

Doctoral Thesis

COMPACTION WITH OSCILLATING ROLLERS

Motion Behaviour, Roller Integrated Compaction Control and Assessment of Wear

submitted in satisfaction of the requirements for the degree of
Doctor of Science in Civil Engineering
of the Vienna University of Technology, Faculty of Civil Engineering

Dissertation

VERDICHTUNG MIT OSZILLATIONSWALZEN

Bewegungsverhalten, walzenintegrierte Verdichtungskontrolle und Verschleißbeurteilung

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades eines
Doktors der technischen Wissenschaften
eingereicht an der Technischen Universität Wien, Fakultät für Bauingenieurwesen
von

Dipl.-Ing. **Johannes Pistol**, BSc
Matrikelnummer 0625760
Jakob Thoma-Straße 17/5
A-2340 Mödling

1. Gutachter: Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. **Dietmar Adam**
Institut für Geotechnik
Technische Universität Wien
Karlsplatz 13/220-2, A-1040 Wien
2. Gutachter: Univ.Prof. Dr.-Ing. **Jürgen Grabe**
Institut für Geotechnik und Baubetrieb
Technische Universität Hamburg-Harburg
Harburger Schloßstraße 20, D-21079 Hamburg
3. Gutachter: Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. **Christoph Adam**
Institut für Grundlagen der Technischen Wissenschaften
Universität Innsbruck
Technikerstraße 13, A-6020 Innsbruck

Wien, im Jänner 2016

Kurzfassung

Die oberflächennahe Verdichtung spielt eine wesentliche Rolle bei der Errichtung zahlreicher Bauwerke des Ingenieurbaus, wie etwa von Dämmen, Straßen oder Bahntrassen. Das bevorzugte Verdichtungsgerät sind dabei dynamische Walzen. Im Gegensatz zu statischen Walzen, bei denen die Verdichtungswirkung nur von dem Eigengewicht der Maschine und gegebenenfalls der Form der Bandage herrührt, werden mit dynamisch erregten Bandagen zusätzliche Beanspruchungen in den zu verdichtenden Untergrund eingetragen, welche die Verdichtung deutlich effizienter gestalten lassen.

Für die Anregung dynamischer Walzen gibt es verschiedene Systeme, die sich hinsichtlich der Konstruktion aber auch der Wirkungsweise deutlich unterscheiden. Der am weitesten verbreitete Typ dynamischer Walzen sind Vibrationswalzen, gefolgt von Oszillationswalzen. Während Vibrationswalzen eine größere Tiefenwirkung erzielen, erzeugen Oszillationswalzen deutlich geringere Erschütterungen und weisen deshalb eine besondere Eignung für sensible Bereiche wie innerstädtische Baustellen auf.

Die Unwuchtmasse einer Vibrationsbandage rotiert um die Bandagenachse und erzeugt kreisförmig translatorische Schwingungen, welche den Untergrund vorwiegend durch Vertikalkräfte und in weiterer Folge Normalspannungen belasten.

Im Falle einer Oszillationsbandage rotieren zwei zur Bandagenachse punktsymmetrische, gegenüberliegende Unwuchtmassen gleicher Größe und Exzentrizität synchron und zwingen der Bandage eine rotatorische Schwingung und damit eine rasch wechselnde Vorwärts-Rückwärts-Rotation auf, die der Fahrbewegung überlagert ist. Durch die Reibung zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche des zu verdichtenden Materials werden vorwiegend Schubkräfte in den Untergrund übertragen und dieser wird folglich durch Schubverzerrungen verdichtet; das Volumen wird verringert und die Steifigkeit steigt. Zusätzlich wirken das Eigengewicht der Bandage und anteilig jenes der Walze als statische Auflast.

Beinahe jeder Walzenhersteller hat verschiedene Modelle von Vibrationswalzen im Sortiment. Oszillationswalzen werden hingegen nur von wenigen Walzenproduzenten angeboten.

Zusätzlich wurden bereits zahlreiche Forschungsarbeiten zur Verdichtung mit Vibrationswalzen durchgeführt, die zu einer Optimierung der Vibrationswalzen und Weiterentwicklungen in Form von selbstregelnden Walzen und Systemen zur *Flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle* (FDVK) geführt haben. Ein solches FDVK-System ermöglicht es, unter Voraussetzung konstanter Parameter des Verdichtungsprozesses vom Bewegungs-

verhalten der dynamisch erregten Bandage auf den Verdichtungszustand des Bodens zu schließen.

Ausgangspunkt der Arbeit ist ein Forschungsprojekt zur verbesserten Anwendung von Oszillationswalzen im Erdbau. Für Oszillationswalzen gibt es bislang kein funktionierendes System zur flächendeckenden dynamischen Verdichtungskontrolle. Darüber hinaus sorgt eine unsachgemäße Verwendung der Oszillationswalzen – durch Fortsetzung der Verdichtungsarbeiten trotz Erreichung der maximal möglichen Verdichtung – für einen erhöhten Verschleiß der Bandage.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wird zunächst das Bewegungsverhalten einer Oszillationsbandage in Abhängigkeit von unterschiedlichen Untergrundverhältnissen und Verdichtungszuständen in experimentellen Untersuchungen erfasst und die Wirkung der oszillierenden Bandage auf den Boden analysiert.

Auf Grundlage der Erkenntnisse aus den experimentellen Untersuchungen wird ein mechanisches Modell zur semi-analytischen Modellierung des Walze-Boden-Interaktionssystems entwickelt, um den systematischen Zusammenhang zwischen der Steifigkeit des Bodens und dem Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage zu untersuchen. Durch eine geeignete Beschreibung des genannten Zusammenhangs wird ein FDVK-Wert für Oszillationswalzen definiert und ein Algorithmus zur Bestimmung ebendieses FDVK-Wertes auf Grundlage realer Beschleunigungsmessdaten präsentiert.

Im Hinblick auf eine mögliche Quantifizierung des Bandagenverschleißes im Zuge des Verdichtungsvorganges wird ein weiterer Kennwert zur Beurteilung der Kontaktbedingungen und des auftretenden Schlupfes zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche des zu verdichtenden Bodens entwickelt.

In einer zweiten Reihe experimenteller Untersuchungen werden die erarbeiteten Zusammenhänge verifiziert und der entwickelte FDVK-Wert für Oszillationswalzen sowie der Schlupf-Kennwert auf reale Messdaten angewendet. Die Ergebnisse zur FDVK mit Oszillationswalzen werden Resultaten etablierter FDVK-Systeme für Vibrationswalzen gegenübergestellt und mit den dynamischen Verformungsmoduln aus Versuchen mit der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät verglichen.

Zur Beurteilung der Aussagekraft des Schlupf-Kennwertes über die tatsächlich auftretende Verschleißwirkung eines Verdichtungsvorganges wird ein numerisches Simulationsmodell entwickelt, mit Hilfe dessen aus den Spannungen und Verschiebungsgeschwindigkeiten in der Kontaktfläche zwischen Bandage und Boden die umgesetzte Verschleißenergie einer Verdichtungsfahrt als Referenzgröße der Verschleißwirkung berechnet werden kann.

Die Ergebnisse der experimentellen, theoretischen und numerischen Untersuchungen werden einander gegenübergestellt, um die Qualität und Aussagekraft des entwickelten FDVK-Systems für Oszillationswalzen und des Schlupf-Kennwertes zur Bewertung des Bandagenverschleißes zu beurteilen.

Abschließend werden erste Ergebnisse einer praktischen Anwendung des neu entwickelten FDVK-Systems für Oszillationswalzen am Beispiel zweier Walzenzüge und einer Tandemwalze präsentiert.

Abstract

Near-surface compaction plays an important role in the construction of various civil engineering structures, such as dams and embankments for roads and railways. Dynamic roller compaction has become the common method for near-surface compaction, since it is much more efficient than static rollers.

There are various types for the excitation of a dynamic drum, which not only differ in their construction but also in their mode of operation and their way of loading the soil. The most popular dynamically excited drum is the vibratory drum, followed by the oscillatory drum. While the vibratory drum is capable of compacting in larger depths, the oscillatory drum reduces subsoil vibrations significantly and is therefore used in sensitive areas, such as inner city construction sites.

The eccentric masses of a vibrating drum are shafted concentrically to the drum axis, resulting in a significantly higher vertical loading but also in increased subsoil vibrations.

Two opposite, rotating eccentric masses whose shafts are mounted eccentrically to the drum axis generate the torsional motion of the oscillatory drum. The drum motion in horizontal direction excites the soil dynamically; additionally, the dead weight of the drum and roller load the underground in vertical direction. Mainly tangential forces are transmitted into the soil by shear waves; the soil volume decreases, while the soil stiffness increases.

Almost every roller manufacturer offers various types of vibrating rollers. In addition, numerous research projects on the compaction with vibrating rollers have been carried out in the past, resulting in an optimization of vibrating rollers and further developments such as feedback controlled rollers and systems for a *Continuous Compaction Control* (CCC). Assuming constant parameters of the compaction process, a CCC system allows a reliable assessment of the state of compaction of the soil, based on an analysis of the motion of the dynamically excited drum.

The point of departure of this doctoral thesis is a research project on the improved application of oscillating rollers in earth works. Up to now, no working CCC system exists for oscillating rollers. Moreover, the improper use of oscillating rollers – by continuing the compaction work despite reaching the state of maximum compaction – leads to an increased wear of the oscillating drum.

In the presented doctoral thesis, the motion of the oscillating drum, depending on the soil conditions and various states of compaction, is analysed experimentally. Additionally, the impact of an oscillating roller on the compacted soil is investigated.

Based on the findings of the experimental investigations, a mechanical model for a semi-

analytic modelling of the dynamic drum-soil interaction is developed to identify a relation between the soil stiffness and the motion behaviour of the drum. A suitable description of the motion behaviour is used as a basis for the definition of a CCC value for oscillating rollers. Moreover, an algorithm for the calculation of this new CCC value, based on the measurement of accelerations in the bearing of the drum, is presented.

For a possible quantification of the wear of the drum during the compaction process, a second characteristic value is defined for the assessment of the contact conditions and the occurring slip between the drum and the surface of the compacted soil.

The developed relations are verified, and in a second series of experimental investigations the CCC value as well as the slip value is tested on real measurement data. The results of the novel CCC value for oscillating rollers are compared with various established CCC systems for vibrating rollers and to the dynamic deformation moduli of tests with the dynamic load plate using the Light Falling-Weight Device.

A numerical model is established for the assessment of the validity of the slip value concerning the actual wear of the drum during the compaction process. The numerical model allows the analysis of the distribution of stresses and relative velocities of displacements in the contact area between drum and soil for the calculation of a wear energy, which is used as a reference value for the assessment of the wear of the drum during the compaction process.

The results of the experimental, theoretical, and numerical investigations are compared with each other in order to evaluate the significance and accuracy of the developed CCC system for oscillating rollers and the slip value.

Finally, first results of a practical application of the developed CCC system for oscillating rollers are presented, using two single-drum rollers and a tandem roller.

Vorwort

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit – zunächst als Projekt- und nun als Universitätsassistent – am Institut für Geotechnik der Technischen Universität Wien, Forschungsbereich für Grundbau, Boden- und Felsmechanik, im Zuge des Forschungsprojektes „Verdichtung mit Oszillation“. Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Dietmar Adam, dem Institutsvorstand des Institutes für Geotechnik, für die exzellente Betreuung der Arbeit, die Forderung und insbesondere Förderung während meiner bisherigen Zeit am Institut und das Wecken meines Interesses für die Bodendynamik.

Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Jürgen Grabe, dem Leiter des Institutes für Geotechnik und Baubetrieb der Technischen Universität Hamburg-Harburg, danke ich herzlich für die Begutachtung dieser Dissertation.

Im Besonderen danke ich weiters Herrn Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Christoph Adam, dem Leiter des Arbeitsbereiches für Angewandte Mechanik der Universität Innsbruck, für die Begutachtung der Arbeit und seine zahlreichen wertvollen Hinweise, insbesondere im Zusammenhang mit der mechanischen Modellierung der Oszillationsbandage. An dieser Stelle bedanke ich mich bei ihm sowie bei seinen Mitarbeiterinnen und Mitarbeitern, allen voran Herrn Univ.Ass. Dipl.-Ing. Dr.techn. Franz-Josef Falkner, für die freundliche Aufnahme während meiner Zeit in Innsbruck und die wertvolle Unterstützung am Beginn der numerischen Berechnungen.

Den Führungskräften der Firma HAMM AG, Herrn Dr. Stefan Klumpp und Herrn Dr.-Ing. Axel Römer, danke ich für das entgegengebrachte Vertrauen zur Abwicklung des Forschungsprojektes „Verdichtung mit Oszillation“. In diesem Zusammenhang gebührt Herrn Dr.-Ing. Sebastian Villwock ein herzlicher Dank für seinen unerschütterlichen Rückhalt innerhalb des Forschungsprojektes. Herrn Dipl.-Ing. (FH) Werner Völkel danke ich ganz besonders für seinen unermüdlichen Einsatz und die freundschaftliche Zusammenarbeit, sein großes Interesse an meiner Arbeit, das Aufwerfen spannender Fragestellungen und seine tatkräftige Unterstützung, nicht zuletzt während der experimentellen Untersuchungen.

Meinem Kollegen Herrn Proj.Ass. Dipl.-Ing. Dr.techn. Cătălin Căpraru danke ich im Besonderen für seinen wertvollen Beitrag in Form der numerischen Berechnungen. Des Weiteren danke ich meiner Kollegin Univ.Ass. Dipl.-Ing. Olja Barbir und meinen Kollegen Univ.Ass. Péter Nagy, BSc, Dipl.-Ing. Armin Steurer und Proj.Ass. Dipl.-Ing. Adrian Kainrath für die angenehme Zusammenarbeit am Institut. Für ihre umfangreiche Unterstützung bei den Laboruntersuchungen danke ich dem Leiter des Erdbaulaboratoriums, Herrn Dipl.-Ing. Dr.techn. Stefan Blovsky, Herrn Proj.Ass. Ing. Andreas Hausenberger und den Herren

Gerhard Steinbauer, Alfred Nitz und Michael Dürmoser. Ein herzlicher Dank richtet sich auch an Frau Gerda Bruckner-Pfleger für ihre hilfsbereite Unterstützung, vor allem in Fragen der Abrechnung und Universitätsbürokratie, sowie an Frau Anna Zahradnik.

Den Mitarbeitern des Forschungsbereiches für Baumechanik und Baudynamik der Technischen Universität Wien danke ich ebenfalls; Herrn Ao.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Rudolf Heuer und Herrn Univ.Do. Dipl.-Ing. Piotr Borejko für die Beratung in Fragestellungen der Mechanik, Herrn Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Christian Bucher für die Zurverfügungstellung des von ihm programmierten Graphikprogrammes sowie den Herren Dipl.-Ing. Dr.techn. Franz Bamer und Dipl.-Ing. Dr.techn. Maximilian Billmaier für die Hilfestellungen bei der Programmierung zur Signalverarbeitung.

Herrn Univ.Ass. Dipl.-Ing. Bernhard Eichwalder, BSc danke ich für die Auflockerung des Universitäts- und Forschungsalltages und die kurzweiligen Kaffeegespräche am Forschungsbereich für Stahlbeton- und Massivbau.

Von eminentem Wert war die Zusammenarbeit mit den Mitarbeitern der Firma VCE Vienna Consulting Engineers ZT GmbH im Zuge der experimentellen Untersuchungen. Speziell danke ich Herrn Priv.Do. Dipl.-Ing. Dr.techn. Fritz Kopf für seine kreativen Ideen und die inspirierenden Diskussionen zu den verschiedensten Fragestellungen des Forschungsprojektes sowie Herrn Dipl.-Ing. (FH) Martin Fritz für seine kompetente und freundschaftliche Unterstützung in Fragen der Messtechnik.

Den Mitarbeitern der Firma HABAU Hoch- und Tiefbaugesellschaft m.b.H., und insbesondere den Herren Dipl.-Ing. Reinhard Böhm, Dipl.-Ing. Christian Letz und Gilbert Rieder, danke ich für die wohlwollende Aufnahme in der Kiesgrube Fischamend und die tatkräftige Unterstützung bei der Durchführung der experimentellen Untersuchungen.

Ein spezieller Dank gebührt auch meiner Diplomandin Dipl.-Ing. Nora Sonderegger, BSc und meinen Diplomanden Dipl.-Ing. Lukas Stöberl, BSc und Mag. Alexander Leitich für das kräftige Anpacken und die kurzweilige Gestaltung der experimentellen Untersuchungen. Meinem nunmehrigen Kollegen Herrn Dipl.-Ing. Mario Hager, BSc danke ich herzlich für seinen Beitrag zur FDVK mit Vibrationswalzen im Zuge seiner Diplomarbeit.

Die Unterstützung durch meine Eltern Angela und Karl Pistol ist von unschätzbarem Wert. Sie haben den Grundstein meiner Ausbildung gelegt, mir selbige ermöglicht und damit ganz wesentlich zum Gelingen dieser Dissertation beigetragen.

Meinem Bruder Florian Pistol, BA Bakk. danke ich ganz besonders für unzählige wertvolle Diskussionen im Zusammenhang mit der Arbeit und fernab davon sowie für das Korrekturlesen der Dissertation.

Die Erstellung der vorliegenden Arbeit wäre mir wohl nicht möglich gewesen, wenn mich meine Freundin Alexandra Marschner nicht während all der Jahre unterstützt hätte. Für die gemeinsamen Diskussionen, ihr offenes Ohr und das Aufzeigen anderer Standpunkte gebührt ihr der größte Dank!

Zuletzt möchte ich meinem Freundeskreis danken, der mich wissentlich oder unwissentlich bei der Erstellung dieser Dissertation unterstützt hat; sei es durch Gespräche oder gemeinsame Bergtouren mit dem Rad.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Einführung	1
1.2	Motivation, Ziel und Methodik der Arbeit	2
2	Grundlagen der dynamischen Bodenverdichtung mit Walzen	5
2.1	Einführung	5
2.2	Anregungsarten dynamischer Walzen	6
2.2.1	Vibrationswalzen	6
2.2.1.1	Funktionsprinzip und Wirkungsweise	6
2.2.1.2	Betriebszustände	7
2.2.2	Oszillationswalzen	9
2.2.2.1	Funktionsprinzip und Wirkungsweise	9
2.2.2.2	Betriebszustände	10
2.2.3	Walzen mit Richtschwinger	12
2.2.3.1	Funktionsprinzip und Wirkungsweise	12
2.2.3.2	Betriebszustände	12
2.2.4	Selbstregelnde Walzen	13
2.2.4.1	Funktionsprinzip und Wirkungsweise	13
2.2.4.2	Regelkriterien	13
2.2.5	Sonderformen	14
3	Grundlagen der Flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle	15
3.1	Einführung und Prinzip der FDVK	15
3.1.1	Komponenten von FDVK-Systemen	18
3.2	Einflussfaktoren auf FDVK-Werte	19
3.3	Kalibrierung von FDVK-Systemen	21
3.3.1	Grundlagen der Kalibrierung	21
3.3.2	Ablauf der Kalibrierung gemäß RVS 08.03.02 [100]	22
3.3.2.1	Probeverdichtung	22
3.3.2.2	Korrelationsbildung	23
3.3.3	Ablauf der Kalibrierung gemäß deutschem Merkblatt M FDVK E [75]	24
3.3.3.1	Korrelationsbildung mittels KQ-Methode	24
3.3.3.2	Korrelationsbildung mittels FV-Verfahren	25

3.4	Bestehende FDVK-Systeme für Vibrationswalzen	25
3.4.1	Compactometer	25
3.4.1.1	Prinzip und Wirkungsweise	25
3.4.1.2	Messwerte	26
3.4.2	Terrameter	27
3.4.2.1	Prinzip und Wirkungsweise	27
3.4.2.2	Messwerte	29
3.4.3	Ammann Compaction Expert (ACE)	29
3.4.3.1	Prinzip und Wirkungsweise	29
3.4.3.2	Messwert	30
3.4.4	Vergleich der bestehenden FDVK-Systeme für Vibrationswalzen	31
3.5	Bestehendes FDVK-System für Oszillationswalzen	31
3.5.1	Oszillometer	33
3.5.1.1	Prinzip und Wirkungsweise	33
3.5.1.2	Messwert	33
3.6	Besonderheiten bei der FDVK mit Oszillationswalzen	34
3.6.1	Unausgewogenheiten und Periodizitäten	35
3.6.1.1	Statische Unausgewogenheit der Bandage	35
3.6.1.2	Dynamische Unausgewogenheit der Bandage	36
3.6.1.3	Unterschiedliche Unwuchtmomente	36
3.6.1.4	Verdrehte Unwuchten	37
3.6.1.5	Verschobene Unwuchtwellen	38
3.6.1.6	Unterschiede im Antrieb der Unwuchtwellen	38
3.7	FDVK mit Walzen mit Richtschwinger	38
3.8	FDVK mit selbstregelnden Walzen	39
4	Experimentelle Grundsatzuntersuchungen	41
4.1	Einführung	41
4.2	Untersuchung des Bewegungsverhaltens an der Walze und im Boden	42
4.2.1	Ziele der Untersuchungen	42
4.2.2	Testfeld	43
4.2.2.1	Lage und Abmessungen	43
4.2.2.2	Spuren 1-4: Verdichtungsfahrten auf 50 cm „Wandschotter“	44
4.2.2.3	Spur 5: Messfahrten auf steifem Untergrund	46
4.2.2.4	Spuren 6 und 7: Messfahrten auf weichem Untergrund	47
4.2.3	Messwalze und Sensorik	48
4.2.3.1	Instrumentierung der Walze	50
4.2.3.2	Instrumentierung des Bodens	55
4.2.4	Messwernerfassung und Messkette	60
4.2.4.1	Rotierendes Messsystem der Oszillationsbandage	60
4.2.4.2	Messsystem der Walze	62
4.2.4.3	Synchronisierung der Messsysteme der Walze	63

4.2.4.4	Akustisches Messsystem in der Vibrationsbandage	64
4.2.4.5	Akustisches Messsystem in der Oszillationsbandage	64
4.2.4.6	Messsysteme des Bodens	64
4.2.5	Messablauf und Dokumentation	65
4.2.6	Begleitende Untersuchungen	65
4.2.6.1	Dynamische Lastplatte (Leichtes Fallgewichtsgerät)	65
4.3	Untersuchungsergebnisse	68
4.3.1	Bewegungsverhalten der Walze	68
4.3.1.1	Beschleunigungen der Oszillationsbandage	68
4.3.1.2	Beschleunigungen der Vibrationsbandage	79
4.3.1.3	Auswertung der Kontaktlänge	81
4.3.1.4	Auswertung weiterer Sensoren an der Walze	83
4.3.2	Wirkung der dynamischen Walze auf den Boden	83
4.3.2.1	Vertikaler Bodendruck	83
4.3.2.2	Verformungen im Boden	85
4.3.2.3	Beschleunigungen im Boden	88
4.3.2.4	Erschütterungswirkung und deren Ausbreitung	95
4.3.3	Auswertung der begleitenden Untersuchungen	100
5	Entwicklung eines FDVK-Wertes für Oszillationswalzen	103
5.1	Einführung	103
5.2	Semi-analytische Modellierung des Walze-Boden Interaktionssystems	105
5.2.1	Allgemeines und Aufbau des Modells	105
5.2.2	Analytische Lösung des vereinfachten Modells	106
5.2.3	Auswertung und Vergleich der analytischen Lösung	109
5.2.4	Bewegungsgleichungen des Bandage-Boden Interaktionsmodells	114
5.2.5	Konusmodell nach <i>Wolf</i>	118
5.2.5.1	Allgemeines	118
5.2.5.2	Aufbau des Konusmodells	119
5.2.5.3	Verhalten unter dynamischer Anregung	122
5.2.5.4	Kompressible und beinahe inkompressible Böden	123
5.2.5.5	Konusmodell für den homogenen elastischen Boden	124
5.2.5.6	Der Lasteintragsbereich des Konusmodells	125
5.2.6	Untersuchungsergebnisse des mechanischen Modells	130
5.3	FDVK-Wert für Oszillationswalzen	135
5.3.1	Allgemeines	135
5.3.2	Algorithmus zur Messdatenverarbeitung	136
5.3.2.1	Einheit des FDVK-Wertes	137
5.3.2.2	Beispielhafte Anwendung des Algorithmus	138
5.3.3	Periodizität	141

6	Schlupf-Kennwert und Verschleiß-Indikator für Oszillationswalzen	147
6.1	Einführung	147
6.2	Schlupf-Kennwert für Oszillationswalzen	148
6.2.1	Grundlagen der Messdatenverarbeitung	148
6.2.2	Übertragung auf die Oszillationsverdichtung	149
6.2.3	Signalverarbeitung und Definition des Kennwertes	150
6.3	Verschleiß-Indikator für Oszillationswalzen	152
7	Experimentelle Hauptuntersuchungen	155
7.1	Einführung	155
7.2	Untersuchung des Bewegungsverhaltens an der Walze und im Boden	156
7.2.1	Ziele der Untersuchungen	156
7.2.2	Testfeld	156
7.2.2.1	Lage und Abmessungen	157
7.2.2.2	Spuren 1-4: Verdichtungsfahrten auf „Wandschotter“	157
7.2.2.3	Spur 5: Messfahrten auf steifem Untergrund	159
7.2.2.4	Spuren 6 und 7: Messfahrten auf bindigem Untergrund	160
7.2.3	Messwalze und Sensorik	161
7.2.3.1	Instrumentierung der Walze	161
7.2.3.2	Instrumentierung des Bodens	163
7.2.4	Messwerterfassung und Messkette	165
7.2.4.1	Messsystem der Walze	166
7.2.4.2	Messsysteme des Bodens	170
7.2.4.3	Synchronisierung der Messsysteme	170
7.2.5	Messablauf und Dokumentation	171
7.2.6	Begleitende Untersuchungen	172
7.2.6.1	Statische Lastplatte	172
7.2.6.2	Dynamische Lastplatte (Leichtes Fallgewichtsgerät)	173
7.2.6.3	Nivellement	173
7.2.6.4	Sandersatzverfahren	174
7.3	Untersuchungsergebnisse	174
7.3.1	Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage	175
7.3.1.1	Dynamisches Rotationszentrum	175
7.3.1.2	Auswertung der Kontaktlänge	177
7.3.2	Untersuchungsergebnisse zur FDVK	179
7.3.2.1	FDVK im Zuge der Verdichtung von Wandschotter	180
7.3.2.2	FDVK auf dem steifen Untergrund der Spur 5	184
7.3.2.3	FDVK auf dem bindigen Untergrund der Spur 6	185
7.3.2.4	FDVK im Vergleich mit dem dyn. Verformungsmodul	187
7.3.2.5	FDVK für Oszillation vs. FDVK für Vibration	190
7.3.3	Untersuchungsergebnisse zum Verschleiß	192
7.3.4	Wirkung der Oszillationsbandage auf den Boden	194

7.3.4.1	Vertikaler Bodendruck	195
7.3.4.2	Verformungen im Boden	198
7.3.4.3	Beschleunigungen im Boden	199
7.3.5	Ergebnisse der Begleituntersuchungen	205
7.3.5.1	Statische Lastplatte	205
7.3.5.2	Dynamische Lastplatte (Leichtes Fallgewichtsgerät)	205
7.3.5.3	Nivellement	207
7.3.5.4	Sandersatzverfahren	208
8	Numerische Berechnungen zur Verschleißbeurteilung	209
8.1	Einführung	209
8.2	Modellaufbau	210
8.3	Modellierung des Bodens	212
8.3.1	Modifiziertes <i>Drucker-Prager</i> /Kappen Modell	213
8.3.2	Parametertransformation <i>Mohr-Coulomb</i> vs. <i>Drucker-Prager</i> Modell	216
8.3.3	Bodenparameter des Simulationsmodells	216
8.3.4	Berücksichtigung der Dämpfung	217
8.4	Modellierung der Oszillationswalze	220
8.5	Interaktion Oszillationswalze-Boden – Modellierung des Kontaktproblems	222
8.6	Berechnungsschritte der Simulation	223
8.7	Ergebnisse der Simulationsberechnungen zur Verschleißwirkung	223
8.7.1	Datengrundlage der Auswertung	223
8.7.2	Exemplarische Auswertung zur Beurteilung der Verschleißwirkung	224
8.8	Beurteilung der Verschleißwirkung - Verifikation des Schlupf-Kennwertes	227
8.8.1	Abhängigkeit der Verschleißenergie vom E-Modul des Bodens	227
8.8.1.1	Verschleißenergie vs. Schlupf-Kennwert	229
8.8.2	Abhängigkeit der Verschleißenergie von der Oszillationsfrequenz	231
8.8.2.1	Verschleißenergie vs. Schlupf-Kennwert	233
8.8.2.2	Verschleißenergie vs. Verdichtungswirkung	234
8.8.3	Abhängigkeit der Verschleißenergie von der Fahrgeschwindigkeit	236
8.8.3.1	Verschleißenergie vs. Schlupf-Kennwert	236
8.8.3.2	Verschleißenergie vs. Verdichtungswirkung	238
8.8.4	Abhängigkeit der Verschleißenergie von den Reibungsverhältnissen	239
8.8.4.1	Verschleißenergie vs. Schlupf-Kennwert	241
9	Gegenüberstellung und Interpretation der Untersuchungsergebnisse	243
9.1	Einführung	243
9.2	Bewegungsverhalten von Oszillationswalzen	243
9.3	Vergleich der FDVK aus Theorie und experimenteller Messung	249
9.4	Verschleißbeurteilung durch Simulation und experimentelle Messung	261
9.5	Optimierung der Oszillationsverdichtung	265

10 Validierung des FDVK-Systems für Oszillationswalzen	267
10.1 Einführung	267
10.2 Testfeld	268
10.3 Messwalzen und Sensorik	270
10.4 Begleitende Untersuchungen	272
10.5 Untersuchungsergebnisse	272
10.5.1 Vergleich des FDVK-Wertes für unterschiedliche Oszillationswalzen .	272
10.5.2 Verschiedene Berechnungsarten des FDVK-Wertes	275
11 Zusammenfassung und Ausblick	279
Literaturverzeichnis	285
Tabellenverzeichnis	293
Abbildungsverzeichnis	295
Liste häufig verwendeter Symbole	309
A Allgemeiner Anhang	315
B Laborergebnisse	321

Kapitel 1

Einleitung

1.1 Einführung

Bei der Errichtung von Bauwerken jeglicher Art ist der Baugrund in den meisten Fällen nicht in der Lage, die Bauwerkslasten ohne Weiteres aufzunehmen, was eine Verbesserung des Baugrundes durch ein geeignetes Verfahren erforderlich macht. In Abhängigkeit von den Bauwerkslasten und Untergrundverhältnissen stehen eine Vielzahl an Bodenverbesserungsmaßnahmen zur Verfügung, um den Boden oberflächennahe oder auch bis in große Tiefen unter der Geländeoberkannte zu verbessern. Für zahlreiche Bauwerke des Ingenieurbaus, bei denen die Errichtung vorwiegend durch eine lagenweise Herstellung erfolgt, wie dies beispielsweise bei Dämmen, Straßen oder Bahntrassen der Fall ist, spielt die oberflächennahe Verdichtung eine wesentliche Rolle. Das bevorzugte Verdichtungsgerät sind dabei dynamische Walzen. Im Gegensatz zu statischen Walzen, bei denen die Verdichtungswirkung nur von dem Eigengewicht der Maschine und gegebenenfalls der Form der Bandage herrührt, werden mit dynamisch erregten Bandagen zusätzliche Beanspruchungen in den zu verdichtenden Untergrund eingetragen, welche die Verdichtung deutlich effizienter machen.

Für die Anregung dynamischer Walzen gibt es verschiedene Systeme, die sich hinsichtlich Konstruktion aber auch Wirkungsweise deutlich unterscheiden. Der am weitesten verbreitete Typ dynamischer Walzen sind Vibrationswalzen, gefolgt von Oszillationswalzen. Während Vibrationswalzen eine größere Tiefenwirkung erzielen, erzeugen Oszillationswalzen deutlich geringere Erschütterungen [92] und weisen deshalb eine besondere Eignung für sensible Bereiche wie innerstädtische Baustellen auf.

Aus bautechnischer Sicht bewirkt die Walzenverdichtung die Reduktion des mit Luft und Wasser gefüllten Porenraumes des Bodens und damit eine Überführung von einem Zustand weitgehend lockerer Lagerung in einen Zustand dichter Lagerung. Damit geht in der Regel eine Erhöhung der Tragfähigkeit des Bodens einher. Im Hinblick auf die Gebrauchstauglichkeit spielt allerdings eine weitere Funktion der Verdichtung eine wesentliche Rolle, nämlich die Vorwegnahme von Setzungen und Setzungsdifferenzen.

Insbesondere im Zusammenhang mit effektiven Bodenverbesserungsmaßnahmen durch dynamische Walzen, mit denen hohe Tagesleistungen erzielt werden können, gewinnt die

Qualitätssicherung der durchgeführten Verdichtungsarbeiten an Bedeutung, die in der Lage sein muss, den gesteigerten Verdichtungsleistungen gerecht zu werden. Punktuelle Prüfmethoden wie der statische oder der dynamische Lastplattenversuch mit dem Leichten Fallgewichtsgesetz sind zumeist nicht in der Lage, den Verdichtungserfolg großer Flächen lückenlos zu erfassen oder erfordern Prüfungen in einem entsprechend großen Umfang, was zu entsprechenden Stehzeiten und Verzögerungen im Bauablauf führt, da sie zumeist eine Unterbrechung der Bautätigkeit erfordern.

In den letzten Jahrzehnten wurden zahlreiche Forschungsarbeiten [9, 14, 15, 42, 58, 68, 88, 105, 116, 117, 118] durchgeführt, um die Interaktion zwischen der schwingenden Bandage einer Vibrationswalze und dem zu verdichtenden Boden besser zu verstehen und daraus eine walzen- und arbeitsintegrierte Methode zur Verdichtungskontrolle zu entwickeln. Die genannten Systeme resultierten in verschiedenen Systemen zur *Flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle* (FDVK). Das Grundprinzip der FDVK ist es, vom Bewegungsverhalten der dynamisch angeregten Bandage auf den Verdichtungszustand des Bodens zu schließen.

Bei der FDVK mit Vibrationswalzen handelt es sich um eine mittlerweile anerkannte Prüfmethode, die auch in zahlreichen nationalen Normen und Richtlinien [75, 85, 99, 100, 102, 108, 109, 115, 127] eine entsprechende Verankerung gefunden hat [17, 81].

1.2 Motivation, Ziel und Methodik der Arbeit

Die genannten umfangreichen Forschungsarbeiten [9, 14, 15, 42, 58, 68, 88, 105, 116, 117, 118] beschränken sich allesamt auf die Verdichtung mit Vibrationswalzen. Das System der Vibrationsverdichtung wurde bereits 1958 [56] erstmals angewendet und erfuhr im Laufe der vergangenen Jahrzehnte eine große Verbreitung, sodass mittlerweile jeder namhafte Walzenhersteller eine Vibrationwalze im Portfolio hat und auch zahlreiche Weiterentwicklungen [34, 62] stattfanden.

Das Prinzip der Oszillationsverdichtung wurde hingegen erst am Beginn der 1980er Jahre von der schwedischen Firma *Geodynamik AB* entwickelt [39] und über Jahrzehnte ausschließlich von der Firma *HAMM AG* in Lizenz gebaut. Erst seit wenigen Jahren arbeitet auch die Firma *Bomag GmbH* an der Entwicklung von Oszillationswalzen [18].

Die Bandage einer Oszillationswalze besitzt zwei Unwuchtmassen, deren Wellen exzentrisch, aber punktsymmetrisch angeordnet sind. Durch gleichsinnige Rotation der Unwuchtmassen entsteht ein oszillierendes Torsionsmoment um die Längsachse der Bandage, das die Oszillationsbandage zu einer raschen Vorwärts-Rückwärts-Rotation zwingt. Durch die Reibung zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche des zu verdichtenden Materials werden vorwiegend Schubkräfte in den Boden übertragen und dieser wird primär durch das Auftreten von Schubverzerrungen verdichtet.

Die Beeinflussung des Bewegungsverhaltens durch den im Zuge der Verdichtung steifer werdenden Untergrund ist deutlich weniger ausgeprägt als dies bei Vibrationswalzen der Fall ist. Zudem ist die Erfassung des Bewegungsverhaltens der Oszillationsbandage wesentlich aufwendiger. Zwar wurde von der Firma *Geodynamik AB* der Versuch unternommen, ein FDVK-System für Oszillationswalzen zu entwickeln [40]; dieses war allerdings nicht in der

Lage, den Verdichtungszustand des Bodens in geeigneter Weise abzubilden, weshalb es nie in Serie gefertigt wurde und es deshalb zur Zeit kein funktionierendes FDVK-System für Oszillationswalzen gibt.

Allgemein beschränken sich die publizierten Forschungsarbeiten zur Verdichtung mit Oszillationswalzen im Erdbau auf einige wenige Arbeiten [24, 59]. Aus diesem Grund initiierte die Firma *HAMM AG* ein gemeinsames Forschungsprojekt mit dem Institut für Geotechnik der Technischen Universität Wien [89] zur Erforschung und Verbesserung der Verdichtung mit Oszillationswalzen im Erdbau; in diesem Kontext steht auch die Entstehung der vorliegenden Arbeit, für die folgende Ziele definiert werden:

- Untersuchung des Bewegungsverhaltens von Oszillationswalzen
- Entwicklung eines Systems zur Flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle (FDVK) mit Oszillationswalzen im Erdbau
- Bewertung und Reduktion des Verschleißes des Walzmantels einer Oszillationsbandage
- Optimierung der Oszillationsverdichtung

Zunächst werden in der vorliegenden Dissertation die theoretischen und praktischen Grundlagen der dynamischen Bodenverdichtung (Kapitel 2) und der Flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle mit Walzen unterschiedlicher Anregungsarten (Kapitel 3) erarbeitet.

In einer ersten Kampagne experimenteller Untersuchungen, dem Grundsatzversuch, (Kapitel 4) wird das Bewegungsverhalten einer Oszillationsbandage in Abhängigkeit von unterschiedlichen Bodenbeschaffenheiten und Verdichtungszuständen untersucht, um das Bewegungsverhalten besser zu verstehen und daraus Größen abzuleiten, die in der Lage sind, dieses Bewegungsverhalten zu beschreiben, und Rückschlüsse auf den Untergrund zulassen. Parallel dazu werden die Wirkungen einer Oszillationsbandage und einer Vibrationsbandage auf den Boden durch die Analyse von vertikalen Bodendrücken sowie Verformungen und Beschleunigungen im Boden vergleichend untersucht.

Auf Grundlage der experimentellen Untersuchungen wird in Kapitel 5 ein mechanisches Modell entwickelt, das eine semi-analytische Modellierung des Walze-Boden-Interaktionssystems zulässt, um den systematischen Zusammenhang zwischen der Steifigkeit des Bodens und dem Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage nachzuweisen. Die abgeleiteten Erkenntnisse dienen sodann der Definition eines FDVK-Wertes für Oszillationswalzen und der Erarbeitung eines geeigneten Algorithmus zur Berechnung des FDVK-Wertes aus den Daten realer Beschleunigungsmessungen an der oszillierenden Bandage.

Das Fehlen eines FDVK-Systems für Oszillationswalzen führt im Baubetrieb in vielen Fällen dazu, dass die Verdichtungsarbeiten fortgeführt werden, obwohl die mit dem eingesetzten Verdichtungsgerät maximal erzielbare Verdichtung bereits erreicht ist. Das resultiert in einer (unnötig) hohen Beanspruchung der Walze und einem erhöhten Verschleiß des Walzmantels der Bandage, was wiederum zu einer entsprechenden Verkürzung der Lebensdauer derselben führt. In Kapitel 6 wird deshalb ein Kennwert definiert, der es ermöglicht,

den auftretenden Schlupf zwischen dem Walzmantel einer Oszillationsbandage und der Oberfläche des zu verdichtenden Bodens zu quantifizieren und gegebenenfalls Aussagen über die Verschleißwirkung einer Verdichtungsfahrt zu treffen.

Eine zweite Reihe experimenteller Untersuchungen, der Großversuch des Kapitels 7, dient vorrangig der Verifikation der abgeleiteten Erkenntnisse aus Grundsatzversuch (Kapitel 4), mechanischer Modellierung der Walze-Boden Interaktion und theoretischer Überlegung (Kapiteln 5 und 6) und insbesondere der erstmaligen Anwendung der Algorithmen zur Bestimmung des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen und des Schlupf-Kennwertes. Untersucht werden im Kontext der FDVK die Reproduzierbarkeit der Ergebnisse, die Vergleichbarkeit der FDVK-Werte mit dynamischen Verformungsmoduln aus dem dynamischen Lastplattenversuch mit dem Leichten Fallgewichtsgerät und die Übereinstimmung der FDVK-Werte für Oszillationswalzen mit den Ergebnissen etablierter FDVK-Systeme für Vibrationswalzen. Im Hinblick auf die Wirkung der Oszillationsbandage auf den Boden erfolgt eine Analyse der Abhängigkeit des vertikalen Bodendrucks sowie der Verformungen und Beschleunigungen im Boden von den Maschinenparametern der Oszillationswalze.

Die Aussagekraft des Schlupf-Kennwertes aus Kapitel 6 über die Verschleißwirkung auf den Walzmantel der Bandage kann im Experiment nicht beurteilt werden. In Kapitel 8 werden deshalb ein Modell und Ergebnisse numerischer Berechnungen vorgestellt, anhand derer durch die Berechnung einer wirksamen Verschleißenergie in der Kontaktfläche zwischen dem Walzmantel der oszillierenden Bandage und dem Untergrund eine Quantifizierung der Verschleißwirkung beliebiger Verdichtungsfahrten möglich ist. Durch die parallele Berechnung des Schlupf-Kennwertes aus den Ergebnissen der numerischen Simulationsberechnungen und den Vergleich mit den Ergebnissen der Verschleißbeurteilung werden Rückschlüsse auf die Aussagekraft des Schlupf-Kennwertes über die Verschleißwirkung gezogen.

In Kapitel 9 werden die Ergebnisse der experimenteller, theoretischer und numerischer Untersuchungen gegenübergestellt, um die Qualität des entwickelten FDVK-Systems für Oszillationswalzen, die Verschleißwirkung und deren Erfassung durch den Schlupf-Kennwert zu beurteilen und Empfehlungen zur optimierten Anwendung von Oszillationswalzen im Erdbau zu geben.

Auf Grundlage der vorliegenden Arbeit baute die Firma *HAMM AG* ein FDVK-System für Oszillationswalzen. In Kapitel 10 werden erste Ergebnisse der praktischen Validierung des FDVK-Systems für Oszillationswalzen durch Messfahrten mit zwei Walzenzügen und einer Tandemwalze präsentiert.

Kapitel 2

Grundlagen der dynamischen Bodenverdichtung mit Walzen

2.1 Einführung

Statische Walzen haben in den vergangenen Jahrzehnten gegenüber dynamischen Walzen sukzessive an Bedeutung verloren. Ihre Verdichtungsleistung hängt im Wesentlichen vom Eigengewicht der Walze bzw. der statischen Linienlast, die sich als Quotient aus Achslast und Bandagenbreite berechnen lässt, ab. Die Bandage bezeichnet dabei den eigentlichen Walzkörper, der auch Walzentrommel genannt wird. Einen gewissen Einfluss hat auch der Radius der üblicherweise eingesetzten Glattmantelbandagen (Abbildung 2.1a). Wesentlich erhöhen lässt sich die Verdichtungsleistung allerdings nur mit entsprechend schweren Geräten. Das führt zu großen und schweren Geräten, die auch im Betrieb kostenaufwändig sind.

Eine Steigerung der Effizienz von statischen Walzen ist gegebenenfalls durch die Wahl einer speziellen Geometrie der Bandage möglich. Insbesondere bei bindigen Böden mit hohem Wassergehalt eignen sich Stampffußbandagen (auch Schafffußbandagen genannt) zur Erhöhung der Verdichtungsleistung. Am Walzmantel einer Stampffußbandage sind Stollen („Füße“) aufgeschweißt (Abbildung 2.1b). Diese bewirken eine Art Knetwirkung und sind in der Lage, Wasserwege aufzubrechen, was den Abbau des, im Zuge der Verdichtung entstehenden, Porenwasserüberdrucks begünstigt und somit einer erfolgreichen Verdichtung zuträglich ist. Ein ähnlicher Effekt kann auch mit einer Polygonbandage erzielt werden. Dabei sind in axialer Richtung drei achteckige Plattensegmente nebeneinander, aber zugleich zueinander versetzt, angeordnet (Abbildung 2.1c). Durch die spezielle Konstruktion erfährt der Boden eine kombinierte Belastung aus Plattenwirkung und Kantenpressung, was zu einem Kneten und Entspannen des Bodens führt und eine deutliche Vergrößerung der Tiefenwirkung ermöglicht [77]. Auch diese Bandagenform ist insbesondere für die Verdichtung von bindigen Böden aber auch für den Einbau von Felsbruchmaterial geeignet.

Im Falle von dynamischen Walzen wird die Bandage der Walze in Schwingung versetzt. Die dynamische Bewegung der Bandage versetzt auch den zu verdichtenden Untergrund in Schwingung, die Korn-zu-Korn-Spannung wird kurzzeitig herabgesetzt und eine



(a) Glattmantelbandage [44].

(b) Stampffußbandage [44].

(c) Polygonbandage [18].

Abbildung 2.1: Walzenzüge mit unterschiedlichen Bandagenformen.

Kornumlagerung in einen dichteren Zustand wird in Kombination mit der statischen Auflast begünstigt [59]. Damit wird bei gleichem Maschinengewicht eine wesentlich effizientere Verdichtung ermöglicht. Die Tiefenwirkung der Walze wird deutlich erhöht, wodurch die Lagenstärken eines einzubauenden Materials vergrößert und Bauzeiten verringert werden können. Dynamisch angeregte Walzen werden ebenso wie statische Walzen mit unterschiedlichen Bandagenformen ausgestattet, Glattmantelbandagen vorrangig für grobkörnige, nichtbindige Böden, Stampffuß- und Polygonbandagen primär für feinkörnige, bindige Böden bzw. letztere auch zur Erhöhung der Tiefenwirkung der Verdichtung [8, 90].

Auf dem Markt gibt es verschiedene Systeme der Anregung, um die Bandage einer dynamischen Walze in Schwingung zu versetzen. Die einzelnen Systeme unterscheiden sich teilweise stark und bewirken ein sehr unterschiedliches Bewegungsverhalten der Bandage. Aus dem Bewegungsverhalten der Bandage wiederum folgt die Wirkung der dynamischen Walze auf den Boden. Im Folgenden werden die wichtigsten Systeme zur Anregung dynamischer Walzen vorgestellt und deren Wirkung auf den zu verdichtenden Untergrund diskutiert.

2.2 Anregungsarten dynamischer Walzen

2.2.1 Vibrationswalzen

Das bereits 1958 [56] erstmals angewendete System der vibratorischen Anregung ist derzeit am weitesten verbreitet und hat sich insbesondere im Erdbau aufgrund der ausgeprägten Tiefenwirkung durchgesetzt.

2.2.1.1 Funktionsprinzip und Wirkungsweise

In der Achse der Bandage ist eine Unwuchtmasse angeordnet, welche mit einer festgelegten Frequenz um die Achse rotiert. Die Rotation der Unwuchtmasse um die Achse erzeugt eine kreisförmig translatorische Schwingung (siehe Abbildung 2.2). Die Richtung der resultierenden Kraft dieser Schwingung ändert sich zu jedem Zeitpunkt. Auf den Boden wirkt die Bandage, in Abhängigkeit vom jeweiligen Betriebszustand, durch vorwiegend vertikal gerichtete Schläge. Daraus folgen die charakteristischen Eigenschaften einer Vibrationswalze, die ausgeprägte Tiefenwirkung und das Verursachen von vergleichsweise großen Erschütterungen in der Umgebung der Walze.

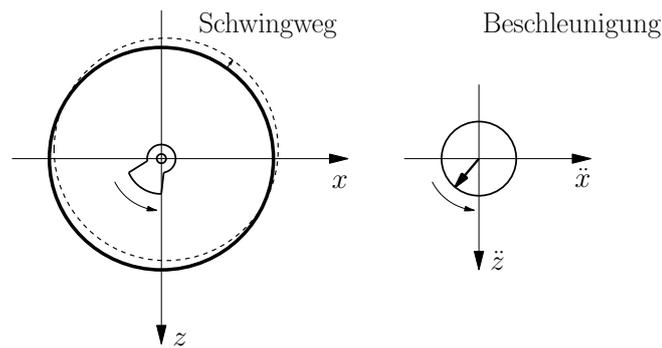


Abbildung 2.2: Anregung der Bandage einer Vibrationswalze. Die in der Achse angeordnete Unwuchtmasse erzeugt eine kreisförmig translatorische Schwingung [9].

In vielen Fällen sind die Unwuchtmassen von Vibrationsbandagen zweigeteilt ausgeführt. Durch die Lage der Teilmassen ändert sich ihr gemeinsamer Schwerpunkt und damit die Exzentrizität der Unwuchtmassen. Eine Vergrößerung der Exzentrizität bewirkt ein größeres Unwuchtmoment und damit eine größere Amplitude der Schwingung. Große Amplituden ermöglichen eine entsprechend große Tiefenwirkung, wohingegen mit kleineren Amplituden der angesprochenen Erschütterungswirkung begegnet werden kann.

2.2.1.2 Betriebszustände

Die schwingende Bandage bildet mit dem zu verdichtenden Boden ein Interaktionssystem, wodurch einerseits der Boden durch die Schwingungen der Bandage selbst in Schwingung versetzt wird und andererseits die Bandage durch die Reaktion des Bodens in ihrem Bewegungsverhalten beeinflusst wird. Die Bodensteifigkeit, die Fahrgeschwindigkeit, die Erregeramplitude und das Verhältnis zwischen dem Rahmengewicht und dem Walzengewicht nehmen entscheidenden Einfluss auf das Verhalten des Interaktionssystems. In Abhängigkeit von den Einflussparametern lassen sich charakteristische Bewegungsmuster identifizieren [9, 42], die im Folgenden als Betriebszustände bezeichnet werden. Die Definition und Abgrenzung erfolgt dabei nach dem Vorschlag von *Adam* [9] und ist in Abbildung 2.3 dargestellt.

Kontakt

Im Betriebszustand „Kontakt“ ist zu jedem Zeitpunkt der Kontakt zwischen der schwingenden Bandage und dem Boden gewährleistet. Dazu muss der Boden in der Lage sein, den ihm aufgezwungenen Bewegungen zu folgen. Dies ist nur bei sehr weichen, plastischen Böden oder losen Schüttungen bzw. sehr geringen Erregeramplituden möglich, weshalb dieser Betriebszustand eine eher untergeordnete Rolle spielt.

Abheben

Der Zustand „Abheben“ tritt bei gut abgestimmten Vibrationswalzen am häufigsten auf und ist auch am besten für die Verdichtung geeignet. Die Bandage verliert durch die größer werdende nach oben gerichtete Vertikalkraft einmal pro Unwuchtumdrehung den Kontakt zum

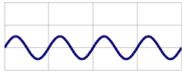
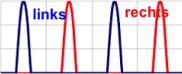
Bewegung der Bandage	Interaktion Bandage-Boden	Betriebszustand	Verlauf der Bodenkontaktkraft	Anwendung der FDVK	Bodensteifigkeit	Fahrgeschwindigkeit	Erregeramplitude
periodisch	ständiger Kontakt	Haften		ja	gering	hoch	klein
	periodischer Kontaktverlust	Abheben		ja	↓	↓	↓
		Springen		ja			
		Taumeln		nein			
chaotisch	aperiod. Kontaktverlust	Chaos		nein			

Abbildung 2.3: Betriebszustände einer Vibrationswalze, adaptiert nach [9].

Boden und schlägt danach auf diesen auf, was zu einer effizienten Verdichtung führt. Für das Auftreten dieses Betriebszustandes sind bereits mittlere Bodensteifigkeiten ausreichend [9].

Springen

Der Betriebszustand des „Springens“ wurde bereits vor dem Verständnis des Bewegungsverhaltens der Vibrationsbandage von erfahrenen Walzenfahrern identifiziert und als solcher bezeichnet. Eine zunehmende Steifigkeit des Untergrundes bewirkt, dass sich das Bewegungsmuster der Bandage nur mehr mit jeder zweiten Unwuchtumdrehung wiederholt. Die Bandage hebt bei diesem Betriebszustand ebenfalls ab und trifft dann abwechselnd mit einem Schlag mit großer Kraftwirkung und einem Schlag mit kleinerer Kraftwirkung auf den Boden auf. Bei entsprechend steifen Untergrundverhältnissen kann der schwächere Schlag gänzlich ausbleiben und die Bandage trifft nur mehr bei jeder zweiten Unwuchtumdrehung auf der Unterlage auf. Die Unwuchtrotation ohne Bodenkontakt wird dann als Luftschlag bezeichnet.

Die hohe Krafteinwirkung sorgt zwar für eine entsprechende Verdichtungsleistung, allerdings steht ihr eine erhöhte Belastung der Walze und ihres Fahrers gegenüber, weshalb das Springen auch deutlich wahrgenommen werden kann. Damit einher geht eine deutlich ausgeprägte Erschütterungswirkung auf die Umgebung.

Taumeln

Steigt die Steifigkeit des Untergrundes weiter an, kommt es zum „Täumeln“ der Bandage. Die Längsachse neigt sich abwechselnd nach links und nach rechts, die Bandage führt eine Wiegeschwingung aus. Das Bewegungsverhalten der linken und rechten Bandagenseite ist somit nicht synchron, sondern phasenverschoben.

Im Betriebszustand „Täumeln“ ist die Walze kaum mehr steuerbar, die Belastung für

das Verdichtungsgerät erheblich und eine sinnvolle Verdichtung nicht mehr möglich. Der Betriebszustand ist deshalb unbedingt zu vermeiden. Bei seinem Auftreten ist die Vibration umgehend zu deaktivieren.

Chaos

Durch extrem hohe Untergrundsteifigkeiten und ungünstig gewählte Walzenparameter, wie einer großen Amplitude, geringer Fahrgeschwindigkeit und geringem Walzengewicht, kann ein chaotisches Bewegungsverhalten hervorgerufen werden. Das Bewegungsverhalten ist nicht mehr periodisch, die Belastungen für das Verdichtungsgerät werden enorm groß und eine sinnvolle Verdichtung sowie ein Steuern der Walze ist nicht mehr möglich.

2.2.2 Oszillationswalzen

Das Prinzip der Oszillation wurde am Beginn der 1980er Jahre von der schwedischen Firma *Geodynamik AB* entwickelt [39] und wurde über Jahrzehnte von der Firma *HAMM AG* in Lizenz gebaut. Seit wenigen Jahren arbeitet auch die Firma *Bomag GmbH* an der Entwicklung von Oszillationswalzen [18].

Bedingt durch die Wirkungsrichtung der Anregung ist die Tiefenwirkung von Oszillationswalzen im Allgemeinen geringer als jene von Vibrationswalzen der gleichen Gewichtsklasse. Diesem Umstand ist mit entsprechend geringeren Lagenstärken beim Einbau zu begegnen. Im Asphaltbau, wo die Mächtigkeit der eingebauten Lagen ohnedies deutlich geringer ist als im Erdbau, liegt ein ideales Anwendungsgebiet der Oszillationswalzen vor. Darüber hinaus können mit Oszillationswalzen sehr homogene, glatte Oberflächen hergestellt werden, was im Asphaltbau ebenfalls erwünscht ist [35, 70].

Ein wesentlicher Vorteil der Oszillationswalzen, der auch im Erdbau zu tragen kommt, ist die deutlich geringere Erschütterungswirkung [92]. Damit eignen sich Oszillationswalzen auch insbesondere für eine Anwendung in erschütterungsempfindlichen Bereichen, wie im innerstädtischen Raum oder auf oder in der Nähe von Brückenkonstruktionen.

2.2.2.1 Funktionsprinzip und Wirkungsweise

Eine Oszillationswalze besitzt zwei Unwuchtmassen, deren Wellen exzentrisch aber punktsymmetrisch zur Bandagenachse angeordnet sind. Die Unwuchtmassen besitzen dieselbe Größe und Exzentrizität, sind um 180° versetzt angeordnet und rotieren gleichsinnig (siehe Abbildung 2.4). Die horizontalen und vertikalen Kraftkomponenten der Anregung heben sich auf, übrig bleibt eine sinusförmige Momentenwirkung um die Bandagenachse, welche die Bandage in eine rasche Vorwärts-Rückwärts-Rotation versetzt. Diese Bewegung ist der Fahrbewegung überlagert.

Durch die Reibung zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche des zu verdichtenden Materials, die statische Auflast der Walze und die Oszillationsbewegung werden vorwiegend dynamische Schubkräfte in den Untergrund übertragen, wodurch dieser vorrangig durch Schubverzerrungen verdichtet wird.

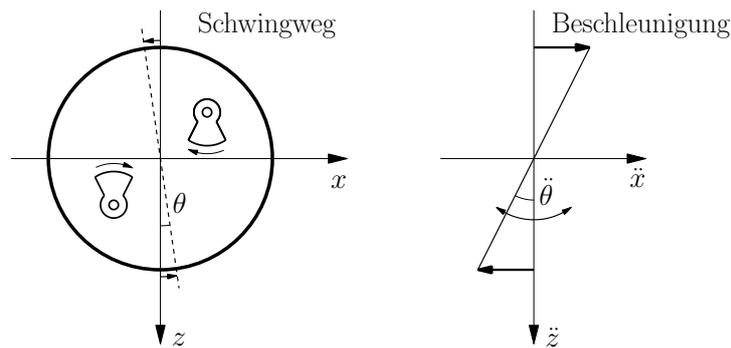


Abbildung 2.4: Anregung der Bandage einer Oszillationswalze. Zwei punktsymmetrisch angeordnete Unwuchtmassen erzeugen durch gleichsinnige Rotation eine Momentenwirkung um die Achse und damit eine rotatorische Schwingung der Bandage [9].

Interaktion Bandage-Boden	Betriebszustand	Verlauf der horizontalen Lagerbeschleunigung	Anw. d. FDVK	Fahr-geschw.	Boden-steifigkeit	Erreger-amplitude	Erreger-frequenz
ständiger Kontakt	Haften		ja	niedrig	gering (Haften)	klein (Haften)	gering (Haften)
periodischer Kontaktverlust	Einseitiges Gleiten		ja	↓ hoch	↓ hoch (Gleiten)	↓ groß (Gleiten)	↓ hoch (Gleiten)
	Asymmetrisches Gleiten		ja				
	Symmetrisches Gleiten		ja				

Abbildung 2.5: Betriebszustände einer Oszillationswalze.

2.2.2.2 Betriebszustände

Im Gegensatz zur Vibrationswalze kommt es bei Oszillationswalzen nicht zum anregungsbedingtem Abheben der Bandage vom Untergrund. Allerdings lassen sich durch die Betrachtung der Verschiebungen bzw. Verschiebungsgeschwindigkeiten zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche des zu verdichtenden Materials ebenfalls Betriebszustände definieren, wie dies bereits 1999 von Kopf [59] geschehen ist. Die Betriebszustände hängen, wie im Falle der Vibrationswalze, von der Bodensteifigkeit, der Amplitude der Anregung, der Frequenz, der Fahrgeschwindigkeit und zusätzlich von den Reibungseigenschaften der Kontaktpartner Walze und Boden ab. Eine Abgrenzung der Betriebszustände ist in Abbildung 2.5 dargestellt. Wie später gezeigt wird, ist im Falle der Oszillationswalzen eine FDVK unabhängig vom Betriebszustand möglich.

Haften

Wird die Haftreibung zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche des zu verdichtenden Materials zu keiner Zeit überschritten, spricht man vom Betriebszustand „Haften“. Der Boden ist dann in der Lage, der Bewegung der Bandage vollständig zu fol-

gen. Relativverschiebungen in der Kontaktfläche treten nicht auf. Im praktischen Betrieb hat dieser Betriebszustand geringe Relevanz. Selbst ohne oszillatorische Anregung, also im Falle der reinen Fahrbewegung, ist ein gewisser dynamischer Schlupf systemimmanent.

Einseitiges Gleiten

Die Oszillationsbewegung der Bandage ist der Fahrbewegung überlagert. Dadurch kann beispielsweise während der Vorwärtsfahrt die Haftreibung gegen die Richtung der Vorwärtsfahrt leichter überwunden werden, da die Oszillationsbewegung die Fahrbewegung in dieser Richtung unterstützt. Einmal pro Unwuchtdrehung tritt dann eine Gleitphase mit zugehöriger Relativgeschwindigkeit zwischen dem Walzmantel der Bandage und dem Untergrund auf. Erst nach dem Verschwinden der Relativgeschwindigkeit haftet die Bandage wieder am Boden, ehe die horizontale Bodenkontaktkraft während der nächsten Unwuchtdrehung wieder groß genug wird, um die Haftreibung zu überwinden.

„Einseitiges Gleiten“ tritt bereits bei geringen Bodensteifigkeiten auf. Je steifer der Untergrund ist, desto größer wird der zeitliche Anteil der Gleitphase während einer Unwuchtdrehung.

Asymmetrisches Gleiten

Bei steigender Bodensteifigkeit tritt „asymmetrisches Gleiten“ auf. Dabei treten Gleitphasen weiterhin periodisch, allerdings nun doppelt so oft, nämlich zweimal pro Unwuchtdrehung, auf. Die Haftreibung wird also auch überschritten, wenn die Oszillationsbewegung der Fahrbewegung entgegenwirkt. Die Dauer dieser zusätzlichen Gleitphasen ist allerdings geringer, als beim Zusammenwirken von Oszillations- und Fahrbewegung, weshalb das Gleiten als asymmetrisch bezeichnet wird.

Je steifer der Untergrund ist, desto länger werden die Gleitphasen in und gegen die Fahrtrichtung. Nimmt das Gleiten immer mehr zu, ist unter Umständen kein weiterer Verdichtungszuwachs mehr erzielbar und der dynamisch auftretende Schlupf sorgt für einen ungewollt hohen Verschleiß des Walzmantels und verkürzt damit die Lebensdauer der Bandage.

Symmetrisches Gleiten

Beim „symmetrischen Gleiten“ kommt es ebenfalls zu einem periodischen Überschreiten der Haftreibung und einem Gleiten zweimal pro Unwuchtdrehung. Im Gegensatz zum asymmetrischen Gleiten sind die Gleitphasen in jede Richtung gleich lang.

Dieser Sonderfall tritt im Allgemeinen nur bei stehenden Walzen mit aktivierter Oszillationsanregung auf. Mit sehr geringen Fahrgeschwindigkeiten ist eine Annäherung an das symmetrische Gleiten möglich. Je höher die Fahrgeschwindigkeit ist, desto größer wird die Asymmetrie der Dauer der Gleitphasen.

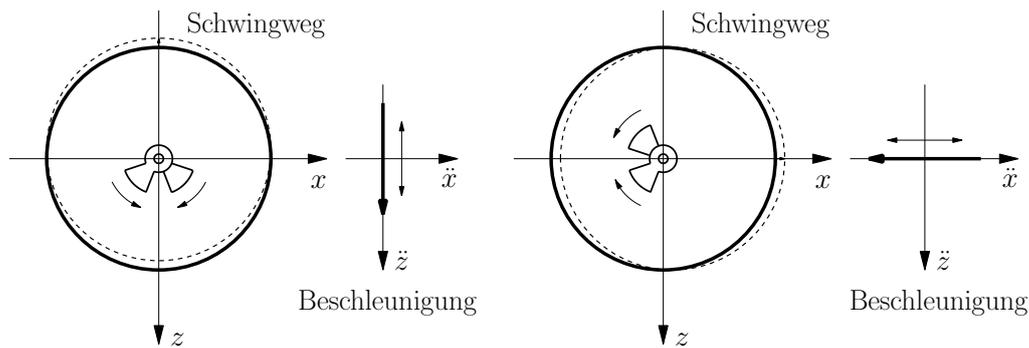


Abbildung 2.6: Anregung der Bandage eines Richtschwingers. Zwei gegenlaufende Unwuchtmassen erzeugen eine Schwingung, die je nach Stellung der Erregereinheit von vertikal bis horizontal geneigt ist [9].

2.2.3 Walzen mit Richtschwinger

Als Weiterentwicklung der klassischen Vibrationswalze baute die *Bomag GmbH* 1998 die erste Bandage mit Richtschwinger und vermarktete sie unter der Bezeichnung „Vario-Walze“ [34].

2.2.3.1 Funktionsprinzip und Wirkungsweise

Eine Bandage mit Richtschwinger besitzt zwei Unwuchtmassen gleicher Größe und Exzentrizität, die gegensinnig um die Bandagenachse rotieren. Dadurch erzeugen die Unwuchtmassen eine gerichtete Schwingung der Bandage, wobei die Richtung manuell, durch (stufenloses) Verdrehen der Erregereinheit, von vertikal bis horizontal verändert werden kann (Abbildung 2.6).

In der Vertikalstellung der Erregereinheit gleicht die Vario-Walze in ihrer Wirkung einer klassischen Vibrationswalze. Mit zunehmender Schrägstellung der Erregereinheit nimmt die Größe der Vertikalkomponente ab, während die Horizontalkomponente größer wird. Wird die Erregereinheit horizontal gestellt, ähnelt sie in ihrer Wirkung auf den Boden einer Oszillationswalze, unterscheidet sich aber dennoch maßgeblich von ihr, da die Oszillationsbewegung eine reine Rotation um die Bandagenachse bedeutet und die horizontale Schwingung des Richtschwingers eine translatorische Bewegung im Raum darstellt.

Durch die Verstellmöglichkeit der Erregereinheit kann auf die Anforderungen im Verdichtungsprozess reagiert werden. Für eine große Tiefenwirkung ist eine möglichst vertikale Stellung der Erregereinheit gewünscht. Mit zunehmender Verdichtung kann die Erregereinheit dann immer flacher gestellt werden, um beispielsweise unerwünschte Taumelbewegungen oder eine übermäßige Beanspruchung des Verdichtungsgerätes zu vermeiden.

2.2.3.2 Betriebszustände

Für eine vertikal ausgerichtete Erregereinheit und schräge Einstellungen der Erregereinheit unter einem Winkel von etwa 30° bis 90° zur Horizontalen sind die Betriebszustände einer

Walze mit Richtschwinger mit jenen einer Vibrationswalze vergleichbar [9]. Es existieren also die Zustände Kontakt, Abheben, Springen, Taumeln und Chaos, wobei die Übergänge von einem Betriebszustand zum anderen stark von der Schrägstellung der Erregereinheit abhängen. Bei nahezu horizontaler Einstellung der Erregereinheit sind die Betriebszustände mit jenen der Oszillationswalze, Haften, einseitiges Gleiten, asymmetrisches Gleiten und symmetrisches Gleiten, vergleichbar, obwohl sich die beiden Anregungsarten in ihrer Bewegung stark unterscheiden.

2.2.4 Selbstregelnde Walzen

2.2.4.1 Funktionsprinzip und Wirkungsweise

Die Bandage einer selbstregelnden Walze entspricht einer Bandage mit Richtschwinger. Die Regelung der Schrägstellung der Erregereinheit der Bandage erfolgt allerdings nicht manuell wie im Fall einer Vario-Walze, sondern durch einen Regelmechanismus auf der Walze selbst [34, 62]. Die Einführung von selbstregelnden Walzen erfolgte durch die Firma *Bomag GmbH*, wobei Erdbauwalzen als „Vario-Control-Walzen“ und Asphaltwalzen als „Variomatic-Walzen“ bezeichnet wurden.

Durch Beschleunigungsaufnehmer an der Lagerschale der Bandage wird das Bewegungsverhalten der Bandage gemessen und in weiterer Folge die Bodenkontaktkraft berechnet. Über das Bewegungsverhalten und die Bodenkontaktkraft werden im Normalfall zwei Regelkriterien definiert.

2.2.4.2 Regelkriterien

Sprungkriterium

Das Sprungkriterium dient der Vermeidung des Betriebszustandes Springen (siehe Abschnitt 2.2.1.2). Beispielsweise durch Auswertung der Oberwellen des Beschleunigungssignales in der Lagerschale kann der Betriebszustand identifiziert werden. Die Erregereinheit wird dann flacher gestellt, sodass kein Sprungbetrieb mehr auftritt.

Kraftkriterium

Geräteabhängig wird eine maximal zulässige Bodenkontaktkraft definiert. Übersteigt die aus den Beschleunigungssignalen berechnete Bodenkontaktkraft den vorgegebenen Grenzwert, wird die Erregereinheit flacher gestellt.

Der Verdichtungsprozess wird mit einer möglichst vertikalen Stellung der Erregereinheit begonnen und solange fortgeführt, bis Springen auftritt oder die maximal zulässige Bodenkontaktkraft erreicht wird. Die Erregereinheit wird dann flacher gestellt, um die Kriterien zu erfüllen. Die Walze versucht laufend die Erregereinheit so steil wie möglich zu stellen, um einen maximalen Energieeintrag zu erreichen. Damit ist eine sehr effiziente Verdichtung möglich, da in Bereichen mit geringer Steifigkeit automatisch mehr Verdichtungsarbeit geleistet wird als in bereits verdichteten Bereichen.

Für die Anwendung in erschütterungsempfindlichen Bereichen kann die Stellung der Erregereinheit auch fixiert werden, um eine Vertikalstellung der Erregereinheit und damit entsprechend große Erschütterungen zu vermeiden.

Auch die Firma *Ammann AG Group* hat ein System zur Selbstregelung, das „ACE-System“ (=„Ammann Compaction Expert“) entwickelt [13, 14, 15]. Die Größe der Amplitude wird dabei allerdings nicht durch die Schrägstellung der Erregereinheit eines Richtschwingers gesteuert, sondern durch einen geregelten Kreisschwinger. Die Unwucht eines Kreisschwingers ist geteilt ausgeführt, wobei die Gesamtexzentrizität stufenlos geregelt werden kann. Die Funktion und Regelung entsprechen sinngemäß dem Fall eines Richtschwingers, wobei anstatt eines Flacherstellens der Erregereinheit eine Verkleinerung der Exzentrizität und damit der Amplitude der Anregung erfolgt.

2.2.5 Sonderformen

Neben den vorgestellten Prinzipien der dynamischen Anregung einer Bandage wurden weitere Systeme, wie beispielsweise die Nutationswalze vom japanischen Walzenhersteller *SAKAI* entwickelt [104].

Die meisten dieser Systeme haben es nicht über das Prototypenstadium hinaus geschafft und keines der Systeme konnte sich am Markt durchsetzen. In der vorliegenden Arbeit werden sie ebenso wie pseudo-dynamische Anregungssysteme, wie etwa der „Impact-Roller“ [1], nicht weiter behandelt.

Kapitel 3

Grundlagen der Flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle (FDVK)

3.1 Einführung und Prinzip der Flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle (FDVK)

Im Unterschied zu konventionellen und punktuellen Prüfmethode des Verdichtungserfolges handelt es sich bei der Flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle (FDVK) um eine walzen- und arbeitsintegrierte Methode der Verdichtungsprüfung. Das bedeutet, dass die Walze nicht nur als Verdichtungsgerät fungiert, sondern gleichzeitig auch Messwerkzeug ist. Darüber hinaus erfolgt die Verdichtungsprüfung nicht intermittierend und damit den Verdichtungsprozess unterbrechend, sondern bereits während der Verdichtung und kontinuierlich.

Das Grundprinzip der FDVK ist es, vom Bewegungsverhalten der dynamisch angeregten Bandage auf den Verdichtungszustand des zu verdichtenden Bodens zu schließen.

Wie bereits im vorigen Kapitel 2 erörtert, bildet die schwingende Bandage ein Interaktionssystem mit dem zu verdichtenden Boden. Durch die Schwingungen der Bandage wird der Boden selbst in Schwingung versetzt und andererseits wird die Bandage durch die Reaktion des Bodens in ihrem Schwing- und Bewegungsverhalten beeinflusst. Bestimmend für das Bewegungsverhalten sind jene Größen, die schon für die Beeinflussung der Betriebszustände dynamischer Walzen identifiziert worden sind. Neben der Bodensteifigkeit zählen dazu in erster Linie Maschinenparameter wie die Größe und Frequenz der Erregeramplitude, Maschinenmassen und Massenverhältnisse, geometrische Abmessungen der Bandage und die Fahrgeschwindigkeit. Werden alle Maschinenparameter während des Verdichtungsprozesses konstant gehalten, kann eine Änderung im Bewegungsverhalten der Bandage nur auf die Reaktion des Bodens zurückzuführen sein.

Für ein FDVK-System sind deshalb zwei Voraussetzungen zu erfüllen. Die angesprochenen äußeren Parameter der Maschine und des Verdichtungsprozesses müssen konstant ge-

halten werden und das Bewegungsverhalten der Bandage muss erfasst werden. Die zweite Anforderung kann prinzipiell durch Aufzeichnung der Schwingwege, Schwinggeschwindigkeiten oder Beschleunigungen in translatorischer oder rotatorischer Richtung erfolgen. Im Regelfall werden die translatorischen Beschleunigungen (meist in vertikaler und/oder horizontaler Richtung) in der Lagerschale der Bandage gemessen.

Den Zusammenhang zwischen dem Schwingungsverhalten der vibratorisch angeregten Bandage und dem Verdichtungszustand des Bodens erkannte *Dr. Heinz Thurner* im Jahre 1974 im Rahmen von Feldstudien mit einer fünf Tonnen schweren *Dynapac* Vibrationswalze, die von einem Traktor gezogen und mit einem Beschleunigungsaufnehmer ausgerüstet war. *Thurner* stellte einen Zusammenhang zwischen dem Verhältnis der Beschleunigungsamplituden der ersten Oberschwingung und jener bei der Anregungsfrequenz sowie der Steifigkeit des Bodens fest.

Thurner gründete daraufhin 1975 gemeinsam mit *Dr. Åke Sandström* die Firma *Geodynamik AB* in Schweden, um in Zusammenarbeit mit *Dr. Lars Forssblad* von *Dynapac* das erste FDVK-System für Vibrationswalzen, das *Compactometer* mit dem CMV-Wert (Compaction Meter Value) zu entwickeln und 1978 zu patentieren [116]. Das neue System zur Verdichtungskontrolle wurde auf der ersten Internationalen Konferenz für Verdichtung 1980 in Paris der Fachwelt präsentiert [36, 117, 125]. Seit 1980 wird das System der Firma *Geodynamik AB* kommerziell vermarktet und von zahlreichen Walzenherstellern, teilweise mit geringen Modifikationen, eingesetzt.

Im Jahr 1982 stellte die *Bomag GmbH* das *Terrameter* mit dem zugehörigen OMEGA-Wert als alternatives FDVK-System für Vibrationswalzen vor [58, 68]. Im Unterschied zum *Compactometer* erfolgt beim *Terrameter* die Analyse der Beschleunigungssignale nicht im Frequenz- sondern Zeitbereich. In den späten 1990er Jahren wurde der dimensionslose OMEGA-Wert von der physikalisch interpretierbaren Größe des Vibrationsmoduls E_{vib} [MN/m²] abgelöst.

Ebenfalls eine im Zeitbereich ermittelte, physikalisch interpretierbare Messgröße liefert das 1999 von der Firma *Ammann AG Group* vorgestellte ACE-System (Ammann Compaction Expert), den Bodensteifigkeitsparameter k_B [MN/m].

Auch bei der Entwicklung des ersten und bisher einzigen FDVK-Systems für Oszillationswalzen nahm die Firma *Geodynamik AB* aus Schweden die Vorreiterrolle ein. 1997 wurde das *Oszillometer* mit dem Verdichtungskennwert OMV (Oscillation Meter Value) vorgestellt [40]. Das System ähnelt in seinem Aufbau dem *Compactometer*, die Analyse der Beschleunigungen erfolgt ebenfalls im Frequenzbereich, wobei zur Berechnung des OMV-Wertes die Horizontalbeschleunigungen herangezogen werden. Das System hat sich in Praxistests allerdings nicht bewährt und somit nie Serienreife erreicht. Derzeit gibt es demnach kein funktionierendes FDVK-System für Oszillationswalzen.

In Tabelle 3.1 sind alle bisher entwickelten und gängigen FDVK-Systeme für dynamische Walzen, die zugehörigen Messwerte und Definitionen sowie die Hersteller, die diese Systeme verwenden, zusammengefasst.

Tabelle 3.1: Bestehende FDVK-Systeme, zugehörige Messwerte und Definitionen sowie anwendende Hersteller (Adaptiert und erweitert nach Hager [43]).

Anregung	Messsystem	Messwert	FDVK-Wert abgeleitet von	Hersteller
Vibration	Compactometer	$CMV (RMV)$ [-] Compaction Meter Value	dem Verhältnis der Vertikalbeschleunigungsamplitude bei der ersten Harmonischen zur Amplitude bei Anregungsfrequenz; im Frequenzbereich	Geodynamik in Lizenz: Caterpillar Dynapac Hamm Volvo
Vibration	Im Wesentlichen Compactometer	CCV [-] Compaction Control Value	der Beziehung von multiplen Vertikalbeschleunigungsamplituden bei Grundfrequenz, vielfachen Harmonischen und Subharmonischen; Frequenzbereich	Sakai
Vibration	Terrameter	$OMEGA$ [-] effektiv in den Boden eingetragene Energie	dem Zusammenhang zwischen vertikalem Schwingweg der Bandage und der Bodenkontaktkraft über zwei Erregerperioden; Zeitbereich	Bomag
Vibration	Terrameter	E_{vib} [MN/m^2] dynamischer Vibrationsmodul	der Neigung des Zusammenhangs zwischen vertikalem Bandagenschwingweg und Bodenkontaktkraft während der Belastungsphase; Zeitbereich	Bomag
Vibration	ACE	k_B [MN/m] Bodensteifigkeit	dem Zusammenhang zwischen vertikalem Bandagenschwingweg und Bodenkontaktkraft; Zeitbereich	Ammann
Oszillation	Oszillometer	OMV [-] Oscillation Meter Value	dem Betrag der zeitlichen Ableitung des horizontalen Beschleunigungssignals an dessen Nulldurchgang und der Dauer einer Erregerperiode; Frequenzbereich	(Hamm) wurde nie in Serie gebaut

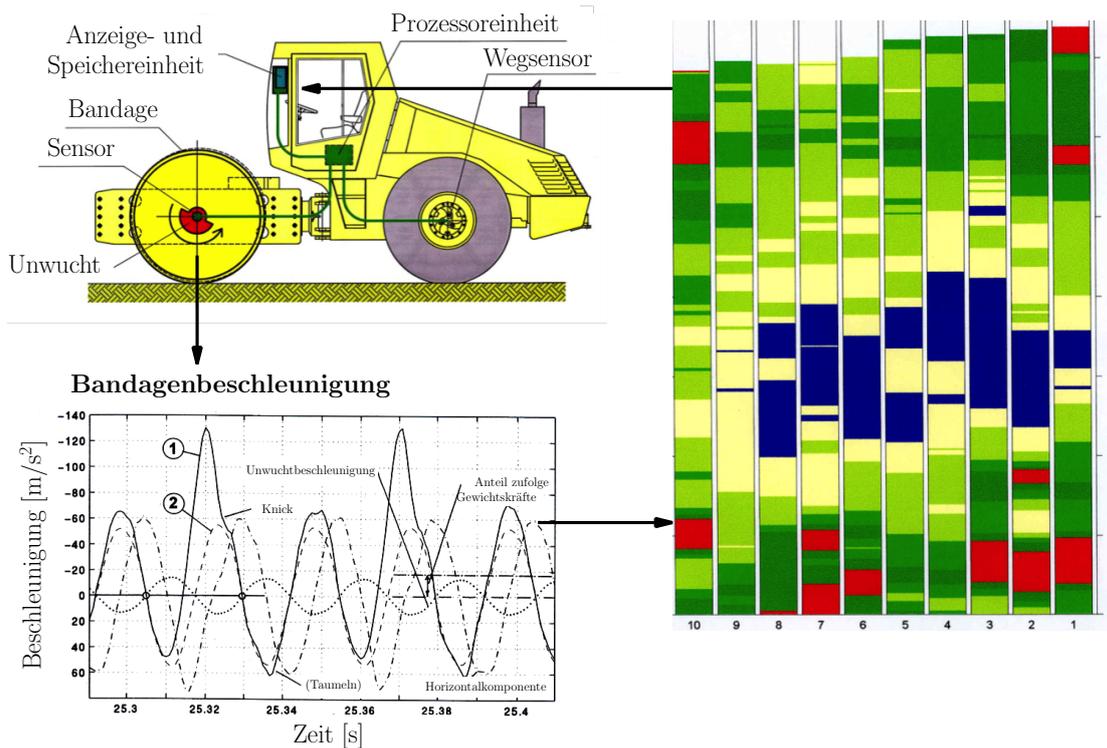


Abbildung 3.1: Komponenten eines FDVK-Systems (oben), gemessene Bandagenbeschleunigung (unten) und Darstellung des Verdichtungserfolges auf dem Display (rechts) (Adaptiert nach [10]).

3.1.1 Komponenten von FDVK-Systemen

Neben den Sensoren zur Erfassung des Bewegungsverhaltens der Bandage (in der Regel Beschleunigungsaufnehmer in der Lagerschale und somit im ungedämpften Teil der Bandage) besitzt jedes FDVK-System eine Prozessoreinheit zur Berechnung des jeweiligen FDVK-Wertes. Aus dem zeitlichen Verlauf des Signals der Sensoren wird stückweise ein FDVK-Wert berechnet und an eine Speichereinheit zur manipulationssicheren Dokumentation der Messdaten weitergegeben bzw. über eine entsprechende Anzeigeeinheit dem Walzenfahrer visuell dargestellt. Diese Anzeigeeinheit in Form eines Zeigerinstrumentes oder Displays ermöglicht dem Geräteführer eine rasche Beurteilung des Verdichtungserfolges und ein gegebenenfalls erforderliches Eingreifen in den Verdichtungsprozess.

Um die FDVK-Werte einer eindeutigen Position am Verdichtungsfeld zuschreiben zu können, sind ältere Walzengenerationen mit einem Weg- und Geschwindigkeitssensor ausgestattet. Mittlerweile haben sich allerdings GPS-Systeme etabliert, da sie eine exakte und flächenhafte Zuordnung, Anzeige und Dokumentation ermöglichen. Es kann also grundsätzlich zwischen der bahngebundenen Arbeitsweise und der GPS-basierten Arbeitsweise unterschieden werden.

Für die Verwaltung und Dokumentation der FDVK-Werte sowie deren weitere Verarbeitung und Aufbereitung stellen Walzenhersteller eigene Computersoftware zur Verfügung.

3.2 Einflussfaktoren auf FDVK-Werte

Trotz der Bestrebungen der *Bomag GmbH* und der *Ammann AG Group* mit dem E_{vib} - bzw. k_B -Wert physikalisch interpretierbare Größen einzuführen, bleibt die FDVK ein indirektes Verfahren, das nicht die Steifigkeit des Bodens als physikalische Größe misst, sondern Relativwerte liefert, die von zahlreichen Faktoren wie den Maschinenparametern und weiteren Bodeneigenschaften neben der Steifigkeit abhängen. Daher ist es für die Beurteilung von FDVK-Systemen unerlässlich, diese Einflussfaktoren zu kennen.

Von *Hager* [43] wurden im Rahmen des Forschungsprojektes „Verdichtung mit Oszillation“ [89] experimentelle Vergleiche der gängigen FDVK-Werte für Vibrationswalzen angestellt und insbesondere der Einfluss von Frequenz und Amplitude der Anregung, sowie der Fahrgeschwindigkeit auf diese FDVK-Werte herausgearbeitet. Seine Arbeit, sowie die grundlegenden Arbeiten von *Adam* [9, 22] und *Kopf* [24, 59] stellen die Grundlage für die folgende Zusammenfassung der Einflussfaktoren dar:

- Boden

Bodenart: in Bezug auf Korngröße und Korngrößenverteilung. Je feinkörniger der Boden ist, desto geringer ist im Allgemeinen das Niveau der FDVK-Werte. Auch der Anstieg der FDVK-Werte mit steigender Zahl der Überfahrten fällt im Vergleich zu grobkörnigen Böden geringer aus.

Schichtaufbau: Liegen Schwachstellen und Inhomogenitäten innerhalb der Messtiefe des FDVK-Systems, beeinflussen diese das Wertenniveau.

Wassergehalt: Ein hoher Wassergehalt bewirkt insbesondere bei bindigen Böden ein niedrigeres Niveau der FDVK-Werte.

Im Allgemeinen gilt: Je niedriger die aktuelle Steifigkeit des Bodens ist, desto geringer ist das Niveau der FDVK-Werte.

Verdichtungsgrad, Steifigkeit: Im Normalfall weisen bindige Böden deutlich geringere Steifigkeiten auf, weshalb auch das Wertenniveau der FDVK sehr gering sein wird. Sinnvolle Messungen sind nur mit entsprechend leichten Walzen möglich, eine Anwendung der FDVK kann problematisch sein. Nicht bindige Böden stellen aufgrund ihrer guten Verdichtbarkeit und hohen Tragfähigkeit im verdichteten Zustand hingegen ein ideales Anwendungsgebiet der FDVK dar.

- Planum

Ebenflächigkeit: Unebenheiten des Planums, die ein vollflächiges Aufliegen der Bannage über ihre gesamte Breite verhindern, wirken sich negativ auf den Verdichtungserfolg aus und beeinflussen auch die dynamischen Messwerte der FDVK.

- Maschinenparameter

Statische Linienlast: Eine Vergrößerung der statischen Linienlast erhöht auch die Tiefenwirkung der Walze sowie die Messtiefe der FDVK. Dadurch können auch tief-

liegendere Bereiche Einfluss auf die FDVK-Werte nehmen. Darüber hinaus beeinflusst das Verhältnis zwischen schwingender Bandagenmasse und Rahmengewicht die Betriebszustände der Walze und damit in weiterer Folge die FDVK-Werte. Bei feinkörnigen Böden werden leichte Walzen mit geringer statischer Liniennlast empfohlen, wohingegen bei grobkörnigen Böden schwere Walzenzüge zum Einsatz kommen können.

Amplitude: Die Amplitude beeinflusst die Tiefenwirkung der Verdichtung, den Betriebszustand, die Messtiefe und somit auch das Niveau der FDVK-Werte.

Frequenz: Die Frequenz der Anregung nimmt laut *Hager* [43] deutlichen Einfluss auf die FDVK-Werte, wobei es je nach FDVK-System zu einem markanten Anstieg oder Abfall der Werte kommen kann. Die Frequenz ist während der FDVK-Messfahrten deshalb in jedem Fall möglichst konstant (± 2 Hz) zu halten.

Fahrgeschwindigkeit: Je geringer die Fahrgeschwindigkeit während der Verdichtung ist, desto steifer erscheint der Boden. Das Niveau der FDVK-Werte sinkt somit bei höheren Fahrgeschwindigkeiten. Dementsprechend ist auch die Fahrgeschwindigkeit möglichst konstant zu halten; ein Toleranzbereich von $\pm 0,2$ km/h erscheint zweckmäßig.

Fahrtrichtung: Die Rotation der Unwuchtmassen sowohl von Vibrationswalzen als auch von Oszillationswalzen kann in die gleiche Richtung wie die Rotation der Bandage aufgrund der Fahrbewegung erfolgen oder ihr entgegengesetzt sein. In den meisten Fällen hat die Gleichsinnigkeit der Rotation bzw. ihr Gegensatz einen Einfluss auf die FDVK-Werte. Es ist deshalb empfehlenswert, Messfahrten nach der Fahrtrichtung zu differenzieren bzw. den Werteunterschied durch eine Probeverdichtung zu identifizieren.

- **Bewegungsverhalten der Bandage**

Die in den Abschnitten 2.2.1.2 und 2.2.2.2 diskutierten Betriebszustände von Vibrations- und Oszillationswalzen können einen entscheidenden Einfluss auf das Niveau der FDVK-Werte nehmen. Dies gilt insbesondere für FDVK-Systeme von Vibrationswalzen, die den FDVK-Wert im Frequenzbereich ermitteln.

- **Messtiefe**

Beim Einsatz von FDVK-Systemen ist unbedingt zwischen der Verdichtungstiefe (Walze als Verdichtungsgerät) und der Messtiefe (Walze als Messgerät) zu unterscheiden. Während die Verdichtungstiefe von Vibrationswalzen in Abhängigkeit von der eingesetzten Walze und den eingestellten Maschinenparametern im Regelfall zwischen 0,4 m und 1,0 m liegt bzw. in Ausnahmefällen oder durch den Einsatz spezieller Bandagen (Polygonbandagen) auch 1,5 m betragen kann [90], ist die Messtiefe zumeist größer [8].

Dadurch können Schichtgrenzen, Schwachstellen oder Inhomogenitäten auch unterhalb der zu verdichtenden Schicht lokalisiert werden. Trotz guter Verdichtung der

eingebauten Schicht werden die FDVK-Werte in diesem Bereich nicht in dem Ausmaß ansteigen, wie dies in ungestörten Bereichen der Fall ist. In diesen Fällen ist bei der Auswertung und Interpretation der FDVK-Werte mit besonderer Sorgfalt vorzugehen.

- Lage und Geometrie der Walzspur

Neigung: Beim Befahren von Böschungen kann es zwischen den Antriebsrädern eines Walzenzuges bzw. den Bandagen einer Tandemwalze und dem Untergrund zu größerem Schlupf kommen. Zudem ändern sich die Achslasten und damit die statische Auflast jeder Bandage. Dies kann die FDVK-Werte ebenfalls beeinflussen.

Kurven: Kurvenfahrten beeinflussen die Ergebnisse von FDVK-Systemen. Diese Beeinflussung ist umso größer, je enger die Radien der gefahrenen Kurven sind.

- Liegezeit

Die Liegezeit spielt insbesondere bei selbstregelnden Walzen eine Rolle und bezeichnet die Zeitspanne zwischen der Verdichtung und der Durchführung der Messwalzung mit fixierter Stellung der Erregereinheit. Witterungsverhältnisse oder die Befahrung durch andere Baugeräte können die Messung verfälschen.

3.3 Kalibrierung von FDVK-Systemen

3.3.1 Grundlagen der Kalibrierung

FDVK-Werte stellen keine absoluten bodenphysikalischen Größen dar, sondern sind Relativwerte, die vom Verdichtungsgerät, Verdichtungsprozess und von den im vorigen Abschnitt 3.2 diskutierten Faktoren abhängen. Aus diesem Grund sind in Bauverträgen, Normen und Richtlinien für die Abnahmeprüfung (Identitätsprüfung)¹ auch keine FDVK-Werte gefordert. Die Anforderungen beziehen sich vielmehr auf konventionelle bodenphysikalische Kenngrößen. Daher ist es erforderlich, einen Zusammenhang der FDVK-Werte mit diesen üblichen Kenngrößen herzustellen, um die FDVK auch als Abnahmeprüfung durchzuführen. Das Herstellen dieses Zusammenhangs wird als Kalibrierung bezeichnet.

Grundsätzlich sind FDVK-Werte allen Verdichtungskennwerten konventioneller Prüfmethoden der Verdichtung und Tragfähigkeit zuordenbar. Dazu zählen die Verformungsmoduln E_{v1} und E_{v2} des statischen Lastplattenversuches, der dynamische Verformungsmodul E_{vd} des dynamischen Lastplattenversuches, sowie der Verdichtungsgrad D_{Pr} . Umfangreiche Untersuchungen und nicht zuletzt die baupraktische Anwendung haben allerdings gezeigt, dass die schnellste und zuverlässigste Art der Kalibrierung die Verknüpfung der FDVK-Werte mit den dynamischen Verformungsmoduln E_{vd} des dynamischen Lastplattenversuches mit dem Leichten Fallgewichtsgerät darstellt (siehe auch Abschnitt 4.2.6.1 zum dynamischen Lastplattenversuch). Die einfache und rasche Kalibrierung resultiert aus der

¹in Deutschland als „Kontrollprüfung“ bezeichnet

kurzen Versuchsdauer des dynamischen Lastplattenversuches. Die zuverlässige Korrelationsbildung dürfte darin begründet liegen, dass es sich sowohl bei den FDVK-Systemen als auch beim dynamischen Lastplattenversuch um dynamische Prüfverfahren handelt.

An dieser Stelle sei allerdings darauf hingewiesen, dass die Messtiefe schwerer Vibrationswalzenzüge deutlich größer sein kann als die Messtiefe der dynamischen Lastplatte. Bei der Kalibrierung ist dies zu berücksichtigen.

Um den dynamischen Verformungsmodul E_{vd} tatsächlich für die Kalibrierung verwenden zu können, muss dieser in den vertraglichen Bedingungen verankert sein, was in jüngster Vergangenheit auch sehr oft der Fall ist. Ansonsten kann gegebenenfalls eine Umrechnung von vertraglichen Grenzwerten des E_{vd} in die Verformungsmoduln E_{v1} und E_{v2} des statischen Lastplattenversuches gemäß RVS 08.03.04 [101] erfolgen.

Eine durchgeführte Kalibrierung ist stets nur für ein Verdichtungsgerät und eine Bauaufgabe unter Beibehaltung aller Maschinenparameter und der wesentlichen Bodeneigenschaften gültig. Sollen andere Maschinenparameter eingesetzt werden (Amplitude, Frequenz), ist eine neuerliche Kalibrierung erforderlich.

Die Kalibrierung ist in verschiedenen nationalen Normen und Richtlinien geregelt und erfolgt in Österreich gemäß der Richtlinie für den Straßenbau RVS 08.03.02 [100], in Deutschland gemäß dem Merkblatt M FDVK E [75] über flächendeckende dynamische Verfahren zur Prüfung der Verdichtung im Erdbau.

3.3.2 Ablauf der Kalibrierung gemäß RVS 08.03.02 [100]

Die RVS 08.03.02 [100] ist für den flächendeckenden und kontinuierlichen Verdichtungsnachweis mit Hilfe von walzenintegrierten Messsystemen anzuwenden. Der Anwendungsbereich beschränkt sich auf die FDVK mit Vibrationswalzen. Insbesondere die Regelungen zur Kalibrierung sind aber aus Sicht des Autors dieser Dissertation sinngemäß auf den Einsatz anderer Typen der dynamischen Anregung übertragbar.

Die Richtlinie empfiehlt eine Korrelationsbildung zwischen den FDVK-Werten und dem Erstbelastungsmodul E_{v1} des statischen Lastplattenversuches, erlaubt aber auch den Einsatz der dynamischen Lastplatte, unter der Voraussetzung, dass die vierfache Anzahl an Vergleichsversuchen durchgeführt wird. Trotz der großen Anzahl an Vergleichsversuchen ist der Einsatz der dynamischen Lastplatte aufgrund der raschen Versuchsdurchführung und der zuverlässigen Versuchsergebnisse dennoch die geeignetste Methode.

Das Probefeld für die Kalibrierung ist im Baulos einzurichten, eine Kalibrierung auf einer abseits liegenden Fläche ergibt technisch wie wirtschaftlich keinen Sinn.

Die eigentliche Kalibrierung setzt sich aus einer Probeverdichtung und der anschließenden Korrelationsbildung zusammen.

3.3.2.1 Probeverdichtung

Die Probeverdichtung hat den Zweck, jene Maschineneinstellungen zu finden, mit denen die effizienteste und qualitativ hochwertigste Verdichtung erzielt werden kann. Die Maschinenparameter können daher variiert werden, wobei bei Vibrationswalzen der Betriebs-

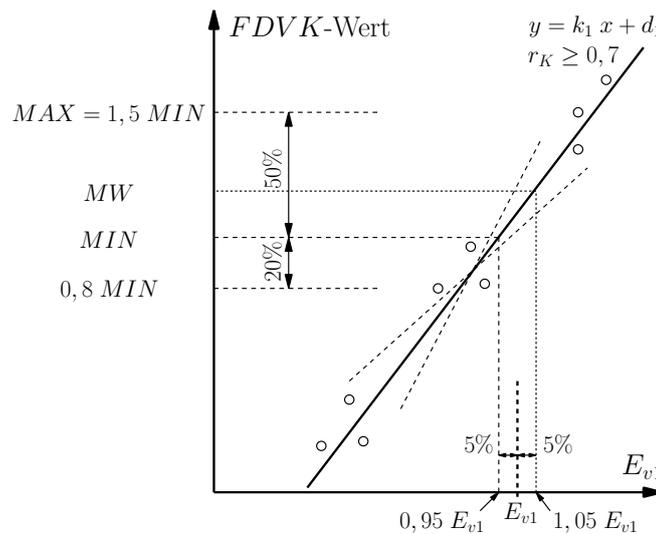


Abbildung 3.2: Korrelationsbildung zwischen E_{v1} -Werten und FDVK-Werten mittels linearer Regression gemäß RVS 08.03.02 [100].

zustand „Springen“ zu vermeiden ist. Die letzten beiden Überfahrten müssen allerdings mit konstanten Maschineneinstellungen durchgeführt werden; auch dürfen diese Einstellungen danach nicht mehr geändert werden.

Unmittelbar nach dem Walzvorgang sind insgesamt neun Messungen des Erstbelastungsmoduls E_{v1} (bzw. 36 Messungen des dynamischen Verformungsmoduls E_{vd}) an drei Stellen mit niedrigen, mittleren und hohen dynamischen Messwerten vorzunehmen. Die Messstellen sind dabei so zu wählen, dass eine möglichst große Bandbreite der FDVK-Werte abgedeckt wird. Tritt unvermeidbar erheblicher Sprungbetrieb bei Vibrationswalzen auf, sind zusätzliche Messungen an diesen Stellen vorzusehen.

3.3.2.2 Korrelationsbildung

Die Korrelationsbildung erfolgt mittels linearer Regression gemäß Formelwerk der Richtlinie, wobei für die Gültigkeit der Kalibrierung der Korrelationskoeffizient $r_K \geq 0,7$ sein muss. Andernfalls sind zusätzliche Messungen notwendig. Für die Berechnung der Regressionsgeraden wird einmal der Verformungsmodul E_{v1} und einmal der FDVK-Wert als Basis herangezogen. Damit ergeben sich zwei Geraden (strichliert in Abbildung 3.2), deren Mittelung (Volllinie in Abbildung 3.2) die eigentliche Kalibriergerade darstellt, welche den vorgegebenen Korrelationskoeffizienten erfüllen muss.

Für eine zulässige Kalibrierung sind der Mindestwert (MIN) bei 95% und der Mittelwert (MW) bei 105% des geforderten Verformungsmoduls E_{v1} zu definieren. Darüber hinaus sind auch der Wert bei 80% des Mindestwertes ($0,8 MIN$) und der Maximalwert (MAX) bei 150% des Mindestwertes anzugeben. Die Korrelationsbildung und ihre charakteristischen Werte sind in Abbildung 3.2 dargestellt.

Die bestimmte Korrelationsgerade hat, wie bereits erläutert, nur für eine Walzenkonfiguration und einen Bauvorgang ihre Gültigkeit.

Für FDVK-Messungen im Sprungbetrieb von Vibrationswalzen ist eine eigene Korrelationsbildung notwendig.

3.3.3 Ablauf der Kalibrierung gemäß deutschem Merkblatt M FDVK E [75]

Im deutschen Merkblatt M FDVK E über flächendeckende dynamische Verfahren zur Prüfung der Verdichtung im Erdbau [75] ist die Kalibrierung für die Herstellung eines Zusammenhanges zwischen FDVK-Werten und dem statischen bzw. dynamischen Verformungsmodul bzw. dem Verdichtungsgrad geregelt.

Für die Durchführung der Kalibrierung müssen die wesentlichen Parameter des Kalibrierfeldes mit jenen des Prüfloses übereinstimmen. Dazu zählen neben den Bodeneigenschaften selbstverständlich auch die konstant gehaltenen Maschinenparameter. Das Kalibrierfeld soll möglichst homogene Eigenschaften aufweisen, Schwachstellen sind von der Kalibrierung auszuschließen bzw. ist für sie eine gesonderte Kalibrierung durchzuführen. Allerdings soll jedes Messfeld für die Kalibrierung drei Teilfelder mit unterschiedlicher Verdichtung umfassen, um eine große Bandbreite der Wertepaare zu erreichen [75]:

1. Leichte Verdichtung (ein Übergang mit der Messwalze)
2. Mittlere Verdichtung (ca. zwei Übergänge mit der Verdichtungswalze, anschließend ein Übergang mit der Messwalze)
3. Starke Verdichtung (mit so vielen Verdichtungsübergängen, bis keine Zunahme der Messwerte mehr feststellbar ist. Anschließend folgt ein Übergang mit der Messwalze)

Für jeden Verdichtungsbereich sind mindestens drei Wertepaare zu ermitteln. Damit sind in Summe mindestens neun Vergleichsversuche durchzuführen. Im Gegensatz zur österreichischen RVS 08.03.02 [100] unterscheidet das deutsche Merkblatt nicht zwischen statischen und dynamischen Prüfverfahren hinsichtlich der Anzahl der erforderlichen Versuche. Bei Anwendung des „FV-Verfahrens“, das im Folgenden noch erklärt wird, zur Berechnung der Kalibrierfunktion sind zwölf Wertetripel durch Vergleichsversuche zu ermitteln.

3.3.3.1 Korrelationsbildung mittels KQ-Methode

Die „KQ-Methode“, die Methode der kleinsten Quadrate, ist eines von zwei zulässigen Verfahren zur Bestimmung der Kalibriergerade. Das Merkblatt M FDVK E definiert zwei Anwendungen der Kalibrierung [75]:

1. Aus dem im Bauvertrag geforderten Anforderungswert für den Verdichtungsgrad bzw. Verformungsmodul soll ein Anforderungswert für den FDVK-Wert für das Prüflos festgelegt werden (Fall 1).
2. Aus den FDVK-Werten soll auf den Verformungsmodul oder Verdichtungsgrad geschlossen werden (Fall 2).

Der Anwendungsfall beeinflusst auch die Korrelationsbildung mittels KQ-Methode. Im Fall 1, der Festlegung eines Anforderungswertes für den FDVK-Wert, sind die Werte der Vergleichsversuche (Verdichtungsgrad bzw. Verformungsmodul) als unabhängige Basis der Regressionsbildung heranzuziehen. Für den Anwendungsfall 2 ist demnach der FDVK-Wert die unabhängige Basis der KQ-Methode. Für die beiden möglichen Schlussrichtungen werden somit zwei Regressionsgeraden ermittelt. Dies geschieht auch im Falle der Kalibrierung nach der RVS 08.03.02 [100], allerdings erfolgt laut der Österreichischen Richtlinie eine Mittelung der Geraden. Das deutsche Merkblatt sieht eine solche Mittelung nicht vor, sondern differenziert streng nach der Schlussrichtung. Um Verwechslungen zu vermeiden, wird im Merkblatt M FDVK E allerdings die Anwendung des FV-Verfahrens zur Korrelationsbildung empfohlen.

3.3.3.2 Korrelationsbildung mittels FV-Verfahren

Mit dem „FV-Verfahren“ („Fehler-in-den-Variablen-Verfahren“) wird die Korrelationsbildung auf eine von der Schlussrichtung unabhängige Kalibriergerade reduziert. Dazu werden die Wertepaare aus FDVK-Wert und Vergleichsversuchsergebnis um eine Kovariable – die Anzahl der Übergänge an der betrachteten Stelle – erweitert. Für eine zuverlässige Korrelationsbildung muss die Anzahl der Übergänge fehlerfrei ermittelbar sein. Bei Anwendung des FV-Verfahrens erhöht sich die bereits angesprochen erforderliche Anzahl der Wertetripel für eine zulässige Kalibrierung auf zwölf. Unter Zuhilfenahme der Mittelwerte, Varianzen und Kovarianzen der Wertetripel wird nach dem Formelwerk des Merblattes M FDVK E [75] die Kalibriergerade berechnet.

Unabhängig von der Methode der Korrelationsbildung muss der durch die Korrelationsgerade beschriebene Zusammenhang zwischen den FDVK-Werten und den Ergebnissen der Vergleichsversuche einen Korrelationskoeffizienten von $|r_K| \geq 0,7$ aufweisen, um Gültigkeit im Sinne des Merblattes M FDVK E [75] zu haben.

3.4 Bestehende FDVK-Systeme für Vibrationswalzen

3.4.1 Compactometer

3.4.1.1 Prinzip und Wirkungsweise

Das *Compactometer* der Firma *Geodynamik AB* war das erste funktionierende und kommerziell eingesetzte System zur flächendeckenden dynamischen Verdichtungskontrolle mit Vibrationswalzen [116].

Ein Beschleunigungsaufnehmer (als A-Sensor bezeichnet) misst an einem ungedämpften Teil der Bandage (im Regelfall der Lagerschale) die Beschleunigungen in vertikaler Richtung. Die Reaktion des Bodens auf die dynamische Anregung bewirkt eine Verzerrung des Signals des A-Sensors, das zwar weiterhin periodisch, allerdings nicht mehr harmonisch ist. Die Prozesseinheit (ALFA-022R) verstärkt und filtert das Signal des A-Sensors und unterzieht es stückweise einer Fast-Fourier-Transformation (FFT). Die Amplitudenanteile bei der

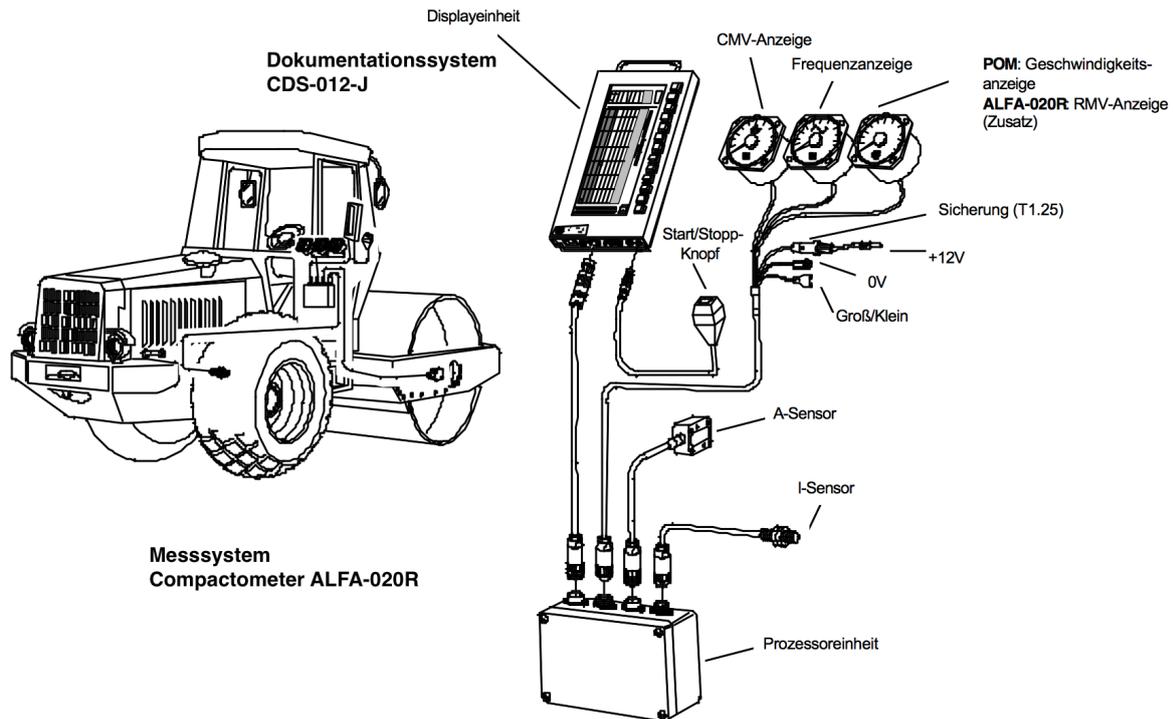


Abbildung 3.3: Compactometer-Messsystem ALFA-020R und Dokumentationssystem CDS-012-J der Firma Geodynamik AB [38].

Frequenz der Erregung und ihren ganzzahligen Vielfachen werden ermittelt. Im Falle des Sprungbetriebes wird zusätzlich der Amplitudenanteil bei der halben Anregungsfrequenz bestimmt. Untersuchungen von *Thurner* und *Sandström* [118] haben gezeigt, dass zwischen dem Verhältnis der Amplitudenanteile bei doppelter und einfacher Erregerfrequenz und dem Verdichtungszustand des Bodens ein systematischer Zusammenhang besteht.

Die wesentlichen Komponenten des Compactometers, der Beschleunigungsaufnehmer (A-Sensor), die Prozessoreinheit (ALFA-022R), Anzeigeeinstrumente und die Dokumentationseinheit (CDS-012-J) sind in Abbildung 3.3 dargestellt.

3.4.1.2 Messwerte

Der Verhältniswert der Amplitudenanteile zur Beurteilung der Bodensteifigkeit wird als *CMV* (Compaction Meter Value) bezeichnet und ist nach Gleichung 3.1 definiert.

$$CMV = \frac{\hat{a}(2\xi)}{\hat{a}(\xi)} 300 \quad (3.1)$$

Darin bezeichnen $\hat{a}(\xi)$ und $\hat{a}(2\xi)$ die Amplitudenanteile des Beschleunigungssignals bei der einfachen bzw. doppelten Erregerkreisfrequenz ξ . Der *CMV*-Wert ist dimensionslos und wird willkürlich mit dem Faktor 300 multipliziert, um leichter handhabbare Größen zu erhalten.

Um auch den Betriebszustand „Springen“ erfassen zu können, wird ein zusätzlicher

Wert, der *RMV* (Resonance Meter Value) nach Gleichung 3.2 berechnet.

$$RMV = \frac{\hat{a}(0,5\zeta)}{\hat{a}(\zeta)} 100 \quad (3.2)$$

$\hat{a}(0,5\zeta)$ bedeutet darin den Amplitudenanteil des Beschleunigungssignals bei der halben Erregerkreisfrequenz. Dieser ist von Null verschieden sobald die Bandage zu springen beginnt. Die Bezeichnung des *RMV* ist irreführend, da das Springen der Bandage für das Auftreten von Subharmonischen verantwortlich ist und nicht etwa Resonanzerscheinungen, wie die Bezeichnung fälschlicherweise nahelegen würde.

Die Zuordnung der *CMV*-Werte erfolgt im Falle einer bahngelassenen Arbeitsweise über einen Wegsensor (I-Sensor) bzw. über die Dokumentation der zugehörigen GPS-Signale.

Das *Compactometer* ist das einzige gängige FDVK-System (das in Tabelle 3.1 gelistete System von *Sakai* ist zumindest am europäischen Markt nicht erhältlich), das eine Auswertung der Beschleunigungssignale im Frequenzbereich durchführt. Über Jahrzehnte hat sich das System im Baubetrieb bewährt und entsprechende Erfahrungen wurden gesammelt, die es auch ermöglichen, Schwächen des Systems zu kompensieren. Derzeit wird das Prinzip des *Compactometers* von den Walzenherstellern *Caterpillar*, *Dynapac*, *Hamm* und *Volvo* bzw. mit einigen Modifikationen auch von *Sakai* genutzt.

3.4.2 Terrameter

3.4.2.1 Prinzip und Wirkungsweise

Auch beim *Terrameter* der Firma *Bomag GmbH* werden die Beschleunigungen an der Lagerschale der Vibrationsbandage gemessen. Das System verwendet dabei zwei Beschleunigungsaufnehmer, die unter 45° zur Horizontalen geneigt sind und zueinander orthogonal stehen. Die Analyse der Beschleunigungen erfolgt im Zeitbereich [69].

Durch Betrachtung des vertikalen Kräftegleichgewichtes an der Bandage (siehe Abbildung 3.4) wird aus der vertikalen Beschleunigung \ddot{z} unter Berücksichtigung der Bandagenmasse m , der Masse der Unwuchten m_U und der statischen Achslast F_{stat} sowie der Erregerkraft F_{err} die Bodenkontaktkraft F_b gemäß

$$F_b = -(m + m_U)\ddot{z} + F_{stat} + F_{err} \quad (3.3)$$

berechnet [9]. Durch eine zweifache Integration der gemessenen Beschleunigung \ddot{z} wird der vertikale Schwingweg z ermittelt. Mit dem vertikalen Schwingweg und der Bodenreaktionskraft kann für jede Unwuchtumdrehung (tatsächlich werden immer die Perioden zweier Unwuchtumdrehungen betrachtet, um dem Sprungbetrieb Rechnung zu tragen) ein Arbeitsdiagramm gemäß Abbildung 3.5 erstellt werden. Dieses stellt die Grundlage für die Bestimmung der beiden FDVK-Werte *OMEGA* und E_{vib} des *Terrameters* dar.

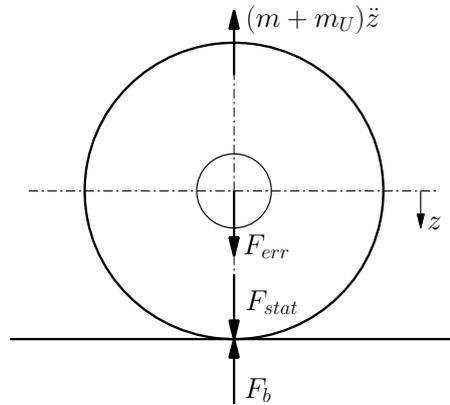


Abbildung 3.4: Vertikales Kräftegleichgewicht an der Bandage zur Berechnung der Bodenkontaktkraft F_b [43].

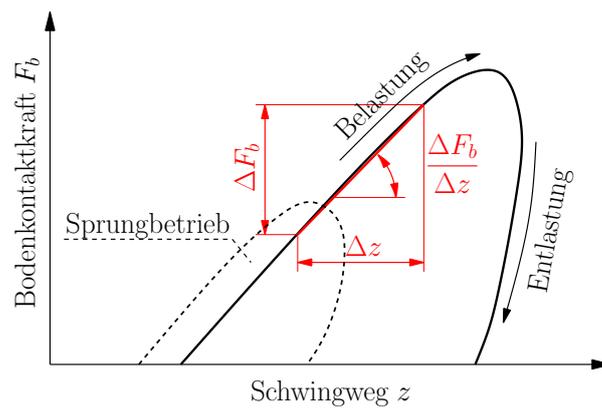


Abbildung 3.5: Arbeitsdiagramm der schwingenden Bandage mit eingezeichneten Hilfsgrößen zu Berechnung des Ω - und E_{vib} -Wertes [64].

3.4.2.2 Messwerte

OMEGA

Bei der Vorstellung des Verdichtungsmesssystems *BTM* (Bomag Terrameter Management-system) 1982 wurde der dimensionslose FDVK-Wert *OMEGA* eingeführt [18]. Dieser Wert entspricht der umschriebenen Fläche im Arbeitsdiagramm aus Schwingweg z und Bodenkraft F_b (Abbildung 3.5) während zweier Erregerperioden T_E und wird gemäß

$$OMEGA = Faktor \cdot \oint_{2T_E} F_b z \, dt = Faktor \cdot \oint_{2T_E} [-(m + m_U)\ddot{z} + F_{stat} + F_{err}] z \, dt \quad (3.4)$$

berechnet. Damit ist *OMEGA* proportional zu der in den Untergrund eingebrachten Verdichtungsenergie. Die Betrachtung erfolgt wie bereits erläutert für zwei Erregerperioden, um den Einfluss des Sprungbetriebes auf die Größe des *OMEGA*-Wertes zu minimieren. Die Variable *Faktor* in Gleichung 3.4 hat die Einheit $1/Nm$ und ist eine geräteabhängige Größe, um den *OMEGA*-Wert auf eine dimensionslose Größe im Wertebereich zwischen 0 und 1000 zu bringen.

E_{vib}

1999 führte die *Bomag GmbH* den E_{vib} -Wert ein, der den *OMEGA*-Wert ablöst und seither im *Terrameter* verwendet wird. Der Vibrationsmodul E_{vib} ist keine dimensionslose Größe, sondern stellt, wie der Name bereits suggeriert, einen Modul mit der Einheit MN/m^2 und somit eine physikalisch interpretierbare Größe dar. Grundlage des Wertes ist die Steigung der Arbeitslinie während der Belastung (siehe Abbildung 3.5). Sie wird als Sekante zwischen zwei definierten Punkten (40% und 90% der maximalen Kontaktkraft) ermittelt.

Die Berechnung des E_{vib} -Wertes erfolgt dann rekursiv gemäß

$$\frac{\Delta F_b}{\Delta z} = \frac{E_{vib} 2b_0 \pi}{2(1 - \nu^2) \left\{ 2,14 + 0,5 \ln \left[\frac{\pi (2b_0)^3 E_{vib}}{16 (1 - \nu^2)(m + m_U + m_R) g r} \right] \right\}} \quad (3.5)$$

wobei *Bomag* die Querdehnzahl mit $\nu = 0,25$ ansetzt. In Gleichung 3.5 bezeichnet r den Radius der Bandage und b_0 die halbe Bandagenbreite (siehe auch Abbildung 5.9).

Kopf und *Erdmann* [64] und *Hager* [43] konnten durch numerische bzw. experimentelle Untersuchungen bestätigen, dass der E_{vib} -Wert einen deutlichen Fortschritt gegenüber dem *OMEGA*-Wert darstellt, der stabilere Ergebnisse liefert, eine geringere Abhängigkeit vom Betriebszustand der Bandage aufweist und allgemein weniger Beeinflussung durch Maschinenparameter zeigt.

3.4.3 Ammann Compaction Expert (ACE)

3.4.3.1 Prinzip und Wirkungsweise

Das *ACE*-System (Ammann Compaction Expert) wurde vom Walzenhersteller *Ammann AG Group* für selbstregelnde Walzen entwickelt und bietet die Möglichkeit den FDVK-Wert k_B

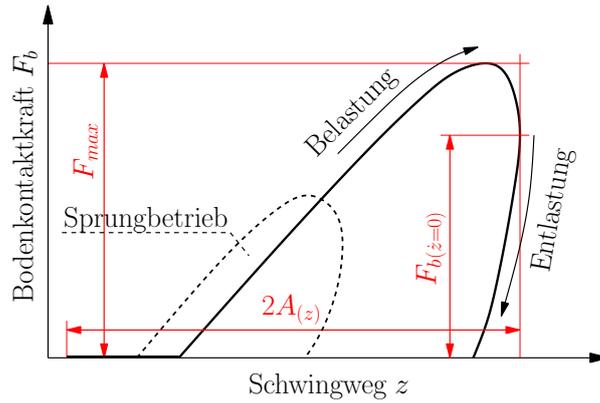


Abbildung 3.6: Arbeitsdiagramm der schwingenden Bandage mit eingezeichneten Hilfsgrößen zu Berechnung des k_B -Wertes bei Kontaktverlust [64].

im Zeitbereich zu ermitteln. Der k_B -Wert besitzt die Einheit MN/m und ist wie der E_{vib} -Wert eine physikalisch interpretierbare Größe.

Auch beim ACE-System werden die vertikalen Beschleunigungen an der Lagerschale gemessen und ein Arbeitsdiagramm aus vertikalem Schwingweg z und der Bodenkontaktkraft F_b erstellt. Der maßgebende Punkt für die Auswertung ist der Umkehrpunkt von der Belastungsphase zur Entlastungsphase im Arbeitsdiagramm, an dem die Schwinggeschwindigkeit \dot{z} zu Null wird (siehe auch Abbildung 3.6).

3.4.3.2 Messwert

Bei der Berechnung des k_B -Wertes wird zwischen den Betriebszuständen Kontakt und Kontaktverlust differenziert. Im Kontaktbetrieb berechnet sich der k_B -Wert laut [15]

$$k_B = \zeta^2 \left[(m + m_U) + \frac{(m_U e_U \text{Vario}) \cos \beta}{A_{(z)}} \right] \quad (3.6)$$

Darin bedeuten $A_{(z)}$ die Amplitude des Schwingweges und β den Winkel der Phasenverschiebung zwischen der Erregerkraft und dem Schwingweg (siehe Abbildung 3.7). Der dimensionslose Faktor *Vario* dient der Abminderung der dynamischen Anregung.

Tritt periodischer Kontaktverlust auf, ist

$$k_B = \frac{F_{b(\dot{z}=0)} - (m + m_U + m_R)g}{A_{(z)}} \quad (3.7)$$

für die Ermittlung des k_B -Wertes zu verwenden. $F_{b(\dot{z}=0)}$ ist die Kontaktkraft am Umkehrpunkt, an dem die Schwinggeschwindigkeit \dot{z} zu Null wird und $A_{(z)}$ ist die Amplitude des Bandagenschwingweges an ebendiesem Umkehrpunkt.

Die Firma *Ammann AG Group* besitzt mit dem k_B -Wert einen modernen FDVK-Wert, der eine zuverlässige Beurteilung des Verdichtungserfolges zulässt. Als Nachteil gegenüber dem E_{vib} -Wert ist anzumerken, dass der k_B -Wert die Bandagengeometrie nicht berücksichtigt und somit eine größere Geräteabhängigkeit zeigt. *Hager* [43] attestiert dem k_B -Wert zu-

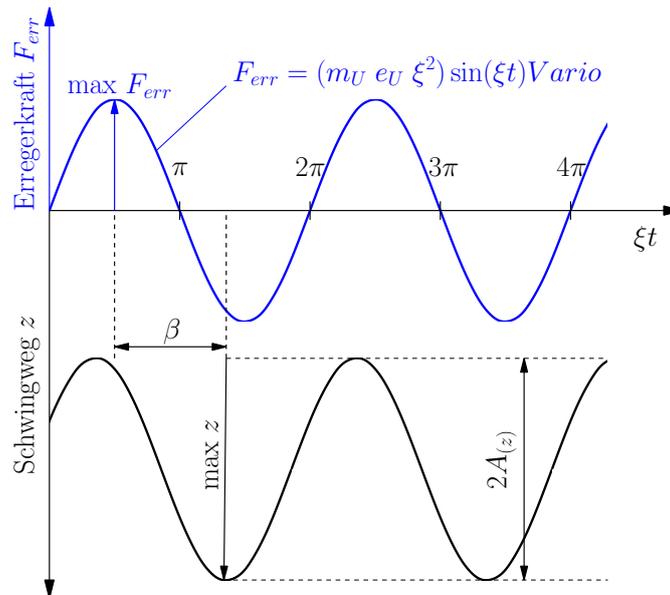


Abbildung 3.7: Verlauf der Erregerkraft F_{err} und des Schwingweges z der schwingenden Bandage mit eingezeichneten Hilfsgrößen für die Berechnung des k_B -Wertes im Kontaktbetrieb [64].

dem eine ausgeprägte Frequenzabhängigkeit.

3.4.4 Vergleich der bestehenden FDVK-Systeme für Vibrationswalzen

Kopf und Erdmann [64] haben mit Hilfe von numerischen Simulationsberechnungen die FDVK-Werte bestehender Messsysteme verglichen und ihre Abhängigkeit von der Stärke der dynamischen Vibrationsanregung untersucht. Die Betrachtung erfolgte dabei für einen homogenen Untergrund variabler Steifigkeit. Die Ergebnisse dieser Untersuchungen sind in Abbildung 3.8 zusammengefasst.

Aus Abbildung 3.8 wird deutlich, dass sich keiner der vier untersuchten FDVK-Werte gänzlich unabhängig von der dynamischen Anregung verhält. Die Abhängigkeit ist allerdings im Falle des E_{vib} -Wertes und des k_B -Wertes deutlich geringer ausgeprägt als bei den FDVK-Werten *CMV* und *OMEGA*.

Im Rahmen des Forschungsprojektes „Verdichtung mit Oszillation“ [89] wurden von Hager [43] ähnliche, vergleichende Untersuchungen, allerdings anhand der Messdaten des experimentellen Grundsatzversuches durchgeführt. Seine Erkenntnisse sind in Abschnitt 4.3.1.2 zusammengefasst.

3.5 Bestehendes FDVK-System für Oszillationswalzen

Während es für Vibrationswalzen eine verhältnismäßig große Anzahl an FDVK-Systemen gibt, wurde für Oszillationswalzen bisher lediglich ein System, das *Oszillometer*, von der Firma *Geodynamik AB* entwickelt [40].

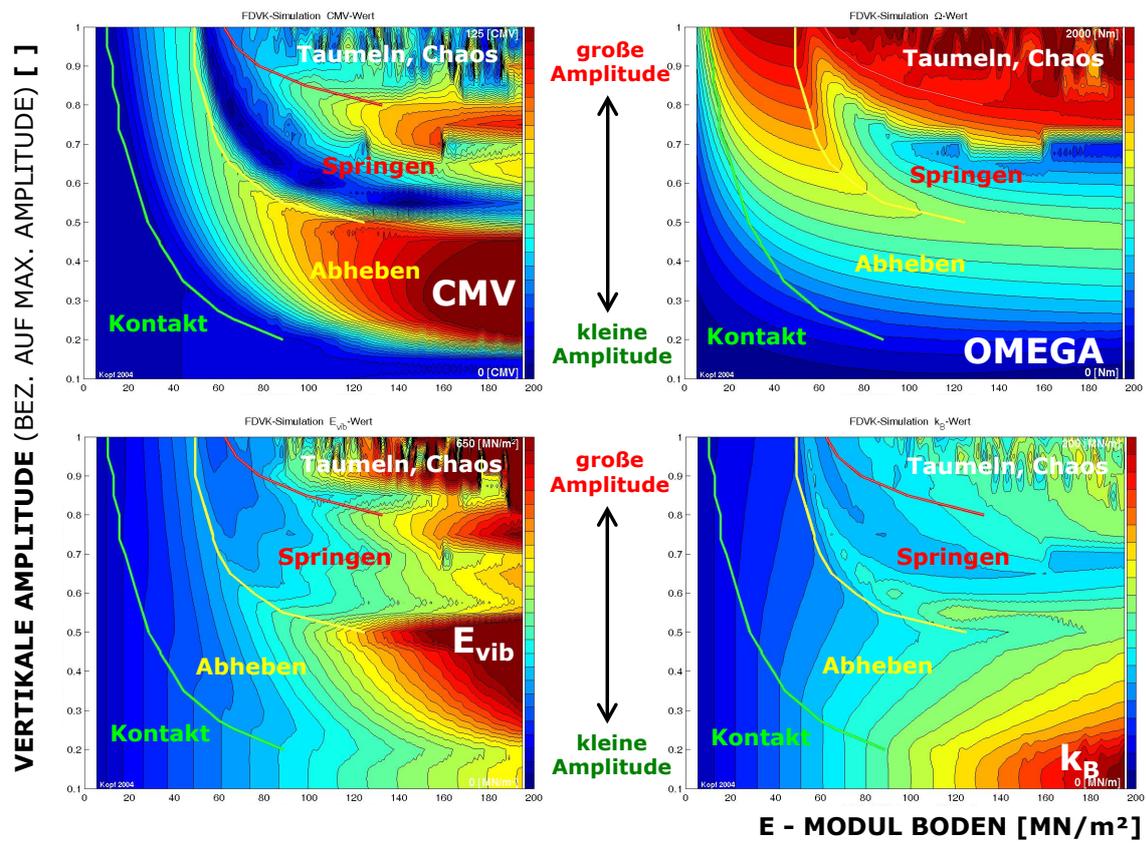


Abbildung 3.8: Verlauf der FDVK-Werte aus Simulationsberechnungen von unterschiedlich stark angeregten Vibrationswalzen auf homogenem Untergrund variabler Steifigkeit [64].

Im Bereich der Vibrationsverdichtung konkurrieren zahlreiche Hersteller, die entsprechende Walzen bauen und durch den Wettbewerb innovative Messsysteme entwickelt haben. Hingegen war die deutsche *HAMM AG* über Jahrzehnte der einzige Walzenhersteller, der das Prinzip der Oszillation für die Schwingungsanregung von Walzenbandagen genutzt hat.

Wie sich herausstellte, war das *Oszillometer* nicht in der Lage eine ähnlich zuverlässige Aussage über den Verdichtungszustand des Bodens zu ermöglichen, wie man es von FDVK-Systemen der Vibrationsverdichtung gewohnt war. Das System ging deshalb nicht in Serie und somit gibt es zur Zeit kein funktionierendes FDVK-System für Oszillationswalzen am Markt.

Um den Stand der Forschung und der Technik vollständig zu erarbeiten, werden im Folgenden dennoch das Prinzip, die Wirkungsweise und der Messwert des *Oszillometers* erläutert.

3.5.1 Oszillometer

3.5.1.1 Prinzip und Wirkungsweise

Das 1997 von der Firma *Geodynamik AB* in Schweden entwickelte *Oszillometer* [40] entspricht in seinem Aufbau im Wesentlichen dem *Compactometer* des gleichen Herstellers (siehe Abschnitt 3.4.1). Im Falle der Oszillationsanregung misst der Beschleunigungsaufnehmer (A-Sensor) allerdings die Beschleunigungen am ungedämpften Teil der Bandage (der Lagerschale) in horizontaler Richtung. Darüber hinaus kommt eine andere Prozessoreinheit (als *POM* bezeichnet) zur Signalverarbeitung zum Einsatz.

3.5.1.2 Messwert

Der FDVK-Wert des *Oszillometers* wird als *OMV* (Oscillometer-Value) bezeichnet und hat die Einheit m/s^2 , stellt jedoch keine Beschleunigungsgröße dar. Zur Berechnung wird das Produkt vom Betrag der zeitlichen Ableitung des horizontalen Beschleunigungssignals an dessen Nulldurchgang mit der Dauer einer Erregerperiode gebildet. Das gemessene Beschleunigungssignal wird dabei stückweise für die Dauer einer halben Erregerperiode ausgewertet, wobei der zeitliche Verlauf jeder halben Erregerperiode durch eine Parabel dritter Ordnung approximiert wird. Die Ermittlung der Parabel erfolgt nach der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Die Berechnung des *OMV* erfolgt für jedes Parabelstück, wobei stets die Werte eines Parabelstücks mit negativer Ableitung und des benachbarten mit positiver Ableitung in deren Nulldurchgang gemittelt werden [40, 59].

Prinzipiell liegt demnach für jede Erregerperiode ein FDVK-Wert vor. Diese Werte werden allerdings über die Dauer einer Bandagenumdrehung gemittelt, um Unausgewogenheiten und Periodizitäten der Bandage auszugleichen (siehe dazu auch Abschnitt 3.6.1). Darunter leidet die Genauigkeit des Systems. Nimmt man einen Bandagendurchmesser von 1,0 m an, erhält man alle 3,14 m einen *OMV*-Wert. Das Lokalisieren von Inhomogenitäten und Schwachstellen wird so erschwert.

3.6 Besonderheiten bei der FDVK mit Oszillationswalzen

Dem Grundgedanken der FDVK folgend, wird die Interaktion zwischen der dynamisch erregten Bandage einer Walze und dem zu verdichtenden Boden genutzt, um auf den Verdichtungszustand bzw. die Steifigkeit des Bodens zu schließen. Im Falle von Vibrationswalzen beeinflusst die Steifigkeit des Bodens das Bewegungsverhalten der Bandage signifikant und ruft die in Abschnitt 2.2.1.2 beschriebenen Betriebszustände hervor. Eigene Untersuchungen haben gezeigt, dass die Interaktion zwischen der schwingenden Bandage und dem zu verdichtenden Boden im Falle von Oszillationswalzen in einem geringeren Maß ausgeprägt ist. Die Oszillationsbandage führt die durch die Anregung erzeugte Bewegung der Vorwärts-Rückwärts-Rotation aus und lässt sich dabei durch die Untergrundverhältnisse weniger beeinflussen, als dies bei Vibrationswalzen der Fall ist.

Daraus resultieren zwei Problemstellungen und somit Anforderungen an ein FDVK-System für Oszillationswalzen. Die verwendete Messtechnik zur Erfassung des Bewegungsverhaltens muss in der Lage sein, Messdaten in einer derart hohen Qualität zu liefern, dass auch geringe Änderungen im Bewegungsverhalten identifiziert werden können. Zum anderen ist der Konstruktion und Fertigung einer Oszillationsbandage besonderer Stellenwert beizumessen.

Eine „perfekte“ Oszillationsbandage weist im angehobenen Zustand eine reine Vorwärts-Rückwärts-Rotation auf, es treten keine translatorischen Bewegungen auf und das dynamische Rotationszentrum befindet sich exakt in der Bandagenachse. Ist die Oszillationsbandage statisch oder dynamisch unausgewogen gefertigt, entstehen neben der gewollten Vorwärts-Rückwärts-Rotation unerwünschte Bewegungen, die im Zentrum der Bandage (in der Lagerschale) horizontale und vertikale Beschleunigungen verursachen.

Auch im Betrieb einer perfekten Oszillationsbandage treten Horizontal- und Vertikalbeschleunigungen in der Lagerschale auf, allerdings erst, wenn die Bandage mit dem Boden in Berührung kommt. In der Kontaktfläche werden als Resultat der Oszillationsanregung dynamische Horizontalkräfte übertragen, welche in der Lagerschale Horizontalbeschleunigungen hervorrufen, die zu diesen Kräften proportional sind. Zusätzlich zu den Horizontalbeschleunigungen treten auch sekundäre Beschleunigungen in vertikaler Richtung auf, da die Bandage in ihrer eigenen Setzungsmulde durch die Oszillationsanregung vor und zurück fährt. Die Setzungsmulde ist durch eine Bugwelle vor und eine Heckwelle hinter der Bandage begrenzt. Das Auffahren auf diese Bug- und Heckwelle erzeugt entsprechende Vertikalkräfte in der Kontaktfläche und in weiterer Folge die angesprochenen Vertikalbeschleunigungen in der Lagerschale.

Die Horizontal- und Vertikalbeschleunigungen, die den Kräften in der Kontaktfläche proportional sind und damit für ein FDVK-System genutzt werden können, treten auch bei unausgewogenen Oszillationsbandagen auf. Allerdings ist es bei der Messung der Beschleunigungen in der Lagerschale kaum möglich, zwischen Beschleunigungen als Reaktion auf den Zustand des Bodens und Beschleunigungen aus der Unausgewogenheit der Bandage zu differenzieren. Aus diesem Grund ist es entscheidend, die Unausgewogenheiten der Bandage auf ein Minimum zu reduzieren und eine möglichst perfekte Bandage zu fertigen,

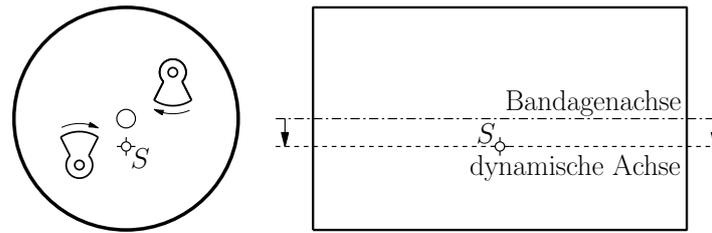


Abbildung 3.9: Statische Unausgewogenheit der Bandage [59].

damit die Oszillationswalze nicht nur als Verdichtungsgerät, sondern auch als Messgerät eingesetzt werden kann.

3.6.1 Unausgewogenheiten und Periodizitäten

Eine unausgewogene Bandage bewirkt Bewegungsmuster, die sich mit jeder Umdrehung der Bandage wiederholen. Man spricht von der Periodizität der Bandage. Diese Periodizität ist in der Regel auch in den Verläufen von FDVK-Werten erkennbar und reduziert deren Aussagekraft.

Die Unausgewogenheiten und Periodizitäten einer Bandage können verschiedene Ursachen haben. Zur Vermeidung bzw. Minimierung ist es wichtig diese Ursachen zu kennen. *Kopf* hat sich in seiner Dissertation [59] eingehend mit dieser Problematik befasst. Im Folgenden werden seine Erkenntnisse wiedergegeben, wobei jede Ursache einer Unausgewogenheit einzeln betrachtet wird. In der Realität treten oft Kombinationen mehrerer Unausgewogenheiten auf und bewirken eine entsprechende Periodizität der Bandage.

3.6.1.1 Statische Unausgewogenheit der Bandage

Eine statische Unausgewogenheit liegt vor, wenn der Schwerpunkt S der Bandage nicht auf der geometrischen Achse der Bandage liegt (siehe Abbildung 3.9). Wird die Bandage oszillatorisch angeregt, liegt das dynamische Rotationszentrum nicht mehr in der Achse der Bandage, sondern wandert in Richtung des Schwerpunktes. In den Beschleunigungen der Lagerschale entsteht ein gerichtetes Störsignal, das während der Fahrbewegung ebenfalls mit der Bandage rotiert. Dadurch entsteht eine Periodizität, die sich auch in FDVK-Werten niederschlagen wird.

Eine statische Unausgewogenheit der Bandage kann im angehobenen Zustand leicht festgestellt werden. Unabhängig von der Ausgangsstellung wird die Bandage immer in die gleiche Endposition rotieren, in der der Schwerpunkt vertikal unter der Bandagenachse zu liegen kommt.

Der Grund für eine statische Unausgewogenheit kann das Resultat einer mangelhaften Konstruktion sein. Es kann aber auch in der Fertigung der Bandage zu derartigen Unausgewogenheiten kommen. Bei der Herstellung wird ein Stahlblech (der spätere Walzmantel) aufgerollt und in Längsrichtung zu einer Art Rohr zusammengeschweißt. Insbesondere an dieser Nahtstelle ist dieses Rohr nicht perfekt rund. Nach dem Einbau der Ronden wird der

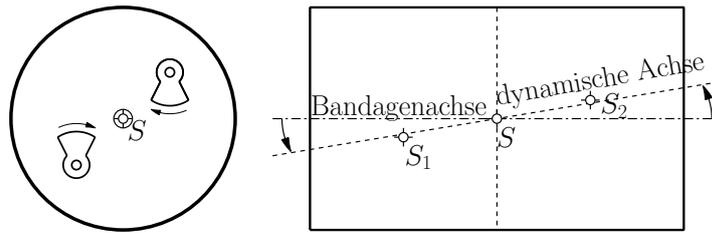


Abbildung 3.10: Dynamische Unausgewogenheit der Bandage [59].

Walzmantel deshalb in einer Drehmaschine an der Außenseite abgedreht. Im Querschnitt entspricht die Außenseite des Walzmantels durch diese Maßnahme einem nahezu perfekten Kreis. Der Nachteil sind über den Umfang betrachtet unterschiedliche Blechstärken des Walzmantels, die wiederum unausgewogene Massenverhältnisse innerhalb der Bandage und eine Verschiebung des Gesamtschwerpunktes aus der Bandagenachse zur Folge haben können.

3.6.1.2 Dynamische Unausgewogenheit der Bandage

Im Falle einer dynamischen Unausgewogenheit liegt der Gesamtschwerpunkt der Bandage auf der Bandagenachse (die Bandage ist statisch ausgewogen), allerdings liegen die Schwerpunkte der Bandagenhälften links und rechts des Gesamtschwerpunktes nicht auf der Achse der Bandage (siehe Abbildung 3.10). Im Unterschied zur statischen Unausgewogenheit kommt es nicht zu einer Verschiebung der dynamischen Achse, sondern zu einer Verdrehung derselben. Bei rascher Rotation führt die Bandage eine sogenannte Nutationsbewegung [2] aus.

Der Einfluss einer dynamischen Unausgewogenheit auf FDVK-Werte ist ähnlich wie jener einer statischen Unausgewogenheit. Zusätzlich können sich die Messergebnisse an der linken und rechten Bandagenseite durch die Nutationsbewegung unterscheiden.

Der zuvor angesprochene Herstellungsprozess kann auch eine dynamische Unausgewogenheit der Bandage hervorrufen. Darüber hinaus ist der Antrieb der beiden Unwuchtwellen einer Oszillationsbandage meist asymmetrisch angeordnet, eine Unwuchtwelle hat das Zahnrad des Antriebes auf der linken Bandagenseite, die zweite Unwuchtwelle hat es auf der gegenüberliegenden Seite. Eine solche Anordnung hat ebenfalls eine dynamische Unausgewogenheit zur Folge, wobei diese durch das Einschweißen von Kompensationsmassen ausgeglichen werden kann.

3.6.1.3 Unterschiedliche Unwuchtmomente

Als Produkt der Unwuchtmasse und dem Abstand des Schwerpunktes der Unwucht zur Welle, um die sie rotiert (Exzentrizität), erzeugt jede Unwucht ein Unwuchtmoment. Für die Ausgewogenheit einer Oszillationsbandage muss das Unwuchtmoment beider Unwuchten exakt gleich groß sein. Ist dies nicht der Fall und ist beispielsweise die Masse einer Unwucht größer, entsteht ein entsprechender Störanteil in den Lagerbeschleunigungen in der

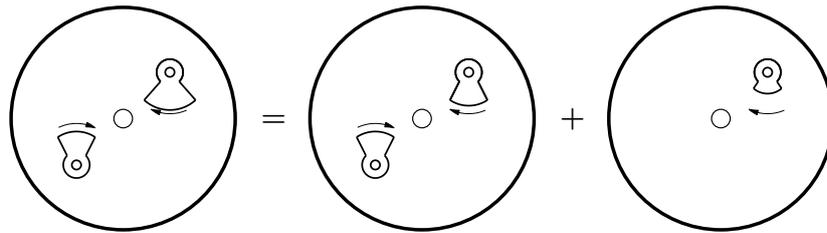


Abbildung 3.11: Anregung durch unterschiedliche Unwuchtmomente = Oszillationsanregung + Störanteil der Anregung [59].

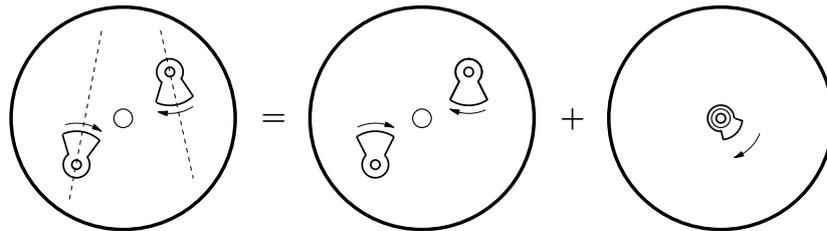


Abbildung 3.12: Anregung durch verdrehte Unwuchten = Oszillationsanregung + Störanteil einer Vibrationsanregung [59].

Bandagenachse (siehe Abbildung 3.11).

In Abhängigkeit von der Bandagenstellung bewirken die ungleichen Unwuchten eine unterschiedlich starke Störung und Beeinflussung der Lagerbeschleunigungen. Eine ausgeprägte Periodizität der Bandage ist die Folge.

Bei der Herstellung der Unwuchtmassen sollten deshalb besonders geringe Fertigungstoleranzen zugelassen werden, um gleiche Massen und Exzentrizitäten der Unwuchten zu gewährleisten.

3.6.1.4 Verdrehte Unwuchten

Beim Einbau der Unwuchten kann es zu einer Verdrehung derselben kommen. Dieser Mangel in der Herstellung führt zur Überlagerung der Oszillationsanregung durch eine Vibrationsanregung (siehe Abbildung 3.12).

In Verbindung mit einer Fahrbewegung und damit einer Rotation der Bandage weisen Oszillations- und Vibrationsanregung unterschiedliche Frequenzen auf, da die Bandagenrotation zur Rotation der fiktiven Vibrationsunwucht beiträgt. Die zusätzliche Vibrationsanregung ändert die Linienlast der Bandage ständig und beeinflusst so die Kontaktbedingungen zwischen der Bandage und der Oberfläche der zu verdichtenden Schicht. Eine ausgeprägte Periodizität und eine Störung der gemessenen Beschleunigungen sind die Folge.

Betrachtet man den Extremfall einer um 180° verdreht eingesetzten Unwucht, wird aus der Oszillationsbandage eine Vibrationsbandage mit zwei Unwuchtwellen, wodurch zumindest die Periodizität wieder verschwindet.



(a) Unterschiedliche Abstände der Unwuchtachsen zur Bandagenachse.

(b) Die gedachte Verbindungslinie der beiden Unwuchtwellenachsen verläuft nicht durch die Achse der Bandage.

Abbildung 3.13: Verschobene Unwuchtwellen [59].

3.6.1.5 Verschobene Unwuchtwellen

Als Ursache einer Periodizität ist auch eine asymmetrische Anordnung der Unwuchtwellen denkbar (siehe Abbildung 3.13). Dabei können entweder die Abstände der Achsen der Unwuchtwellen zur Bandagenachse unterschiedlich groß sein (Abbildung 3.13a) oder die gedachte Verbindung zwischen den Achsen der Unwuchtwellen verläuft nicht durch die Bandagenachse (Abbildung 3.13b).

Trotz derartiger Mängel in der Fertigung von Bandagen haben diese keinerlei Auswirkungen auf die Oszillationsbewegung. Die horizontalen und vertikalen Kräfte heben sich weiterhin auf, die Momentenbelastung bleibt die einzige Resultierende, da der Momentenvektor ein freier Vektor ist und sein Angriffspunkt in der Wirkungsebene frei verschoben werden kann [59, 126].

Verschobene Unwuchtwellen bewirken aus diesem Grund keine Periodizität im Bewegungsverhalten einer Oszillationsbandage und damit in den Verläufen von FDVK-Werten. Darüber hinaus ist durch die Verwendung von Schablonen in der Fertigung eine verschobene Unwuchtwellen äußerst unwahrscheinlich.

3.6.1.6 Unterschiede im Antrieb der Unwuchtwellen

Der Oszillationsmotor ist in den meisten Fällen in der Mitte einer Bandagenachse angeordnet und treibt eine Welle in der Bandagenachse an. Über Zahnräder und Zahnriemen werden dann die Unwuchtwellen in Rotation versetzt. Um Periodizitäten zu vermeiden, ist auf eine gleichmäßige Spannung der Zahnriemen zu achten. Im Regelfall ist den Unwuchtwellen eine entsprechende Spannrolle vorgelagert. Die Kontrolle der Riemenspannung kann beispielsweise durch Bestimmung der Frequenz erfolgen.

3.7 FDVK mit Walzen mit Richtschwinger

Auch Walzen mit Richtschwinger, wie die *Vario*-Walze in Abschnitt 2.2.3 oder Walzen mit Kreisschwinger, eignen sich für die Anwendung eines FDVK-Systems. Für den Einsatz als Messwalze ist die Stellung der Erregereinheit in jedem Fall zu fixieren, da die Amplitude einen wesentlichen Einfluss auf die Größe der FDVK-Werte hat.

Bei der Verwendung eines Richtschwingers muss die fixierte Erregereinheit eine ausreichend große Neigung zur Horizontalen aufweisen (in jedem Fall $> 30^\circ$), damit die Anregung zum überwiegenden Teil in vertikaler Richtung erfolgt und das Bewegungsverhalten dem einer Vibrationsbandage entspricht. Für eine horizontale Erregerstellung ist eine Anwendung der FDVK derzeit nicht möglich.

3.8 FDVK mit selbstregelnden Walzen

Prinzipiell widerspricht das Konzept der selbstregelnden Walzen dem Grundprinzip der FDVK (Abschnitt 3.1), das besagt, dass bei Beibehaltung konstanter Maschinenparameter Änderungen im Bewegungsverhalten der Bandage auf die Interaktion mit dem Untergrund zurückzuführen sind. Selbstregelnde Walzen ändern aber ebendiese Maschinenparameter, um in Abhängigkeit von den Untergrundverhältnissen den Verdichtungsprozess laufend zu optimieren.

Zwar gibt es Bestrebungen einen FDVK-Wert zu schaffen, der möglichst unabhängig von den eingestellten Maschinenparametern ist [14, 15, 59], doch selbst für einen solchen geräteunabhängigen FDVK-Wert ändert sich durch eine Modifikation der Anregung auch die Messtiefe der Walze. Die Messtiefe nimmt allerdings starken Einfluss auf das Niveau der FDVK-Werte [9, 59, 64], wodurch es insbesondere bei Inhomogenitäten und Schwachstellen im Untergrund zu einer Fehlinterpretation der FDVK-Werte kommen kann.

Aus diesem Grund gelten für die Anwendung der FDVK auf selbstregelnden Walzen die Feststellungen für die FDVK mit Richtschwängern sinngemäß. Eine zuverlässige Messwanzung kann nur mit konstanten Maschinenparametern und damit fixierter Erregereinheit erfolgen [17].

Kapitel 4

Experimentelle Grundsatzuntersuchungen

4.1 Einführung

Während auf dem Gebiet der Vibrationsverdichtung bereits umfangreiche Forschungsarbeiten durchgeführt wurden, gibt es für Oszillationswalzen kaum Daten von experimentellen Untersuchungen. Die Arbeit von *Kopf* [59] dürfte eine der bislang letzten umfangreichen Untersuchungen gewesen sein. Aus diesem Grund wurden im Rahmen des Forschungsprojektes „Verdichtung mit Oszillation“ zwei Versuchsreihen vorgesehen, um das Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage eingehend zu untersuchen und die Wirkung der Oszillationsverdichtung auf den Boden zu analysieren.

Am Beginn des Projektes wurde im Jahr 2012 ein Grundsatzversuch durchgeführt. Ziel dieser Voruntersuchungen war es, durch eine umfangreiche Instrumentierung der Walze und selbst der rotierenden Oszillationsbandage sowie des Bodens möglichst viele Messdaten zum Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage und ihrer Wirkung auf den Boden zu sammeln. Auf dieser Datengrundlage sollte ein besseres Verständnis für die Oszillationsverdichtung und die Basis für die Entwicklung eines FDVK-Wertes geschaffen werden.

Im Zuge des Großversuches (Hauptuntersuchungen in Kapitel 7) sollten dann die Erkenntnisse aus der Analyse der Messdaten des Grundsatzversuches verifiziert, Messtechniken und Methoden verbessert und weiterführende Untersuchungen durchgeführt werden, um die vier Hauptziele des Forschungsprojektes, die Untersuchung des Bewegungsverhaltens von Oszillationsbandagen, die Entwicklung eines FDVK-Wertes für Oszillationswalzen, die Reduktion des Verschleißes des Walzmantels einer Oszillationsbandage und die Optimierung der Oszillationsverdichtung zu erreichen.

Die experimentellen Untersuchungen wurden in einer Kiesgrube der Firma *HABAU Hoch- und Tiefbaugesellschaft m.b.H.* nahe dem Flughafen Wien Schwechat mit einer Tandemwalze des Typs *HD⁺ 90 VO* der Firma *HAMM AG* durchgeführt. Eine Tandemwalze wurde gewählt, weil diese an der Front über eine Vibrationsbandage und am Heck über eine Oszillationsbandage verfügt. Während der Oszillationsverdichtung das Hauptaugenmerk der Versuche galt, konnten auf diese Weise sehr einfach Vergleichsversuche mit einer

Vibrationsbandage der gleichen Gewichtsklasse durchgeführt werden. Insbesondere die unterschiedliche Wirkung der beiden Anregungstypen auf den Boden wird auch im Rahmen des vorliegenden Kapitels herausgearbeitet.

Zusätzlich wurden die Messfahrten mit Vibration für einen Vergleich der drei gängigen FDVK-Systeme *Compactometer*, *Terrameter* und *ACE* genutzt. *Hager* hat die Erkenntnisse dieser Untersuchungen in seiner Diplomarbeit [43] zusammengefasst.

4.2 Untersuchung des Bewegungsverhaltens an der Walze und im Boden

4.2.1 Ziele der Untersuchungen

Am Beginn von großmaßstäblichen Versuchen, wie sie im Rahmen des gegenständlichen Forschungsprojektes durchgeführt wurden, soll eine entsprechende Zielvorstellung stehen. Sie dient als Grundlage für die messtechnische Instrumentierung, die Einrichtung des Testfeldes und die Planung des Ablaufes der Versuche. Unter definierten Randbedingungen und Verdichtungszuständen des Bodens wurden im Vorfeld der ersten Versuchsreihe folgende Untersuchungsschwerpunkte formuliert:

- Bewegungsverhalten der Bandage
- Einfluss von Erregerfrequenz und Fahrgeschwindigkeit
- Einfluss von Periodizitäten der Bandage
- Relativverschiebungen (Schlupf) zwischen Bandage und zu verdichtender Schicht
- Größe der Kontaktfläche zwischen Bandage und Boden
- Einfluss einer künstlichen Schwachstelle im Boden auf das Bewegungsverhalten der Bandage
- Druckspannungsverteilung im Boden in Abhängigkeit von der dynamischen Anregung
- Elastoplastisches Verformungsverhalten des Bodens bei statischen und dynamischen Überfahrten
- Beschleunigungsausbreitung im Boden und Erschütterungswirkung der dynamischen Überfahrten
- Subjektive und augenscheinliche Beurteilung des Verdichtungsprozesses durch den Walzenfahrer und Beobachter

Für die gestellte Messaufgabe wurden drei Systeme zur Messwerterfassung eingesetzt: Ein Messsystem in der rotierenden Oszillationsbandage, eine Messanlage in der Walzenkabine und ein drittes System für die Erfassung aller Sensoren, die im Testfeld bzw. im Boden

eingebaut wurden. Um eine sinnvolle Untersuchung des Bewegungsverhaltens zu ermöglichen, war die zeitliche Synchronität der drei Systeme zu gewährleisten.

4.2.2 Testfeld

Die experimentellen Untersuchungen wurden in Fischamend in unmittelbarer Nachbarschaft des Flughafens Wien Schwechat durchgeführt. Die Firma *HABAU Hoch- und Tiefbaugesellschaft m.b.H.* stellte ausreichend Platz in einer ihrer Kiesgruben zur Verfügung. Die vorherrschenden Bedingungen in der Kiesgrube können für derartige Versuche durchaus als ideal bezeichnet werden. Neben der guten Erreichbarkeit waren das großzügige Platzangebot zur Einrichtung eines Testfeldes, die rasche Bereitstellung eines geeigneten Erdbaustoffes für das Aufbringen von Schüttungen und die Verfügbarkeit zahlreicher Erdbaumaschinen (Radlader, LKW, Planierraupe, Bagger, Wasserwagen) samt Fahrer eine unschätzbare Unterstützung. Darüber hinaus standen Kraftstoff und ein Wasseranschluss, der für Gewichtsvariationen der Walze benötigt wurde, direkt am Areal zur Verfügung. Die homogene und annähernd horizontale Umgebung erwies sich als großer Vorteil für die Messungen der Erschütterungswirkung. Zudem wurde der Zugang zu einer Garage am Areal gewährt, wo diverse Reparaturarbeiten durchgeführt und die Akkus der Messtechnik aufgeladen werden konnten.

Eine umfangreiche Dokumentation des Grundsatzversuches kann den Arbeiten von *Hager* [43] und *Stöberl* [112] entnommen werden.

4.2.2.1 Lage und Abmessungen

Das Unterbauplanum der Kiesgrube bestand aus einer Mischung sandiger Kiese, die durch ihre lange Liegezeit und den Grubenverkehr bereits hochgradig verdichtet waren. Eine zusätzliche Verdichtung durch die Versuche bzw. die Einwirkung des verwendeten Verdichtungsgerätes war nicht zu erwarten.

Auf dem verdichteten Planum wurde ein Testfeld mit vier parallelen Walzspuren einer Breite von 1,6 m eingerichtet. Für jede Spur wurde eine Messlänge von 20 m festgelegt. Am Beginn und Ende der Spuren wurden Rampen vorgesehen, um das Befahren der Spuren, das Beschleunigen und Abbremsen, sowie das Umsetzen der Walze auf eine benachbarte Spur zu ermöglichen.

Für die Herstellung des Testfeldes mit seinen vier Spuren wurde eine 50 cm mächtige Schüttung aus sandigem Kies aufgebracht und mit einer Planierraupe eingeebnet (siehe Abbildung 4.1). Das verwendete Schüttmaterial ist ein Abbauprodukt der Kiesgrube und wird als „Wandschotter“ bezeichnet.

In eine der Spuren wurde eine künstliche Schwachstelle in Form von zwei handelsüblichen „elastischen“ Federkernmatratzen eingebaut, um den Einfluss einer solchen Schwachstelle auf das Bewegungsverhalten und die Verdichtungswirkung der Oszillationsbandage zu untersuchen (siehe Abbildung 4.1b).

Das eigens hergestellte Testfeld wurde mit Messtechnik instrumentiert, um Aussagen über den vertikalen Bodendruck, die Verformungen und die Beschleunigungen unter der



(a) Aufbringen der 50 cm mächtigen Schüttung aus sandigem Kies und Einebnen mittels Planierraupe.



(b) Einbau der künstlichen Schwachstelle in Form von zwei handelsüblichen Federkernmatten unter der Spur 2 des Testfeldes.

Abbildung 4.1: Herstellung und Einrichtung des Testfeldes mit den Spuren 1 bis 4.

Einwirkung der dynamischen Walze treffen zu können (siehe Abschnitt 4.2.3.2).

Das Testfeld mit den Spuren 1 bis 4, die wichtigsten Abmessungen sowie die lagemäßige Anordnung der eingebauten Messtechnik sind in Abbildung 4.2 dargestellt. Abbildung 4.3 zeigt eine Fotografie des Testfeldes.

Zu Vergleichszwecken wurden abseits des eigentlichen Testfeldes ebenfalls Versuchsfahrten durchgeführt. Parallel zu den Spuren des Testfeldes wurde Spur 5 auf dem bereits hochgradig verdichteten Planum definiert. Darüber hinaus wurden auf einem weichen bindigen Feld zwei weitere Spuren (6 und 7) eingerichtet, um die Bandbreite der untersuchten Bodensteifigkeiten zu erweitern.

4.2.2.2 Spuren 1-4: Verdichtungsfahrten auf 50 cm geschüttetem „Wandschotter“

Auf den parallelen Spuren 1 bis 4 des Testfeldes fand der Großteil der Versuchsfahrten statt. Jede Spur hatte eine Messlänge von 20 m und eine Breite von 1,6 m, um einen gewissen Überschneid der Spuren bei der Verdichtung mit den 1,68 m breiten Bandagen zu erreichen. Das als „Wandschotter“ bezeichnete Schüttmaterial wurde möglichst lose eingebaut und mit einer Planierraupe begradigt. Die Mächtigkeit der Schicht wurde mit 50 cm absichtlich sehr großzügig gewählt, um möglichst viele Versuchsfahrten durchführen zu können, ohne das Testfeld „totzuwalzen“. Nicht ein möglichst gut verdichtetes Testfeld, sondern ein maximaler Erkenntnisgewinn aus den Versuchsfahrten stand im Vordergrund.

Spur 1 des Testfeldes war primär für statische Überfahrten vorgesehen. Die Schwachstelle und der Großteil der Messtechnik wurden in Spur 2 eingebaut, da diese Fahrspur für die Untersuchung der Oszillationsverdichtung eingerichtet wurde. Auf Spur 3 fanden vorwiegend Messfahrten mit Anregung der Vibrationsbandage statt, während auf Spur 4 ein kombinierter Einsatz von Oszillation und Vibration erfolgen sollte.

Der „Wandschotter“ wurde direkt aus der Kiesgrube entnommen, per Muldenkipper an den Ort des Testfeldes gebracht und mit einer Planierraupe verteilt. Bei dem verwendeten

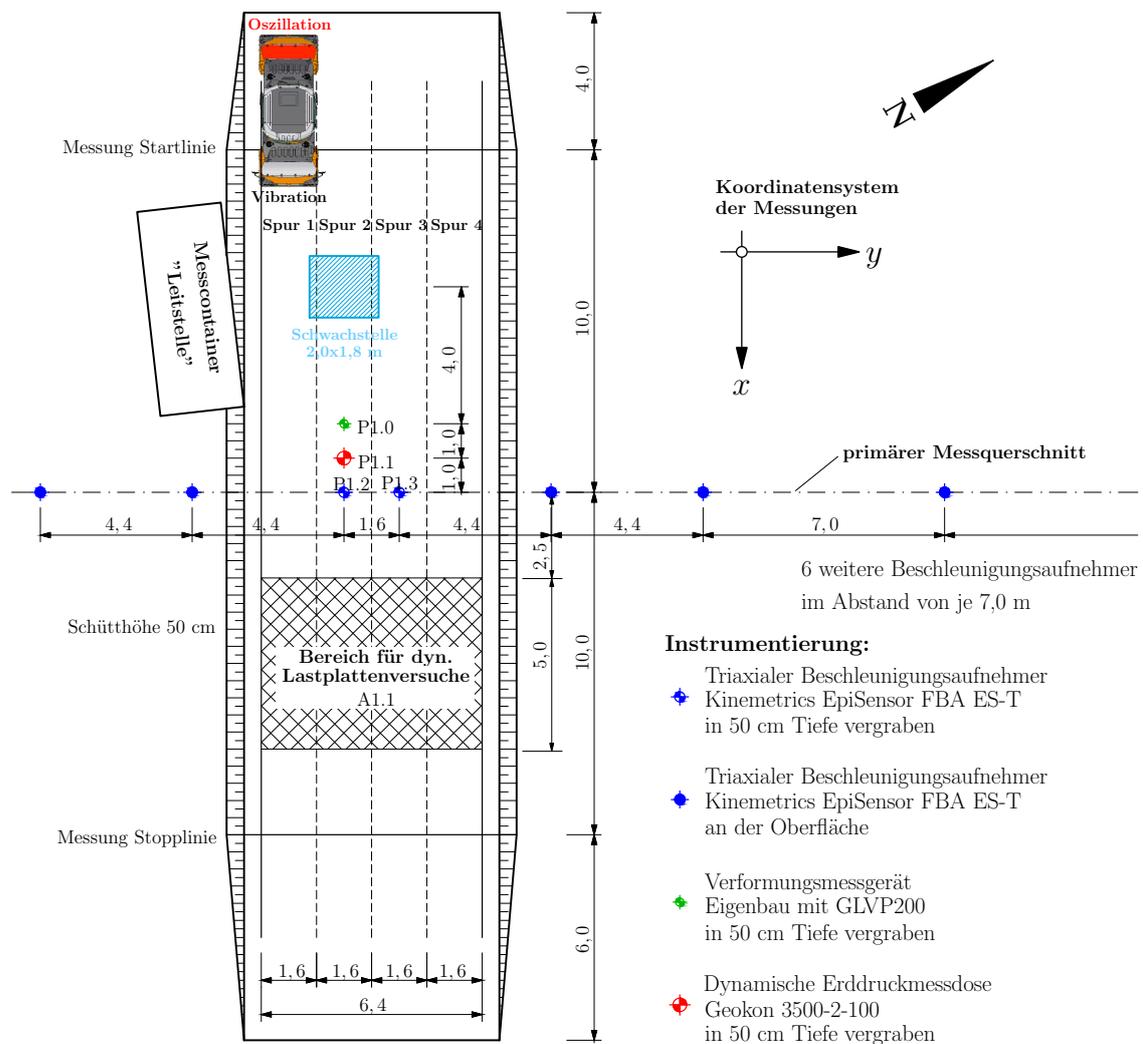


Abbildung 4.2: Lageplan des Testfeldes der experimentellen Grundsatzversuche und lage-mäßige Anordnung der in Untergrund und Schüttung eingebauten Messtechnik. Maße in Metern.



Abbildung 4.3: Fotografie des Testfeldes der experimentellen Grundsatzversuche.

Material handelt es sich um einen sandigen Kies mit einem natürlichen Wassergehalt von $w_n = 1,9\%$ und einer Korndichte von $\rho_s = 2,70 \text{ g/cm}^3$. In Abbildung B.1 sind die Kornverteilungslinie des unverdichteten Schüttmaterials und die zugehörigen Kennzahlen der Kornverteilungslinie ersichtlich.

Nach Abschluss sämtlicher Messungen wurden an der Oberfläche von Spur 2 des Testfeldes erneut Proben entnommen und entsprechende Laboruntersuchungen durchgeführt. Dabei wurde ein natürlicher Wassergehalt von $w_n = 1,1\%$ und eine Korndichte von $\rho_s = 2,70 \text{ g/cm}^3$ festgestellt. Die Kornverteilungslinie mit ihren Kennzahlen ist in Abbildung B.2 für das Schüttmaterial nach dem Verdichten und dem Abschluss der Messungen dargestellt.

Darüber hinaus zeigt Abbildung B.3 einen Vergleich der Kornverteilungslinien des unverdichteten (schwarz) und des fertig verdichteten (rot) Schüttmaterials. Durch einen Vergleich des Grobfaktors vor und nach den Verdichtungsmaßnahmen kann der Verfeinerungsgrad ΔG bestimmt werden. Dieser beträgt im gegenständlichen Fall $\Delta G = 26,11 \text{ cm}^2$. Nach der mittlerweile veralteten Norm RVS 8S.05.11 [103], welche die Frostsicherheit über den Verfeinerungsgrad definiert, ist das Schüttmaterial des Testfeldes als frostsicher einzustufen, da $\Delta G \leq 40 \text{ cm}^2$ erfüllt ist. Die Feinkornanreicherung beträgt rund 5,9%.

4.2.2.3 Spur 5: Messfahrten auf steifem Untergrund

Spur 5 wurde parallel zum Testfeld auf dem hochgradig verdichteten Planum eingerichtet (siehe Abbildung 4.4). Die Länge der Spur entsprach mit 20 m jener der Spuren 1 bis 4.

Zwar war aufgrund des Verdichtungszustandes des Planums keine weitere Verdichtungswirkung durch die verwendete Messwalze zu erwarten, allerdings sollte auf Spur 5 das Bewegungsverhalten einer Oszillationsbandage auf extrem steifen Untergrundverhältnissen untersucht werden. Die Instrumentierung des Bodens beschränkte sich bei den Messfahrten auf Spur 5 auf die triaxial messenden Beschleunigungsaufnehmer an der Oberfläche

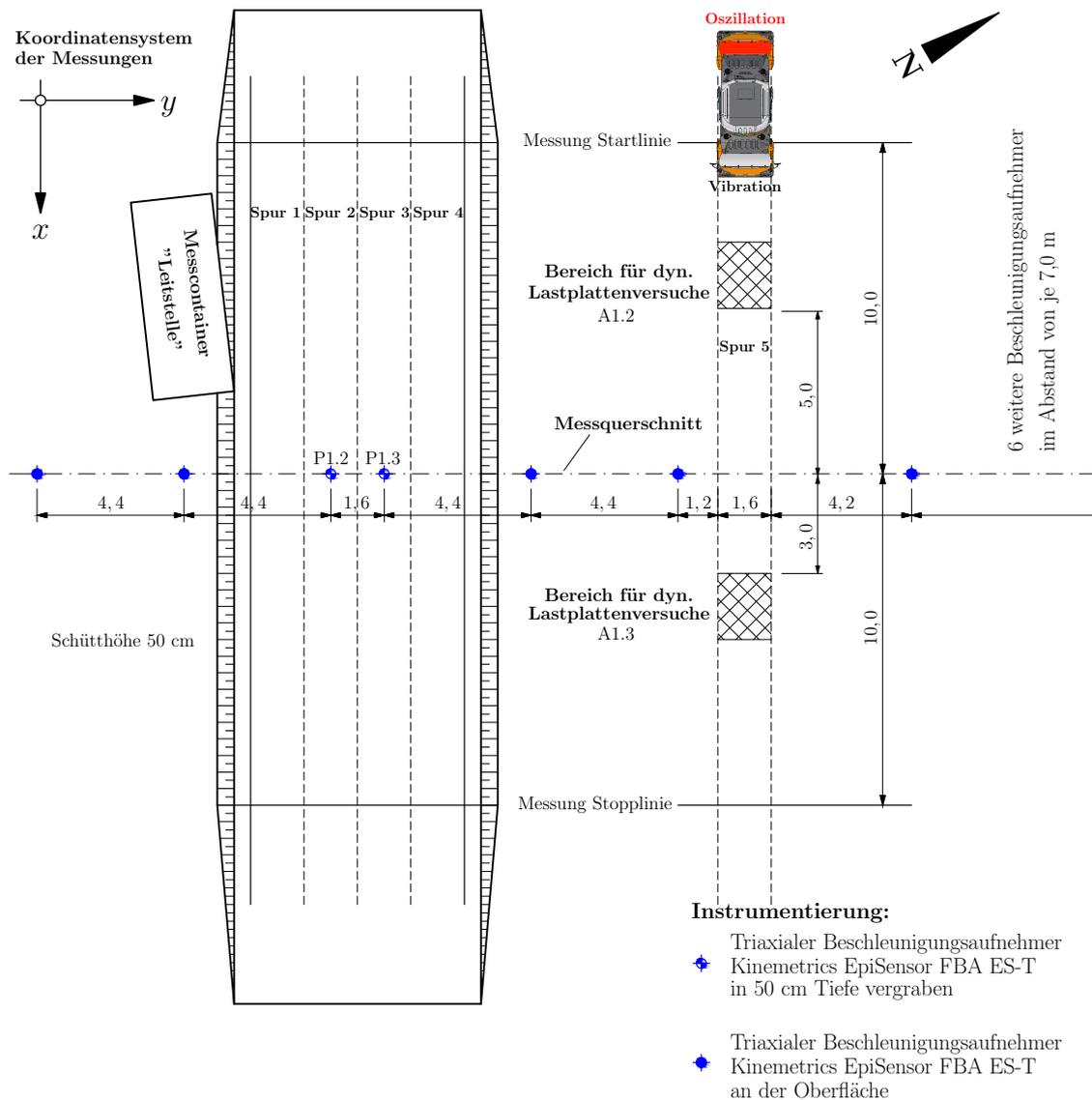


Abbildung 4.4: Lageplan des Testfeldes und der Spur 5 der experimentellen Grundsatzversuche und lagemäßige Anordnung der in der Schüttung eingebauten und auf der Oberfläche des Planums aufgestellten Messtechnik. Maße in Metern.

des Planums bzw. unter der Schüttung zur Beurteilung der Erschütterungswirkung.

Die Laboruntersuchungen ergaben für das hochgradig verdichtete Planum einen natürlichen Wassergehalt von $w_n = 5,3\%$ und eine Korndichte von $\rho_s = 2,57 \text{ g/cm}^3$. Aus Abbildung B.4 können die Kornverteilungslinie und ihre Kennzahlen für das steife Planum entnommen werden. Die Ergebnisse der Laboruntersuchungen gelten auch für das Unterbauplanum unterhalb der Spuren 1 bis 4 des Testfeldes.

4.2.2.4 Spuren 6 und 7: Messfahrten auf weichem Untergrund

Abseits des Testfeldes wurden zwei weitere Fahrspuren auf einer feinkörnigen Schüttung über weichem Untergrund eingerichtet. Spur 6 war für Oszillationsfahrten vorgesehen, während auf der parallelen Spur 7 der Fokus auf der Vibrationsanregung liegen sollte.

Auf der gedachten Mittellinie zwischen den beiden Spuren wurden neun triaxial messende Beschleunigungsaufnehmer an der Oberfläche aufgestellt. Die Aufstellungsorte der Sensoren und ein Lageplan der Spuren 6 und 7 sind in Abbildung 4.5 dargestellt.

Die Auswertung der bodenphysikalischen Untersuchungen ergab einen natürlichen Wassergehalt von $w_n = 7,5\%$ und eine Korndichte von $\rho_s = 2,74 \text{ g/cm}^3$. Die Kornverteilungslinie der oberflächennahe entnommenen Probe des gemischtkörnigen weichen Untergrundes ist mit den zugehörigen Kennzahlen in Abbildung B.5 dargestellt.

4.2.3 Messwalze und Sensorik

Für die Messungen wurde eine knickgelenkte Tandemwalze des Typs *HD⁺ 90 VO* der Firma *HAMM AG* eingesetzt (siehe Abbildung 4.6).

An der Front der Walze ist eine Vibrationsbandage angeordnet, während die Bandage am Heck eine Oszillationsbandage ist. Beide Bandagen haben einen Durchmesser von 1,2 m und eine Arbeitsbreite von 1,68 m. Zur dynamischen Entkoppelung sind zwischen den Bandagen und dem Rahmen der Walze Gummipuffer angeordnet.

Die Vibrationsbandage ist mit geteilten Unwuchten ausgestattet. Je nach Drehrichtung ändert sich die Exzentrizität der Unwuchten und damit die Amplitude der Vibrationsanregung. Es wird zwischen der „kleinen Amplitude“ mit 0,34 mm bei einer zugehörigen Vibrationsfrequenz von 50 Hz und der „großen Amplitude“ mit 0,62 mm und 40 Hz unterschieden. Der Motor für die vibratorische Anregung der Bandage ist auf der rechten Seite der Walze angeordnet, der Antrieb erfolgt hydrostatisch.

Die Tangentialamplitude der Oszillationsbandage beträgt unabhängig von der Drehrichtung der Unwuchten 1,44 mm. Vom Hersteller wird eine Oszillationsfrequenz von 39 Hz empfohlen, welche auch im Zuge der Versuchsfahrten als Standardfrequenz für die Oszillationsmessfahrten festgelegt wurde. Die Testwalze wurde allerdings von der *HAMM AG* derart modifiziert, dass eine Oszillationsanregung in einer erweiterten Bandbreite der Frequenz von 20 Hz bis 70 Hz möglich war. Der Motor der Oszillationsanregung befindet sich ebenfalls auf der rechten Seite der Walze.

Für die Realisierung des Fahrtriebes sind beide Bandagen an der linken Seite mit einem Fahrmotor ausgestattet. Der Antrieb der beiden Motoren erfolgt hydrostatisch, wobei im Arbeitsgang Geschwindigkeiten in Schritten von 0,5 km/h zwischen 0,0 km/h und 6,0 km/h gefahren werden können. Für die Versuche wurde eine Standardgeschwindigkeit von 4,0 km/h festgelegt, wobei auch Geschwindigkeitsvariationen von 2,0 km/h und 6,0 km/h durchgeführt wurden.

Durch die Ausstattung mit Wassertanks ist eine Erhöhung der statischen Linienlast und zudem eine Berieselung der Bandagen möglich.

Die Testwalze wurde bereits werksseitig mit dem FDVK-System für Vibrationswalzen *Compactometer* und einer GPS-Antenne ausgestattet.

Weitere technische Daten können dem Datenblatt in Abbildung A.1 des allgemeinen Anhanges A entnommen werden.

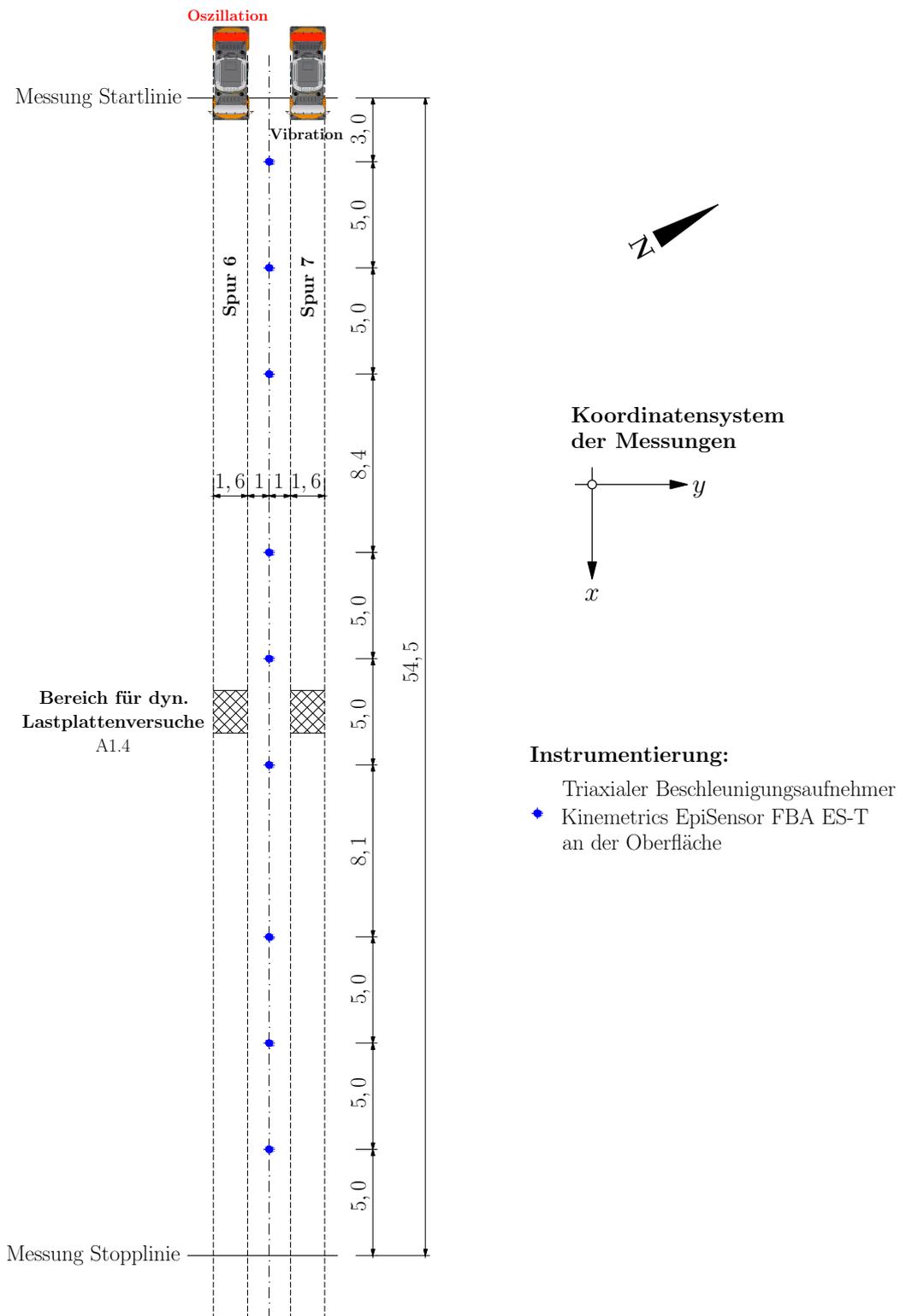


Abbildung 4.5: Lageplan der Spuren 6 und 7 der experimentellen Grundsatzversuche und lagemäßige Anordnung der Messtechnik an der Oberfläche. Maße in Metern.

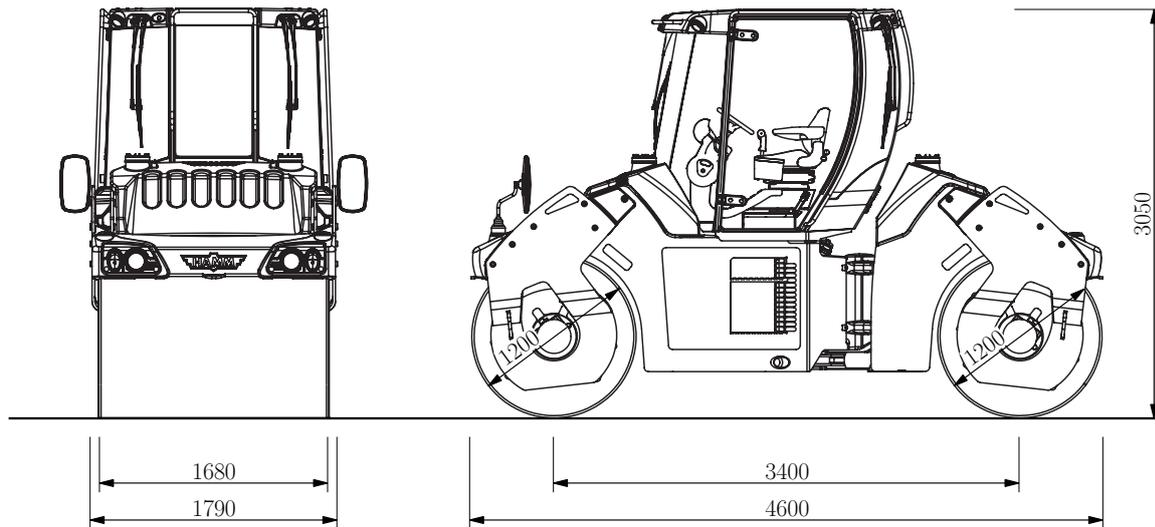


Abbildung 4.6: Abmessungen der Tandemwalze HD+ 90 VO der HAMM AG [48]. Maße in Millimetern.

4.2.3.1 Instrumentierung der Walze

An den schwingenden Bandagen und ihren Lagerschalen wurden vorwiegend Beschleunigungen gemessen. Die folgenden Ausführungen beziehen sich auf die Wahl der Sensoren und ihre Positionierung an der Walze. Die Zusammenfassung der Sensoren zu Messsystemen, die zeitliche Synchronisation der Systeme und die Messdatenerfassung werden detailliert in Abschnitt 4.2.4 beschrieben.

Beschleunigungen

Für die Messung der Beschleunigungen an der Walze wurden kapazitive MEMS, einaxiale Beschleunigungssensoren des Typs 8315A der Firma Kistler [57] verwendet. Je nach zu erwartender Beanspruchung der Sensoren wurden Sensitivitäten von ± 10 g und ± 30 g eingesetzt.

Die Bezeichnung der Sensoren und ihrer Kanäle erfolgte anhand eines dreistelligen Codes. Die erste Stelle bezeichnet die Bandage an der der Sensor positioniert ist. O bedeutet einen Sensor auf der Oszillationsbandage, mit V sind die Sensoren der Vibrationsbandage gekennzeichnet. Anhand der zweiten Stelle ist die Zuordnung zu einer Seite der Walze möglich. Die rechte Seite, an der sich auch der dynamische Antrieb der Schwingungsanregung befindet, wurde als Steuerbord S bezeichnet. Die gegenüberliegende linke Seite mit den Motoren des Fahrtriebes ist dementsprechend die Backbordseite B. Mit der letzten Stelle wird schließlich die Koordinatenrichtung bezeichnet, in die der Sensor misst. In Bezug auf das raumfeste kartesische Koordinatensystem der Messungen mit dem raumfesten Ursprung im Mittelpunkt des Querschnitts der Bandage sind das die drei Raumachsen x , y und z (siehe Abbildung 4.9). An der Oszillationsbandage wurde zusätzlich ein rotierendes kartesisches Koordinatensystem mit dem raumfesten Ursprung im Mittelpunkt des Querschnitts der Bandage und den Richtungen u , v und w eingeführt (siehe Abbildung 4.8). Dar-



Abbildung 4.7: Einaxiale Beschleunigungssensoren des Typs 8315A der Firma *Kistler* an der Oszillationsbandage.

über hinaus wurden die Ziffern 1-4 für die tangentialen Richtungen in den Viertelpunkten der Oszillationsbandage definiert.

Der Sensor *OSx* bezeichnet den obigen Ausführungen entsprechend den Beschleunigungssensor an der rechten Seite der Oszillationsbandage, der in x -Richtung des raumfesten kartesischen Koordinatensystems der Versuche misst.

In Abbildung 4.8 sind sämtliche Beschleunigungssensoren der rotierenden Oszillationsbandage eingetragen. Die Angaben umfassen die Position der Sensoren, ihre Sensitivität und die Richtung der positiven Beschleunigungsmessung. Das eingezeichnete rotierende kartesische Koordinatensystem mit den Achsen u und w folgt der Rotation der Bandage. Die Beschleunigungen in Richtung der Achse v wurden nicht gemessen.

Abbildung 4.9 zeigt die Beschleunigungssensoren an den Lagerschalen der beiden Bandagen. Die Sensoren rotieren während der Fahrbewegung nicht mit den Bandagen, sondern erfahren nur eine translatorische Bewegung und messen demnach stets in den Richtungen des raumfesten kartesischen Koordinatensystems x und z . Die Beschleunigungen in Richtung der Achse y wurden nicht gemessen.

Näherungsschalter

An der Walze wurden mehrere induktive Näherungsschalter installiert, um periodisch wiederkehrende Ereignisse zu dokumentieren. Die Positionen der Näherungsschalter sind in Abbildung 4.9 dargestellt.

Der Sensor *ON1* registriert einmal pro Umdrehung der Bandage das im Viertelpunkt „1“ eingeschweißte Fahnenblech in der Oszillationsbandage. Das erzeugte Schaltsignal erleichtert später die Identifikation von Periodizitäten der Bandage in den Messwerten der Beschleunigungssensoren. Der Näherungsschalter *ON4* funktioniert in gleicher Weise, schaltet allerdings bei der Vorbeifahrt jedes Viertelpunktes und somit viermal pro Umdrehung.

Mit den Sensoren *OUt* und *VUt* wird pro Umdrehung der Unwuchtwellen ein Schaltsignal generiert. Damit können die tatsächlichen Frequenzen der Oszillations- (*OUt*) bzw. Vibrationsanregung (*VUt*) nachgerechnet werden.

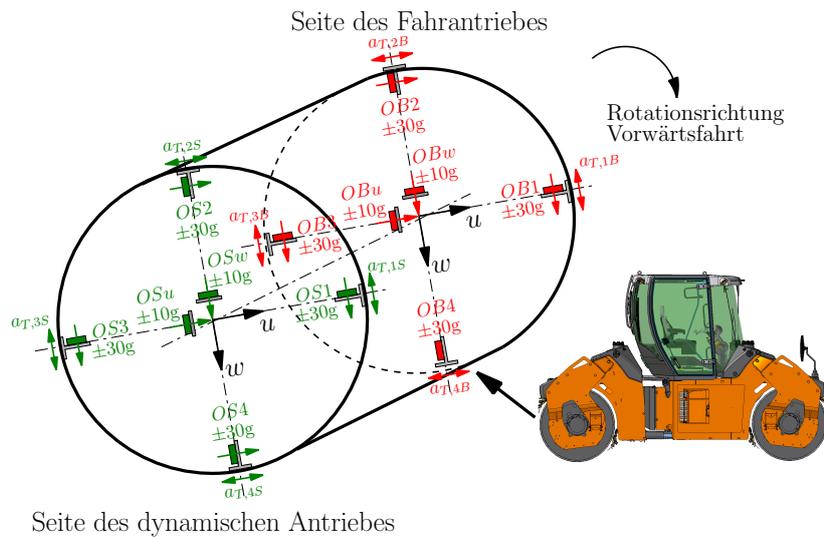


Abbildung 4.8: Messtechnische Instrumentierung der rotierenden Oszillationsbandage mit einaxialen Beschleunigungsaufnehmern. Bezeichnungen, Sensitivitäten und positive Messrichtungen.

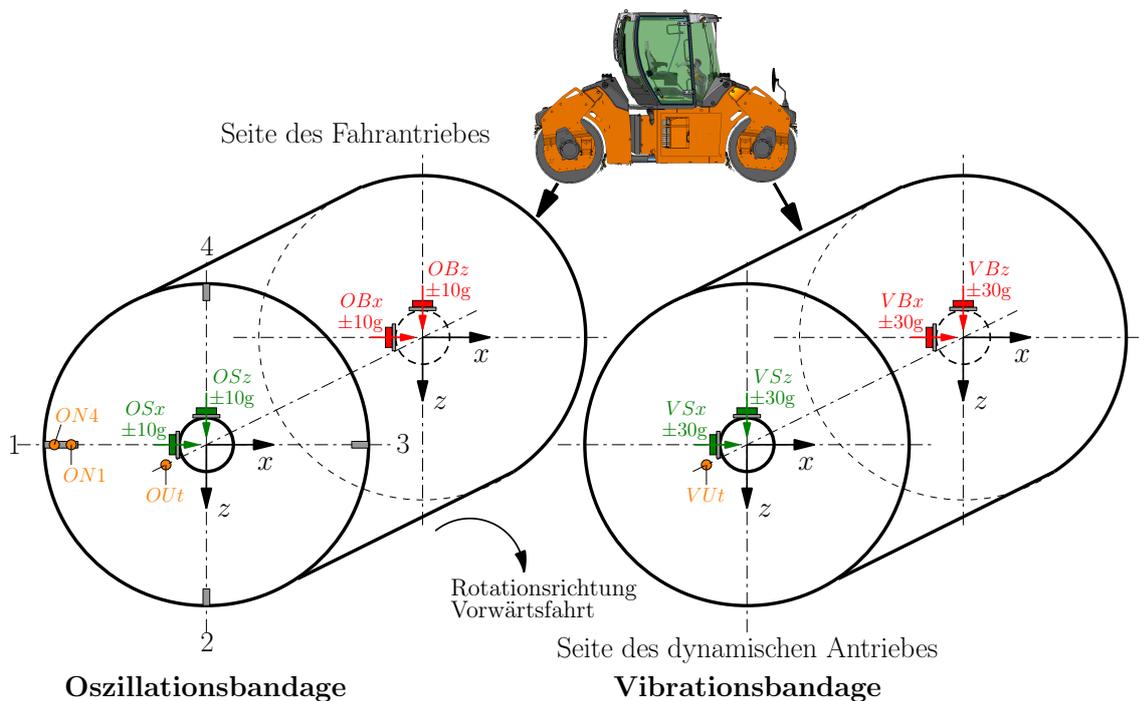


Abbildung 4.9: Messtechnische Instrumentierung der Lagerschalen der Bandagen mit einaxialen Beschleunigungsaufnehmern. Bezeichnungen, Sensitivitäten und positive Messrichtungen. Zusätzliche Darstellung der verbauten Näherungsschalter.

Akustisches Messsystem zur Bestimmung der Kontaktlänge

Bei der Untersuchung der Interaktion zwischen einer dynamisch angeregten Bandage und dem Untergrund ist die Fläche zwischen den Kontaktpartnern und dabei insbesondere die von der Steifigkeit des Untergrundes abhängige Kontaktlänge von besonderem Interesse. Die messtechnische Erfassung dieser Kontaktlänge stellt allerdings eine große Herausforderung dar, da eine mögliche Sensorik sehr großen mechanischen Beanspruchungen in der Kontaktfläche ausgesetzt ist. Aus diesem Grund wurde ein akustisches Messsystem nach einer Idee von *Kopf* [65] entwickelt. Eine umfangreiche Beschreibung des akustischen Messsystems und seiner Anwendung bei den experimentellen Untersuchungen kann in der Diplomarbeit von *Stöberl* [112] nachgelesen werden.

Das Messsystem macht sich die unterschiedlichen Eigenschaften offener und sogenannter gedackter Pfeifen zunutze. Wird eine vorerst offene Pfeife mit Luft versorgt, entsteht ein Ton bestimmter Höhe. Durch Verschließen der Pfeife am unteren Ende (gedackte Pfeife) verringert sich die Tonhöhe um eine Oktave und die Wellenlänge verdoppelt sich. Der Unterschied zwischen einer offenen und einer gedackten Pfeife ist somit deutlich hörbar.

Für das akustische Messsystem wurden in den Viertelpunkten der Bandage Löcher durch den Walzmantel gebohrt und in diesen Pfeifen installiert (siehe Abbildung 4.11a). Zur Luftversorgung wurden PC-Lüfter in ein Gehäuse verbaut und über gleich lange Schläuche an die Pfeifen angeschlossen. Jede Pfeife wiederum wurde mit einem Mikrophon versehen, dessen Signal von einem Aufnahmegerät gespeichert wurde. In Abbildung 4.10 ist das Prinzip des akustischen Messsystems zur Bestimmung der Kontaktlänge dargestellt.

Überrollt eine mit Luft versorgte Pfeife den Boden, wird sie von diesem verschlossen. Ein absolut dichter Verschluss der Pfeife durch den Boden und eine damit einhergehende Änderung der Tonhöhe um exakt eine Oktave ist nicht zu erwarten. Allerdings kommt es zu einem ausgeprägten Frequenzabfall, der durch das Aufnahmegerät registriert wird. Fährt die Walze mit konstanter und bekannter Geschwindigkeit, können über den Umfang der Bandage die zurückgelegte Wegstrecke während einer Umdrehung und die dafür benötigte Zeit berechnet werden. Vergleicht man die Dauer des Frequenzabfalls durch das Verschließen der Pfeife mit der Dauer einer vollständigen Bandagenrotation, kann somit auch auf die Kontaktlänge zwischen Bandage und Untergrund geschlossen werden (siehe Abbildung 4.10).

Die Kontaktlänge bildet sich bezüglich der Bandagenachse im Allgemeinen nicht symmetrisch aus. Um dieses Verhalten ebenfalls zu untersuchen, wurde vertikal über der Bandagenachse ein Positionsrad installiert (siehe Abbildung 4.11b). Das Rad verschließt jene Pfeife, die dem Boden gegenüberliegt für einen kurzen Moment. Durch Vergleich der Frequenzverläufe zweier gegenüberliegender Pfeifen im Zeitbereich kann somit die Asymmetrie der Kontaktlänge (Größe der Bugwelle vs. Größe der Heckwelle) bestimmt werden (siehe auch Abbildung 4.10).

Für die experimentellen Grundsatzuntersuchungen wurden vier Pfeifen in den Viertelpunkten der Vibrationsbandage installiert und zu einem akustischen Messsystem zusammengefasst. In der Oszillationsbandage wurden lediglich zwei gegenüberliegende Pfeifen angebracht. Die verbleibenden zwei Bohrungen im Walzmantel wurden mit Ultraschallsen-

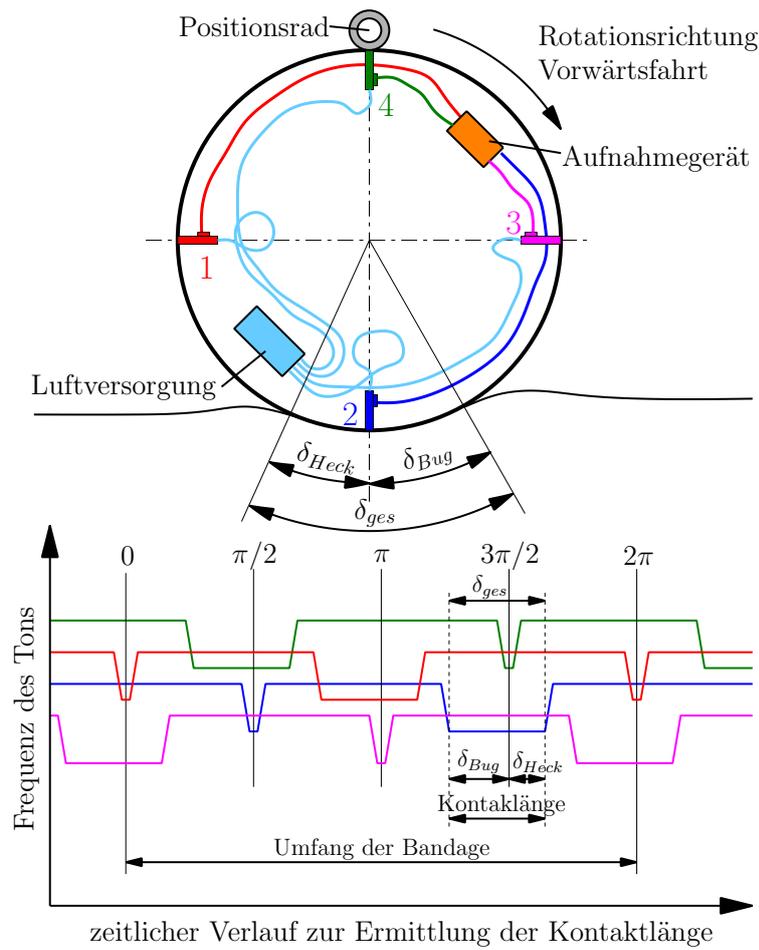


Abbildung 4.10: Prinzip des akustischen Messsystems zur Bestimmung der Kontaktlänge.



(a) Einbau einer Pfeife des akustischen Messsystems.



(b) Positionsrad zur Bestimmung der Asymmetrie der Kontaktlänge.

Abbildung 4.11: Komponenten des akustischen Messsystems zur Bestimmung der Kontaktlänge.

soren bestückt, welche prinzipiell dieselbe Aufgabe erfüllen. Dem Vorteil, dass die Ultraschallsensoren ein Spannungssignal liefern, das zeitlich synchron mit den übrigen Messsignalen aufgezeichnet werden kann, stehen zwei Vorzüge der Messung mittels Pfeifen gegenüber. Durch den ständigen Luftzug kann eine gewisse Selbstreinigung der Pfeifen sichergestellt werden. Darüber hinaus kann eine Reinigung verstopfter Pfeifen relativ einfach von der Innenseite der Bandage aus durch Druckluft erfolgen. Zwischen den Messfahrten kann eine Funktionskontrolle sehr einfach durch Hören erfolgen. Ist eine Pfeife verstopft, erzeugt sie keinen konstanten Ton mehr.

Weitere Sensoren an der Walze

Zwei Öldrucksensoren wurden an der Oszillationsbandage zur Messung der Öldrücke des Zu- und Ablaufes des Motors für die oszillatorische Anregung der Bandage verbaut. In Abhängigkeit der Untergrundverhältnisse ändert sich auch die Leistungsaufnahme des Oszillationsmotors und damit der Öldruck des hydraulischen Systems. Ziel der Analyse der Öldrücke war somit die Untersuchung der Aussagekraft der Druckschwankungen im Ölkreislauf in Bezug auf die herrschenden Untergrundverhältnisse.

An das Aufnahmegerät des akustischen Messsystems in der Oszillationsbandage wurden zusätzlich zu den Mikrofonen der Pfeifen zwei Körperschallmikrophone angeschlossen. Die Befestigung der Körperschallmikrophone erfolgte an der Innenseite des Walzmantels mittels Permanentmagneten. Zweck der Instrumentierung war die Untersuchung des Schlupfs der Bandage und des damit im Zusammenhang stehenden Verschleißes, von dem angenommen wurde, dass er unter Umständen durch Körperschallmikrophone hörbar gemacht werden kann.

4.2.3.2 Instrumentierung des Bodens

Im Boden wurden Beschleunigungen in den drei Raumachsen, der vertikale Bodendruck und Verformungen der zu verdichtenden Schicht gemessen. Die lagemäßige Anordnung ist aus Abbildung 4.2 ersichtlich.

Vertikaler Bodendruck

Zur Bestimmung des vertikalen Bodendrucks unter der dynamischen Einwirkung der Testwalze wurde eine dynamische Erddruckmessdose *Geokon 3500-2-100* in Fahrtrichtung einen Meter vor dem primären Messquerschnitt unter Spur 2 installiert. Die Erddruckmessdose wurde auf das Unterbauplanum aufgelegt und durch den Einsatz einer Ausgleichsschicht aus Sand horizontal eingerichtet. Neben der Erleichterung des Einbaus verhindert die Ausgleichsschicht aus Sand auch ungewollte Spannungsspitzen durch größere Gesteinskörner, weshalb auch an der Oberseite der Druckmessdose eine solche Sandschicht aufgebracht wurde. Danach erfolgte die Überschüttung mit sandigem Kies durch die Herstellung der 50 cm mächtigen Lage für die Verdichtungsversuche.

Die verwendete Erddruckmessdose besteht aus einer kreisrunden Druckzelle mit einem Durchmesser von 230 mm, einem Verbindungsrohr, einem Messaufnehmer und einer ent-



(a) Einbau der dynamischen Erddruckmessdose auf einer Ausgleichsschicht aus Sand.



(b) Anordnung der dynamischen Erddruckmessdose und der Beschleunigungsaufnehmer unter den Spuren 2 und 3 des Testfeldes.

Abbildung 4.12: Dynamische Erddruckmessdose *Geokon 3500-2-100* zur Messung des vertikalen Bodendrucks unter der aufgebrachten Schüttung.

sprechenden Verkabelung. Die Druckzelle ist aus zwei Stahlplatten, die durch einen schmalen mit einer hydraulischen Flüssigkeit gefüllten Zwischenraum getrennt sind, gefertigt (siehe Abbildung 4.13). Durch das Aufbringen eines Drucks auf die Stahlplatten der Druckzelle steigt auch der Druck auf die Flüssigkeit im Zwischenraum. Dieser wird über das Verbindungsrohr an die Aufnehmereinheit weitergegeben, wo aus dem Verformungsverhalten einer Membran ein dem Druck proportionales Spannungssignal generiert wird.

Verformungen im Boden

Durch zweimalige Integration des Beschleunigungssignales ist es möglich, den entsprechenden Schwingweg zu ermitteln. Allerdings kann dadurch noch keine Aussage über plastische Verformungen getroffen werden, da es nicht möglich ist, die Integrationskonstanten zu bestimmen [91].

Um diese Verformungen dennoch dokumentieren zu können, wurde ein spezielles Verformungsmessgerät, ein Setzungsmesser, in Spur 2 installiert (siehe Abbildung 4.2). Der Aufbau des Verformungsmessgerätes ist in Abbildung 4.14 dargestellt.

Der feststehende Teil des Verformungsmessgerätes besteht aus einem Messingrohr, das fest mit einer kreisrunden Messingplatte verschraubt ist (Abbildung 4.15a). Diese dient zur Verankerung im Boden und wurde dementsprechend im Untergrund vergraben (Abbildung 4.15b). Im Messingrohr befindet sich ein induktiver Wegaufnehmer (*LVP-200-ZA-SR7-I*), dessen beweglicher Teil durch einen Draht verlängert wird. Im Schutze eines Bowdenzuges wird der Draht durch die gesamte zu verdichtende Schicht bis an deren Oberfläche geführt, welche die Messebene darstellt (Abbildung 4.15c). Auf der Oberfläche wird eine zweite kreisrunde Messingplatte platziert, in deren Mitte der Draht des verlängerten induktiven Wegaufnehmers geklemmt wird (Abbildung 4.15d). Bewegt sich die Messingplatte an der Oberfläche des Testfeldes in vertikaler Richtung (was im Falle einer Verdichtung zu erwarten ist), wird diese Bewegung vom induktiven Wegaufnehmer im feststehenden Teil

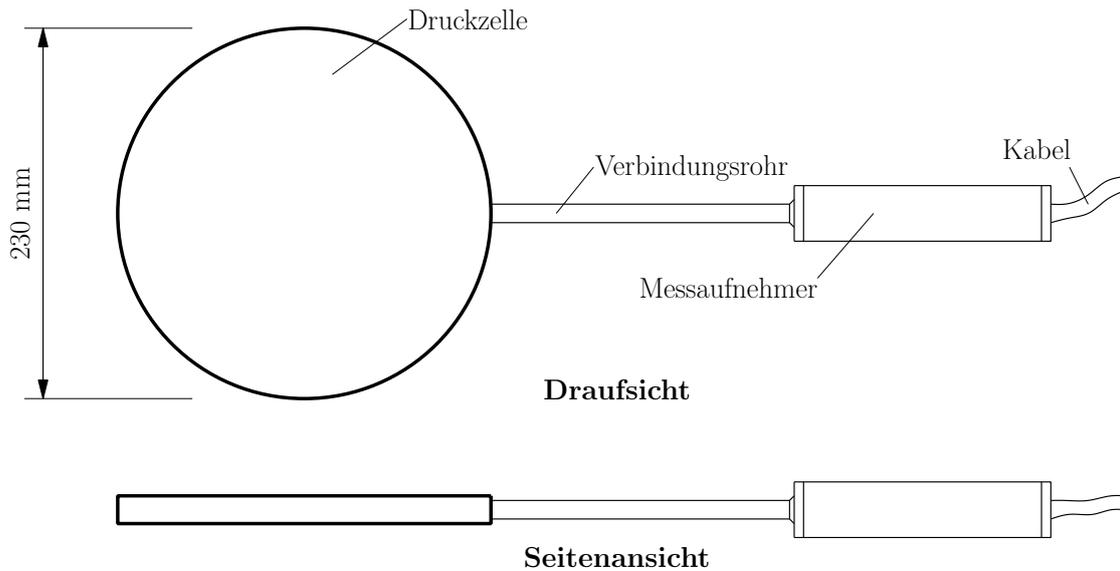


Abbildung 4.13: Dynamische Erddruckmessdose *Geokon 3500-2-100* zur Bestimmung des vertikalen Bodendrucks [41].

registriert. Die elastischen und plastischen Differenzverformungen in der zu verdichtenden Schicht können somit gemessen werden. Das Verformungsmessgerät wurde im Zuge von experimentellen Untersuchungen von *Adam* und *Kopf* entwickelt und ist detailliert in [9, 59, 60] beschrieben.

Beschleunigungen im Boden

Für die Messung der Beschleunigungen wurden triaxiale Beschleunigungsaufnehmer des Typs *EpiSensor FBA ES-T* der Firma *Kinematics* verwendet. Die Ausrichtung erfolgte für alle Beschleunigungsaufnehmer derart, dass die Messachsen den drei Raumachsen des Koordinatensystems der Messungen entsprach (siehe Abbildung 4.2). Die positive x -Richtung wurde in Fahrtrichtung der Vorwärtsfahrten definiert (siehe auch Abbildung 4.16a).

Zwei Beschleunigungsaufnehmer wurden im primären Messquerschnitt in der Mitte der Spuren 2 und 3 installiert. Dazu wurden die Sensoren vor dem Aufbringen der Schüttlage auf dem Unterbauplanum aufgestellt und horizontalisiert. Nach dem Einbau der Schüttung waren die Beschleunigungsaufnehmer somit in einer Tiefe von 50 cm unter der GOK des Testfeldes „vergraben“ (Abbildung 4.16b).

Darüber hinaus wurden weitere Beschleunigungsaufnehmer entlang des primären Messquerschnittes an der Oberfläche aufgestellt (siehe Abbildung 4.2). Diese wurden allerdings nicht überschüttet, sondern lediglich auf der Oberfläche des hochgradig verdichteten Planums positioniert und horizontalisiert. Zweck dieser Anordnung war die Erfassung der Erschütterungswirkung in Abhängigkeit von der Distanz zwischen der Erschütterungsquelle (der dynamischen Walze) und den jeweiligen Beschleunigungsaufnehmern.

Die verwendeten *EpiSensoren FBA ES-T* sind hochempfindliche Beschleunigungsaufnehmer mit einem Messbereich von ± 4 g, die insbesondere für Erschütterungsmessungen und Erdbebenmessungen geeignet sind.

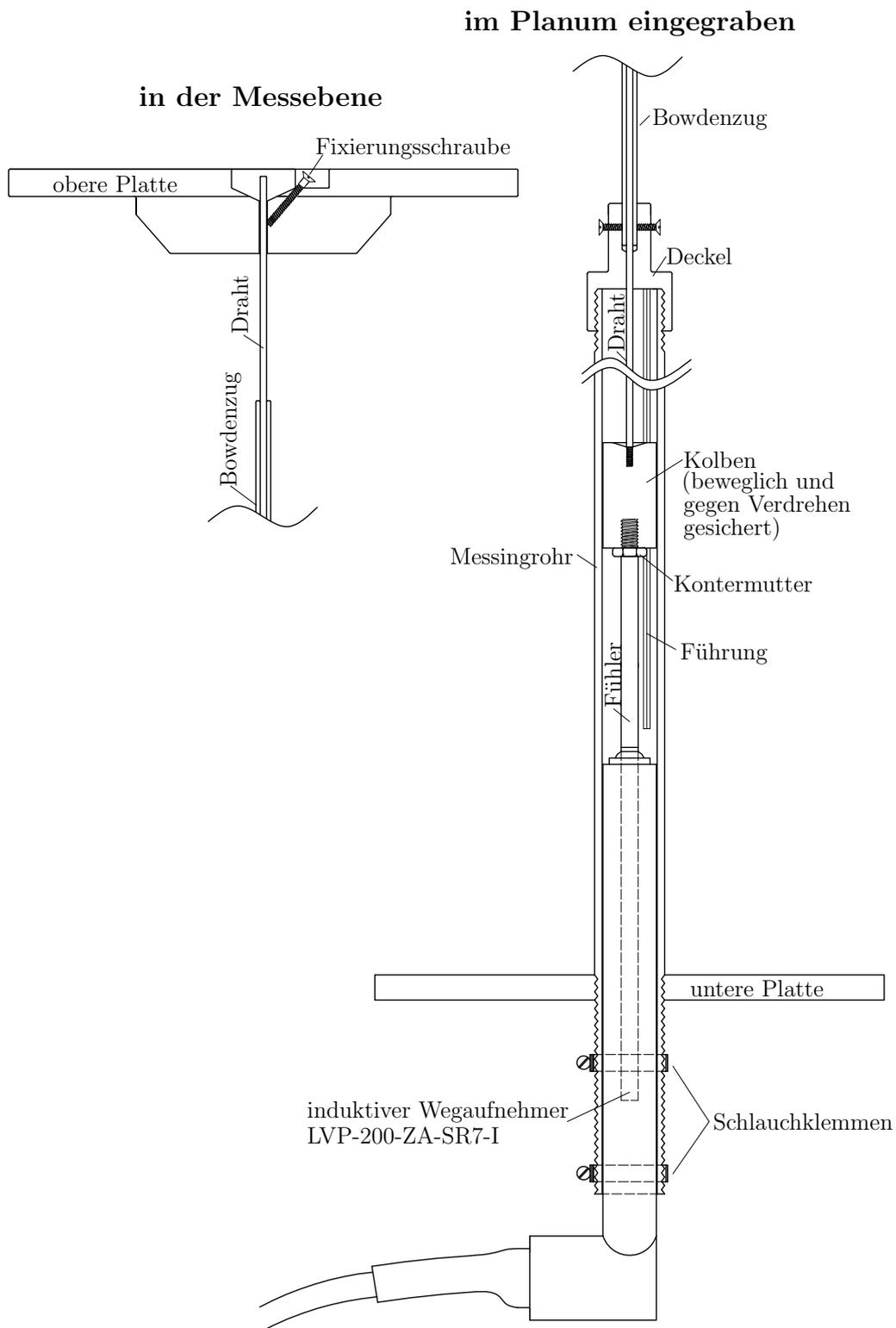


Abbildung 4.14: Verformungsmessgerät („Setzungsmesser“) zur Ermittlung der Differenzverformungen zwischen dem Unterbauplanum und der Messebene [60].



(a) Komponenten des Verformungsmessgerätes.



(b) Einbau des feststehenden Teils in den Untergrund.



(c) Verlängerung des beweglichen Teils des induktiven Wegaufnehmers durch einen Draht.



(d) Messingplatte an der Oberfläche der zu verdichtenden Schicht und Klemmung des Drahtes.

Abbildung 4.15: Verformungsmessgerät zur Messung der Differenzverformungen („Setzungen“) der zu verdichtenden Schicht in Spur 2 des Testfeldes.



(a) Koordinatensystem und horizontale Ausrichtung eines triaxialen Beschleunigungsaufnehmers.



(b) Anordnung der Beschleunigungsaufnehmer unter den Spuren 2 und 3 des Testfeldes.

Abbildung 4.16: Triaxiale Beschleunigungsaufnehmer des Typs *EpiSensor FBA ES-T* der Firma *Kinematics* zur Messung der Beschleunigungen im Boden unter der aufgebrachtten Schüttung.

4.2.4 Messwerterfassung und Messkette

Die Zielvorstellung und damit Anforderung an die Messwerterfassung war die Erstellung von Datensätzen für jede einzelne Messfahrt, in denen die Messungen aller Sensoren des Gesamtsystems zeitlich synchron abgespeichert sind. Durch die sehr unterschiedlichen Sensoren und ihre örtliche Trennung war es notwendig, die zahlreichen Sensoren zur Instrumentierung der Walze und des Bodens zunächst in mehreren Teilmesssystemen zusammenzufassen. Das Zusammenstellen der Gesamtdatensätze erfolgte dann nach Durchführung der Versuche in einer aufwändigen Datenaufbereitung.

Im Folgenden werden die parallel messenden Teilsysteme und ihre Synchronisierung beschrieben. Das Messlayout mit den Teilmesssystemen ist auch in Abbildung 4.17 dargestellt.

4.2.4.1 Rotierendes Messsystem der Oszillationsbandage

Eine große Herausforderung ist die Messdatenerfassung der Instrumentierung an der rotierenden Oszillationsbandage (siehe Abbildung 4.8). Das Messsystem muss den Rotationen der Bandage im Zuge der Fahrbewegung folgen und darüber hinaus in der Lage sein, den Beanspruchungen aus der Oszillationsanregung zu widerstehen. Ein *imc CRONOSflex* System zur Datenerfassung wurde in eine eigens konstruierte Box in der äußeren, rechten Ronde der Oszillationsbandage eingebaut. Durch die Oszillationsanregung waren Tangentialbeschleunigungen von bis zu $\pm 20\text{ g}$ zu erwarten, weshalb das Messsystem in Schaumstoff gebettet von den Schwingungen der Bandage möglichst entkoppelt installiert wurde (siehe Abbildung 4.18). Die Stromversorgung wurde autark, durch zwei parallel geschaltete 12 V Akkumulatoren in der linken äußeren Ronde der Oszillationsbandage, sichergestellt. Auch die Akkumulatoren waren von den Schwingungen entkoppelt einzubauen.

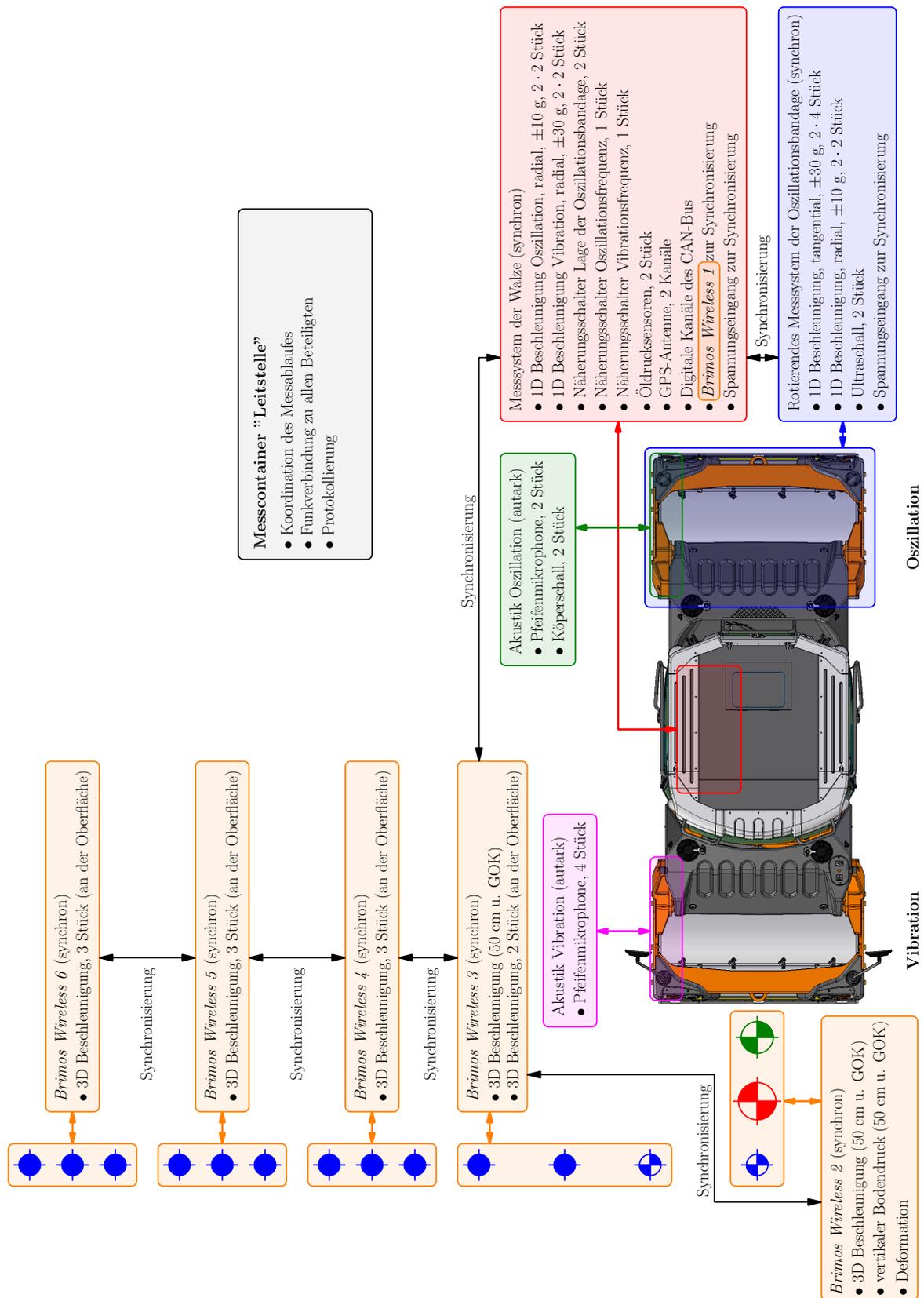


Abbildung 4.17: Messlayout aller parallel messenden Teilsysteme.

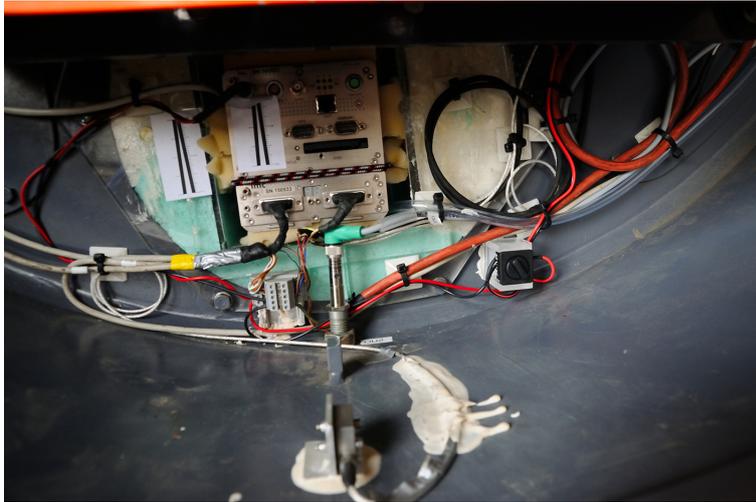


Abbildung 4.18: Rotierendes Messsystem der Oszillationsbandage.

Die Oszillationsbandage wurde mit zwei Kabelkanälen ausgestattet, um Kabel zur Spannungsversorgung und Messung auf die jeweils gegenüberliegende Seite führen zu können.

Insgesamt wurden vom rotierenden Messsystem folgende 15 Kanäle mit einer Abtastfrequenz von 1000 Hz abgegriffen und die Messdaten auf einem internen Flash-Speicher gesichert:

- Einaxiale Beschleunigungssensoren, tangential messend, mit einer Sensitivität ± 30 g, 2x4 Stück (siehe Abbildung 4.8)
- Einaxiale Beschleunigungssensoren, radial messend, mit einer Sensitivität ± 10 g, 2x2 Stück (siehe Abbildung 4.8)
- Ultraschallsensoren für die Bestimmung der Kontaktlänge, zwei Stück (siehe Abbildung 4.17)
- Spannungseingang für die Synchronisierung mit dem Messsystem der Walze, ein Stück (siehe Abbildung 4.17)

4.2.4.2 Messsystem der Walze

In der Walzenkabine wurde ein weiteres *imc CRONOSflex* System zur Datenerfassung mobil mitgeführt. Neben den Beschleunigungen an den Lagerschalen der Bandagen und verschiedenen Näherungsschaltern (siehe Abbildung 4.9) wurden damit auch umfangreiche Informationen des CAN-Bus Systems der Walze aufgezeichnet. Dabei handelt es sich um digitale Kanäle, die standardisiert von der Walze ermittelt und aufgezeichnet werden können. Dazu zählen Informationen wie beispielsweise die aktuelle Fahrgeschwindigkeit, die Fahrtrichtung, die eingestellte Frequenz der dynamischen Anregung und bei Vibrationsverdichtung die FDVK-Werte des integrierten *Compactometers*. Zusätzlich wurden die Signale einer GPS-Antenne am Dach der Walze und das Zeit-Signal einer *Brimos Wireless* Einheit zur

Synchronisation der Messsysteme gespeichert. Die Spannungsversorgung erfolgte über das 12 V Bordnetz der Walze.

Die Abtastfrequenz des Messsystems der Walze wurde ebenfalls mit 1000 Hz festgelegt. Folgende analoge Kanäle und digitale Eingänge wurden erfasst:

- Einaxiale Beschleunigungssensoren, radial messend, mit einer Sensitivität ± 10 g an der Lagerschale der Oszillationsbandage, 2x2 Stück (siehe Abbildung 4.9)
- Einaxiale Beschleunigungssensoren, radial messend, mit einer Sensitivität ± 30 g an der Lagerschale der Vibrationsbandage, 2x2 Stück (siehe Abbildung 4.9)
- Näherungsschalter zur Bestimmung der Lage der Oszillationsbandage, zwei Stück (*ON1* und *ON4*, siehe Abbildung 4.9)
- Näherungsschalter zur Ermittlung der Oszillationsfrequenz, ein Stück (*OUt*, siehe Abbildung 4.9)
- Näherungsschalter zur Ermittlung der Vibrationsfrequenz, ein Stück (*VUt*, siehe Abbildung 4.9)
- Öldrucksensoren des Zu- und Ablaufes des Oszillationsmotors, zwei Stück (siehe Abbildung 4.17)
- GPS-Antenne, zwei Kanäle (geographische Breite und Länge, siehe Abbildung 4.17)
- Digitale Kanäle des CAN-Bus: Fahrgeschwindigkeit, Fahrtrichtung (vorwärts/rückwärts), Vibrationsamplitude (klein/groß), Drehrichtung der Oszillationsunwuchten (vorwärts/rückwärts), Oszillationsfrequenz, Vibrationsfrequenz, Oberflächentemperatur vor der Walze, Oberflächentemperatur hinter der Walze, FDVK-Werte *HMV* (*CMV*) und *RMV* des *Compactometers* (siehe Abbildung 4.17)
- GPS-Zeit der *Brimos Wireless* Einheit zur Synchronisierung mit den Bodenmessstellen (siehe Abbildung 4.17)
- Spannungseingang für die Synchronisierung mit dem rotierenden Messsystem der Oszillationsbandage, ein Stück (siehe Abbildung 4.17)

4.2.4.3 Synchronisierung des rotierenden Messsystems der Oszillationsbandage und des Messsystems der Walze

Für die Synchronisierung der beiden Teilmesssysteme wurde der Spannungsausgang einer Batterie an einen Schalter angeschlossen und von dort mit je einem Messkanal der beiden Teilmesssysteme verbunden. Die Verbindung zwischen dem Schalter und dem Messsystem der Walze bestand dauerhaft. Für die Verbindung des Schalters zum rotierenden Messsystem der Oszillationsbandage musste die Walze am Beginn jeder Messfahrt eine definierte Bandagenstellung einnehmen, um eine Steckverbindung zwischen der rotierenden Bandage und dem feststehenden Rahmen herzustellen.

Am Beginn jeder Messfahrt betätigte der Walzenfahrer vor dem Losfahren und bei bestehender Steckverbindung den Schalter, wodurch eine Spannungsänderung an den beiden Spannungseingängen des rotierenden Messsystems und des Messsystems der Walze registriert werden konnte. Die sprunghafte Änderung der Spannung wurde dann in der Datenaufbereitung zur zeitlichen Synchronisation verwendet. Beim Losfahren wurde die Steckverbindung dann automatisch gelöst.

4.2.4.4 Akustisches Messsystem in der Vibrationsbandage

Für die Ermittlung der Kontaktlänge wurde in der Vibrationsbandage ein akustisches Messsystem mit vier Pfeifen gemäß Abbildung 4.10 installiert. Die Spannungsversorgung der Luftversorgung erfolgte durch Akkus. Zur Aufzeichnung wurde ein handelsübliches Aufnahmegerät mit vier Messkanälen verwendet. Die Luftversorgung, der Akku und das Aufnahmegerät wurden durch Schaumstofflagerung von der schwingenden Bandage dynamisch entkoppelt.

Das Messsystem wurde autark betrieben (siehe Abbildung 4.17). Es erfolgte lediglich eine Zuordnung der Audiodateien zu den einzelnen Messfahrten über Zeitstempel. Eine exakte Synchronisierung erfolgte nicht und war auch nicht erforderlich.

4.2.4.5 Akustisches Messsystem in der Oszillationsbandage

Für die Ermittlung der Kontaktlänge wurde in die Oszillationsbandage ebenfalls ein akustisches Messsystem, wie in Abbildung 4.10 dargestellt, eingebaut. Im Gegensatz zur Vibrationsbandage wurden allerdings lediglich zwei gegenüberliegende Pfeifen eingebaut, da die beiden übrigen Bohrungen im Walzmantel mit Ultraschallsensoren bestückt wurden.

Die beiden freien Kanäle des Aufnahmegerätes wurden für den Anschluss der Körperschallmikrophone genutzt. Wie im Falle der Vibrationsbandage erfolgte keine exakte Synchronisierung mit den übrigen Messdaten, sondern lediglich eine Zuordnung der Audiodateien zu den einzelnen Messfahrten (siehe Abbildung 4.17).

4.2.4.6 Messsysteme des Bodens

Für die Messdatenerfassung der Instrumentierung des Bodens wurden von der Firma VCE Vienna Consulting Engineers ZT GmbH entwickelte *Brimos Wireless* Einheiten verwendet. Jede Einheit arbeitet für sich autark und verfügt über eine Spannungsversorgung mittels Akku, mit der auch angeschlossene Sensoren versorgt werden können. Die Speicherung der Messdaten erfolgt mit einer Abtastfrequenz von 1000 Hz auf einem internen Speichermedium. Mit mehreren Einheiten ist es möglich, zeitlich synchron zu messen. Eine physische Verbindung ist dabei nicht erforderlich. Jede Einheit ist zudem mit einer GPS-Antenne zur Positionsbestimmung ausgestattet.

Für die Instrumentierung des Bodens wurden die Sensoren für den vertikalen Bodendruck und die Verformungen, sowie ein triaxialer Beschleunigungsaufnehmer an eine *Brimos Wireless* Einheit angeschlossen. Zusätzlich wurden vier weitere Einheiten mit jeweils

drei triaxialen Beschleunigungsaufnehmern, also jeweils neun Messkanälen, aufgestellt.

Eine sechste *Brimos Wireless* Einheit wurde in der Fahrerkabine der Walze mitgeführt, um in der Datenaufbereitung die Daten der Messsysteme des Bodens und der Walze synchronisieren zu können (siehe Abbildung 4.17).

4.2.5 Messablauf und Dokumentation

Die Versuche wurden von einer Leitstelle im Messcontainer koordiniert. Jeder Messfahrt wurden eine fortlaufende Nummer und ein Echtzeitstempel mit der Beginnzeit der Messfahrt zugewiesen. In einem Protokoll wurden folgende Parameter jeder Messfahrten dokumentiert:

- Befahrene Messspur
- Dynamische Anregungsart
- Anregungsfrequenz
- Amplitude bzw. Drehrichtung der Anregung
- Fahrgeschwindigkeit
- Füllstand der Wassertanks

Darüber hinaus wurden besondere Vorkommnisse, wie Sensorausfälle oder Probleme mit der Messtechnik und die Ergebnisse begleitender Untersuchungen im Protokoll erfasst.

Jede Messfahrt bestand im Regelfall aus einer Vorwärtsfahrt mit dynamischer Anregung einer der beiden Bandagen und einer statischen Rückwärtsfahrt. Zusätzlich wurden sechs Messfahrten mit dynamischer Anregung beider Bandagen während der Vorwärtsfahrt durchgeführt.

4.2.6 Begleitende Untersuchungen

Zu Vergleichszwecken wurden auf den Spuren des Testfeldes vor bzw. nach den jeweiligen Messfahrten Versuche mit der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät durchgeführt.

4.2.6.1 Dynamische Lastplatte (Leichtes Fallgewichtsgerät)

Der dynamische Lastplattenversuch mit dem Leichten Fallgewichtsgerät ist ein Feldversuch zur Bestimmung des Dynamischen Verformungsmoduls E_{vd} , der zur Beurteilung der Steifigkeit von Böden und ungebundenen Schüttlagen dient. Es handelt sich um ein mittlerweile weit verbreitetes und standardisiertes Verfahren, das in Österreich in den Technischen Vertragsbedingungen der Österreichischen Forschungsgesellschaft Straße - Schiene - Verkehr, der RVS 08.03.04 „Verdichtungsnachweis mittels Dynamischen Lastplattenversuches“ [101]

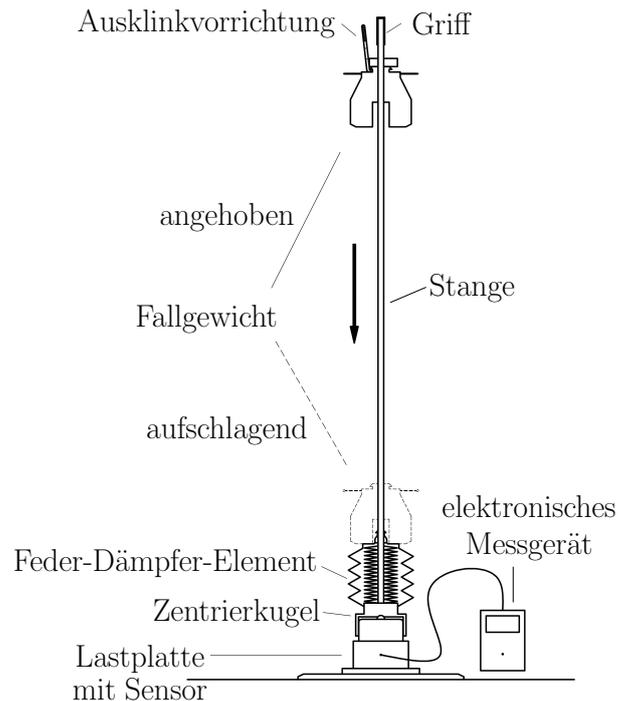


Abbildung 4.19: Komponenten des Leichten Fallgewichtsgerätes [12].

und in Deutschland in der Richtlinie der Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen TP BF-StB, Teil B 8.3 Ausgabe 2003 „Dynamischer Plattendruckversuch mit Leichtem Fallgewichtsgerät“ [120] geregelt ist.

Das Leichte Fallgewichtsgerät besteht im Wesentlichen aus drei Komponenten: der Lastplatte mit Sensor, der Belastungsvorrichtung und dem elektronischen Messgerät (siehe Abbildung 4.19). Die Belastungsvorrichtung besitzt ein Fallgewicht, welches nach dem Ausklinken entlang einer Stange geführt auf ein Federelement auftrifft, um eine stoßförmige Belastung auf die Lastplatte zu übertragen. Die Verbindung zwischen Belastungsvorrichtung und Lastplatte stellt eine Zentrierkugel dar, sodass nur Druckkräfte übertragen werden. Die kreisrunde und als starr angenommene Lastplatte aus Stahl hat einen Durchmesser von 30 cm und besitzt in der Mitte einen vertikal messenden Beschleunigungssensor. An den Sensor der Lastplatte ist das elektronische Messgerät angeschlossen, welches die Beschleunigungen durch zweimalige Integration in eine Plattenverschiebung umrechnet und daraus den Dynamischen Verformungsmodul E_{vd} berechnet. Die einzige Eingangsgröße der Berechnung ist das Signal des Sensors, alle übrigen Parameter werden als konstant angenommen. Die Zulässigkeit dieser Annahme ist auf die Abstimmung der Geräteparameter untereinander zurückzuführen und wurde durch umfangreiche Untersuchungen, insbesondere von Weingart [121, 122] sowie Adam und Adam [6], Brandl et al. [21, 23] und Kopf et al. [63], bestätigt. Die Messtiefe der dynamischen Lastplatte mit dem Leichtem Fallgewichtsgerät beträgt nach experimentellen und numerischen Untersuchungen von Adam et al. [7] und Kopf et al. [63] knapp 0,6 m.

Um einheitliche Randbedingungen für die Prüfung mit unterschiedlichen Leichtem Fall-

gewichtsgewichten zu schaffen, wurden die zuvor angesprochenen Geräteparameter genormt [120]. Für vergleichbare Ergebnisse ist insbesondere die Einhaltung der maximalen Stoßkraft durch die Belastungseinrichtung zu gewährleisten. Aus diesem Grund wird die Belastungsvorrichtung durch Einstellung der Fallhöhe des 10 kg schweren Fallgewichtes kalibriert. Eine solche Kalibrierung muss in Österreich gemäß RVS 08.03.04 [101] vor der Auslieferung, nach Reparaturen und zumindest einmal jährlich durch eine autorisierte Prüfstelle durchgeführt werden.

Standardisierte Versuchsdurchführung und Auswertung

Für den Versuch mit der dynamischen Lastplatte wird zunächst die Lastplatte eben und möglichst kraftschlüssig auf die zu prüfende Stelle aufgelegt. Bei großen Unebenheiten der Oberfläche kann eine Ausgleichsschicht aus Sand verwendet werden, um ein vollflächiges Aufliegen der Lastplatte zu gewährleisten. Die Belastungsvorrichtung wird auf die Zentrierkugel der Lastplatte aufgesetzt und drei Stöße (Vorbelastungsstöße) werden ausgeführt, um ein vollflächiges und kraftschlüssiges Aufliegen der Lastplatte sicherzustellen. Es folgen drei weitere Stöße (Messstöße), für die das elektronische Messgerät die maximalen Setzungen registriert. Nach dem dritten Stoß wird aus dem Mittelwert der drei Setzungen der dynamische Verformungsmodul E_{vd} berechnet. Der gesamte Versuch dauert rund eine Minute und kann von einer Person alleine durchgeführt werden [63].

Für die Berechnung des dynamischen Verformungsmoduls E_{vd} werden zwei vereinfachende Annahmen getroffen.

Die Auswertung des Versuches erfolgt mit der Formel für den statischen Lastplattenversuch, welche ihrerseits auf der Theorie des statisch belasteten elastisch isotropen Halbraumes basiert. Für den Verformungsmodul E_v gilt [23]:

$$E_v = 1,5 r_{LP} \frac{\Delta\sigma}{\Delta z} \quad (4.1)$$

Der Radius der Lastplatte r_{LP} beträgt im Regelfall 15 cm. $\Delta\sigma$ bezeichnet die Änderung der mittleren Sohlpressung unter der Lastplatte und Δz die Änderung der zugehörigen Vertikalverschiebung der Platte. Massenträgheitskräfte und geschwindigkeitsproportionale Kräfte werden durch die Anwendung der Formel für den statischen Lastplattenversuch nicht berücksichtigt.

Die zweite Vereinfachung betrifft die Annahme einer konstanten mittleren Sohlpressung von $0,1 \text{ MN/m}^2$. Diese folgt aus den gewählten Geräteparametern und der Kalibrierung der Fallhöhe des 10 kg schweren Fallgewichtes. Unter diesen Voraussetzungen lässt sich Gleichung 4.1 weiter vereinfachen und für den dynamischen Verformungsmodul gilt schließlich [23]:

$$E_{vd} [\text{MN/m}^2] = \frac{22,5}{z_{max} [\text{mm}]} \quad (4.2)$$

Damit ist die maximale Vertikalverschiebung z_{max} , welche vom elektronischen Messgerät aus dem Signal des Beschleunigungssensors in der Lastplatte errechnet wird, der einzige

Eingangsparameter für die Berechnung des dynamischen Verformungsmoduls E_{vd} [21]. Zu beachten ist die Einheitenbehaftung von Gleichung 4.2.

Auf dem Testfeld wurde nach jeder Überfahrt ein Versuch mit der dynamischen Lastplatte durchgeführt, um den Verdichtungszuwachs feststellen zu können. Hinzu kamen Einzelversuche über der eingebauten Schwachstelle. Auf dem bereits hochgradig verdichteten Planum wurden nur wenige Versuche durchgeführt, da ein Verdichtungszuwachs nicht zu erwarten war. Auch auf dem wassergesättigten, bindigen Untergrund der Spuren 6 und 7 wurden nur einige wenige Einzelversuche ausgeführt.

4.3 Untersuchungsergebnisse

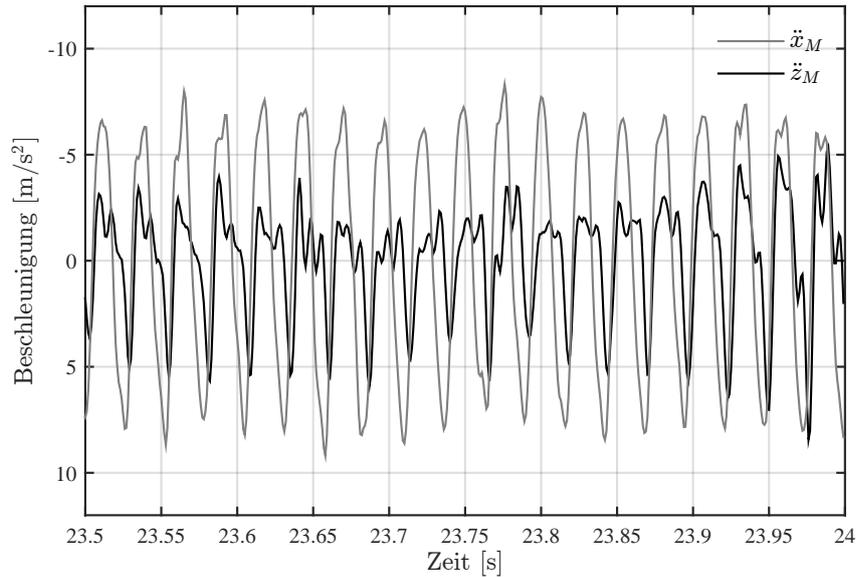
Im Rahmen des Grundsatzversuches wurden insgesamt 334 Messfahrten auf den beschriebenen sieben Testspuren durchgeführt. Neben Standard-Verdichtungsfahrten auf dem Testfeld zählen dazu auch zahlreiche Fahrten zur Variation der Walzparameter, wie Anregungsart, Erregerfrequenz und Fahrgeschwindigkeit, sowie experimentelle Versuchsfahrten zur Untersuchung bestimmter Charakteristika, wie der Steigfähigkeit der Walze unter dynamischer Anregung und dem Verhalten beim absichtlichen Durchrutschen der Bandagen. Der Großteil der Messfahrten hat zu einem wertvollen Erkenntnisgewinn und einem besseren Verständnis der Oszillationsverdichtung beigetragen. Aufgrund der umfangreichen Messfahrten und der dabei generierten Fülle an Messdaten können nicht alle Untersuchungsergebnisse im Detail diskutiert werden. Vielmehr werden in diesem Abschnitt die charakteristischen Eigenschaften der Oszillations- und Vibrationsverdichtung in Bezug auf die Wirkung auf den Boden und das Bewegungsverhalten der Bandagen herausgearbeitet und Schlüsse für weitere Untersuchungen, insbesondere im Hinblick auf die Entwicklung eines FDVK-Wertes für Oszillationswalzen, gezogen.

Für die Auswertung und Interpretation der Messdaten gelten die Definitionen des rotierenden Koordinatensystems der Oszillationsbandage in Abbildung 4.8 und des allgemeinen Koordinatensystems der Messungen in den Abbildungen 4.2, 4.4, 4.5 und 4.9. Dabei zeigt die positive x -Achse in die Richtung der Vorwärtsfahrt und die z -Achse in ihrer positiven Richtung nach unten.

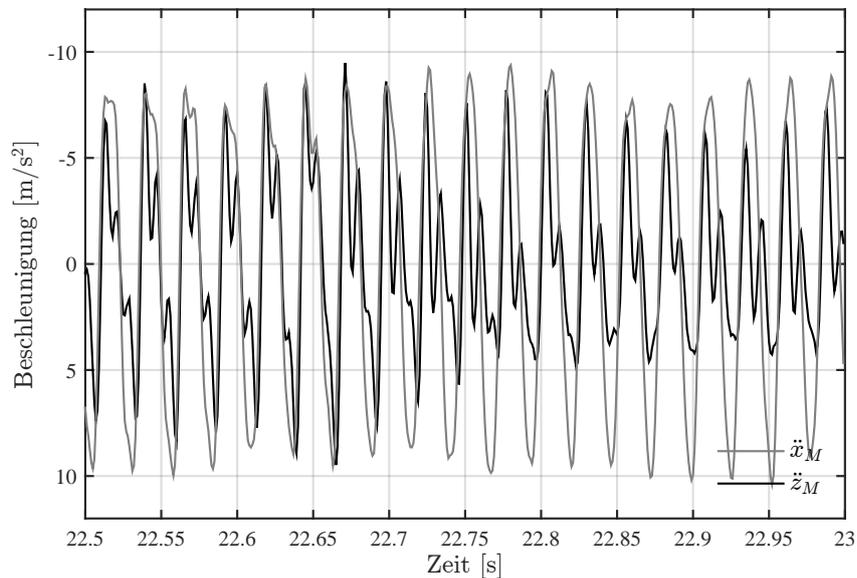
4.3.1 Bewegungsverhalten der Walze

4.3.1.1 Beschleunigungen der Oszillationsbandage

Bei der Untersuchung der Beschleunigungen im Boden unter der Einwirkung einer Oszillationswalze wurde die Ausbildung einer Schwingung in vertikaler Richtung mit der doppelten Frequenz der Anregung beobachtet. Dieses in der Bewegung der Bandage innerhalb ihrer eigenen Setzungmulde begründete Verhalten sollte nicht nur im Boden feststellbar sein, sondern auch das Bewegungsverhalten der Bandage beeinflussen. Aus diesem Grund erfolgte eine gezielte Analyse der horizontalen und vertikalen Beschleunigungen im Lager der Bandage.



(a) Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage der 2. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Asymmetrisches Gleiten“.



(b) Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Asymmetrisches Gleiten“.

Abbildung 4.20: Horizontale (\ddot{x}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBx und OSx) und vertikale (\ddot{z}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBz und OSz) Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage.

In Abbildung 4.20 sind die horizontalen (\ddot{x}_M) und vertikalen (\ddot{z}_M) Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage für die zweite und elfte Überfahrt auf Spur 2 dargestellt. Die Ermittlung der Beschleunigungen erfolgte durch Mittelung der Sensormessdaten auf der linken und rechten Seite der Bandage gemäß Abbildung 4.9.

Während der zweiten Überfahrt der Oszillationsbandage dominieren die Horizontalbeschleunigungen \ddot{x}_M mit $\pm 8 \text{ m/s}^2$ (siehe Abbildung 4.20a). Sie zeigen einen periodischen, sinusähnlichen Verlauf mit der Frequenz der Anregung von $f = 39 \text{ Hz}$. Die Spitzen des Sinus sind allerdings teilweise gekappt, was auf ein Überwinden der Haftreibung und damit verbundene Schlupfphasen zurückzuführen ist. Wird die Haftreibung überwunden, kann die Horizontalbeschleunigung in der Achse der Bandage nicht weiter ansteigen, sondern nimmt in der theoretischen Überlegung einen konstanten Wert an; der gemessene Sinus wird gekappt. Die Vertikalbeschleunigungen \ddot{z}_M fallen geringer aus, sind weitgehend periodisch, aber zeigen neben der Frequenz der Anregung zusätzlich Vielfache derselben. Teilweise ist die, in den Beschleunigungen des Bodens identifizierte, doppelte Frequenz der Anregung klar erkennbar.

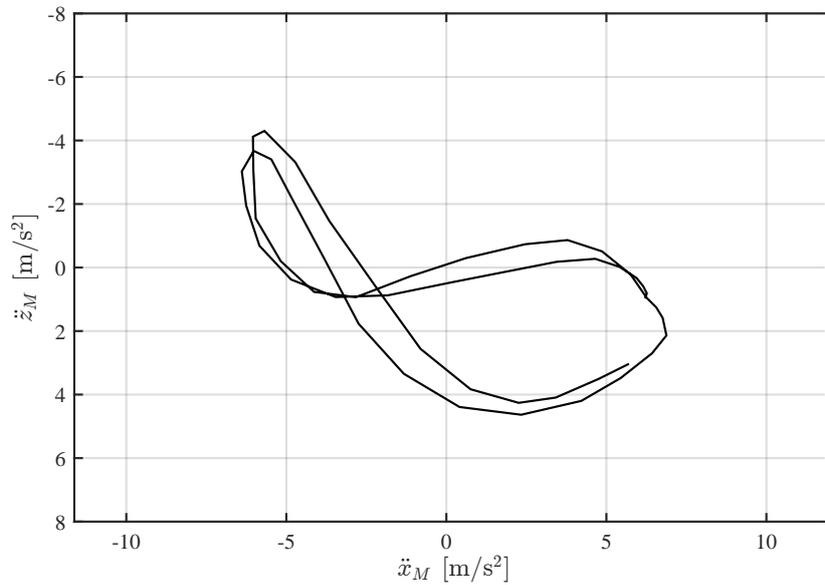
Mit zunehmender Anzahl der Überfahrten nimmt die Steifigkeit der zu verdichtenden Schicht zu und in weiterer Folge werden auch die gemessenen Beschleunigungen an der Bandage größer. Nach der elften Überfahrt auf Spur 2 betragen die Horizontalbeschleunigungen \ddot{x}_M knapp $\pm 11 \text{ m/s}^2$ (siehe Abbildung 4.20b). Noch deutlicher wachsen die Vertikalbeschleunigungen \ddot{z}_M an und auch die doppelte Frequenz der Anregung in diesen Beschleunigungen wird immer klarer erkennbar. Interessant scheint deshalb eine alternative Darstellung der Lagerbeschleunigungen in Form einer direkten Gegenüberstellung der horizontalen und vertikalen Beschleunigungen, wie sie Abbildung 4.21 zeigt.

In Abbildung 4.21a sind für zwei Erregerperioden die Horizontalbeschleunigungen \ddot{x}_M auf der Abszisse und die Vertikalbeschleunigungen \ddot{z}_M auf der Ordinate aufgetragen. Durch die chronologische Verbindung der einzelnen Messpunkte wird eine Art liegende Acht gebildet. Die Begründung liegt in der Setzungsmulde der Bandage, in der sich selbige bewegt und die sekundäre Vertikalbeschleunigungen mit der doppelten Frequenz der Anregung bewirkt. Da der Oszillationsanregung die Fahrbewegung der Walze überlagert ist, ist die liegende Acht nicht symmetrisch.

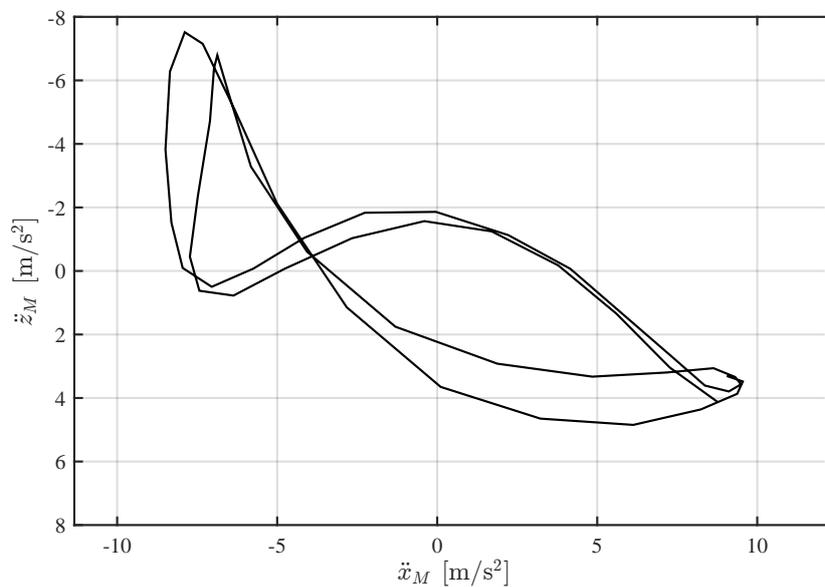
Mit zunehmender Verdichtung und steigender Bodensteifigkeit dehnt sich die beschriebene Achterform der Lagerbeschleunigungen aus (siehe Abbildung 4.21b). Eine Abschätzung der Bodensteifigkeit über eine geeignete Charakterisierung der liegenden Achterform erscheint eine vielversprechende Grundlage für einen FDVK-Wert für Oszillationswalzen zu sein, wie bereits in Kapitel 5 gezeigt wird.

In Abbildung 4.22 sind die Tangentialbeschleunigungen a_T in den Viertelpunkten der Oszillationsbandage für die zweite Messfahrt mit Oszillation auf Spur 2 dargestellt, die durch Mittelung der Messungen an der Seite des Fahrentriebes (z.B. $a_{T,2B}$) und an der Seite des dynamischen Antriebes (z.B. $a_{T,2S}$) berechnet wurden (siehe auch Abbildung 4.8).

Im rechten Teil der Abbildung 4.22 ist zwischen 40 und 65 Sekunden die statische Rückwärtsfahrt in den Messdaten erkennbar. Durch die spezielle Anordnung der Sensoren in der Bandage (siehe Abbildung 4.8) oszillieren die Beschleunigungen zweier gegenüberliegen-



(a) Beschleunigungen für zwei Perioden im Lager der Oszillationsbandage der 2. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h.



(b) Beschleunigungen für zwei Perioden im Lager der Oszillationsbandage der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h.

Abbildung 4.21: Horizontale (\ddot{x}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBx und OSx) und vertikale (\ddot{z}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBz und OSz) Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage.

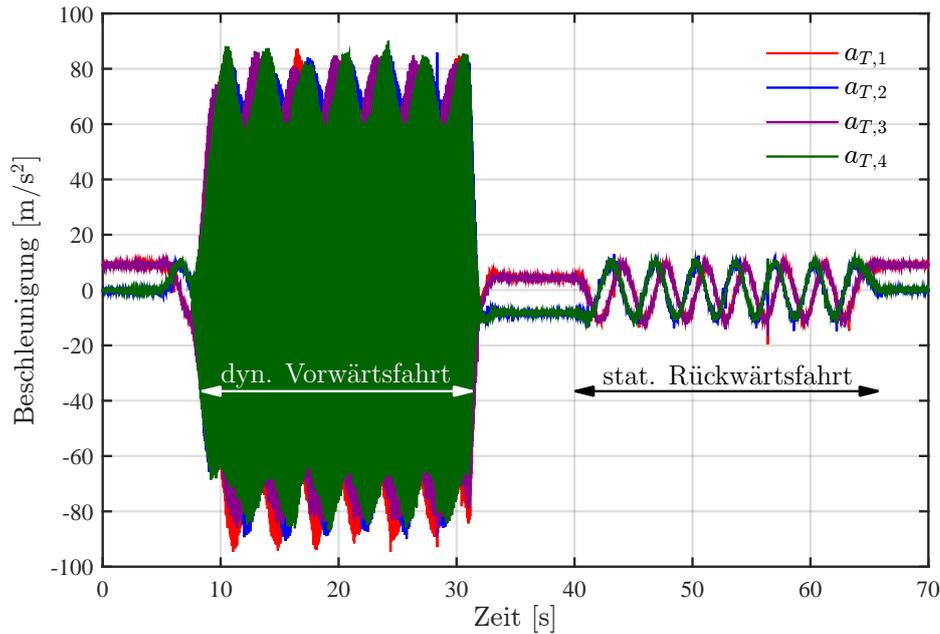


Abbildung 4.22: Tangentialbeschleunigungen a_T in den Viertelpunkten der Oszillationsbandage während der 2. Messfahrt mit Oszillation auf Spur 2.

der Sensoren bei konstanter Fahrgeschwindigkeit erwartungsgemäß sinusförmig zwischen ± 1 g. Zwischen den beiden Paaren gegenüberliegender Sensoren besteht eine Phasenverschiebung um $\pi/2$. Zwischen 10 und 30 Sekunden nach Messbeginn findet die Vorwärtsfahrt mit dynamischer Anregung der Oszillationsbandage statt. Die gemessenen Tangentialbeschleunigungen betragen dabei knapp ± 9 g und zeigen die Frequenz der Anregung von $f = 39$ Hz. Dieser dominanten Schwingung ist die – durch die Fahrbewegung bedingte – sinusförmige Schwingung zwischen ± 1 g überlagert.

Aus den Tangentialbeschleunigungen in den Viertelpunkten der Bandage können so dann die Beschleunigungen im Zentrum des rotierenden u - w -Koordinatensystems berechnet werden. Mit den Messdaten der Sensoren OS1 und OS3 kann beispielsweise ein Beschleunigungssignal ermittelt werden, das jenem des Sensors OSw entspricht (siehe Abbildung 4.8 für die Bezeichnungen). Durch geeignete Koordinatentransformation können die Beschleunigungen des rotierenden u - w -Koordinatensystems in das raumfeste x - z -Koordinatensystem übergeführt werden. Somit bestehen je Bandagenseite drei Möglichkeiten, um die Beschleunigungen in horizontaler x -Richtung und vertikaler z -Richtung in der Achse der Bandage zu berechnen. Demnach ist auch eine Analyse der Beschleunigungen in der Lagerschale, wie sie in Abbildung 4.21b gezeigt wurde, auf der Datengrundlage der Beschleunigungssignale in den Viertelpunkten der Bandage möglich. Bei der Analyse der Messdaten hat sich sogar gezeigt, dass diese Vorgehensweise tendenziell eine höhere Datenqualität der Beschleunigungen in x -Richtung und z -Richtung liefert. Dem steht eine deutlich aufwändigere Messdatengewinnung gegenüber, die im Zuge der Messfahrten zudem deutlich öfter von Sensorausfällen betroffen war.

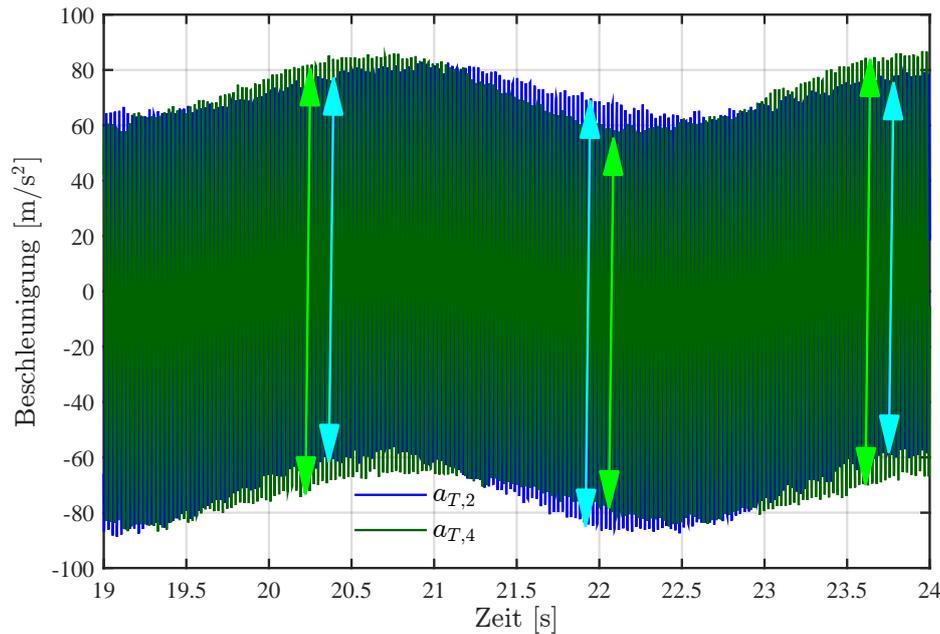


Abbildung 4.23: Tangentialbeschleunigungen a_T in den Viertelpunkten 2 und 4 der Oszillationsbandage während der 2. Messfahrt mit Oszillation auf Spur 2.

Die Messdaten der Beschleunigungssensoren in den Viertelpunkten der Oszillationsbandage enthalten im Vergleich zu den Sensoren der Lagerschale allerdings noch zusätzliche Informationen.

Abbildung 4.23 zeigt die Tangentialbeschleunigungen a_T in den Viertelpunkten 2 und 4 der Oszillationsbandage für ein Zeitfenster von fünf Sekunden während der dynamischen Vorwärtsfahrt. Dabei zeigt sich, dass die Amplituden der Tangentialbeschleunigungen nicht konstant gleich groß sind, sondern abwechselnd und gegengleich ein Maximum und Minimum ausbilden. Zunächst erreicht die Tangentialbeschleunigung $a_{T,4}$ ihr Maximum, während $a_{T,2}$ minimal wird. Nach einer halben Bandagenumdrehung tritt der umgekehrte Fall ein und die maximale Beschleunigungsamplitude zeigt $a_{T,2}$. Die Tangentialbeschleunigungen sind somit über den Umfang der Bandage betrachtet nicht gleich groß, sondern vom beobachteten Punkt am Umfang abhängig.

Untersuchungen haben gezeigt, dass die maximale Tangentialbeschleunigungsamplitude einer fahrenden Oszillationsbandage stets am Aufstandspunkt der Bandage auftritt, wo die horizontale Bodenreaktionskraft die Schwingungsamplitude vergrößert. Durch Integration der Tangentialbeschleunigungen können die Schwinggeschwindigkeiten in den Viertelpunkten berechnet werden, mit denen die Lage des dynamischen Rotationszentrums ermittelt werden kann. Das ist jener fiktive Punkt, um den die Oszillationsbandage ihre Vorwärts-Rückwärts-Rotation ausführt. Den vorigen Ausführungen entsprechend fällt das dynamische Rotationszentrum nicht mit dem geometrischen Mittelpunkt der Bandage zusammen, in dem auch das x - z -Koordinatensystem seinen Ursprung hat, sondern liegt davon oberhalb in Richtung der negativen z -Achse (siehe dazu auch Abbildung 4.24 und Abbildung 4.25 zur

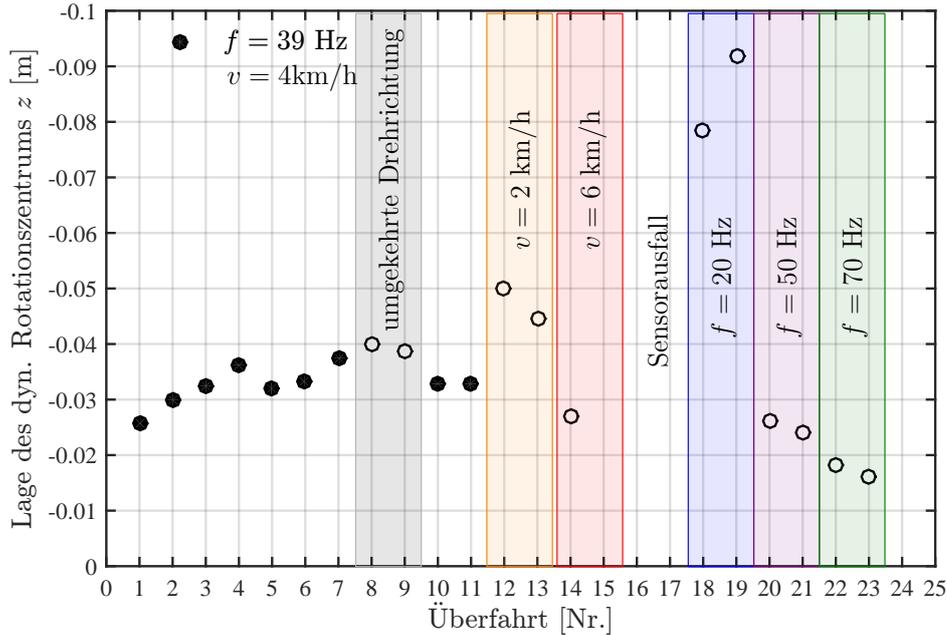


Abbildung 4.24: Vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums der Oszillationsbandage während der ersten 23 Überfahrten auf Spur 2.

Lage des dynamischen Rotationszentrums).

Die Erkenntnis, dass die Amplitude der tangentialen Schwinggeschwindigkeiten am Aufstandspunkt der Bandage stets größer ist als am vertikal gegenüberliegenden Punkt der Oszillationsbandage und das dynamische Rotationszentrum deshalb über dem geometrischen Mittelpunkt der Bandage liegt, kann anhand eines einfachen mechanischen Modells überprüft werden.

Abbildung 4.26 zeigt das Modell, das die Oszillationsbandage mit dem Radius r , der Masse m und dem Massenträgheitsmoment I beschreibt (die Walzeigenschaften entsprechen jenen der Versuchswalze *HAMM HD⁺ 90 VO* und sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst). Das Feder-Dämpfer Element mit dem Index W repräsentiert die Gummipuffer zur dynamischen Entkopplung der schwingenden Bandage vom Rahmen der Walze, während

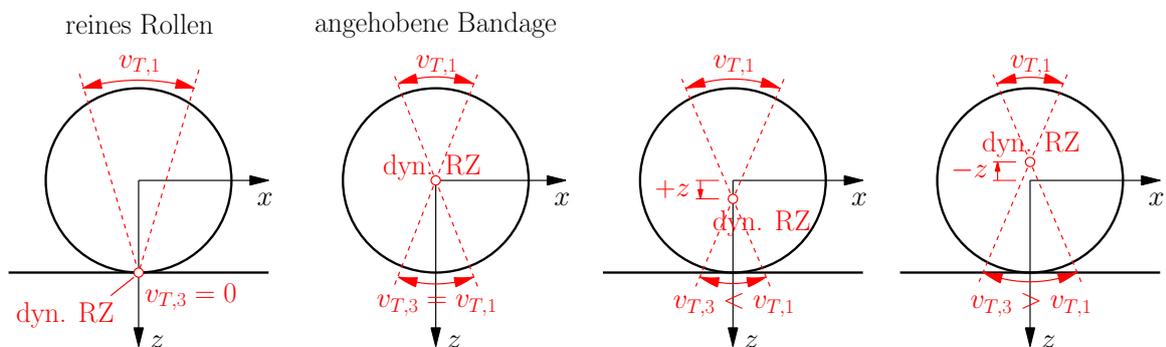


Abbildung 4.25: Prinzipdarstellung der möglichen vertikalen Lagen des dynamischen Rotationszentrums einer Oszillationsbandage.

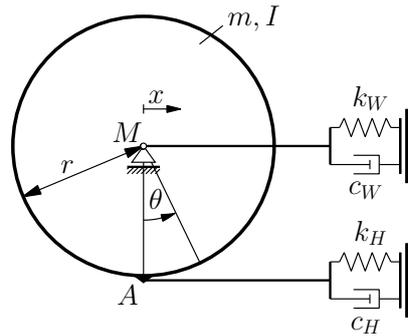


Abbildung 4.26: Mechanisches Modell zur Untersuchung der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums einer Oszillationsbandage.

das Feder-Dämpfer Element mit dem Index H die dynamische Reaktion des Bodens in horizontaler Richtung beschreibt.

Die Bewegungsgleichungen des Zweifreiheitsgradsystems erhält man durch Anwendung der *Lagrangeschen* Gleichungen, deren allgemeine Form wie folgt lautet [126]:

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial T}{\partial \dot{q}_i} \right) - \frac{\partial T}{\partial q_i} + \frac{\partial V}{\partial q_i} = Q_i, \quad i = 1, 2, \dots, n. \quad (4.3)$$

Dabei beschreiben T und V die kinetische bzw. potentielle Energie des untersuchten Systems. Mit q_i wird die i -te Lagekoordinate des Systems mit allgemein n Freiheitsgraden bezeichnet. Q_i ist die i -te generalisierte Kraft, die aus den nichtkonservativen Kräften des Systems gebildet wird. Im vorliegenden in Abbildung 4.26 gezeigten System mit zwei Freiheitsgraden (d.h. $n = 2$) werden der Rotationswinkel, θ , und die horizontale Verschiebung des Punktes M , x_M , als Lagekoordinaten gewählt, d.h. $q_1 = \theta$ und $q_2 = x_M$. Die kinetische und potentielle Energie dieses Systems als Funktion dieser Lagekoordinaten lauten für kleine Verdrehungen $|\theta| \ll 1$:

$$T = \frac{1}{2} I \dot{\theta}^2 + \frac{1}{2} m \dot{x}_M^2 \quad (4.4)$$

$$V = \frac{1}{2} k_W x_M^2 + \frac{1}{2} k_H (x_M + \theta r)^2 - M_0(t)\theta \quad (4.5)$$

$M_0(t) = M_0 \sin(\zeta t)$ ist dabei das Oszillationsmoment, welches die Bandage um den Mittelpunkt M harmonisch anregt. Die Amplitude des Oszillationsmomentes M_0 folgt aus

$$M_0 = e_W e_U 4m_U \zeta^2 \quad (4.6)$$

Die Exzentrizitäten e_W und e_U sowie die Masse der Unwuchten m_U sind konstante Maschinenparameter, die für die Versuchswalze *HAMM HD⁺ 90 VO* in Tabelle 5.1 zusammengefasst sind. ζ entspricht der Erregerkreisfrequenz.

Die generalisierten Kräfte Q_1 und Q_2 erhält man durch Koeffizientenvergleich der virtu-

ellen Arbeit dieser Kräfte und der tatsächlichen virtuellen Arbeit der Dämpfungskräfte,

$$Q_\theta \delta\theta + Q_{x_M} \delta x_M = -F_{DW} \delta x_M - F_{DH} \delta x_A \quad (4.7)$$

mit

$$F_{DW} = -c_W \dot{x}_M \quad (4.8)$$

$$F_{DH} = -c_H \dot{x}_A = -c_H (\dot{x}_M + \dot{\theta}r) \quad (4.9)$$

$$\delta x_A = \delta x_M + \delta\theta r \quad (4.10)$$

zu

$$Q_{x_M} = (c_W + c_H)\dot{x}_M + c_H\dot{\theta}r \quad (4.11)$$

$$Q_\theta = c_H\dot{x}_M r + c_H\dot{\theta}r^2 \quad (4.12)$$

Durch Ableiten von T und V und entsprechendes Zusammensetzen der Terme gemäß den Vorschriften der *Lagrangeschen* Gleichungen 4.3 folgen die beiden gekoppelten Bewegungsgleichungen:

$$\begin{aligned} & \begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & I \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \ddot{x}_M \\ \ddot{\theta} \end{pmatrix} + \begin{bmatrix} c_H + c_W & c_{Hr} \\ c_{Hr} & c_{Hr^2} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \dot{x}_M \\ \dot{\theta} \end{pmatrix} + \\ & + \begin{bmatrix} k_H + k_W & k_{Hr} \\ k_{Hr} & k_{Hr^2} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} x_M \\ \theta \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ M_0 \sin(\zeta t) \end{pmatrix} \end{aligned} \quad (4.13)$$

Aus den ungedämpften homogenen Differentialgleichungen,

$$[\mathbf{M}] \begin{pmatrix} \dot{x}_M^h \\ \dot{\theta}^h \end{pmatrix} + [\mathbf{K}] \begin{pmatrix} x_M^h \\ \theta^h \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0 \\ 0 \end{pmatrix} \quad (4.14)$$

wobei

$$[\mathbf{M}] = \begin{bmatrix} m & 0 \\ 0 & I \end{bmatrix} \quad (4.15)$$

$$[\mathbf{K}] = \begin{bmatrix} k_H + k_W & k_{Hr} \\ k_{Hr} & k_{Hr^2} \end{bmatrix} \quad (4.16)$$

folgt mit dem Ansatz [5],

$$x_M^h = A \cos \omega t \quad (4.17)$$

$$\theta^h = B \cos \omega t \quad (4.18)$$

das gewöhnliche homogene Gleichungssystem

$$[\mathbf{K} - \omega^2 \mathbf{M}] \begin{pmatrix} A \\ B \end{pmatrix} \cos \omega t = \mathbf{0} \quad (4.19)$$

Dieses besitzt nur nicht-triviale Lösungen für den Fall, dass die Matrix $[\mathbf{K} - \omega^2 \mathbf{M}]$ singular ist, also [26]

$$\det[\mathbf{K} - \omega^2 \mathbf{M}] = 0 \quad (4.20)$$

Auswerten der Determinante liefert die Frequenzgleichung

$$(m I)\omega^4 + (-m k_{22} - I k_{11})\omega^2 + (k_{11}k_{22} - k_{12}k_{21}) = 0 \quad (4.21)$$

mit der Lösung

$$\omega_{1,2}^2 = \frac{-a_2 \pm \sqrt{a_2^2 - 4 a_3 a_1}}{2 a_3} \quad (4.22)$$

wobei

$$a_3 = m I \quad (4.23)$$

$$a_2 = -m k_{22} - I k_{11} \quad (4.24)$$

$$a_1 = k_{11}k_{22} - k_{12}k_{21} \quad (4.25)$$

Da die beiden Eigenkreisfrequenzen $\omega_1 = 14,8 \text{ rad/s}$ und $\omega_2 = 508,5 \text{ rad/s}$ aus Messungen bekannt sind, können aus Gleichung 4.22 die beiden Steifigkeiten k_H und k_W rückgerechnet werden, die sich wie folgt ergeben:

$$k_H = 1,827 \cdot 10^8 \text{ N/m} \quad (4.26)$$

$$k_W = 6,577 \cdot 10^5 \text{ N/m} \quad (4.27)$$

Durch die gute Separation der beiden Eigenkreisfrequenzen besteht nur eine schwache Kopplung der Bewegungen. Während die niedrigere Eigenkreisfrequenz ω_1 primär von den tiefabgestimmten Gummipuffern zur dynamischen Entkopplung von schwingender Bandage und dem Rahmen herrührt, kann die höhere Eigenkreisfrequenz ω_2 eher der Reaktion des Bodens zugeschrieben werden.

Unter der Annahme einer steifigkeitsproportionalen Dämpfungsmatrix

$$\mathbf{C} = \beta \mathbf{K} \quad (4.28)$$

erhält man den folgenden Zusammenhang zwischen dem modalen Dämpfungskoeffizienten ζ_1 und dem Proportionalitätsfaktor β [5]:

$$\zeta_1 = \frac{\beta \omega_1}{2} \quad (4.29)$$

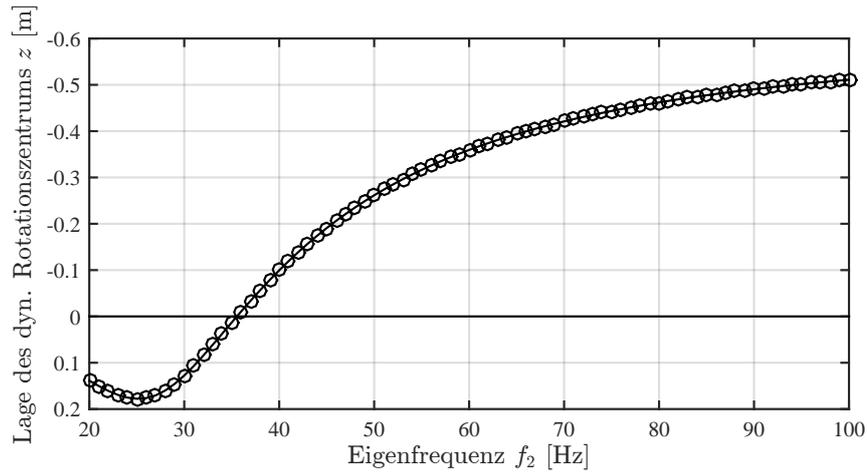


Abbildung 4.27: Auswertung der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums einer Oszillationsbandage in Abhängigkeit von der Eigenfrequenz f_2 .

Aus dem Vergleich der Dämpfungsmatrix in Gleichung 4.28 mit der tatsächlichen Dämpfungsmatrix in Gleichung 4.13 können die Dämpfungswerte c_H und c_W abgeschätzt werden. Unter der Annahme einer modalen Dämpfung $\zeta_1 = 1\%$ folgt für die Dämpfungswerte c_H und c_W :

$$c_H = 2,326 \cdot 10^5 \text{ Ns/m} \quad (4.30)$$

$$c_W = 6,978 \cdot 10^3 \text{ Ns/m} \quad (4.31)$$

Nach Lösung der Bewegungsgleichungen 4.13 können über geometrische Beziehungen sodann die horizontalen Schwinggeschwindigkeiten \dot{x} im Aufstandspunkt A und in dem ihm vertikal gegenüber liegenden Punkt am Walzmantel der Bandage berechnet werden, aus denen schließlich die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums folgt.

Die Bewegungsgleichungen 4.13 werden für eine Variation der Eigenfrequenz $20 \text{ Hz} \leq f_2 \leq 100 \text{ Hz}$ des Systems ausgewertet und die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums wird berechnet. In Abbildung 4.27 ist das Ergebnis dieser Analyse dargestellt. Aus Abbildung 4.27 folgt, dass das dynamische Rotationszentrum in jedem Fall vertikal über der geometrischen Bandagenachse liegt, wenn die Eigenfrequenz f_2 aus dem System der Feder-Dämpfer Elemente des Bodens und der Gummipuffer sowie der schwingenden Masse der Bandage $f_2 > 35 \text{ Hz}$ ist, mit $f = 39 \text{ Hz}$ als Erregerfrequenz.

In Abbildung 4.24 ist eine Auswertung der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums der Oszillationsbandage für die ersten 23 Verdichtungsfahrten auf Spur 2 des Testfeldes dargestellt. Jeder Überfahrt ist ein Messpunkt zugeordnet, welcher der mittleren vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums während der dynamisch angeregten Vorwärtsfahrt entspricht. Für die Messfahrten wurden die Standardeinstellungen der Oszillationsverdichtung, also eine Fahrgeschwindigkeit von $v = 4 \text{ km/h}$ und eine Oszillationsfrequenz von $f = 39 \text{ Hz}$, verwendet. Davon abweichende Einstellungen sind gekennzeichnet und angeführt. Mit zunehmender Anzahl der Überfahrten und damit steigender

Steifigkeit des Bodens entfernt sich das dynamische Rotationszentrum zunehmend vom geometrischen Mittelpunkt der Bandage. Dies ist insbesondere während der ersten Messfahrten gut zu beobachten. Danach ist die Verdichtung weitgehend abgeschlossen und der Abstand zwischen dynamischem Rotationszentrum und dem geometrischen Mittelpunkt der Bandage pendelt sich auf einen annähernd konstanten Wert ein. Die danach durchgeführten Parametervariationen der Oszillationsverdichtung zeigen eine starke Abhängigkeit der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums von diesen Parametern. Bei geringen Fahrgeschwindigkeiten und niedrigen Oszillationsfrequenzen entfernen sich die beiden angesprochenen Punkte voneinander, insbesondere die Messfahrten mit einer Erregerfrequenz von $f = 20$ Hz zeigen ein ausgeprägtes derartiges Verhalten. Dagegen sorgen hohe Fahrgeschwindigkeiten und Oszillationsfrequenzen für eine Verschiebung des dynamischen Rotationszentrums in Richtung Bandagenachse.

Allgemein ist die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums großen Schwankungen unterworfen, weshalb auch für jede Messfahrt nur ein einzelner, gemittelter Wert berechnet wurde. Zwar sind damit Trends erkennbar, für eine Beurteilung der Bodensteifigkeit scheint die vertikale Lage des Rotationszentrums aufgrund der fehlenden Genauigkeit allerdings weniger gut geeignet.

4.3.1.2 Beschleunigungen der Vibrationsbandage - Vergleich der FDVK-Systeme

Auch an der Vibrationsbandage wurden die Lagerbeschleunigungen gemäß Abbildung 4.9 in horizontaler und vertikaler Richtung gemessen. Die Auswertung dieser Beschleunigungen im Rahmen des Forschungsprojektes „Verdichtung mit Oszillation“ erfolgte durch Hager [43].

Durch umfangreiche Forschungstätigkeit auf dem Gebiet der Vibrationsverdichtung (beispielsweise [9, 22, 42, 68]) ist das Bewegungsverhalten von Vibrationsbandagen eingehend untersucht und erforscht worden und sind entsprechende Betriebszustände für Vibrationswalzen definiert worden (siehe auch Abschnitt 2.2.1.2). Ziel der Untersuchungen im Rahmen des Forschungsprojektes war deshalb eine Untersuchung und Gegenüberstellung der bestehenden FDVK-Systeme für Vibrationswalzen, wie sie in Abschnitt 3.4 bereits beschrieben wurden. Ein derartiger Vergleich wurde zwar bereits von Kopf und Erdmann [64] angestellt, allerdings beschränkt sich ihre Arbeit auf die Theorie hinter den Systemen, sowie numerische Untersuchungen.

In der Arbeit von Hager [43] wurden erstmals alle etablierten FDVK-Systeme an einer Walze, nämlich der Messwalze HD+ 90 VO der Firma HAMM AG, zur Anwendung gebracht. Neben dem bereits werksseitig installierten Compactometer wurden die FDVK-Werte des Compactometers (Abschnitt 3.4.1), Terrameters (Abschnitt 3.4.2) und des ACE-Systems (Abschnitt 3.4.3) aus den Rohdaten der Beschleunigungsmessungen errechnet. Dadurch ist ein Vergleich des gemessenen CMV-Wertes mit den berechneten Größen CMV, OMEGA, E_{vib} und k_B möglich. Abbildung 4.28 zeigt beispielhaft einen Vergleich der FDVK-Werte für die siebente Überfahrt mit Vibration auf Spur 2 des Testfeldes.

Bei der betrachteten Messfahrt in Abbildung 4.28 wurde eine Steigerung der Geschwin-

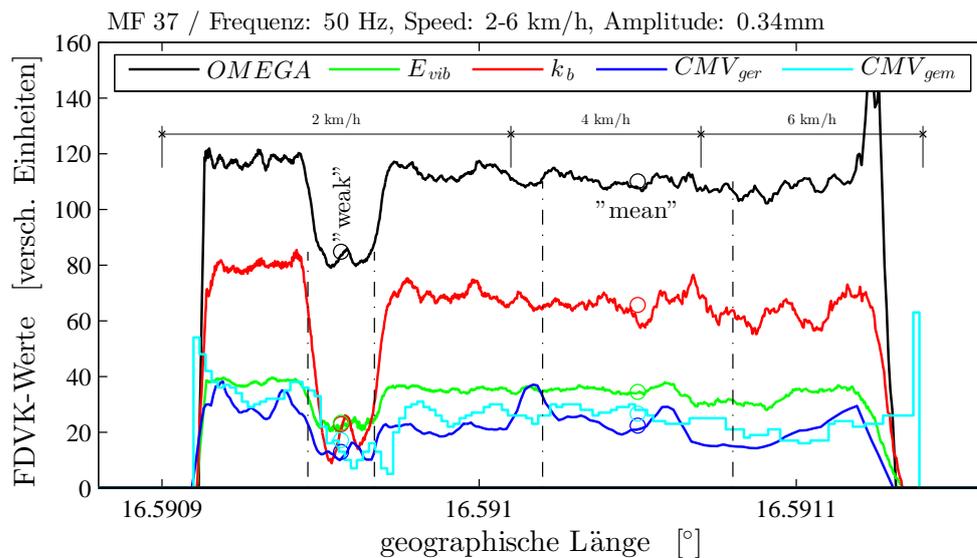


Abbildung 4.28: FDVK-Werte CMV , $OMEGA$, E_{vib} und k_B der 7. Überfahrt mit Vibration, kleiner Amplitude, $f = 50$ Hz, $v = 2 - 6$ km/h, im Betriebszustand „Abheben“ auf Spur 2 [43].

digkeit von $v = 2$ km/h am Beginn des Testfeldes auf 6 km/h gegen Ende der Spur 2 durchgeführt. Bei allen FDVK-Werten kann eine geringe Abnahme des Wertenniveaus in Folge der Geschwindigkeitszunahme festgestellt werden. Der Untergrund erscheint demnach umso weicher, je schneller er überfahren wird. Diese Geschwindigkeitsabhängigkeit wurde unter anderem bereits von *Hartmann* [49] erkannt.

In den Verläufen aller FDVK-Werte ist die Schwachstelle unter Spur 2 als ausgeprägtes Absinken des Wertenniveaus ersichtlich. Besonders im Bereich der Schwachstelle wird deutlich, dass die CMV -Werte des integrierten *Compactometer* den berechneten FDVK-Werten hinterherhinken. Grund dafür ist eine Filterung der CMV -Werte durch das *Compactometer*, um unrealistische Ausreißer zu unterdrücken und ein homogeneres Bild der Ausgabe zu erzeugen.

Die Unterschiede der FDVK-Systeme werden erst bei einem Vergleich vieler Messfahrten unter verschiedenen Einbaubedingungen und mit unterschiedlichen Walzenparametern deutlich. Aus diesem Grund sei an dieser Stelle nochmals auf die umfangreiche Arbeit von *Hager* [43] verwiesen. Zusammenfassend stellt er fest:

- Der $OMEGA$ -Wert des *Terrameters* zeigte eine ausgeprägte Amplituden- und Frequenzabhängigkeit. Mit der Weiterentwicklung der Firma *Bomag*, dem E_{vib} -Wert, ist es gelungen, diese Abhängigkeiten deutlich zu reduzieren. Damit war der E_{vib} -Wert in den durchgeführten Untersuchungen der stabilste FDVK-Wert, mit der geringsten Beeinflussung durch die gewählten Maschinenparameter. Darüber hinaus wird bei der Berechnung des E_{vib} auch die Geometrie der Bandage berücksichtigt, was eine Übertragbarkeit des ermittelten Vibrationsmoduls auf andere Maschinentypen erleichtert.
- Gegenüber den durchgeführten Geschwindigkeitsvariationen zeigte sich die Steifigkeitsgröße k_B weitgehend stabil.

Beim Abweichen von der Standardfrequenz der Vibration und Umschalten auf sehr geringe (20Hz) oder hohe (60 Hz) Frequenzen reagierte der k_B -Wert empfindlich. Ebenso kam es zu einer Änderung des Wertenniveaus beim Umschalten auf die große Vibrationsamplitude, wenngleich diese Änderung nicht so deutlich ausgeprägt war, wie bei den FDVK-Werten *OMEGA* und *CMV*.

- Der *CMV*-Wert zeigte starke Schwächen in Form einer auffälligen Amplituden- und Frequenzabhängigkeit. Eine Vergrößerung der Vibrationsamplitude führte zu einem Werteanstieg, während höhere Frequenzen einen Rückgang der FDVK-Werte bewirkten. Insbesondere die Frequenzabhängigkeit ist allerdings nicht weiter verwunderlich, da die Ermittlung des *CMV*-Wertes im Frequenzbereich erfolgt.
- Der *OMEGA*-Wert reagierte ähnlich empfindlich auf Amplituden- und Frequenzänderungen wie der *CMV*-Wert. Diese Schwächen konnten allerdings, wie bereits erwähnt, durch die Weiterentwicklung in Form des E_{vib} -Wertes weitgehend kompensiert werden.

4.3.1.3 Auswertung der Kontaktlänge zwischen Bandage und Untergrund

Die Bestimmung und Auswertung der Kontaktlängen aus den Messdaten des in Abschnitt 4.2.3.1 beschriebenen akustischen Messsystems wurde von *Stöberl* im Rahmen seiner Diplomarbeit [112] durchgeführt.

Beispielhaft sind in Abbildung 4.29 Ergebnisse der akustischen Messungen, basierend auf den Auswertungen von *Stöberl* [112], dargestellt. Für jede Messfahrt auf Spur 2 wurde eine mittlere Kontaktlänge bestimmt und aus dieser, basierend auf der Theorie der *Hertz*schen Pressung gemäß den später folgenden Ausführungen in Abschnitt 5.2.5.6, ein Elastizitätsmodul E berechnet. Die Entwicklung des E -Moduls mit zunehmender Anzahl der Überfahrten zeigt einen Verdichtungszuwachs, wie dieser auch erwartet wurde. Allerdings wird auch die Abhängigkeit der Kontaktlänge von den gewählten Maschinenparametern, insbesondere der Erregerfrequenz, deutlich. Bei höheren Oszillationsfrequenzen rüttelt sich die Bandage tiefer in den Boden ein, die Kontaktlänge wird größer und der daraus abgeleitete E -Modul sinkt.

Zusätzlich sind in Abbildung 4.29 auch die Messergebnisse der Versuche mit der dynamischen Lastplatte dargestellt, die nach jeder Überfahrt durchgeführt wurden. Dazu erfolgte eine Umrechnung der E_{vd} -Werte in E -Moduln. Für diese Umrechnung wurden zunächst gemäß RVS 08.03.04 [101] aus den E_{vd} -Werten Verformungsmoduln E_{v1} berechnet. Für nichtbindige Böden mit einem Verformungsmodul $E_{v1} < 25 \text{ MN/m}^2$ gilt:

$$E_{vd} = \frac{6}{5} E_{v1} \quad (4.32)$$

Hingegen ist für nichtbindige Böden mit einem Verformungsmodul $E_{v1} \geq 25 \text{ MN/m}^2$ und

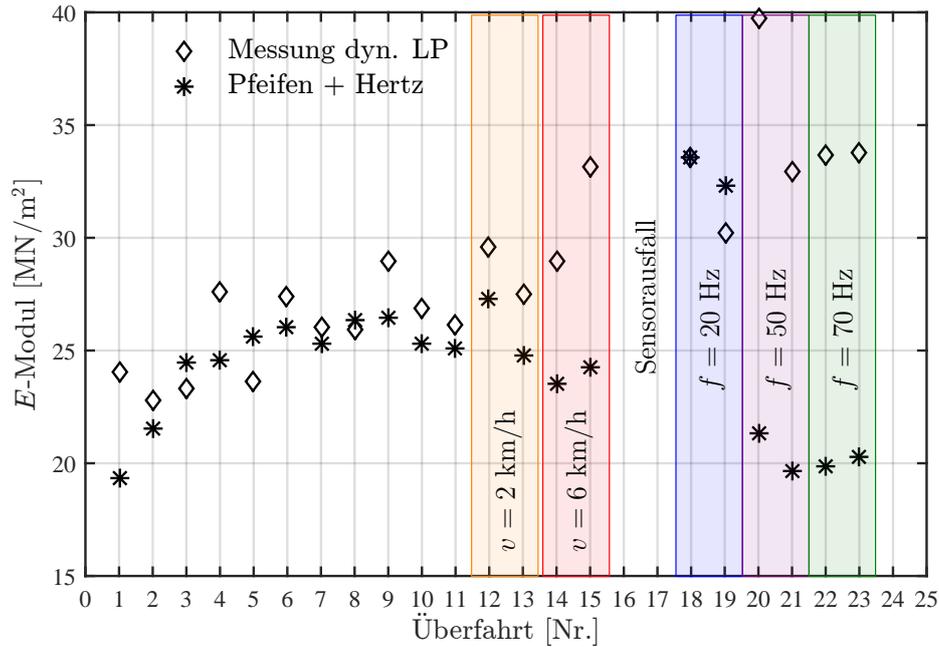


Abbildung 4.29: Vergleich der Entwicklung des E -Moduls der Spur 2, ermittelt mit der dynamischen Lastplatte und errechnet aus den Kontaktlängen des akustischen Messsystems.

bindige Böden die folgende Gleichung anzuwenden:

$$E_{vd} = 10 + \frac{4}{5} E_{v1} \quad (4.33)$$

Zwischen dem Verformungsmodul E_{v1} und dem E -Modul gilt der Zusammenhang [19]:

$$E = E_{v1} \frac{\pi(1 - \nu^2)}{3} \quad (4.34)$$

Damit und unter Voraussetzung einer Querdehnzahl von $\nu = 0,3$ erhält man schließlich eine Gleichung zur Umrechnung der E_{vd} -Werte in E -Moduln:

$$E = \frac{5}{18} \pi(1 - 0,3^2) E_{vd} \quad (4.35)$$

Die Versuche mit der dynamischen Lastplatte bestätigen den Verdichtungszuwachs und zeigen speziell während der ersten Überfahrten eine gute Übereinstimmung mit den E -Moduln des akustischen Messsystems.

Im gegenständlichen Fall erfolgten die Ermittlung der Kontaktlänge und die Berechnung des E -Moduls für die dynamisch erregten Vorwärtsfahrten mit Oszillation. Eine dynamische Anregung der Bandage ist für die beschriebene Messmethode allerdings keineswegs notwendig. Theoretisch ist mit dem akustischen Messsystem zur Kontaktlängenbestimmung eine Beurteilung der Bodensteifigkeit auch bei statischen Überfahrten möglich, eine Art „FSVK“ (Flächendeckende Statische Verdichtungskontrolle) wäre denkbar, sprich eine deutliche Weiterentwicklung des auf qualitativen Beobachtungen beruhenden Proof

Rollings [78] bzw. des punktuell durchgeführten Benkelman-Balkens [113].

Die vorgestellte Messmethode hat dennoch eher experimentellen Charakter, da die Instrumentierung der Bandagen sehr aufwändig ist und einige limitierende Faktoren beachtet werden müssen. Durch die Anordnung von zwei Pfeifen in der Oszillationsbandage werden pro Umdrehung zwei Messwerte der Kontaktlänge ermittelt. Für eine höhere Messgenauigkeit müssten entsprechend viele Pfeifen oder vergleichbare Sensoren im Walzmantel der Bandage angeordnet werden. Darüber hinaus zeigten die Kontaktlängen innerhalb einer Messfahrt relativ große Schwankungen, weshalb eine Mittelung für jeweils eine Messfahrt erfolgte. Insbesondere Unebenheiten in der Oberfläche oder sehr grobkörnige Böden sind für die vorgestellte Messmethode problematisch, weil die Pfeifen beim Kontakt mit dem Boden nicht vollständig verschlossen werden und so generierte Messdaten nicht ausgewertet werden können.

Schwierigkeiten gab es auch beim Versuch der Auswertung der Audiodaten aus der Vibrationsbandage. Die Vibrationen erzeugten eine schwingende Luftsäule innerhalb der Pfeife und damit eine Art Tremolo-Effekt [3], der die Ausbildung eines konstanten Tons verhinderte. Hinzu kommt die offensichtliche Problematik der Anwendung des Messsystems in den Betriebszuständen „Abheben“ und „Springen“.

4.3.1.4 Auswertung weiterer Sensoren an der Walze

Zwischen den Öldrücken des Zu- und Ablaufes des Oszillationsmotors und dem Bewegungsverhalten der Bandage konnte kein Zusammenhang hergestellt werden. Die Leistungsaufnahme des Motors war weitgehend konstant und zeigte nur eindeutige Druckschwankungen beim Ein- und Ausschalten der Oszillationsanregung.

Auch aus den Audiodaten der Körperschallmikrophone konnten keine aussagekräftigen Schlüsse gezogen werden.

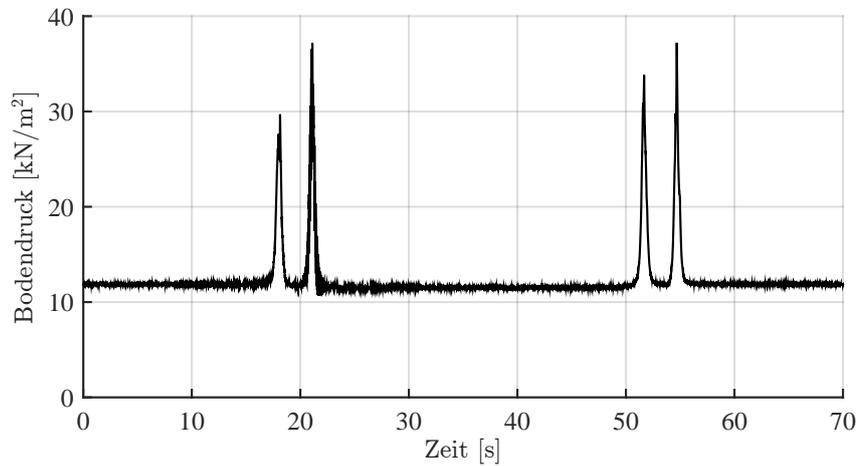
4.3.2 Wirkung der dynamischen Walze auf den Boden

4.3.2.1 Vertikaler Bodendruck

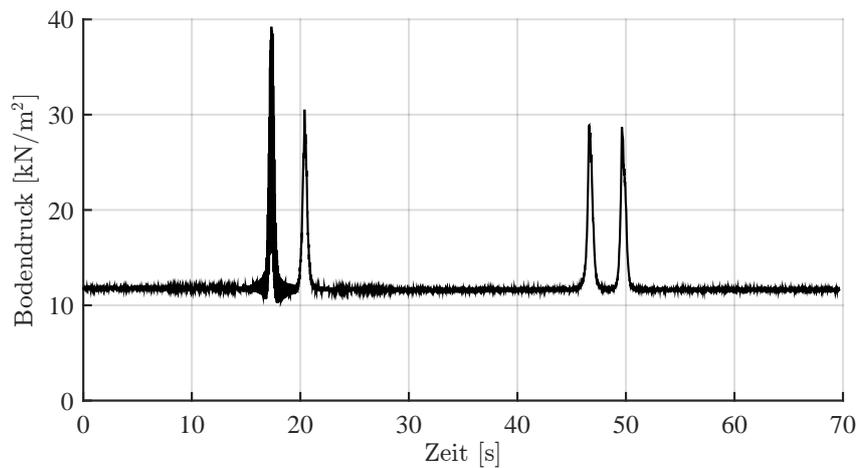
Der vertikale Bodendruck zufolge der dynamischen und statischen Überfahrt von Oszillations- und Vibrationsbandagen wurde zwischen dem hochgradig verdichteten Planum und der geschütteten Lage aus sandigem Kies und somit in einer Tiefe von rund 0,5 m mittels einer *Geokon 3500-2-100* Erddruckmessdose gemessen.

In Abbildung 4.30 sind die Aufzeichnungen des vertikalen Bodendrucks im Punkt P1.1 (siehe Abbildung 4.2) für die jeweils elfte Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation (Abbildung 4.30a) bzw. Vibration (Abbildung 4.30b) dargestellt.

In Abbildung 4.30a sind die vier Zeitpunkte, zu denen die Druckmessdose während der Vorwärts- und Rückwärtsfahrt von einer Bandage überrollt wird, klar erkennbar. Die aktive Oszillationsbandage während der Vorwärtsfahrt ist durch eine mit einer Schwingung überlagerte Spitze im zeitlichen Verlauf gekennzeichnet. Das erste Maximum während der Messfahrt ist der inaktiven Vibrationsbandage zuzuordnen. Nach dem Anhalten am Ende



(a) Vertikaler Bodendruck im Punkt P1.1 der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Asymmetrisches Gleiten“.



(b) Vertikaler Bodendruck im Punkt P1.1 der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Vibration, kleiner Amplitude, $f = 40 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Abheben“.

Abbildung 4.30: Vertikaler Bodendruck im Punkt P1.1 in einer Tiefe von 50 cm unter der GOK des Testfeldes.

des Testfeldes fährt die Walze ohne dynamische Anregung zurück und passiert die Druckmessdose mit ihren beiden Bandagen zwischen 51 und 56 Sekunden nach Versuchsbeginn.

Der Verlauf des vertikalen Bodendrucks zeigt für die Vibrationsmessfahrt in Abbildung 4.30b zunächst ein ähnliches Bild. Der dynamisch angeregten Vibrationsbandage kann in diesem Fall die erste, sehr deutlich ausgeprägte Spitze zugeordnet werden.

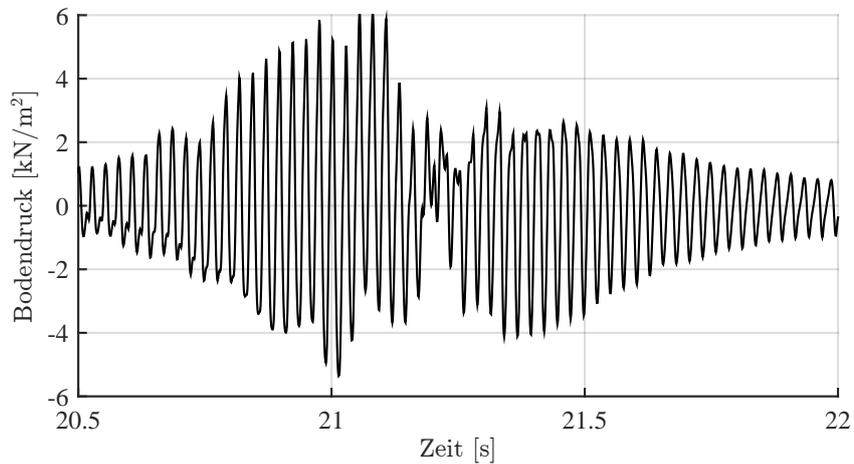
Die Unterschiede zwischen den beiden Anregungsarten Oszillation und Vibration werden deutlicher, wenn man die dynamischen Anteile des vertikalen Bodendrucks der beiden Messfahrten vergleicht, indem der Anteil der statischen Überfahrt am Bodendruck herausgefiltert wird. Ein solcher Vergleich ist in Abbildung 4.31 dargestellt.

Der dynamische Anteil des Bodendrucks erreicht im Falle der Oszillationsmessfahrt $\pm 6 \text{ kN/m}^2$. Die Maximalwerte treten allerdings nicht zu dem Zeitpunkt auf, zu dem sich die Oszillationsbandage exakt über der Druckmessdose befindet, sondern kurz davor bzw. danach. Zum Zeitpunkt der Überfahrt bildet sich eine Art Knoten aus, wobei in diesem Bereich auch die Ausbildung einer Schwingung mit doppelter Frequenz der Anregung zu erahnen ist, wenngleich diese deutlich weniger ausgeprägt ist als in den Messdaten der Bodenbeschleunigungen in Abbildung 4.36a, was an der großflächigeren Bauart der Erddruckmessdose liegen dürfte. Im Knoten kommt es zu einer Phasenumkehr der Schwingung. Die rasche Vorwärts-Rückwärts-Rotation der Bandage in ihrer Setzungsmulde bewirkt ein Vor- und Zurückfahren der Bandage in dieser Setzungsmulde. Die Bandage fährt während jeder Erregerperiode ein Stück auf die sich ausbildende Bugwelle auf, wodurch eine vertikale Druckkomponente im Boden entsteht. Diese wird mit der Annäherung der Oszillationsbandage an die Erddruckmessdose größer. Steht die Oszillationsbandage exakt über der Druckmessdose, registriert diese den dynamischen Anteil nicht. Entfernt sich die Bandage wieder, ist das gleiche Verhalten wie bei der Annäherung, allerdings mit umgekehrter Phase, zu beobachten.

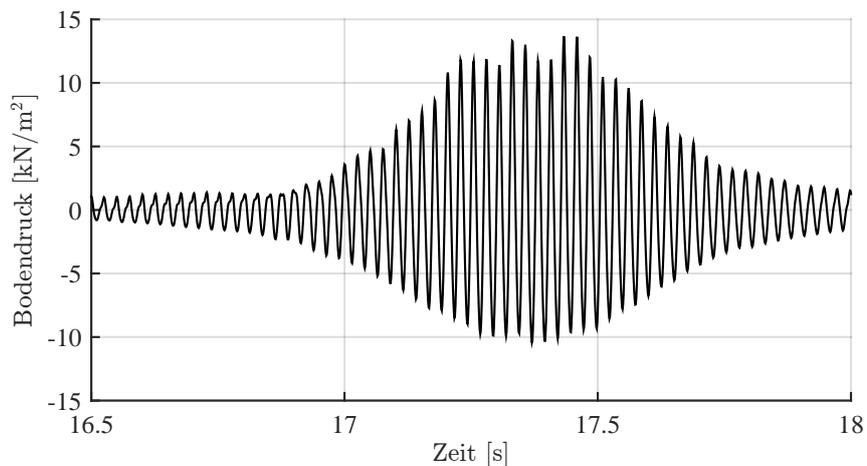
Im dynamischen Anteil des vertikalen Bodendrucks unter der Einwirkung einer Vibrationsbandage (siehe Abbildung 4.31b) ist die Frequenz der Anregung von $f = 50 \text{ Hz}$ deutlich erkennbar. Die gemessenen Bodendrücke liegen zwischen -11 kN/m^2 und $+13 \text{ kN/m}^2$ und sind damit erwartungsgemäß deutlich größer als im Falle der Oszillationsmessfahrten. Bei der Annäherung der Vibrationsbandage steigt auch der Bodendruck sukzessive an, erreicht sein Maximum, wenn sich die Bandage exakt über der Druckmessdose befindet, und klingt dann wieder ab.

4.3.2.2 Verformungen im Boden

Verformungen der Schüttlage wurden für statische und dynamische Überfahrten mit Oszillations- und Vibrationsbandage messtechnisch ermittelt. Mit dem in Abschnitt 4.2.3.2 beschriebenen und in Abbildung 4.14 dargestellten Verformungsmessgerät wurden die Setzungen bzw. Differenzverformungen der zu verdichtenden Schicht während der gesamten Versuchsdauer aufgezeichnet. Abbildung 4.32 zeigt die zeitlichen Verläufe der Setzungen im Punkt P1.0 der jeweils 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation (Abbildung 4.32a) bzw. Vibration (Abbildung 4.32b).

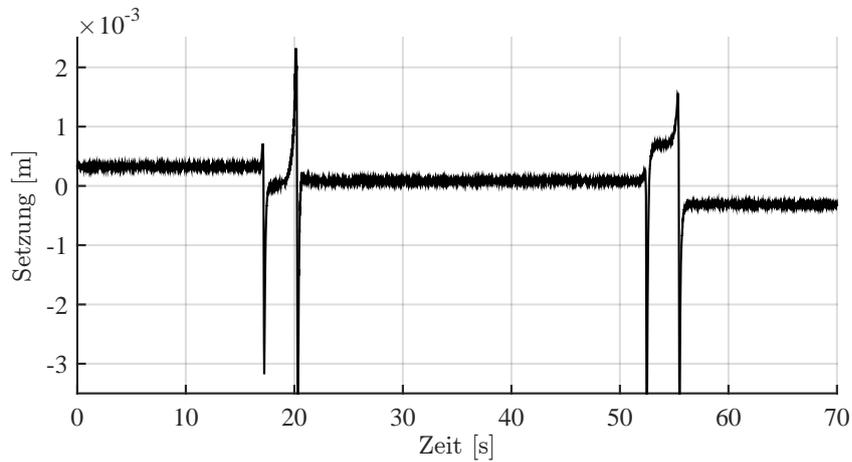


(a) Dynamischer Anteil des vertikalen Bodendrucks im Punkt P1.1 der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Asymmetrisches Gleiten“.

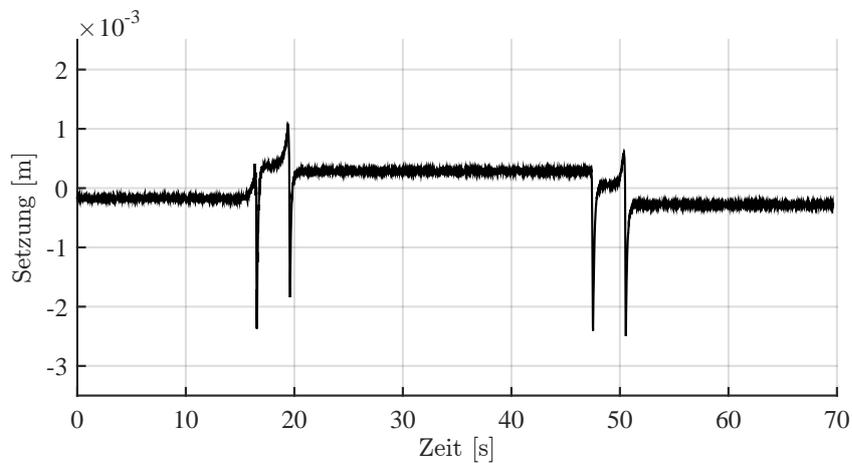


(b) Dynamischer Anteil des vertikalen Bodendrucks im Punkt P1.1 der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Vibration, kleiner Amplitude, $f = 40 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Abheben“.

Abbildung 4.31: Dynamischer Anteil des vertikalen Bodendrucks im Punkt P1.1 in einer Tiefe von 50 cm unter der GOK des Testfeldes.



(a) Verformungsmessungen im Punkt P1.0 der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Asymmetrisches Gleiten“.



(b) Verformungsmessungen im Punkt P1.0 der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Vibration, kleiner Amplitude, $f = 40 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Abheben“.

Abbildung 4.32: Differenzverformungen („Setzungen“) im Punkt P1.0 der zu verdichtenden Schicht des Testfeldes.

Die Messingplatte des Verformungsmessgerätes an der Oberfläche des Testfeldes wird während jeder Messfahrt viermal von einer Bandage überfahren. Dies ist in den beiden Verläufen der Verformungen der dargestellten Messfahrten durch die Spitzen im negativen Wertebereich erkennbar. Diese Maximalwerte stellen allerdings zum überwiegenden Teil elastische, also reversible Verformungen dar. Eine Differenzierung der Verformungsanteile und Ermittlung der plastischen Verformungen erfolgt durch Vergleich der Messwerte vor und nach einer Messfahrt.

Der Verformungsverlauf der Oszillationsmessfahrt (Abbildung 4.32a) zeigt den Idealfall einer Verformungsmessung. Nach der vorwiegend elastischen Verformung durch die inaktive Vibrationsbandage und die aktive Oszillationsbandage bleibt eine plastische Deformation in Form einer Setzung bestehen.

Im Verlauf der Verformungen der Vibrationsmessfahrt (Abbildung 4.32b) ist die Grundproblematik des Verformungsmessgerätes erkennbar. Insbesondere in Folge der Vibrationsanregung der Bandage kann sich die Messingplatte mit den unter ihr befindlichen Bodenkörnern verkanten. Die daraus resultierende Verkippung der Messingplatte suggeriert eine Hebung (in Abbildung 4.32b zwischen der dynamischen Vorwärts- und der statischen Rückwärtsfahrt erkennbar). Erst nach der statischen Rückwärtsfahrt ohne dynamisch angeregte Bandage kommt die Messingplatte wieder zwängungsfrei an der Oberfläche zu liegen.

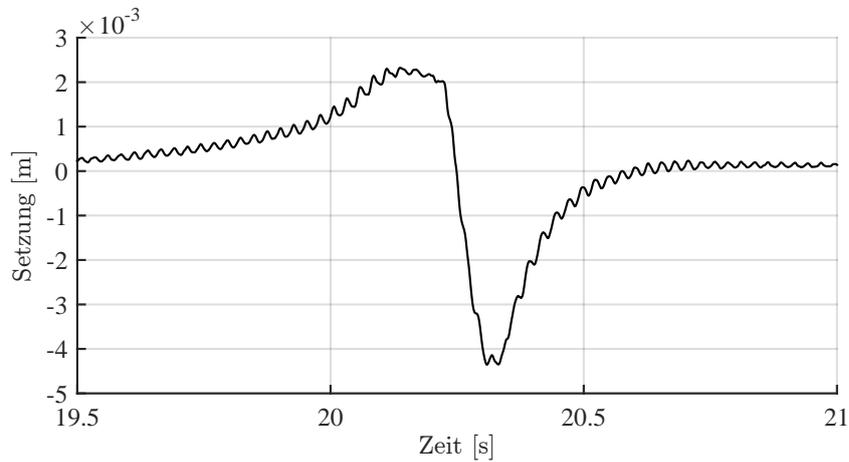
Abbildung 4.33 zeigt Details der Verformungsmessungen zu den Zeitpunkten der Überfahrten der aktiven Oszillationsbandage (Abbildung 4.33a) und der aktiven Vibrationsbandage (Abbildung 4.33b).

Das höhere Messwertniveau im Falle der Oszillationsmessfahrt kann dadurch erklärt werden, dass diese durchgeführt wurde, als der sandige Kies des Testfeldes noch weniger stark verdichtet war, während die Vibrationsmessfahrt zu einem deutlich späteren Zeitpunkt erfolgte, als das Testfeld weitgehend fertig verdichtet war.

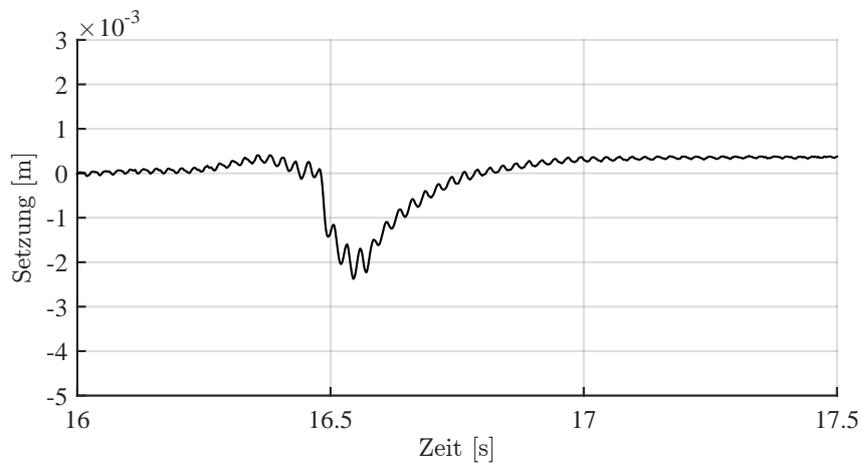
In den Verformungsverläufen beider Arten der dynamischen Anregung ist die Erregerfrequenz der Anregung erkennbar. In beiden Fällen ist auch die deutliche Ausbildung einer Bugwelle zu sehen, welche die jeweilige Bandage vor sich herschiebt. Beobachtet man einen Punkt an der Oberfläche des Testfeldes, wird dieser beim Herannahen der Walze zunächst durch die Bugwelle vor der Bandage angehoben, ehe er von der Bandage überrollt und nach unten gedrückt wird. Durch das Weiterrollen der Bandage wird der Punkt entlastet und der reversible Teil der Verformungen wird abgebaut. In vielen Fällen kommt es zu einer Art „Zurückfedern“ des Bodens und der Ausbildung einer Heckwelle. Ähnliche Beobachtungen wurden bereits von den Entwicklern des Verformungsmessgerätes *Adam* [9] und *Kopf* [59] gemacht.

4.3.2.3 Beschleunigungen im Boden

Die Beschleunigungen im Boden zufolge der dynamischen und statischen Überfahrten der Messwalze werden sowohl für die Oszillations- als auch die Vibrationsbandage betrachtet und diskutiert. Wie in Abschnitt 4.2.3.2 beschrieben, wurden zwei triaxial messende Beschleunigungsaufnehmer des Typs *EpiSensor FBA ES-T* in einer Tiefe von 50 cm unter der



(a) Detail der Verformungsmessungen im Punkt P1.0 der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h, im Betriebszustand „Asymmetrisches Gleiten“.



(b) Detail der Verformungsmessungen im Punkt P1.0 der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Vibration, kleiner Amplitude, $f = 40$ Hz, $v = 4$ km/h, im Betriebszustand „Abheben“.

Abbildung 4.33: Differenzverformungen („Setzungen“) im Punkt P1.0 der zu verdichtenden Schicht des Testfeldes.

GOK des Testfeldes in die Spuren 2 und 3 eingebaut (Punkte P1.2 und P1.3 in Abbildung 4.2). In den folgenden Abbildungen werden die gemessenen Beschleunigungen für ausgewählte Messfahrten dargestellt. Die Horizontalbeschleunigung in Richtung der Vorwärtsfahrt der Walze wird darin für Spur 2 mit \ddot{x}_{SP2} bezeichnet. Die vertikale Komponente \ddot{z}_{SP2} zeigt positiv nach unten. Die zweite Horizontalalkomponente orthogonal zur Fahrtrichtung wird nicht dargestellt.

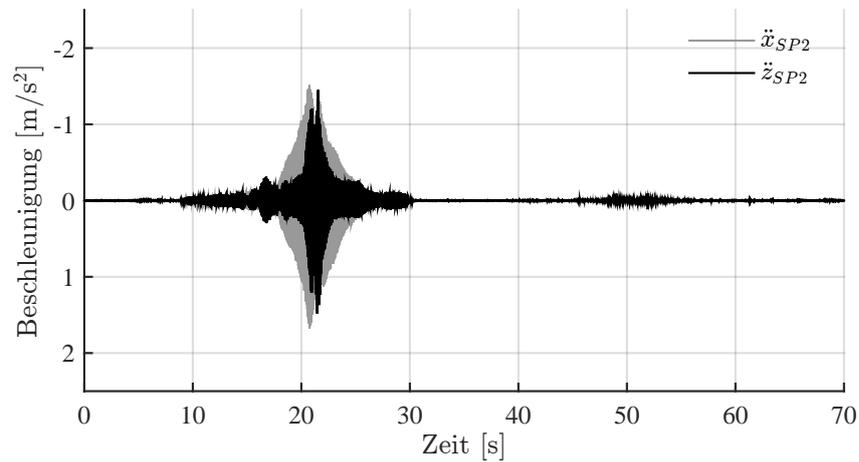
In Abbildung 4.34 sind die Beschleunigungen unter Spur 2 für zwei Messfahrten mit den Standardeinstellungen der Oszillationsverdichtung ($f = 39$ Hz und $v = 4$ km/h) dargestellt. Mit den gewählten Maschinenparametern trat während aller Verdichtungsfahrten der Betriebszustand „Asymmetrisches Gleiten“ auf. Dabei wird sowohl während der Vorwärts- als auch während der Rückwärtsrotation die Haftreibung zwischen Walzmantel und Boden überwunden und Gleitphasen unterbrechen den haftenden Kontakt, wobei die beiden Gleitphasen bedingt durch die Überlagerung mit der Fahrbewegung nicht gleich lange sind (siehe Abschnitt 2.2.2.2 bzw. Abbildung 2.5). Die Abbildungen 4.34a für die zweite Überfahrt und 4.34b für die elfte Überfahrt auf Spur 2 zeigen eine ähnliche Charakteristik. Durch die zunehmende Verdichtung infolge der Überfahrten nimmt die Steifigkeit der verdichteten Schicht zu. Die gemessenen Beschleunigungen in einer Tiefe von 50 cm unter der GOK des Testfeldes steigen und sind in Abbildung 4.34b somit größer.

Die zeitlichen Verläufe der Beschleunigungen zeigen jeweils die Daten einer gesamten Messfahrt, bestehend aus einer Vorwärtsfahrt mit dynamischer Anregung der Oszillationsbandage und einer statischen Rückwärtsfahrt. Die Überfahrt der dynamisch angeregten Oszillationsbandage nach rund 21 Sekunden ist deutlich erkennbar. Horizontal- und Vertikalbeschleunigung haben hier ihr Maximum, wobei die Horizontalbeschleunigungen geringfügig größer sind. Bereits zuvor, nach etwa 17 Sekunden ist ein lokales Maximum in den Vertikalbeschleunigungen erkennbar. Dieses kann der nicht dynamisch angeregten Vibrationsbandage zugeordnet werden, welche an der Front der Walze verbaut ist und den Beschleunigungssensor deshalb zuerst passiert.

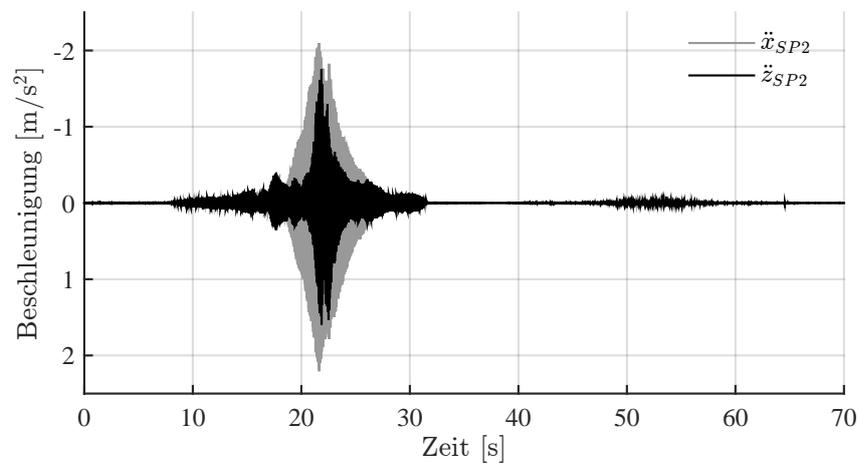
Nach etwa 39 Sekunden hat die Walze das Ende der Messspur erreicht und bremst bis zum Stillstand ab, um danach das Testfeld rückwärts zu befahren. Zwischen 48 und 55 Sekunden nach Messbeginn ist die Überfahrt der beiden Bandagen ohne dynamische Anregung zu erkennen.

Die Amplituden der Bodenbeschleunigungen vergleichbarer Vibrationsmessfahrten sind deutlich größer. Abbildung 4.35 zeigt eine Vibrationsmessfahrt mit Standardeinstellungen ($f = 50$ Hz, kleiner Amplitude und $v = 4$ km/h) am Beginn der Messungen (Abbildung 4.35a), die elfte Überfahrt mit Vibration auf Spur 2, ebenfalls mit kleiner Amplitude (Abbildung 4.35b) und eine Messfahrt mit großer Vibrationsamplitude (Abbildung 4.35c). Der durch die Maschinenparameter und Steifigkeitseigenschaften des Bodens hervorgerufene Betriebszustand der Vibrationsverdichtung ist „Abheben“. Dabei verliert die Bandage durch die nach oben gerichtete Vertikalkraft einmal pro Unwuchtumdrehung den Kontakt zum Boden und schlägt danach auf diesen auf [9] (siehe Abschnitt 2.2.1.2 bzw. Abbildung 2.3).

Aufgrund des Aufschlagens der Vibrationsbandage auf den Untergrund im Betriebszustand „Abheben“ dominieren im Falle der Vibrationsmessfahrten die gemessenen vertikala-

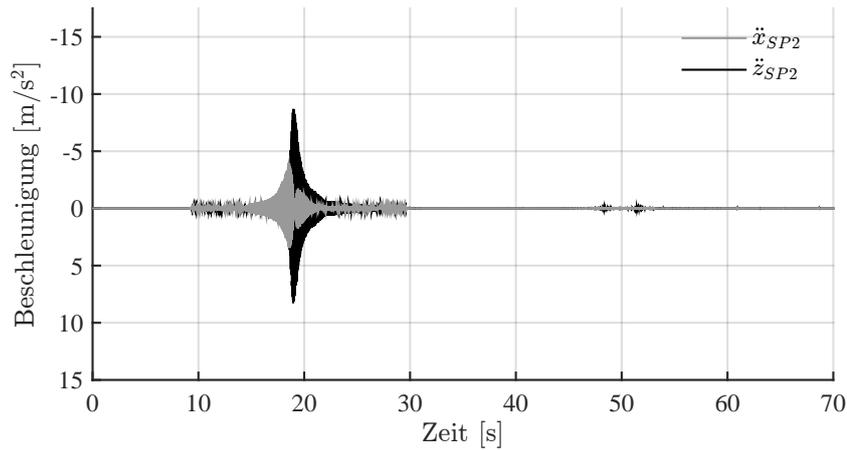


(a) 2. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Asymmetrisches Gleiten“.

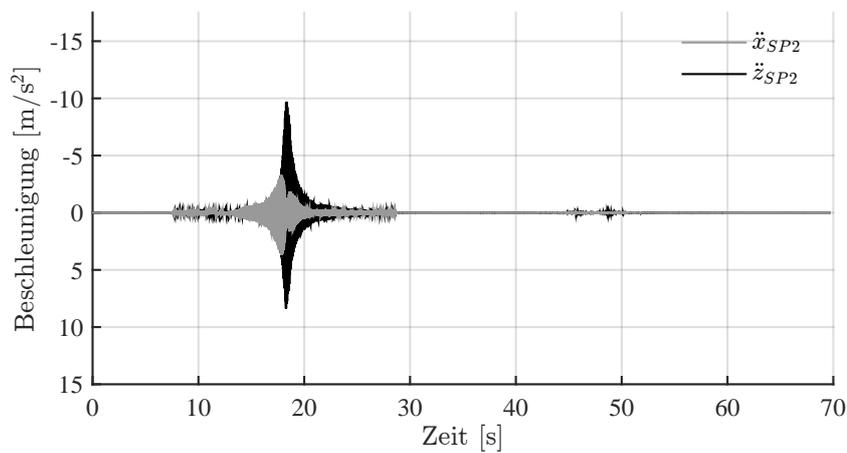


(b) 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Asymmetrisches Gleiten“.

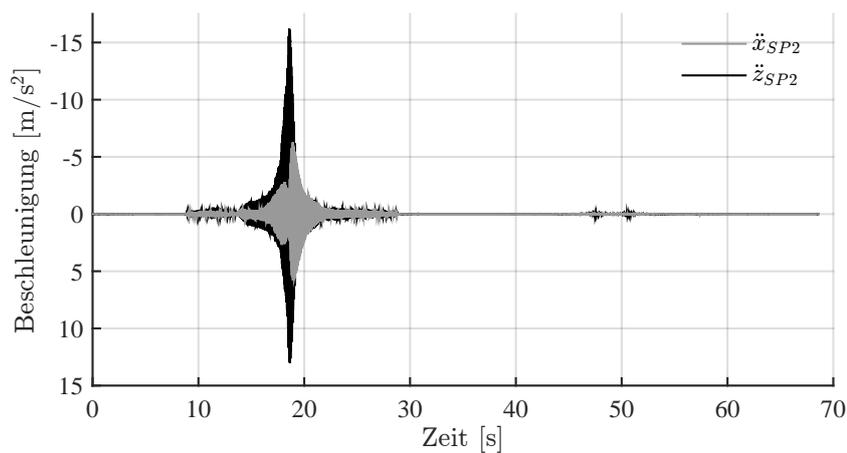
Abbildung 4.34: Horizontale und vertikale Bodenbeschleunigungen im Punkt P1.2 in einer Tiefe von 50 cm unter der GOK des Testfeldes.



(a) 2. Überfahrt auf Spur 2 mit Vibration, kleiner Amplitude, $f = 50$ Hz, $v = 4$ km/h, im Betriebszustand „Abheben“.



(b) 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Vibration, kleiner Amplitude, $f = 40$ Hz, $v = 4$ km/h, im Betriebszustand „Abheben“.



(c) 17. Überfahrt auf Spur 2 mit Vibration, großer Amplitude, $f = 40$ Hz, $v = 4$ km/h, im Betriebszustand „Abheben“.

Abbildung 4.35: Horizontale und vertikale Bodenbeschleunigungen im Punkt P1.2 in einer Tiefe von 50 cm unter der GOK des Testfeldes.

len Beschleunigungen \ddot{z}_{SP2} . Je nach Größe der eingestellten Vibrationsamplitude übersteigen die gemessenen Vertikalbeschleunigungen der Vibration jene der Oszillation um das Fünf- bis Achtfache und betragen rund 9 m/s^2 bei kleiner Vibrationsamplitude und 15 m/s^2 bei großer Amplitude. Eine Zunahme der Beschleunigungsamplituden in Folge der Verdichtungswirkung mehrerer Überfahrten ist feststellbar, wenngleich diese nicht so deutlich ausgeprägt ist, wie in den Messdaten der Oszillationsfahrten.

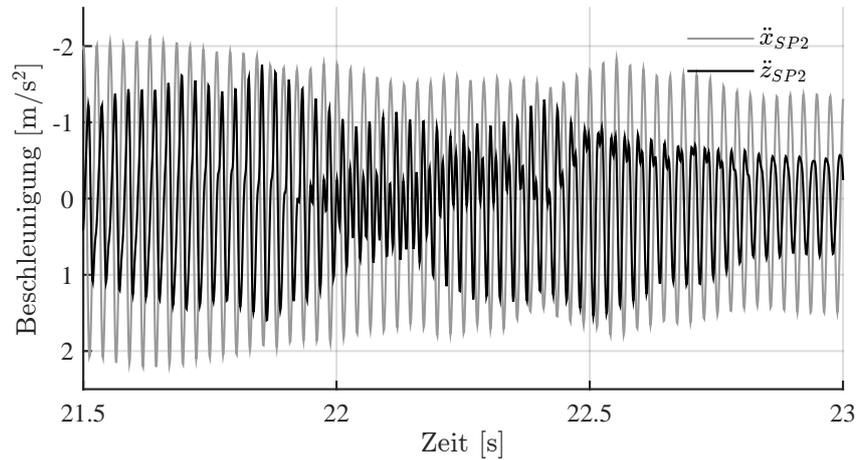
Die Horizontalbeschleunigungen \ddot{x}_{SP2} sind nur knapp halb so groß wie die Beschleunigungen in vertikaler Richtung, allerdings dennoch größer als im Falle der Oszillationsmessfahrten. Der Grund für die auftretenden Horizontalbeschleunigungen ist die Rotation der Unwuchten der nicht gerichteten Anregung, welche naturgemäß auch horizontale Beschleunigungen verursacht [9].

In den zeitlichen Verläufen der Beschleunigungen ist die statische Rückwärtsfahrt nach knapp 50 Sekunden erkennbar. Ein lokales Maximum durch die nicht dynamisch angeregte Oszillationsbandage während der Vorwärtsfahrt ist nicht feststellbar.

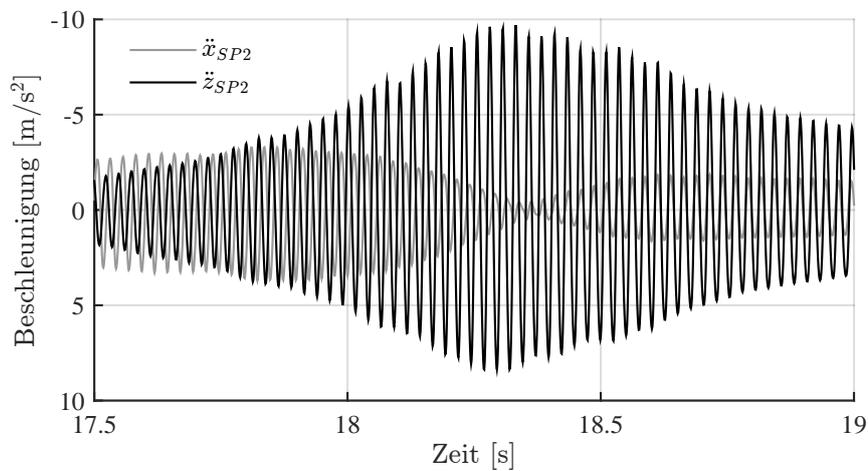
Die unterschiedliche Wirkung der beiden Anregungsarten Oszillation und Vibration auf den Boden wird noch deutlicher, wenn das Detail des Zeitpunktes der Überfahrt betrachtet wird, wenn sich also die dynamisch angeregte Bandage exakt über dem vergrabenen Beschleunigungssensor befindet. Abbildung 4.36 zeigt derartige Details für die jeweils elfte Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation (Abbildung 4.36a) und Vibration (Abbildung 4.36b).

Die Horizontalbeschleunigungen \ddot{x}_{SP2} weisen während der Überfahrt der Oszillationsbandage eine weitgehend konstante Amplitude von 2 m/s^2 auf. Die Frequenz dieser Beschleunigungen entspricht jener der Anregung mit $f = 39 \text{ Hz}$. Anders verhalten sich die Vertikalbeschleunigungen \ddot{z}_{SP2} , bei denen es zu einem Phasenübergang während der Überfahrt der Bandage kommt. Dieser erfolgt allerdings nicht durch Ausbildung eines Knotens und einen entsprechenden Nulldurchgang, sondern allmählich. Nähert sich die Oszillationsbandage dem Beschleunigungssensor, registriert dieser in zunehmendem Maße eine Oberschwingung bis die Vertikalbeschleunigung zum Zeitpunkt der Überfahrt die doppelte Frequenz der Anregung aufweist (im vorliegenden Beispiel 78 Hz), ehe die Oberschwingung wieder abgebaut wird und die Frequenz der Vertikalbeschleunigungen wieder jener der Anregung entspricht, allerdings mit nun umgekehrter Phase. Dieses charakteristische Verhalten kann durch die rasche Vorwärts-Rückwärts-Rotation der Bandage in ihrer Setzungsmulde und die Ausbildung einer Bugwelle vor und einer Heckwelle hinter der Bandage erklärt werden [91]. Einer Unwuchtumdrehung und damit einer Vorwärts-Rückwärts-Rotation entspricht eine Schwingungsperiode der Bandage in horizontaler Richtung. Durch das Hochfahren auf die Bugwelle während der Vorwärtsbewegung und das Hochfahren auf die Heckwelle während der Rückwärtsbewegung entstehen in der Zeit einer horizontalen Schwingungsperiode zwei Schwingungsperioden in vertikaler Richtung. Die Frequenz der vertikalen Beschleunigungen entspricht demnach der doppelten Frequenz der Horizontalbeschleunigungen bzw. der Anregung.

Nähert sich die aktive Vibrationsbandage dem Beschleunigungssensor, nehmen die Beschleunigungen in vertikaler Richtung \ddot{z}_{SP2} kontinuierlich zu und erreichen ein Maximum, wenn sich die Vibrationsbandage exakt über dem Sensor befindet (siehe Abbildung 4.36b).



(a) Detail der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Asymmetrisches Gleiten“.



(b) Detail der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Vibration, kleiner Amplitude, $f = 40 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Abheben“.

Abbildung 4.36: Horizontale und vertikale Bodenbeschleunigungen im Punkt P1.2 in einer Tiefe von 50 cm unter der GOK des Testfeldes.

Der Verlauf der Horizontalbeschleunigungen \ddot{x}_{SP2} zeigt zeitgleich einen Knoten und eine Phasenumkehr um π . In den gemessenen Beschleunigungen ist in beiden Richtungen die Frequenz der Anregung von $f = 40$ Hz erkennbar. Ein derartiges Verhalten wurde auch von Adam [9] beobachtet.

Zusammenfassend kann festgestellt werden, dass sich die beiden Anregungsarten Oszillation und Vibration in ihrer Wirkung auf den Boden grundlegend unterscheiden. Insbesondere die Ausbildung der doppelten Frequenz in der vertikalen Richtung der Beschleunigungen stellt eine wichtige charakteristische Eigenschaft der Oszillationsverdichtung dar, die im Folgenden noch mehrfach aufgegriffen wird.

4.3.2.4 Erschütterungswirkung und deren Ausbreitung im Untergrund

Wie im Lageplan des Testfeldes in Abbildung 4.2 dargestellt, wurden weitere Beschleunigungsaufnehmer des Typs *EpiSensor FBA ES-T* auf der gedachten Linie des primären Messquerschnittes platziert, um die Erschütterungswirkung in Abhängigkeit von der Distanz zwischen der Erschütterungsquelle – der dynamischen Walze – und den jeweiligen Messorten zu erfassen.

Die Beurteilung der Erschütterungswirkung ist in verschiedenen nationalen Normen geregelt. Als Grundlage dient in den meisten Fällen die Schwinggeschwindigkeit, die entweder direkt gemessen oder wie im gegenständlichen Fall durch einfache Integration des gemessenen Beschleunigungssignals ermittelt werden kann. Unterschiede gibt es allerdings nicht nur in den vorgeschriebenen Grenzwerten, sondern auch in der Ermittlung der maßgebenden Schwinggeschwindigkeit und dem Ort dieser Ermittlung.

Der ÖNORM S 9020 [86] folgend ist die Magnitude der Schwinggeschwindigkeiten gemäß

$$v_{R,\max} = \left| \sqrt{v_x^2(t) + v_y^2(t) + v_z^2(t)} \right|_{\max} \quad (4.36)$$

für den Ort des Gebäudes zu ermitteln, an dem Erschütterungen zuerst auftreten, was im Allgemeinen das Fundament des Gebäudes sein wird.

Die Österreichische Norm bezieht sich zwar auf Sprengerschütterungen und impulsförmige Erschütterungsquellen, eine Erweiterung auf langanhaltende, temporäre Erschütterungseinwirkungen ist aber möglich [11]. Dabei werden die zulässigen Grenzwerte in Abhängigkeit der Gebäudeklasse um 60% abgemindert.

Im Gegensatz zur Österreichischen Norm definiert die deutsche DIN 4150-3 [29] zulässige Schwinggeschwindigkeiten in Abhängigkeit von der Frequenz der Anregung am Fundament bzw. an der obersten Geschossdecke. Darüber hinaus bezieht sich die DIN 4150-3 auf die maximale Schwinggeschwindigkeit v_i in einer der drei Raumachsen $i = x, y, z$ als charakteristischen Parameter der Erschütterungswirkung. Die Grenzwerte sind auch in der deutschen Norm von der Art des Bauwerkes abhängig.

Die Unterschiede der beiden Regelwerke wurden in [92] herausgearbeitet und anhand einer Auswertung der Messdaten der experimentellen Grundsatzuntersuchungen erläutert.

Im Folgenden wird eine Untersuchung der Erschütterungswirkung gemäß ÖNORM S 9020 durchgeführt, da sie im Unterschied zur deutschen Norm nicht zulässige Bandbrei-

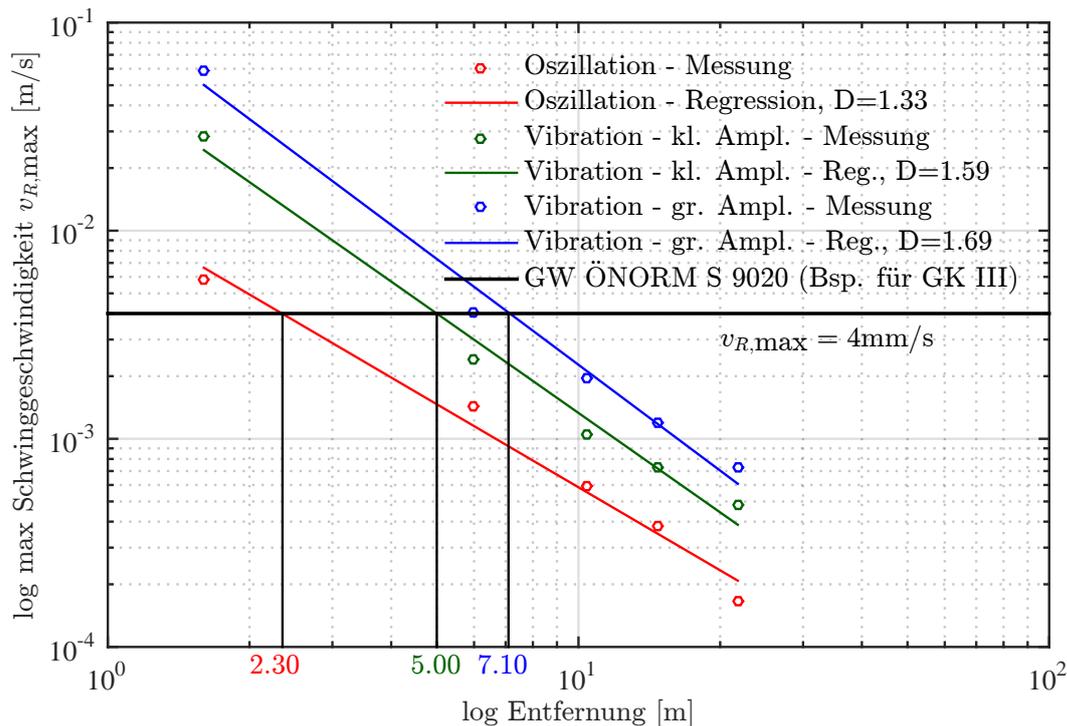


Abbildung 4.37: Maximale Schwinggeschwindigkeiten $v_{R,max}$ nach ÖNORM S 9020 [86] für verschiedene Anregungsarten einer dynamischen Walze und beispielhaft gewählter Grenzwert $v_{R,max} = 4 \text{ mm/s}$ für Gebäudeklasse III.

ten von Schwinggeschwindigkeiten vorgibt, sondern klare Grenzwerte definiert, was die folgenden Abbildungen verständlicher macht.

Da die Unterschiede in der Größe der gemessenen Schwinggeschwindigkeiten zwischen dem unmittelbaren Nahbereich der Erschütterungsquelle und Beobachtungsorten in einigen Metern Entfernung im Allgemeinen sehr deutlich ausfallen, wird eine Darstellung im doppelt logarithmischen Maßstab gewählt.

In Abbildung 4.37 werden die maximalen Schwinggeschwindigkeiten $v_{R,max}$ einer Oszillationsmessfahrt mit einer Frequenz von $f = 39 \text{ Hz}$ (rot), einer Vibrationsmessfahrt mit kleiner Amplitude und einer Frequenz von $f = 50 \text{ Hz}$ (grün) und einer Messfahrt mit Vibration, großer Amplitude und einer Frequenz von $f = 40 \text{ Hz}$ (blau) gegenübergestellt. Die Fahrgeschwindigkeit betrug für jede Messfahrt konstant $v = 4 \text{ km/h}$. Alle drei Anregungsarten zeigen im doppelt logarithmischen Maßstab eine lineare Abnahme der Schwinggeschwindigkeiten mit zunehmender Entfernung von der Erschütterungsquelle. Die Abnahme der Schwinggeschwindigkeiten kann somit gemäß

$$v_{(\bar{r})} = v_{(1)} \bar{r}^{-D} \quad (4.37)$$

beschrieben werden. Darin bedeuteten $v_{(1)}$ die maximale Schwinggeschwindigkeit in einer Entfernung von $\bar{r} = 1,0 \text{ m}$ von der Erschütterungsquelle und der Exponent D den Grad der

Abnahme.

Die gemessenen Schwinggeschwindigkeiten der Messfahrten mit Vibrationsanregung im Betriebszustand „Abheben“ sind in allen Messpunkten größer, als jene der Oszillationsmessfahrt. Allerdings ist auch der Exponent D der Abnahme größer und beträgt je nach gewählter Vibrationsamplitude $D = 1,69$ bzw. $D = 1,59$, während jener der Oszillationsmessfahrt mit $D = 1,33$ geringer ausfällt, was einer höheren Dämpfung der Wellenausbreitung für die Vibrationsanregung entspricht. Bei der Vibrationsverdichtung ist die vertikale Komponente der Schwinggeschwindigkeiten erwartungsgemäß dominant.

Bei Betrachtung der Absolutwerte in Abbildung 4.37 scheinen die Unterschiede in der Erschütterungswirkung der Anregungsarten relativ gering. Dabei täuscht allerdings die Darstellung im doppelt logarithmischen Maßstab. Die Messergebnisse werden leichter interpretierbar, wenn man einen Grenzwert für eine maximal erlaubte Schwinggeschwindigkeit festlegt. Geht man von einem schwingungsempfindlichen Bauwerk aus, entspricht dieses der Gebäudeklasse III, für die die ÖNORM S 9020 eine maximale Schwinggeschwindigkeit von $v_{R,max} = 4 \text{ mm/s}$ definiert. In Abbildung 4.37 ist dieser Grenzwert als schwarze horizontale Linie eingetragen. Verschneidet man diese mit der Regressionsgeraden der von der Oszillationsbandage verursachten Erschütterungen, wird erkennbar, dass zwischen Verdichtungsarbeiten mit aktiver Oszillationsbandage und der angenommenen sensiblen Gebäudestruktur ein Mindestabstand von 2,30 m einzuhalten ist, um den beispielhaft gewählten Grenzwert von $v_{R,max} = 4 \text{ mm/s}$ zu unterschreiten und mögliche Schäden am Gebäude zu vermeiden.

Wird für die fiktiven Verdichtungsarbeiten eine Vibrationswalze der gleichen Gewichtsklasse vorgesehen, ist der einzuhaltende Mindestabstand im Falle der kleinen Vibrationsamplitude auf 5,00 m zu vergrößern. Bei Verwendung der großen Vibrationsamplitude ist im Vergleich zur Oszillation mit 7,10 m mehr als der dreifache Abstand zwischen der Erschütterungsquelle und dem Gebäude zur Vermeidung von möglichen Schäden einzuhalten.

Die durchgeführten Messungen bestätigen demnach die geringere Erschütterungswirkung der Oszillationswalzen und die damit im Zusammenhang stehende besondere Eignung der Oszillationsverdichtung für sensible Bereiche, wie den innerstädtischen Raum oder die Nähe zu schwingungsempfindlichen Bauwerken.

Auch die Erschütterungswirkung der Oszillationsbandage ist von den Parametern des Verdichtungsprozesses abhängig. Abbildung 4.38 zeigt den Einfluss der Fahrgeschwindigkeit auf die Größe der Schwinggeschwindigkeiten in verschiedenen Entfernungen von der mit einer Frequenz von $f = 39 \text{ Hz}$ oszillierenden Bandage.

Die Größe und Ausbreitung der Erschütterungen ist für die Fahrgeschwindigkeiten von 4 km/h und 6 km/h weitgehend identisch. Bei einer Reduktion der Fahrgeschwindigkeit auf 2 km/h steigen die gemessenen maximalen Schwinggeschwindigkeiten in allen Messpunkten an, da durch die geringere Fahrgeschwindigkeit bei gleichbleibender Frequenz pro zurückgelegtem Meter Fahrstrecke entsprechend mehr Oszillationsperioden ausgeführt werden und mehr Energie in den Boden eingetragen wird, welche sich auch in einer erhöhten Erschütterungswirkung äußert. Der Mindestabstand zwischen der Oszillationswalze und dem Gebäude des genannten Fallbeispiels müsste um einen Meter auf 3,30 m ver-

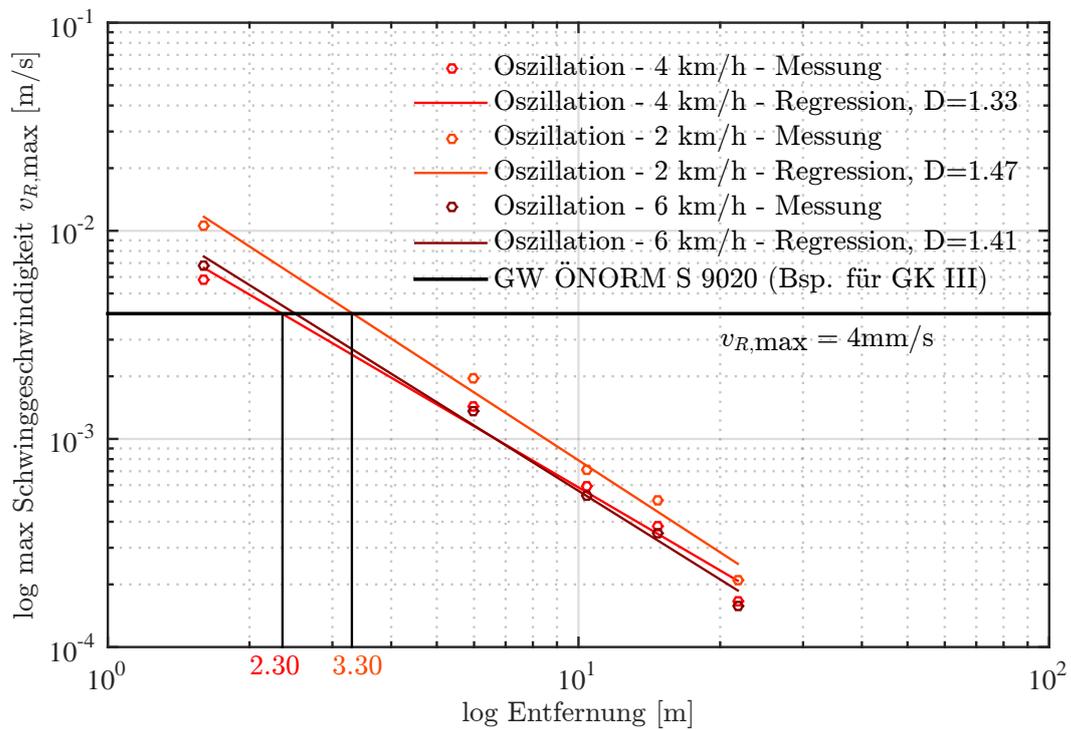


Abbildung 4.38: Maximale Schwinggeschwindigkeiten $v_{R,max}$ nach ÖNORM S 9020 [86] für verschiedene Fahrgeschwindigkeiten einer Oszillationswalze und beispielhaft gewählter Grenzwert $v_{R,max} = 4 \text{ mm/s}$ für Gebäudeklasse III.

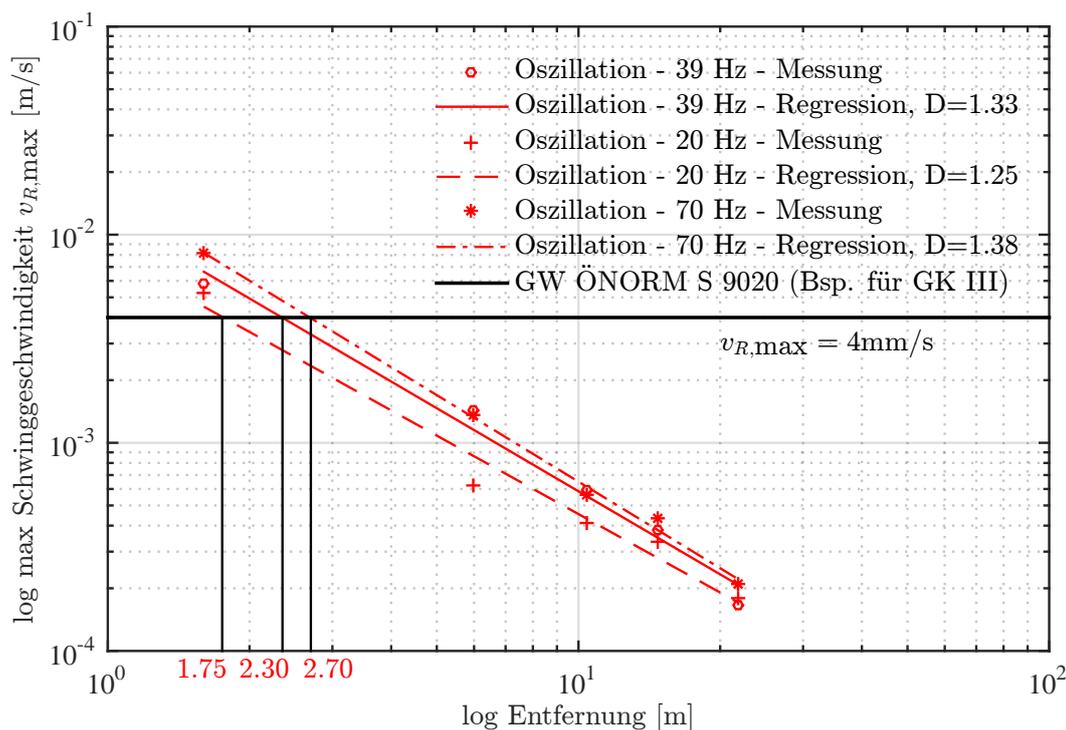


Abbildung 4.39: Maximale Schwinggeschwindigkeiten $v_{R,max}$ nach ÖNORM S 9020 [86] für verschiedene Anregungsfrequenzen einer Oszillationsbandage und beispielhaft gewählter Grenzwert $v_{R,max} = 4 \text{ mm/s}$ für Gebäudeklasse III.

größert werden, liegt aber dennoch deutlich unter den erforderlichen Mindestabständen der Vibrationsverdichtung aus Abbildung 4.37.

In Abbildung 4.39 wird der Einfluss der Frequenz auf die Erschütterungswirkung der Oszillationsbandage untersucht. Alle Fahrten wurden dabei mit einer konstanten Geschwindigkeit von $v = 4 \text{ km/h}$ gefahren.

Wird die Frequenz der Oszillationsanregung auf $f = 20 \text{ Hz}$ reduziert, sinkt auch die Erschütterungsbelastung für die Umgebung der Verdichtungsarbeiten. Der Abstand zur Vermeidung von Schäden an der Bausubstanz könnte im genannten Beispiel auf 1,75 m reduziert werden. Im Falle einer Erhöhung der Oszillationsfrequenz auf $f = 70 \text{ Hz}$ muss der Mindestabstand auf 2,70 m vergrößert werden. Eine Erklärung liefert die im Beispiel der Variation der Fahrgeschwindigkeit bereits angestellte Überlegung der eingetragenen Energie pro gefahrenem Meter. Wird die Frequenz bei konstanter Fahrgeschwindigkeit erhöht, werden pro gefahrenem Meter mehr Oszillationsperioden ausgeführt und damit auch entsprechend mehr Energie in den Boden eingetragen.

Zusammenfassend kann zum Einfluss der Maschinenparameter auf die Erschütterungsausbreitung im Untergrund festgehalten werden, dass hohe Fahrgeschwindigkeiten in Kombination mit geringen Oszillationsfrequenzen die geringsten Schwingungen in der Umgebung erzeugen. Dieses Messergebnis entspricht durchaus der Erwartungshaltung, da durch diese Parameterkombination beispielsweise bei der Betrachtung von einem Meter des Test-

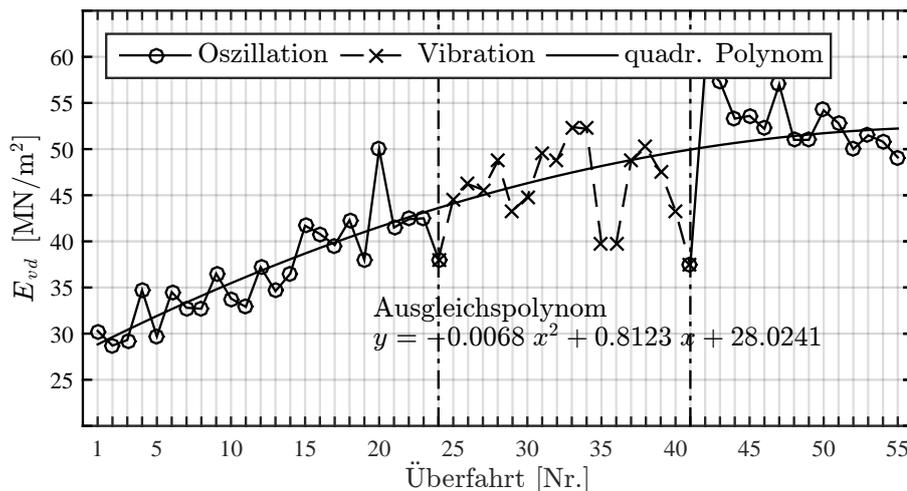


Abbildung 4.40: Dynamischer Verformungsmodul E_{vd} im Bereich A1.1 als Funktion der Messfahrten auf Spur 2.

feldes beim Überfahren mit der Oszillationsbandage am wenigsten Schwingspiele innerhalb dieses Streckenmeters in den Boden eingetragen werden. Darunter leidet aber auch die Verdichtungsleistung, weil weniger Verdichtungsenergie in den Untergrund eingebracht werden kann. Die Reduktion der Erschütterungswirkung durch geeignete Wahl der Oszillationsparameter ist auch vergleichsweise gering. Einen signifikanten Einfluss hat allerdings die bereits diskutierte Wahl der Anregungsart der Bandage, wie ein Vergleich zwischen Oszillations- und Vibrationsbandagen in Abbildung 4.37 zeigt.

4.3.3 Auswertung der begleitenden Untersuchungen

Auf den Spuren 2 und 3 des Testfeldes wurde nach jeder Messfahrt ein Vergleichsversuch mit der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät (siehe auch Abschnitt 4.2.6.1) in dem in Abbildung 4.2 gekennzeichneten Bereich A1.1 durchgeführt.

Abbildung 4.40 zeigt die Ergebnisse der dynamischen Lastplattenversuche auf Spur 2 und den daraus erkennbaren Verdichtungszuwachs, wobei zwischen Messfahrten mit Oszillationsanregung und jenen mit Vibrationsanregung unterschieden wird.

Insbesondere während der ersten Messfahrten, die auch eigentliche Verdichtungsfahrten darstellten, ist eine Zunahme der Bodensteifigkeit und somit ein Verdichtungszuwachs feststellbar. Damit bestätigen die Ergebnisse der dynamischen Lastplattenversuche auch die Erkenntnisse der Entwicklung der Lagerbeschleunigungen der Oszillationsbandage (Abbildung 4.21), des dynamischen Rotationszentrums (Abbildung 4.24) und der akustischen Kontaktlängenmessung (Abbildung 4.29). Durch die Vibrationsverdichtung konnte noch eine geringfügige weitere Verdichtung erreicht werden. Ab der dreißigsten Überfahrt ist kein nennenswerter Verdichtungszuwachs mehr feststellbar bzw. nimmt auch die Streuung der gemessenen dynamischen Verformungsmoduln merklich zu.

In Abbildung 4.41 erfolgt eine ähnliche Darstellung für die Entwicklung des dynamischen Verformungsmoduls auf Spur 3. Durch die spätere Durchführung der Messfahrten

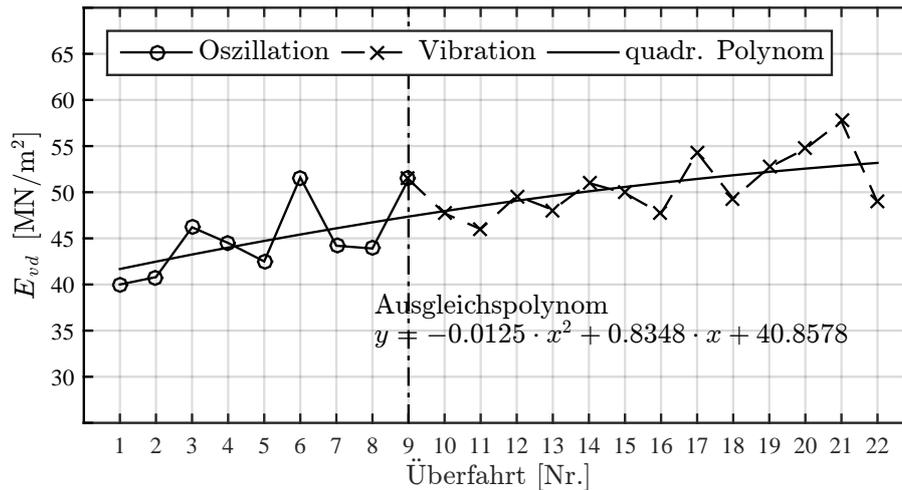


Abbildung 4.41: Dynamischer Verformungsmodul E_{vd} im Bereich A1.1 als Funktion der Messfahrten auf Spur 3.

auf Spur 3 und die damit verbundene längere Liegezeit vor der Verdichtung ist das Wertenniveau allgemein höher als auf Spur 2 und der verzeichnete Verdichtungszuwachs fällt geringer aus.

Auf Spur 5, dem hochgradig verdichteten Planum neben dem Testfeld, konnte mit der eingesetzten Messwalze kein weiterer Verdichtungszuwachs erreicht werden. Die gemessenen dynamischen Verformungsmoduln lagen vor und nach den Messfahrten bei $E_{vd} \approx 90 \text{ MN/m}^2$ und damit auch bereits an der oberen Messgrenze der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät.

Ebenso konnte auf der feinkörnigen Schüttung über weichem Untergrund der Spuren 6 und 7 keine Verdichtung erreicht werden. Durch das Hochpumpen von Wasser durch die dynamische Anregung der Bandagen bzw. auch durch die Versuchsdurchführung des dynamischen Lastplattenversuches sanken die gemessenen dynamischen Verformungsmoduln von anfänglich $E_{vd} \approx 6 \text{ MN/m}^2$ weiter ab und lagen somit an der unteren Messgrenze der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät.

Kapitel 5

Entwicklung eines FDVK-Wertes für Oszillationswalzen

5.1 Einführung

Die experimentellen Untersuchungen des Grundsatzversuches in Kapitel 4 haben gezeigt, dass die Steifigkeit des Untergrundes Einfluss auf das Bewegungsverhalten der Bandage einer Oszillationswalze nimmt. Damit ist die Grundvoraussetzung für die Entwicklung eines Systems zur Flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle erfüllt. Neben der Steifigkeit des Untergrundes nehmen allerdings noch eine Vielzahl anderer Faktoren Einfluss auf das Bewegungsverhalten der Bandage. Dazu zählen vorrangig die Maschinenparameter, wie Fahrgeschwindigkeit oder Frequenz und Amplitude der Anregung. Obwohl diese während der experimentellen Untersuchungen vorgegeben und weitgehend konstant gehalten wurden, unterliegen sie den Einflüssen der Regelungstechnik der Walze und damit einhergehenden Schwankungen. Hinzu kommen Inhomogenitäten des Untergrundes und Unebenheiten der Oberfläche der zu verdichtenden Schicht.

Um gezielt den Einfluss einzelner Parameter auf das Bewegungsverhalten zu untersuchen, wird im folgenden Abschnitt eine semi-analytische Modellierung des Walze-Boden Interaktionssystems vorgestellt. Das Modell bildet die Bandage in ihrer Setzungmulde ab. Der Einfluss der Fahrbewegung wird vorerst nicht berücksichtigt. Ziel ist die Herausarbeitung eines Zusammenhanges zwischen der Steifigkeit des Bodens und dem Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage, welches im gegenständlichen Fall durch die Bewegung des geometrischen Mittelpunktes M der Oszillationsbandage charakterisiert wird, um schließlich aus diesem Zusammenhang einen Kennwert für den Verdichtungszustand des Bodens ableiten zu können.

Für die gesamtheitliche Betrachtung des Bewegungsverhaltens der Oszillationsbandage spielen die Kontaktbedingungen zwischen Bandage und Untergrund und die daraus resultierenden Betriebszustände (siehe Abschnitt 2.2.2.2) eine entscheidende Rolle. Betrachtet man allerdings lediglich die translatorischen Bewegungen des Mittelpunktes M der Bandage in einer zunächst unverschieblich bzw. unveränderlich angenommen Setzungmulde, so bildet sich exakt das gleiche Bewegungsverhalten in horizontaler (x) und in vertikaler

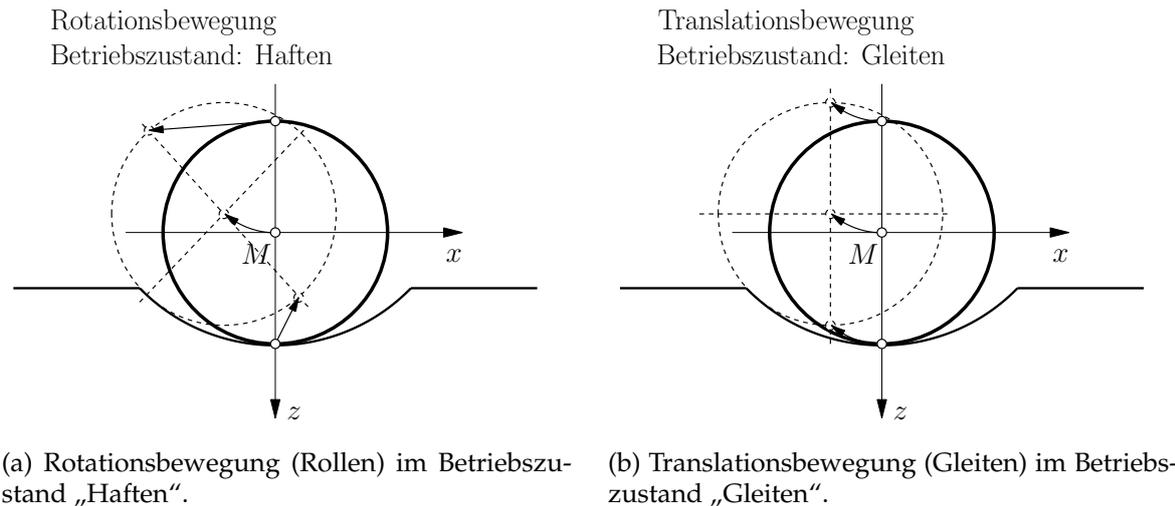


Abbildung 5.1: Vergleich des Bewegungsverhaltens der Oszillationsbandage in der Setzungsmulde für unterschiedliche Betriebszustände.

(z) Richtung aus, wenn entweder im Betriebszustand „Haften“ reines Rollen (Rotationsbewegung) oder im Betriebszustand „Gleiten“ ausschließlich eine Verschiebung der Walze ohne Rotation (Translationsbewegung) stattfindet (siehe Abbildung 5.1). Aus Sicht des Mittelpunktes M entspricht folglich die aus dem Betriebszustand „Haften“ resultierende Rollbewegung jener der Translationsbewegung im Betriebszustand „Gleiten“ unter Vernachlässigung der Rotationsträgheit der Bandage. Tritt im Betriebszustand „Gleiten“ eine reine Rotationsbewegung um die Bandagenachse M auf, so beeinflusst diese die Translationsbewegung in diesem Punkt nicht. Bei dem im realen Betrieb einer Oszillationswalze üblicherweise stattfindenden Wechselspiel zwischen Haften und Gleiten während einer Erregerperiode tragen somit zur Bewegung des Bandagenmittelpunktes a priori die Rollbewegung in der Haftphase und die Translationsbewegung in der Gleitphase bei, selbst wenn sich die Setzungsmulde bedingt durch die Verformbarkeit des Bodens (Steifigkeit und Dämpfung) verschiebt bzw. verändert. Dazu sei angemerkt, dass die Bewegung der sich ausbildenden Setzungsmulde notwendigerweise einen Einfluss auf das Bewegungsverhalten des Bandagenmittelpunktes M haben muss, denn sonst würde die wesentliche Grundvoraussetzung für die Definition eines FDVK-Wertes fehlen.

Unter Berücksichtigung dieser Überlegungen wird in der folgenden mechanischen Modellierung aufgrund der einfacheren Formulierung der Bewegungsdifferentialgleichungen die reine Rollbewegung betrachtet. Sollen auch Aussagen über die Betriebszustände bzw. die Kontaktbedingungen zwischen Bandage und Setzungsmulde getroffen werden, muss das Kontaktproblem modelliert und zumindest ein zweiter Punkt der Bandage (beispielsweise auf dem Mantel der Bandage) in die Betrachtung einbezogen werden.

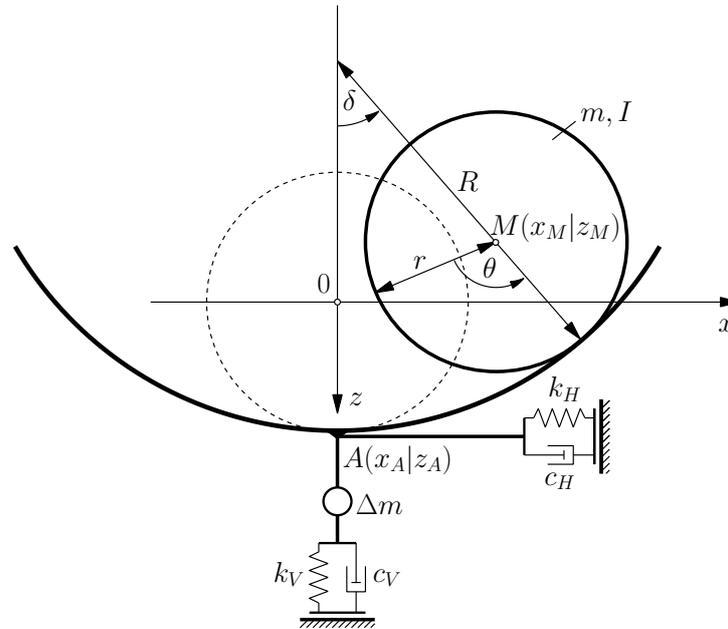


Abbildung 5.2: Mechanisches Modell einer Bandage in ihrer Setzungsmulde.

5.2 Semi-analytische Modellierung des Walze-Boden Interaktionssystems

5.2.1 Allgemeines und Aufbau des Modells

Für die Untersuchung des Bewegungsverhaltens einer Oszillationsbandage in ihrer Setzungsmulde wird ein mechanisches Modell gemäß Abbildung 5.2 verwendet.

Zum Zwecke der übersichtlicheren Darstellung sind der Radius der Setzungsmulde R und die Auslenkung δ aus der Ruhelage stark vergrößert dargestellt. Die Bandage wird als starre Scheibe mit dem Radius r , der Masse m und dem Massenträgheitsmoment I modelliert. Das dargestellte System besitzt drei Freiheitsgrade, in Form der Lagekoordinaten θ als Drehwinkel der Bandage für die Rotation um die eigene Achse sowie x_A und z_A als Möglichkeit einer translatorischen Bewegung der Setzungsmulde samt Bandage in horizontaler (x_A) und vertikaler (z_A) Richtung.

Die Reaktion des Bodens wird über jeweils ein horizontales und ein vertikales Feder-Dämpfer-Element simuliert. Die Parameter der Federsteifigkeiten (k_H, k_V) und Dämpfungskoeffizienten (c_H, c_V) sowie die fiktive mitschwingende Bodenmasse Δm werden dabei dem Konusmodell nach *Wolf* [123] entnommen, welches detailliert im Abschnitt 5.2.5 behandelt wird.

Fixiert man die Setzungsmulde und verhindert somit translatorische Bewegungen der Mulde in horizontaler und vertikaler Richtung, lässt sich für die Bandagenachse, gekennzeichnet durch den Mittelpunkt M , unter Voraussetzung von reinem Rollen, über die abgerollte Länge folgender geometrischer Zusammenhang zwischen den Winkeln δ und θ erkennen:

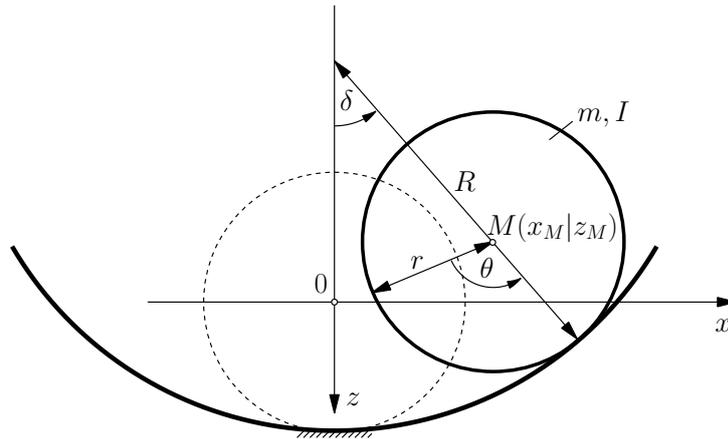


Abbildung 5.3: Vereinfachtes mechanisches Modell einer Bandage in ihrer Setzungsmulde.

$$\delta = \frac{r \theta}{R} \quad (5.1)$$

Durch Betrachtung der ausgelenkten Lage in Abbildung 5.2 folgt für die Koordinaten des Mittelpunktes M der Bandage

$$x_M = (R - r) \sin \theta \quad (5.2)$$

$$z_M = (R - r) \cos \theta - (R - r) \quad (5.3)$$

bzw. unter Berücksichtigung von Gleichung 5.1:

$$x_M = (R - r) \sin \left(\frac{r\theta}{R} \right) \quad (5.4)$$

$$z_M = (R - r) \left[\cos \left(\frac{r\theta}{R} \right) - 1 \right] \quad (5.5)$$

5.2.2 Analytische Lösung des vereinfachten Modells

Zunächst wird im Folgenden ein vereinfachtes Modell behandelt, für das auch eine analytische Lösung existiert. Es dient der Plausibilitätskontrolle und gleichzeitig der Verifikation des numerischen Lösungsverfahrens, das später für die Lösung der inhomogenen, gekoppelten und nichtlinearen Differentialgleichungen zur Anwendung kommen sollen. Die Vereinfachung besteht in der Annahme eines unendlich steifen Bodens ($k_H = k_V = \infty$), Punkt A in Abbildung 5.2 wird somit gedanklich festgehalten, wodurch die Bandage in einer starren und unbeweglichen Setzungsmulde rollt und ein System mit nur einem Freiheitsgrad, mit dem Drehwinkel θ als Lagekoordinate, entsteht (siehe Abbildung 5.3).

Als dynamische Anregung wirkt das Oszillationsmoment $M_0(t)$ um den Mittelpunkt der Bandage M mit der Amplitude des Oszillationsmomentes nach Gleichung 4.6.

Für die Untersuchung des vereinfachten Bandage-Boden Interaktionssystems wird dessen Bewegungsgleichung benötigt, welche mit Hilfe der allgemeinen *Lagrangeschen* Glei-

chungen 4.3 formuliert wird. Das vereinfachte System besitzt nur eine Lagekoordinate, den Drehwinkel θ . Für die kinetische Energie folgt:

$$T = \frac{1}{2}I\dot{\theta}^2 + \frac{1}{2}mv_M^2 \quad (5.6)$$

Für die Geschwindigkeit v_M des Mittelpunktes der Bandage gilt:

$$v_M^2 = \dot{x}_M^2 + \dot{z}_M^2 \quad (5.7)$$

Die Geschwindigkeitskomponenten in horizontaler und vertikaler Richtung folgen aus den Gleichungen 5.4 und 5.5 durch Differentiation:

$$\dot{x}_M = (R - r) \cos\left(\frac{r\theta}{R}\right) \frac{r}{R} \dot{\theta} \quad (5.8)$$

$$\dot{z}_M = -(R - r) \sin\left(\frac{r\theta}{R}\right) \frac{r}{R} \dot{\theta} \quad (5.9)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen 5.8 und 5.9 in Gleichung 5.6 kann die kinetische Energie als Funktion der Lagekoordinate θ

$$T = \frac{1}{2} \left[I + m \frac{r^2 (R - r)^2}{R^2} \right] \dot{\theta}^2 \quad (5.10)$$

ausgedrückt werden. Unter Einbeziehung von Gleichung 5.5 gilt für die potentielle Energie V der Gewichtskraft und des Oszillationsmomentes:

$$V = mg|z_M| - M_0(t) = mg(R - r) - mg(R - r) \cos\left(\frac{r\theta}{R}\right) - M_0(t)\theta \quad (5.11)$$

Das Oszillationsmoment als harmonische Anregung wird dem System als sinusförmiges Moment um die Bandagenachse aufgeprägt. Durch Einsetzen der kinetischen Energie (5.10) und der potentiellen Energie (5.11) in Gleichung 4.3 folgt die Bewegungsgleichung des vereinfachten Modells:

$$\left[I + m \frac{r^2 (R - r)^2}{R^2} \right] \ddot{\theta} + mg(R - r) \sin\left(\frac{r\theta}{R}\right) \frac{r}{R} = M_0 \sin(\zeta t) \quad (5.12)$$

Die tangentielle Schwingwegamplitude der Oszillationsbandage einer neun Tonnen schweren Tandemwalze beträgt laut Hersteller rund 1,4 mm, während der Durchmesser der Bandage mit 1,2 m angegeben wird. Dadurch scheint die Annahme kleiner Auslenkungen gerechtfertigt ($\sin \theta \approx \theta$ und $\cos \theta \approx 1$), wodurch die Bewegungsgleichung linearisiert werden kann:

$$\left[I + m \frac{r^2 (R - r)^2}{R^2} \right] \ddot{\theta} + mg \frac{r^2 (R - r)}{R^2} \theta = M_0 \sin(\zeta t) \quad (5.13)$$

Für die Lösung der inhomogenen Differentialgleichung 5.13 ist es zweckmäßig, folgende

Abkürzungen einzuführen:

$$m^* = I + m \frac{r^2 (R - r)^2}{R^2}$$

$$k^* = mg \frac{r^2 (R - r)}{R^2}$$

Die Bewegungsgleichung hat damit das Aussehen eines linearen Einmassenschwingers:

$$m^* \ddot{\theta} + k^* \theta = M_0 \sin(\zeta t) \quad (5.14)$$

Die homogene Lösung der Bewegungsdifferentialgleichung 5.14 lautet [5]:

$$\theta_h(t) = A \cos \omega_0 t + B \sin \omega_0 t \quad (5.15)$$

Darin ist ω_0 die Eigenkreisfrequenz des ungedämpften Systems, für die gilt [5]:

$$\omega_0 = \sqrt{\frac{k^*}{m^*}} \quad (5.16)$$

Der Ansatz der Partikulärlösung für Gleichung 5.14 lautet [5]

$$\theta_p(t) = M_p \sin(\zeta t) \quad (5.17)$$

Einsetzen von $\theta_p(t)$ und $\ddot{\theta}_p(t)$ in 5.14 führt nach Vergleich der Koeffizienten auf die Schwingungsamplitude M_p für den eingeschwungenen Zustand,

$$M_p = \frac{M_0}{k^* - \zeta^2 m^*} \quad (5.18)$$

Durch Einsetzen der Anfangsbedingungen zum Zeitpunkt $t = 0$

$$\theta(t = 0) = 0$$

$$\dot{\theta}(t = 0) = 0$$

in die Gesamtlösung für die transiente Schwingung [5]

$$\theta(t) = \theta_h(t) + \theta_p(t) \quad (5.19)$$

erhält man die Koeffizienten A und B [5]:

$$A = 0 \quad (5.20)$$

$$B = -\frac{\zeta}{\omega_0} M_p \quad (5.21)$$

Daraus folgt für die Schwingung des Systems ausgedrückt durch den Drehwinkel θ :

$$\theta(t) = -\frac{\zeta}{\omega_0} M_p \sin(\omega_0 t) + M_p \sin(\zeta t) \quad (5.22)$$

Die Drehwinkelgeschwindigkeit $\dot{\theta}$ und die Drehwinkelbeschleunigung $\ddot{\theta}$, welche im Folgenden noch mehrfach Verwendung finden, erhält man durch ein- bzw. zweifache Differentiation,

$$\dot{\theta}(t) = \zeta M_p [\cos(\zeta t) - \cos(\omega_0 t)] \quad (5.23)$$

$$\ddot{\theta}(t) = \zeta M_p [\omega_0 \sin(\omega_0 t) - \zeta \sin(\zeta t)] \quad (5.24)$$

Für die Untersuchung des translatorischen Bewegungsverhaltens der Bandagenachse in horizontaler (x_M) und vertikaler (z_M) Richtung kann für die Auswertung der Schwingwege in die Gleichungen 5.4 und 5.5 eingesetzt werden. Die zugehörigen Schwinggeschwindigkeiten \dot{x}_M und \dot{z}_M sind durch die Gleichungen 5.8 und 5.9 bestimmt. Die Beschleunigungen der Bandagenachse \ddot{x}_M und \ddot{z}_M erhält man durch abermalige Differentiation:

$$\ddot{x}_M = (R - r) \frac{r}{R} \cos\left(\frac{r\theta}{R}\right) \ddot{\theta} - (R - r) \frac{r^2}{R^2} \sin\left(\frac{r\theta}{R}\right) \dot{\theta}^2 \quad (5.25)$$

$$\ddot{z}_M = -(R - r) \frac{r}{R} \sin\left(\frac{r\theta}{R}\right) \ddot{\theta} - (R - r) \frac{r^2}{R^2} \cos\left(\frac{r\theta}{R}\right) \dot{\theta}^2 \quad (5.26)$$

5.2.3 Auswertung und Vergleich der analytischen Lösung mit einem numerischen Lösungsverfahren

In diesem Abschnitt wird das Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage einer *HAMM HD⁺ 90 VO* Tandemwalze anhand des vereinfachten linearen Modells gemäß Gleichung 5.13 untersucht. Für dieses vergleichsweise einfache Modell ist die analytische Lösung, wie in Abschnitt 5.2.2 gezeigt, möglich. Schlussendlich soll aber das komplexere Gesamtmodell gemäß Abbildung 5.2 untersucht werden, um auch das Verhalten des Bodens in geeigneter Weise zu berücksichtigen. Die Lösung des gekoppelten Differentialgleichungssystems des komplexeren Modells erfolgt numerisch mit der *Dormand-Prince*-Methode [30], einem Lösungsalgorithmus der *Runge-Kutta*-Familie. Um die Zuverlässigkeit der Methode und ihre Anwendbarkeit auf die gegebene Problemstellung zu prüfen, wird auch das vereinfachte Modell zusätzlich numerisch gelöst. Die Ergebnisse der numerischen Lösung werden der analytischen Lösung gegenübergestellt.

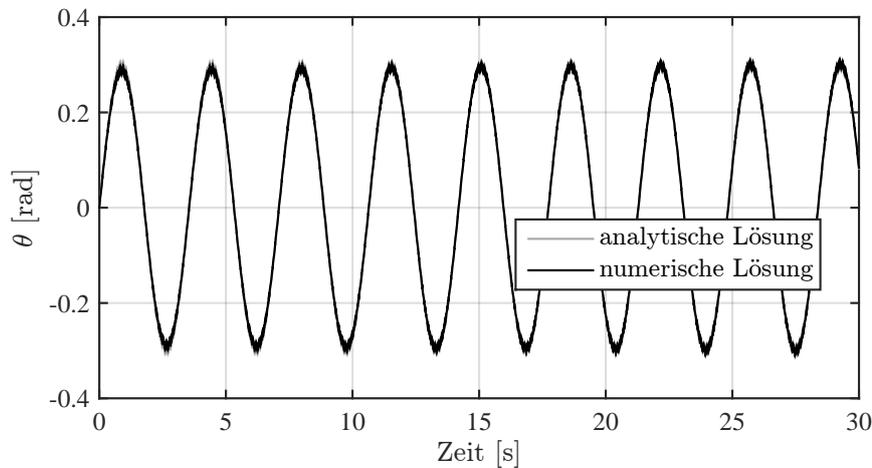
Die *Dormand-Prince*-Methode eignet sich zur Lösung von Differentialgleichungen erster Ordnung. Die Bewegungsgleichung 5.13 zweiter Ordnung wird deshalb in ein Gleichungssystem zweier Differentialgleichungen erster Ordnung übergeführt [30]. Durch Substitution

$$\theta = y_1$$

$$\dot{\theta} = \dot{y}_1 = y_2$$

Tabelle 5.1: Parameter für die Auswertung des analytischen Modells.

Parameter	Bezeichnung
$m = 1851 \text{ kg}$	Masse der Bandage
$m_U = 10,35 \text{ kg}$	Masse einer Unwucht
$r = 0,6 \text{ m}$	Radius der Bandage
$e_W = 0,3844 \text{ m}$	Exzentrizität der Unwuchtwelle
$e_U = 0,0575 \text{ m}$	Exzentrizität der Unwuchtmasse
$R = 0,7 \text{ m}$	Radius der Setzungmulde
$I = 411,78 \text{ kg m}^2$	Massenträgheitsmoment der Bandage
$f = 39 \text{ Hz}$	Erregerfrequenz

Abbildung 5.4: Vergleich der analytischen und numerischen Lösungen für den Drehwinkel θ des vereinfachten Modells.

$$\ddot{\theta} = \dot{y}_2$$

und Einsetzen in 5.13 folgt das Gleichungssystem

$$\dot{y}_1 = y_2 \quad (5.27a)$$

$$\dot{y}_2 = \frac{1}{m^*} [M_0 \sin(\zeta t) - k^* y_1] \quad (5.27b)$$

Die Massen, geometrischen Abmessungen und das Massenträgheitsmoment als Eingangsgrößen des Berechnungsmodells entsprechen den tatsächlichen Werten der Versuchsbandage und sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst. Das vereinfachte Modell lässt eine Berücksichtigung der Bodeneigenschaften nur über den Radius der Setzungmulde R zu; er wird mit $R = 0,7 \text{ m}$ angenommen. Die Erregerfrequenz von $f = 39 \text{ Hz}$ entspricht der Standardeinstellung der Versuchswalze. Für die Erregerkreisfrequenz ζ gilt der bekannte Zusammenhang $\zeta = 2\pi f$. Für die Auswertung der Bewegungsgleichung 5.13 ist somit nur mehr die Amplitude des Oszillationsmomentes M_0 nach Gleichung 4.6 zu berechnen.

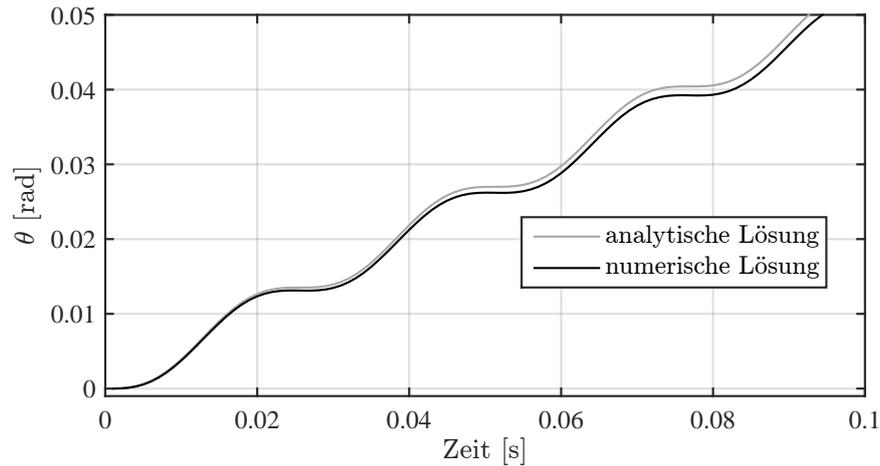


Abbildung 5.5: Detail der ersten 0,1 Sekunden des Vergleiches der analytischen und numerischen Lösungen für den Drehwinkel θ des vereinfachten Modells.

In Abbildung 5.4 werden die analytische Lösung und die numerische Lösung für den Drehwinkel θ des vereinfachten Modells gegenübergestellt. Deutlich erkennbar ist die Eigenkreisfrequenz des ungedämpften Systems (Gleichung 5.16). Dieser Grundschwingung ist eine sinusförmige Antwort auf die Anregung mit $f = 39$ Hz und deutlich kleinerer Amplitude überlagert.

Abbildung 5.5 zeigt ein Detail der ersten 0,1 Sekunden des Vergleiches und die aus den Anfangsbedingungen $\theta(t = 0) = 0$ und $\dot{\theta}(t = 0) = 0$ folgende horizontale Tangente von $\theta(t)$ zum Zeitpunkt $t = 0$.

Eine Abweichung der numerischen Lösung von der analytischen Lösung ist im dargestellten Zeitraum von 30 s in Abbildung 5.6 nicht erkennbar. Auch bei einer detaillierten Betrachtung der Ergebnisse für zwei Erregerperioden (Abbildung 5.6) ist de facto keine Abweichung der beiden Lösungen voneinander feststellbar. Die *Dormand-Prince*-Methode scheint für die behandelte Problemstellung geeignet zu sein und wird deshalb auch im Folgenden für die numerische Lösung des Gesamtmodells herangezogen.

In den experimentellen Untersuchungen wurden zur Beschreibung des Bewegungsverhaltens der Oszillationsbandage unter anderem die horizontalen und vertikalen Beschleunigungen in der Lagerschale der Bandage gemessen. Diesen Messgrößen entsprechen die Beschleunigungen \ddot{x}_M und \ddot{z}_M des mechanischen Modells. Für die Vergleichbarkeit von Messung und Theorie sind die Bewegungsgrößen im Zentrum der Bandage (M) von besonderem Interesse. In Abbildung 5.7 sind die genannten Bewegungsgrößen, wiederum als Vergleich der analytischen und numerischen Lösungen, dargestellt.

Da die Bewegungsgrößen in horizontaler und vertikaler Richtung über geometrische Beziehungen aus dem Drehwinkel θ und seinen zeitlichen Ableitungen errechnet werden, sind auch im Falle der translatorischen Bewegungsgrößen keine Unterschiede zwischen der analytischen Lösung und der numerischen Lösung erkennbar. Die statische Gleichgewichtslage der Bandage in der Setzungsmulde stellt gleichzeitig den Koordinatenursprung dar. Die Bewegungsgrößen sind somit bezüglich der z -Achse symmetrisch. Durch die starre Lagerung

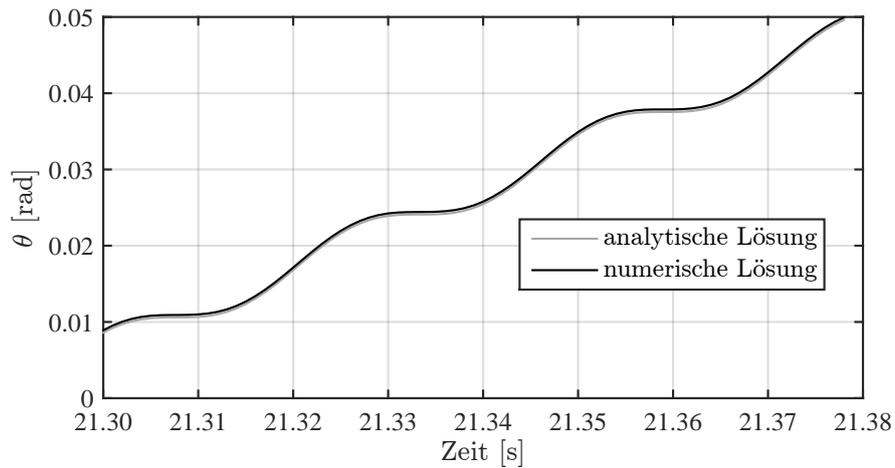
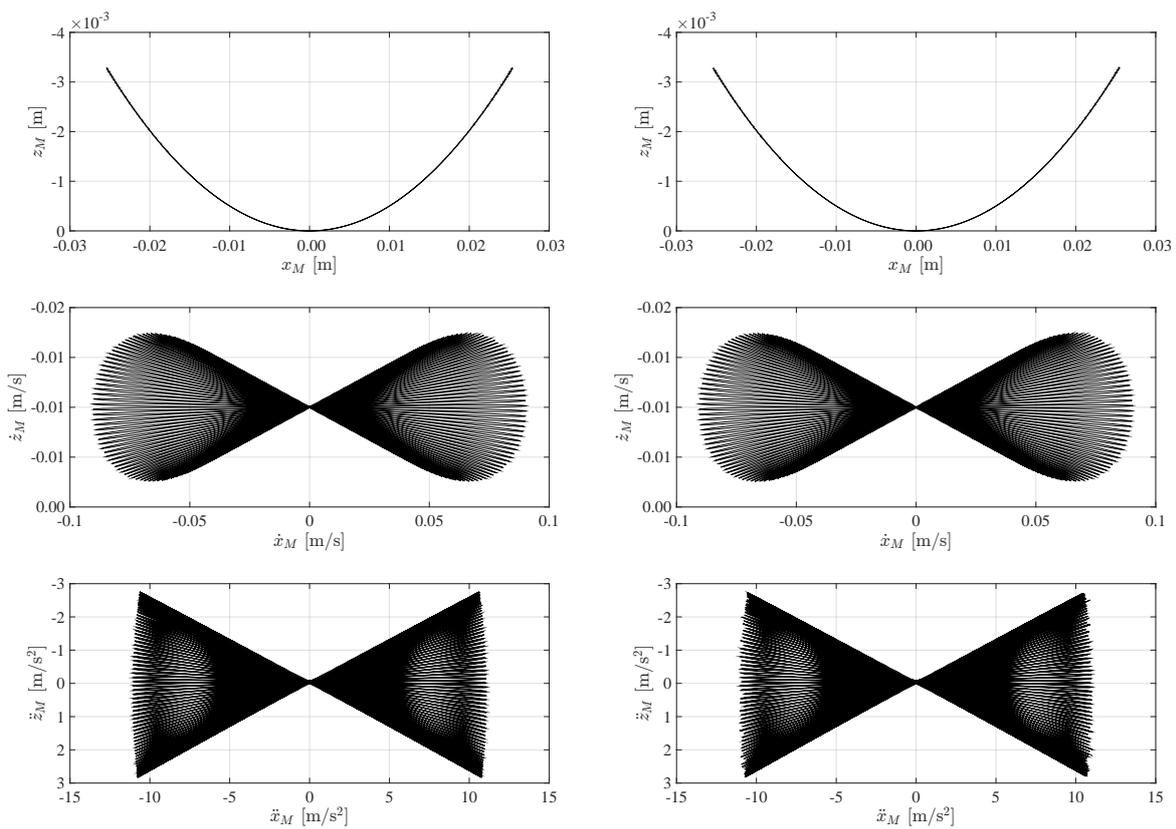


Abbildung 5.6: Detail des Vergleiches der analytischen und numerischen Lösungen für den Drehwinkel θ des vereinfachten Modells für zwei Erregerperioden.



(a) Analytische Lösung.

(b) Numerische Lösung.

Abbildung 5.7: Bewegungsverhalten der Achse (M) einer oszillierenden Bandage nach dem vereinfachten mechanischen Modell gemäß Abbildung 5.3. Schwingwege (x_M, z_M), Schwinggeschwindigkeiten (\dot{x}_M, \dot{z}_M) und Beschleunigungen (\ddot{x}_M, \ddot{z}_M).

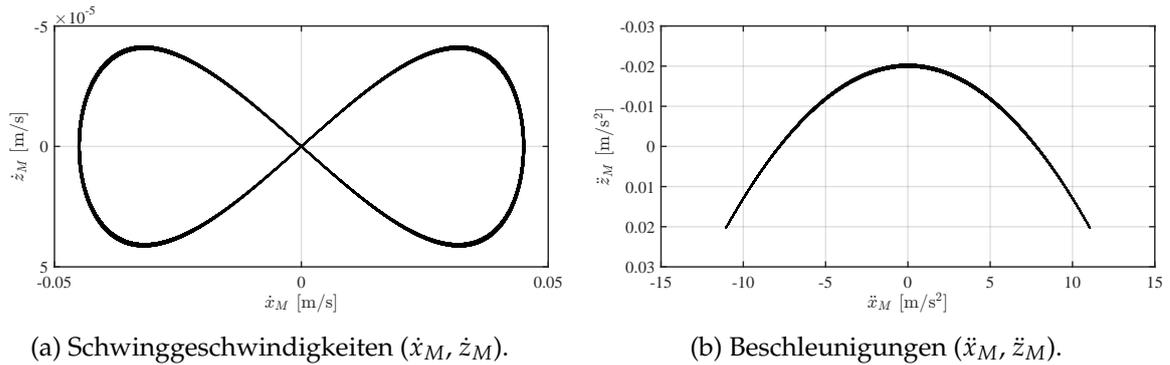


Abbildung 5.8: Bewegungsverhalten der Achse (M) einer oszillierenden Bandage nach dem vereinfachten mechanischen Modell gemäß Abbildung 5.3 im eingeschwungenen Zustand ($\dot{\theta}_p(t)$ und $\ddot{\theta}_p(t)$).

der Setzungsmulde sind, ausgehend von der Nulllage der Bandagenachse, keine positiven Verschiebungen in vertikaler Richtung möglich. Diese Tatsache wird durch Abbildung 5.7 bestätigt. Die Achse der Bandage bewegt sich entlang einer Kreisbahn mit dem Radius $R - r$.

Die Größe der Schwinggeschwindigkeiten (\dot{x}_M, \dot{z}_M) und Beschleunigungen (\ddot{x}_M, \ddot{z}_M) der transienten Schwingung $\theta(t) = \theta_h(t) + \theta_p(t)$ wird von der homogenen Lösung $\theta_h(t)$ dominiert. Das Bewegungsverhalten als Reaktion auf das Oszillationsmoment $M_0 \sin(\zeta t)$ wird anschaulicher, wenn nur der eingeschwungene Zustand ($\theta_p(t)$) betrachtet wird. Die analytische Lösung des eingeschwungenen Zustandes zeigt Abbildung 5.8.

Die Darstellung der Schwinggeschwindigkeiten in Abbildung 5.8a zeigt eine „liegende Acht“. Der Schnittpunkt im Koordinatenursprung wird jeweils am Umkehrpunkt erreicht, wenn die Achse der Bandage ihre maximale Auslenkung erfährt. Am Weg zurück in Richtung Ruhelage erreichen die vertikalen Schwinggeschwindigkeiten (\dot{z}_M) ihr Maximum. An der Position der Ruhelage beträgt die vertikale Schwinggeschwindigkeit abermals Null, während die horizontalen Schwinggeschwindigkeiten (\dot{x}_M) maximal werden. Danach wiederholt sich die beschriebene Bewegung für die entgegengesetzte Richtung der horizontalen Schwinggeschwindigkeiten.

Bei einer maximalen Auslenkung der Bandage in negativ horizontaler Richtung erreichen die horizontalen und vertikalen Beschleunigungen in Abbildung 5.8b ihr positives Maximum. In der Position der Ruhelage ($x_M = z_M = 0$) erreichen die Vertikalbeschleunigungen \ddot{z}_M ihr negatives Maximum, während in horizontaler Richtung $\ddot{x}_M = 0$ gilt.

Während die Horizontalbeschleunigungen der Lagerachse (\ddot{x}_M) im vereinfachten analytischen Modell in ihrer Größenordnung bereits den Messergebnissen des Grundsatzversuches entsprechen, sind die berechneten Vertikalbeschleunigungen (\ddot{z}_M) um mehr als zwei Zehnerpotenzen geringer als im Zuge der experimentellen Untersuchungen gemessen (vergleiche Abbildung 5.8b mit Abbildung 4.21). Die Modellierung des Bodens als starre Setzungsmulde ist somit nicht geeignet, um das Bewegungsverhalten der Bandage geeignet abzubilden. Diese Erkenntnis ist keineswegs überraschend, vielmehr ist die wesentliche Beeinflussung des Bewegungsverhaltens der Bandage durch die Eigenschaften des Bodens die Grundlage der flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle. Die Eigenschaften

des Bodens sind somit zumindest über entsprechende Steifigkeiten und Dämpfungswerte in die Berechnung miteinzubeziehen. Im folgenden Abschnitt 5.2.4 wird deshalb das komplexe Interaktionsmodell gemäß Abbildung 5.2 untersucht.

5.2.4 Bewegungsgleichungen des komplexen Bandage-Boden Interaktionsmodells

Als die drei Lagekoordinaten des komplexen Interaktionsmodells gemäß Abbildung 5.2 werden der Drehwinkel θ sowie die horizontalen und vertikalen Verschiebungen x_A und z_A des Auflagerpunktes A der Setzungsmulde gewählt. Die Lösung des zugehörigen Systems aus drei gekoppelten, nichtlinearen, inhomogenen Differentialgleichungen ist analytisch nur aufwändig lösbar. Es wird deshalb eine semi-analytische Vorgangsweise gewählt, bei der aus den gewöhnlichen Bewegungsgleichungen zweiter Ordnung ein Gleichungssystem für die Lösung mittels *Dormand-Prince* Methode aufgestellt wird, welches dann numerisch gelöst wird.

Die Ermittlung der drei Bewegungsgleichungen erfolgt mit Hilfe der Form der *Lagrange*-schen Gleichungen gemäß Gleichung 4.3, wobei $n = 3$ und $q_1 = \theta$, $q_2 = x_A$, $q_3 = z_A$ ist. Für die kinetische Energie des Interaktionsmodells behält Gleichung 5.6 ihre Gültigkeit. Durch die Beweglichkeit der Setzungsmulde erweitert sich allerdings der Ausdruck für das Quadrat der Geschwindigkeit v_M^2 zu

$$v_M^2 = (\dot{x}_A + \dot{x}_M)^2 + (\dot{z}_A + \dot{z}_M)^2 \quad (5.28)$$

Einsetzen von Gleichung 5.28 in Gleichung 4.3 liefert unter Berücksichtigung der geometrischen Beziehungen 5.4 und 5.5 den Ausdruck für die kinetische Energie T :

$$\begin{aligned} T = \frac{1}{2} I \dot{\theta}^2 + \frac{1}{2} m \left[\dot{x}_A^2 + 2(R-r) \cos\left(\frac{r\theta}{R}\right) \frac{r}{R} \dot{x}_A \dot{\theta} + (R-r)^2 \frac{r^2}{R^2} \dot{\theta}^2 + \right. \\ \left. + \dot{z}_A^2 - 2(R-r) \sin\left(\frac{r\theta}{R}\right) \frac{r}{R} \dot{z}_A \dot{\theta} \right] + \frac{1}{2} \Delta m \dot{z}_A^2 \end{aligned} \quad (5.29)$$

Der letzte Term in Gleichung 5.29 resultiert aus der mitschwingenden Bodenmasse Δm (siehe auch Abbildung 5.2). Auf die Hintergründe und die Bestimmung der Größe der mitschwingenden Bodenmasse wird im Abschnitt 5.2.5 im Detail eingegangen.

Für die generalisierten Kräfte Q_i aus den nicht konservativen Kräften des Systems in Gleichung 4.3 gilt:

$$\begin{aligned} \sum_{i=1}^3 Q_i \delta q_i &= Q_\theta \delta \theta + Q_{x_A} \delta x_A + Q_{z_A} \delta z_A = \\ &= -F_{Dx} \delta x_A - F_{Dz} \delta z_A = \\ &= -c_H \dot{x}_A \delta x_A - c_V \dot{z}_A \delta z_A \end{aligned} \quad (5.30)$$

Aus dem Vergleich der Koeffizienten folgt

$$\delta_\theta : Q_\theta = 0 \quad (5.31a)$$

$$\delta_{x_A} : Q_{x_A} = -c_H \dot{x}_A \quad (5.31b)$$

$$\delta_{z_A} : Q_{z_A} = -c_V \dot{z}_A \quad (5.31c)$$

In der potentiellen Energie V fließen die horizontale und vertikale Federsteifigkeit des Bodens sowie über das Potential der äußeren Kräfte die Gewichtskraft, die Achslast F_z des Rahmens der Walze und das Oszillationsmoment ein:

$$V = \frac{1}{2}k_H x_A^2 + \frac{1}{2}k_V z_A^2 + mg(-z_A + |z_M|) - F_z(t) - M_0(t)\theta \quad (5.32)$$

F_z wirkt im Zentrum der Bandage (M) in Richtung der positiven z -Achse und beträgt im Falle der untersuchten *HAMM HD⁺ 90 VO* Walze $F_z = 27,066$ kN. Differenzieren der Energieausdrücke T und V gemäß der Vorschriften der *Lagrangeschen* Gleichungen, Gleichung 4.3, und Berücksichtigung der generalisierten Kräfte Q_i liefert mit $q_1 = \theta$, $q_2 = x_A$ und $q_3 = z_A$ die gekoppelten Bewegungsgleichungen des gedämpften Interaktionssystems:

$$m \ddot{x}_A + \frac{mr(R-r)}{R} \cos\left(\frac{r\theta}{R}\right) \ddot{\theta} - \frac{mr^2(R-r)}{R^2} \sin\left(\frac{r\theta}{R}\right) \dot{\theta}^2 + \quad (5.33a)$$

$$+ k_H x_A + c_H \dot{x}_A = 0$$

$$(m + \Delta m) \ddot{z}_A - \frac{mr(R-r)}{R} \sin\left(\frac{r\theta}{R}\right) \ddot{\theta} - \quad (5.33b)$$

$$- \frac{mr^2(R-r)}{R^2} \cos\left(\frac{r\theta}{R}\right) \dot{\theta}^2 + k_V z_A - mg + c_V \dot{z}_A = F_z$$

$$\left[I + \frac{mr^2(R-r)^2}{R^2} \right] \ddot{\theta} + \frac{mr(R-r)}{R} \cos\left(\frac{r\theta}{R}\right) \ddot{x}_A - \quad (5.33c)$$

$$- \frac{mr(R-r)}{R} \sin\left(\frac{r\theta}{R}\right) \ddot{z}_A + mg(R-r) \sin\left(\frac{r\theta}{R}\right) \frac{r}{R} = M_0 \sin(\xi t)$$

Die im Vergleich zu den geometrischen Abmessungen der Bandage, sehr kleine Schwingungsamplitude der Oszillationsbandage rechtfertigt auch im Gesamtmodell eine Linearisierung ($\sin \theta \approx \theta$ und $\cos \theta \approx 1$), wodurch die Bewegungsgleichungen vereinfacht werden können:

$$m \ddot{x}_A + \frac{mr(R-r)}{R} \ddot{\theta} - \frac{mr^2(R-r)}{R^2} \frac{r}{R} \dot{\theta}^2 + k_H x_A + c_H \dot{x}_A = 0 \quad (5.34a)$$

$$(m + \Delta m) \ddot{z}_A - \frac{mr(R-r)}{R} \frac{r}{R} \ddot{\theta} - \frac{mr^2(R-r)}{R^2} \dot{\theta}^2 + k_V z_A - mg + \quad (5.34b)$$

$$+ c_V \dot{z}_A = F_z$$

$$\left[I + \frac{mr^2(R-r)^2}{R^2} \right] \ddot{\theta} + \frac{mr(R-r)}{R} \ddot{x}_A - \frac{m r^2 (R-r)}{R^2} \ddot{z}_A \theta + \quad (5.34c)$$

$$+ mg(R-r) \frac{r^2}{R^2} \theta = M_0 \sin(\zeta t)$$

Aus Gründen der Übersichtlichkeit ist es zweckmäßig, einige Koeffizienten zusammenzufassen:

$$K_1 = \frac{m r (R-r)}{R} \quad (5.35a)$$

$$K_2 = \frac{m r^2 (R-r)}{R^2} \frac{r}{R} \quad (5.35b)$$

$$K_3 = I + \frac{m r^2 (R-r)^2}{R^2} \quad (5.35c)$$

$$K_4 = mg(R-r) \frac{r^2}{R^2} \quad (5.35d)$$

Für die zweiten Ableitungen der drei Lagekoordinaten nach der Zeit kann dann geschrieben werden:

$$\ddot{x}_A = \frac{1}{m} (K_2 \dot{\theta}^2 \theta - K_1 \ddot{\theta} - k_H x_A - c_H \dot{x}_A) \quad (5.36a)$$

$$\ddot{z}_A = \frac{1}{m + \Delta m} (K_2 \ddot{\theta} \theta + K_2 \dot{\theta}^2 - k_V z_A - c_V \dot{z}_A + mg + F_z) \quad (5.36b)$$

$$\ddot{\theta} = \frac{1}{K_3} (K_2 \ddot{z}_A \theta - K_1 \ddot{x}_A - K_4 \theta + M_0 \sin(\zeta t)) \quad (5.36c)$$

Um die Bewegungsgleichungen 5.36 mit der *Dormand-Prince*-Methode lösen zu können, muss das Gleichungssystem zweiter Ordnung durch geeignete Substitution in ein System von Gleichungen erster Ordnung übergeführt werden. Für die drei Lagekoordinaten und deren erste und zweite Ableitungen nach der Zeit wird substituiert:

$$\begin{array}{lll} x_A = y_1 & \dot{x}_A = \dot{y}_1 = y_2 & \ddot{x}_A = \dot{y}_2 \\ z_A = y_3 & \dot{z}_A = \dot{y}_3 = y_4 & \ddot{z}_A = \dot{y}_4 \\ \theta = y_5 & \dot{\theta} = \dot{y}_5 = y_6 & \ddot{\theta} = \dot{y}_6 \end{array}$$

Nach einigem Umformen erhält man schließlich ein System aus sechs gekoppelten Differentialgleichungen erster Ordnung (Gleichungen 5.38), wobei ein zusätzlicher Koeffizient

eingeführt wird:

$$C_1 = \frac{1}{1 - \frac{K_1^2}{K_3 m}} \quad (5.37)$$

$$\dot{y}_1 = y_2 \quad (5.38a)$$

$$\begin{aligned} \dot{y}_2 = & \frac{K_3(m + \Delta m) - K_2^2 y_5^2}{mK_3(m + \Delta m) - K_2^2 m y_5^2 - K_1^2(m + \Delta m)} \left[K_2 y_5 y_6^2 - \right. \\ & - \frac{K_1 K_2^2}{K_3(m + \Delta m) - K_2^2 y_5^2} y_5 y_6^2 + \frac{K_1 K_2 k_V}{K_3(m + \Delta m) - K_2^2 y_5^2} y_3 y_5 - \\ & - \frac{K_1 K_2 m g}{K_3(m + \Delta m) - K_2^2 y_5^2} + \frac{K_1 K_4(m + \Delta m)}{K_3(m + \Delta m) - K_2^2 y_5^2} y_5 - \\ & - \frac{K_1 M_0(m + \Delta m)}{K_3(m + \Delta m) - K_2^2 y_5^2} \sin(\xi t) - k_H y_1 - \frac{K_1 K_2 F_z}{K_3(m + \Delta m) - K_2^2 y_5^2} - \\ & \left. - c_H y_2 + \frac{K_1 K_2 c_V}{K_3(m + \Delta m) - K_2^2 y_5^2} y_4 y_5 \right] \end{aligned} \quad (5.38b)$$

$$\dot{y}_3 = y_4 \quad (5.38c)$$

$$\begin{aligned} \dot{y}_4 = & \frac{1}{m + \Delta m - \frac{C_1 K_2^2}{K_3} y_5^2} \left[-\frac{C_1 K_1 K_2^2}{K_3 m} y_5^2 y_6^2 + \frac{C_1 K_1 K_2 k_H}{K_3 m} y_1 y_5 - \frac{C_1 K_2 K_4}{K_3} y_5^2 + \right. \\ & \left. + \frac{C_1 K_2 M_0}{K_3} \sin(\xi t) y_5 + K_2 y_6^2 - k_V y_3 + \frac{C_1 K_1 K_2 c_H}{K_3 m} y_2 y_5 - c_V y_4 + m g + \frac{F_z}{m + \Delta m} \right] \end{aligned} \quad (5.38d)$$

$$\dot{y}_5 = y_6 \quad (5.38e)$$

$$\begin{aligned} \dot{y}_6 = & \frac{1}{K_3 - \frac{K_2^2}{m + \Delta m} y_5^2 - \frac{K_1^2}{m}} \left[\frac{K_2^2}{m + \Delta m} y_5 y_6^2 - \frac{K_2 k_V}{m + \Delta m} y_3 y_5 + \right. \\ & + \frac{K_2 m g}{m + \Delta m} y_5 - \frac{K_1 K_2}{m} y_5^2 y_6^2 + \frac{K_1 k_H}{m} y_1 + \\ & \left. + \frac{K_1 c_H}{m} y_2 - \frac{K_2 k_V}{m + \Delta m} y_4 y_5 - K_4 y_5 + M_0 \sin(\xi t) + \frac{K_2 F_z}{m + \Delta m} y_5 \right] \end{aligned} \quad (5.38f)$$

Das Gleichungssystem zur Untersuchung des Bewegungsverhaltens der Oszillationsbandage ist somit vollständig. Die Maschinenparameter wurden bereits für das vereinfachte Modell verwendet und sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst. Die Reaktion des Bodens auf

die statischen und dynamischen Einwirkungen der Walze wird durch die Federsteifigkeiten k_H und k_V , die Dämpfungsparameter c_H und c_V und die mitschwingende Bodenmasse Δm modelliert. Die Parameter folgen aus dem Konusmodell nach *Wolf*, welches im folgenden Abschnitt behandelt wird.

5.2.5 Konusmodell nach *Wolf*

5.2.5.1 Allgemeines

An das verwendete Bodenmodell zur Untersuchung des Bewegungsverhaltens der Oszillationsbandage wird die Forderung gestellt, einerseits möglichst einfach zu sein, um mit geringem Rechenaufwand zu Ergebnissen zu kommen und andererseits alle physikalisch wesentlichen Phänomene für die Interaktion des Untergrundes mit der Bandage zu berücksichtigen. Dazu zählen die bei der Verdichtung in jedem Fall auftretende Plastizität sowie die Materialdämpfung des Bodens.

Schneider [105] hat in seiner Diplomarbeit zur dynamischen Verdichtungskontrolle im Erd- und Straßenbau einen Einmassenschwinger zur Beschreibung des Bodens verwendet. Er schlägt zunächst vor, die Ersatzmasse und Ersatzfedersteifigkeit des Bodens aus der elastischen Einsenkung zufolge der Eindrückung der Bandage in den Untergrund zu berechnen, wählt die Parameter aber später willkürlich, um Parameterstudien und Sensitivitätsanalysen des Interaktionssystems Walze-Boden durchzuführen. Bemerkenswert ist, dass *Schneider* bereits 1986 in seiner Arbeit das Kontaktproblem erkannt und berücksichtigt hat, während spätere Publikationen dieses wieder vernachlässigt haben [88].

Pietzsch und *Poppy* [88] verwenden in ihrer Simulation der Bodenverdichtung mit Vibrationswalzen ein aufwendiges Modell, bestehend aus einer Bodenmasse, einer Zusatzmasse und verschiedenen elastischen und plastischen Federn und Dämpfern zur Beschreibung des Bodens. Plastizität und Materialdämpfung können so berücksichtigt werden. Die Autoren bemängeln aber selbst, dass zwischen den Parametern ihres Bodenmodells und tatsächlichen Bodeneigenschaften keine direkten mathematischen Beziehungen stehen. Vielmehr werden die Parameter aus der Gegenüberstellung von Systemeigenschaften und Messungen iterativ bestimmt.

Grabe [42] teilt den Untergrund für die Simulation einer Vibrationsbandage in einen plastifizierten Kontaktbereich direkt unterhalb der Bandage und einen elastischen Bereich auf. Damit wird vorausgesetzt, dass bleibende Verformungen auf den Kontaktbereich beschränkt sind. Dem plastischen Kontaktbereich werden unterschiedliche Be- und Entlastungssteifigkeiten zugewiesen, wobei ihr Verhältnis aus den Be- und Entlastungsästen im Last-Verformungs-Diagramm eines statischen Lastplattenversuches abgeschätzt wird. Für die Abschätzung der Belastungssteifigkeit wählt *Grabe* zunächst zwei Ansätze, ein grundbruchartiges Eindringen der Bandage in den Untergrund und einen Ansatz mit Hilfe der Elastizitätstheorie auf der Basis der Überlegungen von *Hertz* [52] und *Timoshenko* und *Goodier* [119]. Darüber hinaus stellt *Grabe* einen Algorithmus zur Rückrechnung der Bodenparameter aus einem bestimmten Bewegungsverhalten der Vibrationswalze vor.

Den genannten Ansätzen ist gemein, dass die Modellparameter zur Beschreibung des

Bodens nicht oder nicht direkt mit bodenphysikalischen Kenngrößen zusammenhängen. Eine elegante Methode zur Berücksichtigung des Bodens ist die Betrachtung nur desjenigen Anteils des Bodens, der tatsächlich einen maßgeblichen Einfluss auf das Bewegungsverhalten der Bandage ausübt. So sind signifikante, aber physikalisch begründbare Vereinfachungen möglich. Aufbauend auf den Arbeiten von *Ehlers* [32] verfolgte *Holzlöhner* [53] erstmals diesen Gedanken und modellierte den Boden als Kegelstumpf. Es folgten Weiterentwicklungen und Veröffentlichungen, insbesondere von *Meek* und *Wolf* [79, 80]. In [123] sind die umfangreichen Untersuchungen von *Wolf* zusammengefasst. Das Modell hat sich bereits in den Arbeiten von *Adam* [9] und *Kopf* [59] für die Modellierung der Interaktion der Bandage einer dynamischen Walze mit dem Untergrund bewährt und soll auch im Folgenden für die Beschreibung des Bodens herangezogen werden. Die Ausführungen basieren dabei im Wesentlichen auf dem Buch von *Wolf* [123].

5.2.5.2 Aufbau des Konusmodells

Das durch die Interaktion mit der Bandage beeinflusste Teilgebiet des Bodens wird als Kegelstumpf modelliert. Dieser ist nach unten hin unbegrenzt und nach oben hin durch eine Deckfläche A_0 mit dem Radius r_0 begrenzt. Für jeden Freiheitsgrad ist ein entsprechender Konus zu definieren. Im behandelten Fall der Interaktion einer Oszillationsbandage mit dem Untergrund sind das die translatorischen Bewegungen in horizontaler (x) und vertikaler (z) Richtung. Die folgenden Herleitungen und Ausführungen für den statischen und den dynamischen Fall des vertikalen bzw. horizontalen Konus basieren auf der Arbeit von *Wolf* [123].

Der Lasteintragungsbereich der Bandage hängt wesentlich von den Bodeneigenschaften und dem Verdichtungszustand ab, ist aber in erster Näherung jedenfalls rechteckig. Während die Länge der Kontaktfläche ($= 2b_0$) der Breite der Bandage entspricht und im Zuge der Verdichtung weitgehend unverändert bleibt, ist die Aufstandsbreite ($= 2a_0$) den genannten Einflüssen unterworfen und nimmt mit steigender Bodensteifigkeit ab. Für translatorische Bewegungen, wie in diesem Fall vorherrschend, ist die rechteckige Lasteintragungsfläche in einen flächengleichen Kreis umzurechnen, für dessen Radius r_0 gilt:

$$r_0 = \sqrt{\frac{4a_0 b_0}{\pi}} \quad (5.39)$$

Der resultierende Konus wird schließlich im Sinne der Stabtheorie als halibunendlicher Stab mit veränderlichem Querschnitt behandelt.

Während die Lasteintragungsfläche A_0 für beide Bewegungsrichtungen gleich ist, unterscheidet sich die Spitzenöffnung des Konus für die horizontale und vertikale Bewegung. Sie wird ausgedrückt als Steigung der Erzeugenden z_0/r_0 und aus dem Vergleich der Steifigkeit des Konus K mit der Steifigkeit eines Rechteckes K_R auf dem elastisch isotropen Halbraum ermittelt.

In Abbildung 5.10a ist das Konusmodell für den Fall vertikaler Bewegungen dargestellt. Darin beschreibt u Verschiebungen in Richtung der Achse des Konus und N die Kräfte in

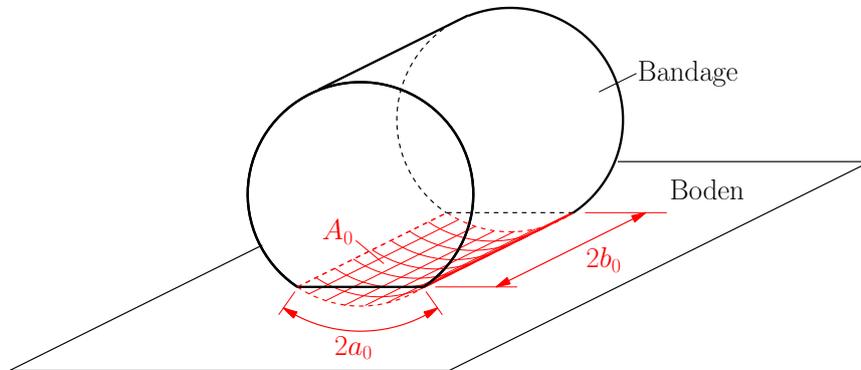
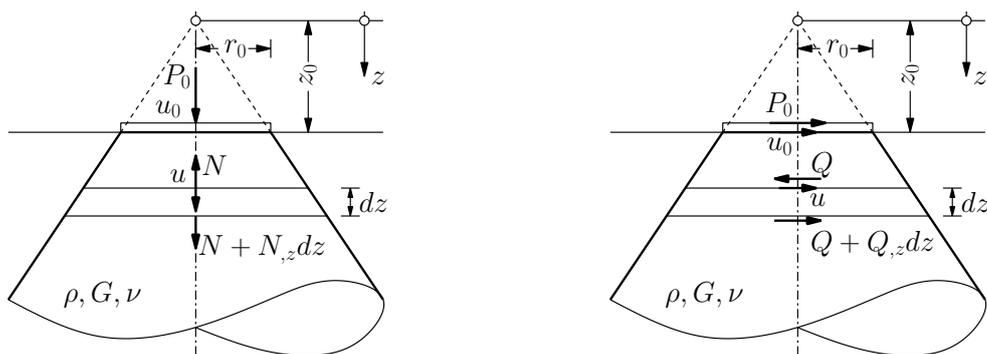


Abbildung 5.9: Geometrie des Lasteintragungsbereiches.



(a) Konusmodell für Vertikalbewegungen.

(b) Konusmodell für Horizontalbewegungen.

Abbildung 5.10: Translatorisches Konusmodell nach Wolf [123] zur näherungsweisen Beschreibung des elastisch isotropen Halbraumes.

dieser Richtung. Durch Formulierung des statischen Gleichgewichtes an einem infinitesimalen Element

$$-N + N + N_{,z} dz = 0 \quad (5.40)$$

unter Berücksichtigung der Fläche A in einer beliebigen Tiefe z

$$A = \frac{z^2}{z_0^2} A_0 \quad (5.41)$$

und Einsetzen der Kraft-Verformungsbeziehung in Form des Steifemoduls E_s

$$N = E_s A u_{,z} \quad (5.42)$$

erhält man folgende Differentialgleichung zweiter Ordnung:

$$u_{,zz} + \frac{2}{z} u_{,z} = 0 \quad (5.43)$$

deren Lösung unter Berücksichtigung der Randbedingungen $u(z = z_0) = u_0$ und $u(z = \infty) = 0$ geschrieben werden kann als

$$u = \frac{z_0}{z} u_0 \quad (5.44)$$

An der freien Oberfläche gilt

$$P_0 = -N(z = z_0) = -E_s A_0 u_{0,z} \quad (5.45)$$

bzw. unter Einbeziehung der Lösung 5.44 [123]

$$P_0 = \frac{E_s A_0}{z_0} u_0 \quad (5.46)$$

Damit gilt für die statische Steifigkeit K des Konus in vertikaler Richtung [123]

$$K = \frac{E_s A_0}{z_0} \quad (5.47)$$

Unter Verwendung der Wellenausbreitungsgeschwindigkeit c_a kann Gleichung 5.47 auch allgemeiner geschrieben werden als [123]

$$K = \frac{\rho c_a^2 A_0}{z_0} \quad (5.48)$$

wobei für Vertikalbewegungen für c_a die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Primär- bzw. Kompressionswellen c_p und für Horizontalbewegungen (Konusmodell für Horizontalbewegungen in Abbildung 5.10b) die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Sekundär- bzw. Scherwellen c_s einzusetzen ist [123]. Die beiden Wellenausbreitungsgeschwindigkeiten hängen mit dem Steifemodul E_s und der Querdehnzahl ν über folgende Beziehungen zusammen

[123]:

$$c_p = \sqrt{\frac{E_s}{\rho}} \quad (5.49a)$$

$$c_s = \sqrt{\frac{E_s}{2\rho} \frac{1-2\nu}{1-\nu}} \quad (5.49b)$$

5.2.5.3 Verhalten unter dynamischer Anregung

Für die dynamische Anregung durch eine Walze ist selbstverständlich nicht die statische Lösung relevant, sondern das Verhalten des Konusmodells unter dynamischer Anregung. Wolf [123] liefert auch für diesen Fall ein geeignetes Modell.

Anwendung des Schwerpunktsatzes in z -Richtung liefert:

$$-N + N + N_{,z} dz = \rho A_0 dz \ddot{u} \quad (5.50)$$

Die Kraft-Verformungsbeziehung 5.42 führt auf die eindimensionale Wellengleichung

$$(zu)_{,zz} - \frac{(z\ddot{u})}{c_a^2} = 0 \quad (5.51)$$

Unter Berücksichtigung derselben Randbedingungen wie im statischen Fall folgt die Lösung [123]

$$u = \frac{z_0}{z^2} u_0 \left(t - \frac{z - z_0}{c_a} \right) \quad (5.52)$$

Mit der Kraft-Verformungsbeziehung aus Gleichung 5.45 folgt für die freie Oberfläche [123]:

$$P_0 = \frac{\rho c_a^2 A_0}{z_0} u_0 + \rho c_a A_0 \dot{u}_0 \quad (5.53)$$

Aus dem Koeffizientenvergleich mit der allgemeinen Form

$$P_0 = K u_0 + C \dot{u}_0 \quad (5.54)$$

folgen die Koeffizienten der Steifigkeit und der Dämpfung [123]:

$$K = \frac{\rho c_a^2 A_0}{z_0} \quad (5.55a)$$

$$C = \rho c_a A_0 \quad (5.55b)$$

Abhängig von der Bewegungsrichtung ist für c_a die Ausbreitungsgeschwindigkeit der Kompressionswellen (Konusmodell für Vertikalbewegungen in Abbildung 5.10a) c_p oder der Scherwellen (Konusmodell für Horizontalbewegungen in Abbildung 5.10b) c_s einzusetzen.

5.2.5.4 Kompressible und beinahe inkompressible Böden

Im Falle von Horizontalbewegungen treten Scherwellen auf, für die Berechnung der Steifigkeits- und Dämpfungskoeffizienten wird demnach in Gleichung 5.55 die Scherwellengeschwindigkeit c_s eingesetzt, welche für jede mögliche Querdehnzahl ($0 \leq \nu \leq 0,5$) begrenzt ist (siehe Gleichung 5.49b).

Bei Bewegungen in vertikaler Richtung dominieren die Kompressionswellen für kleine bis mittlere ν , was kompressiblen Böden entspricht. Geht die Querdehnzahl ν gegen 0,5 (beinahe inkompressible Böden), steigt die Kompressionswellengeschwindigkeit stark an und strebt gegen Unendlich. Die geometrische Dämpfung C wird dadurch stark überschätzt. Dies ist keine Besonderheit des Konusmodells, auch die exakte Lösung zeigt dieses Verhalten.

Wolf zeigt in seinen Untersuchungen [123], dass die geometrische Dämpfung bei hochdynamischer Anregung unter Ansatz der zweifachen Scherwellengeschwindigkeit sowohl für $\nu = 1/3$ als auch $\nu = 1/2$ asymptotisch gegen den korrekten Wert der Dämpfung strebt. Er schlägt deshalb vor, für die vertikale Anregung beinahe inkompressibler Böden die zweifache Scherwellengeschwindigkeit anstatt der Kompressionswellengeschwindigkeit anzusetzen und zusätzlich aufgrund der geringen Zusammendrückbarkeit eine mitschwingende Bodenmasse Δm zu berücksichtigen, die mit steigendem ν linear wächst. Es werden somit zwei Arten von Böden unterschieden:

- kompressible Böden $\nu \leq \frac{1}{3}$ $c_a = c_p$ $\Delta m = 0$ (5.56a)

- inkompressible Böden $\frac{1}{3} \leq \nu \leq \frac{1}{2}$ $c_a = 2c_s$ $\Delta m = 2,4\pi \left(\nu - \frac{1}{3} \right) \rho r_0^3$ (5.56b)

Kompressible Böden sind beispielsweise nichtbindige, kohäsionslose Böden (Sande, Kiese). In den meisten Fällen der dynamischen Walzenverdichtung werden derartige Böden verdichtet, weshalb ihnen auch im Folgenden entsprechende Aufmerksamkeit zuteil wird. Feinkörnige, bindige Böden (Tone, Schluffe) sind hingegen beinahe inkompressibel, insbesondere bei Wassersättigung.

Eine Berücksichtigung der Energieabstrahlung in Form von Oberflächenwellen (*Rayleigh*-Wellen), welche einen Großteil des Energietransportes ermöglichen [98], ist mit dem Konus-Modell nicht möglich. Mit dem vorgestellten semi-analytischen Modell wird lediglich die Reaktion des Bodens im unmittelbaren Nahfeld der Bandage betrachtet. Insbesondere bei hochfrequenter Anregung ist der Energietransport durch Oberflächenwellen vernachlässigbar [9].

Wie bereits erwähnt, wird die Spitzenöffnung des Konusmodells aus dem Vergleich der Steifigkeit des Konus K mit der Steifigkeit eines Rechteckes K_R auf dem elastisch isotropen Halbraum ermittelt. Für Bewegungen in vertikaler Richtung gilt [87]:

$$K_R = \frac{G b_0}{1 - \nu} \left[3,1 \left(\frac{a_0}{b_0} \right)^{0,75} + 1,6 \right] \quad (5.57)$$

Damit folgt durch Gleichsetzen mit der Steifigkeit des Konus K (Gleichung 5.55a) unter Berücksichtigung von Gleichung 5.49a und im Falle der inkompressiblen Böden zusätzlich Gleichung 5.56b, die Spitzenhöhe z_0 des vertikalen Konusmodells für kompressible (5.58a) und inkompressible (5.58b) Böden.

$$z_0 = 8a_0 \frac{(1-\nu)^2}{1-2\nu} \left[3,1 \left(\frac{a_0}{b_0} \right)^{0,75} + 1,6 \right]^{-1} \quad (5.58a)$$

$$z_0 = 16a_0(1-\nu) \left[3,1 \left(\frac{a_0}{b_0} \right)^{0,75} + 1,6 \right]^{-1} \quad (5.58b)$$

In den Gleichungen 5.58 wurde zudem der folgende allgemein gültige Zusammenhang zwischen Steifemodul E_s und Schubmodul G [98]

$$E_s = 2G \frac{1-\nu}{1-2\nu} \quad (5.59)$$

genutzt. Für Bewegungen in horizontaler Richtung gilt für die Steifigkeit eines Rechtecks auf dem elastisch, isotropen Halbraum näherungsweise [87]:

$$K_R = \frac{G b_0}{2-\nu} \left[6,8 \left(\frac{a_0}{b_0} \right)^{0,65} + 0,81 \frac{a_0}{b_0} + 1,6 \right] \quad (5.60)$$

Wiederum durch Gleichsetzen mit der Steifigkeit des Konus K (Gleichung 5.55a) und Berücksichtigung von Gleichung 5.49b sowie Gleichung 5.59 folgt die Spitzenhöhe z_0 des horizontalen Konusmodells,

$$z_0 = 4a_0(2-\nu) \left[6,8 \left(\frac{a_0}{b_0} \right)^{0,65} + 0,81 \frac{a_0}{b_0} + 1,6 \right]^{-1} \quad (5.61)$$

5.2.5.5 Konusmodell für den homogenen elastischen Boden

Für die Untersuchungen mit dem semi-analytischen Gesamtmodell werden die Formulierungen des Konusmodells im Zeitbereich angegeben [123] und in die Steifigkeits- und Dämpfungsparameter des Gesamtmodells übergeführt.

Allgemein gilt für die Verschiebungskomponente u_0 an der Deckfläche des Konusmodells die Bewegungsgleichung:

$$\Delta m \ddot{u}_0(t) + C \dot{u}_0(t) + K u_0(t) = P_0(t) \quad (5.62)$$

Darin steht die Steifigkeit K für die Federsteifigkeiten in horizontaler bzw. vertikaler Richtung im Gesamtmodell (k_H, k_V). Die viskose Dämpfungszahl C entspricht den Parametern c_H und c_V des Gesamtmodells.

Für die Vertikalbewegung kompressibler Böden ($\nu \leq 1/3$) entspricht die Federsteifigkeit dem Ausdruck der Gleichung 5.57. Den Dämpfungsparameter c_V erhält man durch Einset-

zen von Gleichung 5.49a in Gleichung 5.55b. Die mitschwingende Bodenmasse ist im Falle kompressibler Böden vernachlässigbar [123]. Zusammenfassend ergeben sich die Bodenparameter des Konusmodells für kompressible Böden zu:

$$k_V = \frac{G b_0}{1 - \nu} \left[3,1 \left(\frac{a_0}{b_0} \right)^{0,75} + 1,6 \right] \quad (5.63a)$$

$$c_V = 4 \sqrt{2\rho G \frac{1 - \nu}{1 - 2\nu}} a_0 b_0 \quad (5.63b)$$

Im Falle einer Vertikalbewegung beinahe inkompressibler Böden ($1/3 \leq \nu \leq 1/2$) ändert sich an der Federsteifigkeit k_V nichts. In Gleichung 5.55b ist allerdings die doppelte Scherwellengeschwindigkeit c_s gemäß Gleichung 5.49b einzusetzen. Darüber hinaus ist die mitschwingende Bodenmasse aus Gleichung 5.56b zu berücksichtigen. Für beinahe inkompressible Böden gilt somit:

$$k_V = \frac{G b_0}{1 - \nu} \left[3,1 \left(\frac{a_0}{b_0} \right)^{0,75} + 1,6 \right] \quad (5.64a)$$

$$c_V = 8 \sqrt{\rho G} a_0 b_0 \quad (5.64b)$$

$$\Delta m = 2,4\pi \left(\nu - \frac{1}{3} \right) \rho \left(\frac{4a_0 b_0}{\pi} \right)^{\frac{3}{2}} \quad (5.64c)$$

Das Verhalten kompressibler und beinahe inkompressibler Böden ist für horizontale Bewegungen gleich. Die horizontale Federsteifigkeit k_H entspricht der Steifigkeit des Rechtecks in Gleichung 5.60. Durch Einsetzen der Scherwellengeschwindigkeit c_s aus Gleichung 5.49b in Gleichung 5.55b folgt der horizontale Dämpfungsparameter c_H . Die mitschwingende Bodenmasse ist vernachlässigbar [123]. Für Horizontalbewegungen ergeben sich somit folgende Bodenparameter aus dem Konusmodell:

$$k_H = \frac{G b_0}{2 - \nu} \left[6,8 \left(\frac{a_0}{b_0} \right)^{0,65} + 0,81 \frac{a_0}{b_0} + 1,6 \right] \quad (5.65a)$$

$$c_H = 4 \sqrt{\rho G} a_0 b_0 \quad (5.65b)$$

5.2.5.6 Der Lasteintragungsbereich als wesentlicher Eingangsparameter des Konusmodells

Die Steifigkeits- und Dämpfungsparameter aus dem Konusmodell (Gleichungen 5.63, 5.64 und 5.65) hängen erwartungsgemäß von den elastischen Parametern des Bodens ab. In der

gewählten Formulierung sind das die Dichte ρ , die Querdehnzahl ν und der Schubmodul G . Darüber hinaus spielt aber auch die Größe des rechteckigen Lasteintragungsbereiches eine entscheidende Rolle. In erster Näherung kann angenommen werden, dass die Bandage einer Oszillationswalze unabhängig von der Bodensteifigkeit über die gesamte Bandagenbreite im Kontakt mit dem Untergrund steht. Damit entspricht die geometrische Abmessung b_0 des Lasteintragungsbereiches der halben Bandagenbreite.

Wesentlich komplizierter ist die Berücksichtigung der kurzen Seite des rechteckigen Lasteintragungsbereiches $2a_0$. Diese entspricht der Kontaktlänge zwischen Boden und Bandage und ist in der Realität keine Gerade sondern die Bogenlänge eines Kreissegmentes mit dem Radius der Bandage. Während der Unterschied zwischen der gekrümmten und einer geraden Kontaktlänge bei üblichen Bandagenabmessungen und Größen der Kontaktlänge noch vernachlässigbar ist, ist der Änderung der Kontaktlänge in Abhängigkeit von der Steifigkeit des Untergrundes in jedem Fall Rechnung zu tragen. Allgemein gilt, dass im Falle eines weniger steifen Untergrundes die Bandage bereits unter der statischen Last, insbesondere aber bei oszillatorischer Anregung, tiefer in den Untergrund eingedrückt wird und sich die Kontaktlänge entsprechend vergrößert, was wiederum einem größeren Lasteintragungsbereich entspricht. Der Bestimmung der Kontaktlänge in Abhängigkeit von den Eigenschaften des Bodens kommt somit besondere Bedeutung zu.

Ermittlung der Kontaktlänge mittels Theorie der Hertzischen Pressung

Für die rein elastische Betrachtung eines Zylinders (Bandage) auf einer Ebene (Untergrund) unter der statischen Einwirkung der Achslast lieferte *Hertz* bereits 1882 die Lösung für das Problem des Kontaktes zwischen zwei elastischen Körpern mit gekrümmten Oberflächen [52]. Für die uneingeschränkte Anwendung der Theorie nach *Hertz* müssen folgende Anforderungen erfüllt werden:

1. Die Werkstoffe der Kontaktpartner müssen linear elastisch, homogen und isotrop sein.
2. Die Kontaktfläche muss eben und gegenüber den Abmessungen der Kontaktpartner klein sein.
3. Reibungsfreiheit ist zu gewährleisten, Schubspannungen in der Kontaktfläche sind somit unzulässig.
4. Die Betrachtung der Kontaktpartner als elastische Halbräume muss zulässig sein.

Unter realen Bedingungen werden die genannten Anforderungen nur sehr selten erfüllt. Bei der Betrachtung einer Oszillationsbandage auf dem Untergrund wird sogar keine der genannten Forderungen uneingeschränkt erfüllt und insbesondere die Forderung der Reibungsfreiheit in der Kontaktfläche steht im Widerspruch zur Grundidee der Oszillationsverdichtung. Dennoch stellt die Theorie nach *Hertz* eine brauchbare erste Näherung dar und liefert auf vergleichsweise einfache Weise Anhaltswerte für die Größe der Kontaktlänge in Abhängigkeit von der Untergrundsteifigkeit. Der relevante Fall der Berührung eines Zylinders (Bandage) mit einer Ebene (Untergrund) stellt den Sonderfall der Berührung zweier

Zylinder mit parallelen Achsen dar, wobei der Radius eines Zylinders unendlich groß ist. In den folgenden Ausführungen werden die Parameter der Bandage mit dem Index „1“ bezeichnet, jene des Untergrundes mit „2“.

Nach [52] gilt für die halbe Kontaktlänge a_0 :

$$a_0 = \sqrt{R d}. \quad (5.66)$$

Für den Radius R_H der beiden Kontaktpartner gilt allgemein [96]:

$$\frac{1}{R_H} = \frac{1}{r} + \frac{1}{R} \quad (5.67)$$

wobei aus $R = \infty$ für den Fall eines Zylinders auf einer Ebene $R_H = r$ folgt. d bezeichnet die Verschiebung zufolge des Kontaktes und steht somit für die Eindrückung der Bandage in den Untergrund (5.68), die sich zufolge der Kraft P_0 mit der die beiden Kontaktpartner aneinandergedrückt werden ergibt:

$$d = \frac{4 P_0}{\pi E^* 2b_0} \quad (5.68)$$

Für den behandelten Fall entspricht P_0 der Achslast der Walze. Für die Ersatzsteifigkeit E^* gilt allgemein [111]:

$$\frac{1}{E^*} = \frac{1}{2} \left(\frac{1 - \nu_1^2}{E_1} + \frac{1 - \nu_2^2}{E_2} \right) \quad (5.69)$$

Insbesondere in Relation zur Steifigkeit des Bodens kann die Steifigkeit der Bandage als unendlich groß angesehen werden ($E_1 = \infty$), wodurch 5.69 vereinfacht werden kann:

$$E^* = \frac{E_2}{2(1 - \nu_2^2)} \quad (5.70)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen 5.68 und 5.70 in Gleichung 5.66 folgt für die halbe Kontaktlänge eines starren Zylinders mit der Länge $2b_0$ auf einem elastisch, isotropen Halbraum:

$$a_0 = \sqrt{\frac{8r P_0(1 - \nu_2^2)}{\pi E_2 2b_0}} \quad (5.71)$$

Die maximale Spannung in der Kontaktfläche kann ebenfalls berechnet werden [52, 96]:

$$p_0 = \sqrt{\frac{P_0 E_2}{2r \pi 2b_0(1 - \nu_2^2)}} \quad (5.72)$$

In den bisherigen Ausführungen zum Konusmodell wurden die elastischen Parameter G und ν zur Beschreibung des Bodens verwendet. Es scheint daher zweckmäßig, bei der Ermittlung der Kontaktlänge nach *Hertz* folgenden Zusammenhang zwischen dem E -Modul und dem Schubmodul G zu berücksichtigen [76]:

$$E_2 = G_2 2(1 + \nu_2) \quad (5.73)$$

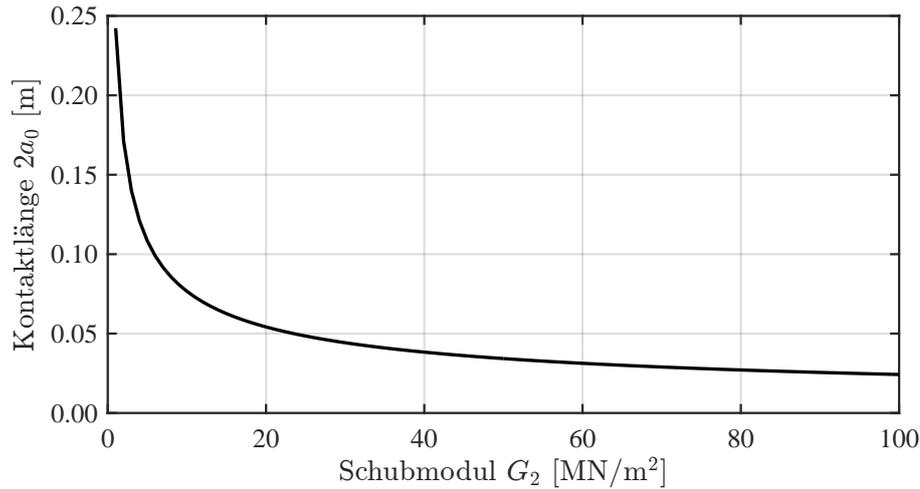


Abbildung 5.11: Entwicklung der Kontaktlänge $2a_0$ zwischen einer Bandage und dem Untergrund mit zunehmendem Schubmodul G_2 bei konstanter Querdehnzahl $\nu = 0,30$ nach der Theorie von *Hertz* [52].

welcher unter der Voraussetzung homogener elastisch isotroper Materialeigenschaften gilt. Damit lässt sich Gleichung 5.71 wie folgt umschreiben:

$$a_0 = \sqrt{\frac{2r P_0 (1 - \nu_2^2)}{\pi G_2 b_0 (1 + \nu_2)}} \quad (5.74)$$

In Abbildung 5.11 ist Gleichung 5.74 unter Voraussetzung einer Querdehnzahl von $\nu_2 = 0,30$ ausgewertet und die Größe der gesamten Kontaktlänge ($2a_0$) in Abhängigkeit vom Schubmodul des Bodens dargestellt. Da der Schubmodul des Bodens G_2 in Gleichung 5.74 unter der Wurzel steht, ist der Zusammenhang mit der Kontaktlänge erwartungsgemäß nichtlinear. Insbesondere bei geringen Steifigkeiten ist somit der Einfluss auf die Größe der Kontaktlänge groß. Abbildung 5.11 unterstreicht auch nochmals, dass der Ansatz eines konstanten von der Bodensteifigkeit unabhängigen Lasteintragsbereiches für die Berechnungen mit dem Konusmodell unzulässig wäre.

Die berechneten Kontaktlängen in Abbildung 5.11 sind insgesamt sehr klein und damit deutlich geringer als in den Beobachtungen während der experimentellen Untersuchungen (Kapitel 4 und 7). Die Unterschätzung der Kontaktlänge nach der Theorie von *Hertz* für den Fall einer Oszillationsbandage auf einem Boden mit endlicher Steifigkeit hat zwei Hauptursachen. Zum einen handelt es sich bei einem zu verdichtenden Boden um kein Kontinuum, sondern um ein granulares Medium. Dies trifft für kohäsionslose, also nicht bindige Böden, welche vorwiegend mit Walzen verdichtet werden, umso mehr zu. Das Eindringen eines Starrkörpers in ein derartiges granulares Medium ist einfacher als die Verformung eines Kontinuums. Zum anderen ist die Berücksichtigung der dynamischen Anregung der Oszillationsbandage, die ein tieferes Eindringen der Bandage in den Untergrund bewirkt, nicht möglich. Hinzu kommt die bereits erwähnte Nichterfüllung der vier Grundvoraussetzungen für die Anwendung der *Hertz*schen Theorie. Für Parameterstudien ist die Ermittlung

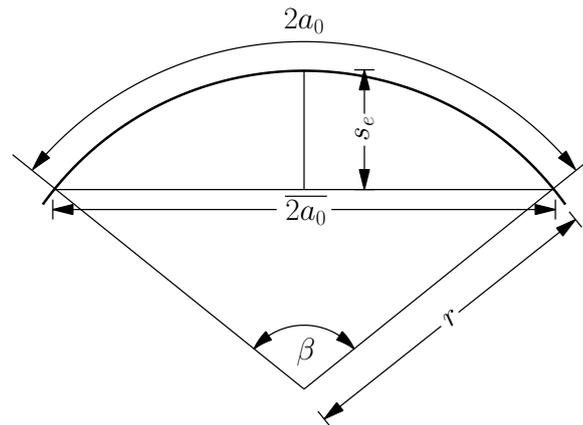


Abbildung 5.12: Kreissegment.

der Kontaktlänge mit der vorgestellten Methodik aber dennoch brauchbar, da der Formelapparat sehr einfach auf verschiedenste geometrische Randbedingungen und Bodeneigenschaften angewendet werden kann.

Um eine Vergleichbarkeit der Messgrößen für die Beurteilung des dynamischen Bewegungsverhaltens zwischen dem semi-analytischen Gesamtmodell und den experimentellen Untersuchungen zu schaffen, scheint es sinnvoll, auch Kontaktlängen in der Größenordnung der Beobachtungen der experimentellen Untersuchungen als Grundlage für die Berechnungen einzusetzen. Diese Vorgangsweise ist selbstverständlich auf das Verdichtungsgerät der experimentellen Untersuchungen – eine *HAMM HD⁺ 90 VO* Tandemwalze – beschränkt. Grundsätzlich kommen zwei verschiedene Messsysteme der experimentellen Untersuchungen für die Bestimmung der Kontaktlänge in Frage: die direkte Messung der Kontaktlänge an der rotierenden Bandage mittels Pfeifen (Grundsatzversuch, Kapitel 4) bzw. Potentiometern (Hauptversuch, Kapitel 7) oder eine indirekte Bestimmung über die elastische Einsenkung aus den Messungen des Setzungsmessers der Bodenmessstelle (Grundsatzversuch, Kapitel 4 und Hauptversuch, Kapitel 7).

Ermittlung der Kontaktlänge aus Setzungsmessungen

Mit dem Setzungsmessgerät der Bodenmessstelle wurden für sämtliche Messfahrten auf der Spur 2 des Testfeldes die Setzungen gemessen und aufgezeichnet. Die bereits in Kapitel 4 erläuterte elastische Einsenkung s_e zufolge der Einwirkung der Oszillationsbandage ist somit für verschiedene Verdichtungszustände bekannt.

Allgemein lassen sich aus Abbildung 5.12 folgende geometrische Beziehungen ableiten:

$$2a_0 = r \beta \quad (5.75a)$$

$$\beta = 2 \arccos \left(1 - \frac{s_e}{r} \right) \quad (5.75b)$$

Somit lässt sich für die Kontaktlänge $2a_0$ schreiben:

$$2a_0 = r \cdot 2 \arccos \left(1 - \frac{s_e}{r} \right) \quad (5.76)$$

Jeder im Zuge der experimentellen Untersuchungen gemessenen elastischen Einsenkung des Setzungsmessgerätes lässt sich auch ein dynamischer Lastplattenversuch mit dem Leichten Fallgewichtsgesetz zuordnen. Damit kann zumindest innerhalb der Grenzen des untersuchten Steifigkeitsbereiches der experimentellen Untersuchungen für jede Steifigkeit auch eine zugehörige Kontaktlänge $2a_0$ gefunden werden. Um eine Vergleichbarkeit mit der Ermittlung der Kontaktlänge nach der Theorie von *Hertz* herzustellen, werden die dynamischen Verformungsmoduln E_{vd} in dynamische Schubmoduln G_d umgerechnet [23]:

$$G_d = E_{vd} \frac{\pi(1-\nu)}{6} \quad (5.77)$$

Entsprechende Auswertungen für die experimentellen Untersuchungen des Hauptversuches (Kapitel 7) wurden von *Sonderegger* [110] durchgeführt.

Ermittlung der Kontaktlänge durch direkte Messung

Im Zuge der experimentellen Untersuchungen wurde die Kontaktlänge zwischen der Oszillationsbandage und dem Boden auch direkt an der rotierenden Bandage gemessen. Beim Grundsatzversuch (Voruntersuchungen) wurde ein akustisches Pfeifen-Messsystem verwendet. Eine detaillierte Beschreibung der Messmethode erfolgte bereits in Kapitel 4. Eine Auswertung und Diskussion der gemessenen Kontaktlängen erfolgte durch *Stöberl* [112].

Die von *Stöberl* genutzte Messmethode wurde für den Großversuch (Hauptuntersuchungen) weiterentwickelt, wobei anstatt der akustischen Pfeifen Potentiometer an der rotierenden Bandage installiert wurden. Die modifizierte Methode ist detailliert in Kapitel 7 beschrieben. Die so gemessenen Kontaktlängen wurden von *Sonderegger* [110] ausgewertet und diskutiert.

Den von *Stöberl* und *Sonderegger* ermittelten Kontaktlängen lässt sich für jede einzelne Messfahrt wiederum ein Verformungsmodul E_{vd} aus dem dynamischen Lastplattenversuch zuordnen. Aus Gründen der Vergleichbarkeit empfiehlt sich auch hier die Umrechnung in einen dynamischen Schubmodul gemäß Gleichung 5.77.

5.2.6 Untersuchungsergebnisse des mechanischen Modells

Zunächst beschränken sich die Untersuchungen auf die Walze der experimentellen Untersuchungen, eine HAMM HD+ 90 VO Tandemwalze und ihre Standardeinstellungen für die Verdichtung mit Oszillation. Die Maschinenparameter wurden schon für das vereinfachte Modell genutzt und sind in Tabelle 5.1 zusammengefasst. Hinzu kommt ein einziger Maschinenparameter, das auf die Bandage wirkende Rahmengewicht. Die Gewichtskraft F_z wird durch den Abzug der Bandagenmasse m , multipliziert mit der Erdbeschleunigung g , von der Achslast der Walze berechnet und beträgt im Falle der HD+ 90 VO Tandemwalze, $F_z = 27,066 \text{ kN}$.

Tabelle 5.2: Federsteifigkeiten und Dämpfungsparameter aus dem Konusmodell für eine Querdehnzahl $\nu = 0,3$ und einen dynamischen Schubmodul $G_d = 25 \text{ MN/m}^2$.

Parameter	Wert
Horizontale Bodensteifigkeit k_H	41,54 MN/m
Vertikale Bodensteifigkeit k_V	66,41 MN/m
Horizontaler Dämpfungsparameter c_H	70,97 kN s/m
Vertikaler Dämpfungsparameter c_V	132,77 kN s/m

Die Erweiterung des komplexen Interaktionsmodells gegenüber dem vereinfachten Modell betrifft insbesondere die Berücksichtigung des Bodens und dessen Eigenschaften. Die horizontalen und vertikalen Federsteifigkeiten k_H und k_V sowie die entsprechenden Dämpfungsparameter c_H und c_V in Abbildung 5.2 werden den Ausführungen in Abschnitt 5.2.5 entsprechend dem Konusmodell nach *Wolf* entnommen.

Dieses erfordert zur Berechnung der Steifigkeiten und Dämpfungen die Vorgabe der elastischen Parameter ρ , ν und G_d . Für die ersten Untersuchungen werden eine Dichte von $\rho = 1.900 \text{ kg/m}^3$ und eine Querdehnzahl von $\nu = 0,3$ gewählt. Der dynamische Schubmodul wird zunächst mit $G_d = 25 \text{ MN/m}^2$ angenommen und später variiert, um den Einfluss der Bodensteifigkeit auf das Bewegungsverhalten der Bandage herauszuarbeiten. Das Konusmodell erfordert auch eine Festlegung des rechteckigen Lasteintragungsbereiches. Die Längsseite entspricht der Bandagenbreite und beträgt für die *HAMM HD⁺90 VO* Tandemwalze $2b_0 = 1,68 \text{ m}$. Wie in Abschnitt 5.2.5.6 diskutiert, ist die korrekte Berücksichtigung der steifigkeitsabhängigen Kontaktlänge $2a_0$ wesentlich komplizierter und kann mit den drei genannten Methoden erfolgen. Auf den umfangreichen praktischen Untersuchungen und daraus abgeleiteten Empfehlungen von *Stöberl* [112] aufbauend, wird die Kontaktlänge $2a_0$ mit der vierfachen Kontaktlänge gemäß der Theorie der *Hertz*schen Pressung berücksichtigt. Dieser von *Stöberl* vorgeschlagene Zusammenhang ermöglicht einerseits den Ansatz von in der Praxis gemessenen Kontaktlängen und andererseits die Berücksichtigung des nichtlinearen Zusammenhangs zwischen der Steifigkeit des Untergrundes und der Größe der Kontaktlänge. Für einen Schubmodul von $G_d = 25 \text{ MN/m}^2$ ergibt sich eine Kontaktlänge von $2a_0 = 0,1938 \text{ m}$ als Eingangsparameter für das Konusmodell.

Einsetzen der genannten Parameter in den Formelapparat des Konusmodells, die Gleichungen 5.63 und 5.65, liefert die gesuchten Federsteifigkeiten und Dämpfungsparameter für das Gesamtmodell. Diese sind in Tabelle 5.2 zusammengefasst.

Abbildung 5.13 zeigt zunächst die Schwinggeschwindigkeiten und Beschleunigungen der Achse (M) einer mit $f = 39 \text{ Hz}$ oszillierenden Bandage in einer ungedämpften Setzungsmulde ($c_H = c_V = 0$). Damit ist Abbildung 5.13 vergleichbar mit Abbildung 5.8 des vereinfachten Modells, bei dem allerdings keine Bodensteifigkeiten in horizontaler und vertikaler Richtung angesetzt wurden, sondern eine starre Lagerung angenommen wurde.

Die Bandage erreicht ohne Bodendämpfung keinen eingeschwungenen Zustand. Sowohl die Schwinggeschwindigkeiten (Abbildung 5.13a), als auch die Beschleunigungen (Abbildung 5.13b) zeigen das sehr deutlich. Die Schwinggeschwindigkeiten des ungedämpften

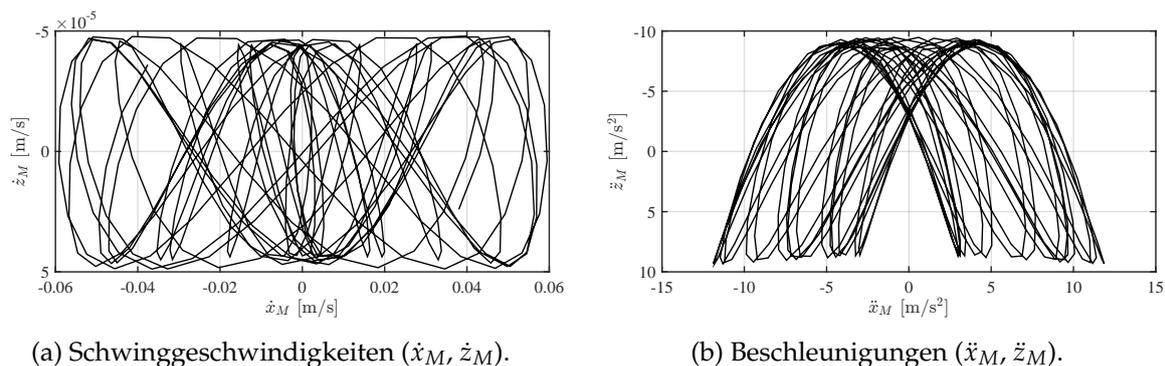


Abbildung 5.13: Bewegungsverhalten der Achse (M) einer oszillierenden Bandage nach dem mechanischen Bandage-Boden Modell gemäß Abbildung 5.2 unter Berücksichtigung eines dynamischen Schubmoduls $G_d = 25 \text{ MN/m}^2$ und Vernachlässigung der Bodendämpfung ($c_H = c_V = 0$).

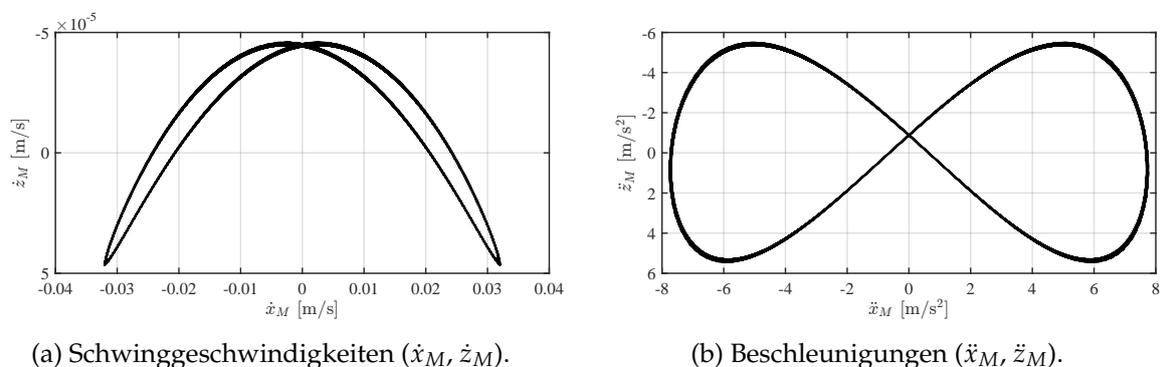


Abbildung 5.14: Bewegungsverhalten der Achse (M) einer oszillierenden Bandage nach dem mechanischen Bandage-Boden Modell gemäß Abbildung 5.2 unter Berücksichtigung eines dynamischen Schubmoduls $G_d = 25 \text{ MN/m}^2$ bei Berücksichtigung der Bodendämpfung.

Interaktionsmodells zeigen eine ähnliche Größenordnung wie jene des vereinfachten, analytischen Modells (vergleiche Abbildung 5.13a mit Abbildung 5.8a). Dies gilt auch für die horizontalen Beschleunigungen (\ddot{x}_M) in der Achse der Bandage. Eine deutliche Änderung des Wertebereichs ist für die vertikalen Beschleunigungen (\ddot{z}_M) feststellbar, dieser wächst auf knapp $\pm 10 \text{ m/s}^2$ und liegt damit auch deutlich über den Messergebnissen der experimentellen Untersuchungen. Insgesamt ist das ungedämpfte Modell somit nicht geeignet, um das Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage den Erkenntnissen der experimentellen Untersuchungen entsprechend abzubilden. Die Bodendämpfung in horizontaler (c_H) und vertikaler (c_V) Richtung wird deshalb im Folgenden berücksichtigt.

In Abbildung 5.14 sind die Schwinggeschwindigkeiten und Beschleunigungen der Achse (M) einer oszillierenden Bandage, die ihr Bewegungsverhalten kennzeichnen, für eine durch Feder-Dämpfer Elemente gelagerte Setzungmulde dargestellt. Die Darstellung ist vergleichbar mit Abbildung 5.8 des vereinfachten Modells und Abbildung 5.13 des ungedämpften Modells.

Ein Vergleich der Abbildungen 5.8 und 5.14 zeigt einen verhältnismäßig geringen Einfluss der aufwändigen Berücksichtigung der Bodeneigenschaften auf die maximale Größe

der Schwinggeschwindigkeiten. In horizontaler Richtung (\dot{x}_M) sorgt die elastische Lagerung des Gesamtmodells für geringfügig kleinere Schwinggeschwindigkeiten. In vertikaler Richtung (\dot{z}_M) ändert sich der Maximalwert kaum. Auffällig ist allerdings die Phasenverschiebung zwischen den horizontalen und vertikalen Schwinggeschwindigkeiten. Der Grund dafür liegt in der angesetzten Dämpfung.

Den größten Einfluss auf die Ausbildung der vertikalen Beschleunigungen \ddot{z}_M hat die Beschreibung des Bodens als horizontales und vertikales Feder-Dämpfer Element (siehe Abbildung 5.14b). Im vereinfachten Modell waren diese noch um etwa zweieinhalb Zehnerpotenzen geringer, im ungedämpften Modell wurden sie mit $\pm 10 \text{ m/s}^2$ überschätzt. Nun stimmen sie mit knapp $\pm 6 \text{ m/s}^2$ auch mit den Messungen im Zuge der experimentellen Untersuchungen überein. Die Horizontalbeschleunigungen \ddot{x}_M sind im Vergleich zu den vereinfachten und ungedämpften Modellen um etwa 30% geringer und betragen rund $\pm 8 \text{ m/s}^2$. Auffallend ist die Ausbildung einer „liegenden Acht“ in der gewählten Darstellung der Horizontal- und Vertikalbeschleunigungen. Eine solche Form der Beschleunigungen wurde bereits von *Kopf* in [59] bei experimentellen Untersuchungen festgestellt und in den experimentellen Untersuchungen des Grundsatzversuches bestätigt. Damit überhaupt sekundäre Vertikalbeschleunigungen in einer mit den Ergebnissen experimenteller Untersuchungen vergleichbarer Größenordnung mit dem mechanischen Modell abgebildet werden können, ist die starre Lagerung der Setzungsmulde somit nicht ausreichend, sondern müssen entsprechende Steifigkeiten in horizontaler und insbesondere vertikaler Richtung angesetzt werden. Für die Erreichung eines eingeschwungenen Zustandes mit dem charakteristischen Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage, wie es in den experimentellen Untersuchungen identifiziert wurde, ist zudem der Ansatz einer Bodendämpfung in horizontaler und vertikaler Richtung entscheidend.

Die Beschleunigungen in Abbildung 5.14b werden leichter nachvollziehbar, wenn man sich die Oszillationsbandage in ihrer Setzungsmulde vorstellt. Das um die Längsachse der Bandage wirkende Oszillationsmoment bewirkt eine Vorwärts-Rückwärts-Rotation der Bandage in der Setzungsmulde. In der Vorstellung versucht die Bandage aus der Setzungsmulde herauszufahren und fährt damit während der Vorwärtsbewegung auf die Bugwelle vor der Bandage auf. Gleiches gilt für die Heckwelle hinter der Bandage im Zuge der Rückwärtsbewegung. Einem Schwingenspiel in horizontaler Richtung (vorwärts-rückwärts) entsprechen somit zwei Schwingenspiele in vertikaler Richtung, und zwar zuerst eine Bewegung auf die Bugwelle hinauf und hinunter und danach auf die Heckwelle hinauf und wieder hinunter. Die Vertikalbeschleunigungen \ddot{z}_M zeigen somit die doppelte Frequenz der Anregung, die Frequenz der Horizontalbeschleunigungen \ddot{x}_M hingegen entspricht jener der Anregung.

In den experimentellen Untersuchungen hat sich darüber hinaus gezeigt, dass sich die Größe der Beschleunigungen mit zunehmender Bodensteifigkeit ändert. Im Folgenden wird versucht, den Einfluss der Bodensteifigkeit herauszuarbeiten und eine Variation des Schubmoduls untersucht. Die Änderung des Schubmoduls zieht sich durch die gesamte Berechnung. Zunächst verändert der Schubmodul die Größe der Kontaktlänge, welche dann im zweiten Schritt gemeinsam mit dem Schubmodul als Grundlage für das Konusmodell herangezogen wird. Dieses liefert schließlich die geänderten Federsteifigkeiten k_H und k_V so-

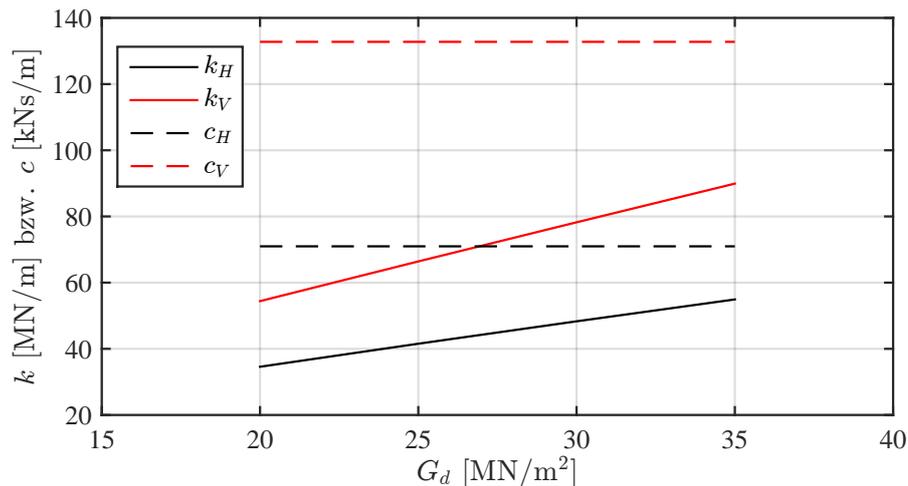


Abbildung 5.15: Federsteifigkeiten (k_H und k_V [MN/m²]) und Dämpfungsparameter (c_H und c_V [kNs/m]) aus den Konusmodellen nach *Wolf* für unterschiedliche Schubmoduln G_d des Bodens.

wie die Dämpfungsparameter c_H und c_V , welche für eine Variation des dynamischen Schubmoduls G_d des Bodens in Abbildung 5.15 dargestellt sind und mit denen die Bewegungsgleichungen des Gesamtmodells gelöst werden.

Während die Federsteifigkeiten mit der Größe des dynamischen Schubmoduls G_d linear zunehmen, nehmen die Dämpfungsparameter c_H und c_V einen konstanten Wert an. In gleichem Maße wie das Produkt aus Dichte ρ und Schubmodul G unter der Wurzel in den Gleichungen 5.64b und 5.65b mit zunehmendem Schubmodul G wächst, verringert sich die halbe Kontaktlänge a_0 , wie auch aus einem Vergleich der Gleichungen 5.64b und 5.65b mit Gleichung 5.74 für die Ermittlung der halben Kontaktlänge nach *Hertz* ersichtlich wird.

In Abbildung 5.16 sind die Beschleunigungen der Achse einer oszillierenden Bandage für verschiedene dynamische Schubmoduln G_d dargestellt. Es lässt sich ein direkter Zusammenhang zwischen dem dynamischen Schubmodul und der Größe der Beschleunigungen herstellen. Je größer der dynamische Schubmodul G_d , desto größer sind auch die Beschleunigungen in der Achse M der oszillierenden Bandage.

Mit dem semi-analytischen Modell konnte somit nachgewiesen werden, dass sich das Bewegungsverhalten einer Oszillationsbandage, beschrieben durch die Beschleunigungen \ddot{x}_M und \ddot{z}_M in der Achse der Bandage, in Abhängigkeit von der Steifigkeit des Bodens ändert. Für ein FDVK System ist der Umkehrschluss entscheidend: vom gemessenen Bewegungsverhalten soll auf die Steifigkeit des Bodens geschlossen werden. Im folgenden Abschnitt wird ein Messwert vorgestellt, der die Charakteristik der Bandagenbeschleunigungen in Abbildung 5.16 in geeigneter Weise beschreibt, um eine Aussage über die Steifigkeit des Bodens treffen zu können.

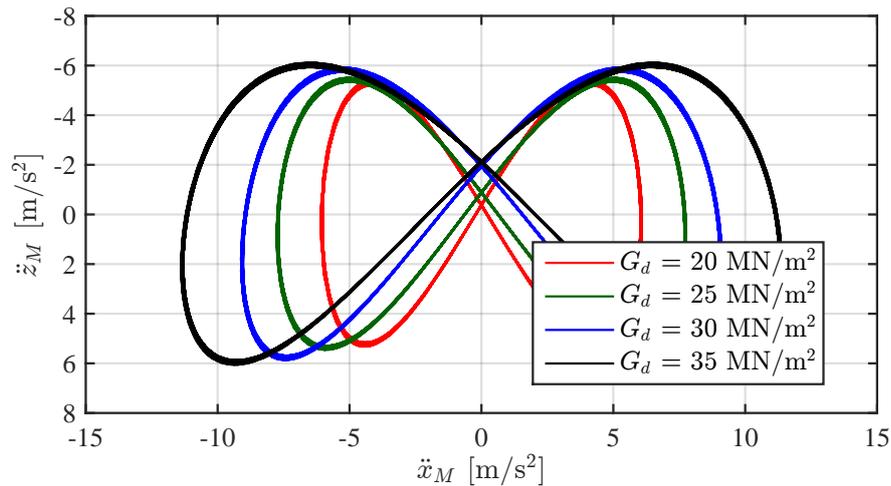


Abbildung 5.16: Beschleunigungen (\ddot{x}_M , \ddot{z}_M) der Achse (M) einer oszillierenden Bandage nach dem mechanischen Bandage-Boden Modell gemäß Abbildung 5.2 für unterschiedliche dynamische Schubmoduln G_d des Bodens.

5.3 FDVK-Wert für Oszillationswalzen

5.3.1 Allgemeines

Da sich bei der Oszillationsanregung die Zentrifugalkräfte der beiden exzentrisch angeordneten Unwuchtmassen aufheben, bleiben die horizontalen und vertikalen Bodenkräfte auf die Bandage jene dynamische Einwirkung, die das Bewegungsverhalten der Bandage dominieren. Die Bandagenbeschleunigung ist, wie in Abschnitt 5.2 gezeigt, proportional zu diesen Kräften und kann deshalb zur Bestimmung des Kraftverlaufes verwendet werden.

Je nach Steifigkeit des Untergrundes ändert sich die Ausbildung der beschriebenen und in Abbildung 5.16 dargestellten Achterform. Verschiedene Charakteristika dieser liegenden Achterform aus Horizontal- und Vertikalbeschleunigungen können für den Rückschluss auf den Verdichtungszustand verwendet werden. Dazu zählen beispielsweise die Ausdehnung in horizontaler und vertikaler Richtung, Steigung und Krümmung verschiedener Regressionen oder die umschriebene Fläche. Für den Fall einer fahrenden Walze bildet sich keine symmetrische Achterform aus. Hinzu kommen die bereits angesprochenen Einflüsse aus der Unebenheit der Oberfläche des Bodens und anderer Störfaktoren, welche die Ausdehnung der Achterform sowie verschiedene Regressionen weniger aussagekräftig machen. Im Zuge der Auswertung der Messdaten und der Entwicklung des FDVK-Wertes wurden zahlreiche solcher Algorithmen entwickelt und an realen Messdaten getestet.

Insbesondere bei der Verarbeitung realer Beschleunigungsmessdaten hat sich gezeigt, dass die umschriebene Fläche eine zuverlässige Aussage über den Verdichtungszustand liefert. Im Folgenden wird deshalb eine Methodik zur Ermittlung des Flächeninhaltes der liegenden Achterform beschrieben. Die beschriebene und vergleichsweise aufwändige Methodik wird erforderlich, da die Bandage aufgrund der Fahrbewegung der Walze nie einen vollständig eingeschwungenen Zustand erreicht und die Achterformen zweier aufeinanderfolgender Unwuchtdrehungen auch nicht deckungsgleich sind, wodurch keine ge-

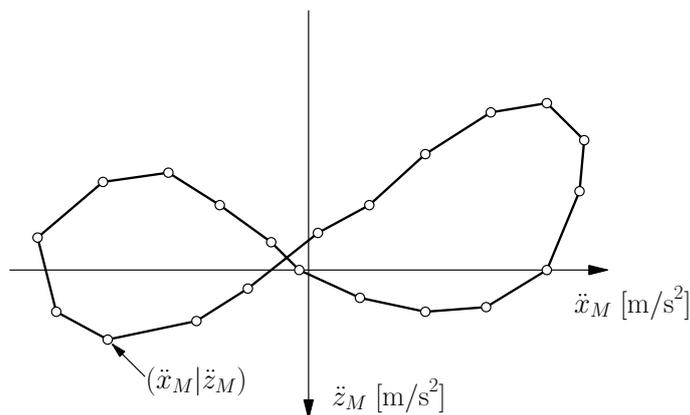


Abbildung 5.17: Koordinatenpaare $(\ddot{x}_M | \ddot{z}_M)$ eines Messzeitfensters der Dauer einer Anreizungsperiode, verbunden in chronologischer Reihenfolge.

schlossene Form entsteht, für die eine Flächenermittlung vergleichsweise einfach wäre. Die Methodik und der vorgestellte Algorithmus zur Berechnung eines FDVK-Wertes für Oszillationswalzen ist zum Patent angemeldet [93].

5.3.2 Algorithmus zur Messdatenverarbeitung

Für einen geeigneten Algorithmus ist es nicht ausreichend, einen eingeschwungenen Zustand, wie er beispielsweise mit dem semi-analytischen Modell berechnet wird, beschreiben zu können. Vielmehr ist die Anwendbarkeit auf reale Messdaten die definierte Anforderung. Die Ausführungen beziehen sich deshalb auf die Verarbeitung von Zeitsignalen der Horizontal- und Vertikalbeschleunigung im Lager einer Oszillationsbandage.

Die Ermittlung des Verdichtungszustandes soll in Quasi-Echtzeit erfolgen, um jedem Messergebnis einen Ort der Messung zuzuordnen und schlechter verdichtete Bereiche zuverlässig identifizieren zu können. Die Zeitsignale der Beschleunigungen werden daher stückweise ausgewertet. Die Mindestgröße des Zeitfensters für die Auswertung entspricht der Periodendauer einer Unwuchtumdrehung. Die Abtastfrequenz der Beschleunigungssensoren sollte zumindest der zehnfachen Erregerfrequenz entsprechen, um die erwarteten Frequenzen in den gemessenen Beschleunigungssignalen abbilden zu können.

Für jeden Messzeitpunkt liegen eine Messung der Horizontalbeschleunigung \ddot{x}_M sowie eine Messung der Vertikalbeschleunigung \ddot{z}_M vor. In einem Diagramm mit Horizontalbeschleunigungen auf der Abszisse und Vertikalbeschleunigungen auf der Ordinate (wie beispielsweise in Abbildung 5.16) entsprechen die Messungen einem Punkt mit dem Koordinatenpaar $(\ddot{x}_M | \ddot{z}_M)$. Verbindet man gedanklich die Punkte eines Zeitfensters in chronologischer Reihenfolge, entsteht die bereits mehrfach beschriebene Form einer liegenden Acht (siehe schematische Darstellung in Abbildung 5.17).

Für die weitere Auswertung werden die Koordinatenpaare eines Zeitfensters nach der Größe der Horizontalbeschleunigung geordnet. Verbindet man die einzelnen Messpunkte in der neu generierten Reihenfolge, entsteht eine Art Schwingung (siehe Abbildung 5.18).

Durch Differentiation der erzeugten Schwingung und Suchen von lokalen Extremwerten

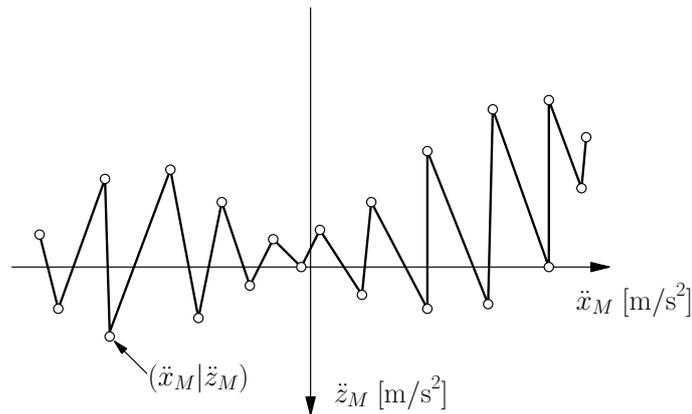


Abbildung 5.18: Koordinatenpaare $(\ddot{x}_M | \ddot{z}_M)$ eines Messzeitfensters der Dauer einer Anregungsperiode, nach der Größe der Horizontalbeschleunigung geordnet und verbunden.

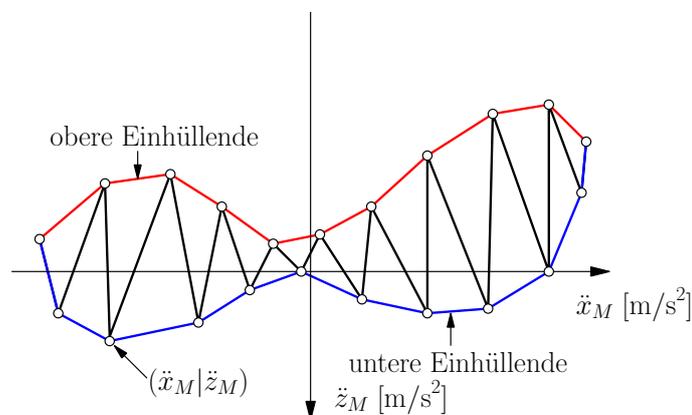


Abbildung 5.19: Obere und untere Einhüllende der in Abbildung 5.18 dargestellten Schwingung. Die Fläche zwischen den beiden Einhüllenden entspricht dem vorgeschlagenen FDVK-Wert.

(Hoch- und Tiefpunkte) der Schwingung können eine obere und eine untere Einhüllende der Schwingung ermittelt werden (siehe Abbildung 5.19).

Abschließend wird die Fläche zwischen der oberen und der unteren Einhüllenden errechnet. Diese entspricht dem vorgeschlagenen FDVK-Wert. Geeignet ist für die Flächenberechnung beispielsweise eine numerische Integration mit dem Trapezverfahren.

5.3.2.1 Einheit des FDVK-Wertes

Nachdem der vorgestellte FDVK-Wert eine Fläche in einem Beschleunigungs-Beschleunigung Diagramm darstellt, ist seine Einheit m^2/s^4 . Eine Faktorisierung des Wertes mit Parametern des Verdichtungsprozesses oder mit Maschinenparametern, wie beispielsweise dem Bandagendurchmesser, der statischen Linienlast, der schwingenden Masse oder dem Unwuchtmoment, kann zweckmäßig sein, um leichter handhabbare Größen zu erhalten. Das Ziel ist es, die berechneten FDVK-Werte für unterschiedliche Maschinen und Maschinenparameter zu vereinheitlichen. Welche der nachfolgenden Faktorisierungen für eine derartige

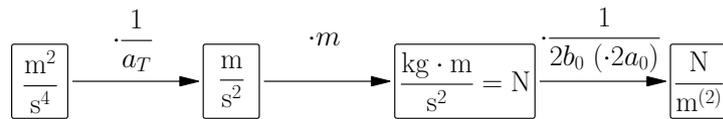


Abbildung 5.20: Möglichkeit der Faktorisierung des FDVK-Wertes zur Umrechnung in einen Steifigkeitswert.

Vereinheitlichung zweckmäßig ist, wird von *Leitich* im Rahmen seiner Diplomarbeit [73] untersucht und diskutiert.

Eine Möglichkeit wird in Abbildung 5.20 gezeigt. Der FDVK-Wert wird auf die rechnerische Tangentialbeschleunigung a_T , welche sich aus den Unwuchtmassen, Exzentrizitäten und Trägheiten der Bandage ergibt, bezogen. Es folgen eine Multiplikation mit der Masse m der Bandage und eine Division durch den geometrischen Parameter der Bandagenbreite $2b_0$. Dadurch erhält der FDVK-Wert schließlich die Einheit N/m. Denkbar ist darüber hinaus noch eine Division durch die Kontaktlänge aus der *Hertzschen* Pressung ($2a_0$).

Für die Berechnung der Tangentialbeschleunigung a_T wird zunächst das Oszillationsmoment M_0 nach Gleichung 4.6 ermittelt. Durch Einsetzen der Parameter aus Tabelle 5.1 folgt für die *HAMM HD⁺ 90 VO* Tandemwalze ein Oszillationsmoment von $M_0 = 54,95$ kNm. Es gilt der allgemeine Zusammenhang zwischen dem Drehmoment und der Winkelbeschleunigung α :

$$M_0 = I \alpha \quad (5.78)$$

Das Massenträgheitsmoment I ist ein Maschinenparameter, der ebenfalls Tabelle 5.1 entnommen werden kann. Durch Multiplikation der Winkelbeschleunigung α mit dem Radius der Bandage r erhält man schließlich die gesuchte Tangentialbeschleunigung a_T

$$a_T = \alpha r = \frac{M_0}{I} r \quad (5.79)$$

welche im genannten Beispiel der *HAMM HD⁺ 90 VO* Tandemwalze $a_T = 80,06$ m/s² beträgt.

5.3.2.2 Beispielhafte Anwendung des Algorithmus

Um die Funktion des vorgestellten Algorithmus zu illustrieren, wird die Anwendung auf die bereits bekannten Beschleunigungen aus Abbildung 5.14b gezeigt. Darin sind die einzelnen Abtastpunkte ($\ddot{x}_M | \ddot{z}_M$) bereits in chronologischer Reihenfolge miteinander verbunden, wodurch die diskutierte Form einer „liegenden Acht“ entsteht.

Abbildung 5.21 zeigt die der Größe der Horizontalbeschleunigung nach sortierten berechneten Wertepaare, welche durch ihre Verbindung eine Art Schwingung entstehen lassen.

In Abbildung 5.22 sind zusätzlich die obere (rot) und untere (blau) Einhüllende der erzeugten Schwingung dargestellt. Der FDVK-Wert entspricht schließlich dem Flächeninhalt zwischen den beiden Einhüllenden und beträgt für den gezeigten Fall eines Bodens mit ei-

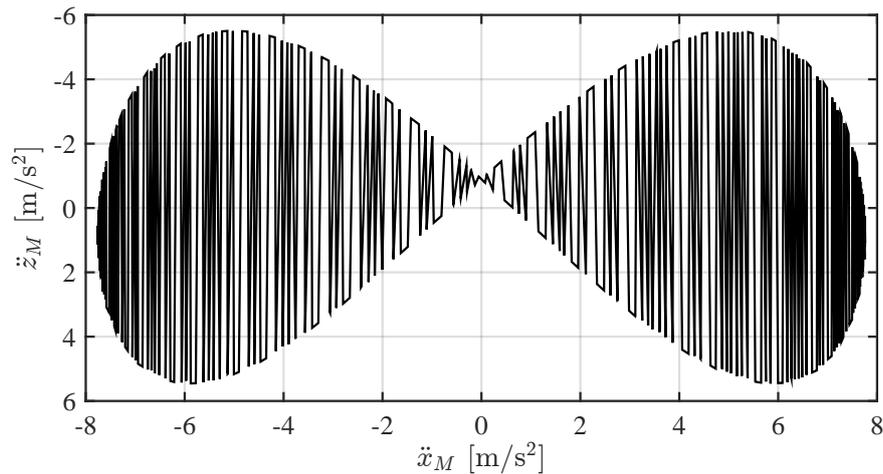


Abbildung 5.21: Koordinatenpaare $(\ddot{x}_M | \ddot{z}_M)$ der Lagerbeschleunigungen aus Abbildung 5.14b in chronologischer Reihenfolge verbunden.

nem dynamischen Schubmodul von $G_d = 25 \text{ MN/m}^2$, $FDVK = 111,45 \text{ m}^2/\text{s}^4$.

Von Interesse ist natürlich nicht nur die Betrachtung eines einzelnen Verdichtungszustandes, sondern vielmehr die Entwicklung des FDVK-Wertes mit zunehmender Verdichtung. In Abbildung 5.23 ist der FDVK-Wert in Abhängigkeit vom dynamischen Schubmodul G_d dargestellt. Der Zusammenhang ist beinahe linear, der vorgestellte FDVK-Wert eignet sich somit offenbar gut zur Beurteilung der Steifigkeit des Untergrundes.

Selbstverständlich wurden für das semi-analytische Modell zahlreiche Annahmen getroffen und Vereinfachungen vorgenommen. Die Abhängigkeit der Kontaktlänge $2a_0$ von der Steifigkeit des Bodens wurde für die Bestimmung der Federsteifigkeiten k_H und k_V und Dämpfungsparameter c_H und c_V zwar berücksichtigt, im mechanischen Modell besteht zwischen der Oszillationsbandage und ihrer Setzungsmulde allerdings nur punktueller Kontakt, da Bandagenumfang und Setzungsmulde kreisförmig angenommen wurden. Darüber hinaus lässt das vorgestellte Modell keine Relativverschiebungen zwischen der Oberfläche der Bandage und der Setzungsmulde zu. Dieser Sonderfall des „reinen Rollens“ tritt in praktischen Fällen kaum auf. Tatsächlich tritt beispielsweise selbst zwischen dem Reifen eines PKW und der Fahrbahnoberfläche Schlupf auf. Zwischen der glatten Metalloberfläche einer Oszillationsbandage und der Oberfläche einer ungebundenen Schicht ist dieser Schlupf, nicht zuletzt aufgrund der Oszillationsanregung, erheblich größer. Dies konnte auch in den experimentellen Untersuchungen bestätigt werden. Dennoch scheinen die beiden genannten Vereinfachungen nicht die maßgebliche Systemnichtlinearität darzustellen, wenn es um die Ermittlung des Verdichtungszustandes geht. Die Größenordnungen der berechneten Horizontal- und Vertikalbeschleunigungen entsprechen durchaus den gemessenen Beschleunigungen der experimentellen Untersuchungen.

Eine entscheidende Vereinfachung des semi-analytischen Modells ist die Vernachlässigung der Fahrbewegung. Durch die Überlagerung von Fahrbewegung und Oszillationsbewegung wird der Einfluss der Bugwelle deutlich dominanter als jener der Heckwelle. In der Praxis kann auch beobachtet werden, dass die Bugwelle in der Regel deutlich stärker

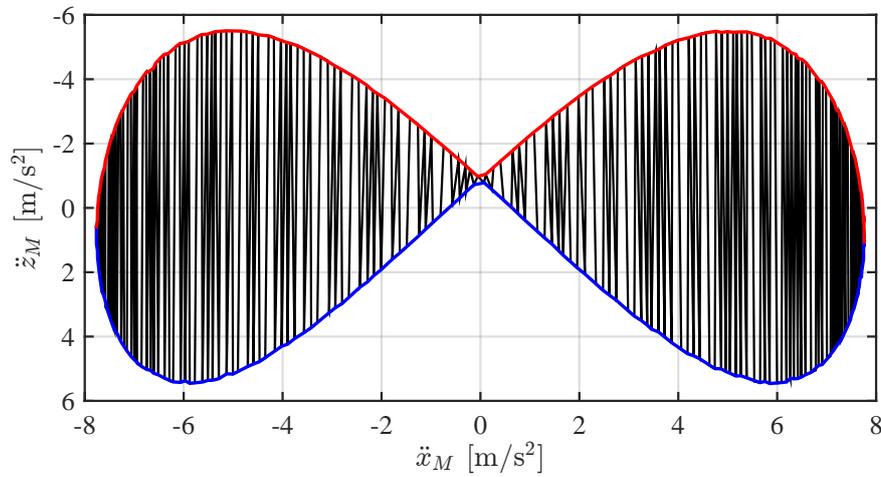


Abbildung 5.22: Obere und untere Einhüllende der in Abbildung 5.21 dargestellten Schwingung. Die Fläche zwischen den beiden Einhüllenden entspricht dem FDVK-Wert und beträgt $FDVK = 111,45 \text{ m}^2/\text{s}^4$.

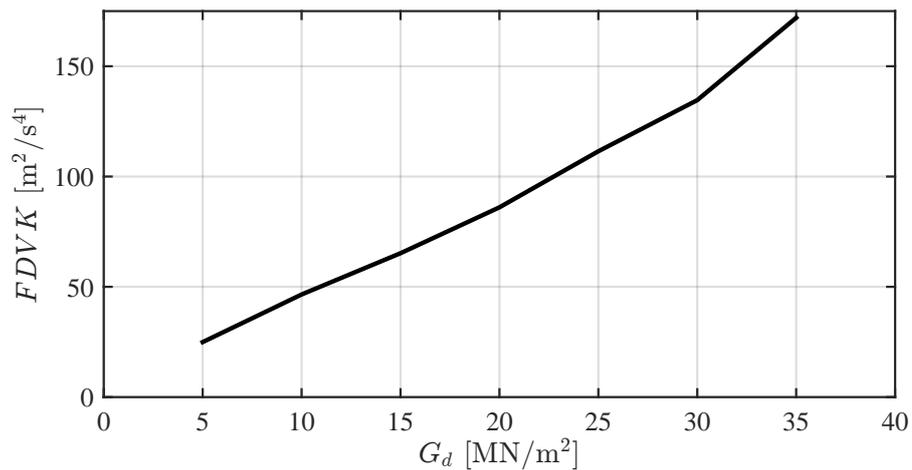


Abbildung 5.23: Der FDVK-Wert in Abhängigkeit vom dynamischen Schubmodul G_d des Bodens.

ausgebildet ist. Die Bandage schiebt einen Teil des zu verdichtenden Materials vor sich her. Durch die Asymmetrie der Setzungsmulde entsteht auch eine Verzerrung der Achterform. Inwieweit dieser Umstand die Größe des FDVK-Wertes beeinflusst, kann mit dem semi-analytischen Modell nicht vorhergesagt werden. Hier bedarf es einer praktischen Verifikation, welche im Kapitel 7 der experimentellen Untersuchungen im Rahmen des Großversuches durchgeführt wird.

Der vorgestellte FDVK-Wert hat aber auch theoretische Grenzen in seiner Anwendung. Grundvoraussetzung für die Ausbildung der ausgewerteten Achterform sind die Steifigkeit des Untergrundes und die damit einhergehende Geometrie der Setzungsmulde. Ist die Schubsteifigkeit des Bodens sehr gering und ist dieser in der Lage, der Bewegung der Oszillationsbandage vollständig zu folgen, wird der Boden kaum in der Lage sein, das Bewegungsverhalten der Bandage zu beeinflussen. Geringe Frequenzen und kleine Amplituden begünstigen diesen Grenzfall.

Ebenso stößt der FDVK-Wert bei sehr hohen Steifigkeiten des Bodens an seine Grenzen. Ist die Steifigkeit derart groß, dass sich keine Setzungsmulde mehr ausbilden kann, fehlt der Bandage die notwendige Geometrie des Untergrundes, um Beschleunigungen in vertikaler Richtung zu erfahren. Der Flächeninhalt und damit der FDVK-Wert werden dabei theoretisch zu Null. Eine Untersuchung der Anwendbarkeit des Algorithmus in einem praxisrelevanten Bereich der Bodensteifigkeiten erfolgt in Kapitel 7.

5.3.3 Periodizität

Eine Herausforderung bei der Flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle mit Oszillationswalzen sind Unausgewogenheiten und Periodizitäten der Bandage. Diese bereits in Abschnitt 3.6.1 diskutierten Merkmale der statischen und dynamischen Unausgewogenheit verfälschen den zeitlichen Verlauf von Messwerten und schränken ihre Aussagekraft ein. Für die theoretischen Überlegungen im Rahmen dieses Kapitels und die Untersuchungen mit dem semi-analytischen Modell haben derartige Unausgewogenheiten der Bandage keine Bedeutung, da die Massen und Trägheiten gleichmäßig verteilt sind und die Fahrbewegung keine Berücksichtigung findet. Entscheidend wird das periodische Verhalten erst bei der Behandlung realer Messdaten, wie beispielsweise in Kapitel 7 angeführt. Dennoch soll bereits an dieser Stelle der theoretische Hintergrund eines Algorithmus zur Korrektur der Periodizität in Messwertverläufen erläutert werden, der im Zuge des Forschungsprojektes entwickelt und zum Patent angemeldet wurde [95]. Die konkrete Anwendung wird in Kapitel 7 gezeigt.

Für die Korrektur der Periodizität ist eine konstante Fahrgeschwindigkeit der Walze nicht zwingend notwendig, allerdings müssen die Punkte voller Umdrehungen bekannt sein. Dies kann bezogen auf die Zeit (Zeitpunkte) oder die zurückgelegte Wegstrecke erfolgen. Die Bestimmung dieser Punkte erfolgt am einfachsten durch einen Näherungsschalter am feststehenden Teil der Walze (Rahmen), der auf ein Fahnenblech am rotierenden Teil der Walze (Bandage) zeigt. Näherungsschalter und Fahnenblech sind so anzuordnen, dass der Näherungsschalter einmal pro Umdrehung schaltet. Alternativ kann der Drehwinkel

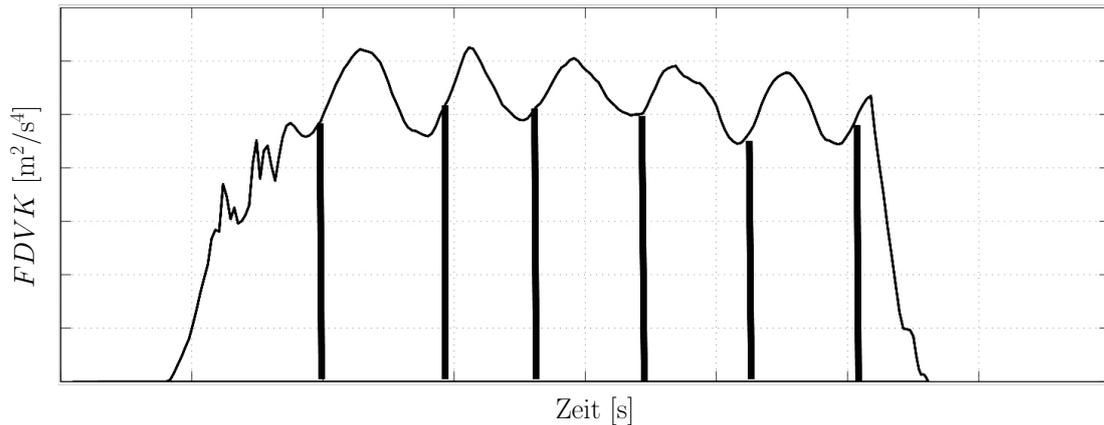


Abbildung 5.24: Symbolische Darstellung eines zu korrigierenden Messwertverlaufes. Fette vertikale Striche markieren vollständige Bandagenrotationen und somit Schnittpunkte.

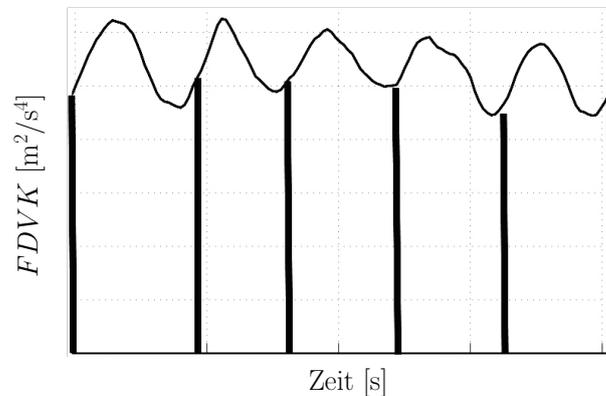


Abbildung 5.25: Symbolische Darstellung des zu korrigierenden Messwertebereiches. Fette vertikale Striche markieren vollständige Bandagenrotationen (Schnittpunkte).

aus an der rotierenden Bandage gemessenen Beschleunigungssignalen oder den Signalen eines Neigungssensors an der rotierenden Bandage gemessen werden. Von dem in Abbildung 5.24 dargestellten Messwertverlauf werden nur vollständige Umdrehungen für die Korrektur berücksichtigt. Die unvollständigen Umdrehungen am Beginn (Anfahren) und Ende (Abbremsen) werden nicht einbezogen. Daraus ergibt sich ein zu korrigierender Messwertebereich wie in Abbildung 5.25 dargestellt.

Der Messwertebereich wird an den Stellen vollständiger Bandagenrotationen geschnitten und die Messwerte der einzelnen Rotationen werden in separaten Vektoren abgespeichert (siehe Abbildung 5.26). Je mehr vollständige Bandagenrotationen zur Verfügung stehen, desto zuverlässiger funktioniert auch die Korrektur der Periodizität, weil sich Einzeleignisse nicht mehr so stark auf die Korrektur auswirken.

Legt man die Messwertverläufe der einzelnen Umdrehungen gedanklich übereinander, sind die Verläufe der einzelnen Umdrehungen in der Regel nicht exakt gleich lange. Aus diesem Grund haben auch die Vektoren der einzelnen Rotationen unterschiedliche Längen. Durch das Nachregeln der Geschwindigkeit entstehen diese Unterschiede in Bezug auf

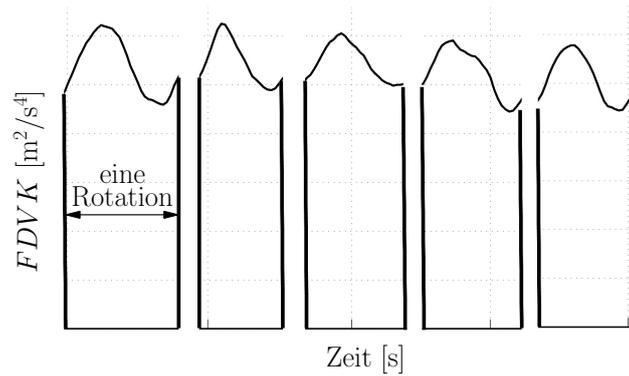


Abbildung 5.26: Messwertverläufe der separierten Bandagenrotationen.

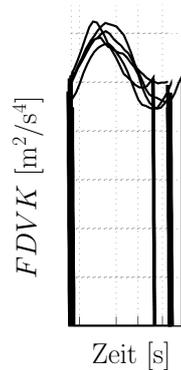


Abbildung 5.27: Übereinanderlegen aller Bandagenrotationen unterschiedlicher Länge.

die Dauer bzw. die zurückgelegte Wegstrecke während einer Umdrehung (siehe Abbildung 5.27).

Für den gesamten Messwertverlauf, also auch für jede einzelne Umdrehung, kann eine gleichmäßige Abtastrate (Messwerte pro Zeiteinheit) vorausgesetzt werden. Dies wird für ein Neuabtasten der einzelnen Umdrehungen genutzt. Es wird eine Anzahl an Messpunkten pro Umdrehung festgelegt, welche mindestens der Anzahl an Messpunkten der Umdrehung mit den meisten Messpunkten entsprechen sollte, wobei eine größere Anzahl zu empfehlen ist. Der Messwertverlauf jeder Umdrehung wird derart neu abgetastet, dass die Anzahl der Messpunkte jeder Umdrehung nach der Abtastung gleich groß ist und der vorher festgelegten Anzahl entspricht. Der Faktor zwischen ursprünglicher und neuer Abtastrate jeder Umdrehung wird ebenso gespeichert wie die neu abgetasteten Umdrehungen in gleich langen Vektoren (siehe Abbildung 5.28).

Die Messwertverläufe der einzelnen Umdrehungen sind dann zwar gleich lange, können aber noch unterschiedliche Wertenniveaus aufweisen (siehe auch Abbildung 5.28). Daher wird von jeder Umdrehung bzw. ihrem Vektor der Mittelwert der Messwerte der jeweiligen Umdrehung abgezogen und separat gespeichert. Die mittelwertbereinigten Messwertverläufe oszillieren dann um den Wert Null (Abbildung 5.29). Von allen um den Wert Null oszillierenden Umdrehungen wird eine mittlere Kurve durch arithmetische Mittelung bestimmt. Diese mittlere Kurve entspricht jenem Muster, das in allen Umdrehungen wieder-

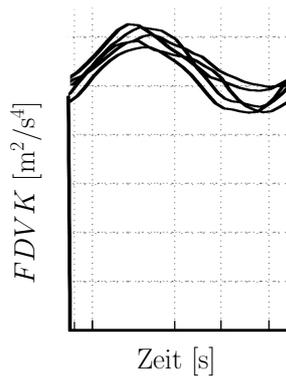


Abbildung 5.28: Neu abgetastete Bandagenrotationen mit nun gleicher Länge.

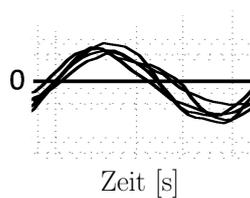


Abbildung 5.29: Um den Wert Null oszillierende Messwertverläufe der einzelnen Bandagenrotationen.

kehrt.

Anfangs- und Endwert dieses mittleren Messwertverlaufes sind in den meisten Fällen ähnlich aber nicht exakt gleich groß. Dieser Umstand würde in weiterer Folge zu Unstetigkeiten im korrigierten Messwertverlauf führen. Daher wird der Vektor des mittleren Messwertverlaufes zweimal hintereinander kopiert, sodass man einen Messwertverlauf erhält, bei dem drei idente Kurven aufeinander folgen. Der resultierende Messwertverlauf aus drei Kurven wird leicht geglättet, sodass Unstetigkeiten an den Nahtstellen bereinigt werden. Das erste und letzte Drittel des geglätteten Messwertverlaufes werden entfernt, wodurch ein mittlerer Messwertverlauf übrig bleibt, bei dem Anfangs- und Endwert übereinstimmen.

Der so ermittelte Vektor des finalen mittleren Messwertverlaufes wird von den Vektoren der um den Wert Null oszillierenden Messwertverläufe der einzelnen Umdrehungen abgezogen (die Periodizität wird bereinigt). Danach wird zu jedem bereinigten Messwertverlauf der einzelnen Umdrehungen der zuvor abgezogene und separat gespeicherte Mittelwert jeder Umdrehung dazu addiert (Anhebung auf die ursprünglichen Messwertniveaus). Es folgt ein abermaliges Neuabtasten mit dem Kehrwert des gespeicherten Faktors der ersten Neuabtastung. Dadurch erhalten die Messwertverläufe der einzelnen Umdrehungen wieder ihre ursprüngliche Länge und eine einheitliche Abtastrate. Abschließend werden die einzelnen korrigierten Messwertverläufe in der ursprünglichen Reihenfolge zusammengesetzt, wodurch man den gesamten Messwertverlauf ohne Periodizität erhält (siehe Abbildung 5.30).

Die mittleren Messwertverläufe einzelner Messungen, die zur Korrektur der Periodizität

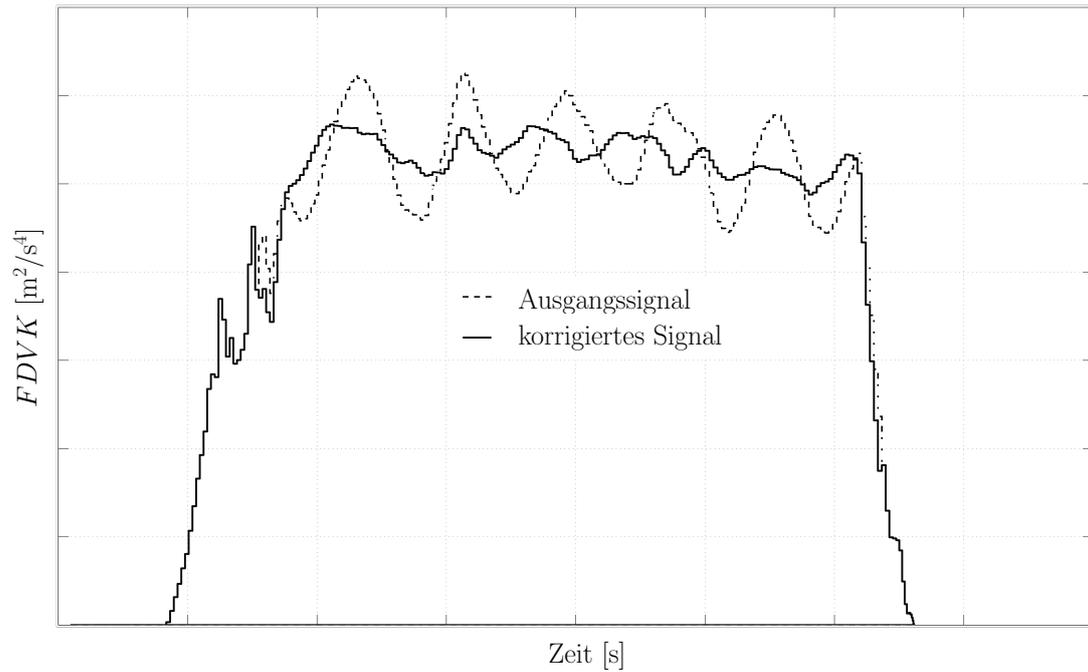


Abbildung 5.30: Ausgangssignal (mit Periodizität) und mit dem beschriebenen Algorithmus korrigiertes Signal.

herangezogen werden, werden ebenfalls gespeichert, um diese später vergleichen zu können und gegebenenfalls Maschinencharakteristika zu identifizieren.

Kapitel 6

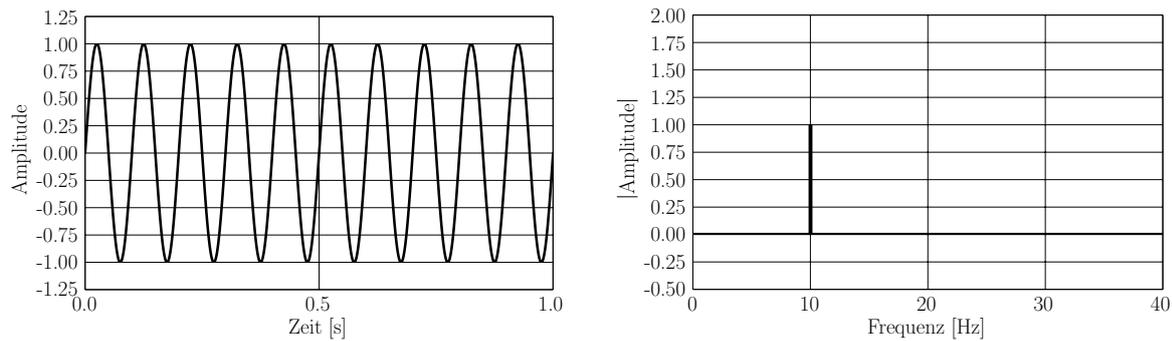
Entwicklung eines Schlupf-Kennwertes und eines Verschleiß-Indikators für Oszillationswalzen

6.1 Einführung

Die Unwuchtmassen einer Oszillationsbandage versetzen durch ihre gleichsinnige Rotation die Bandage in eine rasch wechselnde Vorwärts-Rückwärts-Rotation, welche der Fahrbewegung der Walze überlagert ist. Durch die Reibung zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche des zu verdichtenden Materials werden vorwiegend Schubkräfte in den Untergrund übertragen und dieser wird durch Schubverzerrungen verdichtet, das Volumen des Bodens verringert sich und seine Steifigkeit steigt, wie dies in Kapitel 4 bereits experimentell nachgewiesen wurde.

Mit zunehmender Steifigkeit des Untergrundes kann dieser allerdings auch immer weniger den Bewegungen der Bandage folgen und es kommt zu Relativverschiebungen (Schlupf) zwischen dem Walzmantel und dem Untergrund. Bei entsprechender Auflast gilt, je größer der Schlupf wird, desto schlechter ist die Verdichtungswirkung, bzw. kann zumindest keine weitere Verdichtungswirkung erzielt werden und umso größer ist der Verschleiß des Walzmantels und damit der Bandage, was zu entsprechende Kosten führt. Ein gewisser Schlupf ist systemimmanent und tritt beispielsweise selbst zwischen einem Gummirad eines Automobils und dem Asphalt der Fahrbahn auf. Zu vermeiden gilt es allerdings übermäßigen Schlupf, wenn keine weitere Verdichtung mehr erzielt werden kann, sondern nur mehr Maschinenverschleiß produziert wird. Problematisch ist, dass der Zustand größter Maschinenbelastung vom Walzenfahrer nicht erkannt werden kann. Im Falle der Vibrationswalzen kann der für die Walze besonders belastende Betriebszustand des „Springens“ vom Fahrer der Walze sehr wohl wahrgenommen bzw. diesem angezeigt und damit vermieden werden.

Für Oszillationswalzen wurde im Rahmen der Forschungsarbeiten ein Kennwert zur



(a) Signaldarstellung im Zeitbereich für eine Sekunde.

(b) Signaldarstellung im Frequenzbereich.

Abbildung 6.1: Signaldarstellung eines reinen Sinus ($f = 10$ Hz).

Beurteilung des Schlupfs zwischen Walzmantel und Untergrund entwickelt, um unnötig hohe Belastungen für das Verdichtungsgerät vermeiden zu können. Dieser Kennwert wurde bereits durch ein Patent [94] geschützt und wird im Folgenden vorgestellt.

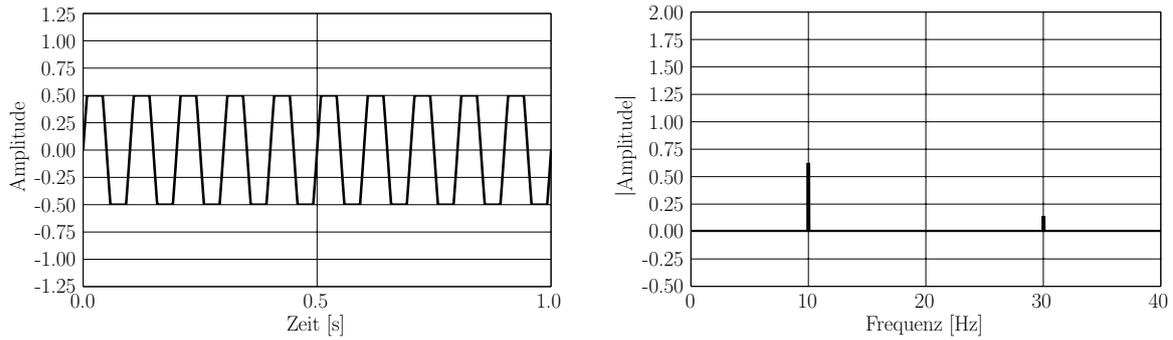
6.2 Schlupf-Kennwert für Oszillationswalzen

6.2.1 Grundlagen der Messdatenverarbeitung

In den Messergebnissen der experimentellen Voruntersuchungen wurde festgestellt, dass das sinusähnliche Beschleunigungssignal in der Lagerschale der Oszillationsbandage unter bestimmten Voraussetzungen gekappt wird. Diese Eigenschaft soll genutzt werden, um den Schlupf zwischen dem Walzmantel der Oszillationsbandage und der Oberfläche des Untergrundes zu quantifizieren. Dazu erfolgt eine Analyse des horizontalen Lagerbeschleunigungssignals (\ddot{x}_M) im Frequenzbereich.

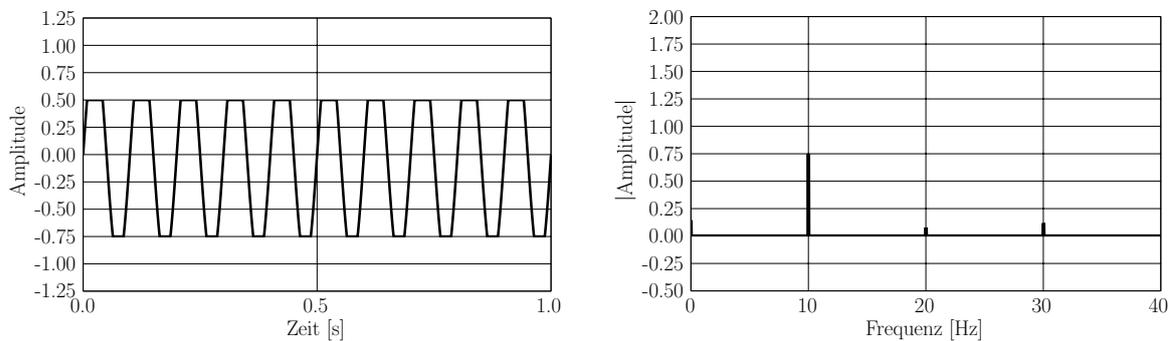
Zunächst wird zum Zwecke der einfacheren Erklärung nicht von einem Messsignal sondern von einem ideal periodischen Signal ausgegangen. Unterzieht man das Signal eines reinen Sinus einer Fouriertransformation, konzentriert sich der gesamte Inhalt des Fourierpektrums auf die Erregerfrequenz. In Abbildung 6.1 ist ein Beispiel für einen reinen Sinus mit einer Frequenz von $f = 10$ Hz und einer Amplitude von 1,0 gegeben. In Abbildung 6.1a ist das Signal im Zeitbereich für die Dauer von einer Sekunde, und in Abbildung 6.1b im Frequenzbereich dargestellt. Unter Voraussetzung eines amplitudenberichtigten Fourierpektrums liefert der Maximalwert der spektralen Darstellung eine Amplitude von 1,0 bei der Frequenz von $f = 10$ Hz.

Wird der Sinus des genannten Beispiels symmetrisch gekappt (beispielsweise bei der Hälfte der Amplitude), ergeben sich im Fourierspektrum zusätzliche Spitzen bei den ungeraden Vielfachen der Erregerfrequenz, also bei $3f, 5f, 7f$ usw. In Abbildung 6.2 ist der Sinus des vorigen Beispiels symmetrisch gekappt dargestellt. Der Amplitudenanteil der Grundfrequenz von $f = 10$ Hz reduziert sich in der spektralen Darstellung von 1,0 auf 0,61 (siehe Abbildung 6.2b).



(a) Signaldarstellung im Zeitbereich für eine Sekunde.

(b) Signaldarstellung im Frequenzbereich.

Abbildung 6.2: Signaldarstellung einer symmetrisch gekappten Sinusfunktion ($f = 10$ Hz).

(a) Signaldarstellung im Zeitbereich für eine Sekunde.

(b) Signaldarstellung im Frequenzbereich.

Abbildung 6.3: Signaldarstellung einer asymmetrisch gekappten Sinusfunktion ($f = 10$ Hz).

Die Amplituden des Fourierspektrums bei den ungeraden Vielfachen der Erregerfrequenz nehmen mit steigender Ordnung der Vielfachen ab, der größte Anteil entfällt auf die dreifache Erregerfrequenz ($3f = 30$ Hz) und beträgt im vorliegenden Beispiel 0,14. Je stärker der Sinus gekappt wird, desto größer werden die Spektralanteile der ungeraden Vielfachen.

Wird die zugrunde gelegte Sinusfunktion asymmetrisch gekappt, kommen bei den geraden Vielfachen der Erregerfrequenz (also bei $2f$, $4f$, $6f$ usw.) weitere Spitzen im Fourierspektrum hinzu. Weiterhin sind die Spitzen bei den ungeraden Vielfachen vorhanden und im Vergleich zu jenen bei den geraden Vielfachen auch stärker ausgeprägt. Abbildung 6.3 zeigt einen solchen asymmetrisch gekappten Sinus im Zeit- und Frequenzbereich.

6.2.2 Übertragung auf die Oszillationsverdichtung

Wie in den vorigen Kapiteln bereits eingehend diskutiert, erzeugt die Oszillationsanregung bei angehobener Bandage in der Lagerschale keinerlei Beschleunigungen in horizontaler oder vertikaler Richtung; das dynamische Rotationszentrum fällt mit dem geometrischen Mittelpunkt der Bandage zusammen. Wird die oszillierende Bandage auf den Untergrund gestellt, verschiebt sich das dynamische Rotationszentrum in Abhängigkeit von den Boden-

eigenschaften und in der Bandagenachse treten Horizontalbeschleunigungen auf.

Da sich bei der Oszillationsanregung die Zentrifugalkräfte der beiden exzentrisch angeordneten Unwuchtmassen aufheben, bleiben die vorwiegend horizontalen Bodenkräfte auf die Bandage jene dynamische Einwirkung, die das Bewegungsverhalten der Bandage am meisten beeinflussen. Die Bandagenbeschleunigung ist proportional zu diesen Kräften und kann deshalb zur Bestimmung des Kraftverlaufes verwendet werden.

Ist die Reibung zwischen dem Walzmantel der Bandage und dem Boden ausreichend groß und der Untergrund in der Lage, den ihm aufgezwungenen Bewegungen der Bandage zu folgen, wird die Haftreibung zwischen den beiden Kontaktpartnern nicht überschritten und in der Kontaktfläche kommt es zu keinerlei Relativverschiebungen zwischen Bandage und Untergrund. Die auftretenden Horizontalbeschleunigungen im Zentrum der Bandage zeigen dann einen sinusförmigen Verlauf und die Frequenz der Horizontalbeschleunigungen im Lager der Bandage entspricht jener der Anregung (siehe auch Abschnitt 4.3.1.1).

Wird die Haftreibung zwischen dem Walzmantel der Bandage und dem Untergrund überschritten, treten Relativverschiebungen auf. Die Bandage gleitet periodisch über den Untergrund, unterbrochen durch Phasen, in denen der Untergrund den Bandagenbewegungen folgt. Kommt es zu Relativverschiebungen in der Kontaktfläche, können die Horizontalbeschleunigungen in der Bandagenachse nicht mehr weiter zunehmen, sondern bleiben konstant, bis die Reibung beim Zurückschwingen der Bandage wieder ausreicht, um Relativverschiebungen zu vermeiden. Das horizontale Beschleunigungssignal im Lager der Oszillationsbandage entspricht einem gekappten Sinus, wie in Abbildung 6.2 dargestellt. Je länger die Phasen des Gleitens in Bezug auf die Periodendauer der Anregung werden, desto größer ist der auftretende Schlupf und desto stärker gekappt ist der sinusförmige Verlauf der Horizontalbeschleunigungen in der Lagerschale der Oszillationsbandage.

Durch Überlagerung der Oszillationsbewegung mit der Fahrbewegung entsteht eine Asymmetrie der Gleitphasen. Die oszillationsbedingte Vorwärtsrotation in der Setzungsmulde der Bandage wird durch die Rotation der Fahrbewegung vergrößert, die Gleitphasen während der Vorwärtsrotation werden länger. Im Gegensatz dazu wirkt die Rotation der Fahrbewegung der Rückwärts-Rotation der Oszillation entgegen. Im Lager der Oszillationsbandage entsteht ein asymmetrisch gekappter Sinusverlauf der Beschleunigungen, wie in Abbildung 6.3 dargestellt.

6.2.3 Signalverarbeitung und Definition des Kennwertes

Für die Berechnung des Schlupf-Kennwertes ist der zeitliche Verlauf der horizontalen Beschleunigungen in der Lagerschale der Oszillationsbandage erforderlich. Diese können entweder direkt gemessen werden (siehe Abbildung 4.9) oder aus den Beschleunigungsmessungen an der rotierenden Bandage durch geeignete Koordinatentransformation berechnet werden (siehe Abbildung 4.8). Die Abtastrate des Beschleunigungssignals soll zumindest der zehnfachen Erregerfrequenz entsprechen.

Die Auswertung des Beschleunigungssignals erfolgt stückweise, wobei aufgrund der späteren Betrachtung im Frequenzbereich die Wahl eines Zeitfensters mit 2^n Messpunk-

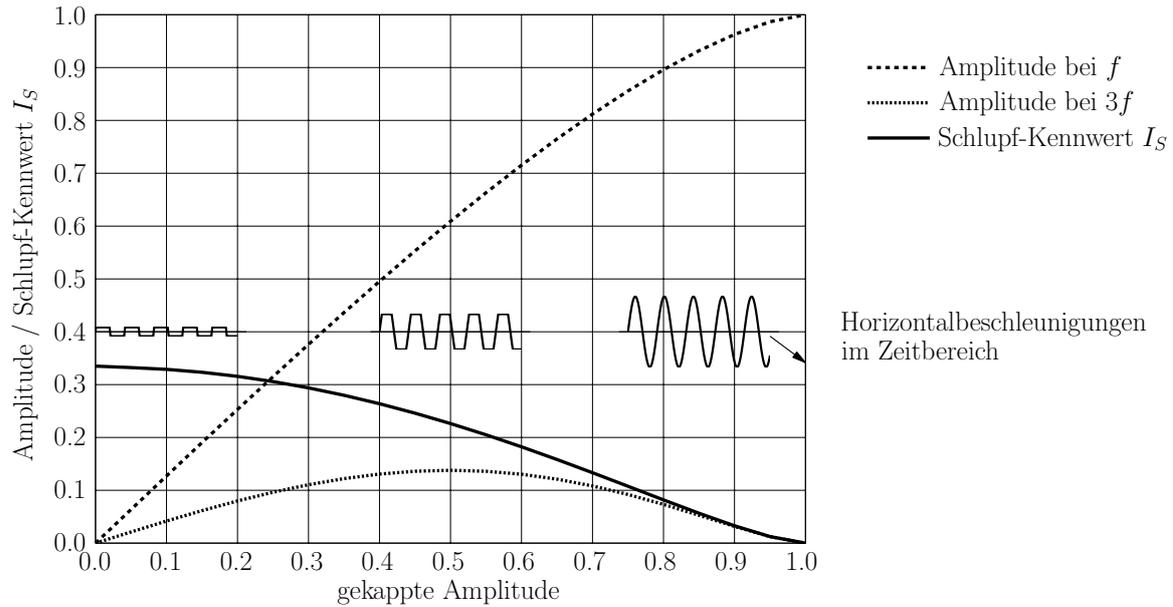


Abbildung 6.4: Entwicklung des Schlupf-Kennwertes I_S und der Amplitudenanteile bei einfacher (f) und dreifacher ($3f$) Erregerfrequenz für verschieden stark symmetrisch gekappte Sinussignale.

ten empfehlenswert ist. Für jedes Zeitfenster wird dann eine amplitudenberichtigte Fast-Fourier-Transformation (FFT) durchgeführt (siehe Abschnitt 6.2.1).

Für den Schlupf-Kennwert werden schließlich die Amplitudenanteile der Horizontalbeschleunigung \ddot{x}_M im Leistungsspektrum der FFT bei einfacher (f) und dreifacher ($3f$) Erregerfrequenz gemäß

$$I_S = \frac{\ddot{x}_M(3f)}{\ddot{x}_M(f)} \quad (6.1)$$

verglichen.

Abbildung 6.4 zeigt die Entwicklung des Schlupf-Kennwertes für verschieden stark gekappte Sinussignale.

Wird der Sinus nicht gekappt, handelt es sich also um einen reinen Sinus, beträgt die „gekappte“ Amplitude ebenfalls 1,0 und für den Schlupf-Kennwert gilt $I_S = 0,0$ (ganz rechts auf der Abszisse von Abbildung 6.4). Je stärker das Signal gekappt wird (auf der Abszisse in Abbildung 6.4 von rechts nach links gehend), desto größer wird der Wert des Schlupf-Kennwertes.

Im Falle eines asymmetrisch gekappten Sinus entstehen zusätzliche Spitzen im Fourier-Spektrum bei den geraden Vielfachen der Erregerfrequenz (also bei $2f$, $4f$, $6f$ usw.), wie dies auch Abbildung 6.3 entnehmbar ist. Trotz der Asymmetrie des gekappten Signals ist der Schlupf-Kennwert I_S weiterhin bestimmbar. Durch die Berücksichtigung der Asymmetrie entsteht eine zusätzliche Abhängigkeit des Schlupf-Kennwertes I_S , weshalb der Einfluss der Asymmetrie in Abbildung 6.5 dreidimensional dargestellt ist. Der darin verwendete Grad der Asymmetrie gibt an, in welchem Verhältnis die gekappten Amplituden zueinander stehen. Ein Grad der Asymmetrie von 0,5 bedeutet, dass beispielsweise die Amplitude im

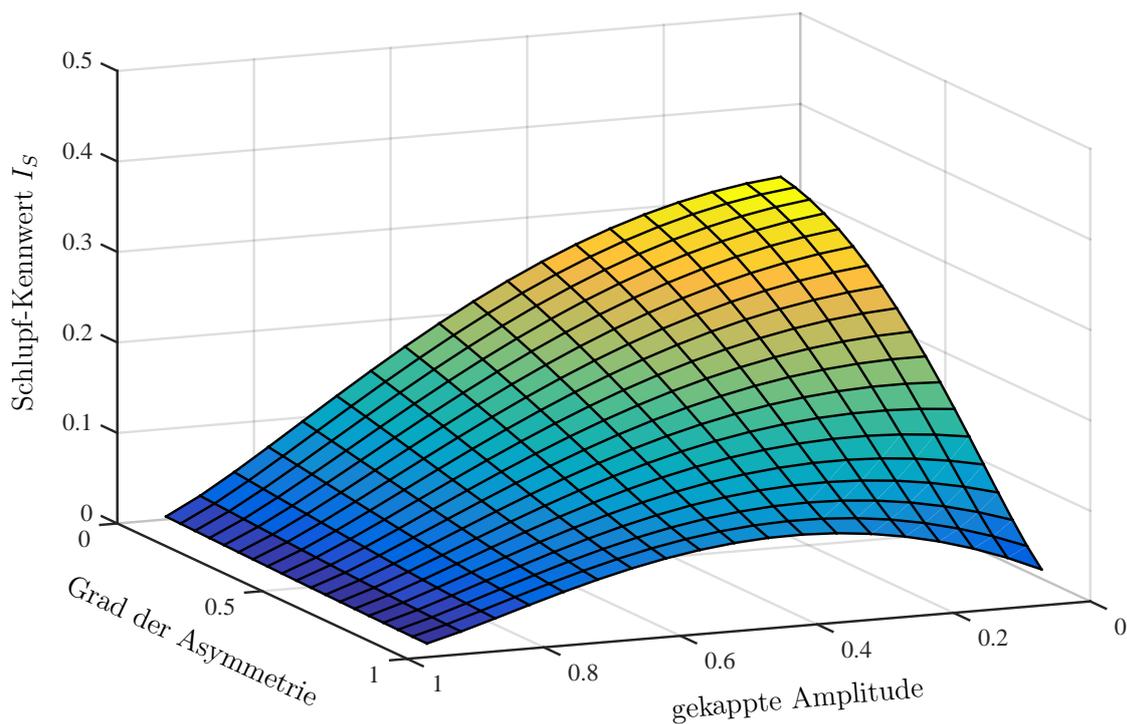


Abbildung 6.5: Entwicklung des Schlupf-Kennwertes I_S für verschieden stark und verschieden asymmetrisch gekappte Sinussignale.

negativen Wertebereich nur halb so stark gekappt ist, wie die Amplitude im positiven Wertebereich. Wird der Grad der Asymmetrie in Abbildung 6.5 zu Null, erhält man einen symmetrisch gekappten Sinus und damit die bekannte Entwicklung des Schlupf-Kennwertes aus Abbildung 6.4. Allgemein sagt der Grad der Asymmetrie aus, um wie viel stärker der negative Wertebereich des Signals im Vergleich zum positiven Wertebereich gekappt wird. Beim Grenzwert 1 wird der negative Wertebereich des Sinus vollständig gekappt.

Abbildung 6.5 zeigt, dass der Schlupf-Kennwert I_S umso aussagekräftiger ist, je symmetrischer der Sinus des untersuchten Signals gekappt ist. Solange eine Seite des Wertebereichs des Signals nicht mehr als 60% stärker gekappt ist als die andere Seite des Wertebereichs, hat der Schlupf-Kennwert I_S eine hohe Aussagekraft.

6.3 Verschleiß-Indikator für Oszillationswalzen

Beim vorgestellten Schlupf-Kennwert handelt es sich um einen aus den Messdaten experimenteller Untersuchungen abgeleiteten Kennwert zur Beschreibung der Relativverschiebungen zwischen dem Walzmantel einer Oszillationsbandage und dem Untergrund. Das Vorhandensein solcher Relativverschiebungen ist eine Grundvoraussetzung für das Auftreten von Verschleiß. Für die Quantifizierung desselben sind Informationen über die Relativverschiebungen in der Kontaktfläche allerdings nicht zwangsläufig ausreichend. Für Ver-

schleiß ist auch eine Auflast notwendig, mit der die beiden Kontaktpartner gegeneinander gepresst werden, während es zu diesen Verschiebungen kommt. Die beiden Extremfälle von großen Verschiebungen ohne Auflast und großer Auflast ohne Verschiebungen verursachen keinen Verschleiß. Erst wenn große Verschiebungen unter hoher Auflast auftreten, ist mit Verschleiß zu rechnen.

Im Unterschied zur Vibrationsverdichtung hebt die Oszillationsbandage während der Verdichtung nicht von der Unterlage ab. Allerdings wurden in der Lagerschale der Oszillationsbandage sekundäre Vertikalbeschleunigungen gemessen, die in Abhängigkeit von der Bodensteifigkeit stark schwanken und bei sehr steifen Untergrundverhältnissen hohe, der Schwerkraft entgegengesetzte Werte erreichen können. Eine Auflast als Grundvoraussetzung des Bandagenverschleißes ist somit jedenfalls vorhanden, kann jedoch nicht als konstant angenommen werden.

Die Entstehung von Verschleiß ist zusätzlich stark zeitabhängig. Je höher die Geschwindigkeit, mit der die Relativverschiebungen zwischen den beiden Kontaktpartnern unter entsprechender Auflast auftreten, desto größer ist auch der verursachte Verschleiß.

Messtechnisch kann der Schlupf zwischen dem Walzmantel einer Oszillationsbandage und der Oberfläche einer zu verdichtenden Schicht mit dem vorgestellten Kennwert erfasst werden. Eine Bestimmung des Spannungsverlaufes in der Kontaktfläche über eine entsprechende Sensorik ist aus derzeitiger Sicht nicht möglich. Um Verschleiß messen zu können, müsste eine Bandage ausreichend lange mit konstanten Maschinenparametern betrieben werden, um nach hunderten Stunden beispielsweise den Materialabrieb am Walzmantel durch einen Massenvergleich bestimmen zu können.

Aus diesem Grund wurde ein numerisches Simulationsmodell entwickelt, mit dem die Wirkung einer Oszillationsbandage auf den Untergrund simuliert werden kann (siehe Kapitel 8). Im Computermodell sind auch die unbekanntenen Größen in der Kontaktfläche, wie die Spannungsverteilung, berechenbar. Wie später im genannten Kapitel gezeigt wird, kann aus den Daten der numerischen Simulation eine Verschleißenergie berechnet werden, mit der eine Beurteilung der Verschleißwirkung möglich ist. Durch den Vergleich der Verschleißenergie mit den Werten des Schlupf-Kennwertes soll die Aussagekraft des Schlupf-Kennwertes über die Verschleißwirkung geprüft werden.

Kapitel 7

Experimentelle Hauptuntersuchungen

7.1 Einführung

Im Jahr 2014 fand im Rahmen des Forschungsprojektes „Verdichtung mit Oszillation“ [89] eine zweite große Versuchsreihe zur Oszillationsverdichtung im Erdbau statt. Für die experimentellen Untersuchungen wurde abermals die Kiesgrube der Firma *HABAU Hoch- und Tiefbaugesellschaft m.b.H.* nahe dem Flughafen Wien Schwechat gewählt, da dort bereits für den Grundsatzversuch ideale Messbedingungen vorgefunden wurden.

Es wurde auch das Verdichtungsgerät des Grundsatzversuches, die Tandemwalze *HD⁺ 90 VO* der Firma *HAMM AG* eingesetzt, wenngleich die Instrumentierung und Messwerterfassung an der Walze und insbesondere der oszillierenden Bandage auf Grundlage der Erfahrungen aus dem Grundsatzversuch adaptiert wurden. So erwiesen sich beispielsweise die Lötstellen an den Steckern des Messwerterfassungssystems in der rotierenden Oszillationsbandage als besonders anfällig. Für die Hauptuntersuchungen wurde deshalb eine neue Lösung gewählt, bei der kein Messwerterfassungssystem mehr den Belastungen im Inneren der Bandage ausgesetzt werden musste. Die Messsignale der Sensoren in der rotierenden Oszillationsbandage wurden umgewandelt und auf eine Spule am Rand der Bandage aufgespielt. Über ein telemetrisches System und einen Aufnehmer am Rahmen der Walze wurden die Daten gelesen, um schließlich durch das Messwerterfassungssystem in der Walzenkabine gespeichert zu werden.

Auch das Messsystem zur Bestimmung der Kontaktlänge wurde weiterentwickelt und statt einer akustischen Messmethode wurden Potentiometer in den Walzmantel der Bandage geschraubt, um den Kontakt mit dem Boden mechanisch messen zu können.

Weiterhin standen die Hauptziele des Forschungsprojektes – die Untersuchung des Bewegungsverhaltens einer Oszillationsbandage, die Entwicklung eines FDVK-Wertes für Oszillationswalzen, die Reduktion des Verschleißes des Walzmantels einer Oszillationsbandage und die Optimierung der Oszillationsverdichtung – im Vordergrund der Untersuchungen. Insbesondere die theoretischen Überlegungen in Kapitel 5 zur Entwicklung eines FDVK-Wertes für Oszillationswalzen sollten durch die Analyse von Messdaten verifiziert werden.

7.2 Untersuchung des Bewegungsverhaltens an der Walze und im Boden

7.2.1 Ziele der Untersuchungen

Vor dem Beginn wurden folgende Ziele definiert:

- Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage
- Einfluss von Erregerfrequenz und Fahrgeschwindigkeit
- Einfluss von Periodizitäten der Bandage
- Aussagekraft des entwickelten FDVK-Wertes
- Einfluss von Erregerfrequenz und Fahrgeschwindigkeit auf den FDVK-Wert
- Relativverschiebungen (Schlupf) zwischen Bandage und zu verdichtender Schicht
- Größe der Kontaktfläche zwischen Bandage und Boden
- Einfluss von künstlichen Schwachstellen im Boden mit unterschiedlicher Mächtigkeit der Überschüttung (Messtiefe des entwickelten FDVK-Wertes)
- Druckspannungsverteilung im Boden in Abhängigkeit von der dynamischen Anregung
- Elastoplastisches Verformungsverhalten des Bodens bei statischen und dynamischen Überfahrten
- Beschleunigungsausbreitung im Boden und Erschütterungswirkung der dynamischen Überfahrten
- Subjektive und augenscheinliche Beurteilung des Verdichtungsprozesses durch den Walzenfahrer und Beobachter

7.2.2 Testfeld

Das Testfeld des Hauptversuches wurde aufgrund der idealen Testbedingungen während des Grundsatzversuches ebenfalls in der Kiesgrube der Firma *HABAU Hoch- und Tiefbau-gesellschaft m.b.H.* nahe dem Flughafen Wien Schwechat eingerichtet. Auch die Vorgehensweise – ein konzentriertes Testfeld auf dem bereits hochgradig verdichteten Planum für den Großteil der Untersuchungen – wurde beibehalten. Im Unterschied zur ersten experimentellen Versuchskampagne wurde die Schüttung in zwei Lagen aufgebracht und die Geometrie des Testfeldes an die aus den Erkenntnissen des Grundsatzversuches abgeleiteten Anforderungen angepasst. Zusätzlich wurden eine Spur auf dem hochgradig verdichteten Planum und zwei weitere Spuren für Messfahrten auf bindigem Untergrund ausgewählt.

Eine detaillierte Dokumentation des Großversuches kann auch der Arbeit von *Sonderegger* [110] entnommen werden.

7.2.2.1 Lage und Abmessungen

Nahe dem Ort des Grundsatzversuches wurde in der Kiesgrube auch das Testfeld des Großversuches auf dem ebenen und hochgradig verdichteten Planum eingemessen. Es wurden abermals vier parallele Testspuren mit einer Breite von 1,6 m vorgesehen. Da bei der Auswertung der Messdaten des Grundsatzversuches eine teilweise deutlich ausgeprägte Periodizität der Oszillationsbandage (siehe Ausführungen zur Periodizität von Oszillationswalzen in Abschnitt 3.6.1) festgestellt wurde, wurde die Länge der Testspuren auf 40 m verdoppelt. Dadurch konnte während einer Versuchsfahrt eine größere Zahl voller Umdrehungen der Bandage ausgeführt werden, was die Identifikation und in weiterer Folge auch die Kompensation von Periodizitäten der Bandage erleichtert.

Als Schüttmaterial wurde wieder der in der Kiesgrube abgebaute und als „Wandschotter“ bezeichnete sandige Kies verwendet. Zunächst wurde eine erste Lage mit einer Mächtigkeit von 40 cm aufgebracht und verdichtet. Später folgte eine weitere Lage mit 30 cm.

Zusätzlich wurden Vergleichsversuche zur Variation von Fahrgeschwindigkeit, Oszillationsfrequenz und Drehrichtung der Unwuchtmassen auf dem hochgradig verdichteten Planum (Spur 5) und auf bindigem Material (Spuren 6 und 7) durchgeführt.

Das Testfeld mit den Spuren 1 bis 4 sowie Spur 5 sind mit den wichtigsten Abmessungen und der lagemäßigen Anordnung der verwendeten Messtechnik in Abbildung 7.1 dargestellt.

7.2.2.2 Spuren 1-4: Verdichtungsfahrten auf zwei Lagen geschüttetem „Wandschotter“

Vor dem Aufbringen der Schüttung wurden auf dem Untergrund der Spur 2 zehn Meter vor der Mittelachse des Testfeldes zwei Federkernmatratzen aufgelegt, um eine künstliche Schwachstelle zu simulieren (siehe Abbildung 7.1). Danach erfolgte die Herstellung einer Lage aus 40 cm „Wandschotter“, wobei für die Verteilung und Begradigung des Testfeldes ein Radlader eingesetzt wurde. Im Labor wurden für den sandigen Kies ein natürlicher Wassergehalt von $w_n = 1,6\%$ und eine Korndichte von $\rho_s = 2,71 \text{ g/cm}^3$ bestimmt. Zusätzlich wurden die Proctordichte mit $\rho_{Pr} = 2,28 \text{ g/cm}^3$ bei einem optimalen Wassergehalt von $w_{Pr} = 5,5\%$ und die modifizierte Proctordichte mit $\rho_{Pr,m} = 2,35 \text{ g/cm}^3$ bei $w_{Pr,m} = 5,1\%$ ermittelt. Die detaillierten Ergebnisse sind Tabelle B.1, die Kornverteilungslinie Abbildung B.6, die Kornverteilungslinie nach Bestimmung der dichtesten Lagerung Abbildung B.7 und die Proctorkurven den Abbildungen B.11 und B.12 des Anhangs B zu entnehmen.

Nach Abschluss der Messfahrten auf der ersten Lage wurde das Testfeld mit konstanten Maschineneinstellungen mehrfach abgewalzt, um möglichst homogene Verdichtungsverhältnisse auf allen vier Spuren zu schaffen. Danach wurde zehn Meter nach der Mittelachse des Testfeldes eine weitere Schwachstelle in Form zweier Federkernmatratzen auf Spur 2 aufgelegt (siehe Abbildung 7.1), ehe die Schüttung der zweiten Lage erfolgte. Als Schüttmaterial wurde abermals der in der Kiesgrube abgebaute sandige Kies verwendet, wobei für das Material der zweiten Lage ein natürlicher Wassergehalt von $w_n = 3,5\%$ und eine Korndichte von $\rho_s = 2,75 \text{ g/cm}^3$ ermittelt wurden. Die im Labor ermittelte Proctordichte des Schüttmaterials der zweiten Lage beträgt $\rho_{Pr} = 2,27 \text{ g/cm}^3$ bei einem optimalen Was-

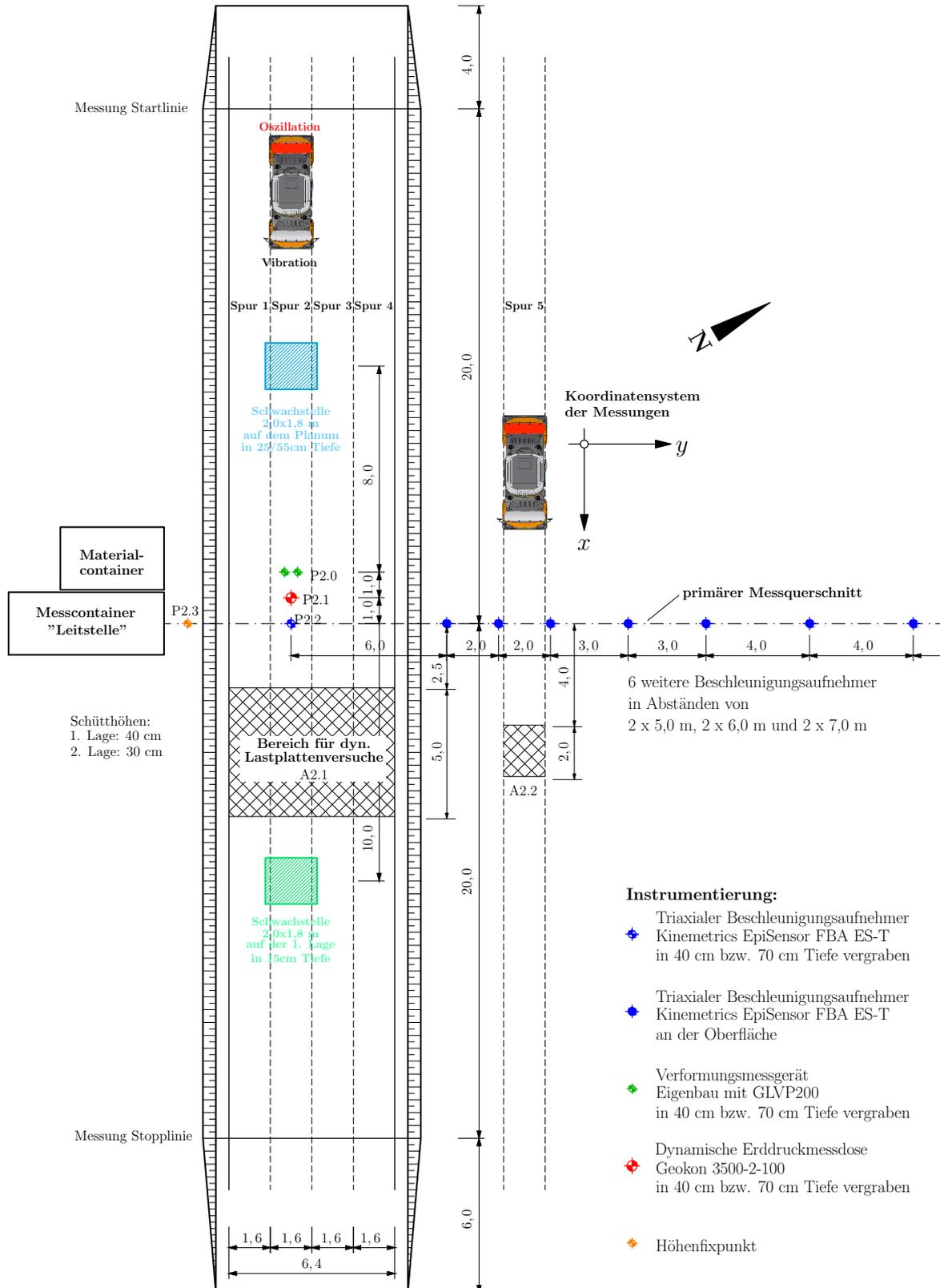


Abbildung 7.1: Lageplan des Testfeldes der experimentellen Großversuche (Hauptuntersuchungen) und lagemäßige Anordnung der in Untergrund und Schüttung eingebauten Messtechnik. Maße in Metern.



(a) Loses Schütten des sandigen Kieses für die zweite Lage des Testfeldes durch einen Muldenkipper.



(b) Verteilung und Begradigung des Schüttmaterials der zweiten Lage des Testfeldes mittels Raupenbagger.

Abbildung 7.2: Herstellung der zweiten Lage des Testfeldes mit den Verdichtungsspuren 1 bis 4.

sergehalt von $w_{Pr} = 5,9\%$ (siehe Abbildung B.13), die modifizierte Proctordichte beträgt $\rho_{Pr,m} = 2,34 \text{ g/cm}^3$ bei $w_{Pr,m} = 5,8\%$ (siehe Abbildung B.14). Abbildung B.8 enthält die Kornverteilungslinie des Materials mit den zugehörigen Kennzahlen. In Abbildung B.9 ist die Kornverteilungslinie nach der Bestimmung der dichtesten Lagerung dargestellt.

Wie sich im Zuge der Verdichtung der ersten Lage herausstellte, wurde durch den Radlader bereits eine hohe Vorverdichtung des Schüttmaterials erreicht. Der durch die Tandemwalze erzielte Verdichtungszuwachs war daher vergleichsweise gering. Aus diesem Grund wurde für die Schüttung der 30 cm mächtigen zweiten Lage eine aufwändigere Methode gewählt. Mit Hilfe eines Muldenkippers wurde das Schüttmaterial zunächst in Haufen auf die bereits verdichtete erste Lage geschüttet. Danach erfolgte eine Verteilung und Begradigung durch einen Raupenbagger, welcher seitlich neben dem Testfeld positioniert war. Die lose Schüttung wurde so während der Herstellung der zweiten Lage zu keinem Zeitpunkt von einer Baumaschine befahren, wodurch die gesamte Verdichtungswirkung mit der Messwalze erzielt werden konnte (siehe Abbildung 7.2).

Wie im Grundsatzversuch waren die Spuren 1 bis 4 für unterschiedliche Messfahrten vorgesehen. Während Spur 1 vorwiegend statisch verdichtet wurde, erfolgte auf der mit Messtechnik instrumentierten und mit Schwachstellen versehenen Hauptmessspur 2 die Verdichtung mit Oszillation. Spur 3 wurde für Vibrationsfahrten genutzt und auf Spur 4 erfolgte der kombinierte Einsatz von Vibration und Oszillation.

7.2.2.3 Spur 5: Messfahrten auf steifem Untergrund

Parallel zu den Spuren 1 bis 4 wurde neben dem Testfeld auf dem hochgradig verdichteten Planum Spur 5 eingemessen (siehe Abbildung 7.1). Die Bodeneigenschaften entsprechen den Ausführungen in Abschnitt 4.2.2.3 der experimentellen Grundsatzuntersuchungen. Die Messlänge von Spur 5 entsprach mit 40 m jener der Spuren 1 bis 4 des Testfeldes.

Wie im Grundsatzversuch war auf dem steifen Untergrund keine zusätzliche Verdichtung durch die Messwalze zu erwarten. Allerdings kann auf Spur 5 sehr wohl der in Kapi-



(a) Spuren 6 und 7 (im Hintergrund) und zusätzliche Messspuren auf dem bindigen Untergrund.



(b) Ausgeprägte Wellenbildung an der Oberfläche der Spuren 6 und 7 bereits nach wenigen Überfahrten.

Abbildung 7.3: Messfahrten auf bindigem Untergrund.

tel 5 vorgestellte FDVK-Wert für Oszillationswalzen ermittelt werden. Die hohe Steifigkeit des Bodens auf Spur 5 stellt dabei eine Art oberen Grenzwert für die Erprobung des FDVK-Wertes dar.

7.2.2.4 Spuren 6 und 7: Messfahrten auf bindigem Untergrund

Zu Vergleichszwecken und zur Untersuchung des Bewegungsverhaltens einer Oszillationsbandage auf bindigem Boden wurden zwei Spuren (6 und 7) in einer benachbarten Kiesgrube eingemessen.

Im Labor wurden für das bindige Material ein natürlicher Wassergehalt von $w_n = 18,8\%$ und eine Korndichte von $\rho_s = 2,71 \text{ g/cm}^3$ ermittelt. Die Fließgrenze wurde mit $w_L = 30,5\%$ bestimmt, die Plastizitätsgrenze mit $w_p = 22,5\%$. Daraus ergeben sich eine Plastizitätszahl von $I_p = 8,0\%$ und in weiterer Folge eine Konsistenzzahl von $I_C = 1,5$. Aus dem Standard Proctorversuch wurde eine Proctordichte von $\rho_{Pr} = 1,74 \text{ g/cm}^3$ bei einem optimalen Wassergehalt von $w_{Pr} = 16,9\%$ abgeleitet (siehe Abbildung B.15). Der modifizierte Proctorversuch ergab eine Dichte von $\rho_{Pr,m} = 1,93 \text{ g/cm}^3$ bei $w_{Pr,m} = 14,3\%$ (siehe Abbildung B.16). Weitere Ergebnisse der Laboruntersuchungen können Tabelle B.1 entnommen werden.

Zwischen den rund 75 m langen Spuren bestand ein Abstand von einem Meter. Während auf Spur 6 Oszillationsmessfahrten durchgeführt wurden, war Spur 7 für Messfahrten mit aktiver Vibrationsbandage vorgesehen. Durch die Eigenschaften des feinkornreichen bindigen Bodens kam es unabhängig von der dynamischen Anregung durch die Schiebewirkung der Bandagen bereits nach wenigen Überfahrten zu einer ausgeprägten Wellenbildung an der Oberfläche der beiden Spuren. Da diese Wellenbildung das Bewegungsverhalten der Bandage in hohem Maße beeinflusste, wurden zusätzliche Fahrten neben den Spuren 6 und 7 durchgeführt.

7.2.3 Messwalze und Sensorik

Für die Verdichtungsfahrten auf dem Testfeld sowie die Messfahrten auf dem steifen Platum und dem bindigen Untergrund wurde dieselbe knickgelenkte Tandemwalze des Typs *HD⁺ 90 VO* der Firma *HAMM AG* eingesetzt, wie für die experimentellen Untersuchungen des Grundsatzversuches. Sämtliche versuchsrelevanten Maschineneigenschaften sind in Abschnitt 4.2.3 zusammengefasst bzw. Abbildung A.1 des Anhangs A zu entnehmen.

7.2.3.1 Instrumentierung der Walze

Für die Erfassung des Bewegungsverhaltens der beiden Bandagen und insbesondere für die Berechnung des vorgestellten FDVK-Wertes für Oszillationswalzen waren auch für die experimentellen Hauptuntersuchungen vorwiegend Beschleunigungssensoren an der Walze montiert. Zunächst folgt eine Beschreibung der eingesetzten Sensorik, ehe in Abschnitt 7.2.4 die Zusammenfassung der Sensoren zu Messsystemen, die zeitliche Synchronisation der Systeme und die Messdatenerfassung behandelt werden.

Beschleunigungen

Für die Messung der Beschleunigungen an der Walze wurde die Instrumentierung des Grundsatzversuches (Abschnitt 4.2.3.1 des Kapitels 4) übernommen. Kapazitive MEMS, einaxiale Beschleunigungssensoren des Typs *8315A* der Firma *Kistler* [57], mit den Sensitivitäten $\pm 10\text{ g}$ und $\pm 30\text{ g}$ wurden an der rotierenden Oszillationsbandage gemäß Abbildung 4.8 bzw. an den Lagerschalen der Bandagen gemäß Abbildung 4.9 montiert.

Näherungsschalter

Auch die induktiven Näherungsschalter des Grundsatzversuches wurden für die experimentellen Hauptuntersuchungen übernommen, um periodisch wiederkehrende Ereignisse zu dokumentieren. Da die Periodizität, wie sich bei der Auswertung der experimentellen Voruntersuchungen herausstellte, einen entscheidenden Einfluss auf das Bewegungsverhalten nimmt, wurde den induktiven Näherungsschaltern *ON1* und *ON4* ein besonderer Stellenwert beigemessen. Die Positionen der Näherungsschalter sind in Abbildung 4.9 eingetragen.

Messsystem zur Bestimmung der Kontaktlänge

Zwar hat das in Abschnitt 4.2.3.1 vorgestellte akustische Messsystem zur Bestimmung der Kontaktlänge im Grundsatzversuch gut funktioniert und vermutlich erstmals eine direkte Messung der Kontaktlänge zwischen dem Walzmantel einer dynamischen Walze und dem Boden während dem Betrieb ermöglicht, jedoch zeigten sich im Messbetrieb einige Nachteile des Systems, weshalb für den Großversuch eine Weiterentwicklung erfolgte. Trotz einer gewissen Selbstreinigung durch den Luftstrom aus der Pfeife heraus kam es immer wieder zum Eintrag von Körnern, welche die akustischen Messungen beeinflussten. Nach jeder Messfahrt war eine Reinigung bzw. zumindest eine Funktionskontrolle notwendig, was immer wieder zu Verzögerungen während der Versuchsdurchführung führte. Ein weiterer of-



(a) Potentiometer mit Tauchanker und modifizierter Spitze.



(b) Einschrauben des Potentiometers in den Walzmantel der Oszillationsbandage.



(c) Verguss des Potentiometers mit Silikon und Herstellung einer Schutzkappe.



(d) Außenansicht eines fertig eingebauten Potentiometers.

Abbildung 7.4: Potentiometer mit Tauchanker des Messsystems zur Bestimmung der Kontaktlänge zwischen der Oszillationsbandage und dem Boden.

fensichtlicher Nachteil der akustischen Lösung war die Autarkie des Messsystems, welche die zeitlich exakte Synchronisierung mit den übrigen Messdaten unmöglich machte.

Für die Weiterentwicklung des Messsystems zur Bestimmung der Kontaktlänge wurde das in Abbildung 4.10 dargestellte Prinzip des akustischen Messsystems beibehalten. Allerdings wurden die Pfeifen in den Viertelpunkten der Oszillationsbandage durch Potentiometer mit Tauchanker (siehe Abbildung 7.4a) ersetzt.

Würde die Spitze des Tauchankers aus dem Walzmantel der Oszillationsbandage ragen, wäre das Potentiometer der Oszillationsbewegung und somit beim Kontakt mit dem Boden starken Scherbeanspruchungen ausgesetzt. Im besten Fall wäre dann mit einem Abschleifen der Spitze des Tauchankers zu rechnen, allerdings ist auch eine Beschädigung des Potentiometers nicht auszuschließen. Darüber hinaus wäre der Eintrag von Feinkorn in den Zwischenraum von Tauchanker und feststehendem Teil sehr wahrscheinlich, was eine einwandfreie Funktion des Potentiometers einschränken würde. Aus diesem Grund wurden die Potentiometer gerade so weit von innen in den Walzmantel eingeschraubt, dass die Spitze

ze der Tauchanker gerade nicht aus dem Walzmantel ragt (siehe Abbildung 7.4b). Danach wurde der verbleibende Hohlraum mit einem Spezialsilikon vergossen (siehe Abbildung 7.4c) und eine Kappe aus ebendiesem Silikon geformt. Die ersten Millimeter des Messweges wurden vor dem Vergießen durch einen Moosgummiring geschützt, um ein Verkleben des Zwischenraumes zwischen Tauchanker und feststehendem Teil des Potentiometers zu verhindern (siehe Abbildung 7.4b). Darüber hinaus wurde die Spitze des Tauchankers mit einem Draht modifiziert, um einen besseren Verbund des Silikons mit dem Tauchanker zu erreichen. Für den Verguss wurde ein hochflexibles Silikon gewählt, welches in der Lage war, der dynamischen Oszillationsbewegung der Bandage zu folgen. Durch diese Eigenschaft entstanden kaum Relativverschiebungen zwischen der Silikonkappe und dem Untergrund, wodurch die Silikonkappe vor Verschleiß geschützt war. Abbildung 7.4d zeigt die unscheinbare Silikonkappe eines fertig eingebauten Potentiometers.

An jedes Potentiometer im Inneren der Oszillationsbandage wurde eine konstante Spannung angelegt. Die Ausübung eines Drucks auf die Silikonkappe, wie er beim Kontakt mit dem Boden oder dem Positionsrads zu erwarten ist, sorgt für eine Verformung der Silikonkappe, von der ein Teil an den Tauchanker weitergegeben wird. Jede Verschiebung des Tauchankers führt zu einer Spannungsänderung der Ausgangsspannung des Potentiometers, welche im Versuch durch das Messsystem erfasst wurde.

Für die Bestimmung der Asymmetrie der Kontaktlänge wurde das in Abbildung 4.11b gezeigte Positionsrads des Pfeifensystems übernommen.

Weitere Sensoren an der Walze

Durch die Weiterentwicklung des Messsystems zur Bestimmung der Kontaktlänge entfielen die Aufnahmegeräte zur Erfassung der akustischen Signale. Bei den experimentellen Hauptuntersuchungen wurden deshalb auch keine Körperschallmikrophone mehr eingesetzt.

Die Öldrücke des Zu- und Ablaufes des Oszillationsmotors wurden durch das Messsystem der Walze erfasst. Nachdem der Einsatz dieser Sensoren im Grundsatzversuch allerdings zu keinem Erkenntnisgewinn führte, wurde im Großversuch auf eine Auswertung dieser Messdaten verzichtet.

7.2.3.2 Instrumentierung des Bodens

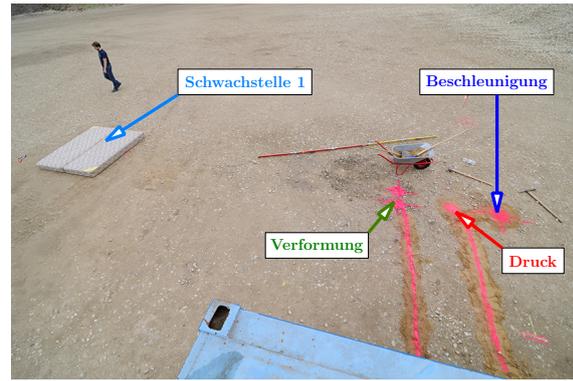
Bei der Instrumentierung des Bodens wurde im Wesentlichen auf das bewährte System des Grundsatzversuches zurückgegriffen. Im Boden bzw. an dessen Oberfläche wurden Beschleunigungen in den drei Raumachsen gemessen. Hinzu kamen Verformungsmessungen und Messungen des vertikalen Bodendrucks. Instrumentiert wurde lediglich das Testfeld bzw. dessen Umfeld. Die lagemäßige Anordnung ist in Abbildung 7.1 dargestellt, eine Photographie der eingebauten Messtechnik ist in Abbildung 7.5b zu sehen. Darin ist auch die Positionierung der ersten Schwachstelle enthalten.

Vertikaler Bodendruck

Wie im Grundsatzversuch wurde eine dynamische Erddruckmessdose des Typs *Geokon 3500-*



(a) Einbau der dynamischen Erddruckmessdose unter der Spur 2 des Testfeldes.



(b) Übersicht der eingebauten Messtechnik unter Spur 2 des Testfeldes und Positionierung der unteren Schwachstelle.

Abbildung 7.5: Instrumentierung von Spur 2 des Testfeldes.

2-100 im Punkt P2.1 in Fahrtrichtung einen Meter vor dem primären Messquerschnitt unter Spur 2 installiert um den vertikalen Bodendruck unter der Einwirkung einer dynamischen Walze zu messen (siehe Abbildung 7.5a).

Verformungen im Boden

Für die Erfassung der Differenzverformungen der zu verdichtenden Lagen wurden für den Großversuch zwei Verformungsmessgeräte, wie sie in Abschnitt 4.2.3.2 vorgestellt wurden, vorgesehen. Ihre lagemäßige Anordnung im Punkt P2.0 in Fahrtrichtung 2 m vor dem primären Messquerschnitt ist Abbildung 7.1 zu entnehmen.

Beide Verformungsmessgeräte wurden in Spur 2 angeordnet (Abbildung 7.6a). Dabei sollte das erste Verformungsmessgerät der Ermittlung der Differenzverformungen der ersten Lage dienen, während das zweite Verformungsmessgerät bis an die GOK der zweiten Lage geführt werden sollte. Dadurch wären für die Verdichtungsfahrten auf der zweiten Lage die Verformungen in den beiden Schichten getrennt voneinander messbar. Eines der beiden Verformungsmessgeräte konnte nach dem Schütten der ersten Lage nicht mehr aktiviert werden. Trotz größter Sorgfalt beim Einbau dürften Feinteile in den Zwischenraum zwischen Fühler und feststehendem Teil des induktiven Wegaufnehmers mit Tauchanker gelangt sein, die schließlich eine freie Bewegung verhinderten und somit eine Messung unmöglich machten. Aus diesem Grund entschied man sich, für die Messungen auf der zweiten Lage das verbliebene Verformungsmessgerät zu verlängern und somit die Gesamtverformungen der beiden eingebauten Lagen zu messen.

Beschleunigungen im Boden

Von den verwendeten triaxialen Beschleunigungsaufnehmern *EpiSensor FBA ES-T* der Firma *Kinematics* wurde ein Sensor vor dem Schütten der beiden Lagen auf dem Unterbauplanum im Punkt P2.2 aufgestellt (siehe Abbildung 7.7a). Nach dem Einbau der beiden Lagen war der Beschleunigungsaufnehmer somit 40 cm bzw. 70 cm tief vergraben. Weitere 13 triaxiale Beschleunigungsaufnehmer wurden zur Beurteilung der Erschütterungswirkung entlang



(a) Einbau der feststehenden Teile der Verformungsmessgeräte in den Untergrund.



(b) Klemmung des Drahtes an der Messingplatte an der Oberfläche der zu verdichtenden Schicht.

Abbildung 7.6: Verformungsmessgeräte zur Messung der Differenzverformungen („Setzungen“) der zu verdichtenden Schichten in Spur 2 des Testfeldes.



(a) Anordnung des Beschleunigungsaufnehmers unter der Spur 2 des Testfeldes.



(b) Aufstellung triaxialer Beschleunigungsaufnehmer an der Oberfläche des Unterbauplanums zur Erfassung der Erschütterungswirkung.

Abbildung 7.7: Triaxiale Beschleunigungsaufnehmer des Typs *EpiSensor FBA ES-T* der Firma *Kistler* zur Messung der Beschleunigungen unterhalb der aufgetragenen Schüttung und an der Oberfläche.

der Linie des primären Messquerschnittes an der Oberfläche des hochgradig verdichteten Planums aufgestellt (siehe Abbildung 7.1 bzw. Abbildung 7.7b).

Die Ausrichtung aller Beschleunigungsaufnehmer erfolgte dem allgemeinen Koordinatensystem der Messungen entsprechend (siehe Abbildung 7.1), sodass die positive x -Richtung der Fahrtrichtung der Vorwärtsfahrten entsprach.

7.2.4 Messwerterfassung und Messkette

Die Signale der Sensoren an der Walze und im Boden wurden mit einer Aufzeichnungsrate von 1000 Hz erfasst. Für jede Messfahrt sollte ein eigener Datensatz generiert werden, in dem die Signale aller Sensoren zeitlich synchron abgespeichert sind. Für die Erreichung dieses Ziels wurden die Sensoren zunächst während der Versuche in Teilmesssystemen zusammengefasst, bevor in der Datenaufbereitung die Zusammenführung aller Messdaten

der Teilsysteme erfolgte. Das Messlayout mit allen Teilmesssystemen der experimentellen Hauptuntersuchungen ist in Abbildung 7.8 dargestellt.

7.2.4.1 Messsystem der Walze

Die Erfassung und Speicherung der Messdaten der Sensoren der Oszillationsbandage mit einem rotierenden Messsystem im Inneren der Bandage erwies sich im Grundsatzversuch als brauchbare, allerdings nicht optimale Lösung. Zwar wurden der Messdatenlogger des Typs *imc CRONOSflex* zur Datenerfassung und die Akkumulatoren zur Stromversorgung von den Schwingungen der Bandage möglichst entkoppelt gelagert, durch die große Bandbreite der eingesetzten Oszillationsfrequenzen von 20 Hz bis 70 Hz und das Durchlaufen niedriger Frequenzen beim Ein- und Ausschalten der Oszillationsanregung waren die genannten Komponenten dennoch hohen dynamischen Belastungen ausgesetzt. Insbesondere Lötverbindungen im Anschlussbereich des Systems zur Datenerfassung wurden immer wieder beschädigt und führten zu unvollständigen Datensätzen. Nachdem ein Auslesen der Daten nicht online, sondern erst im Nachlauf erfolgen konnte, wurden derartige Ausfälle oftmals erst spät bemerkt. Aus diesen Gründen wurde für den Großversuch nach einer Lösung gesucht, mit der die Übertragung der Messdaten aus der rotierenden Bandage und Speicherung derselben durch ein *imc CRONOSflex* System in der Walzenkabine möglich ist. Verschiedene Funk- und WLAN-Lösungen wurden in Erwägung gezogen, die Wahl viel aber schlussendlich auf ein Telemetriesystem mit PCM-Technik der Firma *KMT - Kraus Messtechnik GmbH*.

Das Mehrkanal-Telemetriesystem ist eine Form der digitalen Übertragungstechnik, bei dem einzelne Kanäle zeitlich so miteinander verschachtelt und gebündelt werden, dass sie am Ausgang auf einer „2-Draht-Leitung“ zur Verfügung stehen und über einen Hochfrequenz-Sender abgestrahlt werden können. Diese Art der Übertragungstechnik wird durch Digitalisieren, Multiplexen und PCM-Encodieren (Puls-Code-Modulation) sämtlicher Kanäle realisiert [106].

Für die Übertragung der Messdaten aus der rotierenden Oszillationsbandage wurden die Sensoren an *MTP-Telemetrie* Module angeschlossen, wo die analogen Messsignale aufbereitet und digitalisiert wurden (Abbildung 7.9a). Innerhalb des Verstärkungsringes der Oszillationsbandage wurde auf der Innenseite des Walzmantels auf einem Kabelkanal eine Spule gewickelt (Abbildungen 7.9b und 7.9f). Von einem induktiven Transmitter (Abbildung 7.9c) wurden die digitalisierten Messsignale mit 45 MHz auf die Spule aufgespielt, wodurch der erste Teil der Messdatenübertragung auf der rotierenden Oszillationsbandage abgeschlossen war. Während für den Betrieb des Messsystemes im Grundsatzversuch zwei große Blei-Akkumulatoren in eine Ronde der Bandage eingebaut und etwa dreimal pro Tag getauscht werden mussten, war für die Spannungsversorgung der Telemetrie-Komponenten und der Sensoren im Großversuch ein kleiner Lithium-Ionen-Akku für einen gesamten Mess-tag ausreichend.

Am Rahmen der Walze wurde in einem Abstand von 50 mm zur Spule ein induktiver Aufnehmer zur Auslesung der Daten der Spule montiert (Abbildung 7.9d). Über eine Ka-

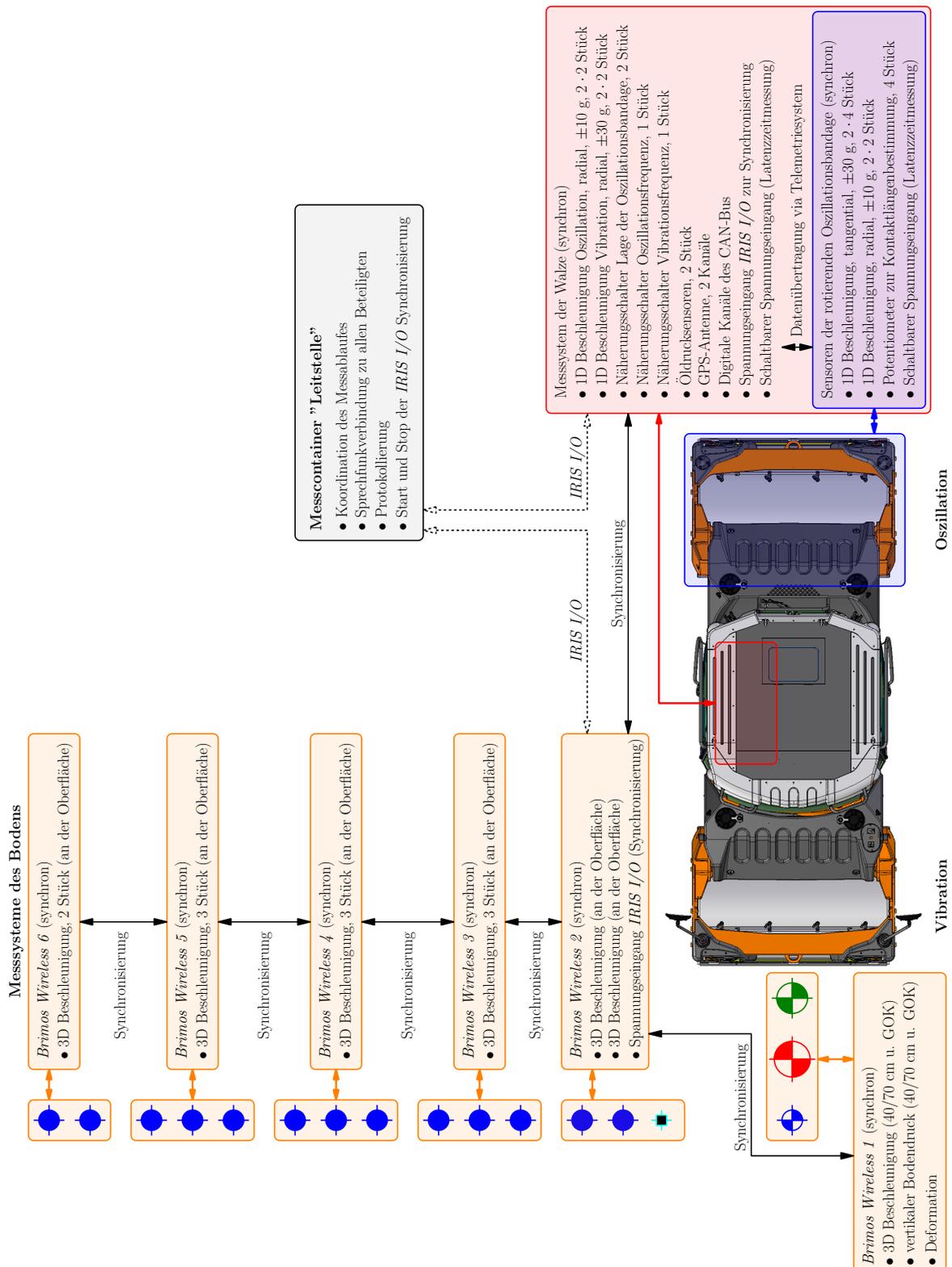


Abbildung 7.8: Messlayout aller parallel messenden Teilsysteme des Großversuchs.

belverbindung wurden die digitalen Messdaten in die Walzenkabine weitergegeben, wo zunächst durch einen Empfänger eine Umwandlung in Analogsignale und dann eine Speicherung der Messdaten auf dem internen Speicher eines *imc CRONOSflex* Systems erfolgte (Abbildung 7.9e).

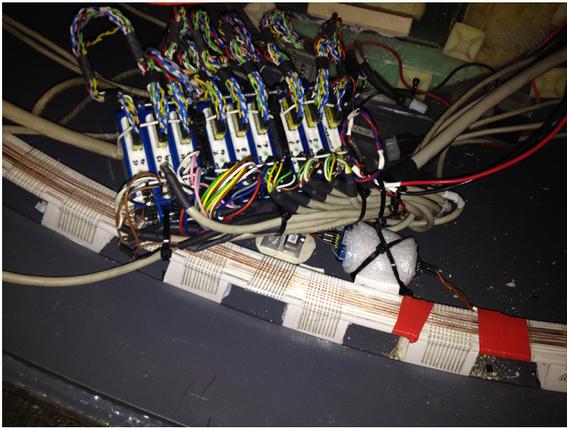
Mit dem Telemetriesystem wurden die Messsignale folgender 16 Kanäle aus der rotierenden Oszillationsbandage zum Messdatenerfassungssystem in der Walzenkabine übertragen:

- Einaxiale Beschleunigungssensoren, tangential messend, mit einer Sensitivität ± 30 g, 2x4 Stück (siehe Abbildung 4.8)
- Einaxiale Beschleunigungssensoren, radial messend, mit einer Sensitivität ± 10 g, 2x2 Stück (siehe Abbildung 4.8)
- Potentiometer für die Bestimmung der Kontaktlänge, vier Stück (siehe Abbildung 7.8)
- Zusätzliche Belegung des Kanals eines Potentiometers mit einem schaltbaren Spannungseingang der rotierenden Oszillationsbandage für die Latenzzeitmessung und spätere Synchronisation der Messdaten (siehe Abbildung 7.8)

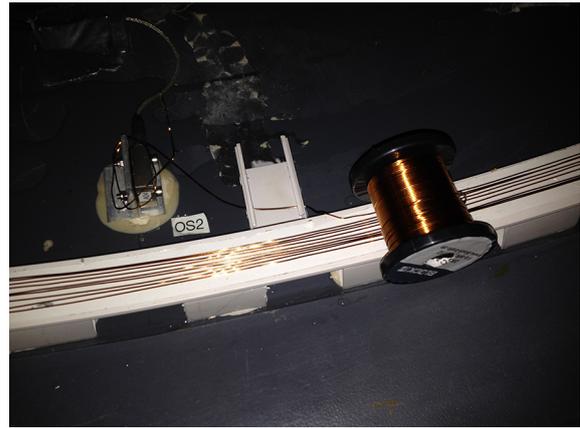
Die Datenerfassung erfolgte durch ein mobil mitgeführtes *imc CRONOSflex* System in der Walzenkabine. Zusätzlich zu den Messdaten der rotierenden Oszillationsbandage wurden die Beschleunigungen in den Lagerschalen der Bandagen und die Daten der Näherungsschalter (siehe Abbildung 4.9) sowie zahlreiche digitale Kanäle des CAN-Bus Systems der Walze aufgezeichnet. Die Spannungsversorgung des Messsystems und damit auch eines Teils der Sensoren erfolgte über das 12 V Bordnetz der Walze.

Zusammenfassend wurden folgende analoge Messkanäle und digitale Eingänge mit einer Abtastfrequenz von 1000 Hz vom *imc CRONOSflex* System in der Walzenkabine aufgezeichnet:

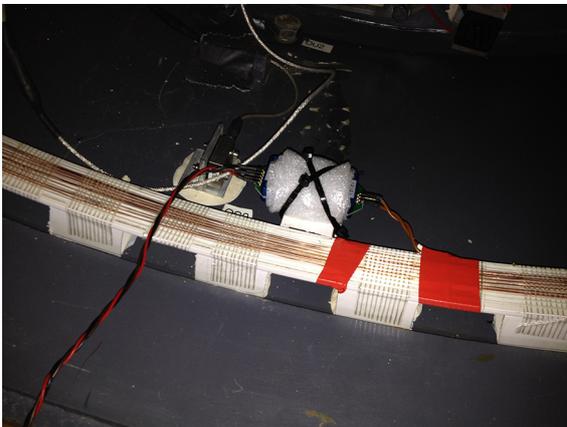
- Einaxiale Beschleunigungssensoren, tangential messend, mit einer Sensitivität ± 30 g, 2x4 Stück (siehe Abbildung 4.8)
- Einaxiale Beschleunigungssensoren, radial messend, mit einer Sensitivität ± 10 g, 2x2 Stück (siehe Abbildung 4.8)
- Potentiometer für die Bestimmung der Kontaktlänge, vier Stück (siehe Abbildung 7.8)
- Zusätzliche Belegung des Kanals eines Potentiometers mit einem schaltbaren Spannungseingang der rotierenden Oszillationsbandage für die Latenzzeitmessung und spätere Synchronisation der Messdaten (siehe Abbildung 7.8)
- Einaxiale Beschleunigungssensoren, radial messend, mit einer Sensitivität ± 10 g an der Lagerschale der Oszillationsbandage, 2x2 Stück (siehe Abbildung 4.9)
- Einaxiale Beschleunigungssensoren, radial messend, mit einer Sensitivität ± 30 g an der Lagerschale der Vibrationsbandage, 2x2 Stück (siehe Abbildung 4.9)



(a) Anschluss der Sensoren der Oszillationsbandage an MTP-Telemetrie Module.



(b) Wickeln der Spule zur Datenübertragung.



(c) Induktiver Transmitter zum Aufspielen der digitalisierten Messsignale auf die Spule.



(d) Induktiver Aufnehmer am Rahmen der Walze zur Auslesung der Daten von der Spule.



(e) Empfänger zur Umwandlung der digitalisierten Signale in Analogsignale und Speicherung im *imc CRONOSflex* System.



(f) Fertig installiertes Telemetriesystem an der Oszillationsbandage.

Abbildung 7.9: Einbau eines Telemetriesystems mit PCM-Technik der Firma *KMT - Kraus Messtechnik GmbH* zur Übertragung der Messdaten aus der Oszillationsbandage in die Walzenkabine.

- Näherungsschalter zur Bestimmung der Lage der Oszillationsbandage, zwei Stück (ON1 und ON4, siehe Abbildung 4.9)
- Näherungsschalter zur Ermittlung der Oszillationsfrequenz, ein Stück (OUt, siehe Abbildung 4.9)
- Näherungsschalter zur Ermittlung der Vibrationsfrequenz, ein Stück (VUt, siehe Abbildung 4.9)
- Öldrucksensoren des Zu- und Ablaufes des Oszillationsmotors, zwei Stück (siehe Abbildung 7.8)
- GPS-Antenne, 2 Kanäle (geographische Breite und Länge, siehe Abbildung 7.8)
- Digitale Kanäle des CAN-Bus: Fahrgeschwindigkeit, Fahrtrichtung (vorwärts/rückwärts), Vibrationsamplitude (klein/groß), Drehrichtung der Oszillationsunwuchten (vorwärts/rückwärts), Oszillationsfrequenz, Vibrationsfrequenz, Oberflächentemperatur vor der Walze, Oberflächentemperatur hinter der Walze, FDVK-Werte *HMV* (*CMV*) und *RMV* des *Compactometers* (siehe Abbildung 7.8)
- Spannungseingang der *IRIS I/O* Funk-Synchronisation (siehe Abbildung 4.17)
- Zusätzlicher Kanal für einen schaltbaren Spannungseingang der rotierenden Oszillationsbandage für die Latenzzeitmessung und spätere Synchronisation der Messdaten (siehe Abbildung 7.8)

7.2.4.2 Messsysteme des Bodens

Für die zeitlich synchrone Messdatenerfassung der Instrumentierung des Bodens wurden *Brimos Wireless* Einheiten der Firma *VCE ZT GmbH* eingesetzt. Die Speicherung erfolgte mit einer Abtastfrequenz von 1000 Hz auf internen Speichermedien der Einheiten.

Die Sensoren der Spur 2 für die Beschleunigungen und Verformungen im Boden und den vertikalen Bodendruck wurden mit einer *Brimos Wireless* Einheit erfasst. An fünf weitere Einheiten waren jeweils zwei bzw. drei triaxiale Beschleunigungsaufnehmer zur Erfassung der Erschütterungsausbreitung im Boden angeschlossen. Eine der Einheiten zeichnete zusätzlich den Spannungsausgang eines *IRIS I/O* Moduls zur Funk-Synchronisation auf.

7.2.4.3 Synchronisierung der Messsysteme

Zwar wurden die Messdaten der rotierenden Oszillationsbandage ebenso wie die übrigen Messdaten der Walze durch das *imc CRONOSflex* Messsystem in der Walzenkabine erfasst, allerdings entsteht durch die digitale Übertragungstechnik der Telemetrie eine Zeitverzögerung der Messdaten aus der rotierenden Oszillationsbandage, welche als Latenzzeit des Systems bezeichnet wird. Um sämtliche Messdaten am Ende der Versuche in einem zeitlich synchronen Datensatz zusammenfassen zu können, war deshalb auch eine Synchronisierung der Messdaten, die über die Telemetrie in das Messsystem der Walze eingespeist

wurden und jener Messdaten der direkt angeschlossenen Sensoren erforderlich. Zu diesem Zweck wurde die Steckverbindung zwischen Oszillationsbandage und Rahmen der Walze aus dem Grundsatzversuch genutzt. In der Oszillationsbandage wurde ein Drehschalter installiert, dessen Ausgangsspannung sowohl über das Telemetriesystem als auch über die Kabel- und Steckverbindung und somit doppelt vom Messwerterfassungssystem aufgezeichnet werden konnte. So konnte die Verzögerung des Telemetriesystems – die Latenzzeit – ermittelt und in der späteren Datenaufbereitung kompensiert werden. Eine solche Latenzzeitmessung wurde am Beginn und Ende jedes Messtages durchgeführt.

Für die Synchronisierung des Messsystems der Walze und der Messsysteme des Bodens wurden *IRIS I/O* Funkmodule verwendet. Dazu wurde ein Modul als Master-Einheit konfiguriert und in der Leitstelle der Versuche installiert. Jeweils ein Funkmodul wurde als Slave-Einheit konfiguriert und an die Messsysteme der Walze und des Bodens angeschlossen. Am Beginn und Ende jeder Versuchsfahrt wurde von der Master-Einheit der Leitstelle aus ein Funksignal gesendet, welches von den Slave-Einheiten registriert, bestätigt und von den zugehörigen Messsystemen aufgezeichnet wurde. Der Schnitt der Messdaten und die Zusammenfassung in einen Datensatz pro Messfahrt erfolgte in der Datenaufbereitung dann anhand dieser Schaltsignale. Durch die Geschwindigkeit des Funksystems mit einer Übertragungszeit von $1/20000$ s war die Synchronisierung der Messdaten mit einer Aufzeichnungsrate von 1000 Hz auf einen Messpunkt genau möglich.

7.2.5 Messablauf und Dokumentation

Die Koordination der Messfahrten erfolgte von einer Leitstelle im Messcontainer aus. Die Maschinenparameter wurden für jede Fahrt festgelegt und dem Walzenfahrer per Sprechfunk übermittelt. Von der Leitstelle aus erfolgte auch die Bedienung der *IRIS I/O* Master-Einheit zur späteren Synchronisierung der Messdaten.

Im Großversuch wurde ein eigenes WLAN-Netzwerk eingerichtet, um die Messdaten in Quasi-Echtzeit visualisieren zu können. Dazu wurde ein Laptop in der Walzenkabine mitgeführt, auf dem die Messdaten des *imc CRONOSflex* Systems angezeigt wurden. Über das eingerichtete WLAN-Netzwerk erfolgte die Bildschirmsynchronisation auf einen zweiten Laptop im Messcontainer der Leitstelle. Als entscheidender Vorteil dieses Systems konnten die Messdaten sämtlicher Sensoren in der Leitstelle beobachtet werden. So konnte im Unterschied zum Grundsatzversuch umgehend auf Sensorausfälle reagiert werden.

In einem Versuchsprotokoll wurden für jede Messfahrt folgende Parameter erfasst:

- Befahrene Messspur
- Dynamische Anregungsart
- Anregungsfrequenz
- Amplitude bzw. Drehrichtung der Anregung
- Fahrgeschwindigkeit

- Ergebnisse der Versuche mit der dynamischen Lastplatte
- Messwerte des Nivellements

Zusätzlich wurden im Messprotokoll besondere Ereignisse wie Sensorausfälle oder mögliche Beeinflussungen durch den Grubenverkehr der Kiesgrube dokumentiert.

Alle Messfahrten setzten sich im Regelfall aus einer Vorwärtsfahrt mit dynamischer Anregung mindestens einer Bandage und einer statischen Rückwärtsfahrt zusammen. Davon abweichende Messszenarien wurden gesondert dokumentiert.

Nach jeder Messfahrt wurde ein dynamischer Lastplattenversuch in den in Abbildung 7.1 gekennzeichneten Bereichen A2.1 und A2.2 durchgeführt. Weitere Einzelversuche wurden über den beiden Schwachstellen (siehe Abbildung 7.1) ausgeführt. Ebenso erfolgte nach jeder Messfahrt ein Nivellement eines Messpunktes in der Mitte der jeweils verdichteten Spur im primären Messquerschnitt und des Höhenfixpunktes P2.3 (siehe Abbildung 7.1). Zusätzliche Nivellements über den Schwachstellen wurden vereinzelt durchgeführt. Die Ergebnisse dieser begleitenden Untersuchungen wurden der Leitstelle per Sprechfunk mitgeteilt und von dieser im Versuchsprotokoll erfasst.

7.2.6 Begleitende Untersuchungen

Wie im Grundsatzversuch erfolgte nach jeder Messfahrt ein Versuch mit der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät. Beim Großversuch wurden zusätzlich nach jeder Messfahrt Höhenmessungen mit einem Nivelliergerät, Einzelversuche mit der statischen Lastplatte und Dichtebestimmungen mittels Sandersatzverfahren durchgeführt.

7.2.6.1 Statische Lastplatte

Der statische Lastplattenversuch ist ein Feldversuch zur Bestimmung des Verformungsmoduls E_v , der zur Beurteilung der Tragfähigkeit von Böden und ungebundenen Schüttlagen dient [83]. Für die Durchführung des statischen Lastplattenversuchs wird eine kreisrunde Stahlplatte mit einem Radius von $r_{LP} = 30$ cm auf die zu prüfende Schüttlage eben aufgelegt. Die Lastplatte wird durch eine hydraulische Presse, welche zwischen der Lastplatte und einem Gegengewicht, meist einer schweren Baumaschine, eingebaut wird, stufenweise be- und entlastet. Nach dem Aufbringen jeder Laststufe und dem Abklingen der aus ihr resultierenden Verformungen werden ebendiese Verformungen gemessen und aufgezeichnet. Auf eine Be- und Entlastung kann gegebenenfalls eine Wiederbelastung folgen. Die Verformungsmoduln der Erstbelastung E_{v1} und Zweitbelastung E_{v2} werden nach der Theorie des elastisch isotropen Halbraumes zwischen definierten Laststufen ermittelt [83]:

$$E_v = 1,5 r_{LP} \frac{\Delta\sigma}{\Delta z} \quad (7.1)$$

Gleichung 7.1 wird auch für die Auswertung des dynamischen Lastplattenversuches verwendet und wurde bereits in Abschnitt 4.2.6.1 erläutert.

Neben der Beurteilung der Tragfähigkeit von Böden direkt über die Verformungsmoduln E_v wird in manchen Fällen auch das Verdichtungsverhältnis E_{v2}/E_{v1} angegeben. Dieses Verhältnis ist allerdings umstritten und aus bodenmechanischer Sicht fragwürdig. Insbesondere bei gut verdichteten Böden mit hoher Tragfähigkeit kann es vorkommen, dass das vorgesehene Verdichtungsverhältnis E_{v2}/E_{v1} nicht erreicht werden kann, obwohl der Boden über hervorragende Eigenschaften verfügt. Grund dafür ist, dass bei der Ermittlung des Erstbelastungsmoduls E_{v1} eigentlich die Herstellung des vollständigen und kraftschlüssigen Kontaktes zwischen Lastplatte und Untergrund gemessen wird und bei Wiederbelastung Kornverspannungen auftreten, die in einem höheren Zweitbelastungsmodul E_{v2} resultieren [20].

Als Vorteile des statischen Lastplattenversuches sind die jahrzehntelange Erfahrung mit dem Versuch und die Verankerung in zahlreichen Regelwerken zu nennen. Dem gegenüber stehen eine sehr lange Versuchsdauer, in der auch stets eine Baumaschine als Gegengewicht zur Lastaufbringung blockiert ist, die daraus resultierende geringe Anzahl an durchführbaren Versuchen und das damit verbundene Fehlen der Möglichkeit einer statistischen Auswertung. Aus diesen Gründen wurde im Rahmen der experimentellen Versuche auch lediglich ein Versuch mit der statischen Lastplatte auf der fertig verdichteten ersten Schüttlage durchgeführt.

7.2.6.2 Dynamische Lastplatte (Leichtes Fallgewichtsgerät)

Die Versuchsdurchführung und Auswertung des dynamischen Lastplattenversuchs mit dem Leichten Fallgewichtsgerät wurde bereits in Abschnitt 4.2.6.1 der experimentellen Voruntersuchungen beschrieben. Im Rahmen des Großversuches wurde auf dem Testfeld nach jeder Messfahrt ein Versuch mit der dynamischen Lastplatte auf der befahrenen Spur durchgeführt, um den Verdichtungszuwachs zu dokumentieren und einen Referenzwert für den entwickelten FDVK-Wert zu schaffen. Nach Messfahrten auf Spur 2 wurde der dynamische Verformungsmodul E_{vd} ebenso über den beiden künstlichen Schwachstellen bestimmt. Auf Spur 5 des steifen Untergrundes wurden nur wenige Versuche durchgeführt, da mit dem eingesetzten Verdichtungsgerät kein Verdichtungszuwachs zu erwarten war. Im Zuge der Messfahrten auf den Spuren 6 und 7 des bindigen Untergrundes wurden zumindest nach jeder zweiten Messfahrt Versuche mit der dynamischen Lastplatte durchgeführt.

7.2.6.3 Nivellement

Nach jeder Messfahrt auf dem Testfeld wurde mit einem Ingenieurnivelliergerät des Typs *Leica NA828* die geodätische Höhenlage in der Mitte der befahrenen Spur auf der primären Messachse in Bezug auf einen Höhenfixpunkt vor dem Messcontainer (siehe Abbildung 7.1) bestimmt. Aus den durchgeführten Messungen können die Verformungen (Setzungen) der Geländeoberkante der einzelnen Spuren mit zunehmender Verdichtung berechnet werden.

7.2.6.4 Sandersatzverfahren

Beim Sandersatzverfahren handelt es sich um einen Feldversuch zur Bestimmung der Dichte, welcher in der österreichischen Norm ÖNORM B 4414-2 [82] geregelt ist.

Auf der ebenen Oberfläche des zu prüfenden Bodens wird eine Stahlringplatte vollflächig aufgelegt und der Boden im Inneren des Ringes bis zu einer Tiefe des ein bzw. einhalbfachen Innendurchmessers der Stahlringplatte ausgehoben. Die entnommene Probe wird gewogen (Masse der feuchten Probe m_f) und in einem luftdicht verschlossenen Probekübel aufbewahrt. Auf die Stahlringplatte wird ein mit Normsand gefüllter Doppeltrichter gesetzt und die zuvor hergestellte Prüfgrube mit Normsand gefüllt. Durch Wiegen des Doppeltrichters vor und nach dem Füllvorgang wird die verbrauchte Sandmenge m_E bestimmt. Von der bekannten Schüttdichte des Normsandes ρ_E kann auf das Volumen der Prüfgrube V_E geschlossen werden [82]:

$$V_E = \frac{m_E}{\rho_E} \quad (7.2)$$

Aus dem Volumen der Prüfgrube V_E und der Masse m_f folgt schließlich die in-situ Dichte ρ_f des Bodens:

$$\rho_f = \frac{m_f}{V_E} \quad (7.3)$$

Neben dem Sandersatzverfahren existieren auch weitere Ersatzverfahren, die je nach Ersatzmaterial als Gipsersatz-Verfahren, Flüssigkeitsersatz-Verfahren, Schüttkörper-Verfahren, Ballon-Verfahren und Schürfgruben-Verfahren bezeichnet werden [107].

Nach Abschluss der Messfahrten auf Spur 2 der ersten und zweiten Schüttlage wurden je drei Versuche zur Bestimmung der Dichte mittels Sandersatzverfahren durchgeführt.

7.3 Untersuchungsergebnisse

Der Fokus bei der Durchführung der experimentellen Grundsatzuntersuchungen (Kapitel 4) und der Auswertung der gesammelten Messdaten (Abschnitt 4.3) lag auf der Identifikation charakteristischer Eigenschaften der Oszillationsbandage hinsichtlich ihres Bewegungsverhaltens und ihre Wirkung auf den Boden.

Das Ziel der 213 durchgeführten Messfahrten des Großversuches war hingegen die systematische Untersuchung der Einflussparameter auf das Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage und ihrer Wirkung auf den Boden. Neben der Auswertung der Beschleunigungen, Drücke und Verformungen im Boden und der Analyse des dynamischen Rotationszentrums wird in diesem Abschnitt insbesondere die praktische Anwendbarkeit des in Kapitel 5 vorgestellten FDVK-Wertes für Oszillationswalzen diskutiert.

Für sämtliche Auswertungen gelten die Definitionen des rotierenden Koordinatensystems der Oszillationsbandage in Abbildung 4.8 und jene des allgemeinen Koordinatensystems der experimentellen Untersuchungen in den Abbildungen 4.9 und 7.1. Die positive x -Achse zeigt in Richtung der Vorwärtsfahrt, während die positive Richtung der z -Achse nach unten definiert ist.

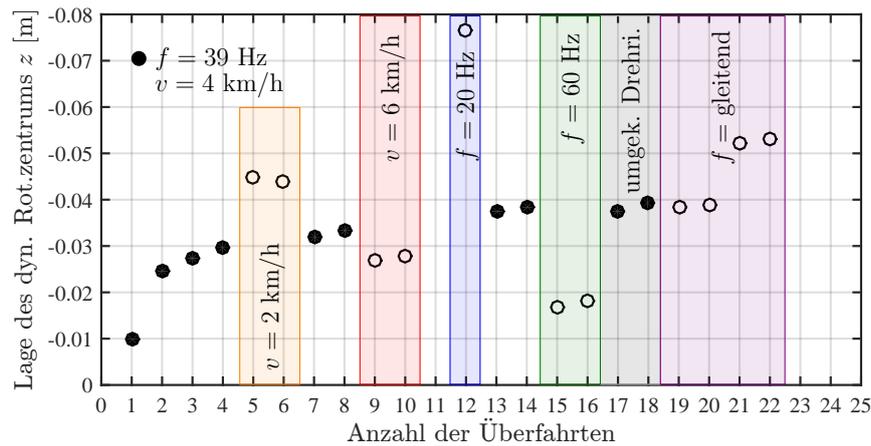


Abbildung 7.10: Mittelwerte der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums der Oszillationsbandage während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.

7.3.1 Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage

7.3.1.1 Dynamisches Rotationszentrum

Durch die Anordnung von vier tangential messenden Beschleunigungssensoren in den Viertelpunkten der Oszillationsbandage können zu jeder Zeit die Amplituden der tangentialen Schwinggeschwindigkeiten an jedem beliebigen Punkt am Umfang des Walzmantels der Oszillationsbandage berechnet werden. Die Auswertung der experimentellen Grundsatzuntersuchungen hat ergeben, dass sich die Schwinggeschwindigkeitsamplituden in den beiden Punkten am Umfang der Oszillationsbandage, die sich als gedachte Schnittpunkte mit der x -Achse des Koordinatensystems (siehe Abbildung 4.25) ergeben, in ihrer Größe kaum unterscheiden. Die Lage des dynamischen Rotationszentrums ist bezüglich der z -Achse somit weitgehend symmetrisch. Hingegen unterscheiden sich die Schwinggeschwindigkeitsamplituden am Aufstandspunkt und dem ihm vertikal gegenüberliegenden Punkt, wodurch sich das dynamische Rotationszentrum entlang der z -Achse verschiebt. Die Steifigkeit des Untergrundes sowie verschiedene Maschinenparameter beeinflussen das Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage und auch die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums, weshalb ebendiese vertikale Lage bereits in Kapitel 4 als Größe zur Beurteilung des Bewegungsverhaltens der Oszillationsbandage definiert wurde.

In Abbildung 7.10 ist die vertikale Lage des dynamische Rotationszentrums für die Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 ausgewertet. Für die Darstellung erfolgte eine Mittelwertbildung der Ergebnisse im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den beiden Schwachstellen (siehe Abbildung 7.1). Die gefüllten Kreise entsprechen dabei Verdichtungsfahrten mit den Standardparametern der Oszillation (Erregerfrequenz $f = 39$ Hz, Fahrgeschwindigkeit $v = 4$ km/h), während die Kreise ohne Füllung Fahrten mit Parametervariationen repräsentieren. Bei Betrachtung der Standardfahrten ist eine eindeutige Entfernung des dynamischen Rotationszentrums vom geometrischen Mittelpunkt der Ban-

dage mit zunehmender Anzahl der Überfahrten und damit einhergehender Verdichtung zu sehen. Durch die lose Schüttung der zweiten Lage des Testfeldes und die Vermeidung einer Vorverdichtung durch andere Baumaschinen ist der genannte Zusammenhang noch ausgeprägter als er bereits im Grundsatzversuch (Kapitel 4) beobachtet wurde. Die starke Abhängigkeit der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums von den Maschinenparametern wurde auch im Großversuch bestätigt. Bei einer Verringerung der Fahrgeschwindigkeit auf $v = 2 \text{ km/h}$ bzw. einer Reduktion der Oszillationsfrequenz auf $f = 20 \text{ Hz}$ entfernt sich das dynamische Rotationszentrum von der Bandagenachse. Die horizontale Bodenkontaktkraft vergrößert die Amplitude der Schwinggeschwindigkeit am Aufstandspunkt der Bandage maßgeblich. Besonders ausgeprägt ist dieses Verhalten bei niedrigen Oszillationsfrequenzen. Hohe Fahrgeschwindigkeiten ($v = 6 \text{ km/h}$) und Frequenzen der Oszillationsanregung ($f = 60 \text{ Hz}$) bewirken ein gegenteiliges Verhalten und verringern den Abstand zwischen Bandagenachse und dynamischem Rotationszentrum. Auch in diesem Fall hat die Variation der Frequenz einen noch deutlicheren Einfluss als die Änderung der Fahrgeschwindigkeit.

Durch die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums, wie sie während der experimentellen Untersuchungen beobachtet wurde, kann festgehalten werden, dass von den vier theoretischen vertikalen Lagen des dynamischen Rotationszentrums (siehe Abbildung 4.25) lediglich ein Fall praktische Relevanz hat. Damit kann auch der Betriebszustand „Haf ten“, für den die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums mit dem Aufstandspunkt der Bandage zusammenfallen müsste, ausgeschlossen werden. Wie die Analyse des dynamischen Rotationszentrums und die Auswertung der Horizontalbeschleunigungen in der Lagerschale der Oszillationsbandage (siehe Abschnitt 7.3.3) zeigen, tritt zwischen dem Walzmantel der Bandage und dem Untergrund stets periodischer Kontaktverlust auf. Durch die Überlagerung von Oszillationsbewegung und Fahrbewegung hat tatsächlich nur der Betriebszustand „Asymmetrisches Gleiten“ eine praktische Bedeutung.

Abbildung 7.11 stellt eine Erweiterung von Abbildung 7.10 dar. Zusätzlich zum homogenen Bereich des Testfeldes wurde die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums auch über den beiden Schwachstellen ausgewertet. Wie in der vorherigen Abbildung entsprechen die gefüllten Kreise den Ergebnissen der Überfahrten mit den Standardparametern der Oszillation ($f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$). Während der ersten Überfahrt auf der unverdichteten zweiten Lage des Testfeldes ist die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums für alle drei definierten Bereiche gleich. Ab der zweiten Überfahrt ist in allen Bereichen eine zunehmende Entfernung des dynamischen Rotationszentrums von der Bandagenachse zu verzeichnen. Dabei verhalten sich der homogene Bereich und der Bereich über der tief liegenden Schwachstelle nahezu identisch, während über der oberflächennahen Schwachstelle das dynamische Rotationszentrum der Bandagenachse näher ist. Diese Beobachtung ist keineswegs überraschend, stellt die Schwachstelle doch einen weichen, nicht verdichtbaren Bereich mit geringerer Steifigkeit in der Fahrspur 2 dar. Interessant ist in jedem Fall die Beobachtung, dass die tief liegende Schwachstelle keinen sichtbaren Einfluss auf die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums hat. Bereiche geringerer Steifigkeit können somit über die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums nicht lokalisiert wer-

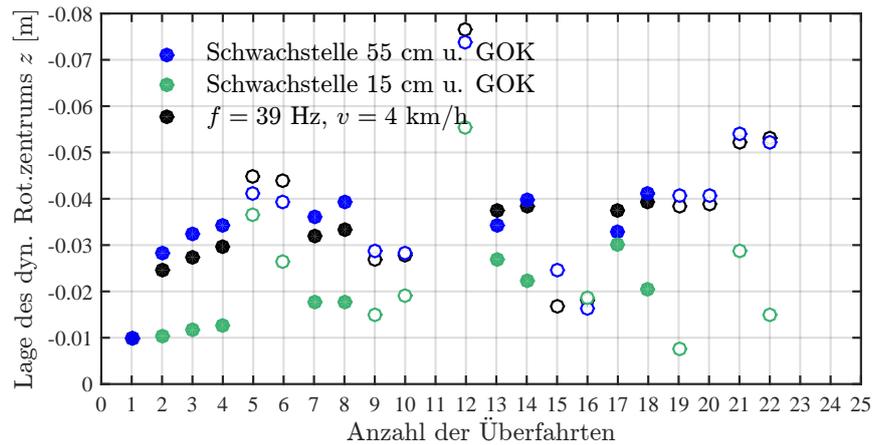


Abbildung 7.11: Mittelwerte der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums der Oszillationsbandage während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes, mit einer Unterscheidung zwischen homogenem Bereich und Bereichen über den Schwachstellen.

den. Die Begründung dafür ist in der Ermittlung des dynamischen Rotationszentrums zu suchen, bei der die Amplituden der Schwinggeschwindigkeit an verschiedenen Punkten des Umfangs der Bandage in tangentialer Richtung bestimmt werden. Durch diese Betrachtung in horizontaler Richtung ist der Einfluss einer vertikal unter der Bandage angeordneten Schwachstelle beschränkt. Die Abhängigkeit der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums von den verwendeten Maschinenparametern entspricht über den Schwachstellen den Beobachtungen des homogenen Bereiches.

7.3.1.2 Auswertung der Kontaktlänge zwischen Oszillationsbandage und Untergrund

Die Auswertung der Kontaktlängen aus dem adaptierten Messsystem zur Bestimmung der Kontaktlänge wurde von *Sonderegger* im Rahmen ihrer Diplomarbeit [110] durchgeführt. Im Folgenden werden nur die wesentlichen Erkenntnisse diskutiert, die detaillierten Ergebnisse sind in der genannten Arbeit zu finden.

Sonderegger ermittelte für jede Messfahrt eine mittlere Kontaktlänge der dynamischen Vorwärtsfahrt und eine mittlere Kontaktlänge der Rückwärtsfahrt ohne dynamische Anregung. Auf Grundlage der *Hertz*schen Pressung und unter Zuhilfenahme von Gleichung 5.71 wurden aus den Kontaktlängen Verformungsmodul für die dynamische Vorwärtsfahrt ($E_{v,Osz}$) und die statische Rückwärtsfahrt ($E_{v,stat}$) berechnet. Zusätzlich wurde aus den Setzungsmessungen in Spur 2 des Testfeldes über die Kreisbogenformel in Gleichung 5.76 eine theoretische Kontaktlänge berechnet und aus dieser, wiederum über die Formel der *Hertz*schen Pressung in Gleichung 5.71, ein weiterer Verformungsmodul ($E_{v,Set}$) abgeleitet.

In Abbildung 7.12 sind die drei zuvor genannten Verformungsmodul dem dynamischen Verformungsmodul E_{vd} des dynamischen Lastplattenversuches mit dem Leichten Fallgewichtsgerät gegenübergestellt.

Für den Zusammenhang zwischen dem dynamischen Verformungsmodul E_{vd} und dem

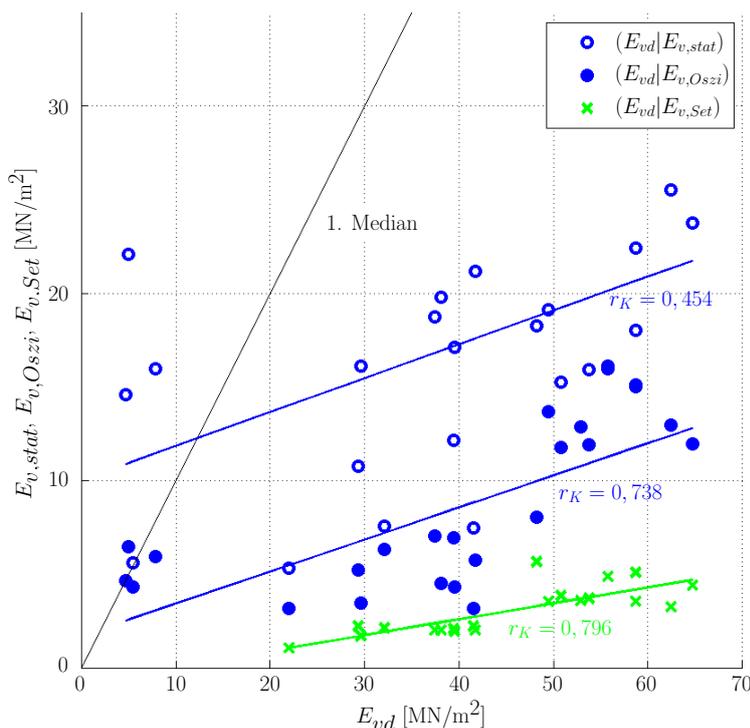


Abbildung 7.12: Korrelation zwischen den Verformungsmoduln $E_{v,stat}$, $E_{v,Osz}$, $E_{v,Set}$ und dem dynamischen Verformungsmodul E_{vd} für Messfahrten mit einer Oszillationsfrequenz von $f = 39$ Hz und einer Fahrgeschwindigkeit von $v = 4$ km/h, adaptiert nach [110].

Verformungsmodul aus den Kontaktlängenmessungen während der Vorwärtsfahrten mit Oszillationsanregung $E_{v,Osz}$ wurde ein Korrelationskoeffizient von $r_K = 0,738$ bestimmt, was einer eindeutigen Abhängigkeit des Moduls $E_{v,Osz}$ von der Bodensteifigkeit entspricht. Die Regressionsgerade weist allerdings eine relativ geringe Steigung auf. Das bedeutet, dass deutliche Änderungen der Bodensteifigkeit sich nur durch relativ kleine Änderungen in den $E_{v,Osz}$ -Werten widerspiegeln. Eine Beurteilung der Bodensteifigkeit auf Grundlage der Kontaktlängenmessung erscheint deshalb nicht uneingeschränkt empfehlenswert.

Die Streuung der ermittelten Kontaktlängen während der statischen Rückwärtsfahrt und damit in weiterer Folge jene der $E_{v,stat}$ -Werte ist sehr groß. Mit einem Korrelationskoeffizienten von $r_K < 0,5$ kann nicht von einem zuverlässigen Zusammenhang gesprochen werden.

Der statistisch ausgeprägteste Zusammenhang besteht mit einem Korrelationskoeffizienten von $r_K = 0,796$ zwischen den Setzungsmessungen und dem dynamischen Verformungsmodul E_{vd} . Dieser Erkenntnis steht allerdings eine noch flachere Steigung der Regressionsgerade gegenüber, die einen Rückschluss von den Setzungsmessungen auf die Bodensteifigkeit problematisch macht. Darüber hinaus ist für diese Art der Kontaktlängenbestimmung eine entsprechende Instrumentierung des Bodens notwendig (siehe Abschnitt 7.2.3.2). Es handelt sich somit nicht um eine walzenintegrierte Messmethode.

Allgemein ist zur Kontaktlängenermittlung und einem damit verbundenen Rückschluss auf die Bodensteifigkeit anzumerken, dass die Ausbildung der Kontaktlänge stark von den gewählten Maschinenparametern abhängt. Hohe Erregerfrequenzen und geringe Fahrge-

schwindigkeiten ermöglichen es der Oszillationsbandage sich tiefer in den Boden zu rütteln. Dadurch werden die gemessenen Kontaktlängen größer und die daraus abgeleiteten Verformungsmoduln kleiner [110]. Für niedrige Oszillationsfrequenzen und hohe Fahrgeschwindigkeiten gilt der Umkehrschluss.

Eine Begründung für die ausgeprägten Unterschiede zwischen den Ergebnissen der dynamischen Lastplattenversuche und der Kontaktlängenmessung liefert die unterschiedliche Messtiefe der Verfahren. Die Messung der Kontaktlänge erfolgt an der Oberfläche, wo im Boden ein anderer Spannungszustand herrscht als in tieferen Lagen, was den Boden weniger steif erscheinen lässt [110]. An der Oberfläche zeigt der Boden außerdem ausgeprägte Eigenschaften eines granularen Mediums, während er in größeren Tiefen – die auch der Messtiefe der dynamischen Lastplatte entsprechen – bereits kontinuumsähnliche Eigenschaften aufweist. Weitere Ursachen sind die unterschiedlichen Belastungsarten (stoßförmig im Falle der Lastplatte bzw. kontinuierlich und dynamisch im Falle der Kontaktlängenmessung) und die Form der Kontaktfläche zwischen Boden und Prüfinstrument (kreisförmig im Falle der Lastplatte bzw. Annahme eines Rechtecks im Falle der Kontaktlängenmessung) [110]. Eine weitere Begründung für die Unterschätzung der Bodensteifigkeit durch die Verformungsmoduln aus den Kontaktlängenmessungen sind die Ausbildung der Bug- und Heckwelle vor bzw. hinter der Oszillationsbandage. Diese vergrößern die Kontaktlänge und führen somit in weiterer Folge zu geringeren Verformungsmoduln. Auch theoretische Unterschiede spielen eine Rolle. Die Berechnung eines Moduls aus einer Kontaktlänge basiert auf der Theorie der *Hertz*schen Pressung, während der Auswertung des dynamischen Lastplattenversuches die Theorie des elastisch isotropen Halbraumes zugrunde liegt.

Abschließend kann festgehalten werden, dass über die Bestimmung der Kontaktlänge zwischen Bandage und Untergrund zwar theoretisch die Bodensteifigkeit auch mit statischen Walzen abgeschätzt werden kann, die Messmethode aufgrund der aufwändigen Instrumentierung und der großen Schwankungsbreite der Ergebnisse aber eher für wissenschaftliche Zwecke als für einen kommerziellen Einsatz geeignet ist.

7.3.2 Untersuchungsergebnisse zur FDVK

Aus den Beobachtungen des Bewegungsverhaltens der Oszillationsbandage im Zuge der experimentellen Voruntersuchungen wurde in Kapitel 5 ein FDVK-Wert für Oszillationswalzen erarbeitet und dessen Eignung zur Beschreibung der Bodensteifigkeit anhand eines vereinfachten mechanischen Modells überprüft. Ein Schwerpunkt der Auswertung der Messdaten aus den experimentellen Hauptuntersuchungen lag auf der Anwendung des vorgestellten Algorithmus zur Berechnung eines FDVK-Wertes auf reale Beschleunigungsmessdaten.

Die mehrfach diskutierte charakteristische Ausbildung der Beschleunigungen in der Lagerschale der Oszillationsbandage kann nur stückweise ausgewertet werden. Die minimale Zeitspanne, für die eine Auswertung möglich ist, entspricht der Dauer einer Oszillationsperiode. Für die Standardfrequenz von $f = 39 \text{ Hz}$ sind dies $0,0256 \text{ s}$. Im Falle der festgelegten Aufzeichnungsrate der Beschleunigungssignale von 1000 Hz liegen für jede Oszillationspe-

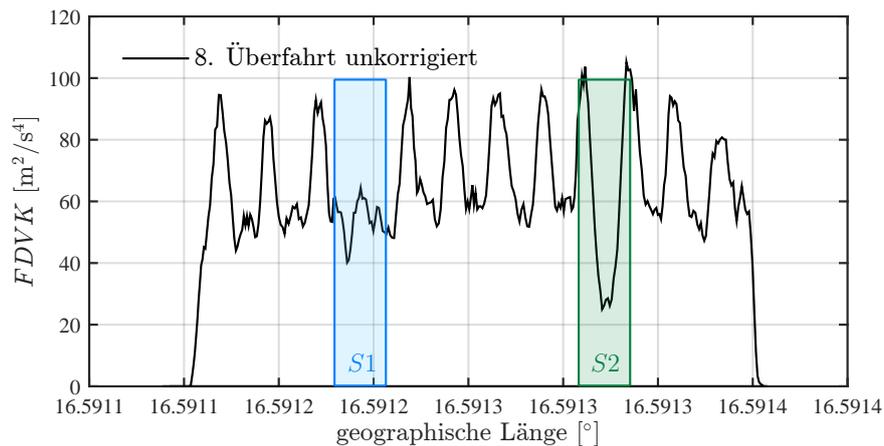


Abbildung 7.13: Unkorrigierter Verlauf des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen für die 8. Überfahrt auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes mit ausgeprägter Periodizität der Bandage.

riode knapp 26 Koordinatenpaare ($\ddot{x}_M|\ddot{z}_M$) vor, die in chronologischer Reihenfolge verbunden, die beobachtete Form einer liegenden Acht zeichnen. Je größer das Zeitfenster der Auswertung gewählt wird, desto stärker ist die Glättung des berechneten Verlaufes der Verdichtungskennwerte und desto gröber ist demnach die längenbezogene Auflösung der Ergebnisse. Die Messdatenverarbeitung wurde für jeweils 2^{10} Messpunkte durchgeführt, wobei eine große Überlappung der einzelnen Zeitfenster berücksichtigt wurde, sodass schlussendlich für jeweils 2^7 Messpunkte (das entspricht 0,125 s und bei einer Oszillationsfrequenz von $f = 39$ Hz rund 4,88 Perioden der Anregung) ein FDVK-Wert ausgegeben werden konnte.

7.3.2.1 FDVK im Zuge der Verdichtung von Wandschotter auf Spur 2 des Testfeldes

Der größte Stellenwert im Zuge der Untersuchungen zur FDVK mit Oszillationswalzen kann der Auswertung der Messdaten auf Spur 2 des Testfeldes beigemessen werden. Insbesondere auf der zweiten Schüttlage aus Wandschotter kann die Erfassung des Verdichtungszuwachses durch den FDVK-Wert und die Lokalisierung von Schwachstellen im Untergrund untersucht werden.

Abbildung 7.13 zeigt den aus den Rohdaten der horizontalen und vertikalen Beschleunigungen in der in Fahrtrichtung rechten Lagerschale der Oszillationsbandage berechneten Verlauf des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen für die achte Überfahrt auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Der Verlauf des FDVK-Wertes bezieht sich dabei nicht auf die Zeit, sondern auf die geographische Länge des gemessenen GPS-Signals, um später verschiedene Messfahrten besser vergleichen zu können und das Lokalisieren der Schwachstellen zu vereinfachen. Der Verlauf des FDVK-Wertes in Abbildung 7.13 zeigt ein deutlich periodisches Verhalten. Dennoch ist die oberflächennahe Schwachstelle eindeutig zu erkennen und die tiefliegende Schwachstelle am Beginn der Spur 2 zumindest zu erahnen. Die ausgeprägte Periodizität der Bandage und des aus ihrem Bewegungsverhalten abgeleiteten FDVK-Wertes machen eine Beurteilung der Steifigkeit des Bodens schwierig. In den folgen-

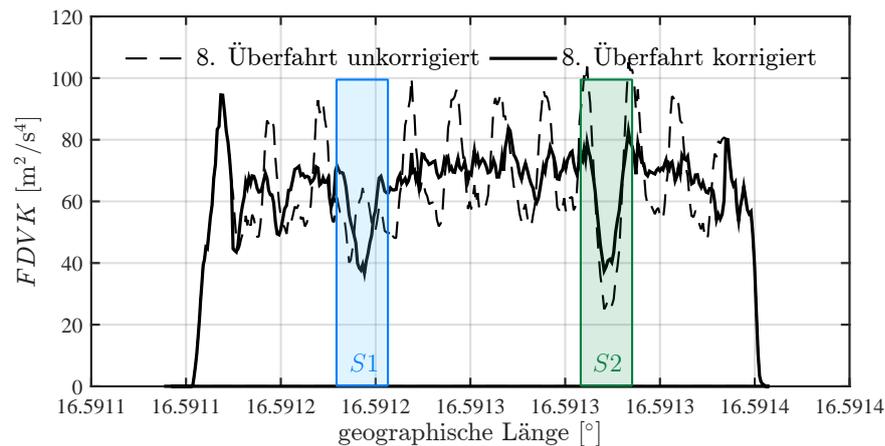


Abbildung 7.14: Unkorrigierter und hinsichtlich der Periodizität bereinigter Verlauf des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen für die 8. Überfahrt auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.

den Abbildungen werden die Ergebnisse deshalb nach Anwendung des Algorithmus zur Korrektur der Periodizität aus Abschnitt 5.3.3 dargestellt.

Abbildung 7.14 zeigt exemplarisch den bereits zuvor behandelten unkorrigierten Verlauf des FDVK-Wertes der achten Überfahrt auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes als strichlierte Linie und zusätzlich den Verlauf des FDVK-Wertes nach Anwendung des Algorithmus zur Kompensation der Periodizität der Oszillationsbandage als dicke Volllinie. Im korrigierten Verlauf sind beide Schwachstellen eindeutig erkennbar. In den homogenen Bereichen zwischen den Schwachstellen, sowie am Beginn und am Ende des Testfeldes zeigt sich ein weitgehend konstantes Messwertniveau. Die Spitze gleich zu Beginn der Messfahrt ist auf das Hochfahren der Oszillationsanregung und die dabei veränderliche Frequenz der Anregung zurückzuführen.

Entscheidend für ein funktionierendes FDVK-System ist die Reproduzierbarkeit der berechneten FDVK-Werte. Ein Vergleich mehrerer Messfahrten, wie er in Abbildung 7.15 dargestellt ist, ist deshalb unerlässlich. Abbildung 7.15 zeigt dabei sowohl die unkorrigierten (strichlierte Linien), als auch die hinsichtlich der Periodizität der Oszillationsbandage korrigierten (dicke Volllinien) Verläufe des FDVK-Wertes für die Überfahrten 1, 2, 4 und 8 auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.

Während der ersten Überfahrt auf der lose geschütteten zweiten Lage des Testfeldes ergeben sich für die gesamte Spur 2 weitgehend konstante FDVK-Werte. Nachdem keine Verdichtung durch andere Baumaschinen stattgefunden hat und dementsprechend weiche Untergrundverhältnisse herrschen, liegt das Niveau der FDVK-Werte bei rund $25 \text{ m}^2/\text{s}^4$. Mit zunehmender Anzahl der Überfahrten steigt auch das Niveau der ermittelten FDVK-Werte, was der allgemeinen Vorstellung von Verdichtung entspricht. Dabei steigt das Niveau innerhalb der ersten vier Überfahrten deutlich von $25 \text{ m}^2/\text{s}^4$ auf knapp $60 \text{ m}^2/\text{s}^4$. Innerhalb der Überfahrten fünf bis acht ist hingegen nur mehr eine Steigerung um $15 \text{ m}^2/\text{s}^4$ auf $75 \text{ m}^2/\text{s}^4$ möglich. Auch diese Beobachtung entspricht der allgemeinen Erfahrung, dass

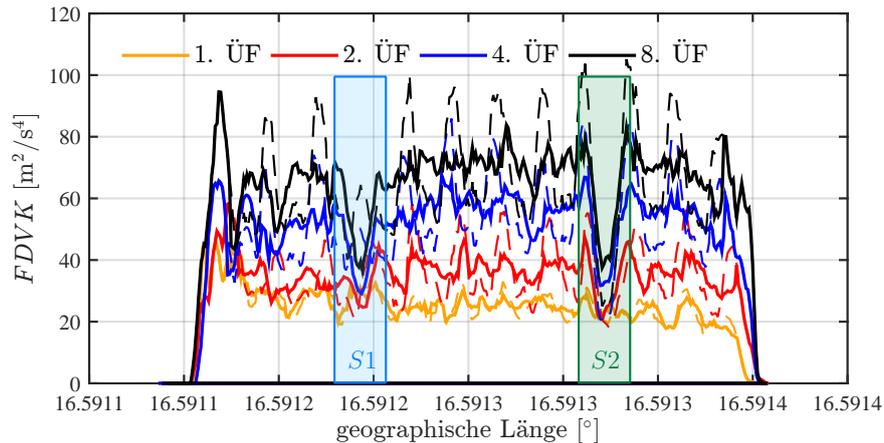
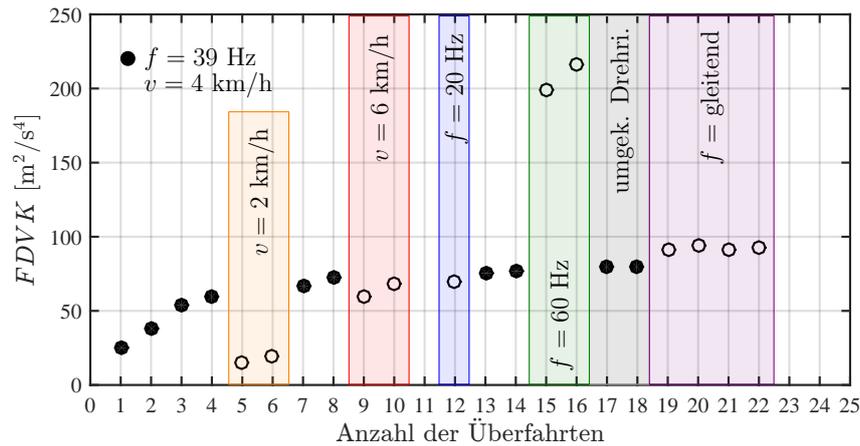


Abbildung 7.15: Unkorrigierte und hinsichtlich der Periodizität bereinigte Verläufe des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen für die Überfahrten 1, 2, 4 und 8 auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.

innerhalb der ersten Überfahrten der größte Verdichtungszuwachs generiert werden kann. Die Verdichtung nähert sich asymptotisch einem Maximalwert der Verdichtung, der mit dem jeweiligen Verdichtungsgerät erreichbar ist. Bereits ab der zweiten Überfahrt ist jene Schwachstelle im Verlauf des FDVK-Wertes erkennbar, die auf die fertig verdichtete erste Lage aufgelegt wurde. In den Verläufen der vierten und achten Verdichtungsfahrt ist diese zweite Schwachstelle noch deutlicher zu erkennen. Während das Wertenniveau in den homogenen Bereichen deutlich zunimmt, ist über der oberflächennahen Schwachstelle nahezu keine Verdichtung möglich, die FDVK-Werte bleiben in diesem Bereich gering. Die als Schwachstellen eingesetzten Matratzen reagieren bei Belastung als linear elastische Flächenfeder. Das Schüttmaterial zwischen der Oberkante der Schwachstelle und der Oszillationsbandage kann praktisch nicht verdichtet werden, da der dynamischen Anregung der Widerstand aus dem Untergrund fehlt. Insbesondere in den Verläufen der FDVK-Werte der Überfahrten vier und acht ist auch die tiefliegende Schwachstelle eindeutig erkennbar. Zwar kann über dieser Schwachstelle ein Verdichtungszuwachs generiert werden, dieser fällt jedoch deutlich geringer aus als in den homogenen Bereichen der Testspur. Durch die wesentlich größere Überdeckung der tiefliegenden Schwachstelle (70 cm unter GOK) können von der Oszillationsbandage bis zu einem gewissen Grad Schubverzerrungen im Schüttmaterial hervorgerufen werden, die zu einer Verdichtung des Materials führen. Zusammenfassend kann aus Abbildung 7.15 abgeleitet werden, dass der vorgestellte FDVK-Wert reproduzierbare Ergebnisse liefert, den Verdichtungszuwachs mit zunehmender Anzahl der Überfahrten abbilden kann und geeignet ist, Schwachstellen im Untergrund zu lokalisieren. Dabei wurde nicht nur die oberflächennahe, sondern auch die tiefliegende Schwachstelle durch ein Absinken der FDVK-Werte registriert. An dieser Stelle sei darauf hingewiesen, dass dieser Zusammenhang bei sämtlichen Messfahrten auf allen untersuchten Bodenarten beobachtet werden konnte.

In Abbildung 7.16 werden die Mittelwerte der FDVK-Werte im homogenen Bereich der



Abbildungung 7.16: Mittlere FDVK-Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.

Spur 2 zwischen den beiden Schwachstellen in Abhängigkeit der Anzahl der Überfahrten dargestellt. Jeder Messfahrt entspricht ein mittlerer FDVK-Wert, wobei die Symbolik der vorangegangenen Abbildungen beibehalten wird und gefüllte Kreise Verdichtungsfahrten mit den Standardparametern des Verdichtungsprozesses ($f = 39 \text{ Hz}$ und $v = 4 \text{ km/h}$) entsprechen. Betrachtet man diese Verdichtungsfahrten mit Standardparametern, erkennt man eindeutig den Verdichtungszuwachs. Die Zuwachsraten sind während der ersten Fahrten am größten, ehe sie später asymptotisch gegen Null gehen und nach etwa 13 Überfahrten die maximale Verdichtung erreicht ist. Ein weiterer Verdichtungszuwachs wäre dann nur mehr durch ein anderes Verdichtungsgerät (beispielsweise eine schwerere Walze) oder gegebenenfalls durch eine andere Kombination der Parameter des Verdichtungsprozesses, wie etwa eine geringere Fahrgeschwindigkeit, generierbar. Aus Abbildung 7.16 ist auch die Abhängigkeit des FDVK-Wertes von den genannten Parametern erkennbar. Insbesondere niedrige Fahrgeschwindigkeiten und hohe Oszillationsfrequenzen beeinflussen das Wertenniveau stark. Während es im Falle der Reduktion der Fahrgeschwindigkeit auf $v = 2 \text{ km/h}$ zu einem deutlichen Absinken der FDVK-Werte kommt, steigen diese stark an, wenn die Oszillationsfrequenz auf $f = 60 \text{ Hz}$ erhöht wird. Durch die hohe Frequenz werden auch die Tangentialbeschleunigungen am Walzmantel der Oszillationsbandage entsprechend größer, was in weiterer Folge auch zu höheren Beschleunigungen im Lager der Bandage führt. Das schnellere Befahren des Testfeldes mit $v = 6 \text{ km/h}$ bzw. die Verringerung der Anregungsfrequenz auf $f = 20 \text{ Hz}$ zeigen lediglich einen geringen Einfluss auf das Wertenniveau, ein leichter Rückgang kann jedoch festgestellt werden.

Für die Darstellung in Abbildung 7.17 wurden zusätzlich die Bereiche über den beiden Schwachstellen der Spur 2 ausgewertet. Gefüllte Kreise stellen wiederum Verdichtungsfahrten mit den Standardparametern der Oszillation dar. Wie bereits aus Abbildung 7.15 abgeleitet werden konnte, herrschen durch die lose Schüttung des Materials während der ersten Überfahrt über die gesamte Länge der Spur 2 weitgehend homogene Verhältnisse hinsichtlich der Steifigkeit des Bodens. Bereits ab der zweiten Überfahrt sind über den Schwach-

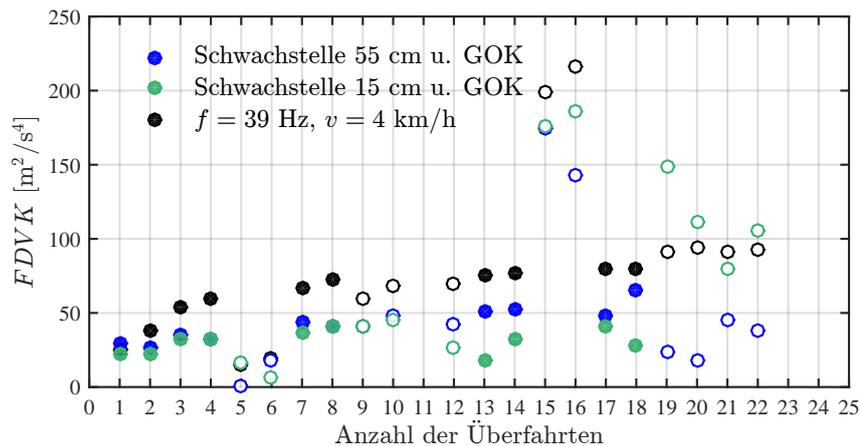


Abbildung 7.17: Mittlere FDVK-Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den Schwachstellen, sowie in den Bereichen über den beiden Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.

stellen nur mehr geringere FDVK-Werte erzielbar als im homogenen Bereich zwischen den Schwachstellen. Während über der tiefliegenden Schwachstelle Verdichtung erzielt und ein Anstieg der FDVK-Werte verzeichnet werden kann, entspricht das Wertenniveau über der oberflächennahen Schwachstelle weitgehend dem Ausgangswert im Zuge der ersten Überfahrt. Die bereits zuvor für den homogenen Bereich der Spur 2 diskutierte Parameterabhängigkeit des FDVK-Wertes betrifft erwartungsgemäß auch die Bereiche der Schwachstellen. Auffällig ist, dass für die Überfahrten 19 bis 22 höhere FDVK-Werte für die oberflächennahe Schwachstelle ermittelt wurden, welche sogar über den Werten des homogenen Bereichs liegen, während die FDVK-Werte über der tiefliegenden Schwachstelle signifikant abfallen. Die Ursache ist im gleitenden Frequenzgang der Überfahrten zu suchen, bei dem die Oszillationsfrequenz von $f = 20$ Hz am Beginn der Spur 2 schrittweise auf $f = 60$ Hz an deren Ende gesteigert wurde. Dadurch wurde der Bereich der tiefliegenden Schwachstelle mit $f \approx 30$ Hz überfahren, jener der oberflächennahen Schwachstelle hingegen mit $f \approx 50$ Hz. In Verbindung mit der ausgeprägten Frequenzabhängigkeit des FDVK-Wertes (siehe Abbildung 7.16) sind die ermittelten FDVK-Werte erklärbar.

7.3.2.2 FDVK auf dem steifen Untergrund der Spur 5

Der steife Untergrund der Spur 5 neben dem Testfeld (siehe Abbildung 7.1) bietet die Möglichkeit einer Art Grenzwertbetrachtung zur Anwendbarkeit der FDVK für Oszillationswalzen. Mit der dynamischen Lastplatte wurden auf Spur 5 dynamische Verformungsmoduln von $E_{vd} \geq 90$ MN/m² gemessen (siehe auch Abschnitt 7.3.5.2), wodurch die Steifigkeit der Spur 5 an der Grenze des Messbereiches der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät liegt. Auf Spur 5 ist durch die eingesetzte *HAMM HD⁺ 90 VO* keinerlei Verdichtungswirkung zu erwarten, allerdings ist die Fragestellung interessant, ob solch hohe Bodensteifigkeiten vom FDVK-System für Oszillationswalzen erfasst werden können.

In Abbildung 7.18 sind die FDVK-Verläufe für die Überfahrten 4, 5, 12 und 13 mit den

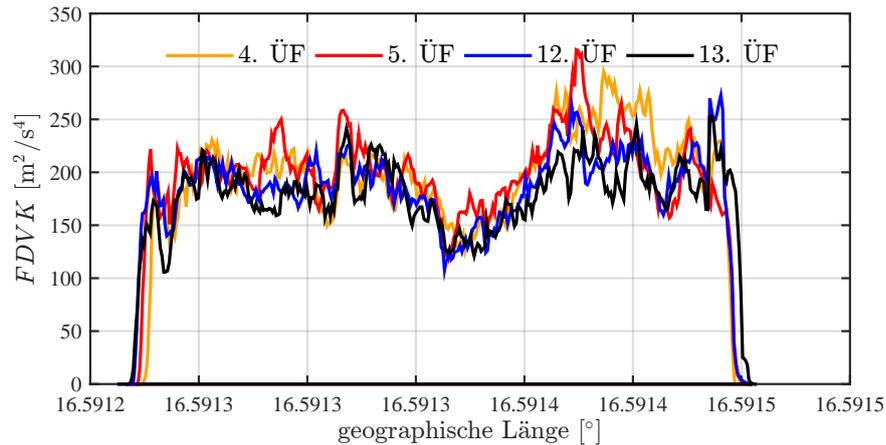


Abbildung 7.18: Verläufe des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen für die Überfahrten 4, 5, 12 und 13 auf dem steifen Untergrund der Spur 5.

Standardparametern der Oszillation ($f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$) auf dem steifen Untergrund der Spur 5 dargestellt. Sofort fällt auf, dass die Verläufe quasi deckungsgleich sind. Eine Steigerung der FDVK-Werte mit zunehmender Anzahl der Überfahrten kann nicht beobachtet werden. Zwar werden über die Länge der Spur 5 betrachtet unterschiedlich hohe FDVK-Werte ermittelt, diese sind jedoch reproduzierbar. Das bedeutet, dass das generelle Steifigkeitsniveau auf Spur 5 so hoch ist, dass keine Steigerung durch die Überfahrten erreicht werden kann, das FDVK-System für Oszillationswalzen aber sehr wohl in der Lage ist, diese Unterschiede zu erkennen.

Ein entscheidender Vorteil des nicht weiter verdichtbaren Untergrundes der Spur 5 ist die Möglichkeit, den Einfluss der Maschinenparameter auf das Wertenniveau des FDVK-Wertes untersuchen zu können. Auch wenn diesbezügliche Erkenntnisse bereits aus den Messfahrten auf dem Testfeld abgeleitet werden konnten, handelte es sich bei der Beeinflussung des Wertenniveaus doch zumeist um einen Mischeffekt aus Verdichtung und Parametervariation.

Abbildung 7.19 zeigt die mittleren FDVK-Werte der Messfahrten auf dem steifen Untergrund der Spur 5. Auf dem Boden konstant hoher Steifigkeit wird der Einfluss der Oszillationsfrequenz auf das Wertenniveau des FDVK-Wertes sehr deutlich. Geringe Frequenzen ($f = 20 \text{ Hz}$) bewirken geringere Beschleunigungen der Bandage und damit auch geringere FDVK-Werte. Für hohe Frequenzen ($f = 60 \text{ Hz}$) gilt der Umkehrschluss. Lediglich bei der hohen Oszillationsfrequenz von $f = 60 \text{ Hz}$ kann ein Einfluss der Drehrichtung der Unwuchtmassen festgestellt werden.

7.3.2.3 FDVK auf dem bindigen Untergrund der Spur 6

Auf dem bindigen Untergrund der Spur 6 konnte der FDVK-Wert für Oszillationswalzen unter zusätzlichen Extrembedingungen getestet werden. Mit der dynamischen Lastplatte wurden sehr geringe Verformungsmoduln von $E_{vd} \approx 4 \text{ MN/m}^2$ gemessen und sogar eine Verringerung der Steifigkeit durch das Hochpumpen des Porenwassers verzeichnet (siehe

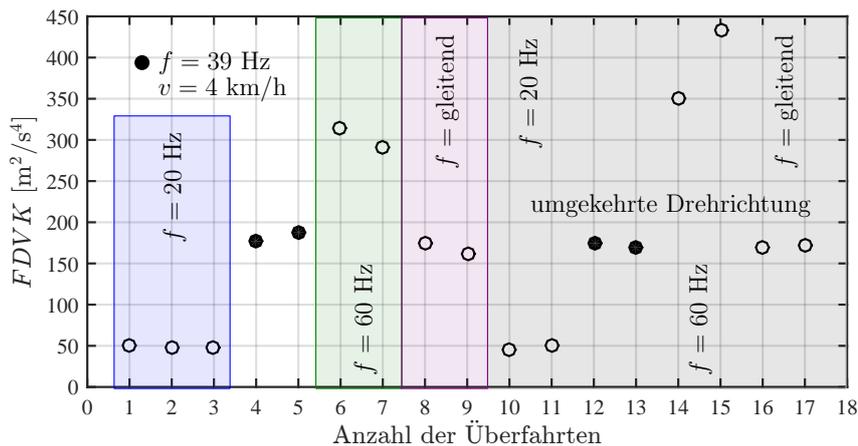


Abbildung 7.19: Mittlere FDVK-Werte für die 17 durchgeführten Messfahrten mit Oszillationsanregung auf dem steifen Untergrund der Spur 5.

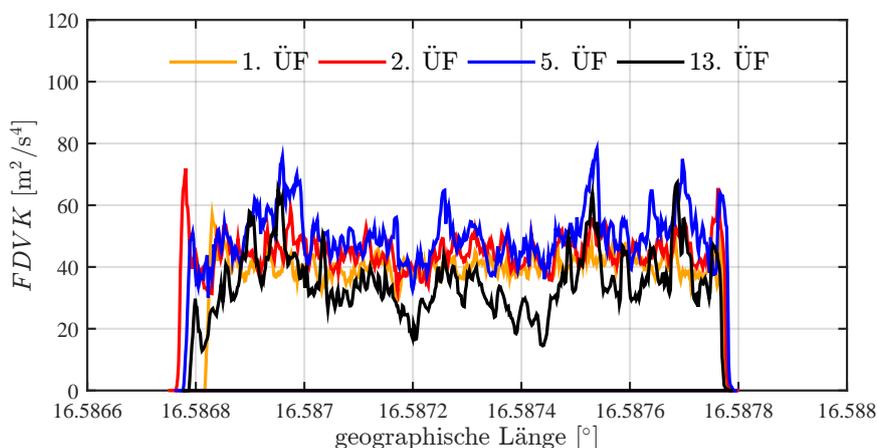


Abbildung 7.20: Verläufe des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen für die Überfahrten 1, 2, 5 und 13 auf dem bindigen Untergrund der Spur 6.

Abschnitt 7.3.5.2 und Abbildung 7.36).

In Abbildung 7.20 sind die Verläufe des FDVK-Wertes für die Überfahrten 1, 2, 5 und 13 mit den Standardparametern der Oszillation ($f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h) auf dem bindigen Untergrund der Spur 6 dargestellt. Während den ersten beiden Überfahrten zeigen die FDVK-Werte eine konstante Steifigkeit über die gesamte Länge der Spur 6. Mit zunehmender Anzahl der Überfahrten kristallisieren sich Bereiche höherer und geringerer Steifigkeit heraus, die gemessenen Verläufe bleiben allerdings reproduzierbar (siehe Überfahrten 5 und 13 in Abbildung 7.20). Die geringfügige Abnahme der Steifigkeit durch das mehrfache Abwalzen, das auch mit der dynamischen Lastplatte beobachtet wurde, findet im Verlauf des FDVK-Wertes der dreizehnten Überfahrt seine Bestätigung.

Die Auswertung der mittleren FDVK-Werte auf dem bindigen Untergrund der Spur 6 in Abbildung 7.21 bestätigt abermals die Reduktion der FDVK-Werte bei geringeren Frequenzen der Oszillationsanregung ($f = 20$ Hz) und deren Steigerung bei hohen Frequenzen

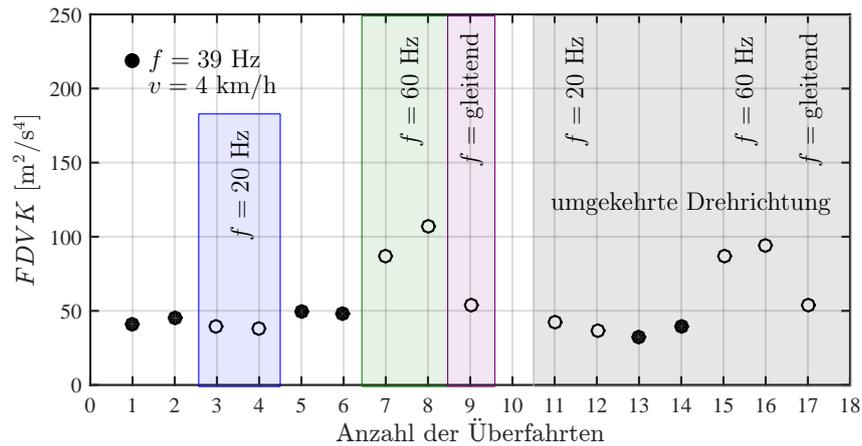


Abbildung 7.21: Mittlere FDVK-Werte für die 17 durchgeführten Messfahrten mit Oszillationsanregung auf dem bindigen Untergrund der Spur 6.

($f = 60 \text{ Hz}$). Bei derart geringen Bodensteifigkeiten scheint die Drehrichtung der Unwuchtmassen das Wertenniveau des FDVK-Wertes, selbst bei einer Steigerung der Oszillationsfrequenz auf $f = 60 \text{ Hz}$, nicht zu beeinflussen.

Die Abbildungen 7.15, 7.16, 7.17, 7.18, 7.19, 7.20 und 7.21 zeigen deutlich, dass der FDVK-Wert für Oszillationswalzen zumindest in sich geschlossen als System zur Kontrolle der Verdichtung funktioniert.

7.3.2.4 Der FDVK-Wert für Oszillationswalzen im Vergleich mit dem dynamischen Verformungsmodul

Im baupraktischen Kontext ist ein in sich schlüssiges System zur Verdichtungskontrolle zwar zweifelsfrei eine notwendige Voraussetzung, allerdings keine hinreichende Bedingung. Da FDVK-Werte keine absoluten bodenphysikalischen Größen darstellen, sind in Normen, Richtlinien und Bauverträgen keine FDVK-Werte gefordert. Die Anforderungen beziehen sich stets auf konventionelle bodenphysikalische Kenngrößen, ein Zusammenhang zwischen diesen Kenngrößen und den FDVK-Werten wird erst durch eine entsprechende Kalibrierung (siehe Abschnitt 3.3) hergestellt. In diesem Abschnitt werden deshalb die ermittelten Werte des FDVK-Systems für Oszillationswalzen den dynamischen Verformungsmoduln E_{vd} der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät gegenübergestellt, welche nach jeder Messfahrt im homogenen Bereich des Testfeldes ermittelt wurden.

Abbildung 7.22 zeigt diesen Vergleich für die Messfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Die Bestimmung des dynamischen Verformungsmoduls E_{vd} erfolgte jeweils nach der statischen Rückwärtsfahrt jeder Messfahrt und ist selbstverständlich unabhängig von den gewählten Maschinenparametern. Daher liegen für jede Messfahrt und zusätzlich für die unverdichtete zweite Lage jeweils ein E_{vd} -Wert vor. Aufgrund der bereits diskutierten Parameterabhängigkeit des FDVK-Wertes ist ein Vergleich immer nur für eine bestimmte Parameterkombination sinnvoll möglich. Für die Darstellung in Abbildung 7.22 wurden die Messfahrten mit den Standardparametern der Oszillation ($f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$) heran-

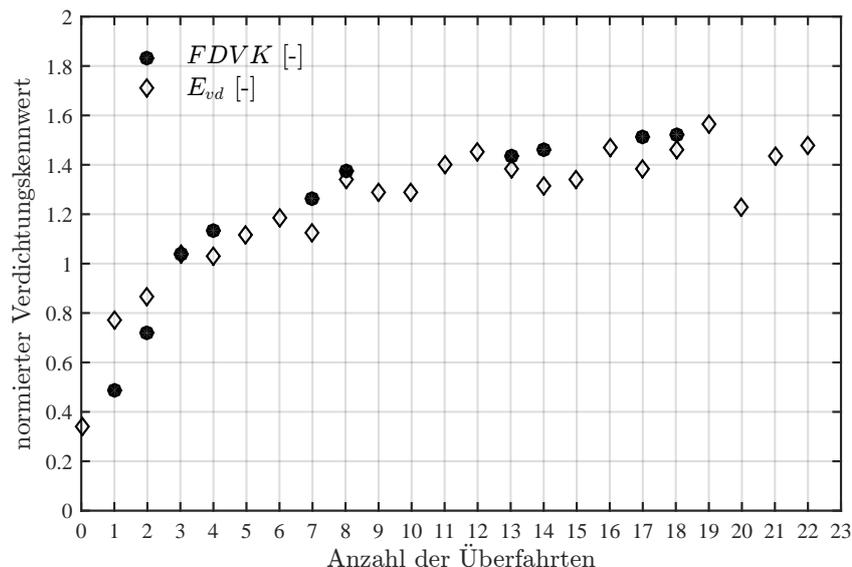


Abbildung 7.22: Mittlere FDVK-Werte der Messfahrten mit $f = 39$ Hz und $v = 4$ km/h im homogenen Bereich des Testfeldes im Vergleich mit den dynamischen Verformungsmoduln E_{vd} des dynamischen Lastplattenversuchs auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.

gezogen, da hier die meisten Ergebnisse vorliegen. Die unterschiedlichen Wertenniveaus des FDVK-Systems und des dynamischen Verformungsmoduls erschweren den Vergleich der beiden Größen, weshalb in den Abbildungen 7.22 und 7.23 eine Normierung der Verdichtungskennwerte durch Division der Einzelwerte durch den Mittelwert aller Messwerte des jeweiligen Verdichtungskennwertes erfolgt. FDVK-Wert und dynamischer Verformungsmodul zeigen eine identische Entwicklung, bei der innerhalb der ersten Messfahrten die größten Verdichtungs Zuwächse erreicht werden. Beide Verdichtungskennwerte bestätigen, dass nach etwa 12 Messfahrten der Zustand der maximalen Verdichtung erreicht wurde.

In Abbildung 7.23 sind zusätzlich die Verdichtungskennwerte über den beiden Bereichen der Schwachstellen ausgewertet. FDVK-Werte liegen für alle Verdichtungsfahrten mit Standardparametern vor, Versuche mit der dynamischen Lastplatte wurden über den beiden Schwachstellen nur vereinzelt durchgeführt. Auch in den Bereichen über den beiden Schwachstellen wird die Korrelation zwischen den FDVK-Werten und den dynamischen Verformungsmoduln bestätigt. Eine Verdichtung des Schüttmaterials über der tiefliegenden Schwachstelle ist möglich, diese fällt allerdings geringer aus, als in den homogenen Bereichen des Testfeldes. Über der oberflächennahen Schwachstelle ist hingegen praktisch keine Verdichtung möglich, was durch beide Verdichtungskontrollen bestätigt wird.

Dass sich die Schwachstellen in den Versuchen mit der dynamischen Lastplatte entsprechend deutlich niederschlagen ist keineswegs überraschend, wirken die eingebauten Matratzen doch insbesondere in vertikaler Richtung als linear elastische Flächenfeder. Für die FDVK-Werte ist dies zunächst nicht selbstverständlich, da die Oszillationsanregung vorwiegend in horizontaler Richtung auf den Boden wirkt. Zur Ausbildung der charakteristischen Form einer liegenden Acht aus Horizontal- und Vertikalbeschleunigungen im Lager der Os-

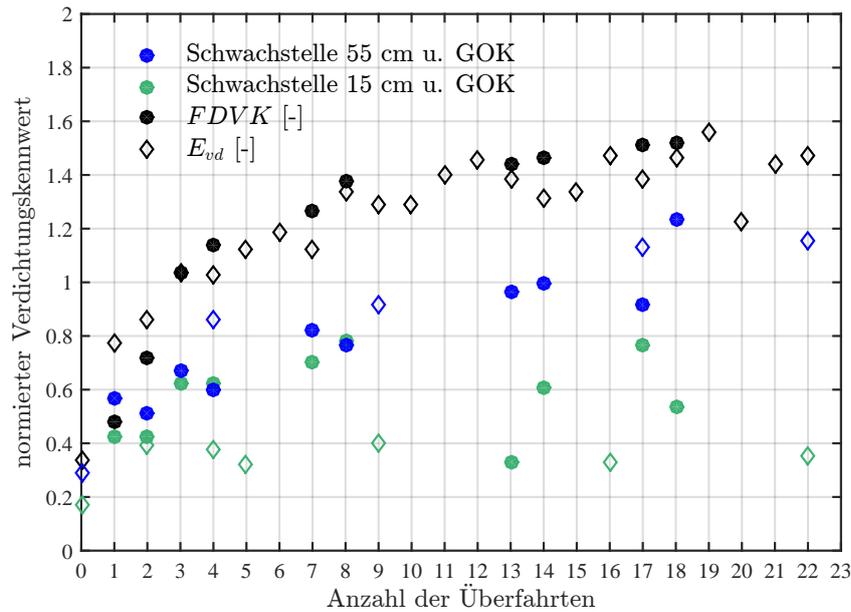


Abbildung 7.23: Mittlere FDVK-Werte der Messfahrten mit $f = 39$ Hz und $v = 4$ km/h im homogenen Bereich des Testfeldes sowie in den Bereichen über den beiden Schwachstellen im Vergleich mit den dynamischen Verformungsmoduln E_{vd} des dynamischen Lastplattenversuchs auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.

zillationsbandage und insbesondere zu deren Fülle, welche ja letztlich die Grundlage des FDVK-Wertes darstellt, tragen die Vertikalbeschleunigungen ganz entscheidend bei. Eben-diese vertikale Komponente fällt allerdings über den Schwachstellen geringer aus, weshalb auch entsprechend niedrigere FDVK-Werte erzielt werden.

Auf dem steifen Untergrund der Spur 5 wurde der dynamische Verformungsmodul lediglich in drei Einzelversuchen mit jeweils $E_{vd} \geq 90$ MN/m² bestimmt. Stellt man den durchschnittlichen dynamischen Verformungsmodul auf der verdichteten zweiten Schütt-lage von $E_{vd} \approx 40$ MN/m² dem durchschnittlichen FDVK-Wert von $FDVK = 80$ m²/s⁴ ge-genüber, würde man bei entsprechender Extrapolation für den steifen Untergrund auf Spur 5 einen mittleren FDVK-Wert von $FDVK \approx 180$ m²/s⁴ erwarten. Abbildung 7.19 bestätigt diese Erwartung.

Abbildung 7.21 zeigt zwar im Vergleich zu den Ergebnissen auf dem Testfeld geringere FDVK-Werte auf dem bindigen Untergrund der Spur 6, allerdings fallen diese in Relation dennoch größer aus als die E_{vd} -Werte auf Spur 6. Dazu sei angemerkt, dass insbesonde-re wassergesättigte bindige Böden sensibel auf den Versuch mit der dynamischen Lastplatte reagieren. Durch die impulsförmige vertikale Belastung durch das Fallgewicht wird tatsäch-lich weniger die Steifigkeit des Korngerüstes sondern vielmehr jene des dazwischen befind-lichen Porenwassers gemessen. Dagegen erfolgt die Messung durch das FDVK-System für Oszillationswalzen gleichmäßig dynamisch, mit geringer Amplitude und in vorwiegend horizontaler Richtung. Der Porenwasserdruck spielt dabei eine geringere Rolle und die er-mittelten Bodensteifigkeiten sind tendenziell höher als jene mit der dynamischen Lastplatte

ermittelten. In jedem Fall wird deutlich, dass bei einem Bezug der FDVK-Werte auf dynamische Verformungsmoduln die Berücksichtigung der Bodenart, insbesondere die Unterscheidung von bindigem und nichtbindigem Material, zweckmäßig ist.

Die allgemein ausgezeichnete Übereinstimmung der FDVK-Werte mit den dynamischen Verformungsmoduln im Fall gleichartiger Verhältnisse über die Tiefe bestätigt die Eignung des vorgestellten FDVK-Wertes zur Beschreibung des Verdichtungszustandes des Bodens. Eine Diskussion der Messtiefe des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen folgt in Kapitel 9.

7.3.2.5 Der FDVK-Wert für Oszillationswalzen im Vergleich mit verschiedenen FDVK-Werten für Vibrationswalzen

Neben dem Bezug der FDVK-Werte für Oszillationswalzen auf die Ergebnisse des dynamischen Lastplattenversuches mit dem Leichten Fallgewichtsgesetz, der schon allein aus baupraktischen Gründen für eine Kalibrierung des FDVK-Systems notwendig ist, ist auch eine Gegenüberstellung mit den Resultaten vergleichbarer Systeme von Interesse. Da es zur Zeit kein anderes funktionierendes FDVK-System für Oszillationswalzen gibt, kann ein solcher Vergleich nur mit FDVK-Systemen für Vibrationswalzen erfolgen (siehe Abschnitt 3.4 für eine Erläuterung der bestehenden Systeme). Selbstverständlich wäre eine Gegenüberstellung am aussagekräftigsten, wenn sie für ein und dieselbe Messfahrt erfolgen könnte. Systembedingt ist dies aber nicht möglich, da die Walze im Messbetrieb stets nur mit einer dynamisch erregten Bandage eingesetzt werden kann und somit für jede Messfahrt entweder FDVK-Werte der Oszillationsanregung oder der Vibrationsanregung bestimmt werden können. Für die folgenden Vergleiche wurden deshalb Messfahrten auf der bereits fertig verdichteten zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes herangezogen. Bei diesen Fahrten war kein Verdichtungszuwachs durch die Befahrung mit der dynamisch angeregte Walze mehr zu erwarten, wodurch eine Beeinflussung der FDVK-Werte durch die sich ändernden Steifigkeitsverhältnisse zwischen den Überfahrten weitgehend ausgeschlossen werden kann.

In Abbildung 7.24 steht der FDVK-Wert für Oszillationswalzen im Vergleich mit sämtlichen auf dem Markt etablierten FDVK-Werten für Vibrationswalzen. Der theoretische Hintergrund und die Ermittlung der Verdichtungskennwerte für Vibrationswalzen ist detailliert in Abschnitt 3.4 beschrieben. Die Oszillationsmessfahrt wurde mit den Standardparametern $f = 39 \text{ Hz}$ und $v = 4 \text{ km/h}$ durchgeführt, während sämtliche FDVK-Werte der Vibrationsanregung auf der Datengrundlage einer Messfahrt mit einer kleinen Vibrationsamplitude von $0,34 \text{ mm}$, einer Erregerfrequenz von $f = 50 \text{ Hz}$ und einer Fahrgeschwindigkeit von $v = 4 \text{ km/h}$ ermittelt wurden. Die Ermittlung der E_{vib} - und k_B -Werte erfolgte für jeweils zwei Erregerperioden, wobei für die Darstellung in Abbildung 7.24 eine Mittelwertglättung über 30 Einzelwerte erfolgte. Zudem wurden sämtliche FDVK-Verläufe durch ihren Mittelwert dividiert, da sonst aufgrund der unterschiedlichen Einheiten und Wertenniveaus der Systeme kein Vergleich möglich wäre.

Der berechnete CMV_{ger} -Wert und der gemessene HMV_{gem} -Wert des vorinstallierten *Compactometer*-Systems zeigen, analog zum FDVK-Wert für Oszillationswalzen, den Einfluss der beiden Schwachstellen sehr deutlich. Insbesondere der unbearbeitete CMV_{ger} -Wert ist auch

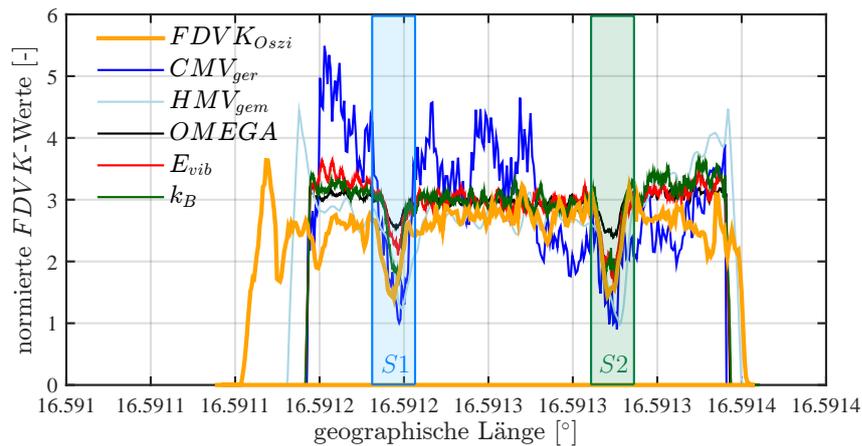


Abbildung 7.24: Der FDVK-Wert für Oszillationswalzen im Vergleich mit FDVK-Werten für Vibrationswalzen auf der fertig verdichteten zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Oszillationsparameter: $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h; Vibrationsparameter: kleine Amplitude, $f = 50$ Hz, $v = 4$ km/h.

in den homogenen Bereichen des Testfeldes großen Schwankungen unterworfen, was seine Aussagekraft schmälert. Im walzenintegrierten *Compactometer* erfolgt offensichtlich eine Glättung des HMV_{gem} -Wertes, was zu „stabileren“ Ergebnissen führt. Der erste FDVK-Wert des *Terrameter*-Systems, der *OMEGA*-Wert, liefert in den homogenen Bereichen des Testfeldes sehr konstante Ergebnisse, die beiden Schwachstellen zeigen allerdings einen deutlich geringeren Einfluss auf die Größe dieses Wertes. Wie bereits von *Hager* in [43] hervorgehoben, sind der E_{vib} -Wert des *Terrameter* und der k_B -Wert des *ACE*-Systems die fortschrittlichsten FDVK-Werte für Vibrationswalzen.

In Abbildung 7.25 ist der Verlauf des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen der bereits zuvor betrachteten Messfahrt den FDVK-Werten für Vibrationswalzen einer Messfahrt mit einer großen Vibrationsamplitude von 0,62 mm, einer Erregerfrequenz von $f = 40$ Hz und einer Fahrgeschwindigkeit von $v = 4$ km/h gegenübergestellt. Die zuvor getroffenen Aussagen über die Verdichtungskennwerte *OMEGA*, E_{vib} und k_B behalten auch bei Verwendung der großen Vibrationsamplitude ihre Gültigkeit. Die im Frequenzbereich ermittelten FDVK-Werte CMV_{ger} und HMV_{gem} zeigen hingegen eine Beeinflussung durch die vergrößerte Amplitude der Anregung in Form großer Schwankungen und der Unterbewertung der Steifigkeit über den Schwachstellen. Durch die große Vibrationsamplitude nähert sich die Vibrationsbandage dem Betriebszustand „Springen“, worauf die FDVK-Werte des Frequenzbereiches sensibel reagieren. Hier zeigt sich eine große Stärke des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen, der aufgrund seiner Definition von den Kontaktbedingungen zwischen Walzmantel und Untergrund und damit dem Betriebszustand der Oszillationswalze unabhängig ist.

Zusammenfassend zeigen die Abbildung 7.24 und 7.25 deutlich, dass der FDVK-Wert für Oszillationswalzen den Vergleich mit etablierten Systemen für Vibrationswalzen keineswegs scheuen muss. Im Vergleich zu den FDVK-Werten des *Compactometer*-Systems liefert

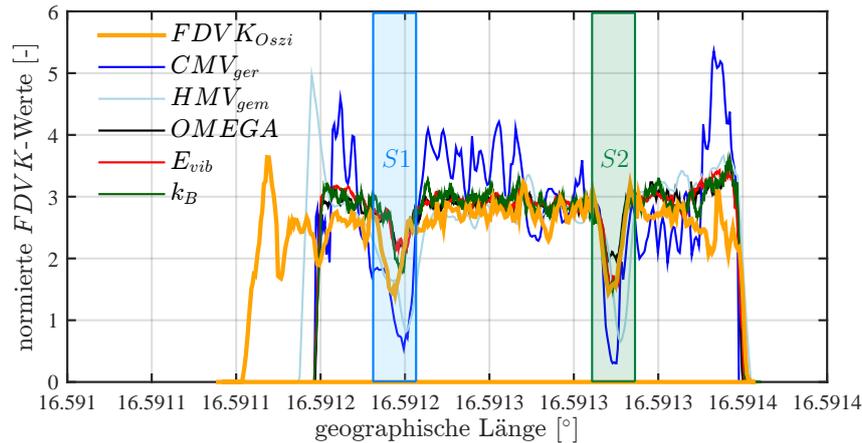


Abbildung 7.25: Der FDVK-Wert für Oszillationswalzen im Vergleich mit FDVK-Werten für Vibrationswalzen auf der fertig verdichteten zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Oszillationsparameter: $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h; Vibrationsparameter: große Amplitude, $f = 40$ Hz, $v = 4$ km/h.

er sogar deutlich „stabilere“ Ergebnisse. Vorteile zeigen sich auch dahingehend, dass gegenüber FDVK-Systemen für Vibrationswalzen, bei denen die Betriebszustände (Kontakt, Abheben, Springen, Taumeln und Chaos) einen wesentlichen Einfluss auf die FDVK-Werte aufweisen, die Betriebszustände der Oszillationsbandage (Haften, einseitiges Gleiten, asymmetrisches Gleiten und symmetrisches Gleiten) für die FDVK keine Rolle spielen.

7.3.3 Untersuchungsergebnisse zum Verschleiß

Für die Messfahrten der experimentellen Untersuchungen im Rahmen des Großversuches erfolgte auch eine Auswertung des in Kapitel 6 vorgestellten Schlupf-Kennwertes I_S . Abbildung 7.26 stellt diese für sämtliche Überfahrten mit Oszillationsanregung auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes dar.

Allgemein zeigt sich eine ausgeprägte Abhängigkeit des Schlupf-Kennwertes von den gewählten Oszillationsparametern. Betrachtet man allerdings die durch gefüllte Kreise symbolisierten Messfahrten mit den Standardparametern der Oszillationsfahrten ($f = 39$ Hz, $v = 2$ km/h) gesondert, zeigt sich eine Zunahme des Schlupfs zwischen Bandage und Untergrund mit zunehmender Anzahl der Überfahrten und damit einhergehender Steigerung der Steifigkeit des Untergrundes. Durch den auftretenden und über den Schlupf-Kennwert quantifizierbaren Schlupf kann der Betriebszustand „Haften“ ausgeschlossen werden. Wie Analysen des Signals der Horizontalbeschleunigungen in der Lagerschale der Oszillationsbandage gezeigt haben, trat unabhängig von den Maschineneinstellungen und Bodenverhältnissen bei sämtlichen Versuchsfahrten asymmetrisches Gleiten auf. Bei geringen Fahrgeschwindigkeiten und hohen Oszillationsfrequenzen nimmt die Asymmetrie der Gleitphasen ab und das Bewegungsverhalten nähert sich dem Betriebszustand „Symmetrisches Gleiten“.

Inkludiert man in die Betrachtung die berechneten I_S -Werte über den beiden Schwach-

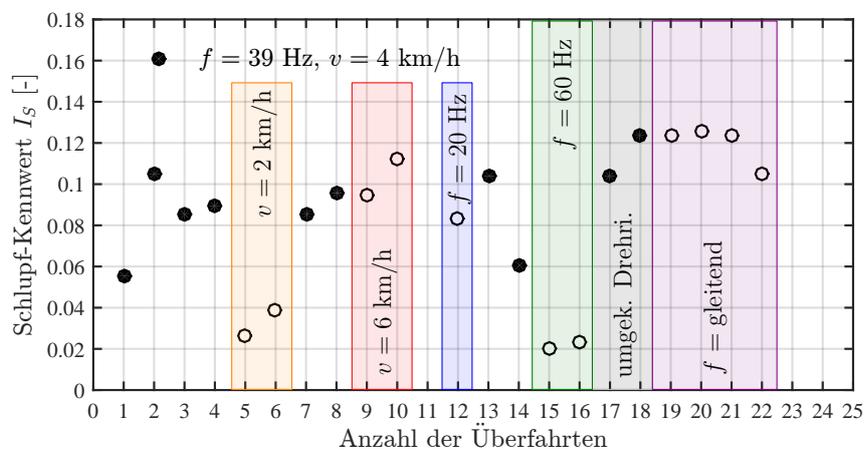


Abbildung 7.26: Mittlere I_5 -Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den beiden Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.

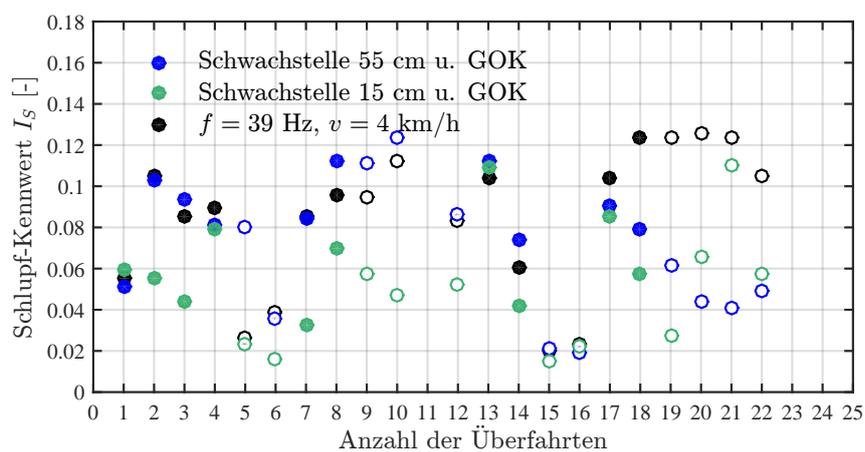


Abbildung 7.27: Mittlere I_5 -Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den beiden Schwachstellen sowie in den Bereichen über den beiden Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.

stellen (Abbildung 7.27), erkennt man über der oberflächennahen Schwachstelle auch einen Rückgang des Bandagenschlupfes. Die tiefliegende Schwachstelle beeinflusst die Größe des Schlupf-Kennwertes hingegen nicht. Diese vertikal von der Geländeoberkante weiter entfernte Schwachstelle hat offensichtlich keine messbaren Auswirkungen mehr auf das Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage in horizontaler Richtung, welches die Grundlage für die Bestimmung des Schlupf-Kennwertes darstellt. Da der Schlupf-Kennwert die Kontaktbedingungen zwischen Bandage und Untergrund beschreiben soll, haben auch nur die Parameter in der Kontaktfläche bzw. jene in Oberflächennähe einen Einfluss auf die Größe von I_S . Damit besteht ein wesentlicher Unterschied zum vorgestellten FDVK-Wert für Oszillationswalzen aus Kapitel 5. Während mit dem Schlupf-Kennwert lediglich Aussagen über die Kontaktbedingungen bzw. die horizontale Bodensteifigkeit getroffen werden können, wird der FDVK-Wert ganz wesentlich von der Vertikalbewegung der Oszillationsbandage beeinflusst, wodurch auch tiefliegende Schwachstellen noch Einfluss auf den FDVK-Wert nehmen können und woraus eine Messtiefe des FDVK-Systems für Oszillationswalzen resultiert, die über der Verdichtungstiefe der Walze liegt (siehe auch Kapitel 9).

Obwohl in den Abbildungen 7.26 und 7.27 Trends erkennbar sind, bleibt die in Abschnitt 6.3 bereits diskutierte Problematik bestehen, dass der Schlupf-Kennwert nicht notwendigerweise eine Aussage über den Verschleiß der Bandage zulässt, welcher aber letztlich von deutlich größerem Interesse ist. Wie bereits ausgeführt, soll zur Bewertung der Aussagekraft des Schlupf-Kennwertes in Kapitel 8 das numerische Modell herangezogen werden, anhand dessen dann auch die Ergebnisse dieses Abschnitts eingeordnet werden können.

7.3.4 Wirkung der Oszillationsbandage auf den Boden

Das Testfeld des experimentellen Hauptversuches wurde wie in Abschnitt 7.2.3.2 beschrieben mit triaxialen Beschleunigungsaufnehmern, einer Erddruckmessdose und Setzungsmessgeräten ausgestattet, um die Wirkung der dynamischen Walze auf den Boden zu erfassen (siehe auch Abbildung 7.1). Die im Grundsatzversuch festgestellte und in Abschnitt 4.3.2 diskutierte charakteristische Wirkung der beiden untersuchten Bandagentypen auf den Boden konnte durch die Analyse der Messdaten des Großversuches bestätigt werden. Dies betrifft die Ausbildung des vertikalen Bodendruckes unter der Einwirkung einer dynamisch angeregten Bandage (Abschnitt 4.3.2.1), die charakteristische Ausbildung von Bug- und Heckwelle mit dem zugehörigen Setzungsverhalten der Geländeoberfläche (Abschnitt 4.3.2.2) und die Beschleunigungen im Untergrund mit der beobachteten doppelten Frequenz in den Vertikalbeschleunigungen unter oszillatorischer Anregung (Abschnitt 4.3.2.3) sowie die Erschütterungswirkung von Oszillations- und Vibrationswalzen und deren Ausbreitung im Untergrund (Abschnitt 4.3.2.4).

Für die Messdaten des Großversuches erfolgt daher eine statistische Auswertung, in der die Einflüsse des Verdichtungszuwachses mit steigender Anzahl der Überfahrten und jener der gewählten Maschinenparameter der Oszillationsverdichtung aufgezeigt werden.

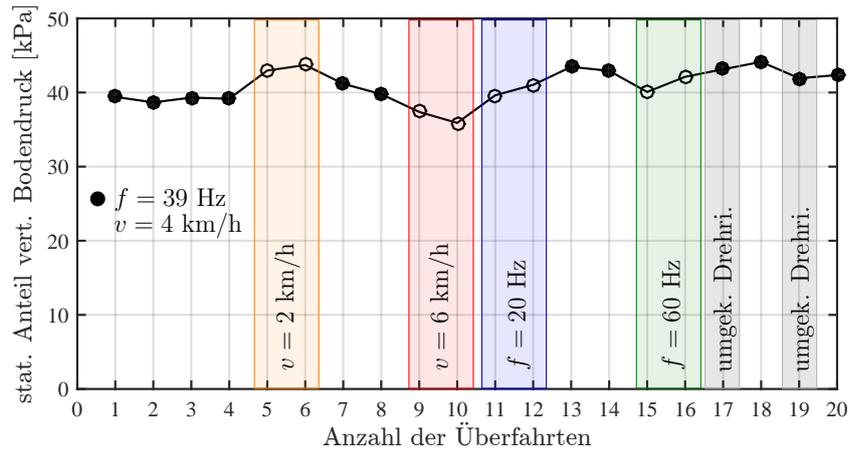


Abbildung 7.28: Maximale Druckzunahme (statischer Anteil) im Punkt P2.1 durch die Überfahrt der Oszillationsbandage auf Spur 2 der ersten Schüttlage in einer Tiefe von 40 cm.

7.3.4.1 Vertikaler Bodendruck

Die dynamische Erddruckmessdose *Geokon 3500-2-100* wurde in Fahrtrichtung im Punkt P2.1 einen Meter vor dem primären Messquerschnitt vor dem Schütten der ersten Lage auf Spur 2 aufgelegt. Damit wurde der vertikale Bodendruck unter der Einwirkung einer dynamischen Walze auf der ersten Schüttlage in einer Tiefe von rund 40 cm und später, nach Aufbringen der zweiten Schüttlage, in einer Tiefe von rund 70 cm gemessen.

Abbildung 7.28 zeigt die Entwicklung der maximalen Druckzunahme durch die Überfahrt der dynamischen Walze mit aktiver Oszillationsbandage auf Spur 2 der ersten Schüttlage und demnach in einer Tiefe von 40 cm. Es handelt sich dabei ausschließlich um jenen Anteil des vertikalen Bodendrucks, der aus der statischen Überfahrt der Bandage resultiert. Zur Ermittlung des Verlaufes des statischen Drucks und seinem Maximalwert wurde eine gleitende Mittelwertfilterung über 200 Messpunkte (bei 1000 Hz Aufzeichnungsfrequenz der Messsignale) durchgeführt.

Der statische Anteil beträgt für alle durchgeführten Oszillationsmessfahrten auf Spur 2 rund 40 kPa. Der Trend einer geringfügigen Zunahme des vertikalen Bodendrucks mit zunehmender Anzahl der Überfahrten und damit der Verdichtung ist zu erahnen. Nicht gesondert gekennzeichnete Messpunkte in Abbildung 7.28 und den folgenden Abbildungen der Versuchsauswertung repräsentieren Messfahrten mit den Standardparametern der Oszillation (Frequenz $f = 39$ Hz und Fahrgeschwindigkeit $v = 4$ km/h). Die geringe Fahrgeschwindigkeit der fünften und sechsten Überfahrt mit $v = 2$ km/h sorgt für einen Anstieg der statischen Komponente des vertikalen Bodendrucks, was auf die längere Verweildauer über der Erddruckmessdose zurückzuführen ist. Im Gegensatz dazu sinken die maximal gemessenen vertikalen Bodendrucke im Falle der Messfahrten neun und zehn mit $v = 6$ km/h. Ein reproduzierbarer Einfluss der Erregerfrequenz auf die statische Komponente des vertikalen Bodendrucks ist nicht feststellbar.

Die zweite Komponente des vertikalen Bodendrucks ist der dynamische Anteil, wie er bereits in Abbildung 4.31 gezeigt und für Oszillations- und Vibrationswalzen verglichen

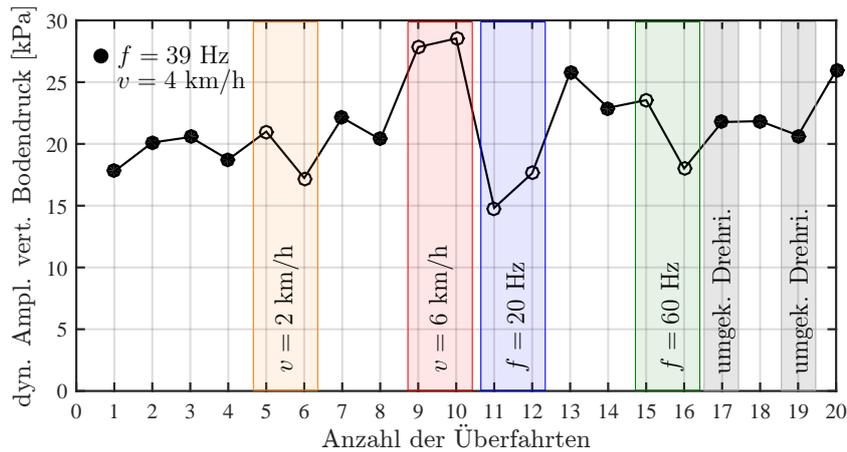


Abbildung 7.29: Maximale Amplitude des dynamischen Anteils des vertikalen Bodendrucks im Punkt P2.1 unter der Oszillationsbandage auf Spur 2 der ersten Schüttlage in einer Tiefe von 40 cm.

wurde. In Abbildung 7.29 ist die maximale Amplitude des dynamischen Anteils des vertikalen Bodendrucks für sämtliche Überfahrten auf Spur 2 der ersten Lage des Testfeldes dargestellt.

Insbesondere bei der ausschließlichen Betrachtung der Messfahrten mit den Standardparametern der Oszillation ist die Tendenz einer Zunahme des dynamischen Anteils des vertikalen Bodendrucks mit der Anzahl der Überfahrten erkennbar. Insgesamt ist der dynamische Anteil mit einer Amplitude von rund 20 kPa etwa halb so groß wie der statische Anteil des vertikalen Bodendrucks. Der Einfluss der Maschinenparameter ist erwartungsgemäß größer. Auffällig ist die signifikante Zunahme des dynamischen Anteils des Bodendrucks bei einer erhöhten Fahrgeschwindigkeit von $v = 6$ km/h und dessen Abnahme bei einer Reduktion der Erregerfrequenz auf $f = 20$ Hz. Diese Beobachtungen können durch die Überlegung nachvollzogen werden, dass das Auffahren der Oszillationsbandage auf die Bugwelle, welche die Bandage vor sich herschiebt, für die vertikale Komponente des dynamischen Bodendrucks verantwortlich ist. Für den Einfluss der Frequenz gilt, dass die Bandage mit zunehmender Oszillationsfrequenz öfter und vor allem schneller auf die Bugwelle auffährt, was zu einer entsprechenden dynamischen Einwirkung in vertikaler Richtung führt. Dieses frequenzabhängige Verhalten ist nicht nur im dynamischen Anteil des vertikalen Bodendrucks in den Abbildungen 7.29 und 7.31 zu beobachten, sondern in gleicher Weise auch in den Vertikalbeschleunigungen des Bodens unter der ersten Lage (Abbildung 7.34a) bzw. der gesamten Schüttung der beiden Lagen (Abbildung 7.35a). Allgemein wird bei Betrachtung einer festgelegten Wegstrecke durch hohe Oszillationsfrequenzen entsprechend mehr Verdichtungsenergie in den Boden eingebracht.

Auch nach dem Herstellen der zweiten Schüttlage wurde der vertikale Bodendruck weiterhin im Punkt P2.1 zwischen der Oberfläche des Planums und der ersten Schüttlage gemessen. Gemessen von der Oberfläche der zweiten Schüttlage des Testfeldes befand sich die dynamische Erddruckmessdose somit in einer Tiefe von rund 70 cm. In Abbildung 7.30 sind

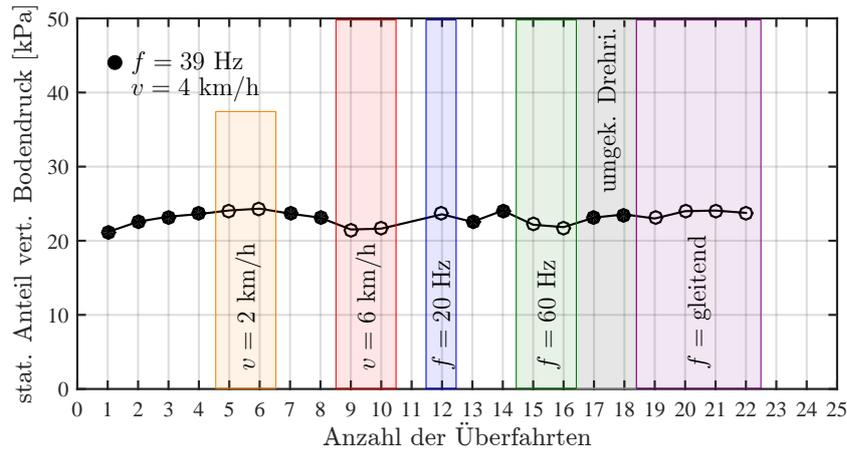


Abbildung 7.30: Maximale Druckzunahme (statischer Anteil) im Punkt P2.1 durch die Überfahrt der Oszillationsbandage auf Spur 2 der zweiten Schüttlage in einer Tiefe von 70 cm.

die durch die statische Überfahrt hervorgerufenen maximalen Druckzunahmen für die 22 auf Spur 2 durchgeführten Messfahrten dargestellt.

In Abbildung 7.30 ist zu beachten, dass durch die größere Mächtigkeit der Überlagerung der Druckmessdose der vertikale Erddruck zwar höher ist, dieser aber nicht dargestellt wird, da sich der ausgewertete statische Anteil des vertikalen Erddrucks lediglich auf die Zunahme zufolge der Überfahrt der Oszillationsbandage bezieht. Der Einfluss der statischen Überfahrt ist aufgrund der Druckausbreitung im Untergrund in größerer Tiefe erwartungsgemäß kleiner und beträgt mit durchschnittlich 23 kPa etwas mehr als die Hälfte des gemessenen Wertes unter der Einwirkung der dynamischen Walze auf der ersten Schüttlage. Der vertikale Bodendruck nimmt damit um denselben Faktor ab, wie die Mächtigkeit der Schüttung zunimmt. Allgemein ist der Wert des statischen Bodendrucks über alle Messfahrten auf der zweiten Schüttlage weitgehend konstant, ein geringfügiger Anstieg innerhalb der ersten fünf Messfahrten ist jedoch feststellbar. Wie auf der ersten Schüttlage bewirkte auch auf der zweiten Schüttlage eine Erhöhung der Fahrgeschwindigkeit auf $v = 6$ km/h eine Verringerung der Druckzunahme durch die statische Überfahrt. Die übrigen Variationen der Maschinenparameter zeigen keinen reproduzierbaren Einfluss auf den statischen Anteil des vertikalen Bodendrucks. Im Falle der Messfahrten 19 bis 22 wurde ein gleitender Frequenzgang der Oszillationsfrequenz gefahren. Per Hand wurde die Frequenz über die Länge des Testfeldes sukzessive von $f = 20$ Hz am Beginn der Spur bis auf $f = 60$ Hz am Ende der Spur gesteigert. Durch die manuelle Steigerung der Frequenz war die Anregungsfrequenz beim Überfahren der Erddruckmessdose nicht bei allen vier Fahrten gleich groß.

Die aus Abbildung 7.31 ersichtliche Abnahme des dynamischen Anteils des vertikalen Bodendrucks mit zunehmender Lagenstärke der Schüttung ist deutlich ausgeprägter als jene der statischen Komponente in Abbildung 7.30. Durch den Einbau der zweiten Schüttlage vergrößert sich die Mächtigkeit der Überschüttung der Erddruckmessdose von 40 cm auf 70 cm, was eine Reduktion des dynamischen Anteils des vertikalen Bodendrucks von durch-

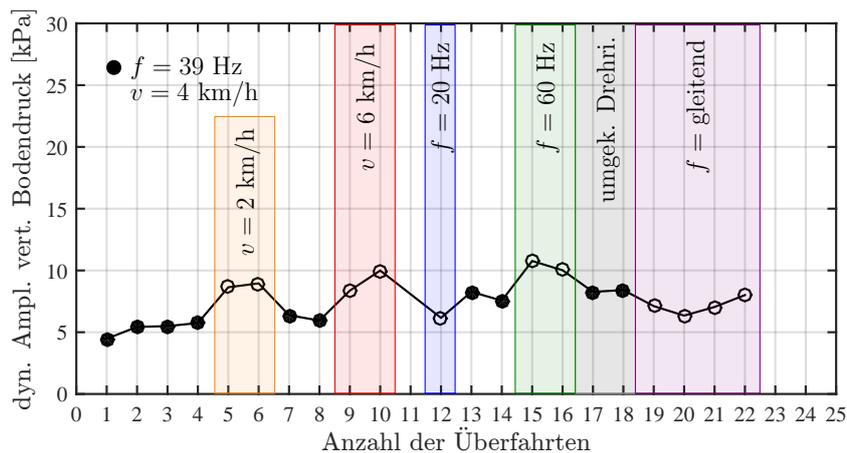


Abbildung 7.31: Maximale Amplitude des dynamischen Anteils des vertikalen Bodendrucks im Punkt P2.1 unter der Oszillationsbandage auf Spur 2 der zweiten Schüttlage in einer Tiefe von 70 cm.

schnittlich 21,4 kPa auf 7,5 kPa zur Folge hat. Trotz dieser Verringerung des dynamischen Anteils des vertikalen Bodendrucks ist zu beachten, dass selbst in einer Tiefe von 70 cm noch eine Maximalamplitude von 7,5 kPa auftritt, obwohl die primäre Wirkungsrichtung der Oszillationsverdichtung horizontal ist.

Mit zunehmender Anzahl der Überfahrten und daraus resultierender Verdichtung steigt die Größe des dynamischen Bodendrucks. Schon unter der ersten Schüttlage kam es zu einer Erhöhung des dynamischen Bodendrucks durch eine Steigerung der Fahrgeschwindigkeit auf $v = 6 \text{ km/h}$. Dieses Verhalten ist auch nach dem Aufbringen der zweiten Schüttlage zu beobachten. Zusätzlich war auf der zweiten Schüttlage eine Erhöhung des dynamischen Bodendrucks sowohl bei einer Reduktion der Fahrgeschwindigkeit auf $v = 2 \text{ km/h}$ als auch bei einer Steigerung der Oszillationsfrequenz auf $f = 60 \text{ Hz}$ zu verzeichnen. Bei einer geringeren Frequenz der Anregung von $f = 20 \text{ Hz}$ kam es zu einer Verringerung des dynamischen Bodendrucks, wodurch die Messungen der Erwartungshaltung entsprechen, dass mit zunehmender Oszillationsfrequenz die dynamische Wirkung der Oszillationsbandage auf den Boden zunimmt. Damit steigt im Allgemeinen auch die Verdichtungswirkung, wobei beim Schluss von der Größe des vertikalen Anteils des Bodendrucks auf die Verdichtungswirkung Vorsicht angebracht ist, da es sich um eine Betrachtung vertikaler Messgrößen handelt, die Verdichtungswirkung der Oszillationsbandage aber vorwiegend durch horizontale Anregung des Bodens und daraus resultierenden Scherverformungen realisiert wird.

7.3.4.2 Verformungen im Boden

In den Abbildungen 7.32 und 7.33 ist das Setzungsverhalten des Bodens im Punkt P2.0 mit den bleibenden Verformungen nach jeder Messfahrt, bestehend aus einer Vorwärtsfahrt mit Anregung der Oszillationsbandage und statischer Rückwärtsfahrt ohne dynamischer Anregung, dargestellt.

Abbildung 7.32 zeigt dabei die Messfahrten auf der ersten Schüttlage und damit Diffe-

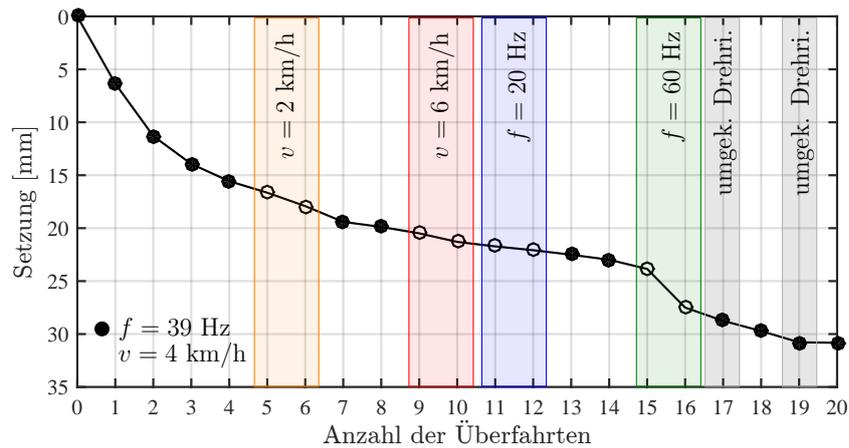


Abbildung 7.32: Bleibende Bodenverformung („Setzung“) der ersten Schüttlage (40 cm Lagenstärke) im Punkt P2.0 nach Überfahrt mit aktiver Oszillationsbandage und anschließender statischer Überfahrt.

renzverformungen einer 40 cm starken Lage. Die Verformungen sind erwartungsgemäß zu Beginn am größten und nehmen dann mit zunehmender Anzahl der Überfahrten ab. Auffällig ist die Mobilisierung zusätzlicher Setzungen durch die erhöhte Oszillationsfrequenz von $f = 60$ Hz während der Messfahrten 15 und 16. Die übrigen Variationen der Maschinenparameter zeigen keinen ausgeprägten Einfluss auf das Setzungsverhalten der ersten Schüttlage.

Durch den Ausfall eines Verformungsmessgerätes (siehe Abschnitt 7.2.3.2) wurden nach dem Aufbringen der zweiten Schüttlage die Differenzverformungen der gesamten Schüttung von 70 cm gemessen. Der Verlauf des daraus abgeleiteten Setzungsverhaltens des Bodens ist in Abbildung 7.33 dargestellt.

Auffällig ist die sehr große Setzung von über 60 mm nach der ersten Messfahrt. Diese ist auf die lose Schüttung der zweiten Lage (siehe Abschnitt 7.2.2.2) zurückzuführen. Mit zunehmender Anzahl der Überfahrten werden die zusätzlichen bleibenden Verformungen geringer. Ein signifikanter Einfluss der Variation der Maschinenparameter, wie im Falle der ersten Schüttlage durch die Erhöhung der Oszillationsfrequenz auf $f = 60$ Hz, ist nicht feststellbar. Wahrscheinlich ist, dass im Falle der Verformungen der ersten Lage nicht zwingend eine Steigerung der Verdichtungswirkung durch die Erhöhung der Oszillationsfrequenz gemessen wurde, sondern lediglich das Herauslösen eines Einzelkorns aus dem Kornverbund unterhalb der Messingplatte des Verformungsmessgerätes an der Geländeoberfläche.

7.3.4.3 Beschleunigungen im Boden

Wie bereits eingangs erwähnt, konnte die charakteristische dynamische Einwirkung der Oszillationsbandage auf den Boden mit der Formation einer sekundären Schwingung mit der doppelten Erregerfrequenz in den Vertikalbeschleunigungen durch die experimentellen Hauptuntersuchungen bestätigt werden. Dies gilt für die gesamte Bandbreite an untersuchten Oszillationsparametern (Erregerfrequenz, Drehrichtung der Unwuchtmassen und

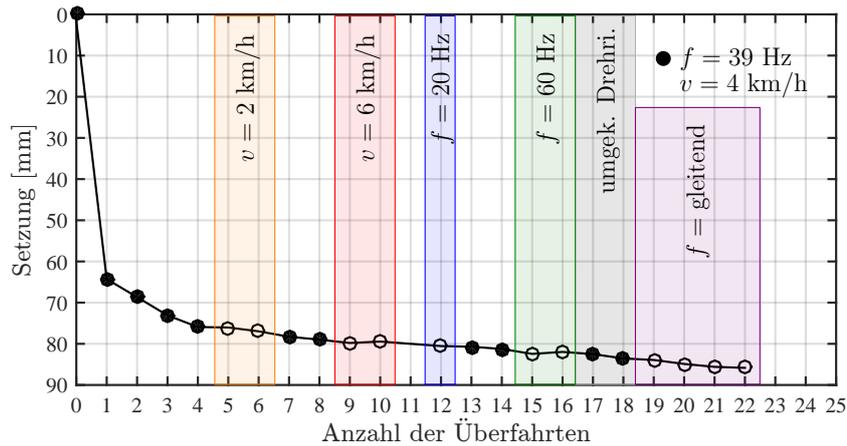
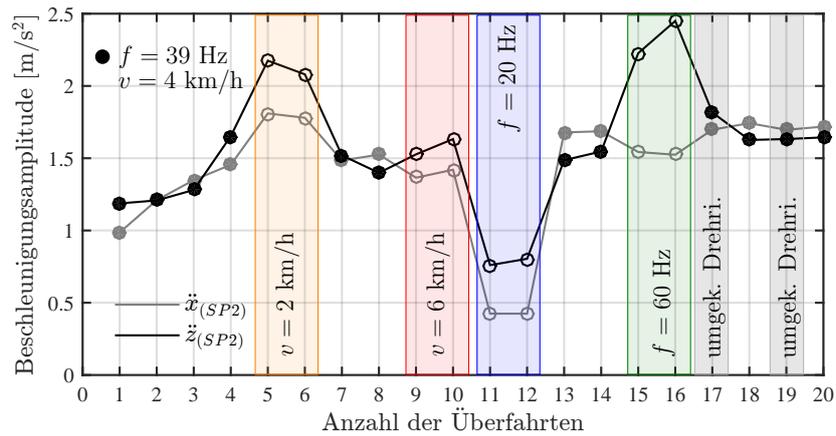


Abbildung 7.33: Bleibende Bodenverformung („Setzung“) beider Schüttlagen (insgesamt 70 cm Mächtigkeit) im Punkt P2.0 nach Überfahrt mit aktiver Oszillationsbandage und anschließender statischer Überfahrt.

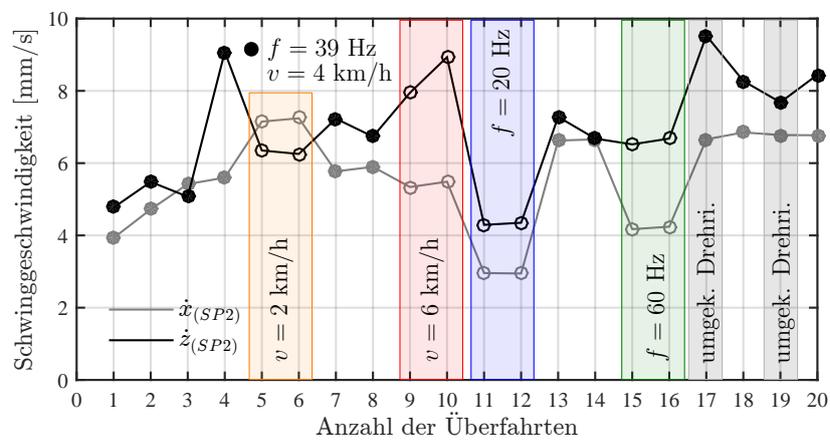
Fahrgeschwindigkeit während der Verdichtung).

Im Folgenden wird deshalb die maximale dynamische Einwirkung der Oszillationsbandage auf den Boden im Punkt P2.2 für Messfahrten auf den beiden Schüttlagen des Testfeldes betrachtet. Dazu zählen die maximalen Amplituden der Beschleunigung, der Schwinggeschwindigkeit und des Schwingweges, jeweils in horizontaler Richtung x und vertikaler Richtung z . Abbildung 7.34 zeigt die Amplituden der dynamischen Einwirkung für die durchgeführten Oszillationsmessfahrten auf Spur 2 der ersten Schüttlage.

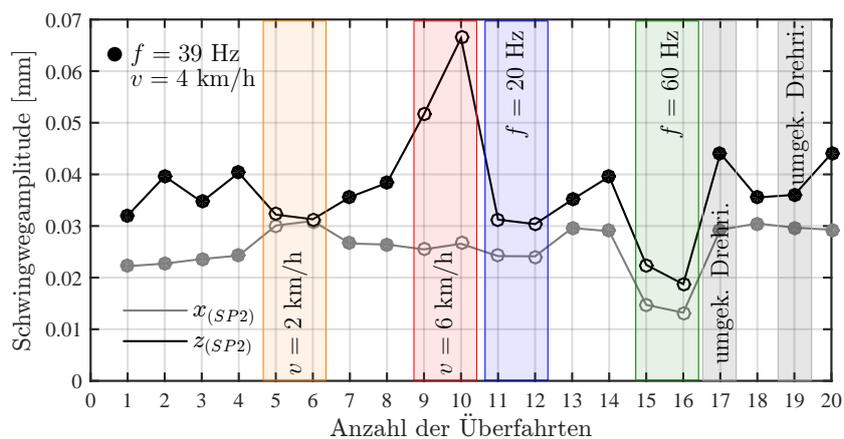
Die maximalen Beschleunigungsamplituden in Abbildung 7.34a zeigen in horizontaler und vertikaler Richtung dieselbe Größenordnung und betragen in einer Tiefe von 40 cm im Mittel rund $1,5 \text{ m/s}^2$. Bei Betrachtung der Messfahrten mit den Standardparametern der Oszillationsverdichtung (ohne farbliche Kennzeichnung) ist ein kontinuierlicher Anstieg der Beschleunigungsamplituden mit steigender Anzahl der Überfahrten zu verzeichnen. Der Anstieg ist während der ersten Messfahrten am größten. Bei einer Reduktion der Fahrgeschwindigkeit auf $v = 2 \text{ km/h}$ ist eine deutliche Vergrößerung der Beschleunigungsamplituden zu beobachten. Diese fällt in vertikaler Richtung besonders deutlich aus. Die Vertikal-komponente der Beschleunigung ist auch bei einer Erhöhung der Oszillationsfrequenz auf $f = 60 \text{ Hz}$ ausgeprägt. Bei geringen Fahrgeschwindigkeiten und hohen Erregerfrequenzen wird pro zurückgelegtem Meter Fahrweg mehr Verdichtungsenergie in den Boden eingebracht, wodurch auch der Anstieg der gemessenen Beschleunigungen erklärt werden kann. Dieser Umstand spiegelte sich bereits in den Ergebnissen der Auswertung des dynamischen Anteils des vertikalen Bodendrucks in Abbildung 7.31 wider. Bei einer Reduktion der Oszillationsfrequenz auf $f = 20 \text{ Hz}$ sinken die gemessenen Beschleunigungen deutlich ab. Insbesondere die Horizontalbeschleunigungen betragen dann nur mehr ein Drittel des Wertes, der mit den Standardparametern der Oszillation erzielt worden ist. Diese Erkenntnis ist für die Oszillationsverdichtung besonders wichtig, da hier die Horizontalkomponente einen entscheidenden Beitrag zu Verdichtung leistet.



(a) Maximale horizontale (\ddot{x}) und vertikale (\ddot{z}) Beschleunigungsamplituden im Boden im Punkt P2.2.



(b) Maximale horizontale (\dot{x}) und vertikale (\dot{z}) Amplituden der Schwinggeschwindigkeiten im Boden im Punkt P2.2.



(c) Maximale horizontale (x) und vertikale (z) Amplituden der Schwingwege im Boden im Punkt P2.2.

Abbildung 7.34: Maximale dynamische Einwirkung der Oszillationsbandage auf Spur 2 der ersten Schüttlage im Punkt P2.2 in einer Tiefe von 40 cm unter der GOK des Testfeldes.

Auch die maximalen Amplituden der Schwinggeschwindigkeiten sind in horizontaler und vertikaler Richtung in etwa gleich groß und verdoppeln sich von 4 mm/s am Beginn der Versuche auf 8 mm/s nach 20 Messfahrten (siehe Abbildung 7.34b). Für die Versuchsfahrten mit den Standardparametern der Oszillationsfrequenz ist dabei ein kontinuierlicher Anstieg zu verzeichnen. Der Einfluss der geringeren Fahrgeschwindigkeit von $v = 2$ km/h auf die Ausbildung der Schwinggeschwindigkeiten im Boden ist deutlich geringer als im Falle der Beschleunigungsamplituden beobachtet. Hingegen bewirkt eine Erhöhung der Fahrgeschwindigkeit auf $v = 6$ km/h einen deutlichen Anstieg der vertikalen Schwinggeschwindigkeiten. Eine Reduktion der Oszillationsfrequenz auf $f = 20$ Hz reduziert auch die gemessenen Amplituden der Schwinggeschwindigkeiten, wobei davon insbesondere die Horizontalkomponente \dot{x} betroffen ist. Die horizontalen Schwinggeschwindigkeiten sinken auch im Falle einer Erhöhung der Oszillationsfrequenz auf $f = 60$ Hz.

Aus Abbildung 7.34c ist kein eindeutiger Zusammenhang zwischen der wachsenden Anzahl an Überfahrten (und der damit zunehmenden Verdichtung) und der Größe der Amplituden des Schwingweges erkennbar. Die vertikalen Schwingwege sind dabei stets größer als die horizontalen Schwingwege. Dies ist insofern interessant, da die Anregung des Bodens durch die Oszillationsbandage vorwiegend in horizontaler Richtung erfolgt. Um diesen Umstand nachzuvollziehen, muss die Wellenausbreitung berücksichtigt werden. Für die Wellengeschwindigkeit der Scherwelle c_s in einem näherungsweise elastischen Medium gilt allgemein:

$$c_s = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (7.4)$$

Nach [114] gilt für die Ausbreitungsgeschwindigkeit der *Rayleigh*-Welle im Lockergestein näherungsweise:

$$c_R \approx 0,97 c_s \quad (7.5)$$

Nimmt man einen Schubmodul von $G = 25$ MN/m² und eine Dichte von $\rho = 2000$ kg/m³ an, ergibt sich eine Ausbreitungsgeschwindigkeit der *Rayleigh*-Welle von $c_R = 108,4$ m/s. Über den allgemeinen Zusammenhang zwischen Wellenlänge und Ausbreitungsgeschwindigkeit einer Welle

$$\lambda = \frac{c_R}{f} \quad (7.6)$$

folgt aus einer Frequenz von $f = 39$ Hz, eine Wellenlänge von $\lambda = 2,78$ m. Nach *Richart* [98] folgt für das Zahlenbeispiel aus dem Verhältnis zwischen Tiefe und Wellenlänge für die Sensorposition 40 cm unter der GOK eine Amplitude der Horizontalkomponente von 20% der Amplitude an der Oberfläche, während die Vertikalkomponente in der Tiefe sogar geringfügig größer sein kann als an der Oberfläche. Von der tangentialen Nennamplitude der Oszillationsbandage der *HAMM HD⁺ 90 VO* Walze von 1,44 mm kommen in einer Tiefe von 40 cm im Mittel noch rund 0,3 mm an, was mit den angestellten Überlegungen übereinstimmt. Auffällig sind die Erhöhung der vertikalen Schwingwegamplitude bei einer Fahrgeschwindigkeit von $v = 6$ km/h und die Reduktion der Schwingwegamplituden in horizontaler und vertikaler Richtung, die durch eine Erhöhung der Oszillationsfrequenz

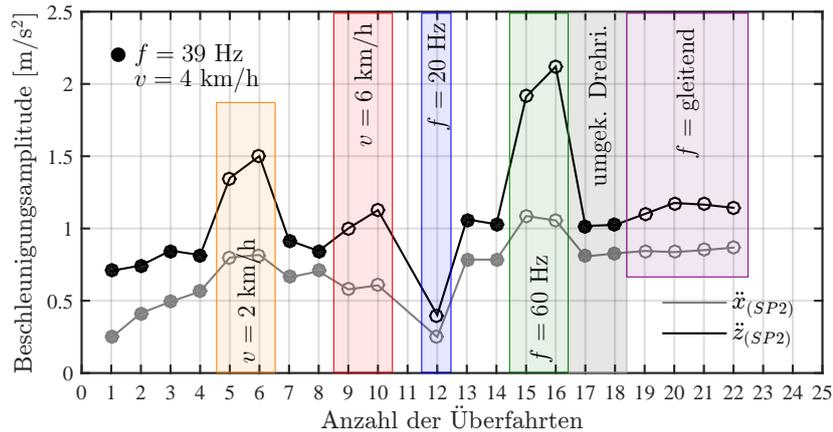
auf $f = 60$ Hz bewirkt wird.

Die in Abbildung 7.35 dargestellten Amplituden der dynamischen Messgrößen im Boden nach dem Aufbringen der zweiten Schüttlage sind geringer, da die Distanz zwischen dem Beschleunigungssensor im Boden und der Erschütterungsquelle in Form der Oszillationsbandage von 40 cm auf 70 cm angewachsen ist. Alle dynamischen Messgrößen, also Beschleunigungen, Schwinggeschwindigkeiten und Schwingwege, weisen in vertikaler Richtung größere Amplituden auf als in horizontaler Richtung. Auch der Einfluss der gewählten Maschinenparameter ist auf die Amplituden in vertikaler Richtung deutlich ausgeprägter. Dieser Umstand ist auf die zuvor diskutierte Wellenausbreitung und die daraus resultierenden Unterschiede in den horizontalen und vertikalen Bewegungskomponenten zurückzuführen.

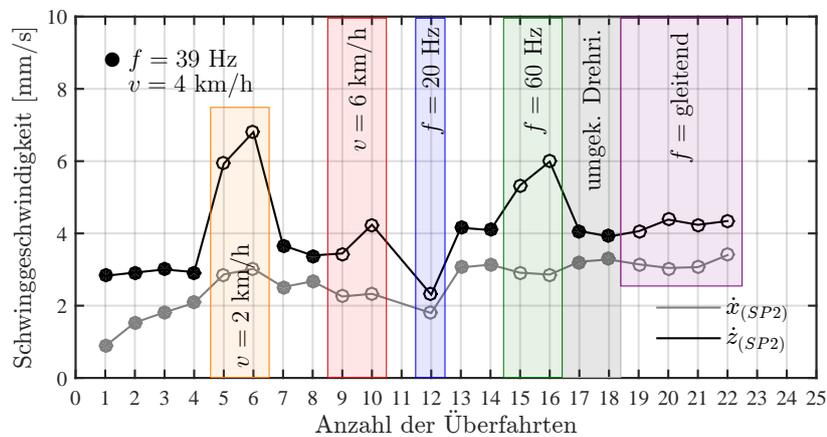
Die maximalen Beschleunigungsamplituden in Abbildung 7.35a der Oszillationsfahrten mit Standardparametern werden mit zunehmender Anzahl der Überfahrten größer. Die Parametervariationen einer Fahrgeschwindigkeit von $v = 2$ km/h bzw. einer Oszillationsfrequenz von $f = 60$ Hz bewirken eine Vergrößerung insbesondere der vertikalen Beschleunigungsamplituden, wie sie bereits in Abbildung 7.34a auf der ersten Schüttlage erkennbar war. Hingegen verringert eine Oszillationsfrequenz von $f = 20$ Hz die maximalen Beschleunigungsamplituden in horizontaler und vertikaler Richtung.

Das Verhalten der in Abbildung 7.35b dargestellten maximalen Amplituden der Schwinggeschwindigkeiten entspricht im Wesentlichen jenem der zuvor diskutierten Beschleunigungsamplituden aus Abbildung 7.35a. Eine Reduktion der Fahrgeschwindigkeit und eine Erhöhung der Oszillationsfrequenz führen zu einer Vergrößerung der gemessenen Amplituden. Auch im Falle der Schwinggeschwindigkeiten zeigt primär die vertikale Komponente dieses Verhalten. Sowohl die horizontale als auch die vertikale Schwinggeschwindigkeitssamplitude sinken bei einer Verminderung der Oszillationsfrequenz auf $f = 20$ Hz. Die Schwinggeschwindigkeiten in horizontaler Richtung zeigen eine deutlichere Zunahme mit fortschreitender Verdichtung.

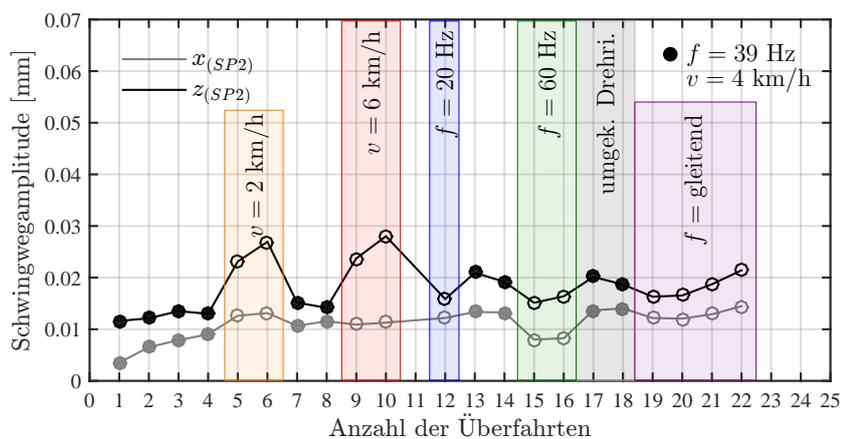
Im Gegensatz zu den Messungen unter der ersten Schüttlage (Abbildung 7.34c) zeigen die Schwingwegamplituden in Abbildung 7.35c nach dem Aufbringen der zweiten Schüttlage eine Vergrößerung mit zunehmender Anzahl der Überfahrten. In vertikaler Richtung bewirken sowohl eine Reduktion der Fahrgeschwindigkeit auf $v = 2$ km/h, als auch eine Erhöhung auf $v = 6$ km/h eine Zunahme der Schwingwege, während Frequenzvariationen diese zu vermindern scheinen. Die Schwingwegamplituden in horizontaler Richtung zeigen sich von der Variation der Oszillationsparameter weitgehend unbeeinflusst. Lediglich eine Erhöhung der Erregerfrequenz auf $f = 60$ Hz reduziert die horizontalen Schwinggeschwindigkeiten, wie dies bereits unter der ersten Schüttlage in Abbildung 7.34c zu beobachten war.



(a) Maximale horizontale (\dot{x}) und vertikale (\dot{z}) Beschleunigungsamplituden im Boden im Punkt P2.2.



(b) Maximale horizontale (\dot{x}) und vertikale (\dot{z}) Amplituden der Schwinggeschwindigkeiten im Boden im Punkt P2.2.



(c) Maximale horizontale (x) und vertikale (z) Amplituden der Schwingwege im Boden im Punkt P2.2.

Abbildung 7.35: Maximale dynamische Einwirkung der Oszillationsbandage auf Spur 2 der zweiten Schüttlage im Punkt P2.2 in einer Tiefe von 70 cm unter der GOK des Testfeldes.

7.3.5 Ergebnisse der Begleituntersuchungen

7.3.5.1 Statische Lastplatte

Auf der fertig verdichteten ersten Lage des Testfeldes wurde im homogenen Bereich der Spur 2 ein Versuch mit der statischen Lastplatte durchgeführt. Die zugehörige Last-Setzungs-Kurve ist in Abbildung B.17 dargestellt.

Zwischen den Laststufen $\sigma_1 = 0,2 \text{ MN/m}^2$ und $\sigma_2 = 0,4 \text{ MN/m}^2$ wurden unter Verwendung von Gleichung 7.1 ein Verformungsmodul der Erstbelastung von $E_{v1} = 71,4 \text{ MN/m}^2$ und ein Verformungsmodul der Zweitbelastung von $E_{v2} = 236,8 \text{ MN/m}^2$ ermittelt.

Bereits anhand dieses einen Versuches mit der statischen Lastplatte wird die Problematik des Verdichtungsverhältnisses zur Beurteilung der Verdichtung ersichtlich. Im gegenständlichen Fall beträgt es $E_{v2}/E_{v1} = 3,32$ und erfüllt somit die häufig gestellte Forderung von $E_{v2}/E_{v1} \leq 2,2$ nicht, obwohl es sich um ein hervorragend geeignetes und endverdichtetes Material handelt. Eine isolierte Betrachtung des Verdichtungsverhältnisses und der Bezug auf einen Grenzwert machen aus bodenmechanischer Sicht somit keinen Sinn. Eine Beurteilung des Verdichtungsverhältnisses kann sinnvoller Weise nur unter Einbezug des Verformungsmoduls der Zweitbelastung E_{v2} erfolgen [20].

7.3.5.2 Dynamische Lastplatte (Leichtes Fallgewichtsgerät)

Zur Dokumentation des Verdichtungszustandes und des Verdichtungsanzuwachses wurden nach den einzelnen Messfahrten Versuche mit der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät durchgeführt. Diese dienen auch als Referenzgrößen für den entwickelten FDVK-Wert für Oszillationswalzen. Ein solcher Vergleich wurde bereits in den Abbildungen 7.22 und 7.23 angestellt.

In Abbildung 7.36 sind die Ergebnisse der dynamischen Lastplattenversuche als Absolutwerte dargestellt. Gezeigt werden sämtliche Ergebnisse auf Spur 2 des Testfeldes, das sind die Resultate der Messungen im homogenen Bereich der ersten Schüttlage über der Schwachstelle der ersten Schüttlage, im homogenen Bereich der zweiten Schüttlage und über der tiefliegenden Schwachstelle (Schwachstelle 1) sowie der oberflächennahen Schwachstelle der zweiten Schüttlage. Zusätzlich sind die E_{vd} -Werte eingetragen, die auf dem bindigen Untergrund der Spur 6 ermittelt wurden. Auf dem steifen Untergrund der Spur 5 wurden lediglich drei Einzelversuche durchgeführt, bei denen dynamische Verformungsmoduln von $E_{vd} \geq 90 \text{ MN/m}^2$ gemessen wurden, womit man sich an den Grenzen des mit der dynamischen Lastplatte messbaren Steifigkeitsbereiches bewegt [23]. Die Ergebnisse der Einzelversuche auf Spur 5 sind in Abbildung 7.36 nicht eingetragen.

Insbesondere in den dynamischen Verformungsmoduln des homogenen Bereiches auf den Schüttlagen 1 und 2 des Testfeldes ist die zunehmende Verdichtung mit steigender Anzahl der Überfahrten und die Annäherung an einen Grenzwert der maximalen Verdichtung gut zu beobachten. Im Verlauf der E_{vd} -Werte des homogenen Bereiches der ersten Schüttlage ist der hohe Grad der Vorverdichtung zu erkennen. Bereits vor der ersten Überfahrt beträgt der dynamische Verformungsmodul $E_{vd} = 42,3 \text{ MN/m}^2$, wodurch auch der Verdichtungs-

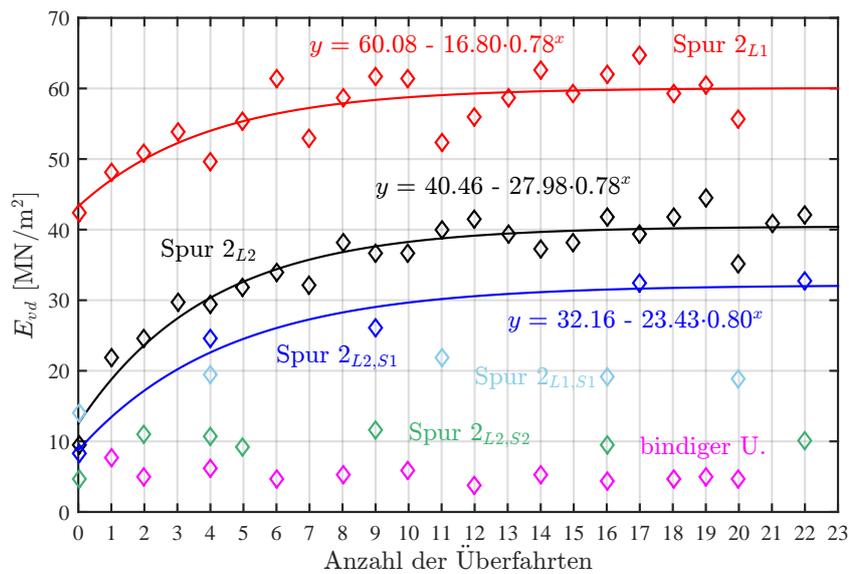


Abbildung 7.36: Entwicklung des dynamischen Verformungsmoduls E_{vd} auf Spur 2 des Testfeldes im Bereich A2.1 (erste und zweite Schüttlage) und auf dem bindigen Untergrund der Spur 6.

prozess nach etwa sechs Überfahrten abgeschlossen ist und ab diesem Zeitpunkt E_{vd} -Werte von rund 60 MN/m^2 gemessen werden. Die Ergebnisse über der Schwachstelle der ersten Schüttlage steigen mit zunehmender Anzahl der Überfahrten nur unwesentlich und streuen um $E_{vd} = 20 \text{ MN/m}^2$.

Zwar ist das allgemeine Wertenniveau auf der zweiten Schüttlage des Testfeldes geringer als jenes auf der ersten Schüttlage, der generierte Verdichtungszuwachs ist allerdings durch die aufwendige Herstellung der zweiten Schüttlage bedingt deutlich größer. Die Ausgleichskurve in Abbildung 7.36 weist einen steileren Anstieg während der ersten Überfahrten auf und zeigt zudem, dass die Verdichtungsarbeiten auf der zweiten Schüttlage erst nach etwa zwölf Überfahrten abgeschlossen sind. Eine Verdichtung und ein entsprechender Zuwachs der Verdichtung wurden auch über der tiefliegenden Schwachstelle der Spur 2 festgestellt, wobei die Verdichtung und deren Zuwachs geringer ausfallen als in den homogenen Bereichen. Eine Verdichtung des Bodens über der oberflächennahen Schwachstelle der Spur 2 ist nicht möglich. Durch die als linear elastische Flächenfedern wirkenden Matratzen werden selbst nach 22 Überfahrten E_{vd} -Werte von lediglich 10 MN/m^2 gemessen werden.

Für das bindige Material der Spur 6 kann ebenfalls keine Verdichtungswirkung durch die Überfahrten gemessen werden. Die dynamischen Verformungsmoduln sinken durch das Hochpumpen von Porenwasser sogar geringfügig von anfangs $E_{vd} = 7,8 \text{ MN/m}^2$ auf Werte von $E_{vd} \approx 4,0 \text{ MN/m}^2$.

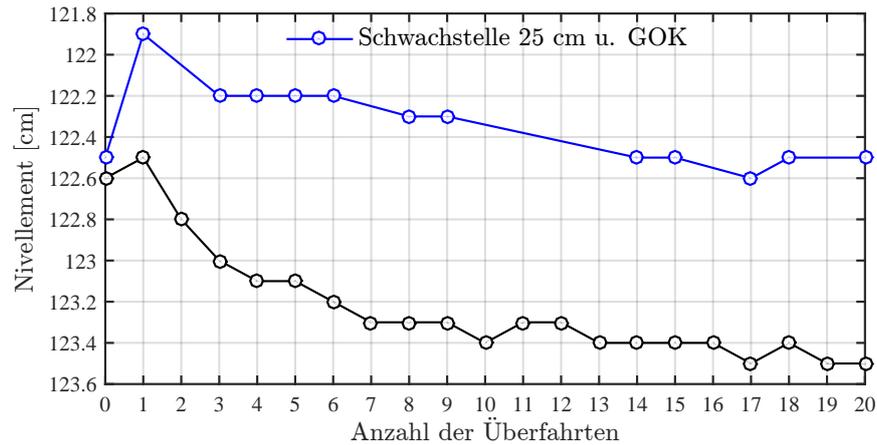


Abbildung 7.37: Nivellements auf Spur 2 im Punkt P2.2 der ersten Lage des Testfeldes.

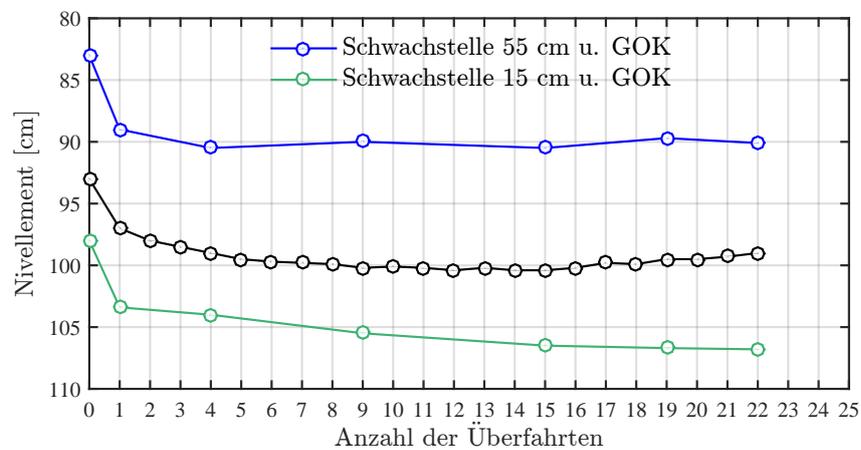


Abbildung 7.38: Nivellements auf Spur 2 im Punkt P2.2 der zweiten Lage des Testfeldes.

7.3.5.3 Nivellement

Neben den Versuchen mit der dynamischen Lastplatte wurden auf Spur 2 des Testfeldes Nivellements in Bezug auf den Höhenfixpunkt des Testfeldes (siehe Abbildung 7.1) durchgeführt. Im primären Messquerschnitt in der Mitte der verdichteten Spur erfolgten die Messungen nach jeder Überfahrt. Über den geometrischen Mittelpunkten der Schwachstellen erfolgten vereinzelt zusätzliche Messungen.

In Abbildung 7.37 sind die Nivellements auf Spur 2 der ersten Lage des Testfeldes dargestellt. Bei den Messungen vor der ersten Überfahrt ist ein Messfehler wahrscheinlich. Danach zeigen sowohl der Messpunkt des homogenen Bereiches als auch jener über der Schwachstelle zunächst große und dann asymptotisch gegen Null gehende Setzungen. Dabei fallen die bleibenden Verformungen über der Schwachstelle etwas geringer aus. Durch die Nivellements wurde eine Gesamtsetzung der ersten Schüttlage von rund 10 mm ermittelt (vergleiche dazu etwa 30 mm Gesamtsetzung gemäß Verformungsmessgerät in Abbildung 7.32).

Tabelle 7.1: Ergebnisse der Versuche des Sandersatzverfahrens auf Spur 2 der endverdichteten Lagen 1 und 2 des Testfeldes.

	m_E [kg]	V_E [cm ³]	m_f [kg]	ρ_f [g/cm ³]
Lage 1				
Probe 1-1	2,48	1660,0	3,52	2,120
Probe 1-2	3,08	2061,6	4,64	2,251
Probe 1-3	2,18	1459,2	2,92	2,001
Probe 1-M				2,124
Lage 2				
Probe 2-1	2,92	1954,5	4,22	2,159
Probe 2-2	2,54	1700,2	3,52	2,070
Probe 2-3	2,92	1954,5	4,24	2,169
Probe 2-M				2,133

Mit rund 70 mm Gesamtsetzung entspricht das Ergebnis der Nivellements auf Spur 2 der zweiten Lage in Abbildung 7.38 jenem des Verformungsmessgerätes in Abbildung 7.33. Die Bereiche über der oberflächennahen und der tiefliegenden Schwachstelle verhalten sich dabei ähnlich wie der homogene Bereich im primären Messquerschnitt des Testfeldes.

7.3.5.4 Sandersatzverfahren

Nach dem Abschluss der Messfahrten auf den Schüttlagen 1 und 2 wurden auf Spur 2 des Testfeldes Versuche des Sandersatzverfahrens durchgeführt, um die in situ Dichte ρ_f des verdichteten Schüttmaterials zu bestimmen. Auf jeder Schüttlage wurden dazu drei Einzelversuche durchgeführt, um einen Mittelwert aus ebendiesen Einzelversuchen berechnen zu können.

Als Ersatzmaterial wurde Quarzsand verwendet, dessen Dichte im Labor mit $\rho_E = 1,4940 \text{ g/cm}^3$ bestimmt wurde. Durch Ermittlung der Massen m_E und m_f können mithilfe der Formeln 7.2 und 7.3 die in situ Dichten berechnet werden (siehe Tabelle 7.1).

Für die endverdichtete erste Schüttlage wurde eine mittlere in situ Dichte von $\rho_f = 2,124 \text{ g/cm}^3$ errechnet, jene der zweiten Schüttlage beträgt $\rho_f = 2,133 \text{ g/cm}^3$.

Kapitel 8

Numerische Berechnungen zur Verschleißbeurteilung

8.1 Einführung

In den vorangegangenen Kapiteln 4, 5 und 7 wurde ein FDVK-Wert für Oszillationswalzen entwickelt, durch ein mechanisches Modell theoretisch fundiert und die Auswertung von Messdaten experimentell verifiziert. Mit dem dynamischen Verformungsmodul E_{vd} aus dem Versuch mit der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät steht zudem eine anerkannte Referenzgröße für die Beurteilung der Aussagekraft des FDVK-Wertes zur Verfügung.

Für den in Kapitel 6 vorgestellten Schlupf-Kennwert fehlt eine derartige Bezugsgröße. Wie bereits in Kapitel 6 diskutiert, ermöglicht selbst die gesicherte Kenntnis des auftretenden Schlupfes zwischen dem Walzmantel der Oszillationsbandage und dem Untergrund noch nicht zwingend eine Aussage über den auftretenden Verschleiß der Bandage. Komponenten und Faktoren des tribologischen Systems können den tatsächlich auftretenden Verschleiß wesentlich beeinflussen, eine Vielzahl dieser Faktoren ist allerdings nicht steuerbar. So ist beispielsweise die Abrasivität eines zu verdichtenden Materials eine Eigenschaft desselben, und selbst wenn die zu erwartende Verschleißwirkung als sehr hoch eingestuft werden muss, sind die geforderten Verdichtungsarbeiten durchzuführen. Der durch die ausgeprägte Abrasivität des Materials hervorgerufene erhöhte Verschleiß muss in Kauf genommen werden. Hingegen ist vermeidbarer Verschleiß, wie er durch eine ungünstige Kombination der Maschinenparameter oder einen zu langen Betrieb der Oszillationswalze, durch den kein Verdichtungszuwachs mehr generiert werden kann, zu minimieren, um eine möglichst lange Lebensdauer der Bandage zu gewährleisten. Die beiden letztgenannten Faktoren, die einen vermeidbaren Verschleiß hervorrufen, können gesteuert und damit prinzipiell optimiert werden. Um dies zu ermöglichen, muss der während des Verdichtungsprozesses auftretende Verschleiß quantifiziert werden können. Der entwickelte Schlupf-Kennwert reicht dafür nicht zwingend aus, da neben Kenntnissen über den Schlupf zwischen Bandage und Untergrund weitere Informationen über den Kontaktbereich vorliegen müssen. Dazu zählt die Kontaktfläche, die in erster Näherung im wesentlichen durch die Breite der Ban-

dage und die steifigkeitsabhängige Kontaktlänge bestimmt ist. Diese Kontaktlänge ist – mit einigem Aufwand – bestimmbar (siehe Kapitel 4 und 7). Wesentlich schwieriger – und aus Sicht des Autors mit vertretbarem Aufwand nicht messtechnisch erfassbar – ist die Bestimmung der Spannungsverteilung in der Kontaktfläche zwischen Bandage und Untergrund. Es sind aber genau diese Spannungsverteilung und die Kenntnis über die Verschiebungen bzw. Verschiebungsgeschwindigkeiten in der Kontaktfläche die wesentlichen Faktoren zur Beurteilung des maschinenparameterabhängigen Verschleißes. Aus diesem Grund wurde ein numerisches Modell entwickelt und mittels Finite Elemente Methode gelöst, um eben diese Größen in der Kontaktfläche bestimmen zu können.

Das Hauptaugenmerk liegt dabei nicht auf der Simulation des Verdichtungsprozesses, das heißt auf der Modellierung des Verdichtungszuwachses im Zuge einer Walzenüberfahrt mit Oszillationsanregung, sondern vielmehr auf der Bestimmung der im Feldversuch nicht messbaren Größen der Spannungsverteilung und Verschiebungsgeschwindigkeiten in der Kontaktfläche. Mit Hilfe dieser Größen wird in weiterer Folge eine Verschleißenergie E_w errechnet, die auf einer festgelegten Wegstrecke von 0,2 m durch das Gleiten der oszillierenden Bandage auf dem Untergrund umgesetzt wird. Der Bezug auf eine Wegstrecke erfolgt, um auch Oszillationsfahrten unterschiedlicher Frequenz bzw. Fahrgeschwindigkeiten objektiv miteinander vergleichen zu können. Die Verschleißenergie dient schließlich der Beurteilung der Verschleißwirkung unterschiedlicher Parameterkombinationen und stellt gleichzeitig eine Referenzgröße für die Aussagekraft des in Kapitel 6 vorgestellten Schlupf-Kennwertes I_S dar.

8.2 Modellaufbau

Sämtliche Berechnungen wurden auf der kommerziellen Plattform für numerische Simulationsberechnungen ABAQUS[®] durchgeführt. Es wird die Unabhängigkeit des Verzerrungszustandes von der Koordinatenachse in Richtung der Bandagenachse vorausgesetzt. Damit sind die Bedingungen für den ebenen Verzerrungszustand erfüllt [90] und es erfolgt eine zweidimensionale Betrachtung der Problemstellung.

Es wird vorausgesetzt, dass auf ein hochgradig verdichtetes Planum eine 0,5 m mächtige, locker gelagerte Schicht sandigen Kieses aufgebracht und verdichtet wird. Die Annahmen entsprechen somit den Gegebenheiten des Grundsatzversuches in Kapitel 4. Der zu verdichtenden Schicht mit horizontal unendlicher Ausdehnung wird konstitutives Verhalten nach dem elasto-plastischen *Drucker-Prager/Kappen* Modell zugewiesen (siehe Abschnitt 8.3). Der darunter befindliche, hochgradig verdichtete Untergrund ist ein elastischer, homogener und isotroper Halbraum, da aufgrund der hohen Vorverdichtung keine plastischen Verzerrungen in dieser Schicht mehr erwartet werden. Die Geometrie des Simulationsmodells ist in Abbildung 8.1 dargestellt.

Für das Nahfeld wird ein 10 m langer und 5 m tiefer Erdkörper mit finiten Elementen diskretisiert. Die unteren Ecken dieses Erdkörpers sind mit einem Radius von 0,64 m abgerundet, um Spannungsspitzen in diesen Punkten zu vermeiden. Um hohe Spannungsgradienten, große Verformungen und insbesondere die Kontaktformulierung zwischen Banda-

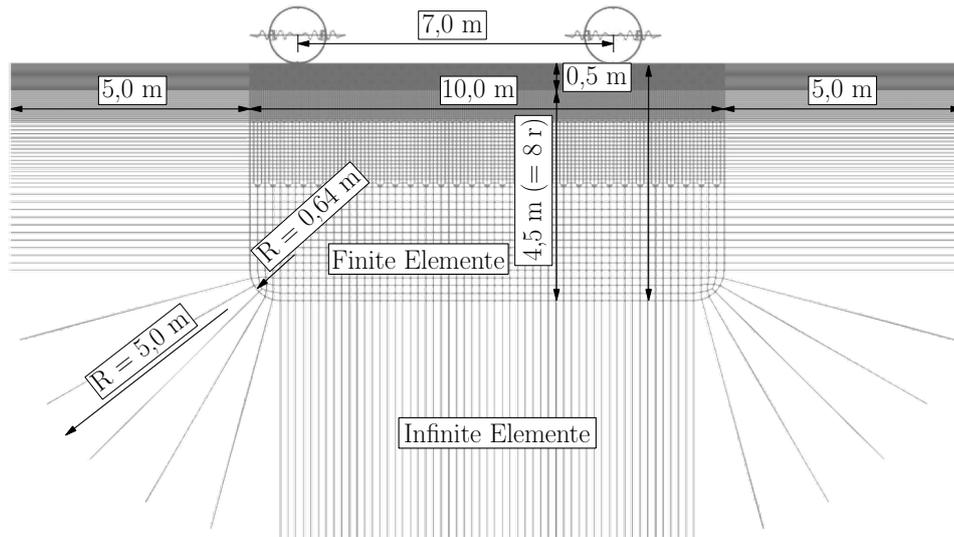


Abbildung 8.1: Modellgeometrie.

ge und Untergrund mit hinreichender Genauigkeit abbilden zu können, ist eine sehr feine Diskretisierung, speziell in Oberflächennähe der zu verdichtenden Schicht, erforderlich. In Abhängigkeit von der Elementgröße können die finiten Elemente des Erdkörpers in Schichten eingeteilt werden. An der Oberfläche des Erdkörpers, die mit der Bandage in Kontakt kommt, sind quadratische Elemente mit einer Seitenlänge von 2 cm angeordnet, während die Diskretisierung mit zunehmender Tiefe immer größer wird und die Elemente an der unteren Berandung eine Seitenlänge von 16 cm aufweisen. Dabei wurde die maximal zulässige Elementlänge e_l nach *Kuhlemeyer* und *Lysmer* [71] berücksichtigt. Für den Untergrund wurde ein Elastizitätsmodul $E = 250 \text{ MN/m}^2$, eine Querdehnzahl $\nu = 0,3$ und eine Dichte $\rho = 2200 \text{ kg/m}^3$ angesetzt (siehe auch Tabelle 8.1). Aus Gleichung 5.73 folgt der Schubmodul G des Bodens und damit die Scherwellengeschwindigkeit c_s [76]

$$c_s = \sqrt{\frac{G}{\rho}} \quad (8.1)$$

Unter Berücksichtigung der maximal simulierten Oszillationsfrequenz $f_{\max} = 70 \text{ Hz}$ folgt die Wellenlänge λ

$$\lambda = \frac{c_s}{f_{\max}} \quad (8.2)$$

Nach *Kuhlemeyer* und *Lysmer* [71] kann die maximale Elementlänge e_l abgeschätzt werden durch:

$$e_l \leq \frac{\lambda}{8 \div 10} \quad (8.3)$$

Die maximale Elementlänge beträgt für den Untergrund $e_l = 3,0 \text{ m}$ und wird somit durch die gewählte Länge $e_l = 0,16 \text{ m}$ deutlich unterschritten.

Die Übergangsbereiche zwischen den Schichten unterschiedlicher Elementgrößen werden durch Trapezelemente mit einem minimalen Elementwinkel von 45° und einem Seitenverhältnis von 1:2 realisiert.

Infinite Elemente [74] werden an der Berandung zwischen dem diskretisierten Nahfeld und dem Fernfeld angeordnet, um Energie zu absorbieren und Reflexionen an den Rändern zwischen Nahfeld und Fernfeld zu vermeiden.

Um dem Umstand Rechnung zu tragen, dass sich der Boden oberflächennahe nicht wie ein Kontinuum verhält, werden die obersten drei Elementreihen und somit die ersten 6 cm unterhalb der Geländeoberkante als anisotropes Material modelliert.

Die Diskretisierung von Bandage und Untergrund führt auf ein System mit 22056 Elementen und 46344 Freiheitsgraden. Den verwendeten finiten und infiniten Elementen liegen quadratische Ansätze zugrunde.

8.3 Modellierung des Bodens

Die Verdichtung von Böden mit Walzen sowie die Verdichtung im Allgemeinen sind stets mit bleibenden Verformungen verbunden. Um diese plastischen Verzerrungen im Boden kontinuumsmechanisch abbilden zu können, werden zumeist elasto-plastische Werkstoffgesetze herangezogen.

In zahlreichen klassischen Anwendungen der Geotechnik sind plastisches Bodenverhalten und Materialversagen mit der Ausbildung von Scherfugen verbunden. Der Boden weist im Versagensfall somit zumeist dilatantes Verhalten auf, wodurch auf vergleichsweise einfache Stoffmodelle zurückgegriffen werden kann. Im Falle der Verdichtung bedeutet plastisches Materialverhalten eine Änderung der Lagerungsdichte von lockerer zu dichter Lagerung. Die Überwindung der Korn-zu-Korn-Reibungskraft und teilweise Überschreitung der Einzelkornfestigkeit führt vorwiegend zu einer Volumenverminderung (Kontraktanz) des Erdkörpers durch den Prozess der Verdichtung.

In der Geotechnik findet die Versagenshypothese nach *Mohr-Coulomb* breite Anwendung. Diese stützt sich vorwiegend auf zwei Materialparameter, die Kohäsion c und den Reibungswinkel φ . Beide Parameter sind physikalisch erklärbar und können durch Standardlaborversuche bestimmt werden. Die Versagenshypothese nach *Mohr-Coulomb* setzt voraus, dass Materialversagen beim Überschreiten einer maximal zulässigen Schubspannung eintritt, welche vom Normalspannungszustand abhängt. Für einen rein hydrostatischen Spannungszustand, wie er auch im Verdichtungsprozess, insbesondere unmittelbar unter der Bandage, auftritt, kann jedoch Materialversagen nicht vorhergesagt werden.

Um diese Einschränkungen zu umgehen, wird im Rahmen der numerischen Berechnungen für die locker gelagerte Schicht sandigen Kieses mit einer Mächtigkeit von 0,5 m das modifizierte *Drucker-Prager* Modell mit Kappe [31] herangezogen. Die Verwendung dieses Stoffmodelles erfolgt aufgrund der stabilen Implementierung im Zusammenhang mit den Kontaktformulierungen in ABAQUS®. Wie bereits am Beginn dieses Kapitels erläutert, stehen ebendiese Kontaktbedingungen im Fokus der durchgeführten Simulationen, um in weiterer Folge Aussagen über die Verschleißwirkung treffen zu können. Es sei an dieser Stelle explizit darauf hingewiesen, dass mit dem gewählten elasto-plastischen Stoffmodell nach *Drucker-Prager* eine quantitative Beurteilung der Verdichtungswirkung nicht möglich ist. Dazu ist ein Stoffmodell notwendig, das in der Lage ist, die Verringerung der Porenzahl

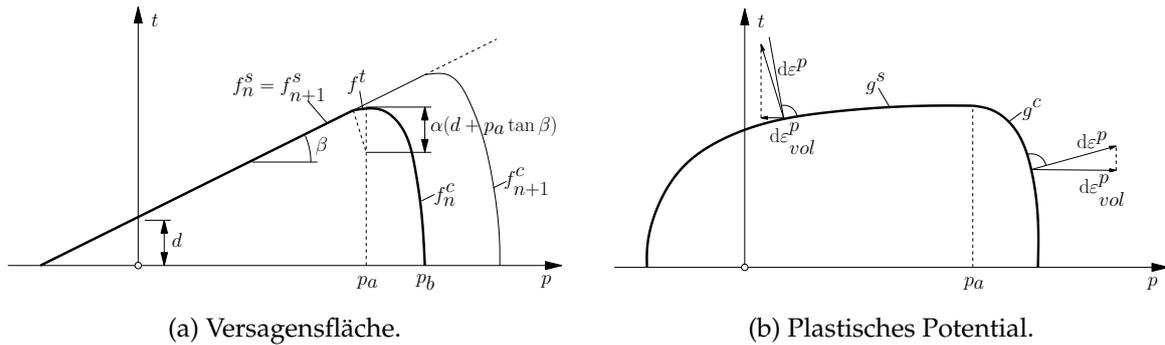


Abbildung 8.2: Drucker-Prager/Kappen Modell, adaptiert nach [4].

während des Verdichtungsprozesses abzubilden [97]. Das Stoffmodell der Hypoplastizität [51, 124] ist dazu zwar in der Lage, eignet sich aber derzeit noch nicht für eine Auswertung der Verschleißenergie, wie sie für die Problemstellung benötigt und im Folgenden gezeigt wird.

Die folgende Beschreibung des *Drucker-Prager* Modells basiert auf den Ausführungen von *Helwany* [50].

8.3.1 Modifiziertes Drucker-Prager/Kappen Modell

Die Versagensfläche des *Drucker-Prager*/Kappen Modells besteht aus einer Scherversagensfläche ähnlich der Versagenspyramide nach *Mohr-Coulomb*. Diese wird allerdings durch eine „Kappe“ in hydrostatischer Richtung begrenzt, um auch plastisches Materialverhalten durch überwiegende Normalspannungsbeanspruchung berücksichtigen zu können (siehe Abbildung 8.2a). Zwischen den beiden Teilflächen kann eine Übergangsfläche eingeführt werden, um eine gleichmäßige Versagensfläche zu erhalten.

Es wird eine additive Zerlegung des Verzerrungssinkrements vorausgesetzt [50]:

$$d\varepsilon = d\varepsilon^e + d\varepsilon^p \quad (8.4)$$

Dabei ist $d\varepsilon$ das gesamte Verzerrungssinkrement, während $d\varepsilon^e$ und $d\varepsilon^p$ für das elastische bzw. plastische Verzerrungssinkrement stehen. Das elastische Materialverhalten innerhalb der Versagensfläche wird linear und isotrop modelliert. Für allgemeine Spannungszustände hängt Fließen von drei Spannungsinvarianten und einer zusätzlichen deviatorischen Spannungsgröße t ab.

Die drei Spannungsinvarianten sind die äquivalente Druckspannung [50]

$$p = -\frac{1}{3}\text{trace}(\sigma) \quad (8.5)$$

die *Mises* äquivalente Spannung [50]

$$q = \sqrt{\frac{3}{2}(\mathbf{S} : \mathbf{S})} \quad (8.6)$$

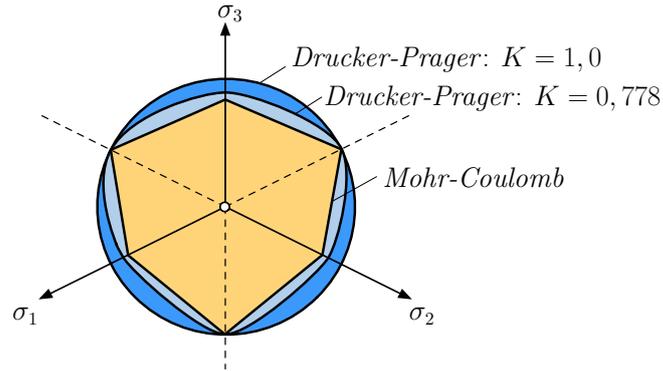


Abbildung 8.3: Mohr-Coulomb'sche und zwei typische Drucker-Prager Versagensflächen in der deviatorischen Ebene, adaptiert nach [76].

und die Deviatorspannung [50]

$$r = \left(\frac{9}{2} \mathbf{S} \cdot \mathbf{S} : \mathbf{S} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (8.7)$$

Der deviatorische Spannungstensor \mathbf{S} ist definiert als [50]

$$\mathbf{S} = \boldsymbol{\sigma} + p\mathbf{I} \quad (8.8)$$

wobei $\boldsymbol{\sigma}$ der Cauchy'sche Spannungstensor und \mathbf{I} der Einheitstensor zweiter Ordnung ist.

Für die deviatorische Spannungsgröße t gilt [50]:

$$t = \frac{q}{2} \left[1 + \frac{1}{K} - \left(1 - \frac{1}{K} \right) \left(\frac{r}{q} \right)^3 \right] \quad (8.9)$$

Der Parameter K ermöglicht die Anpassung der Versagensfläche an unterschiedliche Maximalspannungen in Zug- und Druckrichtung und somit eine Approximation der Versagensfläche nach Mohr-Coulomb in der deviatorischen Spannungsebene. Für $K = 1$ ist die Begrenzung der Versagensfläche ein Kreis (Mises) in der deviatorischen Ebene und es gilt $t = q$. $K = 0,778$ ist der Grenzwert für eine gerade noch konvexe Versagensfläche (siehe Abbildung 8.3).

Mit der deviatorischen Spannungsgröße t kann die Drucker-Prager Versagensfläche geschrieben werden als [50]

$$f^s = t - p \tan \beta - d = 0 \quad (8.10)$$

wobei β und d der Winkel der inneren Reibung und die Kohäsion des Materials in der $p - t$ Ebene sind.

Die Kappe der Versagensfläche hat eine elliptische Form [50] (siehe auch Abbildung 8.2a):

$$f^c = \sqrt{(p - p_a)^2 + \left[\frac{R t}{(1 + \alpha - \alpha / \cos \beta)} \right]^2} - R(d + p_a \tan \beta) = 0 \quad (8.11)$$

Der Materialparameter R definiert dabei das Verhältnis der Halbmesser der Ellipse und so-

mit die Ausrundung der Kappe.

Der Parameter p_a repräsentiert die, von der volumetrischen plastischen Verzerrung abhängige, Verfestigung/Aufweichung und ist definiert als [50]

$$p_a = \frac{p_b - R d}{(1 + R \tan \beta)} \quad (8.12)$$

Die Verfestigung/Aufweichung ist eine stückweise lineare Funktion zur Verknüpfung der hydrostatischen Druckfestigkeit p_b mit den zugehörigen volumetrischen plastischen Verzerrungen ε_{vol}^p und kann nach *Helwany* [50] aus dem Ödometerversuch abgeleitet werden:

$$\varepsilon_{vol}^p = \frac{C_c - C_s}{2,3(1 + e_0)} \ln \frac{p_b}{p_0} \quad (8.13)$$

C_c und C_s sind darin der Kompressionsbeiwert und der Schwellbeiwert aus dem Diagramm des Ödometerversuchs, welches die Porezahl e_0 in Abhängigkeit der mittleren effektiven Spannungen darstellt. p_0 ist der Spannungszustand vor Belastungsbeginn und entspricht damit dem geostatischen Spannungszustand.

Um numerische Schwierigkeiten zu vermeiden, wird eine gleichmäßige Übergangsfläche zwischen Kegel und Kappenfläche eingeführt. Die Form dieser Übergangsfläche wird über den dimensionlosen Parameter α festgelegt. Die mathematische Definition der Fläche lautet damit [50]:

$$f^t = \sqrt{(p - p_a)^2 + \left[t - \left(a - \frac{\alpha}{\cos \beta} \right) (d + p_a \tan \beta) \right]^2} - \alpha (d + p_a \tan \beta) = 0 \quad (8.14)$$

In Abbildung 8.2b ist das der Versagensfläche zugeordnete plastische Potential des *Drucker-Prager/Kappen* Modells dargestellt. Die Fläche des plastischen Potentials setzt sich aus zwei in der Meridianebene elliptischen Flächen zusammen. Dabei führt hydrostatischer Druck zu einem Versagen an der Kappe und in weiterer Folge zu Kontraktanz, während ein Versagen an der Scherversagensfläche zu dilatantem Materialverhalten führt.

An der Scherversagensfläche und der Übergangsfläche wird für plastisches Materialverhalten ein nicht assoziiertes Fließpotential (der Vektor $d\varepsilon^p$ hat nicht die selbe Richtung, wie der Gradientenvektor im betrachteten Punkt) definiert [50]:

$$g^s = \sqrt{[(p - p_a) \tan \beta]^2 + \left(\frac{t}{1 + \alpha - \alpha / \cos \beta} \right)^2} \quad (8.15)$$

Der Anteil an der Kappe wird als assoziiertes Fließpotential definiert (die Richtung des Vektors $d\varepsilon^p$ entspricht der Richtung des Gradientenvektors im betrachteten Punkt) und entspricht formal der Versagensfläche an der Kappe [50]:

$$g^c = \sqrt{(p - p_a)^2 + \left(\frac{R t}{1 + \alpha - \alpha / \cos \beta} \right)^2} \quad (8.16)$$

Der Verdichtungsprozess führt im Falle des *Drucker-Prager/Kappen* Modells vorwie-

gend zu einem Fließen an der Kappe. Wenn während des Belastungszyklus plastisches Materialverhalten durch Fließen an der Kappe auftritt, ist für weitere Verdichtung während darauf folgender Belastungszyklen ein höherer Spannungszustand erforderlich. Um dieses Verhalten zu modellieren, dehnt sich die Versagensfläche f^c entlang der hydrostatischen Achse aus (siehe auch Abbildung 8.2a). Das assoziierte Verfestigungsgesetz hängt dabei von den volumetrischen plastischen Verzerrungen ε_{vol}^p ab und ist in Abbildung 8.4 dargestellt. An der Scherversagensfläche f^s ist kein Verfestigungsgesetz definiert.

8.3.2 Parametertransformation zwischen dem Mohr-Coulomb und dem Drucker-Prager Modell

Die Parameter φ und c für das häufig verwendete *Mohr-Coulomb* Modell können sehr einfach aus Laboruntersuchungen ermittelt werden. Für das *Drucker-Prager* Modell können die Materialparameter für den Winkel der inneren Reibung β und die Kohäsion d aus den Kennwerten des *Mohr-Coulomb* Modells errechnet werden [28].

Es müssen zwei bestimmte Spannungszustände gesucht werden, sodass eine Kante der *Mohr-Coulomb* Versagenspyramide mit der Erzeugenden des *Drucker-Prager* Kegels übereinstimmt. Die Anpassung kann entweder für den Druck- oder den Zugmeridian erfolgen. In beiden Fällen stimmen die Spitzen der *Mohr-Coulomb* Pyramide und des *Drucker-Prager* Kegels überein. Dieser Punkt liegt auf der hydrostatischen Achse. Der zugehörige Wert der Spannung wird berechnet zu

$$\sigma_a = \frac{c}{\tan \beta} \quad (8.17)$$

Für die Simulation der Verdichtung erfolgt die Anpassung an den Druckmeridian, sodass der *Drucker-Prager* Kegel die *Mohr-Coulomb* Pyramide am Druckmeridian tangiert (für den deviatorischen Polarwinkel Θ gilt $\Theta = \pi/3$, siehe Abbildung 8.3). Damit ist der Zustand einaxialen Drucks formuliert durch [28]

$$\sigma_c = \frac{2c}{\sec \varphi - \tan \varphi} \quad (8.18)$$

Unter Berücksichtigung der Gleichungen 8.17 und 8.18 können der Winkel der inneren Reibung β und die Kohäsion d ausgedrückt werden als [28]

$$\tan \beta = \frac{3\sigma_c}{3\sigma_a + \sigma_c} \quad (8.19)$$

$$d = \frac{3\sigma_c}{3\sigma_a + \sigma_c} \sigma_a \quad (8.20)$$

8.3.3 Bodenparameter des Simulationsmodells

In Tabelle 8.1 sind die Bodenparameter der verschiedenen Schichten und Elemente zusammengefasst. Dabei handelt es sich um den Standardparametersatz der Berechnungen; davon abweichende Eingangsparameter (z.B. bei der Variation des E-Moduls des Bodens) werden

Tabelle 8.1: Bodenparameter des numerischen Simulationsmodells.

Schicht/ Elemente	Modell	γ [kN/m ³]	E [MPa]	ν [-]	d [kPa]	β [°]	R [-]	α [-]	K [-]	k_0 [-]
Verd. Schicht	<i>Drucker-Prager</i>	19	30 ¹	0,3	0,2	53,08	0,2	0,01	0,778	0,455
Unter- grund	linear elast.	22	250	0,3	-	-	-	-	-	0,429
Infinite Elemente	linear elast.	22	250	0,3	-	-	-	-	-	-

¹ wird im Zuge von Parameterstudien variiert

Tabelle 8.2: Bodenparameter des Verfestigungsgesetzes an der Kappe des *Drucker-Prager* Modells

Schicht/ Elemente	C_c [-]	C_s [-]	e_0 [-]	p_0 [kN/m ²]
Verdichtete Schicht	0,005	0,0001	0,6	7

im Folgenden gesondert angegeben. Der Erdruhedruckbeiwert k_0 wird nach *Jaky* [55] abgeschätzt:

$$k_0 = 1 - \sin \varphi \quad (8.21)$$

Tabelle 8.2 fasst die Parameter zur Bestimmung des Verfestigungsgesetzes der Kappe des *Drucker-Prager* Modells zusammen, die auf Empfehlungen von *Helwany* [50] bzw. eigenen Erfahrungen basieren. In Abbildung 8.4 ist das Verfestigungsgesetz nach Gleichung 8.13 für die Modellparameter der Tabelle 8.2 ausgewertet und zeigt somit den Zusammenhang zwischen hydrostatischer Druckfestigkeit p_b und volumetrischen plastischen Verzerrungen ε_{vol}^p .

8.3.4 Berücksichtigung der Dämpfung

Die Dämpfung einer dynamischen Anregung erfolgt durch verschiedene Mechanismen. Allgemein werden im Zusammenhang mit der Boden-Bauwerk bzw. Boden-Maschinen Interaktion zwei Hauptformen der Dämpfung unterschieden, die Abstrahlungsdämpfung und die Materialdämpfung. Die Abstrahlungsdämpfung ist dabei eine Form der geometrischen Dämpfung zur Berücksichtigung der Ausbreitung von Energie in einem größeren Volumen. Eine Möglichkeit zur Berücksichtigung der Abstrahlungsdämpfung wäre die Diskretisierung eines unendlichen Halbraumes. Aus naheliegenden Gründen ist dies nicht möglich, weshalb an der Berandung des endlich großen Netzes des Simulationsmodells Randbedingungen zur Absorption der Energie definiert werden. Die Realisierung im gegenständlichen Simulationsmodell erfolgt den obigen Ausführungen entsprechend über infinite Elemente nach *Lysmer* und *Kuhlemeyer* [74].

Innerhalb der Materialdämpfung können prinzipiell drei Dämpfungsarten unterschied-

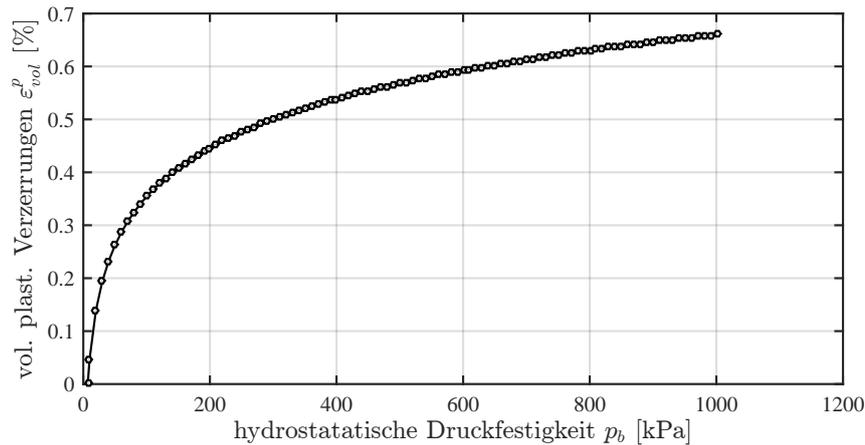


Abbildung 8.4: Verfestigungsgesetz an der Kappe des *Drucker-Prager* Modells für die zu verdichtende Bodenschicht.

den werden [114]:

- Viskose (geschwindigkeitsproportionale) Dämpfung
- Hysteretische Dämpfung
- *Coulomb*-Dämpfung

Die viskose Dämpfung entspricht der klassischen Vorstellung eines geschwindigkeitsproportionalen Dämpfers, wie er auch von der Bewegungsdifferentialgleichung des gedämpften Einmassenschwingers bekannt ist. Diese Form der Dämpfung ist frequenzabhängig. Im Boden bewirkt die Bewegung des Porenwassers innerhalb der Kornstruktur eine viskose Dämpfung.

Im Falle der hysteretischen Dämpfung ist die Dämpfungskraft nicht proportional zur Frequenz, sondern zur Federkraft. Die hysteretische Dämpfung ist die dominante Form der Dämpfung für Boden unter zyklischer Belastung. Die hysteretische Dämpfung steigt mit zunehmender Anregungsfrequenz nur unwesentlich, allerdings wächst sie proportional zur Federkraft bzw. Dehnungsamplitude [114]. Sie ist somit abhängig vom Verzerrungszustand.

Bei der *Coulomb*-Dämpfung handelt es sich um eine Reibungsdämpfung bei konstanter Dämpfungskraft, proportional zur Normalkraft auf die Gleitfläche. Diese Art der Dämpfung findet im numerischen Simulationsmodell keine Berücksichtigung.

Die Definition einer Dämpfungsmatrix ist für Finite Elemente Berechnungen ohne vereinfachende Annahmen kaum möglich. Daher erfolgt in FEM Berechnungen zumeist eine Entkopplung der Bewegungsgleichungen. *Caughey* [27] zeigt, dass die Dämpfungsmatrix als Linearkombination der Massen- und Steifigkeitsmatrix ausgedrückt werden kann. Diese Beschreibung der Dämpfung wird allgemein auch als *Rayleigh*-Dämpfung bezeichnet und ist definiert als [27]

$$\zeta = \frac{\eta_1}{2\omega} + \frac{\eta_2 \omega}{2} \quad (8.22)$$

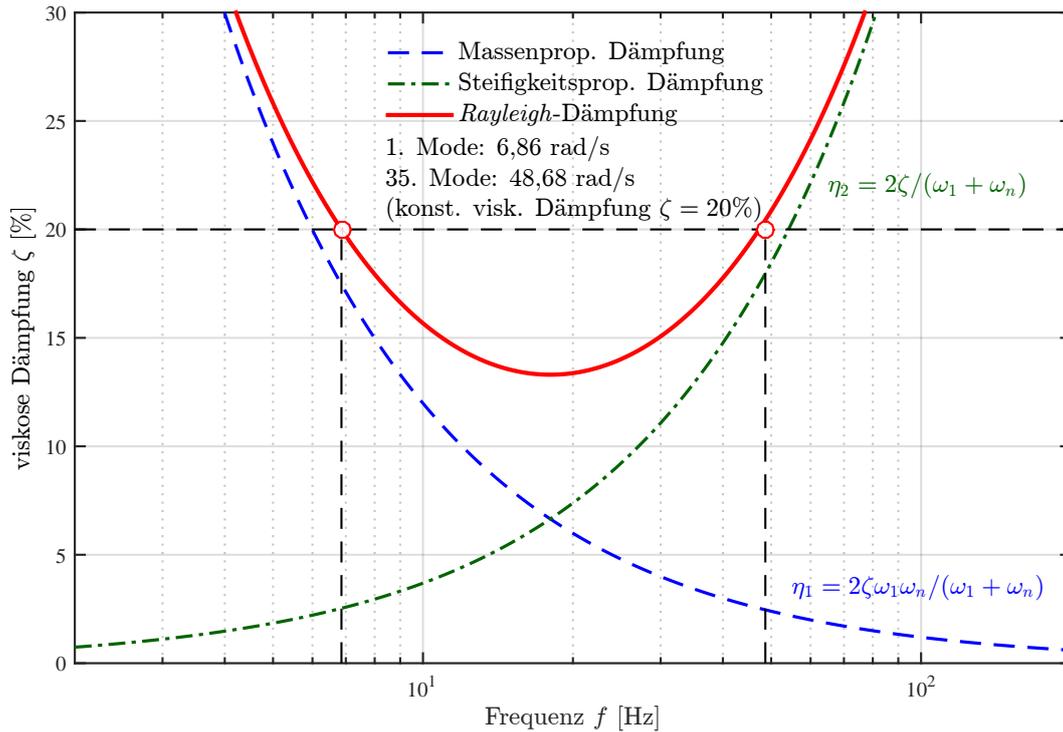


Abbildung 8.5: Variation der viskosen Dämpfung ζ als Funktion der Frequenz in Form der *Rayleigh*-Dämpfung für den Untergrund.

Um lineare Dämpfung in das FE Modell zu integrieren, werden der massenproportionale Wert η_1 und der steifigkeitsproportionale Wert η_2 angepasst, um die Dämpfung der primären Eigenschwingungen zu beschreiben. Dabei sind die Parameter η_1 und η_2 definiert als [72]

$$\eta_1 = \frac{2\zeta \omega_1 \omega_n}{\omega_1 + \omega_n} \quad (8.23)$$

$$\eta_2 = \frac{2\zeta}{\omega_1 + \omega_n} \quad (8.24)$$

wobei ω_1 und ω_n die erste Eigenkreisfrequenz (ω_1) und die höchste Eigenkreisfrequenz (ω_n) mit einem signifikanten Beitrag zur Systemantwort des modellierten Erdkörpers sind. In der Literatur [74] wird häufig empfohlen für ω_n jene Eigenkreisfrequenz heranzuziehen, bei der 90 bis 95% der modalen Masse des Systems mitschwingen. Die Berechnung erfolgt über die Eigenwerte des Systems. ζ bezeichnet das *Lehrsche* Dämpfungsmaß gemäß [126]

$$\zeta = \frac{c_d}{2\sqrt{k_s m}} \quad (8.25)$$

wobei m die schwingende Masse, k_s die Federsteifigkeit und c_d den Dämpfungskoeffizienten bezeichnen. Bei Problemen der Bodendynamik wird ζ erfahrungsgemäß [114] mit 20% angesetzt.

Tabelle 8.3: Viskose Dämpfungsparameter des numerischen Simulationsmodells.

Schicht/ Elemente	Modell	ζ [%]	ω_1 [rad/s]	ω_n [rad/s]	η_1 [kPa]	η_2 [°]
Verdichtete Schicht ¹	anisotrop	20	6,86	48,68	N/A	$8,703 \cdot 10^{-4}$
Verdichtete Schicht	isotrop	2000	6,86	48,68	N/A	$8,703 \cdot 10^{-2}$
Untergrund	isotrop	20	6,86	48,68	70,06	$8,703 \cdot 10^{-4}$

¹ die ersten 6 cm unterhalb der GOK (siehe Abschnitt 8.2)

In zahlreichen Anwendungen wird eine frequenzunabhängige Dämpfung oder zumindest innerhalb einer Frequenzbandbreite konstante Dämpfung berücksichtigt. Eine solche Art der Dämpfung kann über die *Rayleigh*-Parameter allerdings nicht realisiert werden. Über die definierte Bandbreite der Frequenzen ist die durchschnittliche Dämpfung geringer als der angesetzte Wert des *Lehrschen* Dämpfungsmaßes. Um eine zuverlässigere Abschätzung zu erhalten, wird deshalb die durchschnittliche Dämpfung im festgelegten Frequenzbereich herangezogen, um die *Rayleigh* Dämpfungsparameter zu ermitteln. Aus diesem Grund werden für das numerische Simulationsmodell die beiden Parameter η_1 und η_2 mit der Methode der doppelten Frequenz nach *Lanzo et al.* [72] berechnet. Dazu wird für die erste Eigenkreisfrequenz ω_1 und für die Eigenkreisfrequenz $\omega_n = n \omega_1$ eine konstante Dämpfung angenommen, wobei n das erste ungerade Vielfache ist, für das gilt, dass mehr als 90% der modalen Masse mitschwingen. Zur Bestimmung von ω_1 und ω_n wurde eine Modalanalyse des Modells durchgeführt, bei der für ω_n der 35. Eigenmode als maßgebender Mode für die Berechnung der Dämpfungsparameter identifiziert worden ist. Die ermittelten Eigenkreisfrequenzen betragen $\omega_1 = 6,86 \text{ rad/s}$ und $\omega_{35} = 48,68 \text{ rad/s}$.

In Tabelle 8.3 sind die viskosen Dämpfungsparameter des numerischen Simulationsmodells zusammengefasst. Für den unteren Teil der verdichteten Schicht wird $\zeta = 2000\%$ gewählt, wodurch lediglich Kriechbewegungen zugelassen werden. Diese Festlegung erfolgte zur Anpassung der Simulationsergebnisse an die experimentellen Untersuchungen.

8.4 Modellierung der Oszillationswalze

Von der Oszillationswalze wird im numerischen Modell lediglich die Oszillationsbandage modelliert, und zwar als Starrkörper, da die Steifigkeit der Bandage im Vergleich zu jener des Untergrundes mit hinreichender Genauigkeit als unendlich groß angenommen werden kann. Dabei werden finite Elemente von $10 \text{ mm} \times 20 \text{ mm}$ am Umfang der Bandage angeordnet, um in der späteren Auswertung der Spannungen und Verschiebungsgeschwindigkeiten in der Kontaktfläche eine vergleichsweise hohe Auflösung von einem Wert pro 10 mm Bandagenumfang zu erhalten. Diesen Elementen wird die Dichte des Stahls von $\rho = 7850 \text{ kg/m}^3$ zugewiesen. Die übrige Masse, sowie die Beiträge zum Massenträgheitsmoment, die im Vergleich zu den tatsächlichen Größen der modellierten Oszillationsbandage der *HD⁺ 90 VO* Tandemwalze fehlen, werden dem Referenzknoten des Starrkörpers in der geometrischen Bandagenachse zugewiesen. Damit besitzt die modellierte Oszillationsban-

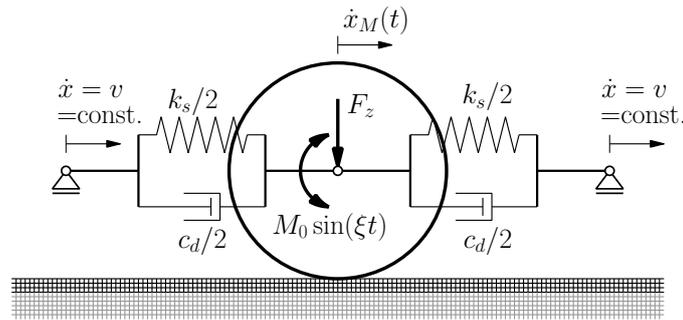


Abbildung 8.6: Modellierung des Fahrtriebes der Oszillationsbandage.

dage eine Masse von $m = 1851 \text{ kg}$ und ein Massenträgheitsmoment von $I = 411,78 \text{ kg/m}^2$. Die aus dem Eigengewicht der Walze resultierende und auf die Bandage wirkende Achslast wirkt als konstante Vertikalkraft in der Achse der Bandage mit $F_z = 27,1 \text{ kN}$.

Die Amplitude des frequenzabhängigen Torsionsmomentes der Oszillationsanregung wird nach Gleichung 4.6 berechnet und dem Starrkörper der Bandage als periodisches Moment um die Achse im Referenzknoten aufgeprägt.

Der Antrieb der Bandage erfolgt in der Realität durch eine gekoppelte Kraft-Weg-Steuerung der Walze. Im Modell wird dazu dem Referenzknoten in der Achse des starren Bandagekörpers ein konstantes Antriebsmoment aufgeprägt. Zusätzlich wird der Verlauf der Horizontalgeschwindigkeit der fahrenden Walze an zwei weiteren Referenzknoten definiert. Diese Referenzknoten sind mit dem Referenzknoten in der Bandagenachse über jeweils ein Feder-Dämpfer Element miteinander gekoppelt, damit die Bandage auf die tatsächlichen Untergrundverhältnisse reagieren kann und dennoch eine nahezu konstante Fahrgeschwindigkeit $\dot{x}_M \approx v = 4 \text{ km/h}$ gewährleistet ist (siehe auch Abbildung 8.6). Auf diese Weise kann darüber hinaus der im Feld beobachtete Effekt der Verspannung zwischen den zwei Bandagen einer Tandemwalze bzw. der Bandage und den Gummirädern eines Walzenzuges Berücksichtigung finden.

Die dynamische Entkopplung von oszillierender Bandage und Rahmen der Walze erfolgt in der Realität durch tief abgestimmte Gummipuffer, die zusammen mit der schwingenden Masse der Bandage eine Eigenfrequenz von ca. 1 bis 5 Hz aufweisen. Eine Frequenz von $f_{sd} = 3 \text{ Hz}$ wird deshalb auch für die Auslegung der Feder-Dämpfer Elemente des Fahrtriebes herangezogen.

An dieser Stelle sei angemerkt, dass eine zuvor durchgeführte Abschätzung von möglichen Eigenfrequenzen des Feder-Dämpfer Elementes in einem Bereich von 1 bis 3 Hz gezeigt hat, dass mit einer Frequenz von $f_{sd} = 3 \text{ Hz}$ eine geeignete Dämpfung der Starrkörperbewegung, in Bezug auf eine beschränkte Länge des Simulationsmodells und einer ausreichenden Dämpfung der Starrkörperbewegung zur raschen Erreichung eines eingeschwungenen Zustandes mit möglichst geringen unerwünschten Einflüssen auf das Bewegungsverhalten der Bandage, erreicht werden kann (siehe auch Abbildung 8.7). Somit wird in den Berechnungen die zuvor genannte Eigenfrequenz von 3 Hz angesetzt, was einer Eigenkreisfrequenz des Systems aus Feder-Dämpfer Element und schwingender Bandagenmasse von

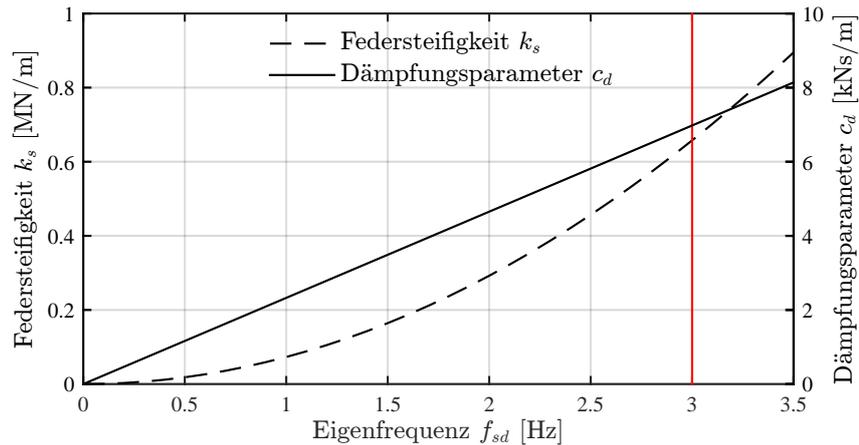


Abbildung 8.7: Parameter des Feder-Dämpfer Elementes zur Realisierung des Fahntriebes und ihre Frequenzabhängigkeit.

$\omega_{sd} = 18,85 \text{ rad/s}$ entspricht.

Mit der Eigenkreisfrequenz ω_{sd} und der schwingenden Masse m der Bandage kann die Gesamtfedersteifigkeit der Federn der beiden Feder-Dämpfer Elemente berechnet werden:

$$k_s = \omega_{sd}^2 m = 657671 \text{ N/m} \quad (8.26)$$

Das *Lehrsche* Dämpfungsmaß wird mit $\zeta_{sd} = 10\%$ relativ gering gewählt, um eine dynamische Entkopplung von der Bandage und dem Rahmen der Walze mit möglichst geringem Einfluss auf die Simulationsergebnisse zu erreichen. Dieser Wert entspricht auch der Abstimmung der Gummipuffer zur dynamischen Entkopplung an der modellierten *HAMM HD+ 90 VO* Walze.

Abhängig von der Federsteifigkeit k_s kann der Dämpfungsparameter c_d des Einfreiheitsgradsystems wie folgt berechnet werden [126]

$$c_d = 2\zeta_{sd}\sqrt{k_s m} = 6978 \text{ Ns/m} \quad (8.27)$$

Die Federsteifigkeit k_s und die Dämpfungskonstante c_d werden jeweils zur Hälfte den beiden Feder-Dämpfer Elementen zugewiesen (siehe Abbildung 8.6).

8.5 Interaktion Oszillationswalze-Boden – Modellierung des Kontaktproblems

Für die Kontaktformulierung zwischen dem zu verdichtenden Boden und der Oszillationsbandage werden zwei Oberflächen definiert, die gleichzeitig Kontaktpartner sind. Die dominante Oberfläche der Kontaktformulierung ist der äußere Umfang des Walzmantels der Oszillationsbandage. Dominant bedeutet, dass Knoten des Kontaktpartners (Boden) die Oberfläche des Walzmantels nicht penetrieren können. Die zweite Oberfläche wird der obersten

Elementreihe des Bodens zugewiesen und entspricht damit der Geländeoberkante. Zwischen den Kontaktpartnern wird trockene Reibung nach dem *Coulombschen* Reibungsgesetz vorausgesetzt. So keine abweichenden Angaben gemacht werden, wird im Rahmen der numerischen Berechnungen ein konstanter Reibungsbeiwert $\mu = 0,5$ berücksichtigt. Dieser Wert wurde durch einen Vergleich der Simulationsergebnisse mit den Messdaten der experimentellen Untersuchungen als realistischer Ansatz identifiziert.

8.6 Berechnungsschritte der Simulation

Die Simulationsberechnungen gliedern sich in drei wesentliche Berechnungsschritte:

- Aufbringen des geostatischen Spannungszustandes unter Berücksichtigung der Erdruhedruckbeiwerte in Tabelle 8.1. Für den ersten Berechnungsschritt wird die statische Lösung berechnet.
- Kontaktinitialisierung zwischen den Kontaktpartnern Oszillationsbandage und Bodenkörper. In diesem Berechnungsschritt wird der zuvor unbelastete Bodenkörper durch das Eigengewicht der Oszillationsbandage und der auf ihr ruhenden Achslast aus dem Rahmengewicht der Walze belastet. Es kommt zum Eindringen der Bandage in den Bodenkörper und dabei zur Herstellung des Kontaktes. Die Analyse erfolgt dynamisch mit einer vorgesehenen Zeit zur Kontaktinitialisierung von einer Sekunde.
- Simulation der Fahrbewegung unter Oszillationsanregung der Bandage. Unter Beibehaltung des zuvor hergestellten Kontaktes zwischen Oszillationsbandage und Bodenkörper wird die Bandage auf die vorgesehene Fahrgeschwindigkeit (im Regelfall 4 km/h) beschleunigt und mit ebendieser Geschwindigkeit weiterbewegt. Zusätzlich wird dem Referenzknoten in der Achse der Bandage das Oszillationsmoment aufgebracht. Die Analyse erfolgt ebenfalls dynamisch und für eine Dauer von 5,5 Sekunden.

8.7 Ergebnisse der Simulationsberechnungen in Bezug auf die Verschleißwirkung

8.7.1 Datengrundlage der Auswertung

Im Fokus der Auswertung der numerischen Simulationsberechnungen stehen jene Größen in der Kontaktfläche zwischen Oszillationsbandage und Untergrund, die im Zuge der experimentellen Untersuchungen nicht bestimmbar waren, die aber notwendig sind, um Aussagen über die Verschleißwirkung auf den Walzmantel der Bandage während der Verdichtung treffen zu können. Diese Größen sind allerdings auch nicht ohne Weiteres in ABAQUS® darstellbar. Es erfolgt deshalb eine Verarbeitung der Simulationsergebnisse mit dem Softwarepaket MATLAB®. Dabei werden zunächst für jedes Zeitinkrement – es wird eine Aufzeichnungsrate von 1000 Hz wie in den experimentellen Untersuchungen gewählt – jene Knoten

am Umfang der Oszillationsbandage gesucht, die sich mit dem Bodenkörper in Kontakt befinden. Durch die Oszillationsbewegung und insbesondere die Fahrbewegung sind in jedem Zeitinkrement andere Knoten im Kontakt. Über geometrische Beziehungen wird dann die Lage dieser Knoten in Bezug auf den Referenzknoten in der Achse der Bandage bestimmt, um die Kontaktlänge zwischen Bandage und Untergrund darstellen zu können. Positive Werte der Kontaktlänge bedeuten dabei, dass der betrachtete Knoten in der Kontaktlänge in Richtung der positiven x -Achse vor dem Referenzknoten in der Achse der Bandage liegt (siehe Abbildung 8.9).

Für jeden im Kontakt befindlichen Knoten i der Bandage und jedes Zeitinkrement j wird die Verschiebungsgeschwindigkeit v^c berechnet:

$$v_{ij}^c = \frac{x_{ij} - x_{ij-1}}{t_j - t_{j-1}} \quad (8.28)$$

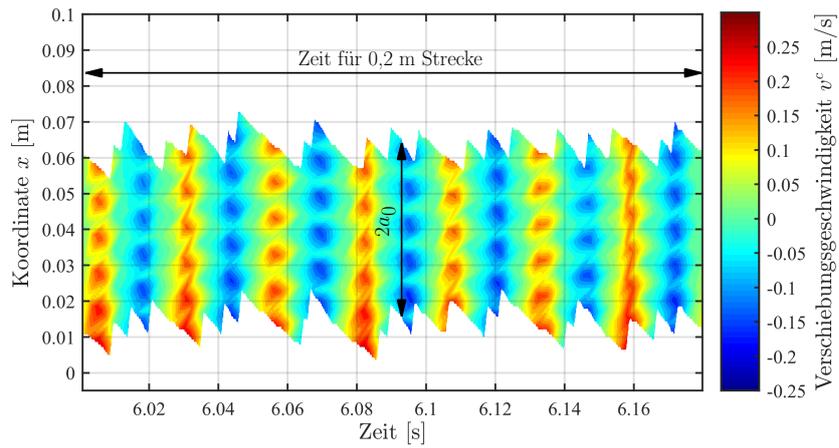
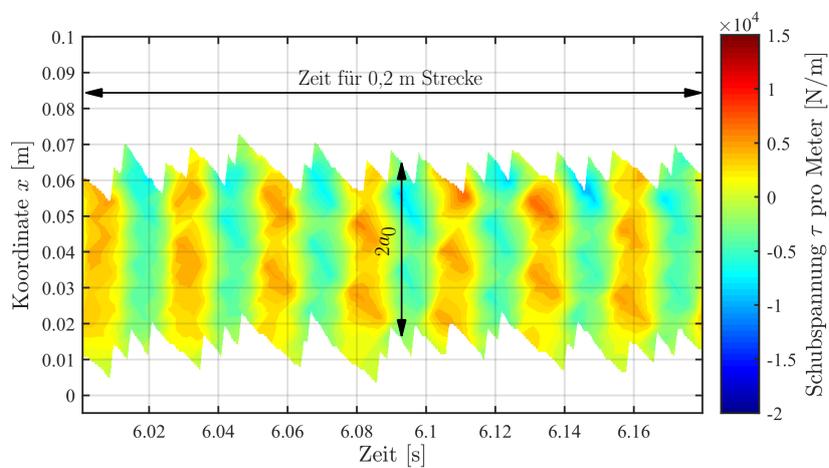
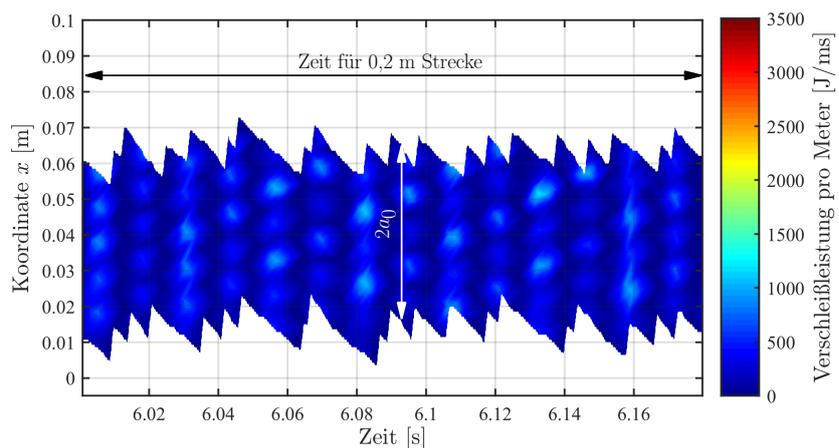
Ebenso wird für jeden Knoten i und jedes Zeitinkrement j die Schubspannung τ_{ij} aus den Ergebnissen der numerischen Simulationsberechnung ausgelesen.

8.7.2 Exemplarische Auswertung zur Beurteilung der Verschleißwirkung

Da später die Ergebnisse von Simulationsberechnungen mit unterschiedlichen Maschinenparametern (z.B. Variation der Oszillationsfrequenz f) verglichen werden, ist die Auswertung für eine festgelegte Anzahl an Oszillationsperioden oder für eine festgelegte Zeitspanne nicht zweckmäßig. Der Bezug erfolgt deshalb auf die willkürlich festgelegte Wegstrecke von 0,2 m, für die unter Berücksichtigung der Fahrgeschwindigkeit ein entsprechendes Zeitfenster der Auswertung berechnet wird. Für die Standardfahrgeschwindigkeit von 4 km/h sind das beispielsweise $\Delta t = 0,18$ s. Das Zeitfenster beginnt dabei stets $t = 6$ s nach dem Beginn der dynamischen Analyse und damit 5 s nach dem Beginn der Fahrbewegung, um den bereits eingeschwungenen Zustand der Fahrbewegung zu betrachten.

In Abbildung 8.8 ist die Auswertung der Kontaktbedingungen für eine Simulation mit den Standardparametern der Oszillationsverdichtung (Frequenz $f = 39$ Hz, Fahrgeschwindigkeit $v = 4$ km/h) dargestellt. Die Bodenparameter entsprechen dabei den Angaben in Tabelle 8.1 mit einem Elastizitätsmodul $E = 30$ MN/m² der zu verdichtenden Schicht. In den Abbildungen 8.8a, 8.8b und 8.8c ist auf der Ordinate die Koordinate x aufgetragen, aus der entlang der Abszisse der Verlauf der Kontaktlänge $2a_0$ verfolgt werden kann. Sie beträgt im gegenständlichen Fall $2a_0 \approx 5$ cm (siehe dazu auch die Prinzipdarstellung in Abbildung 8.9).

Die Knoten im Kontakt mit dem Boden sind in Abbildung 8.8a in Abhängigkeit von der Verschiebungsgeschwindigkeit v^c eingefärbt. In der Zeit Δt , in der die Strecke von 0,2 m zurückgelegt wird, werden bei einer Frequenz $f = 39$ Hz sieben Oszillationsperioden ausgeführt. Diese sind im zeitlichen Verlauf der Verschiebungsgeschwindigkeiten v_i^c eindeutig durch das abwechselnd positive und negative Vorzeichen der Verschiebungsgeschwindigkeiten erkennbar. Die Verschiebungsgeschwindigkeiten liegen zwischen $v^c = -0,165$ m/s und $v^c = 0,280$ m/s. Die Asymmetrie des Wertebereichs ist eine Folge der Überlagerung

(a) Verschiebungsgeschwindigkeiten v^c .(b) Schubspannungen τ .

(c) Verschleißenergie.

Abbildung 8.8: Auswertung der Kontaktverhältnisse für die Knoten des Walzmantels der Oszillationsbandage im Kontakt mit dem Boden für die Zeitspanne des Zurücklegens einer Wegstrecke von 0,2 m. Bodensteifigkeit: $E = 30 \text{ MN/m}^2$. Oszillationsparameter: $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$.

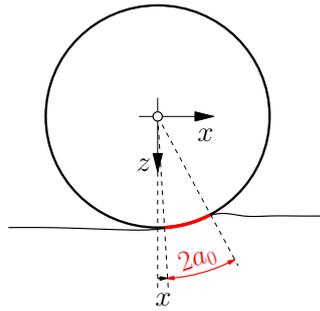


Abbildung 8.9: Prinzipdarstellung der Kontaktlänge $2a_0$ zwischen der Bandage und dem zu verdichtenden Boden.

von Oszillations- und Fahrbewegung der Bandage.

Die farbliche Darstellung der Kontaktlänge im Verlauf der Zeit in Abbildung 8.8b repräsentiert die Größe der auftretenden Schubspannungen τ in der Kontaktfläche. Die Angabe der Schubspannung τ erfolgt in N/m, da bereits die Bandagenbreite von $2b_0 = 1,68$ m berücksichtigt ist. Abhängig von der Wirkrichtung des Oszillationsmomentes wechseln die Schubspannungen das Vorzeichen und die einzelnen Oszillationsperioden sind wie in den Verschiebungsgeschwindigkeiten der Abbildung 8.8a erkennbar. Aufgrund der Vorzeichendefinition treten im Falle positiver Verschiebungsgeschwindigkeiten v^c auch positive Schubspannungen τ auf.

Die Multiplikation von Verschiebungsgeschwindigkeit v_i^c und Schubspannung τ_i eines Knotens i führt auf die Verschleißleistung pro Meter und ist in Abbildung 8.8c dargestellt. Bereiche hoher Verschiebungsgeschwindigkeiten und Schubspannungen führen erwartungsgemäß auch zu höheren Beträgen der Verschleißleistung. Die tatsächliche Verschleißenergie E_w [MJ] für die gesamte Kontaktfläche und die Dauer, die benötigt wird, um 0,2 m Fahrstrecke zurückzulegen, wird nach Gleichung 8.29 berechnet, indem die Verschleißleistung pro Meter über die Kontaktlänge $2a_0$ und die Dauer Δt integriert wird.

$$E_w = \int_{2a_0} \int_{\Delta t} |\tau| |v^c| dt dy \quad (8.29)$$

Eine ähnliche Vorgehensweise wurde bereits von *Forstmann* [37] für die Lebensdauerprognose von Kugelgewindetrieben im Einsatz an Kunststoffspritzgießmaschinen gewählt. Basierend auf den Arbeiten von *Archard* und *Hirst* [16], *Kragelski et al.* [66], *Kragelski* [67], *Ikrarov* und *Machkamov* [54] und *Fleischer et al.* [33] definiert er ein „lineares Verschleißbetragsmodell“, bei dem ebenfalls eine Verschleißenergie durch doppelte Integration des Produktes von Schubspannungen und Verschiebungsgeschwindigkeiten über die Zeit und die Fläche berechnet wird.

Für den betrachteten Fall der Simulation einer Oszillationsverdichtungsfahrt mit den Standardparametern der Oszillation (Oszillationsfrequenz $f = 39$ Hz, Fahrgeschwindigkeit $v = 4$ km/h) und einem E-Modul des Bodens $E = 30$ MN/m² beträgt die Verschleißenergie, die im Zuge des Verdichtungsprozesses umgesetzt wird, $E_w = 15,06$ MJ.

8.8 Beurteilung der Verschleißwirkung - Verifikation des Schlupf-Kennwertes

Die Auswertung der Verschleißenergie E_w einer einzelnen Simulationsberechnung, wie sie im vorangegangenen Abschnitt 8.7.2 gezeigt wurde, hat nur beschränkte Aussagekraft. Wertvoll sind vergleichende Untersuchungen mehrerer Berechnungen mit unterschiedlichen Bodeneigenschaften oder Oszillationsparametern.

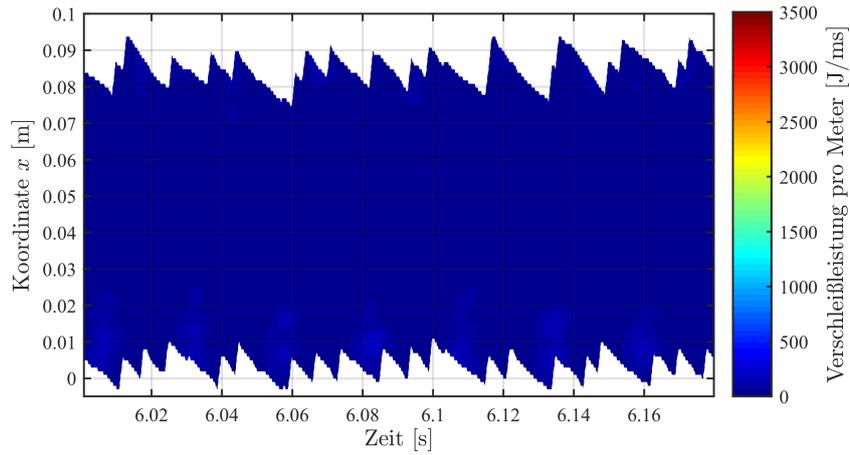
8.8.1 Abhängigkeit der Verschleißenergie vom E-Modul des Bodens

Für die Standardparameter der *HAMM HD⁺ 90 VO* Tandemwalze für Oszillationsverdichtung wird der Einfluss des Elastizitätsmoduls der zu verdichtenden Schicht auf die umgesetzte Verschleißenergie E_w untersucht. Die übrigen Bodenparameter werden konstant gehalten und entsprechen den Angaben in Tabelle 8.1.

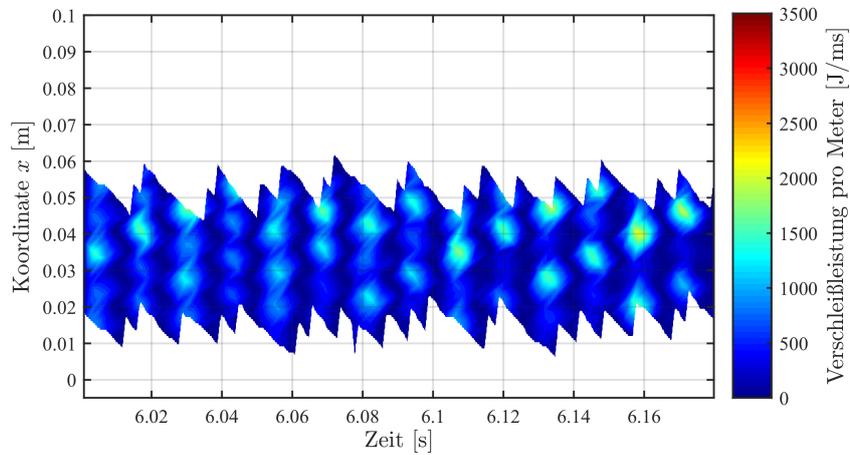
Abbildung 8.10 zeigt die Auswertung der Verschleißenergie E_w für drei Elastizitätsmoduln $E = 10/50/100 \text{ MN/m}^2$. In Abbildung 8.10a sind die Ergebnisse für den geringsten untersuchten Elastizitätsmodul $E = 10 \text{ MN/m}^2$ dargestellt. Der geringe E-Modul des Bodens ermöglicht der Bandage ein vergleichsweise tiefes Einsinken in die zu verdichtende Schicht: die Kontaktlänge beträgt durchschnittlich $2a_0 \approx 8 \text{ cm}$. Durch die größere Kontaktfläche wird auch die Verschleißenergie E_w für eine entsprechend große Fläche berechnet. Dennoch ist die Verschleißenergie $E_w = 1,05 \text{ MJ}$ sehr gering. Der weiche Boden ist in der Lage, der Oszillationsbewegung der Bandage weitgehend zu folgen, die Relativgeschwindigkeiten v^c in der Kontaktfläche zwischen dem Walzmantel der Bandage und dem Untergrund sind, wie die auftretenden Schubspannungen τ , sehr gering und resultieren deshalb nach Gleichung 8.29 in einer geringen Verschleißenergie E_w .

Bei einer Vergrößerung des Elastizitätsmoduls des Bodens auf $E = 50 \text{ MN/m}^2$ wird die Kontaktlänge in etwa halbiert und beträgt $2a_0 \approx 4 \text{ cm}$ (siehe Abbildung 8.10b). Trotz dieser Halbierung nimmt die umgesetzte Verschleißenergie E_w aufgrund der hohen Geschwindigkeiten der Relativverschiebungen v^c und Schubspannungen τ in der Kontaktfläche auf ein Vielfaches zu und beträgt für die ausgewertete Fahrstrecke von $0,2 \text{ m}$ $E_w = 27,81 \text{ MJ}$. Zwischen der Kontaktlänge $2a_0$ und der Verschleißenergie E_w besteht demnach ein eindeutig nichtlinearer Zusammenhang.

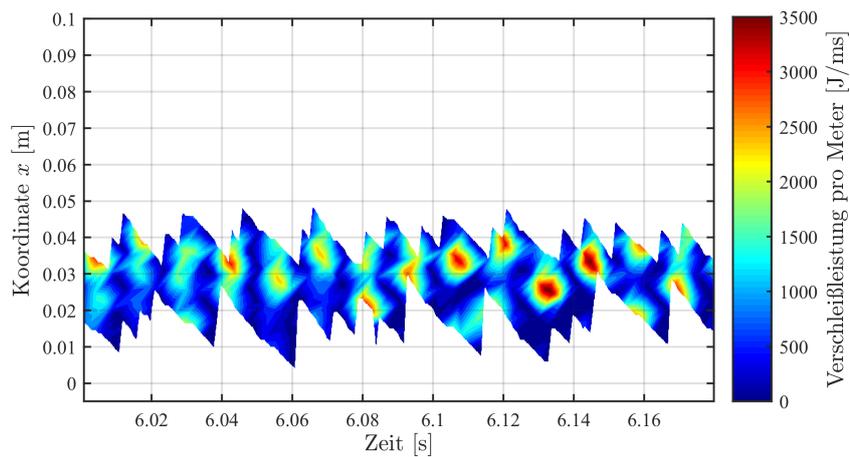
Die Simulation einer weiteren Vergrößerung des Elastizitätsmoduls der zu verdichtenden Schicht auf $E = 100 \text{ MN/m}^2$ ergibt eine weitere Reduktion der Kontaktlänge, sie beträgt dann $2a_0 \approx 2 \text{ cm}$ (siehe Abbildung 8.10c). Für derart steife Untergrundverhältnisse stößt die gewählte Diskretisierung der Bandage (siehe Abschnitt 8.4) an die Grenzen der Anwendbarkeit. Eine Kontaktlänge von $2a_0 = 2 \text{ cm}$ bedeutet, dass lediglich zwei Elemente bzw. drei Knoten der Bandage im Kontakt mit der Oberfläche der zu verdichtenden Schicht sind. Es treten Belastungsspitzen in der Kontaktfläche auf, deren periodische Wiederkehr als Folge der harmonischen Oszillationsanregung nicht mehr so klar nachvollziehbar sind. Trotz der kleinen Kontaktfläche steigt die freigesetzte Verschleißenergie E_w im Vergleich zur Simulation eines E-Moduls von $E = 50 \text{ MN/m}^2$ (Abbildung 8.10b) auf das 1,5-fache und beträgt



(a) Verschleißenergie für einen E-Modul $E = 10 \text{ MN/m}^2$ des Bodens, $E_w = 1,05 \text{ MJ}$.



(b) Verschleißenergie für einen E-Modul $E = 50 \text{ MN/m}^2$ des Bodens, $E_w = 27,81 \text{ MJ}$.



(c) Verschleißenergie für einen E-Modul $E = 100 \text{ MN/m}^2$ des Bodens, $E_w = 41,68 \text{ MJ}$.

Abbildung 8.10: Auswertung der Verschleißenergie E_w für eine Variation des E-Moduls des Bodens $E = 10/50/100 \text{ MN/m}^2$. Oszillationsparameter: $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$.

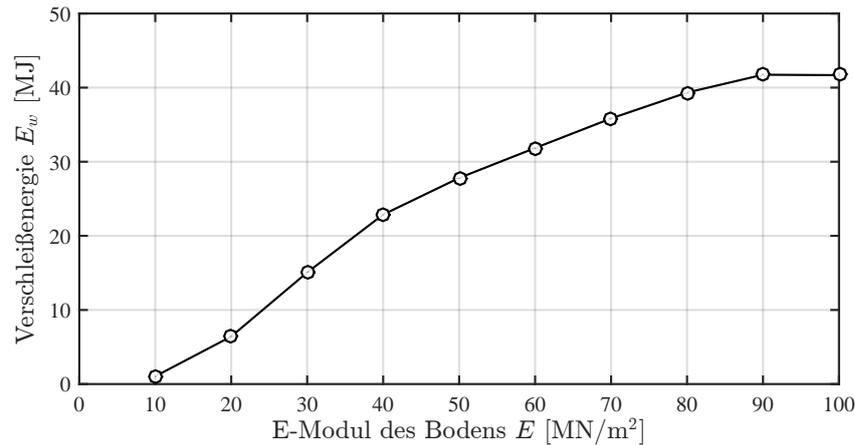


Abbildung 8.11: Entwicklung der Verschleißenergie E_w in Abhängigkeit vom E-Modul E des Bodens. Oszillationsparameter: $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$.

$$E_w = 41,68 \text{ MJ.}$$

Abbildung 8.11 zeigt die Entwicklung der Verschleißenergie E_w für die durchgeführte Variation des Elastizitätsmoduls der zu verdichtenden Schicht von $E = 10 \text{ MN/m}^2$ bis $E = 100 \text{ MN/m}^2$.

Während für den Elastizitätsmodul $E = 10 \text{ MN/m}^2$ der zu verdichtenden Schicht eine sehr geringe Verschleißenergie $E_w = 1,05 \text{ MJ}$ berechnet wurde, ist der Boden bereits bei einer geringfügigen Steigerung des E-Moduls nicht mehr in der Lage, den Bewegungen der Oszillationsbandage vollständig zu folgen. In der Kontaktfläche treten Relativverschiebungen und Schubspannungen auf, die eine Steigerung der Verschleißenergie E_w zur Folge haben. Diese Steigerung ist bis zu einem Elastizitätsmodul $E = 40 \text{ MN/m}^2$ am deutlichsten ausgeprägt. Bei höheren E-Moduln flacht die steifigkeitsbedingte Zunahme der Verschleißenergie ab und nähert sich asymptotisch einem Grenzwert, der für die simulierten Parameter der Oszillationsanregung ($f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$) und Reibungseigenschaften $\mu = 0,5$ bei einer Bodensteifigkeit $E = 90 \text{ MN/m}^2$ de facto erreicht wird. Im Falle derart hoher Elastizitätsmoduln ist der Boden überhaupt nicht mehr in der Lage, den Bewegungen der oszillierenden Bandage zu folgen. Der Anteil der Gleitphasen jeder Oszillationsperiode wird maximal und Haftphasen existieren nur mehr theoretisch an den Umkehrpunkten der Bandagenbewegung. Ab dem identifizierten Grenzwert des E-Moduls erscheint der Untergrund aus Sicht der Kontaktmechanik starr.

8.8.1.1 Die Verschleißenergie im Vergleich mit Berechnungen des Schlupf-Kennwertes

Ziel der numerischen Simulationsberechnungen ist neben der Beurteilung der Verschleißwirkung insbesondere das Schaffen einer Referenzgröße zur Beurteilung der Aussagekraft des in Kapitel 6 vorgestellten Schlupf-Kennwertes I_S . Während die Größe des Schlupf-Kennwertes im Experiment bestimmt und aufgezeichnet werden kann (siehe auch Abbildungen 7.26 und 7.27), ist die Bestimmung der umgesetzten Verschleißenergie E_w auf die numerischen Simulationsberechnungen beschränkt.

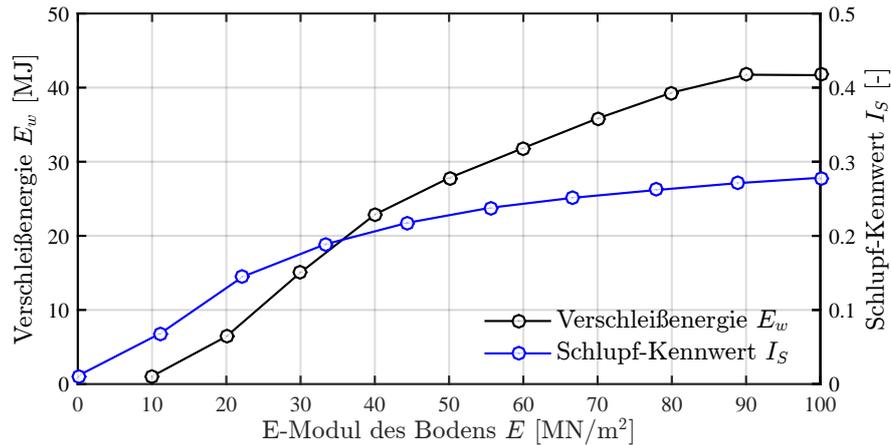


Abbildung 8.12: Entwicklung der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S in Abhängigkeit vom E-Modul des Bodens E . Oszillationsparameter: $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$.

Umgekehrt ist allerdings der Schlupf-Kennwert I_S sehr wohl mittels numerischer Simulationen bestimmbar. Durch die gewählte Modellierung des Fahrtriebes (siehe auch Abschnitt 8.4 bzw. Abbildung 8.6) sind Oszillations- und Fahrbewegung dynamisch entkoppelt, die Bandage kann sich – in gewissen, realistischen Grenzen – frei bewegen und auf die Eigenschaften der zu verdichtenden Schicht reagieren. Würde eine konstante Fahrgeschwindigkeit im Referenzknoten in der Achse der Bandage aufgeprägt werden, wären die Beschleunigungen in ebendieser Achse nicht mit den Messungen der experimentellen Untersuchungen vergleichbar. So aber kann der zeitliche Verlauf der horizontalen Bandagenbeschleunigung in der Achse der Oszillationsbandage mit denselben Algorithmen wie in den experimentellen Hauptuntersuchungen ausgewertet und der Schlupf-Kennwert berechnet werden.

In Abbildung 8.12 wird die Entwicklung der beiden Größen in Abhängigkeit vom Elastizitätsmodul E des Bodens dargestellt. Die Größe des Schlupf-Kennwertes I_S ist begrenzt (siehe Abbildung 6.4); darüber hinaus unterscheiden sich die Wertebereiche des dimensionslosen Schlupf-Kennwertes I_S und der Verschleißenergie E_w deutlich.

Die Verläufe der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S mit zunehmendem E-Modul des Bodens zeigen einen qualitativ sehr ähnlichen Verlauf. Für E-Moduln der zu verdichtenden Schicht $E < 35$ MN/m² überschätzt der Schlupf-Kennwert I_S die Verschleißwirkung geringfügig, während die Verschleißwirkung für höhere Elastizitätsmoduln geringfügig unterschätzt wird.

Für die durchgeführten Simulationsberechnungen mit den Standardparametern der Oszillationsverdichtung einer *HAMM HD⁺ 90 VO* Tandemwalze zeigt sich eine hohe Aussagekraft des Schlupf-Kennwertes I_S über die Verschleißwirkung, die im Zuge des Verdichtungsprozesses in der Kontaktfläche umgesetzt wird. Die Relevanz dieser Erkenntnis in Bezug auf die experimentellen Untersuchungen wird in Kapitel 9 diskutiert.

8.8.2 Abhängigkeit der Verschleißenergie von der Oszillationsfrequenz

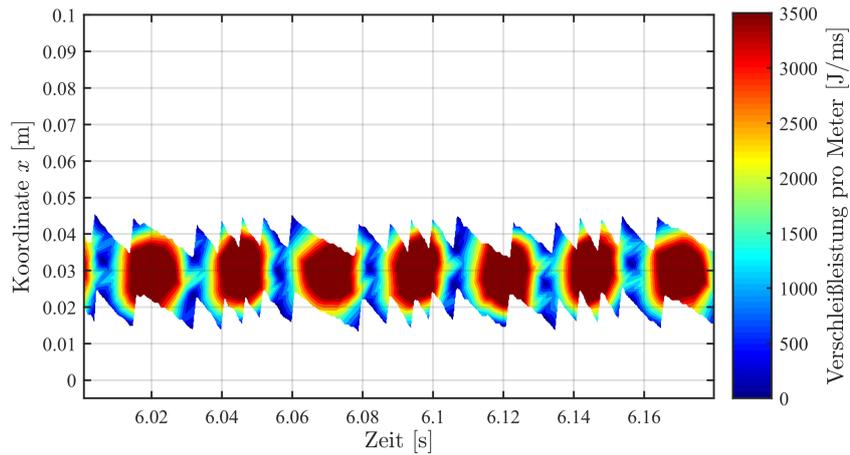
Bereits in der Auswertung des Schlupf-Kennwertes I_S für die experimentellen Untersuchungen (siehe Abbildungen 7.26 und 7.27) hat sich ein Einfluss der Oszillationsfrequenz auf das Wertenniveau des Schlupf-Kennwertes I_S gezeigt. Eine Variation der Erregerfrequenz f erfolgt deshalb auch in den numerischen Simulationsberechnungen. Um den Einfluss dieser Erregerfrequenz isoliert betrachten zu können, werden die übrigen Maschinenparameter und die Bodeneigenschaften der zu verdichtenden Schicht konstant gehalten (Bodenparameter gemäß Tabelle 8.1).

In Abbildung 8.13 sind die Auswertungen der Verschleißenergie E_w für drei verschiedene Oszillationsfrequenzen f dargestellt. Obwohl der Elastizitätsmodul der zu verdichtenden Schicht für alle Simulationsberechnungen zur Variation der Oszillationsfrequenz $E = 30 \text{ MN/m}^2$ beträgt, zeigt die Auswertung für eine Erregerfrequenz $f = 20 \text{ Hz}$ in Abbildung 8.13a eine deutlich kleinere Kontaktlänge $2a_0 \approx 2 \text{ cm}$. Das Eindringen der Bandage in den Untergrund und damit die Ausbildung einer Kontaktfläche zwischen dem Walzmantel der Bandage und dem Untergrund resultiert nicht nur aus der statischen Last des Eigengewichtes von Bandage und Rahmen der Walze, sondern wird wesentlich durch die dynamische Anregung der Bandage beeinflusst. Insbesondere bei Vibrationsbandagen kann im Falle sehr weicher Untergrundverhältnisse und der dynamischen Anregung der Bandage ohne Überlagerung einer Fahrbewegung ein sukzessives „Einrütteln“ der Bandage in den Boden beobachtet werden. Um dies zu vermeiden, wird in der Praxis die dynamische Anregung der Bandage am Stand vermieden und erst nach dem Losfahren zugeschaltet. Sowohl bei Vibrationswalzen als auch bei Oszillationswalzen begünstigt eine Erhöhung der Erregerfrequenz das beschriebene Eindringen der Bandage in den Boden. Auch im Fahrbetrieb dringt eine Bandage die mit höherer Erregerfrequenz betrieben wird tiefer in den Boden ein. Eine vergleichsweise geringe – und in der Praxis nicht eingesetzte – Oszillationsfrequenz von $f = 20 \text{ Hz}$ resultiert deshalb in einer kleineren Kontaktlänge, wie sie in Abbildung 8.13a festgestellt werden kann.

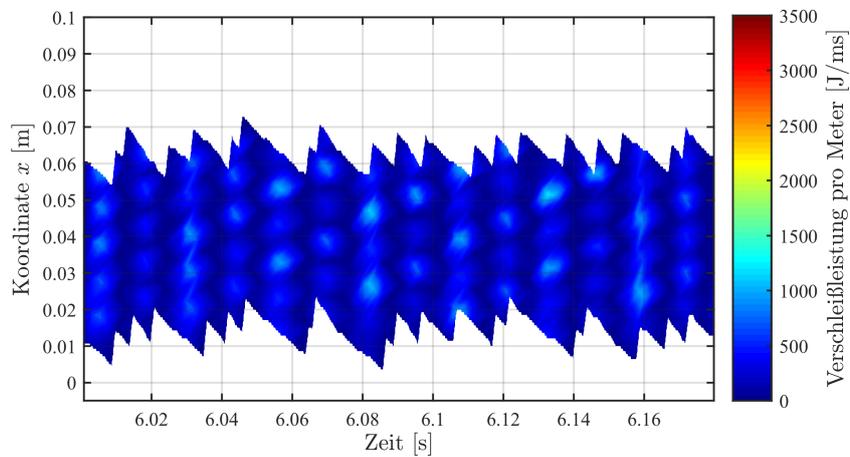
Der Zusammenhang zwischen der Oszillationsfrequenz f und der Größe der Kontaktlänge $2a_0$ ist dabei nichtlinear, dies wird auch durch einen Vergleich mit den Abbildungen 8.13b und 8.13c ersichtlich. Die annähernde Verdoppelung der Oszillationsfrequenz auf $f = 39 \text{ Hz}$ vergrößert die Kontaktlänge auf $2a_0 \approx 5 \text{ cm}$. Bei einer abermaligen Steigerung der Oszillationsfrequenz um 20 Hz steigt die beobachtete Kontaktlänge lediglich um 1 cm und beträgt bei $f = 60 \text{ Hz}$ dann $2a_0 \approx 6 \text{ cm}$.

In der farblichen Darstellung der Verschleißenergie in Abbildung 8.13a sind die Perioden der Oszillationsanregung klar erkennbar. Für die beobachtete Fahrstrecke von $0,2 \text{ m}$ und die daraus resultierende Zeitspanne $\Delta t = 0,18 \text{ s}$ bedeutet die Oszillationsfrequenz von $f = 20 \text{ Hz}$ eine Anzahl von $3,6$ Oszillationsperioden. In beiden Richtungen der Anregung ist eine ausgeprägte Verschleißwirkung feststellbar, die für die gesamte Kontaktfläche und den betrachteten Zeitraum $E_w = 146,40 \text{ MJ}$ beträgt.

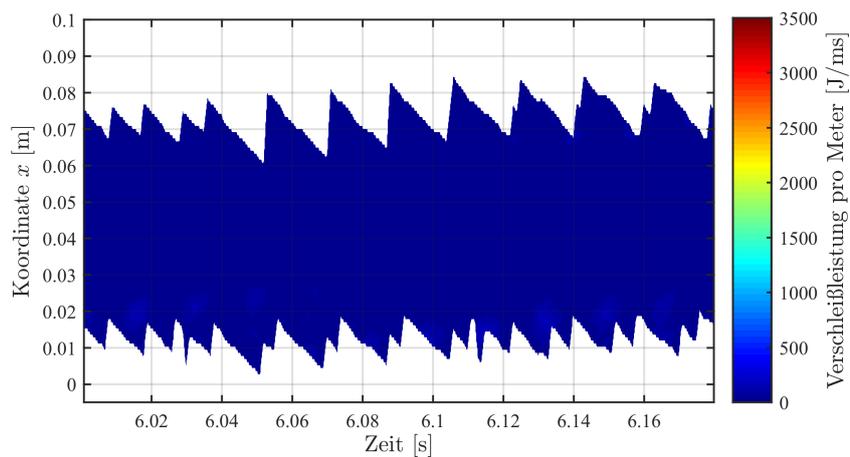
Bei einer Steigerung der Oszillationfrequenz auf $f = 39 \text{ Hz}$ (Abbildung 8.13b) bzw. $f = 60 \text{ Hz}$ (Abbildung 8.13c) nimmt die umgesetzte Verschleißenergie deutlich ab und weist



(a) Verschleißenergie für eine Oszillationsfrequenz $f = 20$ Hz, $E_w = 146,40$ MJ.



(b) Verschleißenergie für eine Oszillationsfrequenz $f = 39$ Hz, $E_w = 15,06$ MJ.



(c) Verschleißenergie für eine Oszillationsfrequenz $f = 60$ Hz, $E_w = 0,60$ MJ.

Abbildung 8.13: Auswertung der Verschleißenergie E_w für eine Variation der Oszillationsfrequenz $f = 20/39/60$ Hz. Fahrgeschwindigkeit: $v = 4$ km/h. E-Modul des Bodens: $E = 30$ MN/m². Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$.

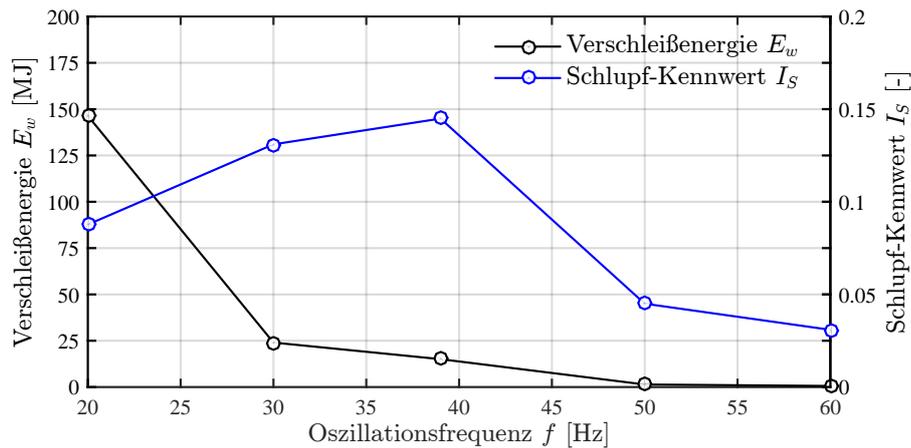


Abbildung 8.14: Entwicklung der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S in Abhängigkeit von der Oszillationsfrequenz f . Fahrgeschwindigkeit: $v = 4$ km/h. E-Modul des Bodens: $E = 30$ MN/m². Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$.

Werte von $E_w = 15,06$ MJ bzw. $E_w = 0,60$ MJ auf, obwohl in der gleichen Zeitspanne Δt entsprechend mehr Oszillationsperioden ausgeführt werden und die Kontaktfläche, wie bereits diskutiert, im Falle höherer Erregerfrequenzen größer ist.

8.8.2.1 Die Verschleißenergie im Vergleich mit Berechnungen des Schlupf-Kennwertes

In Abbildung 8.14 wird die Verschleißenergie für zwei weitere Oszillationsfrequenzen ausgewertet und den Ergebnissen der Berechnung des Schlupf-Kennwertes I_S gegenübergestellt.

Auch die zusätzlich untersuchten Oszillationsfrequenzen $f = 30$ Hz und $f = 50$ Hz bestätigen die zuvor beobachtete Abnahme der umgesetzten Verschleißenergie E_w bei steigender Oszillationsfrequenz f . Dieser Sachverhalt entspricht nicht zwingend der Erwartungshaltung, dass bei einer größeren Anzahl von Belastungszyklen eine entsprechend größere Verschleißwirkung die Folge ist. Tatsächlich ist der relative zeitliche Anteil der Gleitphasen während einer Oszillationsperiode für Oszillationsfrequenzen bis $f = 40$ Hz vergleichsweise konstant. Dies ist in Abbildung 8.14 gut zu erkennen. Dieser Sachverhalt bedeutet aber auch, dass im Falle einer längeren Dauer einer Oszillationsperiode, also bei niedrigen Oszillationsfrequenzen, die absolute Dauer der Gleitphasen deutlich länger ist als im Falle hoher Oszillationsfrequenzen. Erkennbar sind diese längeren Gleitphasen für niedrige Oszillationsfrequenzen beispielsweise in Abbildung 8.13. Aus Abbildung 8.13 ist zudem ableitbar, dass durch den weniger häufigen Wechsel der Bewegungsrichtung im Falle einer Oszillationsfrequenz $f = 20$ Hz die Summe der Dauer aller Gleitphasen während dem Zurücklegen der Wegstrecke von 0,2 m größer ist als bei der Betrachtung höherer Oszillationsfrequenzen (vergleiche beispielsweise Abbildung 8.13a und Abbildung 8.13c). Aus diesem Grund sinkt die Verschleißwirkung auf den Walzmantel der Bandage auch mit zunehmender Oszillationsfrequenz f .

Die Verläufe der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S ähneln einander

für ausreichend hohe Frequenzen. Besteht zwischen den Gleitphasen einer Oszillationsperiode, also am Umkehrpunkt der Bewegung, nahezu kein Haftkontakt mehr zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche des Bodens, verschwindet allmählich das gekappte Sinussignal in den horizontalen Lagerbeschleunigungen, welches Basis der Ermittlung des Schlupf-Kennwertes I_S ist (siehe auch Kapitel 6), wodurch auch der Schlupf-Kennwert I_S geringere Werte annimmt.

Bei der sehr niedrigen Oszillationsfrequenz $f = 20$ Hz ist der zu verdichtende Boden in der Lage, den Bewegungen der Bandage noch weitgehend zu folgen. Es tritt weniger Schlupf zwischen dem Walzmantel und der Oberfläche des Bodens auf und geringere I_S -Werte werden erreicht. Dass der geringe dabei auftretende Schlupf allerdings eine erhebliche Verschleißwirkung generiert, zeigt die berechnete Verschleißenergie E_w .

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass der Schlupf-Kennwert I_S für übliche ($f = 30 - 40$ Hz) und hohe Oszillationsfrequenzen eine realistische Beurteilung der Verschleißwirkung zulässt. Für sehr niedrige Oszillationsfrequenzen, die in der Praxis aufgrund der schwierigeren dynamischen Entkopplung von schwingender Bandage und dem Rahmen der Walze nicht zur Anwendung kommen, wird die Verschleißwirkung durch den Schlupf-Kennwert I_S stark unterschätzt.

8.8.2.2 Die Verschleißenergie im Vergleich mit der Verdichtungswirkung

Die Möglichkeit, über die Verschleißenergie E_w die Verschleißwirkung einer Verdichtungsfahrt mit definierten Maschinenparametern beurteilen zu können, legt nahe, auf Grundlage dieser Kenntnisse eine Optimierung des Verdichtungsprozesses durch Anpassung der Maschinenparameter durchzuführen. Dabei ist die isolierte Betrachtung der Verschleißenergie E_w zur Verbesserung einer Oszillationswalze unzulässig, da Kombinationen von Maschinenparametern, die wenig Verschleiß verursachen, nicht zwingend die selbe Verdichtungswirkung erreichen, wie verschleißintensivere Parametersätze. Um die Aussagekraft von Abbildung 8.14 in einem weiter gefassten Kontext beurteilen zu können, muss auch die Verdichtungswirkung im numerischen Modell erfasst werden.

Wie bereits in Abschnitt 8.3 diskutiert, ist das elasto-plastische *Drucker-Prager*/Kappen Modell nicht in der Lage den dynamischen Verdichtungsprozess quantitativ zu beschreiben. In einer groben ersten Näherung kann die Verdichtungswirkung allerdings über die negativen volumetrischen plastischen Verzerrungen $-\varepsilon_{vol}^p$ abgeschätzt werden, da diese einem kontraktanten Materialverhalten entsprechen und eine Volumenabnahme des zu verdichtenden Materials schließlich ein Ziel der Verdichtung ist.

Für die Simulationsberechnungen zur Variation der Oszillationsfrequenz werden deshalb auch die volumetrischen plastischen Verzerrungen $-\varepsilon_{vol}^p$ ausgewertet. Dafür wird die Verteilung dieser Verzerrungen im letzten Zeitinkrement der Simulationsberechnung betrachtet. An der Oberfläche der zu verdichtenden Schicht werden jene Knoten des Bodenmodells ausgewählt, die beim Zurücklegen der 0,2 m langen Fahrstrecke zur Berechnung der Verschleißenergie E_w überfahren wurden. Für die betrachtete Strecke von 0,2 m werden zusätzlich sämtliche Knoten der zu verdichtenden Schicht (somit bis in eine Tiefe von 0,5 m)

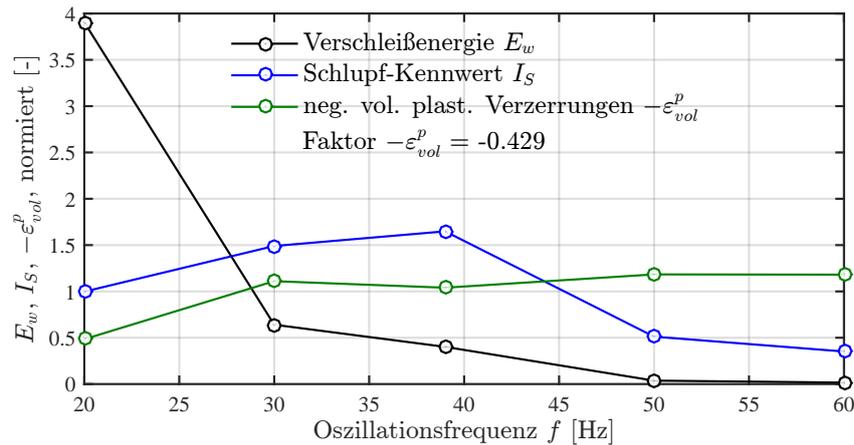


Abbildung 8.15: Entwicklung der Verschleißenergie E_w , des Schlupf-Kennwertes I_S und der negativen volumetrischen plastischen Verzerrungen $-\varepsilon_{vol}^p$ in Abhängigkeit von der Oszillationsfrequenz f . Fahrgeschwindigkeit: $v = 4$ km/h. E-Modul des Bodens: $E = 30$ MN/m². Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$.

in die Betrachtung miteinbezogen. Für sämtliche Knoten innerhalb der beschriebenen Fläche werden die negativen volumetrischen plastischen Verzerrungen $-\varepsilon_{vol}^p$ aufsummiert und schließlich als Referenzwert der Verdichtungswirkung herangezogen.

Abbildung 8.15 stellt eine Erweiterung von Abbildung 8.14 dar, in der auch die normierten (Division der Einzelwerte durch den Mittelwert aller Werte) Vergleichsgrößen zur Beurteilung der Verdichtungswirkung $-\varepsilon_{vol}^p$ für eine Variation der Oszillationsfrequenz f eingetragen sind. Darin zeigt sich deutlich, dass die sehr niedrige Oszillationsfrequenz $f = 20$ Hz nicht nur eine sehr ausgeprägte Verschleißwirkung auf den Walzmantel der Bandage zur Folge hat, sondern damit auch nur eine Verdichtungswirkung erzielt werden kann, die rund 50% geringer ist als mit höheren Frequenzen. Damit handelt es sich bei der Oszillationsfrequenz $f = 20$ Hz für den untersuchten Maschinentyp um eine denkbar ungünstige Variante für einen dauerhaften Betrieb, da die Verdichtungswirkung sehr gering, die Verschleißwirkung dafür umso ausgeprägter ist.

Für die übrigen untersuchten Erregerfrequenzen ($f = 30 - 60$ Hz) ist die abgeschätzte Verdichtungswirkung weitgehend konstant. In Anbetracht der Abnahme der Verschleißenergie E_w mit zunehmender Oszillationsfrequenz f , liegt deshalb eine Optimierung des Verdichtungsprozesses durch die Wahl höherer Oszillationsfrequenzen f nahe. Dieser Entwicklung sind allerdings maschinenbauliche Grenzen gesetzt, da nicht nur der Walzmantel bei der Verschleißbeurteilung bedacht werden muss, sondern auch alle übrigen Komponenten der Oszillationsbandage und des Systems zur Oszillationsanregung, wie Lager, Wellen, die Steuerung der Hydraulik usw. Zusätzlich ist im Falle sehr hoher Oszillationsfrequenzen auch mit entsprechend größeren thermischen Materialbeanspruchungen im System der Oszillationsanregung zu rechnen.

8.8.3 Abhängigkeit der Verschleißenergie von der Fahrgeschwindigkeit

Wie in den experimentellen Untersuchungen wird auch in den numerischen Simulationsberechnungen der Einfluss der Fahrgeschwindigkeit v untersucht. Dabei werden homogene Bodenverhältnisse (Bodenkennwerte gemäß Tabelle 8.1) und eine Oszillationsfrequenz $f = 39$ Hz vorausgesetzt.

Abbildung 8.16 zeigt eine Auswertung der Verschleißenergie E_w für die Fahrgeschwindigkeiten $v = 2$ km/h (Abbildung 8.16a), $v = 4$ km/h (Abbildung 8.16b) und $v = 6$ km/h (Abbildung 8.16c). Im Falle der niedrigen Fahrgeschwindigkeit $v = 2$ km/h verweilt die Bandage länger an einer Stelle, wodurch sich auch eine größere Kontaktlänge $2a_0 \approx 6$ cm zwischen der oszillierenden Bandage und der Oberfläche des Bodens ausbildet. Im bereits bekannten Fall einer Fahrgeschwindigkeit $v = 4$ km/h verringert sich die Kontaktlänge auf $2a_0 \approx 5$ cm. Bei einer weiteren Steigerung der Fahrgeschwindigkeit auf $v = 6$ km/h ändert sich die Kontaktlänge nicht mehr merklich und beträgt weiterhin $2a_0 \approx 5$ cm. Innerhalb der untersuchten – und realistischen – Grenzen der Oszillationsfrequenz f und der Fahrgeschwindigkeit v ist damit der Einfluss der Oszillationsfrequenz f auf die Ausbildung der Kontaktlänge bedeutend größer.

Durch die Variation der Fahrgeschwindigkeit v wird auch der Bezug der Verschleißenergie E_w auf eine Fahrstrecke von 0,2 m deutlich. Für ebendiese Strecke wird bei einer Halbierung der Fahrgeschwindigkeit auf $v = 2$ km/h die doppelte Zeit benötigt, das betrachtete Zeitfenster der Auswertung ist dann $\Delta t = 0,36$ s.

In den Abbildungen 8.16a, 8.16b und 8.16c sind die einzelnen Oszillationsperioden erkennbar. Aus den zuvor genannten Gründen sind dies im Falle von $v = 2$ km/h 14 Perioden, während für $v = 4$ km/h nur sieben Perioden erkennbar sind und ausgewertet werden.

Der Faktor zwei fällt auch beim Vergleich der berechneten Verschleißenergien E_w auf. Für die Fahrgeschwindigkeit $v = 2$ km/h beträgt die in der Kontaktfläche umgesetzte Verschleißenergie $E_w = 29,35$ MJ und ist damit doppelt so groß wie in der Berechnung für den Fall $v = 4$ km/h ($E_w = 15,06$ MJ). Die Verschleißenergie scheint damit für eine festgelegte Dauer konstant. Wird die Fahrgeschwindigkeit auf $v = 6$ km/h gesteigert, verliert die getroffene Annahme allerdings ihre Gültigkeit; die Verschleißenergie ist in diesem Fall mit $E_w = 12,24$ MJ deutlich größer als erwartet. Dazu trägt auch die nicht mehr größer werdende Kontaktlänge zwischen der Oszillationsbandage und der Oberfläche des zu verdichtenden Bodens bei.

8.8.3.1 Die Verschleißenergie im Vergleich mit Berechnungen des Schlupf-Kennwertes

Für Abbildung 8.17 wird die Verschleißenergie E_w für eine weitere Fahrgeschwindigkeit ($v = 3$ km/h) ausgewertet. Sie liegt mit $E_w = 21,65$ MJ genau zwischen den Resultaten für $v = 2$ km/h ($E_w = 29,35$ MJ) und $v = 6$ km/h ($E_w = 15,06$ MJ).

Der Schlupf-Kennwert I_S ist prinzipiell in der Lage, die Abnahme der Verschleißwirkung mit steigender Fahrgeschwindigkeit v abzubilden, die Größe der Beeinflussung wird allerdings geringfügig unterschätzt. Für die Ermittlung des Schlupf-Kennwertes I_S ist die Analyse der Horizontalbeschleunigung im Lager der Oszillationsbandage in einem gewissen

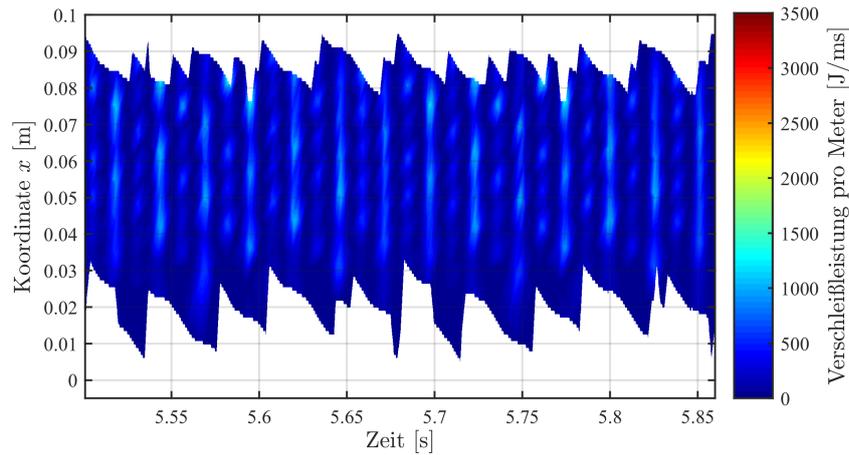
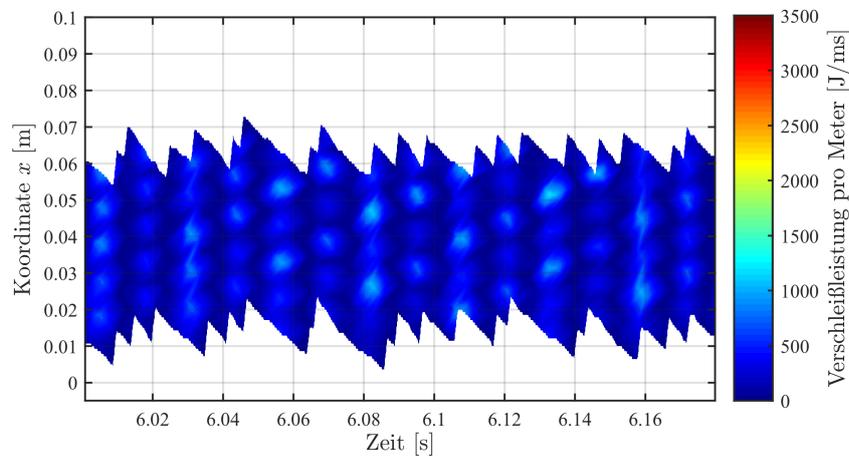
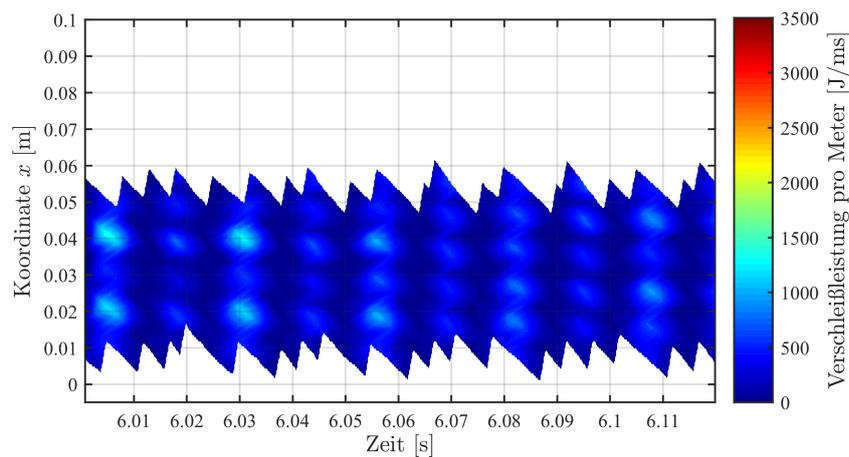
(a) Verschleißenergie für eine Fahrgeschwindigkeit $v = 2$ km/h, $E_w = 29,35$ MJ.(b) Verschleißenergie für eine Fahrgeschwindigkeit $v = 4$ km/h, $E_w = 15,06$ MJ.(c) Verschleißenergie für eine Fahrgeschwindigkeit $v = 6$ km/h, $E_w = 12,24$ MJ.

Abbildung 8.16: Auswertung der Verschleißenergie E_w für eine Variation der Fahrgeschwindigkeit $v = 2/4/6$ km/h. Oszillationsfrequenz: $f = 39$ Hz. E-Modul des Bodens: $E = 30\text{MN/m}^2$. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$.

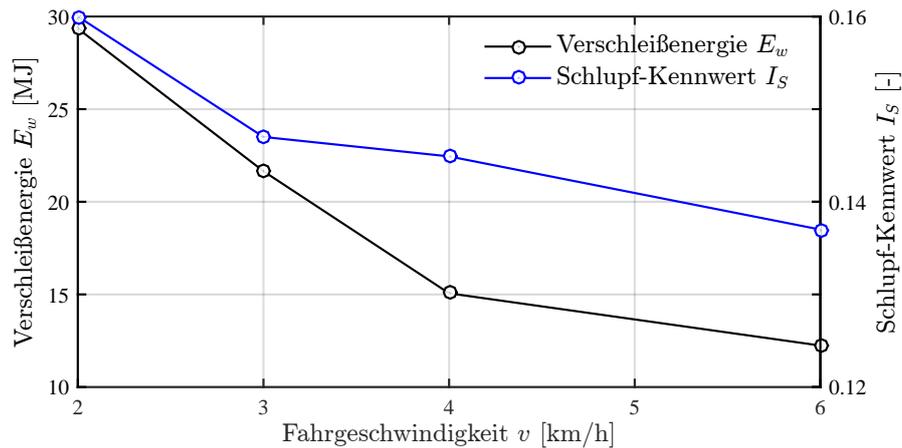


Abbildung 8.17: Entwicklung der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S in Abhängigkeit von der Fahrgeschwindigkeit v . Oszillationsfrequenz: $f = 39$ Hz. E-Modul des Bodens: $E = 30$ MN/m². Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$.

Zeitfenster notwendig (siehe auch Abschnitt 6.2.3 zur Berechnung des Schlupf-Kennwertes I_S). Die Mindestgröße des Zeitfensters entspricht der Periodendauer einer Oszillationsbewegung. Ist das Zeitfenster zur Auswertung hinreichend groß, ist der Schlupf-Kennwert I_S bei konstanten Bodenverhältnissen und Maschinenparametern unabhängig von der Größe des betrachteten Zeitfensters. Darin besteht ein wesentlicher Unterschied zur Berechnung der Verschleißenergie E_w , die in Bezug auf eine definierte Fahrstrecke erfolgt, aus der ein entsprechender Betrachtungszeitraum resultiert. Würde die Verschleißenergie E_w auf eine festgelegte Zeitdauer bezogen, würden die Berechnungen der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S für die Geschwindigkeiten $v = 2$ km/h, $v = 3$ km/h und $v = 4$ km/h weitgehend konstante Ergebnisse liefern, allerdings wäre die Aussagekraft der Verschleißenergie E_w deutlich eingeschränkt.

8.8.3.2 Die Verschleißenergie im Vergleich mit der Verdichtungswirkung

Auch für die Variation der Fahrgeschwindigkeit v erfolgt eine Abschätzung der Verdichtungswirkung über die negativen volumetrischen plastischen Verzerrungen, wie sie in Abschnitt 8.8.2.2 für die Variation der Oszillationsfrequenz f gezeigt wurde. Durch die unterschiedliche Geschwindigkeit bei gleicher Gesamtzeit der simulierten Verdichtungsfahrt (5,5 s) unterscheiden sich naturgemäß auch die Positionen der zur Auswertung herangezogenen Querschnittsfläche von 0,2 m × 0,5 m für die einzelnen Simulationsberechnungen.

Abbildung 8.18 zeigt die Auswertung der Referenzgrößen zur Beurteilung der Verdichtungswirkung $-\varepsilon_{vol}^p$ im Vergleich mit der Verschleißenergie E_w und dem Schlupf-Kennwert I_S .

Die Auswertung der Verdichtungswirkung in Abbildung 8.18 zeigt, dass mit einer Fahrgeschwindigkeit $v = 3$ km/h die größte Verdichtungswirkung erzielt werden kann. Allerdings ist dabei auch die Verschleißwirkung auf den Walzmantel höher als mit einer höheren Fahrgeschwindigkeit $v = 4$ km/h oder $v = 6$ km/h.

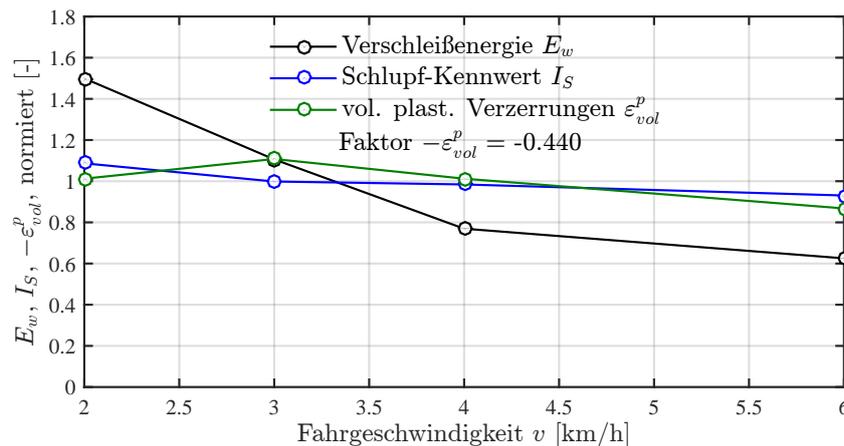


Abbildung 8.18: Entwicklung der Verschleißenergie E_w , des Schlupf-Kennwertes I_S und der negativen volumetrischen plastischen Verzerrungen $-\varepsilon_{vol}^p$ in Abhängigkeit von der Fahrgeschwindigkeit v . Oszillationsfrequenz: $f = 39$ Hz. E-Modul des Bodens: $E = 30$ MN/m². Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$.

8.8.4 Abhängigkeit der Verschleißenergie von den Reibungsverhältnissen

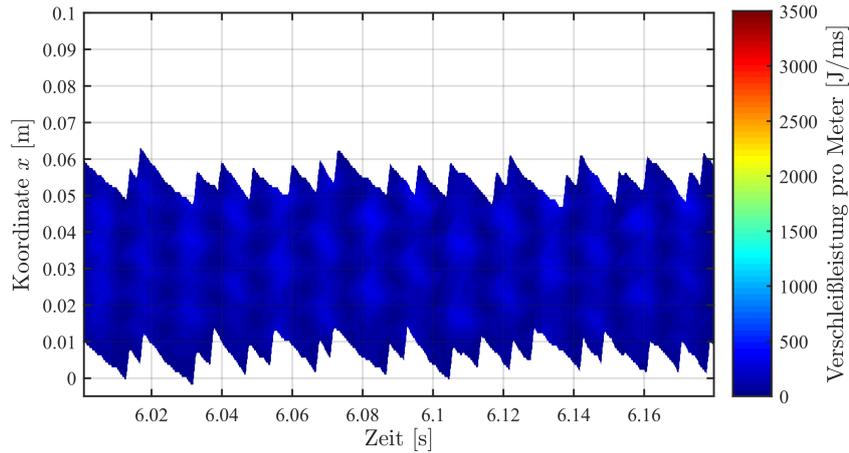
Die Beschreibung der Reibungsverhältnisse erfolgt mit Hilfe des *Coulombschen* Reibungsgesetzes und den Ansatz eines Reibungsbeiwertes μ , welcher in den bisher diskutierten Berechnungen mit $\mu = 0,5$ konstant angenommen wurde. Der Reibungsbeiwert hängt vom Material des Walzmantels, dem zu verdichtenden Material, der Rauigkeit der Kontaktflächen und von einer Vielzahl anderer Faktoren ab, die das tribologische System beeinflussen. Die Mehrzahl dieser Faktoren kann in der Praxis nicht gesteuert werden. Dennoch ist eine Beurteilung der Abhängigkeit der Verschleißenergie von den Reibungsverhältnissen von Interesse, insbesondere im Hinblick auf die diesbezügliche Aussagekraft des Schlupf-Kennwertes I_S .

Abbildung 8.19 zeigt eine Gegenüberstellung der Berechnungsergebnisse für drei unterschiedliche Reibungsbeiwerte $\mu = 0,1/0,5/0,7$ aber konstante Eigenschaften der zu verdichtenden Schicht (Bodenparameter gemäß Tabelle 8.1) und die Standardwerte der Oszillationsparameter (Frequenz $f = 39$ Hz, Fahrgeschwindigkeit $v = 4$ km/h).

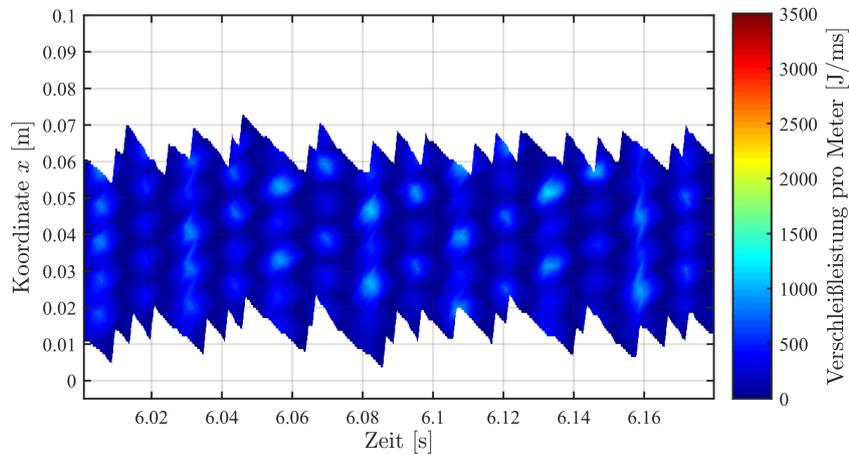
Die Kontaktlänge zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche der zu verdichtenden Schicht ist erwartungsgemäß unabhängig von den Reibungsverhältnissen und beträgt in den Abbildungen 8.19a, 8.19b und 8.19c $2a_0 \approx 5$ cm.

Für den geringsten untersuchten Reibungsbeiwert $\mu = 0,1$ in Abbildung 8.19a beträgt die Verschleißenergie, die auf einer Fahrtstrecke von 0,2 m umgesetzt wird, $E_w = 9,20$ MJ. Bei der Vergrößerung des Reibungsbeiwertes auf $\mu = 0,5$ in Abbildung 8.19b steigt auch die berechnete Verschleißenergie ($E_w = 15,06$ MN/m²). Wird der Reibungsbeiwert allerdings abermals gesteigert ($\mu = 0,7$ in Abbildung 8.19c), kann keine Vergrößerung der Verschleißenergie E_w beobachtet werden, vielmehr kommt es zu einer deutlichen Reduktion derselben, die Verschleißenergie beträgt in diesem Fall $E_w = 6,19$ MJ.

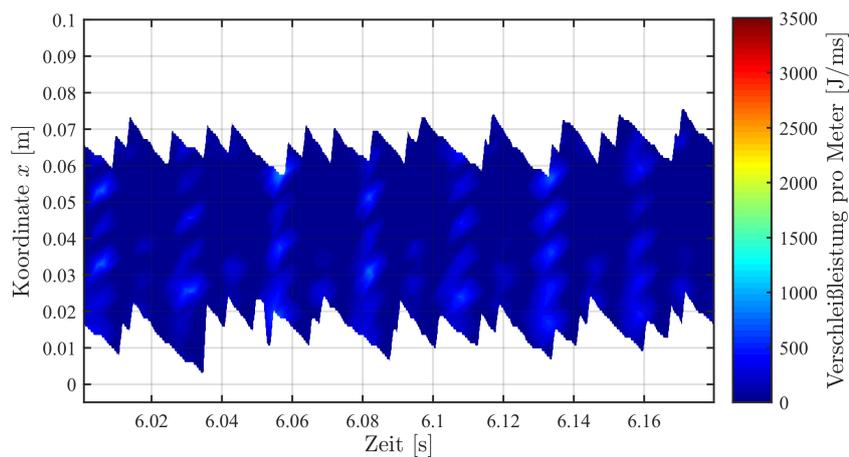
Die Verschleißenergie E_w berechnet sich aus dem Produkt der Verschiebungsgeschwin-



(a) Verschleißenergie für einen Reibungsbeiwert $\mu = 0,1$, $E_w = 9,20$ MJ.



(b) Verschleißenergie für einen Reibungsbeiwert $\mu = 0,5$, $E_w = 15,06$ MJ.



(c) Verschleißenergie für einen Reibungsbeiwert $\mu = 0,7$, $E_w = 6,19$ MJ.

Abbildung 8.19: Auswertung der Verschleißenergie E_w für eine Variation des Reibungsbeiwertes $\mu = 0,1/0,5/0,7$. Oszillationsparameter: $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h. E-Modul des Bodens: $E = 30$ MN/m².

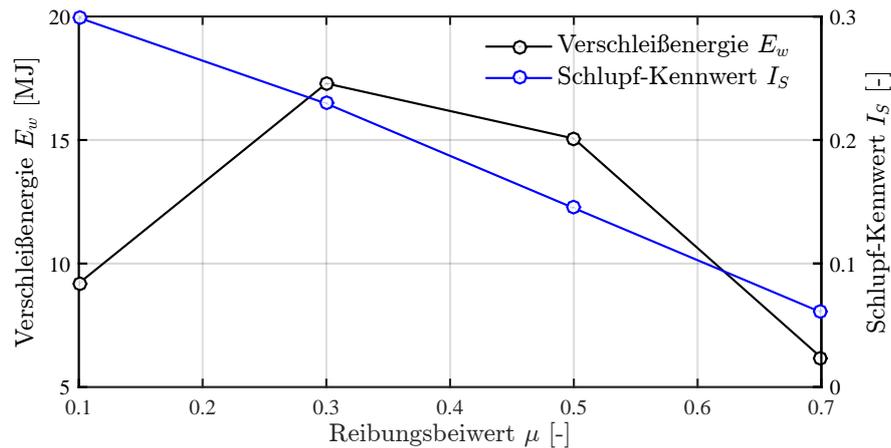


Abbildung 8.20: Entwicklung der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S in Abhängigkeit vom Reibungsbeiwert μ . Oszillationsparameter: $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h. E-Modul des Bodens: $E = 30$ MN/m².

digkeiten v^c und der Schubspannungen τ (Gleichung 8.29). Bei der Simulationsberechnung mit einem Reibungskoeffizienten $\mu = 0,1$ treten sehr hohe Verschiebungsgeschwindigkeiten v^c in der Kontaktfläche auf, allerdings sind die ermittelten Schubspannungen zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche des Bodens vergleichsweise gering. Beim hohen Reibungskoeffizienten $\mu = 0,7$ kann eine gegenteilige Beobachtung gemacht werden. Der große Betrag der Haftreibung wird weniger leicht überwunden, die Verschiebungsgeschwindigkeiten v^c sind gering, die auftretenden Relativverschiebungen führen allerdings zu großen Schubspannungen.

Der mittlere Reibungsbeiwert $\mu = 0,5$ stellt hinsichtlich der Verschleißwirkung offensichtlich einen ungünstigen Fall dar, bei dem das Produkt aus Verschiebungsgeschwindigkeiten v^c und Schubspannungen τ große Werte der Verschleißenergie E_w liefert.

8.8.4.1 Die Verschleißenergie im Vergleich mit Berechnungen des Schlupf-Kennwertes

Für den Vergleich der Verschleißenergie E_w mit Berechnungen des Schlupf-Kennwertes I_S wurde ein weiterer Reibungsbeiwert, $\mu = 0,3$, untersucht. Die Ergebnisse sind in Abbildung 8.20 zusammengefasst.

Der zusätzliche Reibungsbeiwert $\mu = 0,3$ bedeutet ein Maximum der Verschleißenergie E_w , die Überlagerung von Verschiebungsgeschwindigkeiten v^c und Schubspannungen τ bewirkt eine besonders intensive Beanspruchung des Walzmantels.

Der Schlupf-Kennwert I_S ist nicht in der Lage, die geringere Verschleißwirkung sehr kleiner bzw. sehr großer Reibungsbeiwerte μ abzubilden. Die Schubspannungen τ können nicht berücksichtigt werden, der Schlupf-Kennwert ist nur von den Verschiebungen zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche der zu verdichtenden Schicht abhängig und liefert eine dazu proportionale Größe. Im Falle des geringen Reibungsbeiwertes $\mu = 0,1$ gleitet die oszillierende Bandage vorwiegend über den Untergrund, der Schlupf-Kennwert I_S liefert einen entsprechend großen Wert. Je größer der Reibungsbeiwert μ zwi-

schen den beiden Kontaktpartnern ist, desto mehr wird der Boden gezwungen, den Bewegungen der Oszillationsbandage zu folgen und desto geringer ist der berechnete Schlupf-Kennwert I_S . Die Abnahme des Schlupf-Kennwertes I_S mit zunehmendem Reibungsbeiwert μ erfolgt praktisch linear.

Der Schlupf-Kennwert I_S ist nach den ausgewerteten Simulationsberechnungen in der Lage, für mittlere bis hohe Beiwerte der *Coulombschen* Reibung $\mu \geq 0,3$ die Verschleißwirkung abzuschätzen.

Kapitel 9

Gegenüberstellung und Interpretation der Untersuchungsergebnisse

9.1 Einführung

Für das Forschungsprojekt „Verdichtung mit Oszillation“ [89] wurden vier Hauptziele formuliert: die Untersuchung des Bewegungsverhaltens von Oszillationswalzen, die Entwicklung eines Systems zur Flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle (FDVK) mit Oszillationswalzen im Erdbau, die Bewertung und Reduktion des Verschleißes des Walzmantels einer Oszillationsbandage und die allgemeine Optimierung der Oszillationsverdichtung.

Zur Erreichung dieser Ziele wurden zunächst experimentelle Voruntersuchungen (Kapitel 4) durchgeführt, um das Bewegungsverhalten und die Betriebszustände von Oszillationswalzen zu erfassen und besser zu verstehen. Auf Grundlage dieser Untersuchungen wurden theoretische Überlegungen angestellt, die zur Entwicklung eines FDVK-Wertes für Oszillationswalzen (Kapitel 5) und eines Schlupf-Kennwertes zur Beurteilung der Kontaktbedingungen zwischen dem Walzmantel einer Oszillationsbandage und dem Untergrund (Kapitel 6) führten. In einer weiteren, umfangreichen experimentellen Versuchskampagne wurden die entwickelten Kennwerte und Indikatoren auf Messdaten der experimentellen Untersuchungen angewandt (Kapitel 7). Zusätzlich wurden numerische Simulationsberechnungen durchgeführt, um einen Zusammenhang zwischen dem entwickelten Schlupf-Kennwert und der Verschleißwirkung des Verdichtungsprozesses auf den Walzmantel einer Oszillationsbandage herzustellen (Kapitel 8).

Im vorliegenden Kapitel werden die Ergebnisse der experimentellen, theoretischen und numerischen Untersuchungen zusammengefasst und gegenübergestellt sowie Schlüsse in Bezug auf die Erreichung der Ziele des Forschungsprojektes gezogen.

9.2 Bewegungsverhalten von Oszillationswalzen

Im Zuge der experimentellen Untersuchungen des Grundsatzversuches (Kapitel 4) wurde in den Beschleunigungen im Boden in einer Tiefe von 50 cm unter der Geländeoberfläche

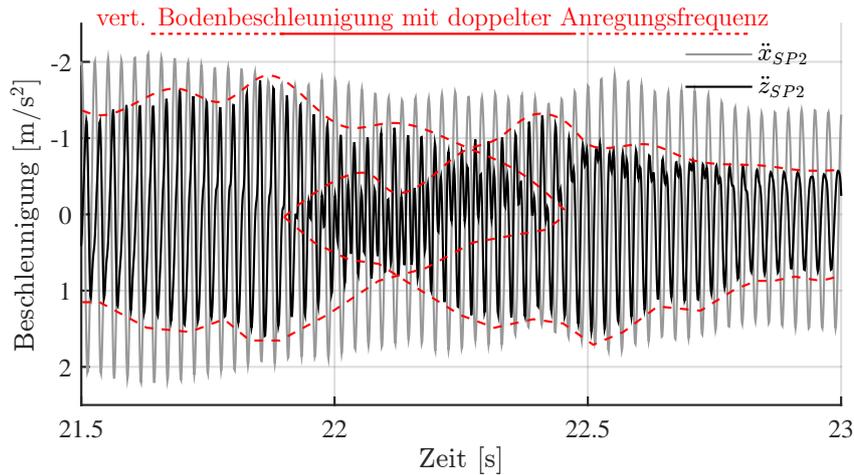


Abbildung 9.1: Horizontale und vertikale Bodenbeschleunigungen in einer Tiefe von 50 cm unter GOK während einer Oszillationsmessfahrt ($f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h). Basierend auf Abbildung 4.36.

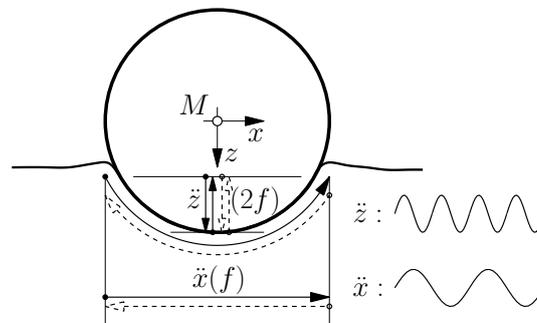


Abbildung 9.2: Prinzipdarstellung der Bewegung der Oszillationsbandage in ihrer Setzungsmulde und Ausbildung der doppelten Frequenz in den vertikalen Lagerbeschleunigungen \ddot{z}_M .

unter der Einwirkung einer Oszillationsbandage festgestellt, dass die Beschleunigungen in vertikaler Richtung (\ddot{z}) zum Zeitpunkt der Überfahrt der Bandage die doppelte Frequenz der Anregung ($2f$) aufweisen, während die Beschleunigungen in horizontaler Richtung (\ddot{x}) lediglich die einfache Frequenz der Anregung (f) zeigen (siehe Abbildung 9.1). Diese charakteristische Einwirkung einer Oszillationsbandage auf den Boden ist in der Bewegung der Bandage in ihrer Setzungsmulde begründet. Während einer Oszillationsperiode rotiert die Bandage in der Setzungsmulde einmal vor und zurück. Gleichzeitig wird die Bandage durch die Begrenzungen der Setzungsmulde, die Bugwelle in Fahrtrichtung vor der Bandage und die Heckwelle in Fahrtrichtung hinter der Bandage, gezwungen, zwei Bewegungszyklen in vertikaler Richtung auszuführen, was wiederum zu sekundären Beschleunigungen mit der doppelten Frequenz ($2f$) in dieser vertikalen Richtung führt (siehe auch Prinzipdarstellung in Abbildung 9.2).

Die Bewegung der Oszillationsbandage in der Setzungsmulde führt nicht nur zu Vertikalbeschleunigungen im Boden, sondern beeinflusst auch das Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage selbst; es kommt zu einer Verzerrung des vertikalen Beschleunigungs-

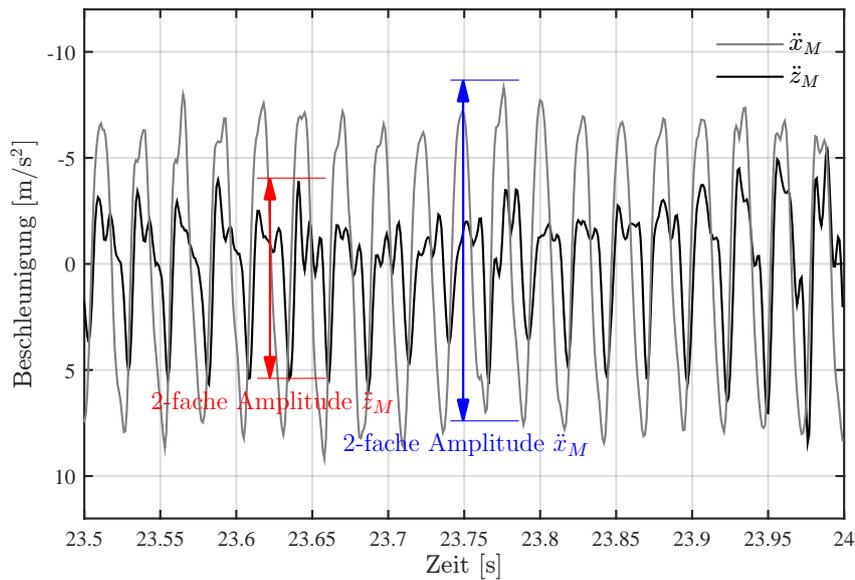
gnales in der Lagerschale der Bandage und ebenfalls zur Ausbildung einer Schwingung mit doppelter Frequenz ($2f$), wie in Abbildung 9.3 erkennbar ist. Bei einem Vergleich der Abbildung 9.3a mit 9.3b ist zu erkennen, dass sowohl die Amplituden der Vertikalbeschleunigungen als auch jene der Horizontalbeschleunigungen mit zunehmender Verdichtung größer werden. Trägt man die Lagerbeschleunigungen einer Oszillationsbandage in ein kartesisches Koordinatensystem ein, bei dem die Horizontalbeschleunigungen \ddot{x}_M der Abszisse und die Vertikalbeschleunigungen \ddot{z}_M der Ordinate zugeordnet werden und verbindet die Koordinatenpaare $(\ddot{x}_M|\ddot{z}_M)$ in chronologischer Reihenfolge, entsteht eine Form, die einer reproduzierbaren liegenden Acht ähnelt (siehe auch Abbildung 9.4). Die Überlagerung der Oszillationsbewegung durch die Fahrbewegung führt zu einer asymmetrischen Ausbildung von Bug- und Heckwelle und damit einer Verzerrung der beobachteten charakteristischen Form der Lagerbeschleunigungen.

In den experimentellen Untersuchungen des Grundsatzversuches wurde neben der eindeutigen Reproduzierbarkeit der Signale bei vergleichbaren Randbedingungen festgestellt, dass die Ausdehnung und der Flächeninhalt der beobachteten Form der Lagerbeschleunigungen vom Verdichtungszustand des Bodens abhängt (vergleiche Abbildungen 9.4a und 9.4b), wodurch die Grundbedingungen für ein System zur FDVK mit Oszillationswalzen erfüllt sind.

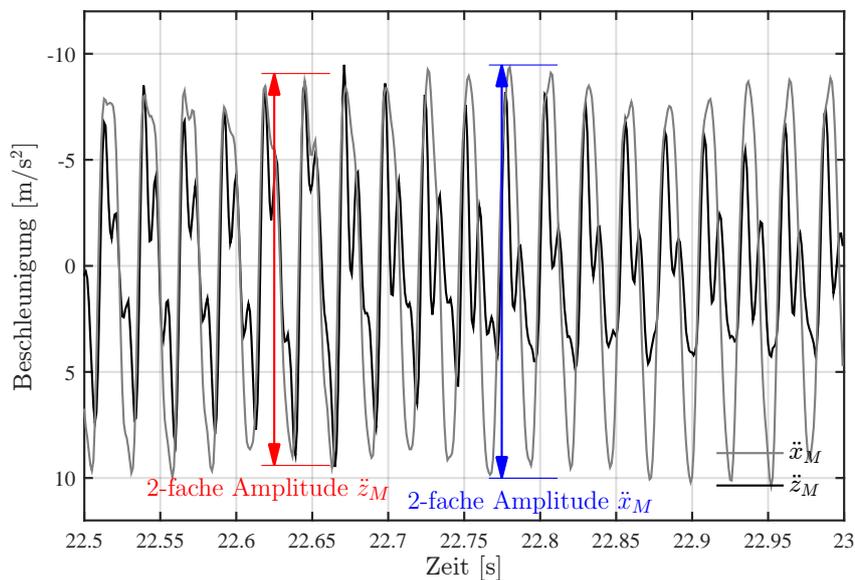
Aus Messungen der Tangentialbeschleunigungen in den Viertelpunkten der rotierenden Oszillationsbandage wurde eine weitere Größe zur Beurteilung des Bewegungsverhaltens – die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums – abgeleitet. Dabei wurde festgestellt, dass die Amplituden der tangentialen Schwinggeschwindigkeiten am Aufstandspunkt der Bandage stets größer sind als die Amplituden der tangentialen Schwinggeschwindigkeiten im vertikal gegenüberliegenden Punkt der Bandage und dass die Entfernung des dynamischen Rotationszentrums vom geometrischen Mittelpunkt der Bandage mit zunehmender Verdichtung des Untergrundes tendenziell steigt. Darüber hinaus ist auch eine Abhängigkeit von den gewählten Betriebsparametern, der Geschwindigkeit v und der Anregungsfrequenz f , erkennbar (siehe Abbildung 9.5).

Der Umstand, dass das dynamische Rotationszentrum während keiner Messfahrt mit dem geometrischen Mittelpunkt des Bandagenquerschnittes übereinstimmt, zeugt zunächst von der Existenz unterschiedlicher Betriebszustände. Im Betriebszustand „Haften“ liegt das dynamische Rotationszentrum beispielsweise im Aufstandspunkt der Bandage auf der Oberfläche des zu verdichtenden Bodens; die Bewegung der Bandage entspricht dann einer reinen Rollbewegung. In Abbildung 9.6 sind die identifizierten Betriebszustände einer Oszillationswalze, „Haften“, „Einseitiges Gleiten“, „Asymmetrisches Gleiten“ und „Symmetrisches Gleiten“, gegenübergestellt.

Die beobachtete vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums über dem geometrischen Mittelpunkt der Bandage wurde anhand eines einfachen mechanischen Modells (siehe Abbildung 4.26) überprüft. Mit Hilfe dieses Modells wurde gezeigt, dass die Schwinggeschwindigkeiten am Aufstandspunkt in jedem Fall größer sind und das dynamische Rotationszentrum deshalb vertikal über der geometrischen Bandagenachse liegt, wenn die Eigenfrequenz f_2 aus dem System der Feder-Dämpfer Elemente des Bodens und der Gummipuf-

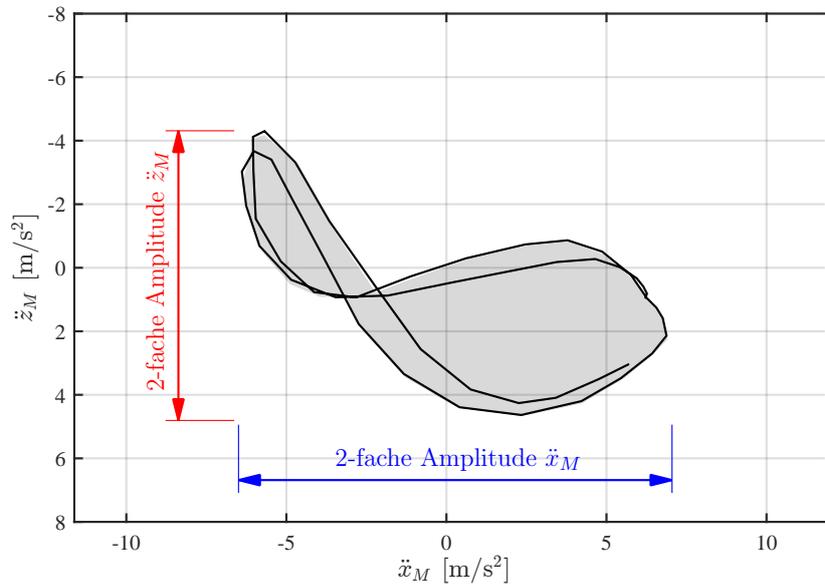


(a) Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage der 2. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Asymmetrisches Gleiten“.

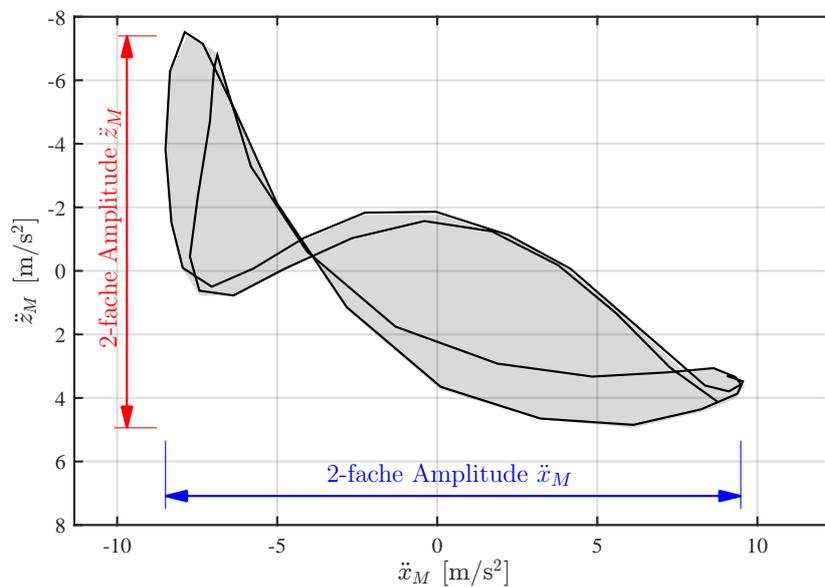


(b) Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$, im Betriebszustand „Asymmetrisches Gleiten“.

Abbildung 9.3: Horizontale (\ddot{x}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBx und OSx) und vertikale (\ddot{z}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBz und OSz) Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage. Basierend auf Abbildung 4.20.



(a) Beschleunigungen für zwei Perioden im Lager der Oszillationsbandage der 2. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h.



(b) Beschleunigungen für zwei Perioden im Lager der Oszillationsbandage der 11. Überfahrt auf Spur 2 mit Oszillation, $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h.

Abbildung 9.4: Horizontale (\ddot{x}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBx und OSx) und vertikale (\ddot{z}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBz und OSz) Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage. Basierend auf Abbildung 4.21.

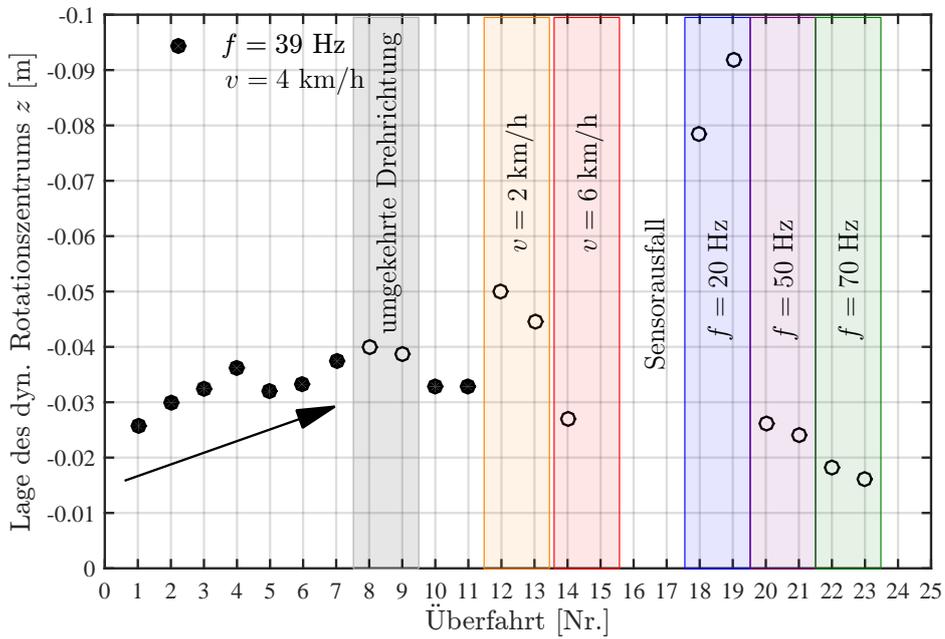


Abbildung 9.5: Vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums der Oszillationsbandage während der ersten 23 Überfahrten auf Spur 2. Basierend auf Abbildung 4.24.

Interaktion Bandage-Boden	Betriebszustand	Verlauf der horizontalen Lagerbeschleunigung	Anw. d. FDVK	Fahr-geschw.	Boden-steifigkeit	Erreger-amplitude	Erreger-frequenz
ständiger Kontakt	Haften		ja	niedrig	gering (Haften)	klein (Haften)	gering (Haften)
periodischer Kontaktverlust	Einseitiges Gleiten		ja	↓ hoch	↓ hoch (Gleiten)	↓ groß (Gleiten)	↓ hoch (Gleiten)
	Asymmetrisches Gleiten		ja				
	Symmetrisches Gleiten		ja				

Abbildung 9.6: Betriebszustände einer Oszillationswalze. Entspricht Abbildung 2.5.

fer sowie der schwingenden Masse der Bandage $f_2 > 35$ Hz ist (siehe auch Abbildung 4.27). Dabei entspricht f der Anregungsfrequenz der Bandage und f_2 durch die gute Separation der beiden Eigenfrequenzen näherungsweise der Eigenfrequenz des Bodens.

Die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums ist nach den Erkenntnissen der experimentellen Untersuchungen im Rahmen des Grundsatzversuches ebenfalls dazu imstande, den Verdichtungszustand des Bodens zu beschreiben. Allerdings besitzt sie eine nachweisliche Abhängigkeit vom Betriebszustand der Oszillationswalze und ist einer größeren Streuung unterworfen – was an der vergleichsweise geringen Verschiebung (zwischen 2,5 cm und 4 cm bei Anwendung der Standardparameter der Oszillation) des dynamischen Rotationszentrums mit zunehmender Verdichtung liegt – und messtechnisch wesentlich aufwendiger zu erfassen. Die Beschleunigungen müssen in der rotierenden Bandage gemessen und in die Walzenkabine übertragen werden, was bei einer Implementierung in eine Serienwalze einen vielfachen Material- und Kostenaufwand bedeutet. Zudem ist die notwendige Sensorik höheren Beanspruchungen ausgesetzt und zwangsweise exponierter situiert.

9.3 Entwicklung und Vergleich der FDVK aus Theorie und experimenteller Messung

Auf Basis der Erkenntnisse der experimentellen Voruntersuchungen zum Bewegungsverhalten einer Oszillationsbandage unter Berücksichtigung der in Abschnitt 9.2 letztgenannten Gründe wurde in Kapitel 5 ein FDVK-Wert entwickelt, der das Bewegungsverhalten auf Grundlage der Beschleunigungen im Lager der Bandage charakterisiert. Zunächst wurde im Zuge der Modellbildung gezeigt, dass die Bewegung des geometrischen Mittelpunktes der Bandage unabhängig vom Betriebszustand der Oszillationsbandage ist (siehe auch Abbildung 5.1). Dieser Sachverhalt ist dabei nicht nur Rechtfertigung für die Anwendung des mechanischen Bandage-Boden Interaktionsmodells in Abbildung 5.2 zur semi-analytischen Modellierung des Walze-Boden Interaktionssystems, sondern stellt auch einen wesentlichen Vorteil gegenüber FDVK-Systemen für Vibrationswalzen dar. Sämtliche FDVK-Systeme für Vibrationswalzen zeigen eine Abhängigkeit von den Betriebszuständen, insbesondere beim Übergang vom Betriebszustand „Abheben“ zum Betriebszustand „Springen“ (siehe auch Kapitel 3.4), wobei diese, abhängig vom FDVK-System, mäßig bis sehr deutlich ausgeprägt ist [43, 64], sodass teilweise sogar zwei unterschiedliche Gleichungen zur Ermittlung des FDVK-Wertes in Abhängigkeit vom Betriebszustand erforderlich werden (*Compactometer* in Abschnitt 3.4.1 und *Ammann Compaction Expert* in Abschnitt 3.4.3).

Für das Interaktionsmodell in Abbildung 5.2 wurden die Bewegungsgleichungen formuliert und für unterschiedliche Elastizitätsmoduln des Bodens ausgewertet. Mittels Modellrechnungen konnte die zunehmende Ausdehnung der beschriebenen Form einer liegenden Acht aus Horizontal- und Vertikalbeschleunigungen mit steigender Bodensteifigkeit bestätigt werden (siehe Abbildung 9.7 im Vergleich mit Abbildung 9.4). Durch die Vernachlässigung der Fahrgeschwindigkeit ($v = 0$) sind die berechneten Formen symmetrisch und fallen

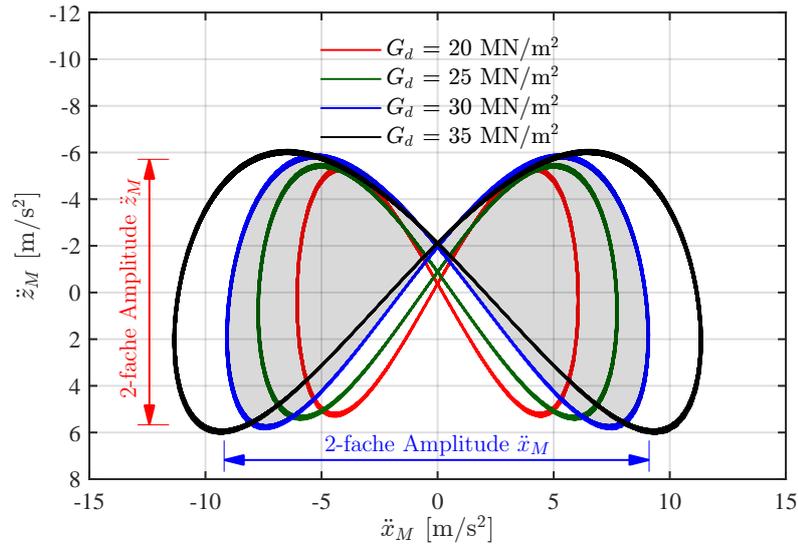


Abbildung 9.7: Beschleunigungen (\ddot{x}_M , \ddot{z}_M) der Achse (M) einer oszillierenden Bandage nach dem mechanischen Modell gemäß Abbildung 5.2 für unterschiedliche Schubmoduln G_d des Bodens. Basierend auf Abbildung 5.16.

die Vertikalbeschleunigungen \ddot{z}_M kleiner aus.

Als charakterisierende Größe der liegenden Acht und somit als FDVK-Wert für Oszillationswalzen wurde die umschriebene Fläche definiert, da sich in den experimentellen Untersuchungen gezeigt hat, dass die Betrachtung der Beschleunigungen in nur einer Richtung keine ausreichende Beurteilung zulässt. Erst durch die integrale Beurteilung von Horizontal- und Vertikalbeschleunigungen kann das typische Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage in ihrer Setzungsmulde charakterisiert werden. Ein geeigneter Algorithmus zur Auswertung der horizontalen und vertikalen Beschleunigungssignale und Berechnung der umschriebenen Fläche wurde präsentiert (siehe auch Abschnitt 5.3.2 und [93]).

Eine mit dem mechanischen Modell durchgeführte Parameterstudie zeigt den eindeutigen Zusammenhang zwischen dem FDVK-Wert und der Steifigkeit des Bodens (siehe Abbildung 9.8).

Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen des Großversuches (Kapitel 7) wurden die horizontalen und vertikalen Beschleunigungen in der Lagerschale der Oszillationsbandage für jede durchgeführte Messfahrt aufgezeichnet und in der späteren Auswertung dem Algorithmus zur Ermittlung des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen unterworfen. Die Auswertung der Messdaten zeigt, dass der FDVK-Wert

- reproduzierbare Ergebnisse liefert,
- mit zunehmender Verdichtung ansteigt und
- in der Lage ist, Schwachstellen im Untergrund eindeutig zu lokalisieren (siehe Abbildung 9.9).

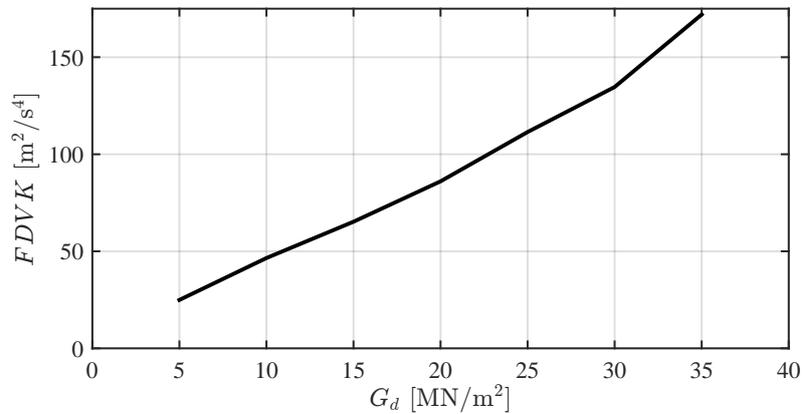


Abbildung 9.8: Entwicklung des FDVK-Wertes mit zunehmendem Schubmodul G_d des Bodens. Entspricht Abbildung 5.23.

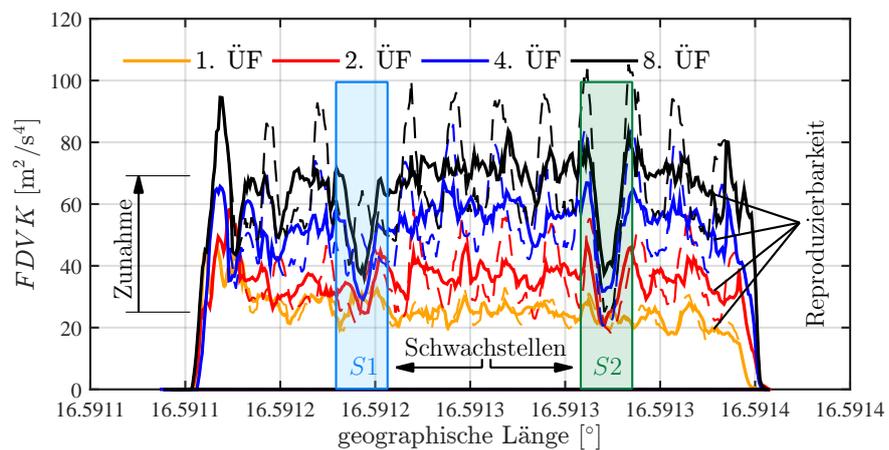


Abbildung 9.9: Unkorrigierte und hinsichtlich der Periodizität bereinigte Verläufe des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen für die Überfahrten 1, 2, 4 und 8 auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Basierend auf Abbildung 7.15.

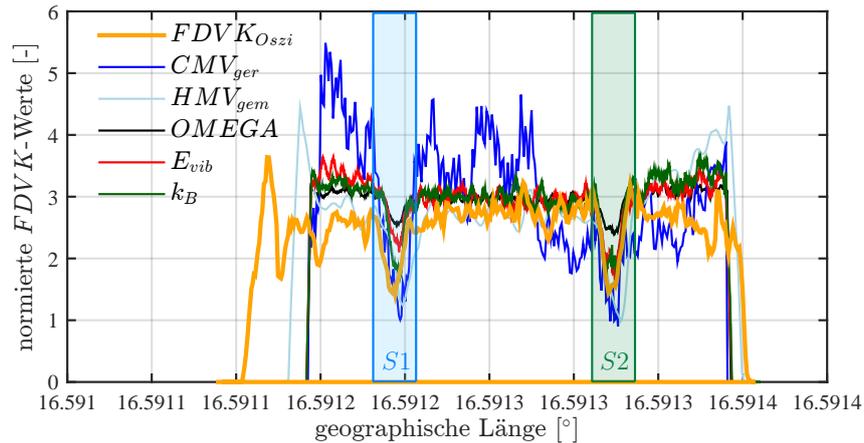


Abbildung 9.10: Der FDVK-Wert für Oszillationswalzen im Vergleich mit FDVK-Werten für Vibrationswalzen auf der fertig verdichteten, zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Oszillationsparameter: $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h; Vibrationsparameter: kleine Amplitude, $f = 50$ Hz, $v = 4$ km/h. Entspricht Abbildung 7.24.

Die Beurteilung der mittels Oszillationswalze bestimmten FDVK-Werte erfolgte zunächst durch einen Vergleich mit den gemessenen und berechneten FDVK-Werten der Vibrationsmessfahrten. In Abbildung 9.10 steht der FDVK-Wert für Oszillationswalzen im Vergleich mit sämtlichen auf dem Markt etablierten FDVK-Werten für Vibrationswalzen. Die zugrundeliegenden Messfahrten wurden mit den Standardparametern der Oszillation ($f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h), bzw. im Falle der Vibrationsverdichtung mit kleiner Amplitude und einer Anregungsfrequenz $f = 50$ Hz durchgeführt. Abbildung 9.10 zeigt, dass der FDVK-Wert für Oszillationswalzen in der Lage ist, den Verdichtungszustand des Bodens in zumindest gleichwertiger Qualität zu beschreiben und Schwachstellen zu lokalisieren, so wie man es von FDVK-Systemen für Vibrationswalzen gewohnt ist. Zu beachten ist beim angestellten Vergleich allerdings, dass sich die Messtiefen des FDVK-Systems für Oszillationswalzen und der FDVK-Systeme für Vibrationswalzen deutlich unterscheiden. Während Oszillationswalzen den zu verdichtenden Boden primär durch dynamische Horizontalkräfte verdichten, erreicht die Vibrationswalze durch die vorwiegend vertikal gerichtete dynamische Anregung nicht nur eine größere Tiefenwirkung sondern auch eine größere Messtiefe. Für homogene Untergrundverhältnisse und die Beurteilung oberflächennaher Schwachstellen ist ein Vergleich trotzdem zulässig. Zur Ortung sehr tiefer Schwachstellen – die auch unterhalb der Verdichtungstiefe der Vibrationswalze liegen können – sind jedoch nur Systeme der Vibrations-FDVK geeignet. Diese Erkenntnis gewinnt umso mehr an Bedeutung, je größer die gewählte Vibrationsamplitude ist. Ein Vergleich der Oszillations-FDVK mit den FDVK-Werten einer Vibrationsmessfahrt mit großer Amplitude ($f = 40$ Hz, $v = 4$ km/h) ist in Abbildung 7.25 dargestellt.

Eine weitere Bewertung der ermittelten FDVK-Werte erfolgte durch eine Gegenüberstellung mit den dynamischen Verformungsmoduln E_{vd} aus dem Versuch mit der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät. In den Abbildungen 7.22 und 7.23 wird der

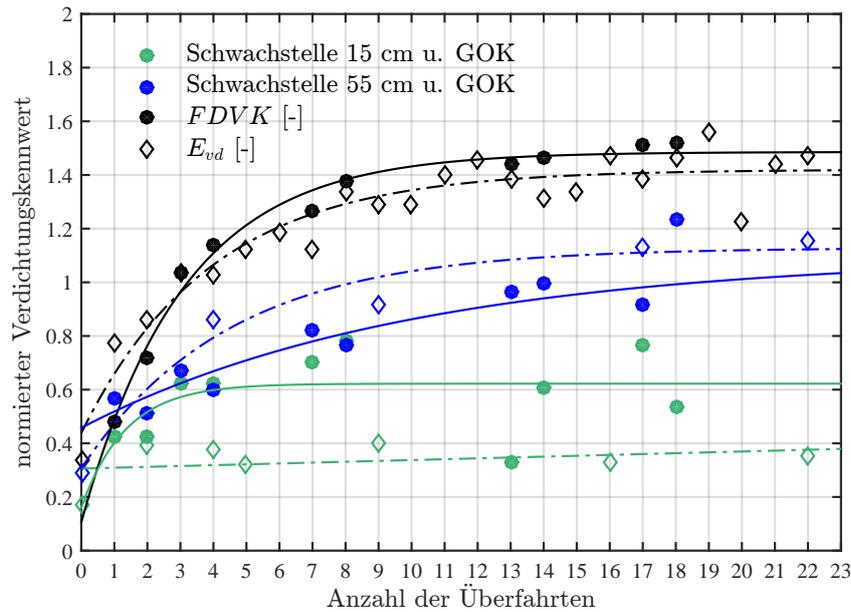


Abbildung 9.11: Mittlere FDVK-Werte der Messfahrten mit $f = 39$ Hz und $v = 4$ km/h im homogenen Bereich des Testfeldes sowie in den Bereichen über den beiden Schwachstellen im Vergleich mit den dynamischen Verformungsmoduln E_{vd} des dynamischen Lastplattenversuchs auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Basierend auf Abbildung 7.23.

Verlauf der beiden – durch Division der Einzelwerte durch den Mittelwert – normierten Verdichtungskennwerte E_{vd} und $FDVK$ mit zunehmender Anzahl der Walzenüberfahrten auf der zweiten Lage des Testfeldes dargestellt. Der Verdichtungszuwachs im homogenen Bereich des Testfeldes wird dabei von beiden Verdichtungskennwerten erfasst. Der $FDVK$ -Wert für Oszillationswalzen und der dynamische Verformungsmodul zeigen darüber hinaus gleichermaßen, dass eine Verdichtung des Bodens über der oberflächennahen Schwachstelle (ca. 15 cm Überdeckung) nicht möglich ist; der dynamischen Walze fehlt der Widerstand aus dem Untergrund, um das unverdichtete Schüttmaterial zu verdichten. Auch die Verdichtungswirkung der Oszillationswalze über der tiefliegenden Schwachstelle (ca. 55 cm Überdeckung) wird von beiden Kennwerten in gleicher Weise erfasst. Eine gewisse Verdichtung durch die Oszillationswalze ist zwar möglich, da die Schwachstelle in vertikaler Richtung als linear elastische Flächenfeder (Bettungsmodul) wirkt, die erzielbare Verdichtung liegt aber deutlich unter jenem Grenzwert, der in den homogenen Bereichen des Testfeldes festgestellt werden kann (siehe Abbildung 9.11).

Die gute Übereinstimmung zwischen den $FDVK$ -Werten der Oszillationswalze und den dynamischen Verformungsmoduln der dynamischen Lastplatte ist insbesondere in der experimentell festgestellten annähernd gleichen Messtiefe der beiden Methoden der Verdichtungsprüfung begründet. Darin besteht ein weiterer entscheidender Vorteil der $FDVK$ mit Oszillationswalzen im Vergleich zur $FDVK$ mit Vibrationswalzen. Während die Messtiefe der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät mit knapp 60 cm beschränkt ist [63], erreichen $FDVK$ -Systeme für Vibrationswalzen eine Messtiefe, die in et-

wa dem 1,5-fachen Bandagendurchmesser entspricht [8, 64]. Im Falle der Versuchswalze *HAMM HD⁺ 90 VO* bedeutet das eine maximale Messtiefe von 1,8 m und damit eine dreimal größere Messtiefe im Vergleich zur dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät. Besonders deutlich werden die unterschiedlichen Messtiefen im Falle schwerer Vibrationswalzenzüge. Dieser Umstand ist insofern problematisch, da die Kalibrierung von FDVK-Systemen (siehe auch Abschnitt 3.3) durch Vergleichsversuche mit der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät oder der statischen Lastplatte – deren Messtiefe, je nach aufgebrachtener Spannung, in etwa dem 1,5-fachen Durchmesser der Lastplatte, also im Regelfall ≈ 45 cm, entspricht – erfolgt. Baupraktisch wird diesem Umstand am sinnvollsten begegnet, indem vor dem Aufbringen der zu verdichtenden Schüttung eine Walzenüberfahrt zur Aufnahme der FDVK-Werte des Planums erfolgt, um in den späteren Verläufen der FDVK-Werte auf der Schüttung beurteilen zu können, ob die Schwachstellen aus der verdichteten Schicht oder aus dem Untergrund herrühren.

Die vergleichbare Messtiefe der FDVK für Oszillationswalzen und der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgerät spiegelt sich in der Korrelationsbildung zwischen dem FDVK-Wert für Oszillationswalzen und dem dynamischen Verformungsmodul E_{vd} wider, wie sie zur Kalibrierung von FDVK-System durchgeführt wird (siehe auch Abschnitt 3.3). In Abbildung 9.12 sind sämtliche mit den Standardparametern der *HAMM HD⁺ 90 VO* ($f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h) auf dem Testfeld, dem bindigen und dem steifen Untergrund des Großversuchs ermittelten FDVK-Werte und die zugehörigen dynamischen Verformungsmoduln E_{vd} dargestellt.

Dabei zeigt sich, dass für vergleichbare Bodenarten, wie sie am Testfeld der experimentellen Hauptuntersuchungen und auf dem steifen Untergrund der Spur 5 angetroffen worden sind, über die gesamte Bandbreite der gemessenen Bodensteifigkeiten ($E_{vd} \approx 20 - 90$ MN/m²) ein Zusammenhang herausragender Güte besteht. Der Korrelationskoeffizient beträgt $r_K = 0,998$. Der geforderte Korrelationskoeffizient für eine gültige Kalibrierung gemäß RVS 08.03.02 [100] von $r_K \geq 0,7$ (siehe auch Abschnitt 3.3.2) wird damit bei weitem überschritten.

Abbildung 9.12 verdeutlicht aber auch, warum nationale Normen und Regelwerke (beispielsweise [75] und [100]) die Gültigkeit einer Kalibrierung auf jeweils eine Bodenart beschränken. Der bindige Untergrund der Spur 6 der experimentellen Hauptuntersuchungen, auf dem kein Verdichtungszuwachs generiert werden konnte (siehe auch Abbildungen 7.20 und 7.21), weist gänzlich andere Bodeneigenschaften auf als der sandige Kies der Spuren 1 bis 5, was sich in einem anderen Niveau der FDVK-Werte niederschlägt. Durch die Kohäsion des bindigen Untergrundes bietet die Bug- und Heckwelle am Rand der Setzungsmulde der oszillierenden Bandage einen größeren Widerstand, wodurch im Lager der Oszillationsbandage größere Amplituden der Vertikalbeschleunigungen gemessen werden. Die Auswertung der experimentellen Untersuchungen auf dem bindigen Untergrund zeigt, dass die Ausdehnung der Form einer liegenden Acht aus Horizontal- und Vertikalbeschleunigungen in vertikaler Richtung zunimmt und der FDVK-Wert ansteigt. Ein Zusammenhang ist dennoch ableitbar: nach den Überfahrten mit besonders niedrigen FDVK-Werten werden auch die kleinsten dynamischen Verformungsmoduln gemessen.

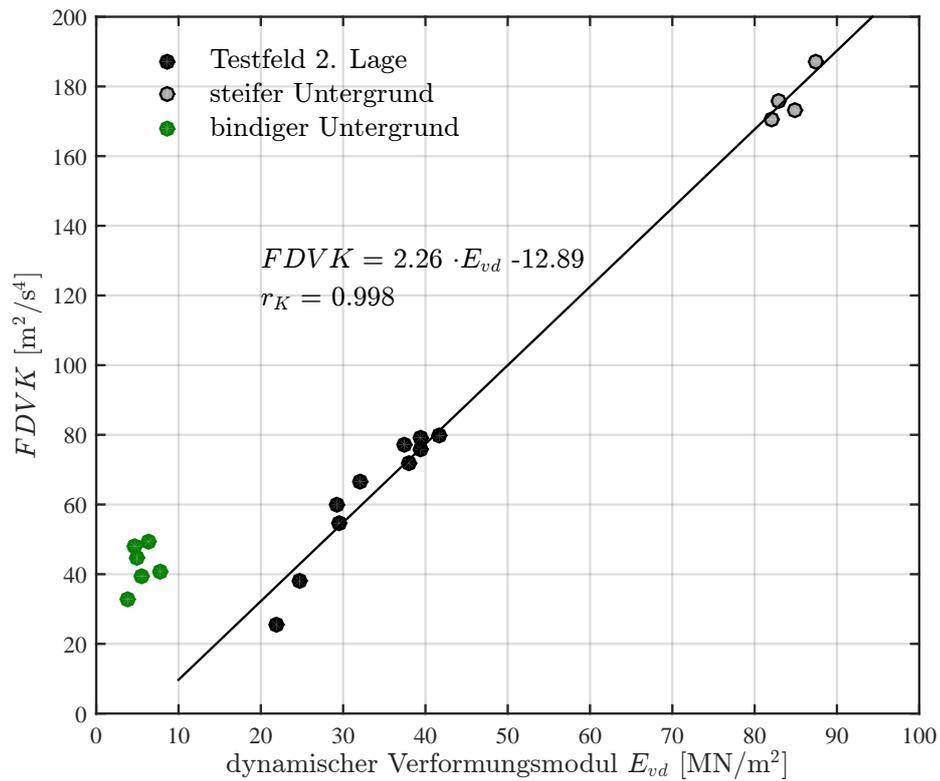


Abbildung 9.12: Zusammenhang zwischen dynamischem Verformungsmodul E_{vd} und dem FDVK-Wert für Oszillationswalzen für sämtliche Messfahrten mit den Standardparametern der Versuchswalze *HAMM HD⁺ 90 VO* ($f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h).

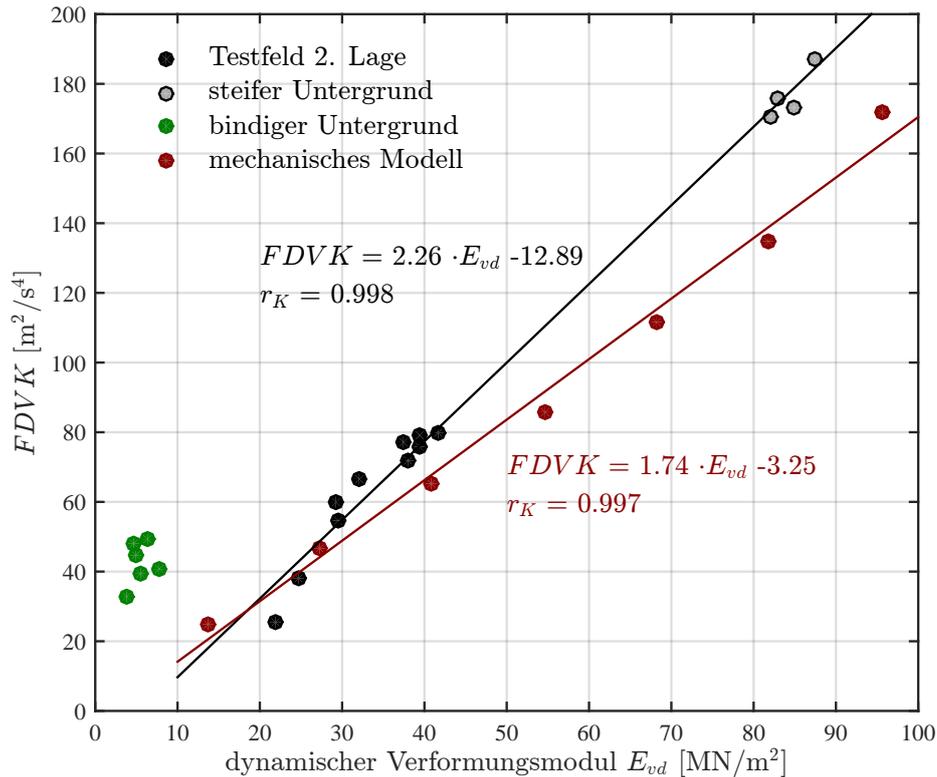


Abbildung 9.13: Zusammenhang zwischen dynamischem Verformungsmodul E_{vd} und dem FDVK-Wert für Oszillationswalzen für sämtliche Messfahrten mit den Standardparametern der Versuchswalze *HAMM HD⁺ 90 VO* ($f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h) und für die Ergebnisse aus den Berechnungen mit dem mechanischen Modell aus Kapitel 5 ($f = 39$ Hz).

In Abbildung 9.13 werden zusätzlich die Ergebnisse aus den Berechnungen des mechanischen Modells aus Abbildung 5.2 zur semi-analytischen Modellierung des Walze-Boden Interaktionssystems, die bereits aus Abbildung 5.16 bekannt sind, miteinbezogen. Dazu werden die dynamischen Schubmoduln G_d mit Hilfe von Gleichung 5.77 in dynamische Verformungsmoduln E_{vd} umgerechnet.

Die Ergebnisse des mechanischen Modells zeigen einen Zusammenhang zwischen dynamischen Verformungsmoduln E_{vd} und FDVK-Werten über die gesamte Bandbreite der untersuchten Bodensteifigkeiten von gleicher Güte wie er auch in den experimentellen Untersuchungen festgestellt wurde. Der Korrelationskoeffizient der Modellrechnungen beträgt $r_K = 0,997$. Der vergleichsweise geringe Unterschied in der Neigung der Regressionsgeraden resultiert aus der Nichtberücksichtigung der Fahrbewegung im mechanischen Modell. Die Überlagerung von Oszillationsbewegung und Fahrbewegung bewirkt eine Schiebewirkung der Walze (experimentell von *Stöberl* [112] und *Sonderegger* [110] nachgewiesen), die wiederum zu einer Vergrößerung der vertikalen Beschleunigungsamplituden im Lager der Oszillationsbandage führt, da die größere Bugwelle der oszillierenden Bandage einen entsprechend größeren Widerstand leistet.

Nach Abbildung 9.13 lässt sich der dynamische Verformungsmodul E_{vd} für den un-

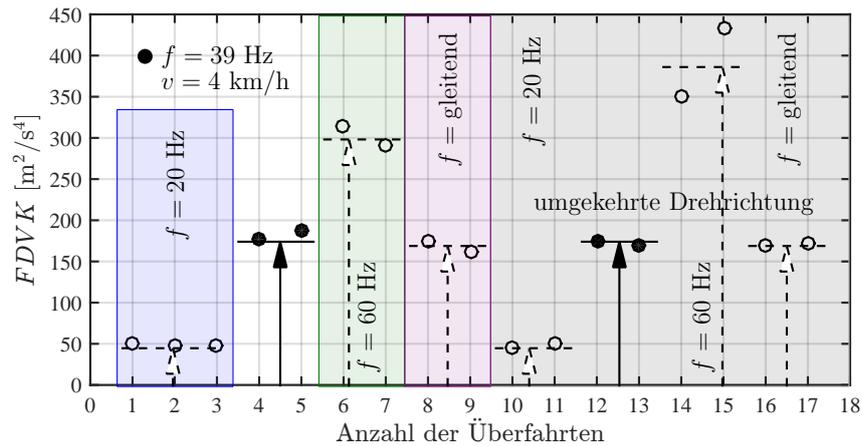


Abbildung 9.14: Mittlere FDVK-Werte für die 17 durchgeführten Messfahrten mit Oszillationsanregung auf dem steifen Untergrund der Spur 5. Basierend auf Abbildung 7.19.

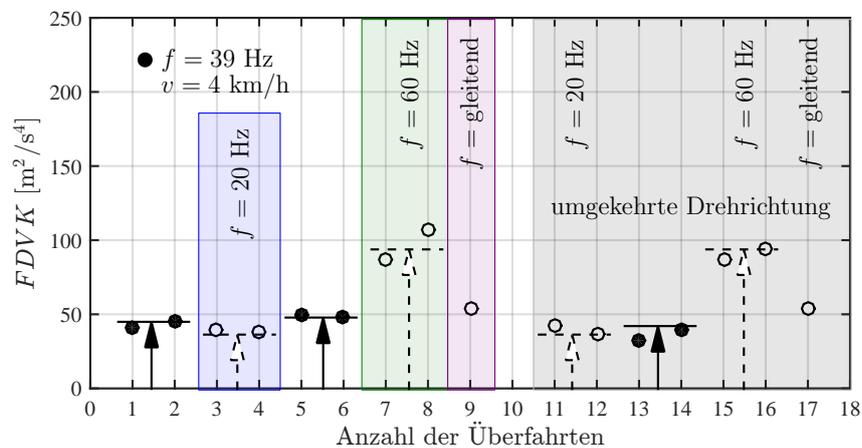


Abbildung 9.15: Mittlere FDVK-Werte für die 17 durchgeführten Messfahrten mit Oszillationsanregung auf dem steifen Untergrund der Spur 6. Basierend auf Abbildung 7.21.

tersuchten sandigen Kies und die eingesetzte *HAMM HD⁺ 90 VO* Tandemwalze mit den Standardparametern der Oszillationsverdichtung ($f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$) mit $E_{vd} \approx 0,5 \text{ FDVK}_{\text{Osz}}$ abschätzen. Es wird explizit darauf hingewiesen, dass dieser näherungsweise und nicht einheitentreue Zusammenhang nur für die genannten Bodeneigenschaften und Maschinenspezifikationen Gültigkeit besitzt.

Der Einfluss der Maschinenparameter auf das Niveau des FDVK-Wertes kann am besten beurteilt werden, wenn Messfahrten auf konstanten Untergrundverhältnissen durchgeführt werden. Solche konstanten Verhältnisse wurden auf dem steifen Untergrund der Spur 5 und dem bindigen Untergrund der Spur 6 der experimentellen Hauptuntersuchungen angetroffen. In beiden Fällen konnte auch durch zahlreiche Überfahrten kein Verdichtungszuwachs erzielt werden. Die mittleren FDVK-Werte der einzelnen Überfahrten auf dem steifen Untergrund sind in Abbildung 9.14, jene auf dem bindigen Untergrund in Abbildung 9.15 dargestellt.

Die Abbildungen 9.14 und 9.15 bestätigen die hervorragende Reproduzierbarkeit der FDVK-Werte für gleiche Oszillationsfrequenzen unter der Voraussetzung einer konstanten Bodensteifigkeit.

Aus den Abbildungen 9.14 und 9.15 ist darüber hinaus erkennbar, dass eine Reduktion der Oszillationsfrequenz f zu geringeren FDVK-Werten führt, während höhere Erregerfrequenzen die FDVK-Werte erhöhen. Dieses Verhalten ist umso ausgeprägter, je steifer der betrachtete Untergrund ist.

Die niedrigere Oszillationsfrequenz $f = 20$ Hz erleichtert es dem Boden, den Bewegungen der oszillierenden Bandage zu folgen. Zusätzlich führt die geringere Frequenz der Anregung zu geringeren Tangentialbeschleunigungen a_T am Walzmantel der Bandage (Gleichung 5.79 unter Berücksichtigung von Gleichung 4.6), was wiederum geringere Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage zur Folge hat. Aus den beiden genannten Gründen resultiert die Reduktion der Oszillationsfrequenz auch in geringeren FDVK-Werten bei gleicher Bodensteifigkeit. Der Umkehrschluss gilt für die erhöhte Oszillationsfrequenz $f = 60$ Hz; der Boden ist dann weniger in der Lage, den Bewegungen der oszillierenden Bandage zu folgen und die auftretenden Beschleunigungen am Walzmantel und im Lager der Bandage werden größer.

Der Einfluss der Fahrgeschwindigkeit auf das Niveau des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen wurde im Rahmen der experimentellen Untersuchungen zwar nicht auf dem steifen und dem bindigen Untergrund untersucht, ein Trend kann aber aus der Auswertung für den homogenen Bereich des Testfeldes in Abbildung 9.16 abgeleitet werden. Die geringe Fahrgeschwindigkeit $v = 2$ km/h ermöglicht es dem Boden – ebenso wie eine geringe Oszillationsfrequenz – den Bewegungen der oszillierenden Bandage eher zu folgen. Diese Überlegung spiegelt sich in geringeren FDVK-Werten bei niedrigen Fahrgeschwindigkeiten wider. Für die Erhöhung der Fahrgeschwindigkeit von 4 km/h auf 6 km/h konnte kein vergleichbarer Einfluss auf die FDVK-Werte festgestellt werden. Die Erhöhung der Fahrgeschwindigkeit in diesem Bereich ändert die Kontaktbedingungen zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche der zu verdichtenden Schicht offensichtlich nicht mehr (was auch die Auswertung des Schlupf-Kennwertes I_S in Abbildung 7.26 bestätigt). Der Boden ist bei den Fahrgeschwindigkeiten $v = 4$ km/h und $v = 6$ km/h im gleichen eingeschränkten Maße in der Lage, den Bewegungen der Bandage zu folgen.

Zusätzlich zur Berechnung der FDVK-Werte erfolgte im Rahmen der experimentellen Untersuchungen des Großversuches auch eine Auswertung der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums. Abbildung 9.17 verdeutlicht, dass auch dieser Parameter zur Beschreibung des Bewegungsverhaltens der Oszillationsbandage in der Lage ist, die steigende Verdichtung mit zunehmender Anzahl der Überfahrten abzubilden. Dabei zeigt sich, dass auch die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums von den Maschinenparametern abhängt. Die Beeinflussung des Wertenniveaus durch die Maschinenparameter geschieht im Vergleich zu den FDVK-Werten allerdings umgekehrt; eine Reduktion der Fahrgeschwindigkeit bzw. der Oszillationsfrequenz vergrößert die vertikale Entfernung des dynamischen Rotationszentrums von der geometrischen Bandagenachse.

Die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums ist primär von den Kontaktbe-

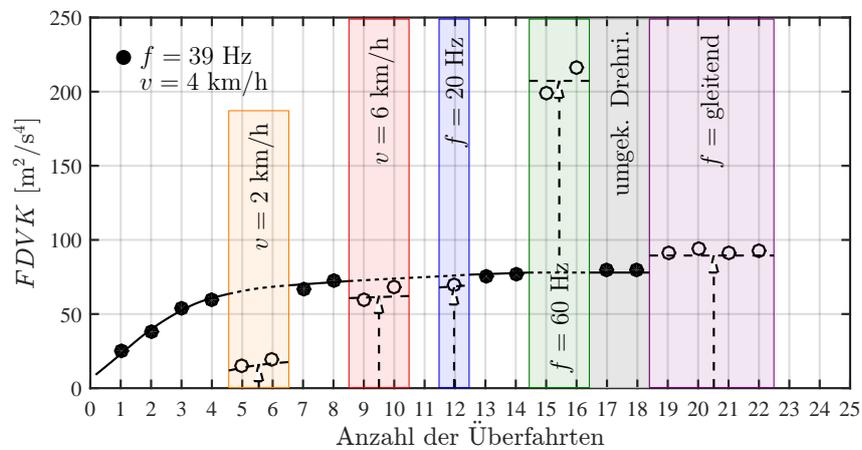


Abbildung 9.16: Mittlere FDVK-Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Basierend auf Abbildung 7.16.

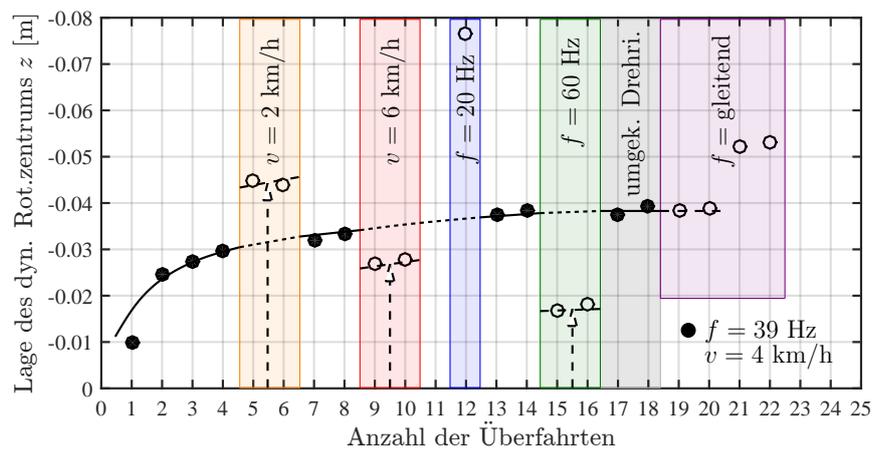


Abbildung 9.17: Vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums der Oszillationsbandage während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Basierend auf Abbildung 7.10.

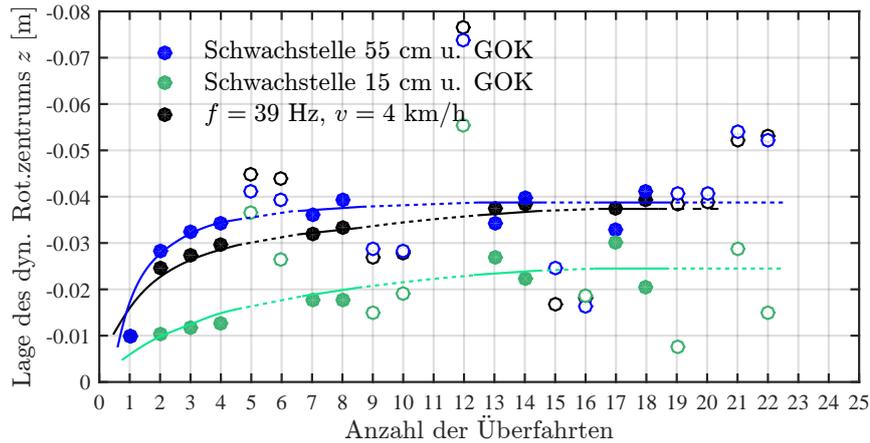


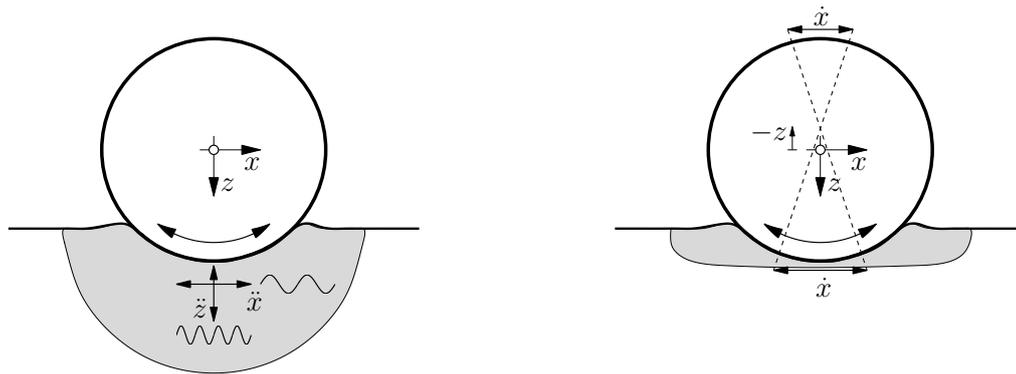
Abbildung 9.18: Vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums der Oszillationsbandage während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes mit einer Unterscheidung zwischen homogenem Bereich und Bereichen über den Schwachstellen. Basierend auf Abbildung 7.11.

dingungen zwischen dem Walzmantel der Oszillationsbandage und dem Boden sowie der dynamischen Bodenreaktion in horizontaler Richtung abhängig. Bei hohen Oszillationsfrequenzen und Fahrgeschwindigkeiten ist der Boden kaum in der Lage, den Bewegungen der oszillierenden Bandage zu folgen. Die Schwinggeschwindigkeiten im Aufstandspunkt der Bandage und im vertikal gegenüberliegenden Punkt am Walzmantel der Bandage unterscheiden sich nur mehr geringfügig und das dynamische Rotationszentrum rückt dem geometrischen Zentrum des Bandagenquerschnitts näher. Für geringe Oszillationsfrequenzen und Fahrgeschwindigkeiten gilt der Umkehrschluss.

Die Tatsache, dass die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums nur von den Kontaktbedingungen und der dynamischen Bodenreaktion der obersten Bodenschichten abhängig ist, hat auch zur Folge, dass die oberflächennahe Schwachstelle zwar noch erkannt wird, die tiefliegende Schwachstelle sich in den Ergebnissen allerdings nicht mehr widerspiegelt (siehe Abbildung 9.18).

Diese Eigenschaft der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums muss keineswegs als Nachteil interpretiert werden. Übliche Lagenstärken von zu verdichtendem Material betragen für Oszillationswalzen im Regelfall 20 bis 30 cm; Schwachstellen in dieser Tiefe können problemlos lokalisiert werden.

Die zuvor behandelte FDVK für Oszillationswalzen ist wesentlich von den Bodeneigenschaften in horizontaler und in vertikaler Richtung beeinflusst, woraus auch die größere Messtiefe des Systems resultiert (siehe Abbildung 9.19). Kombiniert man auf einer Oszillationswalze die Ermittlung der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums mit dem FDVK-Wert für Oszillationswalzen, ist es sogar möglich, Schwachstellen in einer Schüttung nicht nur hinsichtlich der Lage sondern erstmals auch hinsichtlich der Tiefe zu lokalisieren.



(a) FDVK: entscheidend durch das horizontale und das vertikale Bewegungsverhalten beeinflusst („oberflächennaher“ und „tiefreichender“ Einfluss).

(b) Vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums: primär durch das horizontale Bewegungsverhalten beeinflusst („oberflächennaher“ Einfluss).

Abbildung 9.19: Beeinflussung des FDVK-Wertes und der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums durch das Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage als Prinzip der unterschiedlichen Messtiefen.

9.4 Verschleißbeurteilung durch Simulation und experimentelle Messung

Bereits während der experimentellen Grundsatzversuche (Kapitel 4) wurde festgestellt, dass das sinusähnliche Signal der horizontalen Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage in Abhängigkeit von der Bodensteifigkeit unterschiedlich stark gekappt wird. Diese Eigenschaft ist darauf zurückzuführen, dass im Falle einer Überschreitung der Haftreibung zwischen dem Walzmantel der Bandage und dem Untergrund Relativverschiebungen auftreten. Die Bandage gleitet dann periodisch über den Untergrund, unterbrochen durch Phasen in denen der Untergrund in der Lage ist, den Bewegungen der Bandage zu folgen. Der Betriebszustand „Haften“ kann in diesem Fall ausgeschlossen werden. In Abhängigkeit von der Bodensteifigkeit und den Betriebsparametern wird die Oszillationsbandage in den Betriebszuständen „Einseitiges Gleiten“, „Asymmetrisches Gleiten“ oder „Symmetrisches Gleiten“ betrieben (siehe auch Abbildung 9.6). Kommt es zu Relativverschiebungen in der Kontaktfläche, können die Horizontalbeschleunigungen in der Lagerschale der Bandage nicht mehr weiter zunehmen, sondern bleiben solange konstant bis die Reibung beim Zurückschwingen der Bandage wieder ausreicht, um Relativverschiebungen zu vermeiden. Das horizontale Beschleunigungssignal im Lager der Oszillationsbandage entspricht theoretisch einem gekappten Sinus. Auf Grundlage dieser Beobachtungen und Überlegungen wurde in Kapitel 6 ein Schlupf-Kennwert I_S zur Quantifizierung des auftretenden Bandagenschlupfes erarbeitet.

In Kapitel 7 wurde der patentierte Algorithmus zur Ermittlung des Schlupf-Kennwertes I_S [94] auf reale Messdaten der horizontalen Lagerbeschleunigungen \ddot{x}_M angewendet und ausgewertet (siehe Abbildungen 9.20 und 9.21).

Abbildung 9.20 bestätigt, dass der Betriebszustand „Haften“ für sämtliche Messfahrten

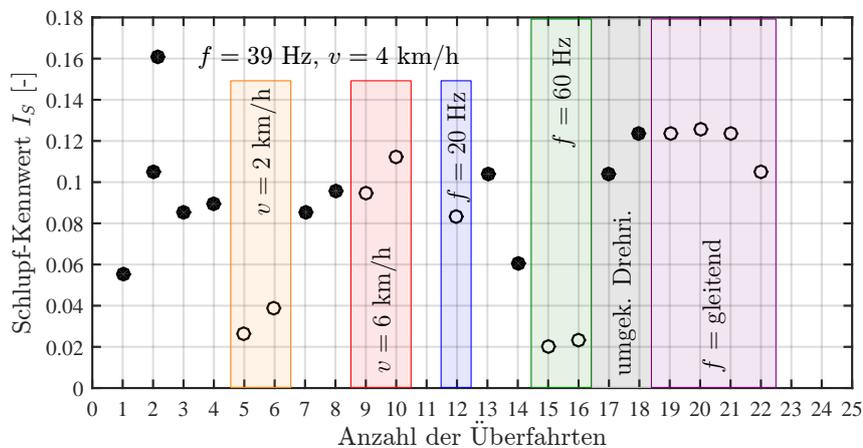


Abbildung 9.20: Mittlere I_S -Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den beiden Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Entspricht Abbildung 7.26.

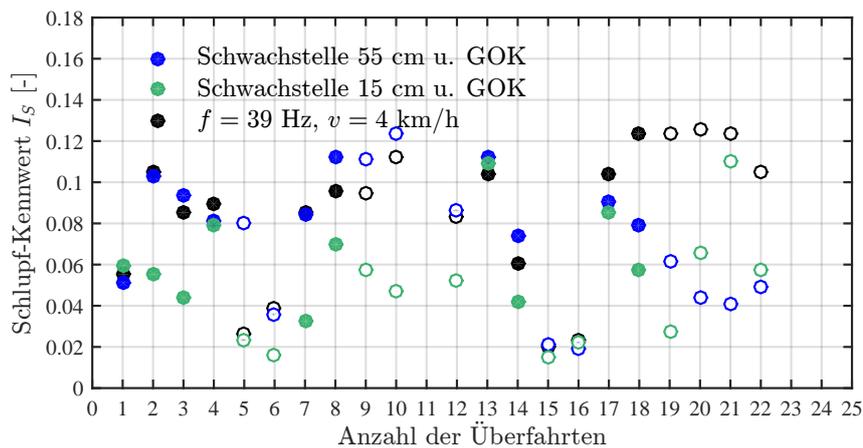


Abbildung 9.21: Mittlere I_S -Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den beiden Schwachstellen sowie in den Bereichen über den beiden Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Entspricht Abbildung 7.27.

ausgeschlossen werden kann. Eine Differenzierung der verschiedenen Arten des Gleitens ist allerdings nicht möglich, da der Schlupf-Kennwert I_S per Definition nur den Amplitudenanteil bei der dreifachen Erregerfrequenz ($3f$) berücksichtigt. Für eine Beurteilung der Asymmetrie müsste zumindest das erste gerade Vielfache der Erregerfrequenz ($2f$) in die Betrachtung mit eingeschlossen werden. Abbildung 9.20 zeigt aber sehr wohl den zunehmend auftretenden Schlupf zwischen dem Walzmantel der Bandage und dem Boden mit steigender Verdichtung des Bodens. Niedrige Werte des Schlupf-Kennwertes I_S bedeuten, dass zwar Relativverschiebungen in der Kontaktfläche auftreten, die Gleitphasen aber verhältnismäßig kurz sind. Mit zunehmender Verdichtung verlängern sich die Gleitphasen und das Bewegungsverhalten nähert sich dem Betriebszustand „Symmetrisches Gleiten“; der Schlupf-Kennwert I_S nimmt dann größere Werte an.

Abbildung 9.21 verdeutlicht aber auch, dass der Schlupf-Kennwert I_S im Wesentlichen Kontaktbedingungen beschreibt und nur sehr oberflächennahe Rückschlüsse auf die Bodeneigenschaften zulässt. Die tiefliegende Schwachstelle wird überhaupt nicht und die oberflächennahe Schwachstelle nur sehr eingeschränkt erkannt, was allerdings auch nicht Sinn und Zweck des Schlupf-Kennwertes ist.

Darüber hinaus lässt der Schlupf-Kennwert I_S zunächst nicht zwingend Aussagen über die Verschleißwirkung einer Verdichtungsfahrt zu (siehe Ausführungen in Abschnitt 8.1), weshalb in Kapitel 8 ein numerisches Modell zur Verschleißbeurteilung entwickelt worden ist. Es wird eine Methodik präsentiert, die es zulässt, auf Grundlage der Größe der Kontaktfläche, der Schubspannungen τ und der Verschiebungsgeschwindigkeiten v^c in der Kontaktfläche eine Verschleißenergie E_w nach Gleichung 8.29 für eine definierte Fahrstrecke zu berechnen.

In Abbildung 9.22 ist die Entwicklung der Verschleißenergie E_w der Entwicklung des Schlupf-Kennwertes I_S in Abhängigkeit von einem steigenden Elastizitätsmodul des Bodens E für die Standardparameter der Oszillationsverdichtung mit einer *HAMM HD⁺ 90 VO* Tandemwalze ($f = 39\text{ Hz}$, $v = 4\text{ km/h}$) gegenübergestellt. Daraus kann geschlossen werden, dass der Schlupf-Kennwert in Bezug auf die Bodensteifigkeit sehr wohl eine Aussagekraft über die Verschleißwirkung einer Verdichtungsfahrt besitzt. Das bedeutet, dass mit einer zunehmenden Anzahl an Überfahrten auf dem Testfeld auch die Verschleißwirkung auf den Walzmantel der Bandage steigt (siehe auch Abbildung 9.20 zur Entwicklung des Schlupf-Kennwertes I_S während der experimentellen Untersuchungen).

Durch die Untersuchung der Beeinflussung von Verschleißenergie E_w und Schlupf-Kennwert I_S durch die Oszillationsfrequenz in Abschnitt 8.8.2 werden die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen in Bezug auf den Schlupf-Kennwert I_S in Abbildung 9.20 bestätigt. Sowohl die experimentellen Untersuchungen, als auch die numerischen Berechnungen zeigen, dass der Schlupf-Kennwert I_S für mittlere Frequenzen ($f = 30 - 40\text{ Hz}$) maximale Werte annimmt, während für geringere und höhere Oszillationsfrequenzen geringere I_S -Werte ermittelt werden. Im Falle niedriger Erregerfrequenzen ist der Boden eher in der Lage, den ihm von der oszillierenden Bandage aufgezwungenen Bewegungen zu folgen, was zu geringeren Relativverschiebungen zwischen dem Walzmantel der Bandage und dem Boden führt. Werden hingegen Verdichtungsfahrten mit sehr hohen (und praktisch weniger rele-

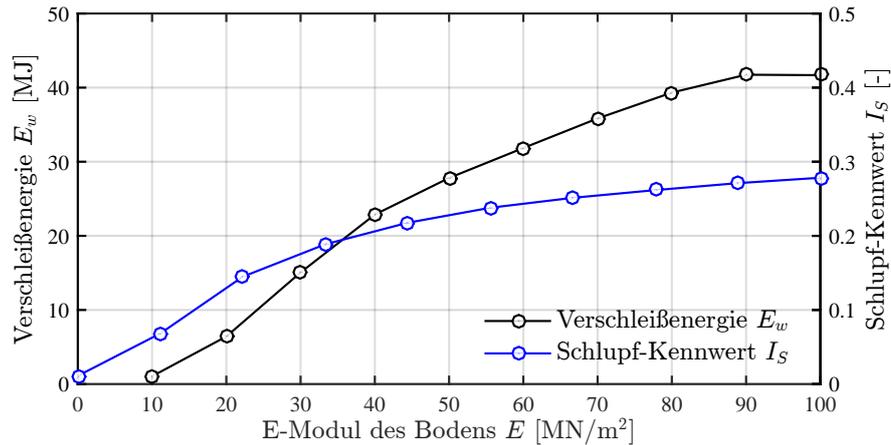


Abbildung 9.22: Entwicklung der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S in Abhängigkeit vom E-Modul des Bodens E . Oszillationsparameter: $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$. Entspricht Abbildung 8.12.

vanten) Oszillationsfrequenzen durchgeführt, ist der Boden überhaupt nicht mehr in der Lage, den Bewegungen der Bandage zu folgen. Die Bandage oszilliert weitgehend selbstbestimmt in ihrer Setzungsmulde und das Signal der horizontalen Lagerbeschleunigungen ist kaum mehr gekappt, sondern entspricht weitgehend einem reinen Sinus (dieses Verhalten spiegelt sich auch in der Annäherung des dynamischen Rotationszentrums an den geometrischen Mittelpunkt des Bandagenquerschnitts in Abbildung 9.17 wider).

Zu beachten ist, dass der Schlupf-Kennwert I_S die hohe Verschleißwirkung der vergleichsweise geringen Relativverschiebungen zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche des zu verdichtenden Bodens im Falle sehr niedriger Oszillationsfrequenzen deutlich unterschätzt. Praktisch hat dieser Umstand untergeordnete Bedeutung, da für derart niedrige Oszillationsfrequenzen die dynamische Entkopplung von schwingender Bandage und dem Rahmen der Walze kaum realisiert werden kann. Dennoch sollte die Diskrepanz zwischen den Werten des Schlupf-Kennwertes I_S und der tatsächlichen Verschleißwirkung bei Oszillationsfrequenzen von $f \approx 30$ Hz bewusst gemacht werden.

In den experimentellen Untersuchungen (Abbildung 9.20) wurde eine deutliche Abnahme des Schlupf-Kennwertes I_S im Falle geringer Fahrgeschwindigkeiten festgestellt. Diese konnte in den Ergebnissen der numerischen Simulationsberechnungen (siehe Abbildung 9.23) nicht bestätigt werden. In den numerischen Simulationsberechnungen zeigt der Schlupf-Kennwert I_S eine gering ausgeprägte Abnahme mit steigender Fahrgeschwindigkeit. Damit entspricht der Verlauf des Schlupf-Kennwertes I_S jenem der Verschleißenergie E_w , wenngleich der Einfluss der Fahrgeschwindigkeit auf die tatsächliche Verschleißwirkung deutlich ausgeprägter ist. Geringe Fahrgeschwindigkeiten beanspruchen den Walzmantel deutlich mehr als schnelle Verdichtungsfahrten, weil die Bandage auf der gleichen Wegstrecke wesentlich mehr Oszillationsbewegungen ausführt.

Zusammengefasst lässt sich festhalten, dass der Schlupf-Kennwert I_S mit Einschränkungen für niedrige Oszillationsfrequenzen eine hohe Aussagekraft über die relative Verschleiß-

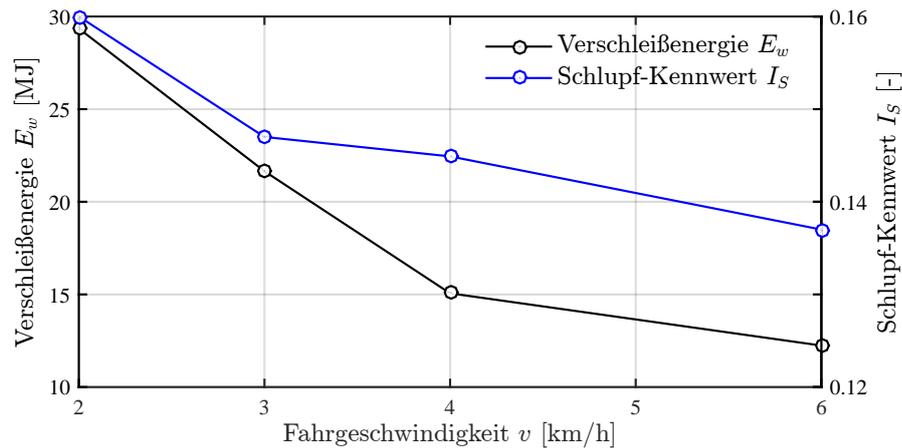


Abbildung 9.23: Entwicklung der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_s in Abhängigkeit von der Fahrgeschwindigkeit v . Oszillationsfrequenz: $f = 39$ Hz. E-Modul des Bodens: $E = 30$ MN/m². Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$. Entspricht Abbildung 8.17.

wirkung einer Verdichtungsfahrt besitzt. Voraussetzung sind dabei konstante Maschinenparameter.

9.5 Optimierung der Oszillationsverdichtung

Zur Beurteilung der Verschleißwirkung im Sinne einer Optimierung durch Anpassung der Oszillationsfrequenz oder der Fahrgeschwindigkeit reicht der Schlupf-Kennwert I_s alleine hingegen nicht aus. Dazu ist eine Erfassung der tatsächlichen Verschleißwirkung, beispielsweise mittels numerischer Simulationsberechnungen und Berechnung der Verschleißenergie E_w unter Berücksichtigung der dabei erzielten Verdichtungswirkung, wie in Kapitel 8 gezeigt, notwendig. Für eine grundlegende Optimierung der Oszillationsverdichtung ist eine umfassende Untersuchung zahlreicher Parameterkombinationen mit einer feineren Abstufung, insbesondere bei der Variation der Oszillationsfrequenz f , erforderlich. Derart optimierte Parametersätze aus Oszillationsfrequenz f und Fahrgeschwindigkeit v sollen anhand vergleichender, experimenteller Untersuchungen validiert werden, um sicherzustellen, dass die prognostizierte Verdichtungswirkung auch tatsächlich erreicht werden kann. Zu beachten gilt es darüber hinaus, dass die Aussagekraft derartiger Untersuchungen stets auf ein Walzenmodell beschränkt ist, da die Kombination aus geometrischen Eigenschaften sowie Massen- und Trägheitsverhältnissen der Oszillationswalze sowohl die Verschleißwirkung auf den Walzmantel der Bandage, als auch die Verdichtungswirkung wesentlich beeinflussen können.

Eine Optimierung der Oszillationswalzen kann auch im Hinblick auf die Anwendung des entwickelten FDVK-Systems für Oszillationswalzen erfolgen. Erste Erfahrungen wurden diesbezüglich mit zwei Walzenzügen (*HAMM H7i VIO* und *HAMM 13i VIO*) und einer schweren Tandemwalze (*HAMM HD⁺ 140i VO*) im Rahmen experimenteller Untersuchungen gesammelt (siehe dazu Kapitel 10). Die Sensitivität des FDVK-Systems hängt

wesentlich von den Massen- und Trägheitsverhältnissen der Oszillationswalze ab. Für ein FDVK-System, das in der Lage sein soll, selbst geringe Steifigkeitsunterschiede des Bodens zu erkennen, ist es günstig, wenn die Walze trotz hohem Betriebsgewicht eine Oszillationsbandage mit einer vergleichsweise geringen schwingenden Masse besitzt. Eine schwere Oszillationsbandage mit entsprechend großen Unwuchtmomenten führt die Oszillationsbewegung weitgehend selbstbestimmt aus, der Einfluss der Bodensteifigkeit auf das Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage ist gering. Leichtere Oszillationsbandagen werden in ihrer Bewegung hingegen deutlicher von den Steifigkeitsverhältnissen des Bodens beeinflusst und begünstigen dadurch die Anwendung der FDVK für Oszillationswalzen.

Für eine praktische Optimierung der Oszillationswalzen durch Anpassung der Betriebsparameter und Verbesserungen in der Konstruktion müssen weitere Parameterstudien (Simulationsberechnungen) sowie zusätzliche Erfahrungen, insbesondere mit dem noch jungen System der Oszillations-FDVK, im Rahmen von Bauprojekten gesammelt werden.

Kapitel 10

Validierung des FDVK-Systems für Oszillationswalzen bei praktischer Anwendung

10.1 Einführung

Der FDVK-Wert für Oszillationswalzen (siehe auch Kapitel 5) wurde in Kapitel 7 und insbesondere Abschnitt 7.3.2 auf der Datengrundlage realer Beschleunigungsmessdaten berechnet und den Ergebnissen dynamischer Lastplattenversuche mit dem Leichten Fallgewichtsgerät (Abschnitt 7.3.2.4) sowie Systemen der FDVK für Vibrationswalzen (Abschnitt 7.3.2.5) gegenübergestellt. Die Berechnung des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen erfolgte dabei stets im Nachlauf, d.h. die Messfahrten wurden durchgeführt, Messdaten (Beschleunigungen, GPS-Signale, Zeitpunkte voller Bandagenrotationen usw.) aufgezeichnet und erst zu einem späteren Zeitpunkt weiter verarbeitet.

Ein FDVK-System, das auf einer Baustelle zum Einsatz kommt, muss allerdings in der Lage sein, den Verdichtungskennwert in Echtzeit bzw. Quasi-Echtzeit zu berechnen und diesen dem Walzenfahrer über geeignete Formen der Visualisierung (Zeigerinstrument, Bildschirm, usw.) online darzustellen und manipulationssicher abzuspeichern. Quasi-Echtzeit deshalb, weil eine gewisse Zeitverzögerung systemimmanent ist. Die Analyse der Beschleunigungssignale zur Berechnung des FDVK-Wertes kann nur stückweise erfolgen, wobei die Mindestgröße des gewählten Zeitfensters der Periodendauer einer Oszillationsbewegung entspricht, damit sich die Form einer liegenden Acht in den Horizontal- und Vertikalbeschleunigungen überhaupt ausbilden kann (siehe auch Abschnitt 5.3.2). Die Größe des gewählten Zeitfensters stellt auch den unteren Grenzwert der Verzögerung der Ausgabe des FDVK-Wertes dar. Hinzu kommt die Rechenzeit zur Ermittlung des FDVK-Wertes auf Grundlage der Beschleunigungsmessdaten (einige Millisekunden).

Eine weitere Herausforderung im Zusammenhang mit der online Ermittlung des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen ist die Korrektur der Periodizität der Bandage (siehe Abschnitt 3.6.1). Der in Abschnitt 5.3.3 vorgestellte und patentierte Algorithmus [95] zur Kor-

rektur der Periodizität kann nicht ohne Weiteres angewendet werden, da dafür der Verlauf des FDVK-Wertes für eine gesamte Messfahrt benötigt wird, um das wiederkehrende Bewegungsmuster in den einzelnen Bandagenumdrehungen identifizieren zu können. Dieser Verlauf ist im Vorhinein allerdings nicht bekannt, er entsteht sukzessive während der Messfahrt. Aus diesem Grund wurde der Algorithmus zur Korrektur der Periodizität von der Firma *HAMM AG* weiterentwickelt, um eine Bereinigung der FDVK-Werte auch online durchführen zu können.

Für die weiterentwickelte Version der Periodizitätskorrektur wird zunächst eine walzenspezifische Korrekturkurve für eine Umdrehung der Bandage bestimmt. Der Umfang der Bandage wird sodann gedanklich in Segmente eingeteilt, um jedem Segment einen konstanten Korrekturfaktor zuweisen zu können. Die berechneten FDVK-Werte werden dann abhängig von der Bandagenstellung mit dem zugehörigen Korrekturfaktor des jeweiligen Segmentes, in dem die FDVK-Werte ermittelt wurden, beaufschlagt. Die Korrektur ist dabei abhängig vom Wertenniveau der Verdichtungskennwerte (siehe auch Abschnitt 7.3.2). Zusätzlich wurde eine Art Lerneffekt für die Kompensation der Periodizität entwickelt, bei der jede abgeschlossene Bandagenumdrehung zur Verbesserung der Korrekturkurve beiträgt.

Um die Quasi-Echtzeit Ermittlung des FDVK-Wertes und die Korrektur der Periodizität unter realen Bedingungen zu erproben, wurden abermals experimentelle Untersuchungen durchgeführt, bei denen zwei Walzenzüge (*HAMM H7i VIO* [46] und *HAMM H13i VIO* [45]) und eine Tandemwalze (*HAMM HD⁺ 140i VO* [47]) mit dem neu entwickelten FDVK-System für Oszillationswalzen ausgestattet wurden.

10.2 Testfeld

Die experimentellen Untersuchungen zur Validierung des FDVK-Systems für Oszillationswalzen wurden im Herbst 2015 in bewährter Weise in der Kiesgrube Fischamend der Firma *HABAU Hoch- und Tiefbaugesellschaft m.b.H.* durchgeführt.

Vor Herstellung der zu verdichtenden Schüttlage wurde eine ebene Fläche von ca. 21 m x 80 m auf dem hochgradig verdichteten Untergrund der Kiesgrube durch einen Grader abgezogen. Als zu verdichtendes Material wurde der als „Wandschotter“ bezeichnete sandige Kies gewählt, der direkt in der Grube Fischamend abgebaut wird. Die Mächtigkeit der eingebauten Schicht wurde mit 30 cm festgelegt, die Verteilung des Materials und das Einebnen der Schicht erfolgte abermals durch einen Grader. Auf dem hergestellten Testfeld wurden acht Messspuren mit einer Breite von 2,15 m und einer Messlänge von 70 m definiert (siehe Abbildung 10.1).

Unter den Spuren 1, 2 und 3 wurden jeweils zwei Schwachstellen unterschiedlicher Steifigkeit eingebaut. Die Längen der künstlichen Schwachstellen im Untergrund betragen auf den Spuren 1 und 2 je 4 m, während Spur 3 mit 10 m langen Schwachstellen ausgestattet wurde. Aufgrund der großflächig vorgesehenen Schwachstellen kamen im Rahmen der experimentellen Verifikationsversuche keine Matratzen als elastische Flächenfedern zum Einsatz (um definierte Randbedingungen zu schaffen, wäre eine entsprechend große Anzahl gleichartiger Matratzen notwendig), sondern wurden 25 mm dicke Dämmbahnen zur

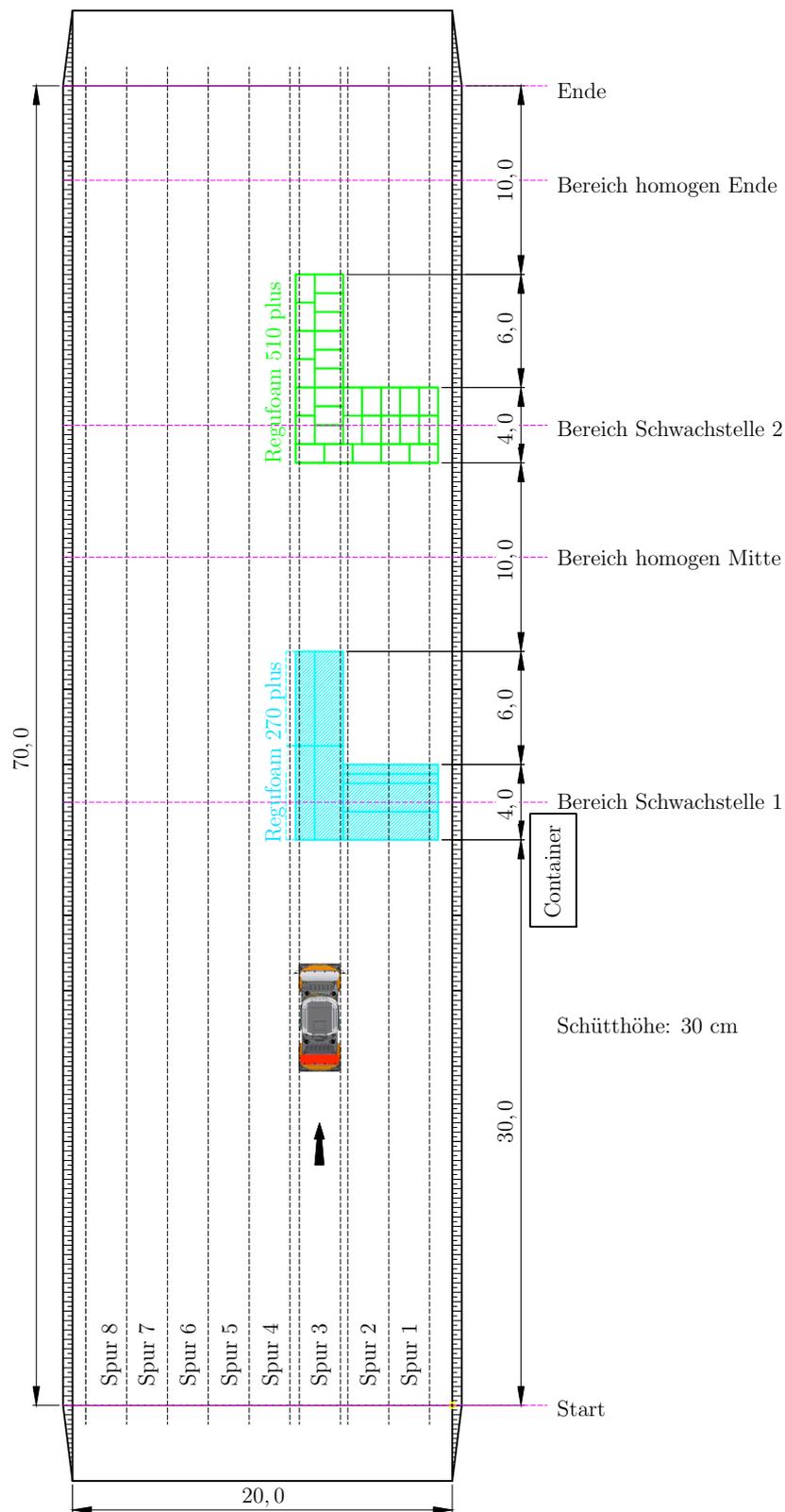


Abbildung 10.1: Lageplan des Testfeldes der experimentellen Untersuchungen zur Validierung des FDVK-Systems für Oszillationswalzen. Maße in Metern.

Schwingungsisolierung zwischen Planum und Schüttung eingebaut.

Für Schwachstelle 1 (siehe auch Abbildung 10.1) wurde das in Bahnen gelieferte Material *Regufoam*[®] 270^{plus} [25] mit einem statischen Elastizitätsmodul in Anlehnung an ÖNORM EN 826 [84] von $E = 0,25 - 0,45 \text{ MN/m}^2$ gewählt. Das wesentlich steifere und in Form von 25 mm dicken Platten erhältliche Material *Regufoam*[®] 510^{plus} ($E = 1,1 - 1,7 \text{ MN/m}^2$) [25] wurde für Schwachstelle 2 vorgesehen.

Im Gegensatz zu den experimentellen Hauptuntersuchungen (vergleiche Kapitel 7) wurden somit nicht zwei Schwachstellen in unterschiedlicher Tiefe unter der Geländeoberkante angeordnet, sondern Schwachstellen unterschiedlicher Steifigkeit. Über der sehr weichen Schwachstelle 1 wird ein deutlicher Abfall der FDVK-Werte erwartet, während dieser über der steiferen Schwachstelle 2 weniger ausgeprägt sein sollte.

Es erfolgte keine Instrumentierung des Testfeldes mit Messtechnik. Lediglich ein Container wurde neben Spur 1 aufgestellt, um die Versuche von einer zentralen Stelle über Sprechfunk zu koordinieren und die Walzeneinstellungen sowie Ergebnisse der Begleituntersuchungen (siehe Abschnitt 10.4) zu protokollieren.

Um eine möglichst große Anzahl an Versuchsfahrten durchführen zu können, wurde die Oberfläche des Testfeldes nach Abschluss der Verdichtungsarbeiten durch einen Traktor mit Pflug bis auf eine Tiefe von 20 cm unter GOK aufgerissen, um die einzelnen Spuren neuerlich verdichten zu können. Zusätzlich wurden Messfahrten mit allen drei Walzen auf der fertig verdichteten Spur 3 durchgeführt, um den Einfluss unterschiedlicher Maschinenparameter (Variation von Fahrgeschwindigkeit v und Oszillationsfrequenz f) in Zusammenhang mit den einzelnen Walzenmodellen zu untersuchen.

10.3 Messwalzen und Sensorik

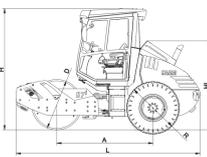
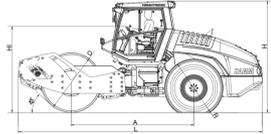
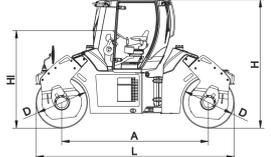
Im Rahmen der experimentellen Untersuchungen zur Validierung des FDVK-Systems für Oszillationswalzen wurden insgesamt drei Walzen der Firma *HAMM AG* eingesetzt (siehe Abbildung 10.2). Die beiden Walzenzüge *HAMM H7i VIO* [46] und *HAMM H13i VIO* [45] (siehe auch Abbildungen A.2 und A.3 im Anhang A) besitzen sogenannte *VIO*-Bandagen, die je nach Stellung der Unwuchtmassen sowohl vibratorisch als auch oszillatorisch angeregt werden können. Die *HAMM H13i VIO* Walze ist mit rund 13 t Betriebsgewicht ein klassischer Walzenzug für den universellen Einsatz im Erdbau. Mit einer Vibrationsamplitude von 1,92 mm und einer schwingenden Masse der Bandage von 3499 kg kann eine entsprechende Tiefenwirkung erreicht werden, während mit der Oszillationsanregung auch sensible Bereiche verdichtet werden können. Der kleine Walzenzug *HAMM H7i VIO* ist aufgrund seines geringeren Betriebsgewichtes (rund 7 t) und seiner kompakten Bauweise ideal für innerstädtische Verdichtungsarbeiten geeignet.

Die Tandemwalze (*HAMM HD⁺ 140i VO* [47]) ist mit einem Betriebsgewicht von rund 14 t die schwerste Tandemwalze der Firma *HAMM AG* und eignet sich deshalb nicht nur für die Verdichtung von Asphalt sondern ebenso für den Erdbau (siehe auch Abbildung A.4). In Tabelle 10.1 sind die wichtigsten Maschinenparameter der drei Messwalzen der Verifikationsversuche zusammengefasst.



Abbildung 10.2: Die drei Messwalzen der experimentellen Validierungsversuche: *HAMM H7i VIO* [46], *HAMM H13i VIO* [45] und *HAMM HD⁺ 140i VO* [47] (v.l.n.r.). ©designstist, A. Reautschnig.

Tabelle 10.1: Die wichtigsten Maschinenparameter der drei Messwalzen der experimentellen Validierungsversuche: *HAMM H7i VIO* [46], *HAMM H13i VIO* [45] und *HAMM HD⁺ 140i VO* [47].

Walze	Bezeichnung	m_G [kg]	m [kg]	r [m]	$2b_0$ [m]	F_O [kN]
	<i>H7i VIO</i>	6325	1818	0,603	1,68	123
	<i>H13i VIO</i>	12735	3499	0,752	2,14	279
	<i>HD⁺ 140i VO</i>	12955	2907	0,700	2,14	207

Die drei Walzen wurden mit dem FDVK-System für Oszillationswalzen ausgestattet. Dieses besteht aus einem zweiaxialen Beschleunigungsaufnehmer zur Messung der horizontalen und vertikalen Beschleunigungen in der Lagerschale der schwingenden Oszillationsbandage, einem Näherungsschalter zur Bestimmung der Zeitpunkte vollständiger Bandagenrotationen, einer Recheneinheit in der Walzenkabine zur Ermittlung des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen und einem Ausgabekanal zur Visualisierung und Speicherung der berechneten Daten. Die Software der Recheneinheit wurde für die Versuche derart konfiguriert, dass nicht nur der FDVK-Wert, sondern auch sämtliche Rohwerte der Beschleunigungen gespeichert werden konnten.

Da keine der drei Testwalzen über einen GPS-Empfänger zur Positionsbestimmung verfügte, wurden die Walzen mit Reflextastern ausgestattet und Pflöcke mit Reflektoren auf dem Testfeld aufgestellt, um die FDVK-Werte später eindeutig einer Position auf dem Testfeld zuordnen zu können.

10.4 Begleitende Untersuchungen

In den Bereichen Schwachstelle 1, homogen Mitte, Schwachstelle 2 und homogen Ende (siehe Abbildung 10.1) wurden vor bzw. nach den Messfahrten Versuche mit der dynamischen Lastplatte mit dem Leichten Fallgewichtsgesetz (siehe auch Abschnitt 4.2.6.1) durchgeführt, um mit dem dynamischen Verformungsmodul E_{vd} einen Referenzwert für die ermittelten FDVK-Werte der drei Walzen zu erhalten. Die Auswertung der begleitenden Untersuchungen erfolgt in der Arbeit von *Leitich* [73].

10.5 Untersuchungsergebnisse

Eine systematische Auswertung und Diskussion der gesammelten Messdaten im Rahmen der Versuche zur Validierung des FDVK-Systems für Oszillationswalzen wird von *Leitich* im Rahmen seiner Diplomarbeit [73] durchgeführt. Er geht auch der Frage nach, welche Faktorisierung des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen (siehe auch Abschnitt 5.3.2.1) zielführend sein kann, um einen FDVK-Wert zu erhalten, der möglichst unabhängig vom eingesetzten Verdichtungsgerät und den gewählten Maschinenparametern ist. An dieser Stelle wird lediglich ein Einblick in einen Teil der Ergebnisse vorweggenommen, welche zu diesem Zeitpunkt bereits als gesichert gelten.

10.5.1 Vergleich des FDVK-Wertes für unterschiedliche Oszillationswalzen

Im Zuge der experimentellen Untersuchungen zur Validierung des FDVK-Systems für Oszillationswalzen wurden nach dem Abschluss der Verdichtungsarbeiten auf Spur 3 des Testfeldes (siehe Abbildung 10.1) Messfahrten auf konstanten Untergrundverhältnissen mit allen drei Messwalzen und unterschiedlichen Maschinenparameterkombinationen (Oszillationsfrequenz f und Fahrgeschwindigkeit v) durchgeführt, um die Unterschiede in den Ergebnissen der FDVK-Systeme der drei Messwalzen herauszuarbeiten.

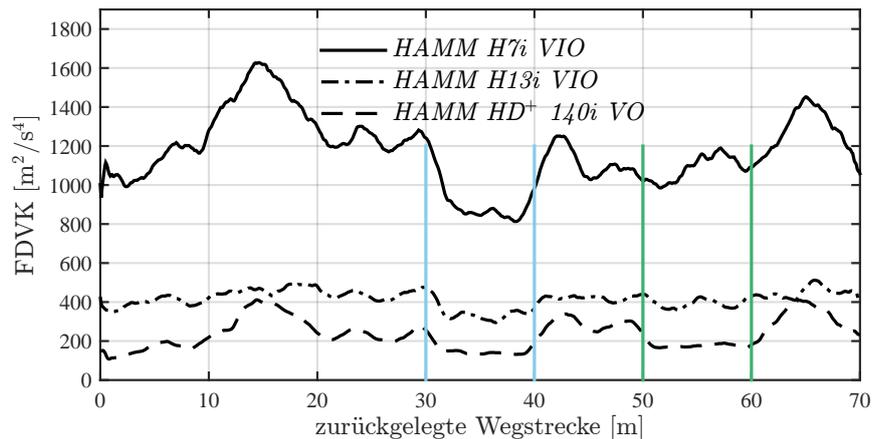


Abbildung 10.3: Vergleich der FDVK-Werte für Oszillationswalzen der drei Messwalzen *HAMM H7i VIO*, *HAMM H13i VIO* und *HAMM HD+ 140i VO* durch Verarbeitung der Rohdaten der Beschleunigungen \ddot{x}_M und \ddot{z}_m im Lager der Oszillationsbandage. Maschinenparameter: $f = 30/33$ Hz, $v = 2$ km/h.

In Abbildung 10.3 sind die Verläufe des FDVK-Wertes für die drei Messwalzen *HAMM H7i VIO*, *HAMM H13i VIO* und *HAMM HD+ 140i VO* dargestellt.

Die Untergrundverhältnisse können, wie eingangs erwähnt, konstant angenommen werden. Zudem wurden alle Walzen mit einer konstanten Geschwindigkeit $v = 2$ km/h über die Testspur 3 bewegt, um eine geschwindigkeitsabhängige Beeinflussung der FDVK-Werte auszuschließen. Der Walzenzug *HAMM H13i VIO* und die Tandemwalze *HAMM HD+ 140i VO* wurden mit einer Oszillationsfrequenz $f = 33$ Hz betrieben. Der kleine Walzenzug *HAMM H7i VIO* lässt diese Frequenz nicht zu, weshalb die nächstmögliche Frequenz $f = 30$ Hz gewählt wurde. Für die Darstellung in Abbildung 10.3 wurden die FDVK-Werte nach Abschluss der Verdichtungsarbeiten durch eine nachlaufende Datenverarbeitung am Computer mit den Algorithmen zu Ermittlung des FDVK-Wertes (siehe auch Abschnitt 5.3.2) und Korrektur der Periodizität (siehe auch Abschnitt 5.3.3) berechnet. Die Ermittlung der dargestellten Verläufe entspricht damit der Datenverarbeitung in der Auswertung der experimentellen Hauptuntersuchungen in Abschnitt 7.3.2.

Trotz der konstanten Messbedingung zeigen die FDVK-Werte eine signifikante Abhängigkeit von der eingesetzten Messwalze. So liefert das FDVK-System des kleinen Walzenzuges *HAMM H7i VIO* etwa viermal so hohe Werte wie die schwere Tandemwalze *HAMM HD+ 140i VO*. Verschiedene Maschineneigenschaften, wie die Masse der schwingenden Bandage m , das Massenträgheitsmoment I , die Anzahl und Größe der Unwuchtmassen m_U und die daraus resultierende, theoretische Tangentialbeschleunigung a_T sowie die Kombination dieser Faktoren nehmen entscheidenden Einfluss auf das Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage und damit in weiterer Folge auf den berechneten FDVK-Wert. Eine schwere Bandage wird dabei stets eher in der Lage sein, dem zu verdichtenden Boden ihre Oszillationsbewegung aufzuzwingen, während leichte Bandagen durch die Reaktion des Bodens in ihrem Bewegungsverhalten mehr beeinflusst werden. Die Untersuchung einer ge-

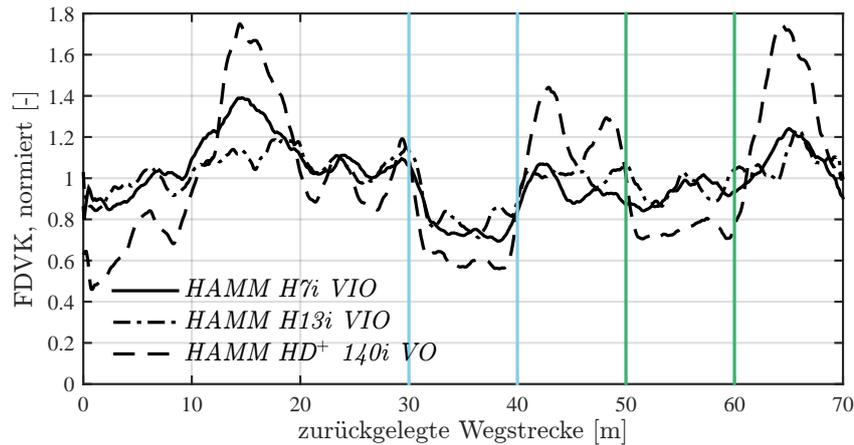


Abbildung 10.4: Vergleich der normierten FDVK-Werte für Oszillationswalzen der drei Messwalzen *HAMM H7i VIO*, *HAMM H13i VIO* und *HAMM HD⁺ 140i VO* durch Verarbeitung der Rohdaten der Beschleunigungen \ddot{x}_M und \ddot{z}_M im Lager der Oszillationsbandage. Maschinenparameter: $f = 30/33$ Hz, $v = 2$ km/h.

eigneten Faktorisierung des FDVK-Wertes mit entsprechenden Maschinenparametern zur Vereinheitlichung des Wertenniveaus der FDVK-Systeme ist Gegenstand der Arbeit von *Leitich* [73].

Der Vergleich der FDVK-Verläufe der einzelnen Messwalzen fällt leichter, wenn die Darstellung normiert (Division der Einzelwerte durch den Mittelwert aller Einzelwerte) erfolgt, wie dies in Abbildung 10.4 geschieht. Darin ist deutlich erkennbar, dass jede Messwalze einen Verlauf des FDVK-Wertes liefert, der mit den anderen beiden Messwalzen qualitativ reproduziert werden kann. Die Sensibilität des FDVK-Systems der einzelnen Messwalzen ist dabei allerdings unterschiedlich ausgeprägt. Während die Systeme der *HAMM H7i VIO* und insbesondere der *HAMM HD⁺ 140i VO* sehr deutlich auf sich ändernde Untergrundverhältnisse reagieren, ist der Verlauf des FDVK-Wertes der *HAMM H13i VIO* gleichmäßiger. Eine Begründung für dieses Verhalten wird am Ende des nachfolgenden Abschnitts 10.5.2 geliefert.

Die unter Spur 3 10 m lange (siehe Abbildung 10.1) künstliche Schwachstelle 1 (siehe auch Abschnitt 10.2) wird von allen drei Walzen eindeutig identifiziert (zwischen 30 m und 40 m in Abbildung 10.4). Die deutlich steifere Schwachstelle 2, die nach 50 m beginnt, wird vom FDVK-System der *HAMM HD⁺ 140i VO* am besten, vom System des Walzenzuges *HAMM H13i VIO* hingegen kaum wahrgenommen. Obwohl die Tandemwalze *HAMM HD⁺ 140i VO* mit rund 14 t ein um ca. 1000 kg höheres Betriebsgewicht im Vergleich zum Walzenzug *HAMM H13i VIO* aufweist, besitzt die Tandemwalze *HAMM HD⁺ 140i VO* eine vergleichsweise leichte Oszillationsbandage mit $m = 2907$ kg (vergleiche *HAMM H13i VIO*: $m = 3499$ kg), was eine größere Beeinflussung des Bewegungsverhaltens der Bandage durch den Untergrund zulässt und damit ein sensibleres FDVK-System ermöglicht.

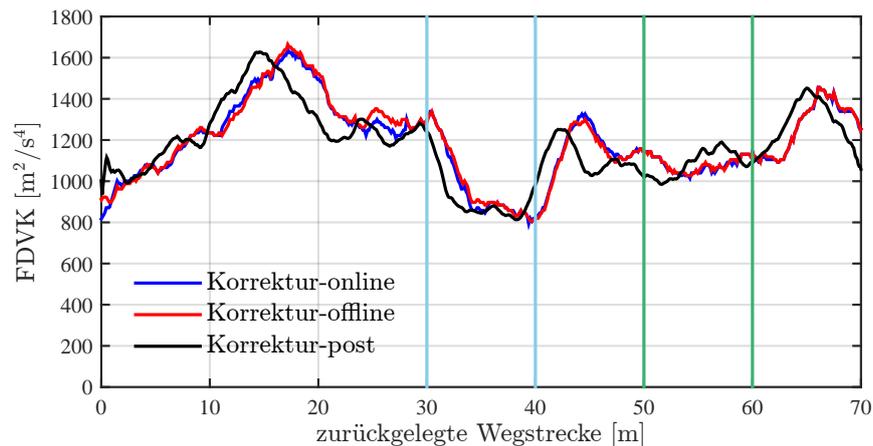


Abbildung 10.5: Vergleich der Ermittlung des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen in Quasi-Echtzeit und Korrektur mittels festgelegter Korrekturfunktion (offline) bzw. Korrektur mittels Lerneffekt (online) und nachlaufend durch Verarbeitung der Rohdaten der Beschleunigungen \ddot{x}_M und \ddot{z}_M im Lager der Oszillationsbandage (post). Verdichtungsgerät: HAMM H7i VIO. Maschinenparameter: $f = 30 \text{ Hz}$, $v = 2 \text{ km/h}$.

10.5.2 Vergleich des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen durch Berechnung in nachlaufender Datenverarbeitung und walzenintegrierte Berechnung während der Verdichtungsarbeiten

Die FDVK-Werte in den Abbildungen 10.3 und 10.4 wurden durch eine nachträgliche Datenverarbeitung der Beschleunigungsrohdaten in horizontaler (\ddot{x}_M) und vertikaler (\ddot{z}_M) Richtung berechnet. Das Hauptaugenmerk der experimentellen Untersuchungen zur Verifikation des FDVK-Systems für Oszillationswalzen lag allerdings auf der Erprobung der FDVK-Wert Ermittlung und Korrektur der Bandagenperiodizität in Quasi-Echtzeit durch die neu entwickelte Recheneinheit.

Abbildung 10.5 zeigt deshalb die Verläufe der FDVK-Werte für eine einzige Messfahrt mit dem kleinen Walzenzug HAMM H7i VIO, einer Oszillationsfrequenz $f = 30 \text{ Hz}$ und einer konstanten Fahrgeschwindigkeit $v = 2 \text{ km/h}$. Neben der Darstellung des bereits bekannten Verlaufes aus der nachlaufenden Datenverarbeitung sind auch die in Quasi-Echtzeit von der Recheneinheit des Oszillations-FDVK-Systems ausgegebenen Verläufe enthalten. Die berechneten FDVK-Werte sind für diese beiden Verläufe gleich, sie unterscheiden sich in der Korrektur der Periodizität der Bandage, die einmal durch eine festgelegte Korrekturkurve (offline) und einmal unter Berücksichtigung eines Lerneffektes (online) erfolgt (siehe dazu auch Abschnitt 10.1).

Die drei Verläufe in Abbildung 10.5 sind praktisch identisch, die Quasi-Echtzeit Ermittlung des FDVK-Wertes funktioniert mit der Messwalze HAMM H7i VIO ebenso gut wie eine nachlaufende Berechnung. Erwartungsgemäß zeigen die beiden während der Messfahrt ermittelten Verläufe im Vergleich zur nachlaufenden Berechnung einen Zeitversatz, der durch

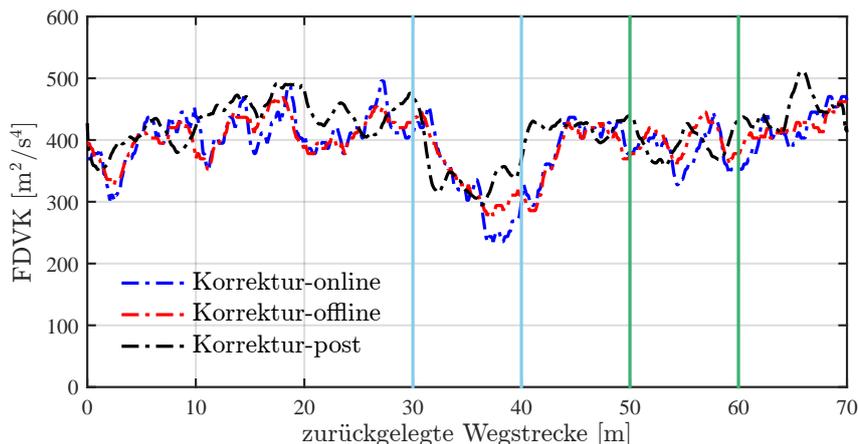


Abbildung 10.6: Vergleich der Ermittlung des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen in Quasi-Echtzeit und Korrektur mittels festgelegter Korrekturfunktion (offline) bzw. Korrektur mittels Lerneffekt (online) und nachlaufend durch Verarbeitung der Rohdaten der Beschleunigungen \ddot{x}_M und \ddot{z}_M im Lager der Oszillationsbandage (post). Verdichtungsgerät: *HAMM H13i VIO*. Maschinenparameter: $f = 33 \text{ Hz}$, $v = 2 \text{ km/h}$.

die Berechnung der FDVK-Werte und die Korrektur der Periodizität bedingt ist¹.

Ein Vergleich der Quasi-Echtzeit Ermittlung mit der nachlaufenden Berechnung der FDVK-Werte erfolgt auch für den mittelschweren Walzenzug *HAMM H13i VIO* und die schwere Tandemwalze *HAMM HD⁺ 140i VO* in den Abbildungen 10.6 und 10.7.

Die Abbildungen 10.6 und 10.7 bestätigen, dass die Berechnung der FDVK-Werte in Quasi-Echtzeit durch die Recheneinheiten der Walzen in mindestens gleichwertiger Qualität erfolgt, wie eine nachlaufende Berechnung der FDVK-Werte.

Abbildung 10.6 bestätigt, dass der schwere Walzenzug *HAMM H13i VIO* zwar mit Sicherheit die größte Tiefenwirkung besitzt, durch seine, im Vergleich zum Gesamtgewicht der Walze, große schwingende Masse m allerdings nur eingeschränkter in der Lage ist, die dynamische Reaktion des Bodens widerzuspiegeln, was in einem weniger sensiblen FDVK-System resultiert.

Die Tandemwalze *HAMM HD⁺ 140i VO* besitzt hinsichtlich der FDVK mit Oszillationswalzen eine ideal abgestimmte Bandage, die es dem FDVK-System der Walze ermöglicht, selbst geringe Steifigkeitsunterschiede im Boden zu detektieren (siehe Abbildung 10.7). Damit kann selbst die im Vergleich zur Steifigkeit des umgebenden Bodens nur geringfügig weichere Schwachstelle 2 (siehe auch Abbildung 10.1) zuverlässig aufgefunden werden. Die geringere Spannweite der in Quasi-Echtzeit ermittelten FDVK-Werte ist das Resultat einer internen Messwertbegrenzung der Recheneinheit.

¹Diese zeitliche Verzögerung ist systemimmanent und tritt auch bei allen gängigen FDVK-Systemen für Vibrationswalzen auf (siehe dazu auch Abschnitt 4.3.1.2)

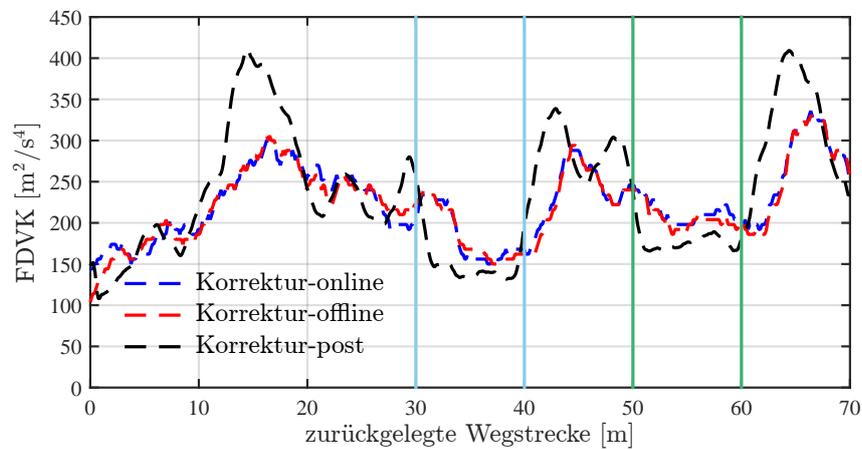


Abbildung 10.7: Vergleich der Ermittlung des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen in Quasi-Echtzeit und Korrektur mittels festgelegter Korrekturfunktion (offline) bzw. Korrektur mittels Lerneffekt (online) und nachlaufend durch Verarbeitung der Rohdaten der Beschleunigungen \ddot{x}_M und \ddot{z}_M im Lager der Oszillationsbandage (post). Verdichtungsgerät: *HAMM HD⁺ 140i VO*. Maschinenparameter: $f = 33 \text{ Hz}$, $v = 2 \text{ km/h}$.

Kapitel 11

Zusammenfassung und Ausblick

In der vorliegenden Arbeit wurde die Verdichtung mit Oszillationswalzen im Erdbau durch Analyse des Bewegungsverhaltens einer Oszillationsbandage, der Wirkung der Oszillationsverdichtung auf den Boden und des Walze-Boden Interaktionssystems eingehend untersucht.

Zunächst wurden die Grundlagen der dynamischen Bodenverdichtung mit Walzen und der *Flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle* (FDVK) erarbeitet, um ein besseres Verständnis für die historische Entwicklung und insbesondere für die Herausforderungen im Kontext der FDVK mit Oszillationswalzen zu schaffen.

Eine erste Kampagne experimenteller Untersuchungen wurde durchgeführt, bei der das Bewegungsverhalten einer Oszillationsbandage in Abhängigkeit von unterschiedlichen Bodenbeschaffenheiten und Verdichtungszuständen gemessen und ausgewertet wurde. Dabei wurde festgestellt, dass die Beschleunigungssignale im Lager der Oszillationsbandage in vertikaler Richtung eine Schwingung mit der doppelten Frequenz der Anregung zeigen. Durch die rasche Vorwärts-Rückwärts-Rotation der Oszillationsbandage in ihrer Setzungsmulde ist die Bandage durch die Begrenzungen der Setzungsmulde – der Bugwelle in Fahrtrichtung vor der Bandage und der Heckwelle in Fahrtrichtung hinter der Bandage – gezwungen, zwei Bewegungszyklen in vertikaler Richtung auszuführen, woraus sekundäre Vertikalbeschleunigungen mit der doppelten Frequenz der Anregung resultieren. In einem Diagramm aus Horizontalbeschleunigungen auf der Abszisse und Vertikalbeschleunigungen auf der Ordinate zeigen die Lagerbeschleunigungen der Oszillationsbandage eine charakteristische Form, die einer liegenden Acht ähnelt. Mit zunehmender Untergrundsteifigkeit dehnt sich die beschriebene Achter-Form aus; die Grundbedingung für ein FDVK-System – die eindeutige und reproduzierbare Abhängigkeit des Bewegungsverhaltens der schwingenden Bandage von den Untergrundverhältnissen – ist damit erfüllt.

Durch die Messung der Tangentialbeschleunigungen in den Viertelpunkten der Bandage konnte eine weitere Größe, die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums, zur Beschreibung des Bewegungsverhaltens einer Oszillationsbandage identifiziert werden. Durch einen Vergleich der tangentialen Schwinggeschwindigkeiten am Aufstandspunkt der Bandage und in dem ihm vertikal gegenüberliegenden Punkt der Bandage kann die vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums bestimmt werden. Das beschriebene dynami-

sche Rotationszentrum liegt für alle untersuchten Bodensteifigkeiten oberhalb des geometrischen Mittelpunktes des Bandagenquerschnitts und entfernt sich mit steigender Verdichtung des Bodens zunehmend von diesem. Diese Erkenntnis wurde anhand eines einfachen mechanischen Modells analytisch verifiziert.

Durch die messtechnisch aufwendige Bestimmung der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums und die vergleichsweise hohe Streuung der Ergebnisse wurde im Hinblick auf die Entwicklung eines FDVK-Systems für Oszillationswalzen der Fokus auf die Analyse der Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage und ihre charakteristische Form einer liegenden Acht gelegt. Vor der theoretischen Untersuchung des Bewegungsverhaltens einer Oszillationsbandage wurde nachgewiesen, dass die Bewegung des Mittelpunktes des Bandagenquerschnitts unabhängig vom Betriebszustand („Haften“ vs. „Gleiten“ der Bandage auf der Oberfläche des zu verdichtenden Materials) der Bandage stattfindet. Ein FDVK-System für Oszillationswalzen, das auf den Beschleunigungen im Lager der Bandage basiert, ist demnach unabhängig vom Betriebszustand, worin ein entscheidender Vorteil gegenüber FDVK-Systemen für Vibrationswalzen besteht, welche eine mäßige bis deutlich ausgeprägte [43, 64] Abhängigkeit vom Betriebszustand der Bandage aufweisen.

Die theoretische Untersuchung des Bewegungsverhaltens einer Oszillationsbandage erfolgte durch eine semi-analytische Modellierung des Walze-Boden Interaktionssystems. Mit Hilfe der Auswertung des Modells für unterschiedliche Bodensteifigkeiten konnte die Ausdehnung der Form einer liegenden Acht aus Horizontal- und Vertikalbeschleunigungen mit zunehmender Steifigkeit des Bodens bestätigt werden. Als charakterisierende Größe der liegenden Acht und somit als FDVK-Wert für Oszillationswalzen wurde die umschriebene Fläche der liegenden Acht definiert und ein Algorithmus zur Auswertung der horizontalen und vertikalen Lagerbeschleunigungen im Lager und zur Kompensation von Periodizitäten der Bandage präsentiert.

Im Baubetrieb führte das Fehlen eines geeigneten FDVK-Systems für Oszillationswalzen in vielen Fällen zu einem unsachgemäßen Einsatz und einem erhöhten Verschleiß des Walzmantels von Oszillationsbandagen. Aus diesem Grund wurde ein auf der Auswertung der Horizontalbeschleunigungen im Lager der Bandage basierender Kennwert definiert, der in der Lage ist, den auftretenden Schlupf zwischen dem Walzmantel der oszillierenden Bandage und der Oberfläche des zu verdichtenden Materials zu quantifizieren.

In einer zweiten umfangreichen Kampagne experimenteller Untersuchungen wurden die Algorithmen zur Bestimmung des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen und des Schlupf-Kennwertes auf reale Beschleunigungsmessdaten zahlreicher Messfahrten angewandt. Die Auswertung der experimentellen Untersuchungen zeigt deutlich, dass der FDVK-Wert für Oszillationswalzen reproduzierbare Ergebnisse liefert, in der Lage ist, den erzielten Verdichtungszuwachs zu beschreiben und Fehlstellen im Untergrund in geringer (ca. 15 cm) und größerer (ca. 55 cm) Tiefe zu lokalisieren. Ein Vergleich mit den FDVK-Werten sämtlicher etablierter Systeme für Vibrationswalzen zeigt zudem die Konkurrenzfähigkeit des FDVK-Systems für Oszillationswalzen.

Die Gegenüberstellung der ermittelten FDVK-Werte für Oszillationswalzen auf gleichartigen Böden unterschiedlichster Steifigkeit mit den dynamischen Verformungsmoduln

begleitender Untersuchungen mit der dynamischen Lastplatte mittels des Leichten Fallgewichtes zeigt eine Korrelation der beiden Verdichtungskennwerte von herausragender Güte. Die Ergebnisse der semi-analytischen Modellierung des Walze-Boden Interaktionssystems und die Berechnung der FDVK-Werte auf Grundlage dieses Modells fügen sich in dieses Bild ein. Die sehr gute Übereinstimmung zwischen den FDVK-Werten der Oszillationswalze und den dynamischen Verformungsmoduln der dynamischen Lastplatte ist in der gleichen Messtiefe der beiden Methoden der Verdichtungsprüfung mitbegründet. Dieser Sachverhalt bedeutet einen weiteren entscheidenden Vorteil des FDVK-Systems für Oszillationswalzen im Vergleich zu Systemen für Vibrationswalzen. Die Messtiefe von FDVK-Systemen für Vibrationswalzen ist bedeutend größer und kann durchaus Werte in der Größenordnungen des 1,5-fachen Bandagendurchmessers annehmen [59, 61]. Dies hat insofern nachteilige Folgen für die Baupraxis, als die Kalibrierung von FDVK-Systemen in der Regel durch einen Vergleich mit den Verformungsmoduln des statischen und dynamischen Lastplattenversuchs erfolgt. Im Falle der FDVK-Systeme für Vibrationswalzen wird dabei eine Korrelation zwischen Systemen unterschiedlicher Messtiefe gesucht.

Nationale Normen und Regelwerke beschränken die Gültigkeit einer Kalibrierung auf jeweils eine Bodenart. Die experimentellen Untersuchungen haben gezeigt, dass diese Beschränkung auch für Oszillationswalzen sinnvoll ist. In bindigen Böden bildet sich aufgrund der Kohäsion eine Setzungsmulde aus, die den Bewegungen der oszillierenden Bandage insbesondere in vertikaler Richtung mehr Widerstand bietet. Damit steigen vor allem die vertikalen Beschleunigungsamplituden im Lager der Bandage, wodurch auf bindigen Böden höhere FDVK-Werte ermittelt werden als auf kohäsionslosen Böden gleicher Steifigkeit.

Der Vergleich der FDVK-Werte für Oszillationswalzen für unterschiedliche Frequenzen der Anregung und Fahrgeschwindigkeiten hat die Abhängigkeit des FDVK-Wertes von den Parametern des Verdichtungsprozesses ergeben. Da die Tangentialbeschleunigung am Walzmantel der Oszillationsbandage von der Frequenz der Anregung bestimmt ist, hat eine geringe Oszillationsfrequenz auch geringere Beschleunigungsamplituden im Lager der Bandage zur Folge. Demnach werden für geringe Oszillationsfrequenzen auch kleinere FDVK-Werte berechnet. Verstärkt wird dieser Umstand durch die Tatsache, dass der mitschwingende Boden eher in der Lage ist, den Bewegungen der oszillierenden Bandage zu folgen, wenn die Frequenz der Anregung gering ist. Für hohe Oszillationsfrequenzen gilt der Umkehrschluss, es werden in diesem Fall auch höhere FDVK-Werte berechnet.

Die Fahrbewegung der Walze wird der Oszillationsbewegung der Bandage überlagert. Aus diesem Grund erleichtert eine geringe Fahrgeschwindigkeit es dem Boden, den Bewegungen der Oszillationsanregung zu folgen, was wiederum in geringeren FDVK-Werten resultiert. Für Fahrgeschwindigkeiten $v \geq 4$ km/h konnte keine Beeinflussung des Niveaus der FDVK-Werte festgestellt werden.

Während der FDVK-Wert für Oszillationswalzen per Definition stark von der dynamischen Reaktion des Bodens in vertikaler Richtung abhängt, wird die Lage des dynamischen Rotationszentrums vorwiegend durch die Kontaktbedingungen zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche der zu verdichtenden Schicht sowie durch die dynamische Bodenreaktion in horizontaler Richtung beeinflusst. Diese Eigenschaft spiegelt sich

in der Auswertung der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums auf Grundlage der Messdaten der experimentellen Untersuchungen wider. So kann die zunehmende Verdichtung mit steigender Anzahl der Walzüberfahrten durch ein Entfernen des dynamischen Rotationszentrums vom geometrischen Mittelpunkt des Bandagenquerschnitts beobachtet werden. Ebenso werden oberflächennahe Fehlstellen in der zu verdichtenden Schicht eindeutig lokalisiert. Tieferliegende Inhomogenitäten bleiben dem Messsystem zur Bestimmung der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums aus den genannten Gründen hingegen verborgen.

Die Kombination des FDVK-Systems für Oszillationswalzen mit der Bestimmung der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums ermöglicht es erstmals, Schwachstellen im Boden nicht nur hinsichtlich der Lage, sondern darüber hinaus auch hinsichtlich der Tiefe zu lokalisieren.

Der entwickelte Schlupf-Kennwert zur Beschreibung der Kontaktbedingungen zwischen dem Walzmantel der Bandage und der Oberfläche des zu verdichtenden Materials wurde für die Messdaten der zweiten experimentellen Versuchskampagne ebenfalls ausgewertet. Seine Aussagekraft hinsichtlich der Verschleißwirkung auf den Walzmantel der Bandage war jedoch zunächst unbekannt. Aus diesem Grund wurde ein Finite Elementmodell zur numerischen Simulation der Verschleißwirkung einer Oszillationsverdichtung entwickelt. Aus der Analyse der Größe der Kontaktfläche zwischen dem Walzmantel der Bandage und dem Untergrund und der Auswertung der Verteilungen von Schubspannungen und Verschiebungsgeschwindigkeiten in ebendieser Kontaktfläche wurde eine auf eine konstante Fahrstrecke bezogene Verschleißenergie als Referenzgröße der Verschleißwirkung einer Verdichtungsfahrt definiert.

Die parallele Auswertung des Schlupf-Kennwertes zeigt, dass der Schlupf-Kennwert bei konstanter Fahrgeschwindigkeit und Oszillationsfrequenz sehr gut in der Lage ist, den steifigkeitsabhängigen, relativen Verschleiß des Walzmantels einer Oszillationsbandage zu beurteilen. Mit steigender Bodensteifigkeit erhöht sich auch die Verschleißwirkung auf den Walzmantel der Bandage.

Im Zuge der Untersuchung der Abhängigkeit der Verschleißwirkung von der Oszillationsfrequenz wurde festgestellt, dass Oszillationsfrequenzen $f \geq 30$ Hz eine tendenziell geringere Beanspruchung des Walzmantels der Bandage bedeuten. Dieses Verhalten wird auch vom Schlupf-Kennwert erfasst. Dabei ist die Verdichtungswirkung für Oszillationsfrequenzen $f \geq 30$ Hz weitgehend konstant. Der Größe der Oszillationsfrequenz sind allerdings maschinenbauliche Grenzen gesetzt. Zudem müssen im Falle einer Optimierung neben dem Verschleiß des Walzmantels auch die übrigen Komponenten der Oszillationsbandage und des Systems zur Oszillationsanregung, wie Lager, Wellen, die Steuerung der Hydraulik usw., in die Überlegungen eingeschlossen werden. Festgestellt wurde außerdem, dass der Schlupf-Kennwert die Verschleißwirkung sehr geringer Oszillationsfrequenzen $f \approx 20$ Hz deutlich unterschätzt. Praktisch hat dieser Sachverhalt nur untergeordnete Bedeutung, da mit derart niedrigen Oszillationsfrequenzen auch eine geringere Verdichtungswirkung erzielt wird. Zudem werden derart niedrige Erregerfrequenzen generell vermieden, da in diesem Fall die dynamische Entkopplung von schwingender Bandage und dem Rahmen der

Walze nur sehr schwer zu bewerkstelligen ist.

Ein Vergleich der berechneten Verschleißenergie mit den Werten des Schlupf-Kennwertes zeigt, dass niedrige Fahrgeschwindigkeiten eine besonders hohe Verschleißwirkung besitzen, der Schlupf-Kennwert allerdings nicht in der Lage ist, den geschwindigkeitsabhängigen Verschleiß des Walzmantels abzubilden. Die größte Verdichtungswirkung wurde für eine Fahrgeschwindigkeit $v = 3 \text{ km/h}$ berechnet.

Hinsichtlich der relativen Verschleißwirkung besitzt der vorgestellte Schlupf-Kennwert, mit einer Einschränkung für sehr niedrige Oszillationsfrequenzen, eine hohe Aussagekraft. Sollen quantitative Aussagen über die Verschleißwirkung, insbesondere im Falle einer Variation unterschiedlicher Maschinenparameter, getroffen werden, reicht der Schlupf-Kennwert nicht aus, sondern müssen die Verteilungen der Schubspannungen und Verschiebungsgeschwindigkeiten in der Kontaktfläche zwischen dem Walzmantel der Bandage und dem Untergrund ebenfalls Berücksichtigung finden.

Im Rahmen der vorliegenden Arbeit wurde im Kontext der Verschleißbeurteilung stets nur ein Parameter des Verdichtungsprozesses variiert, während die übrigen Parameter konstant gehalten wurden. Für eine grundlegende Optimierung der Oszillationsverdichtung sind weiterführende Untersuchungen notwendig, bei denen umfangreiche Parameterkombinationen mit entsprechend fein abgestufter Variation der Parameter, insbesondere für die Oszillationsfrequenz, ausgewertet werden. Eine experimentelle Validierung einer derart optimierten Oszillationswalze ist unerlässlich. Darüber hinaus gilt es zu beachten, dass die Aussagekraft von Untersuchungen zur Optimierung der Oszillationsverdichtung nicht ohne Weiteres auf mehrere Walzenmodelle übertragen werden kann. Die Wechselwirkung von geometrischen Bandagenparametern, Massen- und Trägheitsverhältnissen kann sowohl die Verdichtungswirkung als auch die Verschleißwirkung auf den Walzmantel der Bandage wesentlich beeinflussen.

Die Erkenntnisse der vorliegenden Arbeit und der präsentierte Algorithmus zur Berechnung eines FDVK-Wertes für Oszillationswalzen dienen der Firma *HAMM AG* als Grundlage zum Bau eines FDVK-Systems für Oszillationswalzen mit entsprechender Marktreife. In experimentellen Untersuchungen mit zwei Walzenzügen und einer Tandemwalze, welche mit dem neuen System zur Oszillations-FDVK ausgestattet wurden, konnte bewiesen werden, dass die Berechnung des FDVK-Wertes und die Kompensation der Periodizität der Bandage auch in Echtzeit und unter Baustellenbedingungen funktioniert. Die FDVK-Systeme aller drei Walzen lieferten reproduzierbare Ergebnisse, zeigten aber auch, dass der FDVK-Wert für Oszillationswalzen nicht nur von den Parametern des Verdichtungsprozesses wie Oszillationsfrequenz und Fahrgeschwindigkeit abhängt, sondern auch eine generelle Geräteabhängigkeit, beispielsweise von den Massenverhältnissen, besitzt. Um die genannten Abhängigkeiten des Wertenniveaus der Oszillations-FDVK gegebenenfalls bereits in der Definition des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen zu kompensieren, erfolgen bereits entsprechende weiterführende Untersuchungen [73, 89].

Gegenstand künftiger Forschungs- und Entwicklungsarbeiten sollte die Optimierung der Gestaltung von Oszillationswalzen sein. Diese Optimierung betrifft sowohl die Verdichtungswirkung als auch die Verschleißminimierung und Anwendbarkeit des FDVK-Systems

für Oszillationswalzen. Voraussetzung dafür sind unter anderem numerische Berechnungen mit hochwertigen Stoffmodellen, die auch in der Lage sind, den Verdichtungsprozess mit der einhergehenden Verringerung der Porenzahl und Erhöhung der Steifigkeit abzubilden. Vielversprechend ist in diesem Zusammenhang die Anwendung der Hypoplastizität [51, 124].

Nach der erfolgreichen Validierung des FDVK-Systems für Oszillationswalzen steht im baupraktischen Kontext die Erprobung des Systems unter Baustellenbedingungen im Vordergrund.

Wünschenswert ist auch die Aufnahme des FDVK-Systems für Oszillationswalzen in nationale Normen und Richtlinien. Lediglich die Schweizer Normen [108, 109] sind derart allgemein gehalten, dass sie eine walzenintegrierte Verdichtungsprüfung mit Oszillationswalzen bereits zum jetzigen Zeitpunkt zulassen.

Literaturverzeichnis

- [1] 2015. URL: <http://www.impactor2000.com/index.html>.
- [2] 2015. URL: [https://de.wikipedia.org/wiki/Nutation_\(Physik\)](https://de.wikipedia.org/wiki/Nutation_(Physik)).
- [3] 2015. URL: <https://de.wikipedia.org/wiki/Tremolo>.
- [4] *ABAQUS Theory Manual, Version 6.10*. Dassault Systèmes, 2010.
- [5] C. Adam. *Studienblätter zu den Vorlesungen aus Mechanik 2*. Arbeitsbereich für Angewandte Mechanik. Leopold-Franzens-Universität Innsbruck, 2009.
- [6] C. Adam und D. Adam. „Modeling of the dynamic load plate test with the light falling weight device“. *Asian Journal of Civil Engineering* 4.2-4 (2003), S. 73–89.
- [7] C. Adam, D. Adam, F. Kopf und I. Paulmichl. „Computational validation of static and dynamic load testing“. *Acta Geotechnica* 4.1 (2009), S. 35–55.
- [8] D. Adam. „Aktuelle Entwicklungen im Erd- und Grundbau für Straßen und Eisenbahnen“. In: *9. Erdbaufachtagung „Aktuelle Entwicklungen in der Geotechnik“*. Technische Hochschule Leipzig, 2013, S. 13–77.
- [9] D. Adam. „Flächendeckende dynamische Verdichtungskontrolle (FDVK) mit Vibrationswalzen“. Dissertation. Technische Universität Wien, 1996.
- [10] D. Adam. *Studienblätter zur Vorlesung Grundbau und Bodenmechanik*. Institut für Geotechnik der Technischen Universität Wien, 2015.
- [11] D. Adam, C. Adam, F.-J. Falkner und I. Paulmichl. „Vibration emission induced by Rapid Impact Compaction“. In: *Proceedings of the 8th International Conference on Structural Dynamics (EURODYN 2011)*. Hrsg. von G. DeRoeck, G. Degrande, G. Lombart und G. Müller. Belgium, 2011, S. 914–921.
- [12] D. Adam, F. Kopf und C. Adam. „Der dynamische Lastplattenversuch mit dem Leichten Fallgewichtsgerät - Theoretische und experimentelle Untersuchungen“. *Bauingenieur* 79 (2003).
- [13] Ammann AG Group. *Broschüren und Prospekte*. 2015.
- [14] R. Anderegg. „Compaction Monitoring Using Intelligent Soil Compactors“. *Jahresbericht 2004 der FHNW, Hochschule für Technik, Institut für Automation* (2004).
- [15] R. Anderegg und K. Kaufmann. „Intelligent Compaction with Vibratory Rollers“. In: *Transportation Research Board TRB 2004 Annual Meeting*. 2004.

- [16] J.F. Archard und W. Hirst. „Wear of metals under unlubricated conditions“. In: *Proceedings of the Royal Society of London*. Bd. 236. A, Mathematical and Physical Sciences 1206, S. 397–410.
- [17] S. Blovsky. „Vergleich bestehender Normen und Richtlinien zum Thema Flächendeckende Dynamische Verdichtungskontrolle (FDVK) sowie Vergleich der markführenden Meß-Systeme und ihrer normgerechten Anwendbarkeit“. Diplomarbeit. Technische Universität Wien, 1997.
- [18] BOMAG GmbH. *Broschüren und Prospekte*. 2015.
- [19] H. Brandl. *Studienblätter zur Vorlesung Grundbau und Bodenmechanik*. Wien: Institut für Grundbau und Bodenmechanik an der Technischen Universität Wien, 2006.
- [20] H. Brandl. „Ungebundene Schichten im Straßenbau“. *Straßenforschung* 67 (1977).
- [21] H. Brandl und D. Adam. „Basics and Application of the Dynamic Load Plate Test in Form of the Light Falling Weight Device“. In: *Proceedings of A.W. Skempton Memorial Conference*. 2004.
- [22] H. Brandl und D. Adam. „Flächendeckende dynamische Verdichtungskontrolle (FDVK) mit Vibrationswalzen“. *Straßenforschung* 506 (2001).
- [23] H. Brandl, D. Adam, F. Kopf und R. Niederbrucker. „Der dynamische Lastplattenversuch mit dem Leichten Fallgewichtsgesetz. Grundlagenforschung und praktische Anwendung“. *Straßenforschung* 533 (2003).
- [24] H. Brandl, F. Kopf und D. Adam. „Flächendeckende dynamische Verdichtungskontrolle (FDVK) mit unterschiedlich angeregten dynamischen Walzen. Grundlagenforschung und praktische Anwendung“. *Straßenforschung* 517 (2002).
- [25] BSW Berleburger Schaumstoffwerk GmbH. *Schwingungsisolierung von Gebäuden. Elastische Gebäudelagerungen*. 2013.
- [26] C. Bucher. *Mechanik für IngenieurInnen*. Amazon Distribution GmbH, 2015.
- [27] T.K. Caughey. „Classical normal modes in damped linear systems“. *Journal of Applied Mechanics* 27 (1960), S. 269–271.
- [28] J. Clausen, L. Anderson und L. Damkilde. „On the differences between the Drucker-Prager criterion and exact implementation of the Mohr-Coulomb criterion in FEM calculations“. In: *Numerical Methods in Geotechnical Engineering (NUMGE 2010)*. Hrsg. von T. Benz und S. Nordal. 2010, S. 101–105.
- [29] DIN 4150-3. *Erschütterungen im Bauwesen. Teil 3: Einwirkungen auf bauliche Anlagen*. Feb. 1999.
- [30] J.R. Dormand und P.J. Prince. „A family of embedded Runge-Kutta formulae“. *Journal of Computational and Applied Mathematics* 6 (1980), S. 19–26.
- [31] D.C. Drucker und W. Prager. „Soil mechanics and plastic analysis or limit design“. *Quarterly of Applied Mathematics* 10-2 (1952), S. 157–165.

- [32] G. Ehlers. „Der Baugrund als Federung in schwingenden Systemen“. *Beton und Eisen* 41 (1942), S. 197–203.
- [33] G. Fleischer, H. Gröger und H. Thum. *Verschleiß und Zuverlässigkeit*. VEB Verlag Technik, 1980.
- [34] R. Floss und J. Henning. „Variomatic. Ein entscheidender Schritt zur Qualitätssicherung im modernen Erd- und Verkehrswegebau“. In: *Sonderdruck, Berichte: 3. Symposium Technik und Technologie des Straßenbaus*. Hrsg. von A. Balkema. 1998.
- [35] R. Floss und A. Reuther. „Vergleichsuntersuchungen über die Wirkung von vibrierend und oszillierend arbeitender Verdichtungswalze“. *Schriftenreihe Lehrstuhl und Prüfanstalt für Grundbau, Bodenmechanik und Felsmechanik der Technischen Universität München* Heft 17 (1990).
- [36] L. Forssblad. „Compaction meter on vibratoring rollers for improved compaction control“. In: *Proceedings of International Conference of Compaction*. Bd. II. 1980, S. 541–546.
- [37] J. Forstmann. „Kugelgewindetriebe im Einsatz an Kunststoffspritzgießmaschinen - Lebensdauerprognose und Optimierung“. Dissertation. Universität Duisburg-Essen, 2010.
- [38] Geodynamik AB. *Dokumentationssystem für flächendeckende Verdichtungskontrolle CDS-012-J*. Stockholm, 1994.
- [39] Geodynamik AB. *Oscillatory roller*. Stockholm, 1982.
- [40] Geodynamik AB. *Verfahren zum Bestimmen des Verdichtungsgrades beim Verdichten einer Verdichtungsmaschine u. Vorrichtung zur Durchführung des Verfahrens*. Patent: DE 35 90 610. 1997.
- [41] Geokon, Inc. *Instruction Manual. Model 3500, 3510, 3515, 3600 Earth Pressure Cells*. 2013.
- [42] J. Grabe. *Experimentelle und theoretische Untersuchungen zur flächendeckenden dynamischen Verdichtungskontrolle (Dissertation)*. Hrsg. von G. Gudehus und O. Natau. Heft 124. Karlsruhe: Veröffentlichungen des Institutes für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana in Karlsruhe, 1992.
- [43] M. Hager. „Messwerte der FDVK im theoretischen und experimentellen Vergleich“. Diplomarbeit. Technische Universität Wien, 2015.
- [44] HAMM AG. *Broschüren und Prospekte*. 2015.
- [45] HAMM AG. *Datenblatt H13i VIO*. 2015.
- [46] HAMM AG. *Datenblatt H7i VIO*. 2015.
- [47] HAMM AG. *Datenblatt HD⁺ 140i VO*. 2015.
- [48] HAMM AG. *Datenblatt HD⁺ 90 VV / HD+90 VO*. 2011.

- [49] K. Hartmann. „Untersuchung zur Prognose von Anforderungswerten an die Beschleunigungsmesswerte der FDVK“. Dissertation. Technische Universität München, 2002.
- [50] S. Helwany. *Applied Soil Mechanics with ABAQUS Applications*. John Wiley & Sons, Inc., 2007.
- [51] I. Herle. „Hypoplastizität und Granulometrie einfacher Korngerüste“. In: *Veröffentlichung des Institutes für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana*. Bd. 142. Karlsruhe: Institut für Bodenmechanik und Felsmechanik der Universität Fridericiana, 1997.
- [52] H. Hertz. *Über die Berührung fester elastischer Körper*. Leipzig: Gesammelte Werke, Band 1, 1895.
- [53] U. Holzlöhner. „Modellbeziehungen der lotrecht schwingenden Masse auf dem Baugrund und deren praktische Anwendung“. *Die Bautechnik* Heft 7 (1969).
- [54] U. Ikramov und K. Machkamov. *Berechnung und Bewertung des abrasiven Verschleißes*. VEB Verlag Technik, 1987.
- [55] J. Jaky. „The coefficient of earth pressure at rest. Auf Ungarisch (A nyugalmi nyomas tenyezoje)“. *Journal of the Society of Hungarian Architects and Engineering* (1944), S. 355–358.
- [56] F. Kernze. *Faszination Strassenbau*. Stuttgart: Motorbuch Verlag, 2005.
- [57] Kistler Holding AG. *Datenblatt K-Beam® Beschleunigungssensor*. 2014.
- [58] H.J. Kloubert. *Flächendeckende dynamische Verdichtungskontrolle als Beitrag zur Qualitätssicherung im Erd- und Straßenbau*. Bomag GmbH, 1993.
- [59] F. Kopf. „Flächendeckende dynamische Verdichtungskontrolle (FDVK) bei der Verdichtung von Böden durch dynamische Walzen mit unterschiedlichen Anregungsarten“. Dissertation. Technische Universität Wien, 1999.
- [60] F. Kopf. *Großversuch zur flächendeckenden dynamischen Verdichtungskontrolle (Diplomarbeit)*. Technische Universität Wien, 1995.
- [61] F. Kopf, C. Adam und I. Paulmichl. „Untersuchungen des statischen Lastplattenversuches mit der Randelementmethode“. *Österreichische Ingenieur- und Architekten-Zeitschrift (ÖIAZ)* Heft 4-5 (2005), S. 102–111.
- [62] F. Kopf und D. Adam. „Optimierte Verdichtung mit selbstregelnden Walzen“. In: *Ta-gungsband 2. Österreichische Geotechniktagung*. Hrsg. von Österreichischer Ingenieur- und Architektenverein. 1999.
- [63] F. Kopf, D. Adam und I. Paulmichl. „Untersuchungen des dynamischen Lastplattenversuches mit dem Leichten Fallgewichtsgerät unter Verwendung der Randelementmethode“. *Österreichische Ingenieur- und Architekten-Zeitschrift (ÖIAZ)* Heft 4-5 (2005), S. 116–125.

- [64] F. Kopf und P. Erdmann. „Numerische Untersuchungen der Flächendeckenden Dynamischen Verdichtungskontrolle“. *Österreichische Ingenieur- und Architekten-Zeitschrift (ÖIAZ)* Heft 4-5 (2005), S. 126–143.
- [65] F. Kopf, S. Villwock und W. Völkel. *Vorrichtung und Verfahren zur Ermittlung einer einen Kontaktzustand einer Verdichterwalze mit zu verdichtendem Untergrund repräsentierenden Aufstandsgröße*. Patent.
- [66] I. Kragelski, M. Dobycin und V. Kombatov. *Grundlagen von Reibung und Verschleiß*. Carl Hanser Verlag, 1983.
- [67] J.W. Kragelski. *Reibung und Verschleiß*. VEB Verlag Technik, 1971.
- [68] W. Kröber. „Untersuchung der dynamischen Vorgänge bei der Vibrationsverdichtung von Böden“. Dissertation. Technische Universität München, 1988.
- [69] W. Kröber. „Vario-Control und FDVK im Erdbau - schwierige Verdichtungsarbeiten sicher und wirtschaftlich gelöst“. In: *Tagungsband „Wachstum und Innovation“*. Deutschland, 1999.
- [70] R. Krzemien, W. Langer, W. Roth und H. Thurner. „Oszillierende Verdichtung und flächendeckende Verdichtungskontrolle von ungebundenen Schichten. Oszillierende Verdichtung und flächendeckende Verdichtungskontrolle von Asphalttschichten“. *Straßenforschung* 445 (1995).
- [71] R. Kuhlemeyer und J. Lysmer. „Finite Element Method Accuracy for Wave Propagation Problems“. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers* 99.SM5 (1973), S. 421–427.
- [72] G. Lanzo, A. Pagliaroli und B. D’Elia. „Influenza della modellazione di Rayleigh dello smorzamento viscoso nelle analisi di risposta sismica locale“. In: *Proceedings of XI Conference L’Ingegneria Sismica in Italia*. 2004.
- [73] A. Leitich. „FDVK für Oszillationswalzen im Vergleich mit herkömmlichen Verdichtungskontrollen“. Diplomarbeit (unveröff.) Technische Universität Wien, 2016.
- [74] J. Lysmer und R.L. Kuhlemeyer. „Finite dynamic model for infinite media“. *Journal of the Engineering mechanics division, Proceedings of the American Society of Civil Engineers*, 95(DM4) (1969), S. 859–877.
- [75] M FDVK E. *Merkblatt über flächendeckende dynamische Verfahren zur Prüfung der Verdichtung im Erdbau der Forschungsgesellschaft für Straßen- und Verkehrswesen (FGSV)*. 2014.
- [76] H. Mang und G. Hofstetter. *Festigkeitslehre*. 2. Auflage. SpringerWienNewYork, 2004.
- [77] R. Markiewicz. *Untersuchungen zur Arbeitsweise und Tiefenwirkung der Polygonbandage auf nichtbindigem Boden (Diplomarbeit)*. Technische Universität Wien, 2001.
- [78] D.F. McCarthy. *Essentials of Soil Mechanics and Foundations*. Prentice-Hall, Inc., 2007.
- [79] J.W. Meek und J.P. Wolf. „Cone Models for Homogeneous Soil“. *Journal of Geotechnical Engineering ASCE* 118 (1992).

- [80] J.W. Meek und J.P. Wolf. „Cone Models for Nearly Incompressible Soil“. *Earthquake Engineering and Structural Dynamics* 22 (1993).
- [81] M. Mijos. „Die Flächendeckende Dynamische Verdichtungskontrolle in deutschsprachigen Normen und Richtlinien“. Bachelorarbeit. Technische Universität Wien, 2016.
- [82] ÖNORM B 4414-2. *Erd- und Grundbau. Untersuchung von Bodenproben. Bestimmung der Dichte. Feldverfahren*. 1979.
- [83] ÖNORM B 4417. *Erd- und Grundbau. Untersuchung von Böden. Lastplattenversuch*. 1978.
- [84] ÖNORM EN 826. *Wärmedämmstoffe für das Bauwesen - Bestimmung des Verhaltens bei Druckbeanspruchung*. 2013.
- [85] ÖNORM S 2074-2. *Geotechnik im Deponiebau, Teil 2: Erdarbeiten*. 2004.
- [86] ÖNORM S 9020. *Bauwerkerschütterungen. Sprengerschütterungen und vergleichbare impulsförmige Immissionen*. Aug. 1988.
- [87] A. Pais und E. Kausel. „Approximate Formulas for Dynamic Stiffnesses of Rigid Foundations“. *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 7 (1988), S. 213–227.
- [88] D. Pietzsch und W. Poppy. „Simulation der Bodenverdichtung mit Vibrationswalzen“. *Bauingenieur* 67 (1992), S. 383–391.
- [89] J. Pistor. „Forschungsbericht des Projektes 'Verdichtung mit Oszillation'“. Unveröffentlicht. Oktober 2011 - September 2016.
- [90] J. Pistor, D. Adam, F.-J. Falkner und C. Adam. „Numerische Simulationen zur Wirkungsweise verschiedener Bandagentypen bei der Verdichtung mit Walzen im Erdbau“. In: *2. Symposium Baugrundverbesserung in der Geotechnik am 13. und 14. September 2012 an der TU Wien*. Hrsg. von D. Adam und R. Herrmann. Institut für Geotechnik der Technischen Universität Wien, 2012, S. 229–246.
- [91] J. Pistor, D. Adam, F. Kopf, S. Villwock und W. Völkel. „Walzenverdichtung - Dynamisch erregte Bandagen im Vergleich“. In: *Mitteilungen des Institutes und der Versuchsanstalt für Geotechnik der Technischen Universität Darmstadt. Vorträge zum 21. Darmstädter Geotechnik-Kolloquium am 20. März 2014*. Hrsg. von R. Katzenbach. Bd. 93. Institut und Versuchsanstalt für Geotechnik der Technischen Universität Darmstadt, 2014, S. 79–88.
- [92] J. Pistor, F. Kopf, D. Adam, S. Villwock und W. Völkel. „Ambient vibration of oscillating and vibrating rollers“. In: *Proceedings of the Vienna Congress on Recent Advances in Earthquake Engineering and Structural Dynamics 2013 (VEESD 2013)*. Hrsg. von C. Adam, R. Heuer, W. Lenhardt und C. Schranz. Paper No. 167. 2013.
- [93] J. Pistor, F. Kopf, S. Villwock und W. Völkel. *Algorithmus und Methodik zur Auswertung von Beschleunigungssignalen zur Bestimmung eines Kennwertes für die Flächendeckende Dynamische Verdichtungskontrolle (FDVK) mit Oszillationswalzen*. Patent: Aktenzeichen DE 10 2015 120 874.1; eingereicht: 02.12.2015.

- [94] J. Pistor, F. Kopf, S. Villwock und W. Völkel. *Verfahren zur Bestimmung eines durch Oszillationsbewegung einer Verdichterwalze hervorgerufenen Schlupfzustandes der Verdichterwalze eines Bodenverdichters*. Patent: Europa, Nr. 15152581.3 - 1604; eingereicht: 27.02.2014, erteilt: 27.01.2015.
- [95] J. Pistor, F. Kopf, S. Villwock und W. Völkel. *Verfahren zur Korrektur eines Messwertverlaufes durch das Eliminieren periodisch auftretender Messartefakte, insbesondere bei einem Bodenverdichter*. Patent: Europa, Nr. 15154311.3 - 1558; eingereicht: 25.03.2014, erteilt: 09.02.2015.
- [96] V.J. Popov. *Kontaktmechanik und Reibung*. 2. Auflage. Springer, 2010.
- [97] G. Qiu, S. Henke und J. Grabe. „Application of a Coupled Eulerian-Lagrangian approach on geomechanical problems involving large deformations“. *Computers and Geotechnics* 38 (2011), S. 30–39.
- [98] F.E. Richart, R.D. Woods und J.R. Hall. *Vibrations of Soils and Foundations*. Englewood Cliffs, N.J.: Prentice-Hall, Inc., 1970.
- [99] RVS 08.03.01. *Technische Vertragsbedingungen. Vor-, Abbruch- und Erdarbeiten. Erdarbeiten*. Oktober 2010.
- [100] RVS 08.03.02. *Technische Vertragsbedingungen. Erdarbeiten. Kontinuierlicher walzenintegrierter Verdichtungsnachweis*. 1999.
- [101] RVS 08.03.04. *Technische Vertragsbedingungen. Vor-, Abbruch- und Erdarbeiten. Verdichtungsnachweis mittels Dynamischen Lastplattenversuches*. Juni 2008.
- [102] RVS 08.15.01. *Technische Vertragsbedingungen. Unterbauplanum und ungebundene Tragschichten. Ungebundene Tragschichten*. 2010.
- [103] RVS 8S.05.11. *Oberbauten (ohne Deckenarbeiten). Tragschichten. Ungebundene Tragschichten*. 2004.
- [104] SAKAI. *Compaction equipment, theory and practice*. Japan, 1996.
- [105] W. Schneider. „Dynamische Verdichtungskontrolle im Erd- und Straßenbau“. Diplomarbeit. Technische Universität Wien, 1986.
- [106] W. Schnorrenberg. *Function Description of Digital Telemetry*. KMT - Krauss Messtechnik GmbH. 2015.
- [107] K. Simmer. *Grundbau 1 - Bodenmechanik und erdstatische Berechnungen*. 19. Auflage. Stuttgart: B.G. Teubner Verlag, 1994.
- [108] SN 640 585b. *Anforderungen, Verdichtung und Tragfähigkeit*. 2006.
- [109] SN 670 311. *Kontrollmethoden, Verdichtung und Tragfähigkeit*. 2006.
- [110] N.C. Sonderegger. „Ermittlung der Verformungsmoduln von Böden durch Auswertung der Kontaktlänge zwischen der Bandage einer Walze und dem Boden“. Diplomarbeit. Technische Universität Wien, 2014.
- [111] W. Steinhilper und B. Sauer. *Konstruktionselemente des Maschinenbaus 1*. 8. Auflage. Springer, 2011.

- [112] L. Stöberl. „Auswertung und Interpretation akustischer Messungen zur Ermittlung der Kontaktlänge und Schiebewirkung von Erdbauwalzen“. Diplomarbeit. Technische Universität Wien, 2015.
- [113] E. Straube und K. Krass. *Straßenbau und Straßenerhaltung*. Erich Schmid Verlag, 2005.
- [114] J.A. Studer, J. Laue und M.G. Koller. *Bodendynamik. Grundlagen, Kennziffern, Probleme und Lösungsansätze*. 3. Auflage. Springer-Verlag, 2007.
- [115] TB BF-StB - E2. *Flächendeckende Dynamische Prüfung der Verdichtung im Erdbau*. 1994.
- [116] H. Thurner. *Verfahren und Vorrichtung zur Beurteilung des Verdichtungsgrades beim Verdichten einer Unterlage mit einem vibrierenden Verdichtungsgerät*. Patent: Deutschland, Offenlegungsschrift 2710811; Aktenzeichen P 27 10 811.8. 1978.
- [117] H. Thurner und Å. Sandström. „A new device for instant compaction control“. In: *Proceedings of International Conference of Compaction*. Bd. II. 1980, S. 611–614.
- [118] H. Thurner und Å. Sandström. *Compaction meter on vibrating roller*. Solna: Dynapac Research, 1980.
- [119] S. Timoshenko und J.N. Goodier. *Theory of Elasticity*. Bd. 2nd Edition. New York: McGraw Hill, 1951.
- [120] TP BF-StB - B8.3. *Dynamischer Plattendruckversuch mit Leichtem Fallgewichtsgesetz*. 2003.
- [121] W. Weingart. „Bestimmung dynamischer Tragfähigkeitswerte mit Hilfe von Fallgewichtsgesetzen bei Labor- und Feldversuchen“. In: *Tagungsband 1. Siegener Symposium: Messtechnik im Erd- und Grundbau*. Universität Siegen. 2001.
- [122] W. Weingart. „Theoretische und experimentelle Untersuchungen zur Bestimmung der Elastizität, Viskosität und Festigkeit von Erdstabilisierungen mit Hilfe einer registrierenden Kleinschlagsonde“. Dissertation. Technische Hochschule Leipzig, 1977.
- [123] J.P. Wolf. *Foundation Vibration Analysis Using Simple Physical Models*. Englewood Cliffs, N.J.: Prentice-Hall, Inc., 1994.
- [124] P.-A. von Wolffersdorff. „A hypoplastic relation for granular materials with a pre-defined limit state surface“. *Mechanics of Cohesive-frictional Materials 1* (1996), S. 251–271.
- [125] T.S. Yoo und E.T. Selig. „New concepts for vibratory compaction of soil“. In: *Proceedings of International Conference of Compaction*. Bd. II. 1980, S. 703–707.
- [126] F. Ziegler. *Technische Mechanik der festen und flüssigen Körper*. 3. Auflage. Wien: Springer-Verlag, 1998.
- [127] ZTV E-StB 09. *Zusätzliche Technische Vertragsbedingungen und Richtlinien für Erdarbeiten im Straßenbau*. 2009.

Tabellenverzeichnis

3.1	Bestehende FDVK-Systeme, zugehörige Messwerte und Definitionen sowie anwendende Hersteller (Adaptiert und erweitert nach <i>Hager</i> [43]).	17
5.1	Parameter für die Auswertung des analytischen Modells.	110
5.2	Federsteifigkeiten und Dämpfungsparameter aus dem Konusmodell für eine Querdehnzahl $\nu = 0,3$ und einen dynamischen Schubmodul $G_d = 25 \text{ MN/m}^2$. 131	
7.1	Ergebnisse der Versuche des Sandersatzverfahrens auf Spur 2 der endverdichteten Lagen 1 und 2 des Testfeldes.	208
8.1	Bodenparameter des numerischen Simulationsmodells.	217
8.2	Bodenparameter des Verfestigungsgesetzes an der Kappe des <i>Drucker-Prager</i> Modells	217
8.3	Viskose Dämpfungsparameter des numerischen Simulationsmodells.	220
10.1	Die wichtigsten Maschinenparameter der drei Messwalzen der experimentellen Validierungsversuche: <i>HAMM H7i VIO</i> [46], <i>HAMM H13i VIO</i> [45] und <i>HAMM HD⁺ 140i VO</i> [47].	271
B.1	Ergebnisse der bodenphysikalischen Untersuchungen im Rahmen des Großversuches.	326

Abbildungsverzeichnis

2.1	Walzenzüge mit unterschiedlichen Bandagenformen.	6
2.2	Anregung der Bandage einer Vibrationswalze. Die in der Achse angeordnete Unwuchtmasse erzeugt eine kreisförmig translatorische Schwingung [9].	7
2.3	Betriebszustände einer Vibrationswalze, adaptiert nach [9].	8
2.4	Anregung der Bandage einer Oszillationswalze. Zwei punktsymmetrisch angeordnete Unwuchtmassen erzeugen durch gleichsinnige Rotation eine Momentenwirkung um die Achse und damit eine rotatorische Schwingung der Bandage [9].	10
2.5	Betriebszustände einer Oszillationswalze.	10
2.6	Anregung der Bandage eines Richtschwingers. Zwei gegenlaufende Unwuchtmassen erzeugen eine Schwingung, die je nach Stellung der Erregereinheit von vertikal bis horizontal geneigt ist [9].	12
3.1	Komponenten eines FDVK-Systems (oben), gemessene Bandagenbeschleunigung (unten) und Darstellung des Verdichtungserfolges auf dem Display (rechts) (Adaptiert nach [10]).	18
3.2	Korrelationsbildung zwischen E_{v1} -Werten und <i>FDVK</i> -Werten mittels linearer Regression gemäß RVS 08.03.02 [100].	23
3.3	<i>Compactometer</i> -Messsystem ALFA-020R und Dokumentationssystem CDS-012-J der Firma <i>Geodynamik AB</i> [38].	26
3.4	Vertikales Kräftegleichgewicht an der Bandage zur Berechnung der Bodenkontaktkraft F_b [43].	28
3.5	Arbeitsdiagramm der schwingenden Bandage mit eingezeichneten Hilfsgrößen zu Berechnung des <i>OMEGA</i> - und E_{vib} -Wertes [64].	28
3.6	Arbeitsdiagramm der schwingenden Bandage mit eingezeichneten Hilfsgrößen zu Berechnung des k_B -Wertes bei Kontaktverlust [64].	30
3.7	Verlauf der Erregerkraft F_{err} und des Schwingweges z der schwingenden Bandage mit eingezeichneten Hilfsgrößen für die Berechnung des k_B -Wertes im Kontaktbetrieb [64].	31
3.8	Verlauf der <i>FDVK</i> -Werte aus Simulationsberechnungen von unterschiedlich stark angeregten Vibrationswalzen auf homogenem Untergrund variabler Steifigkeit [64].	32
3.9	Statische Unausgewogenheit der Bandage [59].	35

3.10	Dynamische Unausgewogenheit der Bandage [59].	36
3.11	Anregung durch unterschiedliche Unwuchtmomente = Oszillationsanregung + Störanteil der Anregung [59].	37
3.12	Anregung durch verdrehte Unwuchten = Oszillationsanregung + Störanteil einer Vibrationsanregung [59].	37
3.13	Verschobene Unwuchtwellen [59].	38
4.1	Herstellung und Einrichtung des Testfeldes mit den Spuren 1 bis 4.	44
4.2	Lageplan des Testfeldes der experimentellen Grundsatzversuche und lagemäßige Anordnung der in Untergrund und Schüttung eingebauten Messtechnik. Maße in Metern.	45
4.3	Fotographie des Testfeldes der experimentellen Grundsatzversuche.	46
4.4	Lageplan des Testfeldes und der Spur 5 der experimentellen Grundsatzversuche und lagemäßige Anordnung der in der Schüttung eingebauten und auf der Oberfläche des Planums aufgestellten Messtechnik. Maße in Metern.	47
4.5	Lageplan der Spuren 6 und 7 der experimentellen Grundsatzversuche und lagemäßige Anordnung der Messtechnik an der Oberfläche. Maße in Metern.	49
4.6	Abmessungen der Tandemwalze <i>HD+ 90 VO</i> der <i>HAMM AG</i> [48]. Maße in Millimetern.	50
4.7	Einaxiale Beschleunigungssensoren des Typs <i>8315A</i> der Firma <i>Kistler</i> an der Oszillationsbandage.	51
4.8	Messtechnische Instrumentierung der rotierenden Oszillationsbandage mit einaxialen Beschleunigungsaufnehmern. Bezeichnungen, Sensitivitäten und positive Messrichtungen.	52
4.9	Messtechnische Instrumentierung der Lagerschalen der Bandagen mit einaxialen Beschleunigungsaufnehmern. Bezeichnungen, Sensitivitäten und positive Messrichtungen. Zusätzliche Darstellung der verbauten Näherungsschalter.	52
4.10	Prinzip des akustischen Messsystems zur Bestimmung der Kontaktlänge.	54
4.11	Komponenten des akustischen Messsystems zur Bestimmung der Kontaktlänge.	54
4.12	Dynamische Erddruckmessdose <i>Geokon 3500-2-100</i> zur Messung des vertikalen Bodendrucks unter der aufgetragenen Schüttung.	56
4.13	Dynamische Erddruckmessdose <i>Geokon 3500-2-100</i> zur Bestimmung des vertikalen Bodendrucks [41].	57
4.14	Verformungsmessgerät („Setzungsmesser“) zur Ermittlung der Differenzverformungen zwischen dem Unterbauplanum und der Messebene [60].	58
4.15	Verformungsmessgerät zur Messung der Differenzverformungen („Setzungen“) der zu verdichtenden Schicht in Spur 2 des Testfeldes.	59
4.16	Triaxiale Beschleunigungsaufnehmer des Typs <i>EpiSensor FBA ES-T</i> der Firma <i>Kinematics</i> zur Messung der Beschleunigungen im Boden unter der aufgetragenen Schüttung.	60

4.17 Messlayout aller parallel messenden Teilsysteme.	61
4.18 Rotierendes Messsystem der Oszillationsbandage.	62
4.19 Komponenten des Leichten Fallgewichtsgerätes [12].	66
4.20 Horizontale (\ddot{x}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBx und OSx) und vertikale (\ddot{z}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBz und OSz) Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage.	69
4.21 Horizontale (\ddot{x}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBx und OSx) und vertikale (\ddot{z}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBz und OSz) Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage.	71
4.22 Tangentialbeschleunigungen a_T in den Viertelpunkten der Oszillationsbandage während der 2. Messfahrt mit Oszillation auf Spur 2.	72
4.23 Tangentialbeschleunigungen a_T in den Viertelpunkten 2 und 4 der Oszillationsbandage während der 2. Messfahrt mit Oszillation auf Spur 2.	73
4.24 Vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums der Oszillationsbandage während der ersten 23 Überfahrten auf Spur 2.	74
4.25 Prinzipdarstellung der möglichen vertikalen Lagen des dynamischen Rotationszentrums einer Oszillationsbandage.	74
4.26 Mechanisches Modell zur Untersuchung der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums einer Oszillationsbandage.	75
4.27 Auswertung der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums einer Oszillationsbandage in Abhängigkeit von der Eigenfrequenz f_2	78
4.28 FDVK-Werte CMV , $OMEGA$, E_{vib} und k_B der 7. Überfahrt mit Vibration, kleiner Amplitude, $f = 50$ Hz, $v = 2 - 6$ km/h, im Betriebszustand „Abheben“ auf Spur 2 [43].	80
4.29 Vergleich der Entwicklung des E -Moduls der Spur 2, ermittelt mit der dynamischen Lastplatte und errechnet aus den Kontaktlängen des akustischen Messsystems.	82
4.30 Vertikaler Bodendruck im Punkt P1.1 in einer Tiefe von 50 cm unter der GOK des Testfeldes.	84
4.31 Dynamischer Anteil des vertikalen Bodendrucks im Punkt P1.1 in einer Tiefe von 50 cm unter der GOK des Testfeldes.	86
4.32 Differenzverformungen („Setzungen“) im Punkt P1.0 der zu verdichtenden Schicht des Testfeldes.	87
4.33 Differenzverformungen („Setzungen“) im Punkt P1.0 der zu verdichtenden Schicht des Testfeldes.	89
4.34 Horizontale und vertikale Bodenbeschleunigungen im Punkt P1.2 in einer Tiefe von 50 cm unter der GOK des Testfeldes.	91
4.35 Horizontale und vertikale Bodenbeschleunigungen im Punkt P1.2 in einer Tiefe von 50 cm unter der GOK des Testfeldes.	92
4.36 Horizontale und vertikale Bodenbeschleunigungen im Punkt P1.2 in einer Tiefe von 50 cm unter der GOK des Testfeldes.	94

4.37	Maximale Schwinggeschwindigkeiten $v_{R,\max}$ nach ÖNORM S 9020 [86] für verschiedene Anregungsarten einer dynamischen Walze und beispielhaft gewählter Grenzwert $v_{R,\max} = 4 \text{ mm/s}$ für Gebäudeklasse III.	96
4.38	Maximale Schwinggeschwindigkeiten $v_{R,\max}$ nach ÖNORM S 9020 [86] für verschiedene Fahrgeschwindigkeiten einer Oszillationswalze und beispielhaft gewählter Grenzwert $v_{R,\max} = 4 \text{ mm/s}$ für Gebäudeklasse III.	98
4.39	Maximale Schwinggeschwindigkeiten $v_{R,\max}$ nach ÖNORM S 9020 [86] für verschiedene Anregungsfrequenzen einer Oszillationsbandage und beispielhaft gewählter Grenzwert $v_{R,\max} = 4 \text{ mm/s}$ für Gebäudeklasse III.	99
4.40	Dynamischer Verformungsmodul E_{vd} im Bereich A1.1 als Funktion der Messfahrten auf Spur 2.	100
4.41	Dynamischer Verformungsmodul E_{vd} im Bereich A1.1 als Funktion der Messfahrten auf Spur 3.	101
5.1	Vergleich des Bewegungsverhaltens der Oszillationsbandage in der Setzungsmulde für unterschiedliche Betriebszustände.	104
5.2	Mechanisches Modell einer Bandage in ihrer Setzungsmulde.	105
5.3	Vereinfachtes mechanisches Modell einer Bandage in ihrer Setzungsmulde.	106
5.4	Vergleich der analytischen und numerischen Lösungen für den Drehwinkel θ des vereinfachten Modells.	110
5.5	Detail der ersten 0,1 Sekunden des Vergleiches der analytischen und numerischen Lösungen für den Drehwinkel θ des vereinfachten Modells.	111
5.6	Detail des Vergleiches der analytischen und numerischen Lösungen für den Drehwinkel θ des vereinfachten Modells für zwei Erregerperioden.	112
5.7	Bewegungsverhalten der Achse (M) einer oszillierenden Bandage nach dem vereinfachten mechanischen Modell gemäß Abbildung 5.3. Schwingwege (x_M, z_M), Schwinggeschwindigkeiten (\dot{x}_M, \dot{z}_M) und Beschleunigungen (\ddot{x}_M, \ddot{z}_M).	112
5.8	Bewegungsverhalten der Achse (M) einer oszillierenden Bandage nach dem vereinfachten mechanischen Modell gemäß Abbildung 5.3 im eingeschwungenen Zustand ($\dot{\theta}_p(t)$ und $\ddot{\theta}_p(t)$).	113
5.9	Geometrie des Lasteintragungsbereiches.	120
5.10	Translatorisches Konusmodell nach <i>Wolf</i> [123] zur näherungsweise Beschreibung des elastisch isotropen Halbraumes.	120
5.11	Entwicklung der Kontaktlänge $2a_0$ zwischen einer Bandage und dem Untergrund mit zunehmendem Schubmodul G_2 bei konstanter Querdehnzahl $\nu = 0,30$ nach der Theorie von <i>Hertz</i> [52].	128
5.12	Kreissegment.	129
5.13	Bewegungsverhalten der Achse (M) einer oszillierenden Bandage nach dem mechanischen Bandage-Boden Modell gemäß Abbildung 5.2 unter Berücksichtigung eines dynamischen Schubmoduls $G_d = 25 \text{ MN/m}^2$ und Vernachlässigung der Bodendämpfung ($c_H = c_V = 0$).	132

5.14	Bewegungsverhalten der Achse (M) einer oszillierenden Bandage nach dem mechanischen Bandage-Boden Modell gemäß Abbildung 5.2 unter Berücksichtigung eines dynamischen Schubmoduls $G_d = 25 \text{ MN/m}^2$ bei Berücksichtigung der Bodendämpfung.	132
5.15	Federsteifigkeiten (k_H und k_V [MN/m^2]) und Dämpfungsparameter (c_H und c_V [kNs/m]) aus den Konusmodellen nach <i>Wolf</i> für unterschiedliche Schubmoduln G_d des Bodens.	134
5.16	Beschleunigungen (\ddot{x}_M, \ddot{z}_M) der Achse (M) einer oszillierenden Bandage nach dem mechanischen Bandage-Boden Modell gemäß Abbildung 5.2 für unterschiedliche dynamische Schubmoduln G_d des Bodens.	135
5.17	Koordinatenpaare ($\dot{x}_M \dot{z}_M$) eines Messzeitfensters der Dauer einer Anregungsperiode, verbunden in chronologischer Reihenfolge.	136
5.18	Koordinatenpaare ($\ddot{x}_M \ddot{z}_M$) eines Messzeitfensters der Dauer einer Anregungsperiode, nach der Größe der Horizontalbeschleunigung geordnet und verbunden.	137
5.19	Obere und untere Einhüllende der in Abbildung 5.18 dargestellten Schwingung. Die Fläche zwischen den beiden Einhüllenden entspricht dem vorgeschlagenen FDVK-Wert.	137
5.20	Möglichkeit der Faktorisierung des FDVK-Wertes zur Umrechnung in einen Steifigkeitswert.	138
5.21	Koordinatenpaare ($\dot{x}_M \dot{z}_M$) der Lagerbeschleunigungen aus Abbildung 5.14b in chronologischer Reihenfolge verbunden.	139
5.22	Obere und untere Einhüllende der in Abbildung 5.21 dargestellten Schwingung. Die Fläche zwischen den beiden Einhüllenden entspricht dem FDVK-Wert und beträgt $FDVK = 111,45 \text{ m}^2/\text{s}^4$	140
5.23	Der FDVK-Wert in Abhängigkeit vom dynamischen Schubmodul G_d des Bodens.	140
5.24	Symbolische Darstellung eines zu korrigierenden Messwertverlaufes. Fette vertikale Striche markieren vollständige Bandagenrotationen und somit Schnittpunkte.	142
5.25	Symbolische Darstellung des zu korrigierenden Messwertbereiches. Fette vertikale Striche markieren vollständige Bandagenrotationen (Schnittpunkte).	142
5.26	Messwertverläufe der separierten Bandagenrotationen.	143
5.27	Übereinanderlegen aller Bandagenrotationen unterschiedlicher Länge.	143
5.28	Neu abgetastete Bandagenrotationen mit nun gleicher Länge.	144
5.29	Um den Wert Null oszillierende Messwertverläufe der einzelnen Bandagenrotationen.	144
5.30	Ausgangssignal (mit Periodizität) und mit dem beschriebenen Algorithmus korrigiertes Signal.	145
6.1	Signaldarstellung eines reinen Sinus ($f = 10 \text{ Hz}$).	148
6.2	Signaldarstellung einer symmetrisch gekappten Sinusfunktion ($f = 10 \text{ Hz}$).	149

6.3	Signaldarstellung einer asymmetrisch gekappten Sinusfunktion ($f = 10$ Hz).	149
6.4	Entwicklung des Schlupf-Kennwertes I_S und der Amplitudenanteile bei einfacher (f) und dreifacher ($3f$) Erregerfrequenz für verschieden stark symmetrisch gekappte Sinussignale.	151
6.5	Entwicklung des Schlupf-Kennwertes I_S für verschieden stark und verschieden asymmetrisch gekappte Sinussignale.	152
7.1	Lageplan des Testfeldes der experimentellen Großversuche (Hauptuntersuchungen) und lagemäßige Anordnung der in Untergrund und Schüttung eingebauten Messtechnik. Maße in Metern.	158
7.2	Herstellung der zweiten Lage des Testfeldes mit den Verdichtungsspuren 1 bis 4.	159
7.3	Messfahrten auf bindigem Untergrund.	160
7.4	Potentiometer mit Tauchanker des Messsystems zur Bestimmung der Kontaktlänge zwischen der Oszillationsbandage und dem Boden.	162
7.5	Instrumentierung von Spur 2 des Testfeldes.	164
7.6	Verformungsmessgeräte zur Messung der Differenzverformungen („Setzungen“) der zu verdichtenden Schichten in Spur 2 des Testfeldes.	165
7.7	Triaxiale Beschleunigungsaufnehmer des Typs <i>EpiSensor FBA ES-T</i> der Firma <i>Kistler</i> zur Messung der Beschleunigungen unterhalb der aufgetragenen Schüttung und an der Oberfläche.	165
7.8	Messlayout aller parallel messenden Teilsysteme des Großversuches.	167
7.9	Einbau eines Telemetriesystems mit PCM-Technik der Firma <i>KMT - Kraus Messtechnik GmbH</i> zur Übertragung der Messdaten aus der Oszillationsbandage in die Walzenkabine.	169
7.10	Mittelwerte der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums der Oszillationsbandage während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.	175
7.11	Mittelwerte der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums der Oszillationsbandage während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes, mit einer Unterscheidung zwischen homogenem Bereich und Bereichen über den Schwachstellen.	177
7.12	Korrelation zwischen den Verformungsmoduln $E_{v,stat}$, $E_{v,Osz}$, $E_{v,Set}$ und dem dynamischen Verformungsmodul E_{vd} für Messfahrten mit einer Oszillationsfrequenz von $f = 39$ Hz und einer Fahrgeschwindigkeit von $v = 4$ km/h, adaptiert nach [110].	178
7.13	Unkorrigierter Verlauf des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen für die 8. Überfahrt auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes mit ausgeprägter Periodizität der Bandage.	180
7.14	Unkorrigierter und hinsichtlich der Periodizität bereinigter Verlauf des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen für die 8. Überfahrt auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.	181

7.15	Unkorrigierte und hinsichtlich der Periodizität bereinigte Verläufe des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen für die Überfahrten 1, 2, 4 und 8 auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.	182
7.16	Mittlere FDVK-Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.	183
7.17	Mittlere FDVK-Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den Schwachstellen, sowie in den Bereichen über den beiden Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. . . .	184
7.18	Verläufe des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen für die Überfahrten 4, 5, 12 und 13 auf dem steifen Untergrund der Spur 5.	185
7.19	Mittlere FDVK-Werte für die 17 durchgeführten Messfahrten mit Oszillationsanregung auf dem steifen Untergrund der Spur 5.	186
7.20	Verläufe des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen für die Überfahrten 1, 2, 5 und 13 auf dem bindigen Untergrund der Spur 6.	186
7.21	Mittlere FDVK-Werte für die 17 durchgeführten Messfahrten mit Oszillationsanregung auf dem bindigen Untergrund der Spur 6.	187
7.22	Mittlere FDVK-Werte der Messfahrten mit $f = 39$ Hz und $v = 4$ km/h im homogenen Bereich des Testfeldes im Vergleich mit den dynamischen Verformungsmoduln E_{vd} des dynamischen Lastplattenversuchs auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.	188
7.23	Mittlere FDVK-Werte der Messfahrten mit $f = 39$ Hz und $v = 4$ km/h im homogenen Bereich des Testfeldes sowie in den Bereichen über den beiden Schwachstellen im Vergleich mit den dynamischen Verformungsmoduln E_{vd} des dynamischen Lastplattenversuchs auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.	189
7.24	Der FDVK-Wert für Oszillationswalzen im Vergleich mit FDVK-Werten für Vibrationswalzen auf der fertig verdichteten zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Oszillationsparameter: $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h; Vibrationsparameter: kleine Amplitude, $f = 50$ Hz, $v = 4$ km/h.	191
7.25	Der FDVK-Wert für Oszillationswalzen im Vergleich mit FDVK-Werten für Vibrationswalzen auf der fertig verdichteten zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Oszillationsparameter: $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h; Vibrationsparameter: große Amplitude, $f = 40$ Hz, $v = 4$ km/h.	192
7.26	Mittlere I_S -Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den beiden Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes.	193
7.27	Mittlere I_S -Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den beiden Schwachstellen sowie in den Bereichen über den beiden Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. . . .	193

7.28	Maximale Druckzunahme (statischer Anteil) im Punkt P2.1 durch die Überfahrt der Oszillationsbandage auf Spur 2 der ersten Schüttlage in einer Tiefe von 40 cm.	195
7.29	Maximale Amplitude des dynamischen Anteils des vertikalen Bodendrucks im Punkt P2.1 unter der Oszillationsbandage auf Spur 2 der ersten Schüttlage in einer Tiefe von 40 cm.	196
7.30	Maximale Druckzunahme (statischer Anteil) im Punkt P2.1 durch die Überfahrt der Oszillationsbandage auf Spur 2 der zweiten Schüttlage in einer Tiefe von 70 cm.	197
7.31	Maximale Amplitude des dynamischen Anteils des vertikalen Bodendrucks im Punkt P2.1 unter der Oszillationsbandage auf Spur 2 der zweiten Schüttlage in einer Tiefe von 70 cm.	198
7.32	Bleibende Bodenverformung („Setzung“) der ersten Schüttlage (40 cm Lagenstärke) im Punkt P2.0 nach Überfahrt mit aktiver Oszillationsbandage und anschließender statischer Überfahrt.	199
7.33	Bleibende Bodenverformung („Setzung“) beider Schüttlagen (insgesamt 70 cm Mächtigkeit) im Punkt P2.0 nach Überfahrt mit aktiver Oszillationsbandage und anschließender statischer Überfahrt.	200
7.34	Maximale dynamische Einwirkung der Oszillationsbandage auf Spur 2 der ersten Schüttlage im Punkt P2.2 in einer Tiefe von 40 cm unter der GOK des Testfeldes.	201
7.35	Maximale dynamische Einwirkung der Oszillationsbandage auf Spur 2 der zweiten Schüttlage im Punkt P2.2 in einer Tiefe von 70 cm unter der GOK des Testfeldes.	204
7.36	Entwicklung des dynamischen Verformungsmoduls E_{vd} auf Spur 2 des Testfeldes im Bereich A2.1 (erste und zweite Schüttlage) und auf dem bindigen Untergrund der Spur 6.	206
7.37	Nivellements auf Spur 2 im Punkt P2.2 der ersten Lage des Testfeldes.	207
7.38	Nivellements auf Spur 2 im Punkt P2.2 der zweiten Lage des Testfeldes.	207
8.1	Modellgeometrie.	211
8.2	<i>Drucker-Prager</i> /Kappen Modell, adaptiert nach [4].	213
8.3	<i>Mohr-Coulomb</i> 'sche und zwei typische <i>Drucker-Prager</i> Versagensflächen in der deviatorischen Ebene, adaptiert nach [76].	214
8.4	Verfestigungsgesetz an der Kappe des <i>Drucker-Prager</i> Modells für die zu verdichtende Bodenschicht.	218
8.5	Variation der viskosen Dämpfung ζ als Funktion der Frequenz in Form der <i>Rayleigh</i> -Dämpfung für den Untergrund.	219
8.6	Modellierung des Fahrtriebess der Oszillationsbandage.	221
8.7	Parameter des Feder-Dämpfer Elementes zur Realisierung des Fahrtriebess und ihre Frequenzabhängigkeit.	222

8.8	Auswertung der Kontaktverhältnisse für die Knoten des Walzmantels der Oszillationsbandage im Kontakt mit dem Boden für die Zeitspanne des Zurücklegens einer Wegstrecke von 0,2 m. Bodensteifigkeit: $E = 30 \text{ MN/m}^2$. Oszillationsparameter: $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$	225
8.9	Prinzipdarstellung der Kontaktlänge $2a_0$ zwischen der Bandage und dem zu verdichtenden Boden.	226
8.10	Auswertung der Verschleißenergie E_w für eine Variation des E-Moduls des Bodens $E = 10/50/100 \text{ MN/m}^2$. Oszillationsparameter: $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$	228
8.11	Entwicklung der Verschleißenergie E_w in Abhängigkeit vom E-Modul E des Bodens. Oszillationsparameter: $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$	229
8.12	Entwicklung der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S in Abhängigkeit vom E-Modul E des Bodens. Oszillationsparameter: $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$	230
8.13	Auswertung der Verschleißenergie E_w für eine Variation der Oszillationsfrequenz $f = 20/39/60 \text{ Hz}$. Fahrgeschwindigkeit: $v = 4 \text{ km/h}$. E-Modul des Bodens: $E = 30 \text{ MN/m}^2$. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$	232
8.14	Entwicklung der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S in Abhängigkeit von der Oszillationsfrequenz f . Fahrgeschwindigkeit: $v = 4 \text{ km/h}$. E-Modul des Bodens: $E = 30 \text{ MN/m}^2$. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$	233
8.15	Entwicklung der Verschleißenergie E_w , des Schlupf-Kennwertes I_S und der negativen volumetrischen plastischen Verzerrungen $-\varepsilon_{vol}^p$ in Abhängigkeit von der Oszillationsfrequenz f . Fahrgeschwindigkeit: $v = 4 \text{ km/h}$. E-Modul des Bodens: $E = 30 \text{ MN/m}^2$. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$	235
8.16	Auswertung der Verschleißenergie E_w für eine Variation der Fahrgeschwindigkeit $v = 2/4/6 \text{ km/h}$. Oszillationsfrequenz: $f = 39 \text{ Hz}$. E-Modul des Bodens: $E = 30 \text{ MN/m}^2$. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$	237
8.17	Entwicklung der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S in Abhängigkeit von der Fahrgeschwindigkeit v . Oszillationsfrequenz: $f = 39 \text{ Hz}$. E-Modul des Bodens: $E = 30 \text{ MN/m}^2$. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$	238
8.18	Entwicklung der Verschleißenergie E_w , des Schlupf-Kennwertes I_S und der negativen volumetrischen plastischen Verzerrungen $-\varepsilon_{vol}^p$ in Abhängigkeit von der Fahrgeschwindigkeit v . Oszillationsfrequenz: $f = 39 \text{ Hz}$. E-Modul des Bodens: $E = 30 \text{ MN/m}^2$. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$	239
8.19	Auswertung der Verschleißenergie E_w für eine Variation des Reibungsbeiwertes $\mu = 0,1/0,5/0,7$. Oszillationsparameter: $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$. E-Modul des Bodens: $E = 30 \text{ MN/m}^2$	240
8.20	Entwicklung der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S in Abhängigkeit vom Reibungsbeiwert μ . Oszillationsparameter: $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$. E-Modul des Bodens: $E = 30 \text{ MN/m}^2$	241

9.1	Horizontale und vertikale Bodenbeschleunigungen in einer Tiefe von 50 cm unter GOK während einer Oszillationsmessfahrt ($f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$). Basierend auf Abbildung 4.36.	244
9.2	Prinzipdarstellung der Bewegung der Oszillationsbandage in ihrer Setzungsmulde und Ausbildung der doppelten Frequenz in den vertikalen Lagerbeschleunigungen \ddot{z}_M	244
9.3	Horizontale (\ddot{x}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBx und OSx) und vertikale (\ddot{z}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBz und OSz) Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage. Basierend auf Abbildung 4.20.	246
9.4	Horizontale (\ddot{x}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBx und OSx) und vertikale (\ddot{z}_M , ermittelt aus den Messdaten der Sensoren OBz und OSz) Beschleunigungen im Lager der Oszillationsbandage. Basierend auf Abbildung 4.21.	247
9.5	Vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums der Oszillationsbandage während der ersten 23 Überfahrten auf Spur 2. Basierend auf Abbildung 4.24.	248
9.6	Betriebszustände einer Oszillationswalze. Entspricht Abbildung 2.5.	248
9.7	Beschleunigungen (\ddot{x}_M , \ddot{z}_M) der Achse (M) einer oszillierenden Bandage nach dem mechanischen Modell gemäß Abbildung 5.2 für unterschiedliche Schubmoduln G_d des Bodens. Basierend auf Abbildung 5.16.	250
9.8	Entwicklung des FDVK-Wertes mit zunehmendem Schubmodul G_d des Bodens. Entspricht Abbildung 5.23.	251
9.9	Unkorrigierte und hinsichtlich der Periodizität bereinigte Verläufe des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen für die Überfahrten 1, 2, 4 und 8 auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Basierend auf Abbildung 7.15.	251
9.10	Der FDVK-Wert für Oszillationswalzen im Vergleich mit FDVK-Werten für Vibrationswalzen auf der fertig verdichteten, zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Oszillationsparameter: $f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$; Vibrationsparameter: kleine Amplitude, $f = 50 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$. Entspricht Abbildung 7.24.	252
9.11	Mittlere FDVK-Werte der Messfahrten mit $f = 39 \text{ Hz}$ und $v = 4 \text{ km/h}$ im homogenen Bereich des Testfeldes sowie in den Bereichen über den beiden Schwachstellen im Vergleich mit den dynamischen Verformungsmoduln E_{vd} des dynamischen Lastplattenversuchs auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Basierend auf Abbildung 7.23.	253
9.12	Zusammenhang zwischen dynamischem Verformungsmodul E_{vd} und dem FDVK-Wert für Oszillationswalzen für sämtliche Messfahrten mit den Standardparametern der Versuchswalze <i>HAMM HD⁺ 90 VO</i> ($f = 39 \text{ Hz}$, $v = 4 \text{ km/h}$).	255

9.13	Zusammenhang zwischen dynamischem Verformungsmodul E_{vd} und dem FDVK-Wert für Oszillationswalzen für sämtliche Messfahrten mit den Standardparametern der Versuchswalze <i>HAMM HD⁺ 90 VO</i> ($f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h) und für die Ergebnisse aus den Berechnungen mit dem mechanischen Modell aus Kapitel 5 ($f = 39$ Hz).	256
9.14	Mittlere FDVK-Werte für die 17 durchgeführten Messfahrten mit Oszillationsanregung auf dem steifen Untergrund der Spur 5. Basierend auf Abbildung 7.19.	257
9.15	Mittlere FDVK-Werte für die 17 durchgeführten Messfahrten mit Oszillationsanregung auf dem steifen Untergrund der Spur 6. Basierend auf Abbildung 7.21.	257
9.16	Mittlere FDVK-Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Basierend auf Abbildung 7.16.	259
9.17	Vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums der Oszillationsbandage während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Basierend auf Abbildung 7.10.	259
9.18	Vertikale Lage des dynamischen Rotationszentrums der Oszillationsbandage während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes mit einer Unterscheidung zwischen homogenem Bereich und Bereichen über den Schwachstellen. Basierend auf Abbildung 7.11.	260
9.19	Beeinflussung des FDVK-Wertes und der vertikalen Lage des dynamischen Rotationszentrums durch das Bewegungsverhalten der Oszillationsbandage als Prinzip der unterschiedlichen Messtiefen.	261
9.20	Mittlere I_S -Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den beiden Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Entspricht Abbildung 7.26.	262
9.21	Mittlere I_S -Werte im homogenen Bereich des Testfeldes zwischen den beiden Schwachstellen sowie in den Bereichen über den beiden Schwachstellen während der 22 Überfahrten auf der zweiten Lage der Spur 2 des Testfeldes. Entspricht Abbildung 7.27.	262
9.22	Entwicklung der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S in Abhängigkeit vom E-Modul des Bodens E . Oszillationsparameter: $f = 39$ Hz, $v = 4$ km/h. Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$. Entspricht Abbildung 8.12.	264
9.23	Entwicklung der Verschleißenergie E_w und des Schlupf-Kennwertes I_S in Abhängigkeit von der Fahrgeschwindigkeit v . Oszillationsfrequenz: $f = 39$ Hz. E-Modul des Bodens: $E = 30$ MN/m ² . Kontakteigenschaften: $\mu = 0,5$. Entspricht Abbildung 8.17.	265
10.1	Lageplan des Testfeldes der experimentellen Untersuchungen zur Validierung des FDVK-Systems für Oszillationswalzen. Maße in Metern.	269

10.2	Die drei Messwalzen der experimentellen Validierungsversuche: <i>HAMM H7i VIO</i> [46], <i>HAMM H13i VIO</i> [45] und <i>HAMM HD⁺ 140i VO</i> [47] (v.l.n.r.). ©designst, A. Reautschnig.	271
10.3	Vergleich der FDVK-Werte für Oszillationswalzen der drei Messwalzen <i>HAMM H7i VIO</i> , <i>HAMM H13i VIO</i> und <i>HAMM HD⁺ 140i VO</i> durch Verarbeitung der Rohdaten der Beschleunigungen \ddot{x}_M und \ddot{z}_m im Lager der Oszillationsbandage. Maschinenparameter: $f = 30/33$ Hz, $v = 2$ km/h.	273
10.4	Vergleich der normierten FDVK-Werte für Oszillationswalzen der drei Messwalzen <i>HAMM H7i VIO</i> , <i>HAMM H13i VIO</i> und <i>HAMM HD⁺ 140i VO</i> durch Verarbeitung der Rohdaten der Beschleunigungen \ddot{x}_M und \ddot{z}_M im Lager der Oszillationsbandage. Maschinenparameter: $f = 30/33$ Hz, $v = 2$ km/h.	274
10.5	Vergleich der Ermittlung des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen in Quasi-Echtzeit und Korrektur mittels festgelegter Korrekturfunktion (offline) bzw. Korrektur mittels Lerneffekt (online) und nachlaufend durch Verarbeitung der Rohdaten der Beschleunigungen \ddot{x}_M und \ddot{z}_M im Lager der Oszillationsbandage (post). Verdichtungsgerät: <i>HAMM H7i VIO</i> . Maschinenparameter: $f = 30$ Hz, $v = 2$ km/h.	275
10.6	Vergleich der Ermittlung des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen in Quasi-Echtzeit und Korrektur mittels festgelegter Korrekturfunktion (offline) bzw. Korrektur mittels Lerneffekt (online) und nachlaufend durch Verarbeitung der Rohdaten der Beschleunigungen \ddot{x}_M und \ddot{z}_M im Lager der Oszillationsbandage (post). Verdichtungsgerät: <i>HAMM H13i VIO</i> . Maschinenparameter: $f = 33$ Hz, $v = 2$ km/h.	276
10.7	Vergleich der Ermittlung des FDVK-Wertes für Oszillationswalzen in Quasi-Echtzeit und Korrektur mittels festgelegter Korrekturfunktion (offline) bzw. Korrektur mittels Lerneffekt (online) und nachlaufend durch Verarbeitung der Rohdaten der Beschleunigungen \ddot{x}_M und \ddot{z}_M im Lager der Oszillationsbandage (post). Verdichtungsgerät: <i>HAMM HD⁺ 140i VO</i> . Maschinenparameter: $f = 33$ Hz, $v = 2$ km/h.	277
A.1	Datenblatt der Tandemwalze <i>HD⁺ 90 VO</i> der <i>HAMM AG</i> [48] der experimentellen Vor- und Hauptuntersuchungen.	316
A.2	Datenblatt des Walzenzuges <i>H7i VIO</i> der <i>HAMM AG</i> [46] der Verifikationsversuche.	317
A.3	Datenblatt des Walzenzuges <i>H13i VIO</i> der <i>HAMM AG</i> [45] der Verifikationsversuche.	318
A.4	Datenblatt der Tandemwalze <i>HD⁺ 140i VO</i> der <i>HAMM AG</i> [47] der Verifikationsversuche.	319
B.1	Kornverteilungslinie und Kennzahlen des unverdichteten Schüttmaterials der Spuren 1 bis 4 des Grundsatzversuches.	321

B.2	Kornverteilungslinie und Kennzahlen des fertig verdichteten Schüttmaterials der Spuren 1 bis 4 des Grundsatzversuches.	322
B.3	Vergleich der Kornverteilungslinien des unverdichteten und des fertig verdichteten Schüttmaterials der Spuren 1 bis 4 des Grundsatzversuches.	323
B.4	Kornverteilungslinie und Kennzahlen des hochgradig verdichteten Planums der Spur 5 des Grundsatzversuches.	324
B.5	Kornverteilungslinie und Kennzahlen des gemischtkörnigen weichen Untergrundes der Spuren 6 und 7 des Grundsatzversuches.	325
B.6	Kornverteilungslinie und Kennzahlen des Schüttmaterials der ersten Lage des Testfeldes des Großversuches.	327
B.7	Kornverteilungslinie und Kennzahlen des Schüttmaterials der ersten Lage des Testfeldes des Großversuchs nach Bestimmung der dichtesten Lagerung.	328
B.8	Kornverteilungslinie und Kennzahlen des Schüttmaterials der zweiten Lage des Testfeldes des Großversuches.	329
B.9	Kornverteilungslinie und Kennzahlen des Schüttmaterials der zweiten Lage des Testfeldes des Großversuchs nach Bestimmung der dichtesten Lagerung.	330
B.10	Kornverteilungslinie und Kennzahlen des bindigen Untergrundes (Spuren 6 und 7) des Großversuches.	331
B.11	Proctorversuch des Schüttmaterials der ersten Lage des Testfeldes des Großversuches.	332
B.12	Modifizierter Proctorversuch des Schüttmaterials der ersten Lage des Testfeldes des Großversuches.	332
B.13	Proctorversuch des Schüttmaterials der zweiten Lage des Testfeldes des Großversuches.	333
B.14	Modifizierter Proctorversuch des Schüttmaterials der zweiten Lage des Testfeldes des Großversuches.	333
B.15	Proctorversuch des bindigen Untergrundes (Spuren 6 und 7) des Großversuches.	334
B.16	Modifizierter Proctorversuch des bindigen Untergrundes (Spuren 6 und 7) des Großversuches.	334
B.17	Statischer Lastplattenversuch auf Spur 2 der ersten Lage des Testfeldes.	335

Liste häufig verwendeter Symbole

Abkürzungen und weitere Symbole

<i>CMV</i>	Compaction Meter Value, dimensionsloser FDVK-Wert des <i>Compactometer</i>
<i>OMEGA</i>	Ursprünglicher, dimensionsloser FDVK-Wert des <i>Terrrameter</i>
<i>RMV</i>	Resonance Meter Value, dimensionsloser FDVK-Wert des <i>Compactometer</i> für den Sprungbetrieb
<i>Vario</i>	Dimensionsloser Faktor des <i>ACE</i> -Systems zur Abminderung der dynamischen Anregung

Griechische Buchstaben

α	Winkelbeschleunigung in rad/s^2
β	Phasenverschiebung in $^\circ$
σ	<i>Cauchy</i> 'scher Spannungstensor
$\Delta\sigma$	Spannungsänderung, z.B. in MN/m^2
ΔG	Verfeinerungsgrad des Bodens in cm^2
Δm	Mitschwingende Bodenmasse aus dem Konusmodell in kg
Δz	Änderung der Vertikalverschiebung der dynamischen Lastplatte in mm
δ	Auslenkung der Bandage aus der Ruhelage in rad
γ	Wichte des Bodens in kN/m^3
λ	Wellenlänge in m
$d\varepsilon$	Verzerrungsinkrement (dimensionslos)
μ	Reibungsbeiwert (dimensionslos)
ν	Querdehnzahl (dimensionslos)

ω_0	Eigenkreisfrequenz eines ungedämpften Systems in rad/s
ρ	Dichte in kg/m ³
ρ_f	Dichte des Bodens im feuchten Zustand in kg/m ³
ρ_s	Korndichte des Bodens in g/cm ³
$\rho_{Pr,m}$	Modifizierte Proctordichte des Bodens in kg/m ³
ρ_{Pr}	Proctordichte des Bodens in kg/m ³
σ	Normalspannung, z.B.: Sohlpressung unter der Lastplatte in MN/m ²
τ	Schubspannung in N/m ²
θ	Drehwinkel der Bandage für die Rotation um die eigene Achse in rad
ε_{vol}^p	Volumetrische plastische Verzerrungen
φ	Reibungswinkel des Bodens in °
ζ	Kreisfrequenz der Anregung in rad/s

Lateinische Kleinbuchstaben

\bar{r}	Entfernung zwischen Erschütterungsquelle und Beobachtungsort in m
a_0	Halbe Kontaktlänge zwischen Bandage und Boden in m
a_T	Tangentialbeschleunigung der Oszillationsbandage in m/s ²
b_0	Halbe Breite der Bandage in m
c	Kohäsion des Bodens in MN/m ²
c_a	Wellenausbreitungsgeschwindigkeit in m/s
c_H	Horizontaler Dämpfungskoeffizient des Bodens aus dem Konusmodell in kN s
c_p	Kompressionswellengeschwindigkeit in m/s
c_R	Ausbreitungsgeschwindigkeit der <i>Rayleigh</i> -Wellen in m/s
c_s	Scherwellengeschwindigkeit in m/s
c_V	Vertikaler Dämpfungskoeffizient des Bodens aus dem Konusmodell in kN s
d	Verschiebung beim Kontakt zweier Körper mit gekrümmten Oberflächen nach <i>Hertz</i> in m
e	Porenzahl des Bodens (dimensionslos)

e_0	Porenzahl des Bodens im Ausgangszustand (dimensionslos)
e_l	Elementlänge des FE Netzes in m
e_U	Exzentrizität der Unwuchtmasse in m
e_W	Exzentrizität der Unwuchtwelle in m
f	Frequenz in Hz
g	Erdbeschleunigung $g = 9,81 \text{ m/s}^2$
k_B	Bodensteifigkeit, FDVK-Wert des ACE-Systems in MN/m
k_H	Horizontale Federsteifigkeit des Bodens aus dem Konusmodell in MN/m
k_o	Erdruchdruckbeiwert des Bodens (dimensionslos)
k_V	Vertikale Federsteifigkeit des Bodens aus dem Konusmodell in MN/m
m	Masse der Bandage in kg
m_E	Masse der verbrauchten Sandmenge beim Sandersatzverfahren in kg
m_f	Masse des Bodens im feuchten Zustand in kg
m_G	Gesamte Masse (Betriebsgewicht) der Walze in kg
m_R	Rahmenmasse, welche die Bandage statisch belastet (nicht mitschwingend) in kg
m_U	Masse einer Unwucht in kg
m_w	Masse des Wassers in kg
n_{max}	Lockerste Lagerung des Bodens (dimensionslos)
n_{min}	Dichteste Lagerung des Bodens (dimensionslos)
r	Radius der Bandage in m
r_0	Radius der Deckfläche des Konusmodells in m
r_{LP}	Radius der Lastplatte (im Regelfall $r_{LP} = 15 \text{ cm}$)
s_e	Elastische Einsenkung der Bandage in den Boden in mm
t	Deviatorische Spannungsgröße
u	Verschiebung im Konusmodell in m
u_0	Verschiebung der Deckfläche des Konusmodells in m
v	Geschwindigkeit in m/s oder km/h
v_M	Geschwindigkeit der Bandagenachse in m/s

w_L	Fließgrenze des Bodens in %
w_n	Natürlicher Wassergehalt des Bodens in %
w_p	Plastizitätsgrenze des Bodens in %
$w_{pr,m}$	Optimaler Wassergehalt des Bodens aus dem modifizierten Proctorversuch in %
w_{pr}	Optimaler Wassergehalt des Bodens aus dem Proctorversuch in %
x_A	Horizontale Koordinate des Auflagerpunktes der Setzungsmulde
x_A	Verschiebung des Auflagerpunktes in horizontaler Richtung
x_M	Horizontale Koordinate der Bandagenachse
z_0	Spitzenhöhe des Konusmodells in m
z_A	Verschiebung des Auflagerpunktes in vertikaler Richtung
z_A	Vertikale Koordinate des Auflagerpunktes der Setzungsmulde
z_M	Vertikale Koordinate der Bandagenachse
z_{max}	Maximale Vertikalverschiebung der Lastplatte nach RVS 08.03.04 [101] in mm

Lateinische Großbuchstaben

I	Einheitstensor zweiter Ordnung
S	Deviatorischer Spannungstensor
A_0	Lasteintragsfläche des Konusmodells in m^2
C	Dämpfungskoeffizient des Bodens im Konusmodell in Ns
C_c	Kompressionsbeiwert des Bodens aus dem Ödometerversuche (dimensionslos)
C_s	Schwellbeiwert des Bodens aus dem Ödometerversuche (dimensionslos)
D	Exponent zur Beschreibung der Abnahme der Erschütterungen mit wachsender Entfernung von der Erschütterungsquelle
E_s	Steifemodul des Bodens in MN/m^2
E_v	Verformungsmodul des Bodens in MN/m^2
E_w	Verschleißenergie in J
E_{v1}	Verformungsmodul der Erstbelastung (auch Erstbelastungsmodul) des Bodens in MN/m^2

E_{v2}	Verformungsmodul der Zweitbelastung (auch Zweitbelastungsmodul oder Wiederbelastungsmodul) des Bodens in MN/m^2
E_{vd}	Dynamischer Verformungsmodul des Bodens in MN/m^2
E_{vib}	Vibrationsmodul, FDVK-Wert des <i>Terrrameter</i> -Systems in MN/m^2
F_b	Bodenkontaktkraft in N
F_O	Oszillationskraft der Walze in kN
F_z	Gewichtskraft aus dem Rahmen der Walze in N
F_{err}	Erregerkraft der dynamischen Anregung in N
F_{stat}	Gewichtskraft aus der statischen Achslast in N
G	Schubmodul in MN/m^2
G_d	Dynamischer Schubmodul des Bodens in MN/m^2
I	Massenträgheitsmoment der Bandage in kg m^2
I_C	Konsistenzzahl des Bodens (dimensionslos)
I_P	Plastizitätszahl des Bodens in %
I_S	Schlupf-Kennwert, dimensionsloser Kennwert zur Beurteilung des Schlupfs zwischen dem Walzmantel einer Oszillationsbandage und dem Untergrund.
K	Steifigkeit des Bodens im Konusmodell in N/m^2
K_R	Steifigkeit eines Rechtecks auf dem elastisch isotropen Halbraum in N/m^2
M	Mittelpunkt der Bandage
M_0	Oszillationsmoment in Nm
N	Kräfte im Konusmodell in N
P_0	Kontaktkraft zwischen zwei Körpern mit gekrümmten Oberflächen nach <i>Hertz</i> in N
R	Radius der Setzungsmulde des mechanischen Modells in mm
R_H	Radius im Kontaktmodell nach <i>Hertz</i> in m
T	Kinetische Energie in J
T_E	Periodendauer der Anregung in s
V	Potentielle Energie in J
V_E	Volumen der Prüfgrube beim Sandersatzverfahren in m^3

Anhang A

Allgemeiner Anhang

HD+ 90 VW / HD+ 90 VO

HD+ 90 VW - Knickgelenkte Tandemwalze mit 2 Vibrationsbandagen
HD+ 90 VO - Knickgelenkte Tandemwalze mit Vibrations- und Oszillationsbandage



		HD+ 90 VW	HD+ 90 VO
Gewichte			
Betriebsgewicht mit Kabine	kg	9380	9380
Betriebsgewicht max.	kg	11900	11900
Achslast, vorn/hinten	kg	4740/4610	4770/4610
Statische Linienlast, vorn/hinten	kg/cm	28,4/27,4	28,4/27,4
Abmessungen Maschine			
Maximale Arbeitsbreite	mm	1850	1850
Spurkreisradius, innen	mm	5250	5250
Dieselmotor			
Hersteller		DEUTZ	DEUTZ
Typ		TCD 2012 L04 2V	TCD 2012 L04 2V
Zylinder, Anzahl		4	4
Leistung ISO 14396, kW/PS/UpM		100,0/136,0/2300	100,0/136,0/2300
Leistung SAE J1349, kW/HP/UpM		100,0/134,0/2300	100,0/134,0/2300
Abgasstufe EU / USA		III A / Tier 3	III A / Tier 3
Fahrtrieb			
Fahrtrieb hydrost., vorn/hinten		Radmotor/Radmotor	Radmotor/Radmotor
Geschwindigkeit, Arbeitsgang	km/h	0-6,0	0-6,0
Geschwindigkeit, Transportgang	km/h	0-12,0	0-12,0
Steigfähigkeit, mit/ohne Vibration	%	35/40	35/40

Schwingungssystem
Hydrostatischer Antrieb

Vibration			
Vibrationsfrequenz, vorn, I/II	Hz	42/50	42/50
Vibrationsfrequenz, hinten, I/II	Hz	42/50	
Amplitude, vorn, I/II	mm	0,62/0,34	0,62/0,34
Amplitude, hinten, I/II	mm	0,62/0,34	
Zentrifugalkraft, vorn, I/II	kN	75/60	75/60
Zentrifugalkraft, hinten, I/II	kN	75/60	

Oszillation			
Oszillationsfrequenz, hinten	Hz		39
Tangentialamplitude, hinten	mm		1,44
Oszillationskraft, hinten	kN		144

Lenkung			
Lenkung, Art		Knicklenkung	Knicklenkung
Lenkung, Betätigung		hydrostatisch, Lenkrad	hydrostatisch, Lenkrad
Lenkeinschlag +/-	°	30	30
Pendelwinkel +/-	°	10	10

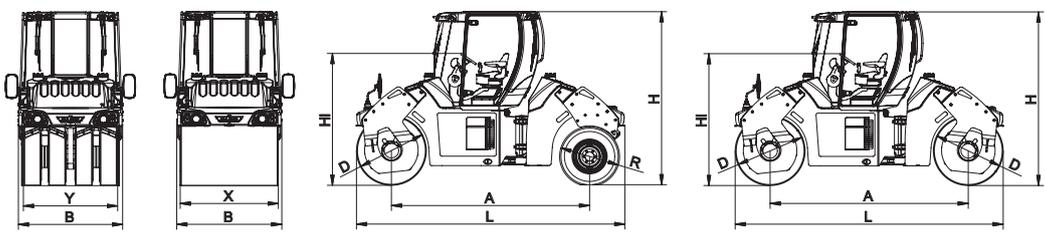
Bremsanlage			
Betriebsbremse, Wirkung		hydrostatisch	hydrostatisch
Betriebsbremse, Betätigung		Fahrhebel	Fahrhebel
Parkbremse, Wirkung		Federspeicher/mechanisch	Federspeicher/mechanisch
Parkbremse, Betätigung		elektr. u. autom.	elektr. u. autom.
Hilfsbremse, Wirkung		hydr./mech.	hydr./mech.
Hilfsbremse, Betätigung		Not-Stop	Not-Stop

Berieselungsanlage			
Wasserberieselung, Art		Druck	Druck
Betätigung, Wasserberieselung		intervall/manuell	intervall/manuell
Wassertank, Inhalt	L	834	834

Ausstattung
gefederter Fahrersitz, schwenk- und verschiebbarer Komfortsitz, Multifunktionsfahrhebel rechts vom Sitz, Amplitude schaltbar: groß/klein, Vibration schaltbar: vorne/hinten/doppelt, Scheibenwischer vorn und hinten, Kontrollleuchten und Notstopp, CE vorbereitet, Batterie Hauptschalter, Dreifach-Ölfilterung, Beleuchtung nach StVZO, Wasserstandsanzeige, Geschwindigkeitsmesser, ROPS-Komfort-Großraumkabine, Aufstiegsgriffe

Sonderausstattung
HCO-Asphalt-Verdichtungsmesser, HCO-Asphalttemperaturmesser, Frequenzregler schaltbar: vorne/hinten/doppelt, Hundegang zur Erhöhung der Arbeitsbreite, ROPS-Panoramakabine, Heiz/Klima mit Entfeuchtung, staubfreie Lüftung, Innenbeleuchtung, Außen- und Innenspiegel, Fahrtenschreiber, Rundumkennleuchte, Schallsolisierung, Kantendrück- und Schneidgerät, Radio, Back-up-Alarm, zweiter Multifunktionsfahrhebel, Bandagenbeleuchtung, Kabine: 4 Scheinwerfer, alle Scheinwerfer auch in Xenon erhältlich, Stoffsitz, Fahrersitz-Rückenverlängerung, Sicherheitsgurt, Sonnendach

Gesamtlänge	L	4600	4600
Breite	B	1790	1790
Gesamthöhe	H	3050	3050
Achsabstand	A	3400	3400
Bandagenbreite	X	1680/1680	1680/1680
Bandagendurchmesser	D	1200/1200	1200/1200



HAMM AG • Hammstrasse 1 • D-95643 Tirschenreuth • Tel. +49 (0) 9631 80-0 • Fax +49 (0) 9631 80-111 • www.hamm.eu

HD+ 90 VW/VO 1:1.1 2/14/693 D1 - Weitere Daten auf Anfrage / Änderungen vorbehalten

Abbildung A.1: Datenblatt der Tandemwalze HD+ 90 VO der HAMM AG [48] der experimentellen Vor- und Hauptuntersuchungen.

H 7i VIO

H 7i VIO - Walzenzug mit VIO-Glattpandage



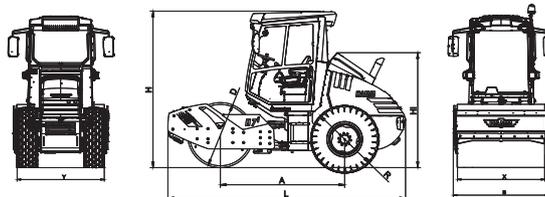
H 7i VIO

Gewichte		
Betriebsgewicht mit ROPS	kg	6105
Betriebsgewicht mit Kabine	kg	6325
Betriebsgewicht max.	kg	6380
Achslast, vorn/hinten	kg	3765/2560
Radlast pro Reifen, hinten	kg	1280
Statische Linienlast, vorn	kg/cm	22,4
Abmessungen Maschine		
Maximale Arbeitsbreite	mm	1680
Seitlicher Überstand, links/rechts	mm	80/70
Bordsteinfreiheit, links/rechts	mm	350/350
Bodenfreiheit, mitte	mm	317
Spurkreisradius, innen	mm	3310
Bandagenart, vorn		glatt/ungeteilt
Bandagenstärke, vorn	mm	20
Reifengröße, hinten		AW 14.9-24 8 TL
Dieselmotor		
Hersteller		KJUBOTA
Typ		V3307-CR-T
Zylinder, Anzahl		4
Leistung ISO 14396, kW/PS/UpM		54,6/74,3/2200
Leistung SAE J1349, kW/HP/UpM		54,6/73,2/2200
Abgasstufe EU / USA		III B / Tier 4
Kraftstofftank, Inhalt	L	123
Fahrtrieb		
Fahrtrieb hydrost., vorn/hinten		Radmotor/Radmotor
Geschwindigkeit, Arbeitsgang	km/h	0-6,0
Geschwindigkeit, Transportgang	km/h	0-12,5
Steigfähigkeit, mit/ohne Vibration	%	55/60
Vibration		
Vibrationsfrequenz	Hz	36
Amplitude, Vibro	mm	1,38
Zentrifugalkraft, Vibro	kN	123
Oszillation		
Oszillationsfrequenz	Hz	36
Tangentialamplitude, Oszi	mm	1,37
Oszillationskraft	kN	123
Lenkung		
Lenkung, Art		Knicklenkung
Lenkung, Betätigung		hydrostatisch, Lenkrad
Lenkeinschlag +/-	°	31
Pendelwinkel +/-	°	10

Ausstattung
 Modernes Informations- und Kontrolldisplay, 2 PVC-Abstreifer, 3-Punkt Knickgelenk, Gefederter drehbarer Fahrersitz, Hydraulik-Schutzblech, Hydrostatischer Allradantrieb, Elektronisches Maschinenmanagement Hamtronic

Sonderausstattung
 2 abschließbare Türen, Arbeitsscheinwerfer, Back-up-Alarm, Beidseitiger Aufstieg, Beleuchtung nach StVZO, Fahrtenschreiber, Geschwindigkeitsmesser, Gurtkontaktschalter, HCQ-GPS-Verdichtungsdokumentation, HCQ-Verdichtungsmesser, Klimaanlage, Motor-Stop Automatik, Radio, ROPS/FOPS, Rückfahrkamera, Rundumkennleuchte, Schubschild (nur P-Version), Sitzkonsole seitlich verschiebbar, Sonnendach, Stampffußschalen, Telematik, Vibrationsautomatik

Gesamtlänge	L	4409
Breite	B	1844
Gesamthöhe	H	2925
Achsabstand	A	2306
Bandagenbreite	X	1680
Bandagendurchmesser	D	1206
Breite über Reifen	Y	1640
Reifendurchmesser	R	1280
Höhe Verladung, Minim.	HI	2925



HAMM AG • Hammstrasse 1 • D-95643 Tirschenreuth • Tel. +49 (0) 9631 80-0 • Fax +49 (0) 9631 80-111 • www.hamm.eu

H 7i VIO 10:15:2313892 de-DE V1 - Weitere Daten auf Anfrage / Änderungen vorbehalten

Abbildung A.2: Datenblatt des Walzenzuges H7i VIO der HAMM AG [46] der Verifikationsversuche.

H 13i VIO

H 13i VIO - Walzenzug mit VIO-Glattbandage



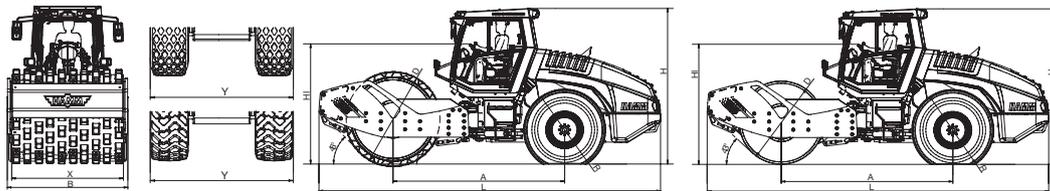
H 13i VIO

Gewichte		
Betriebsgewicht mit ROPS	kg	12475
Betriebsgewicht mit Kabine	kg	12735
Betriebsgewicht max.	kg	14710
Achslast, vorn/hinten	kg	7500/5235
Radlast pro Reifen, hinten	kg	2617,5
Statische Linienlast, vorn	kg/cm	35,0
Abmessungen Maschine		
Maximale Arbeitsbreite	mm	2140
Seitlicher Überstand, links/rechts	mm	71/71
Bordsteinfreiheit, links/rechts	mm	500/500
Bodenfreiheit, mitte	mm	400
Spurkreisradius, innen	mm	4190
Bandagenart, vorn		glatt/ungeteilt
Bandagenstärke, vorn	mm	30
Reifengröße, hinten		AW 23.1-26 12 PR
Dieselmotor		
Hersteller		DEUTZ
Typ		TCD 4.1 L4
Zylinder, Anzahl		4
Leistung ISO 14396, kW/PS/UpM		105,0/142,8/2300
Leistung SAE J1349, kW/HP/UpM		105,0/140,7/2300
Abgasstufe EU / USA		III B / Tier 4i
Kraftstofftank, Inhalt	L	280
Fahrtrieb		
Fahrtrieb hydrost., vorn/hinten		Radmotor/Achse
Regelung, stufenlos		Hamtronic
Geschwindigkeit, stufenlos	km/h	0 - 14,0
Steigfähigkeit, mit/ohne Vibration	%	57/62
Vibration		
Vibrationsfrequenz	Hz	33
Amplitude, Vibro	mm	1,92
Zentrifugalkraft, Vibro	kN	279
Oszillation		
Oszillationsfrequenz	Hz	33
Tangentialamplitude, Oszi	mm	1,74
Oszillationskraft	kN	279
Lenkung		
Lenkung, Art		Knicklenkung
Lenkung, Betätigung		hydrostatisch, Lenkrad
Lenkschlag +/-	°	32
Pendelwinkel +/-	°	10

Ausstattung
 Arbeitsscheinwerfer vorne/hinten, Beidseitiger Aufstieg, Gefederter Fahrersitz, Große Motorleistung mit Traktionskontrolle, Hamtronic - automatische Traktions- und Schlupfregelung, Kippbare GFK-Motorhaube, Modernes Informations- und Kontrolldisplay, Schwenkbare Lenk- und Armaturenkonzole, Stufenloser hydrostatischer Allradantrieb

Sonderausstattung
 Außen- und Innenspiegel, Back-up-Alarm, Fahrhebel beidseitig, Fahrtenschreiber, HCQ-GPS-Verdichtungsdokumentation, HCQ-Verdichtungsmesser, Heizung mit staubfreier Lüftung, Klimaanlage, Radio, Rundumkennleuchte

Gesamtlänge	L	5850	
Breite	B	2284	
Gesamthöhe	H	2960	
Achsabstand	A	3062	
Bandagenbreite	X	2140	
Bandagendurchmesser	D	1504	
Breite über Reifen	Y	2160	
Reifendurchmesser	R	1565	
Höhe Verladung, Minim.	HI	2282	



HAMM AG • Hammstrasse 1 • D-95643 Tirschenreuth • Tel. +49 (0) 9631 80-0 • Fax +49 (0) 9631 80-111 • www.hamm.eu

H 13i VIO 10.15.9311002 de-DE V4 - Weitere Daten auf Anfrage / Änderungen vorbehalten

Abbildung A.3: Datenblatt des Walzenzuges H13i VIO der HAMM AG [45] der Verifikationsversuche.

HD+ 140i W / HD+ 140i VO



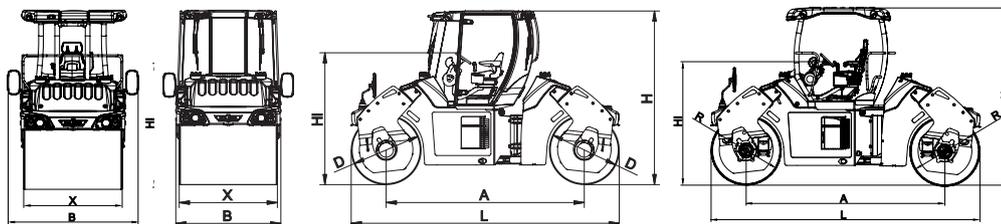
HD+ 140i W - Knickgelenkte Tandemwalze mit 2 Vibrationsbandagen
 HD+ 140i VO - Knickgelenkte Tandemwalze mit Vibrations- und Oszillationsbandage

		HD+ 140i W	HD+ 140i VO
Gewichte			
Betriebsgewicht mit ROPS	kg	12515	12715
Betriebsgewicht mit Kabine	kg	12755	12955
Betriebsgewicht max.	kg	13670	13870
Achslast, vorn/hinten	kg	6400/6355	6400/6555
Statische Linienlast, vorn/hinten	kg/cm	29,9/29,7	29,9/30,6
Abmessungen Maschine			
Maximale Arbeitsbreite	mm	2310	2310
Seitlicher Überstand, links/rechts	mm	60/60	60/60
Bordsteinfreiheit, links/rechts	mm	900/900	900/900
Bodenfreiheit, mitte	mm	340	340
Spurkreisradius, innen	mm	5980	5980
Bandagenart, vorn		glatt/ungeteilt	glatt/ungeteilt
Bandagenart, hinten		glatt/ungeteilt	glatt/ungeteilt
Bandagenstärke, vorn/hinten	mm	19/19	19/17
Dieselmotor			
Hersteller		DEUTZ	DEUTZ
Typ		TCD 4.1 L4	TCD 4.1 L4
Zylinder, Anzahl		4	4
Leistung ISO 14396, kW/PS/UpM		115,0/156,4/2300	115,0/156,4/2300
Leistung SAE J1349, kW/HP/UpM		115,0/154,1/2300	115,0/154,1/2300
Abgasstufe EU / USA		III B / Tier 4i	III B / Tier 4i
Kraftstofftank, Inhalt	L	260	260
Fahrtrieb			
Fahrtrieb hydrost., vorn/hinten		Radmotor/Radmotor	Radmotor/Radmotor
Regelung, stufenlos		Hammtronic	Hammtronic
Geschwindigkeit, Arbeitsgang	km/h	0-6,0	0-6,0
Geschwindigkeit, Transportgang	km/h	0-12,0	0-12,0
Steigfähigkeit, mit/ohne Vibration	%	35/40	30/35
Vibration			
Vibrationsfrequenz, vorn, l/II	Hz	40/50	40/50
Vibrationsfrequenz, hinten, l/II	Hz	40/50	
Amplitude, vorn, l/II	mm	0,86/0,47	0,86/0,47
Amplitude, hinten, l/II	mm	0,86/0,47	
Zentrifugalkraft, vorn, l/II	kN	180/150	180/150
Zentrifugalkraft, hinten, l/II	kN	180/150	
Oszillation			
Oszillationsfrequenz, hinten	Hz		36
Tangentialamplitude, hinten	mm		1,48
Oszillationskraft, hinten	kN		207
Lenkung			
Lenkung, Art		Knicklenkung	Knicklenkung
Lenkung, Betätigung		hydrostatisch, Lenkrad	hydrostatisch, Lenkrad
Lenkeinschlag +/-	°	30	30
Pendelwinkel +/-	°	10	10
Berieselungsanlage			
Wasserberieselung, Art		Druck	Druck
Betätigung, Wasserberieselung		intervall/manuell	intervall/manuell
Wassertank, Inhalt	L	1145	1145

Ausstattung
 Amplitude schaltbar: groß/klein, Aufstiegsgriffe, Batterie Hauptschalter, Gefederter Fahrersitz, Geschwindigkeitsmesser, Kontrollleuchten und Notstopp, Multifunktionsfahrhebel rechts vom Sitz, Schwenk- und verschiebbarer Komfortsitz, Vibration schaltbar: vorne/hinten/doppelt, Wasserstandsanzeige

Sonderausstattung
 alle Scheinwerfer auch in Xenon erhältlich, Außen- und Innenspiegel, Back-up-Alarm, Bandagenbeleuchtung, Fahrersitz-Rückenverlängerung, Fahrtenschreiber, Frequenzregler schaltbar: vorne/hinten/doppelt, HCQ-Asphalttemperaturmesser, HCQ-Asphalt-Verdichtungsmesser, Heiz/Klima mit Entfeuchtung, Hundegang zur Erhöhung der Arbeitsbreite, Innenbeleuchtung, Kabine: 4 Scheinwerfer, Kantendrück- und Schneidgerät, Radio, ROPS-Panoramakabine, Rundumkennleuchte, Schallschulter, Sicherheitsgurt, Sonnendach, staubfreie Lüftung, Stoffsitze, zweiter Multifunktionsfahrhebel

Gesamtlänge	L	5200	5200
Breite	B	2260	2260
Gesamthöhe	H	2980	2980
Achsabstand	A	3800	3800
Bandagenbreite	X	2140/2140	2140/2140
Bandagendurchmesser	D	1400/1400	1400/1400
Höhe Verladung, Minim.	HI	2140	2140



HAMM AG • Hammstrasse 1 • D-95643 Tirschenreuth • Tel. +49 (0) 9631 80-0 • Fax +49 (0) 9631 80-111 • www.hamm.eu

HD+ 140i W / HD+ 140i VO 10.15.2311872 de-DE V2 - Weitere Daten auf Anfrage / Änderungen vorbehalten

Abbildung A.4: Datenblatt der Tandemwalze HD+ 140i VO der HAMM AG [47] der Verifikationsversuche.

Anhang B

Laborergebnisse

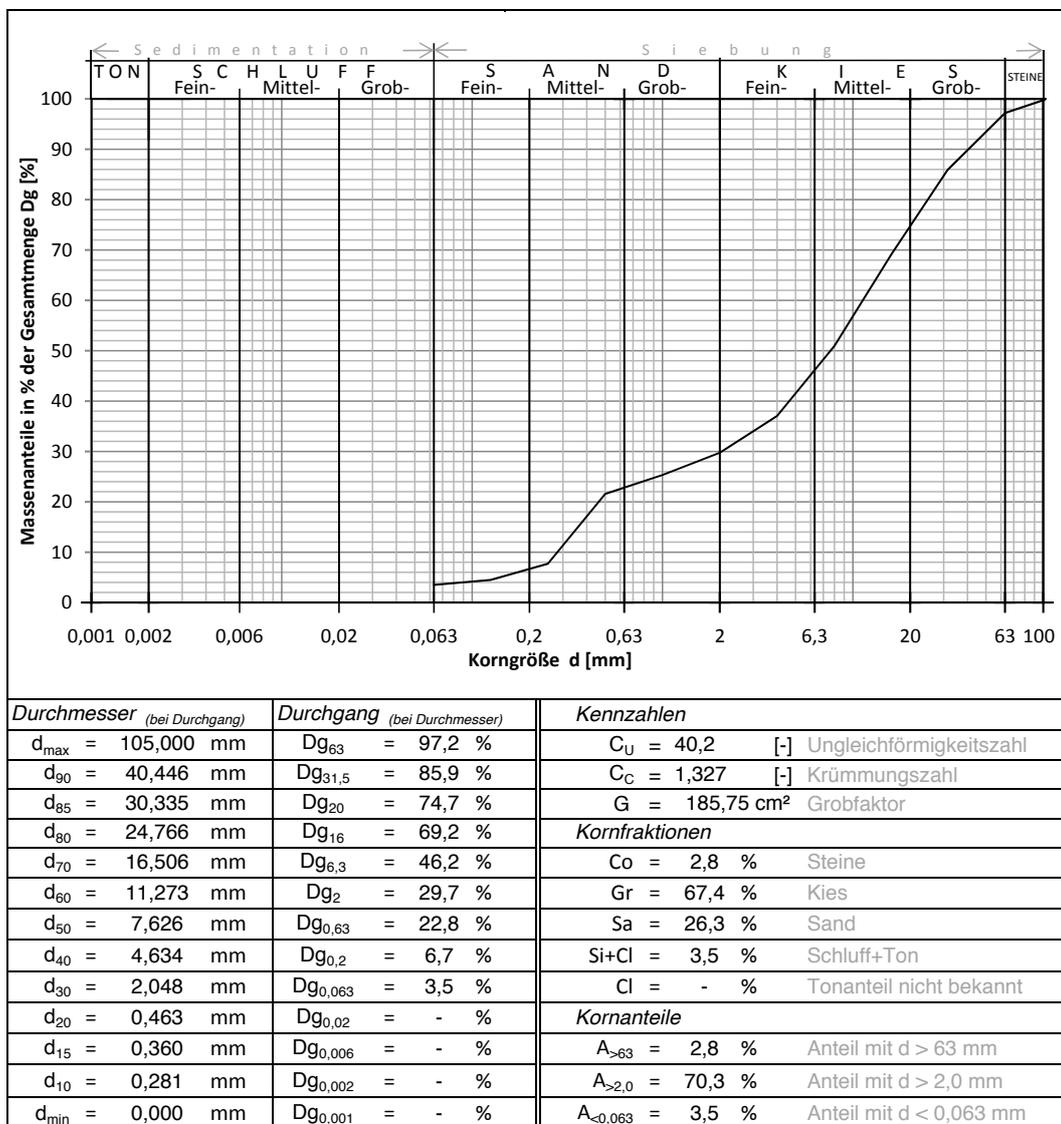


Abbildung B.1: Kornverteilungslinie und Kennzahlen des unverdichteten Schüttmaterials der Spuren 1 bis 4 des Grundsatzversuches.

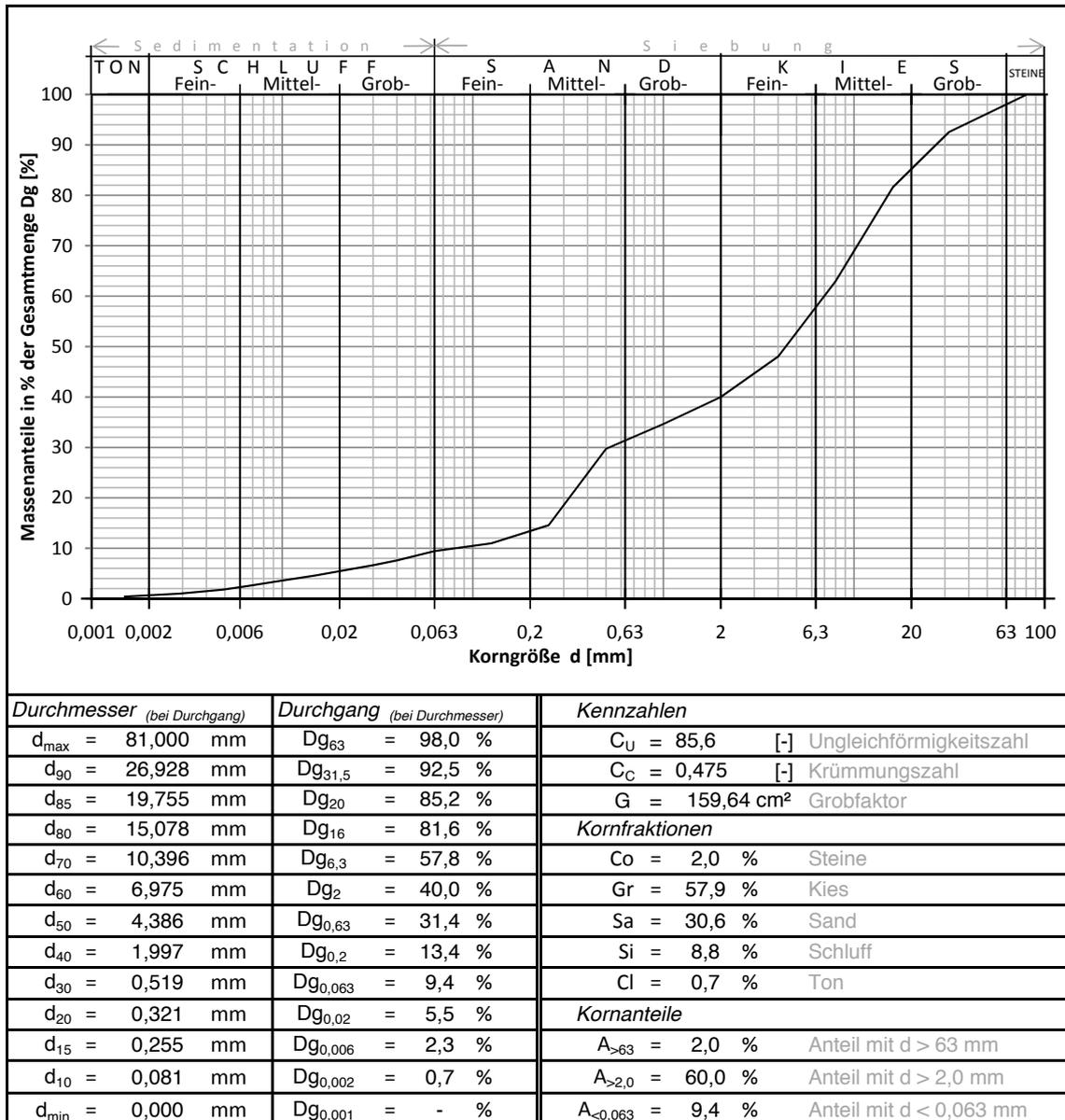


Abbildung B.2: Kornverteilungslinie und Kennzahlen des fertig verdichteten Schüttmaterials der Spuren 1 bis 4 des Grundsatzversuches.

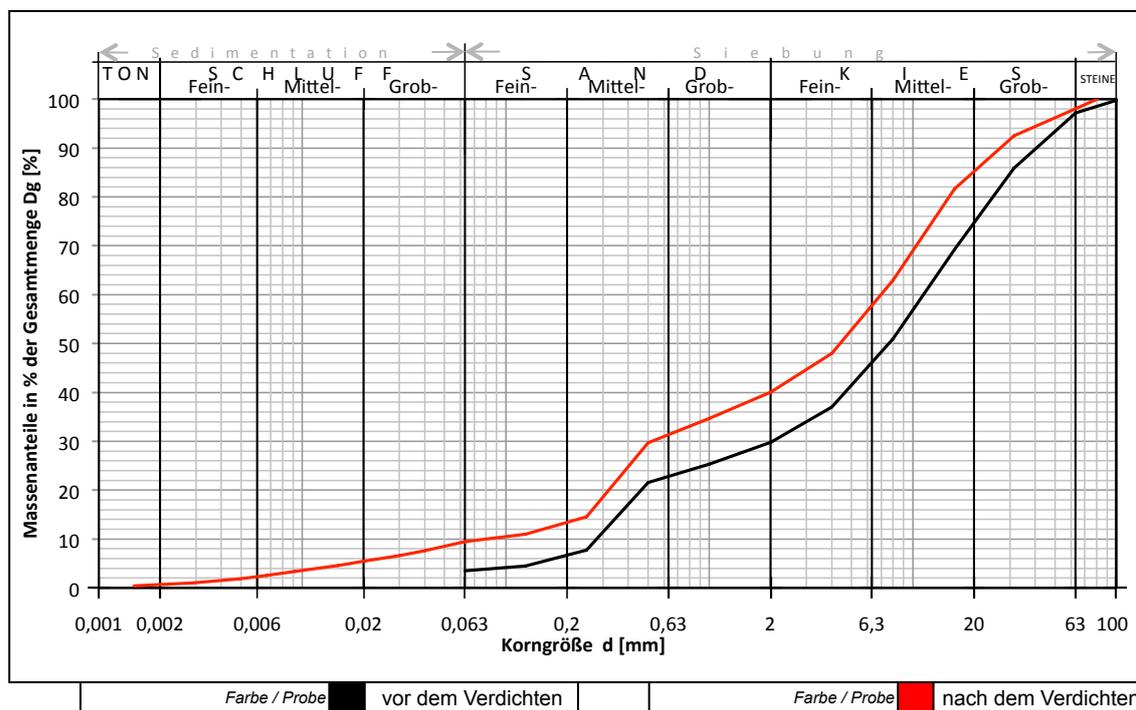


Abbildung B.3: Vergleich der Kornverteilungslinien des unverdichteten und des fertig verdichteten Schüttmaterials der Spuren 1 bis 4 des Grundsatzversuches.

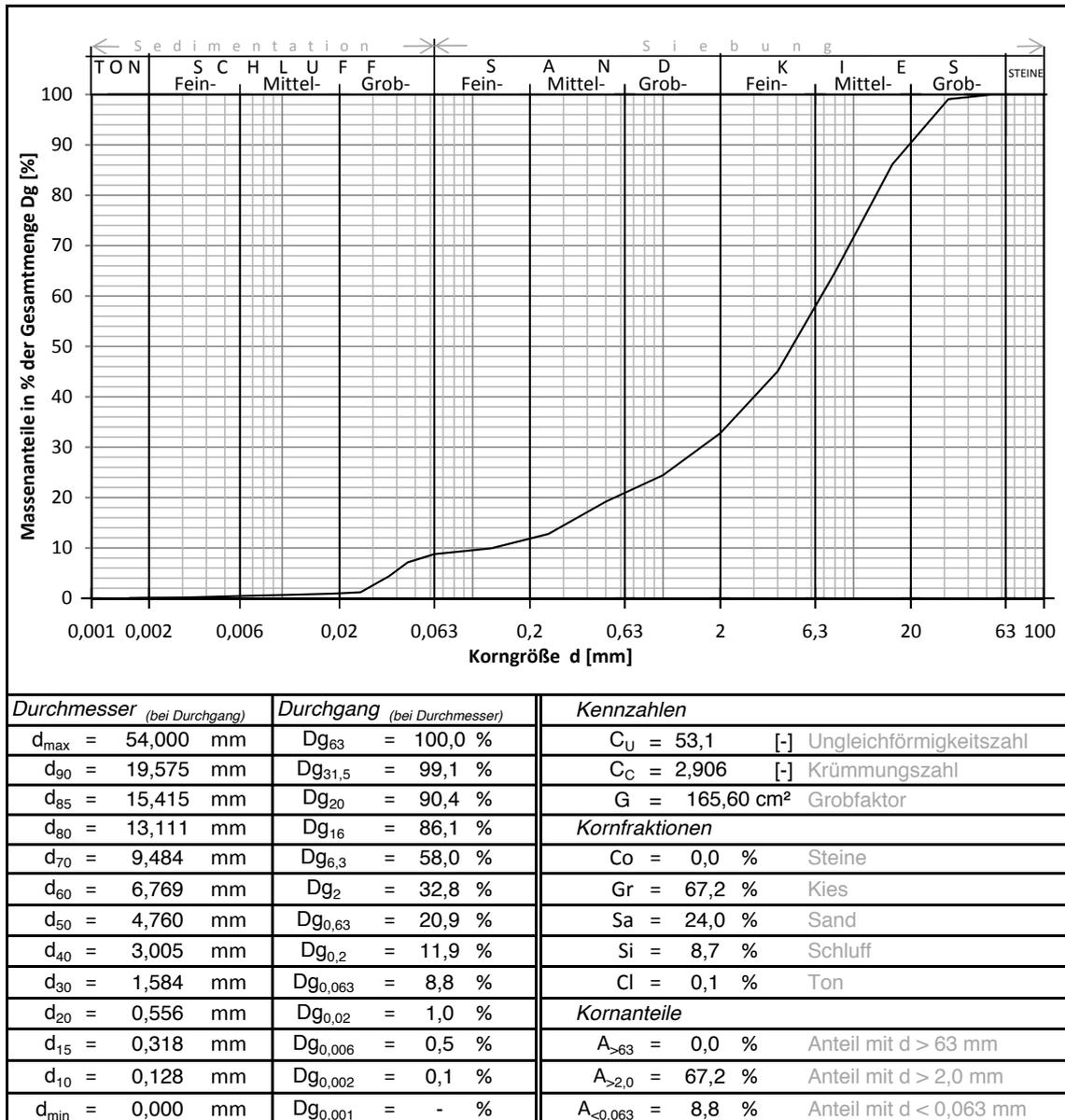


Abbildung B.4: Kornverteilungslinie und Kennzahlen des hochgradig verdichteten Planums der Spur 5 des Grundsatzversuches.

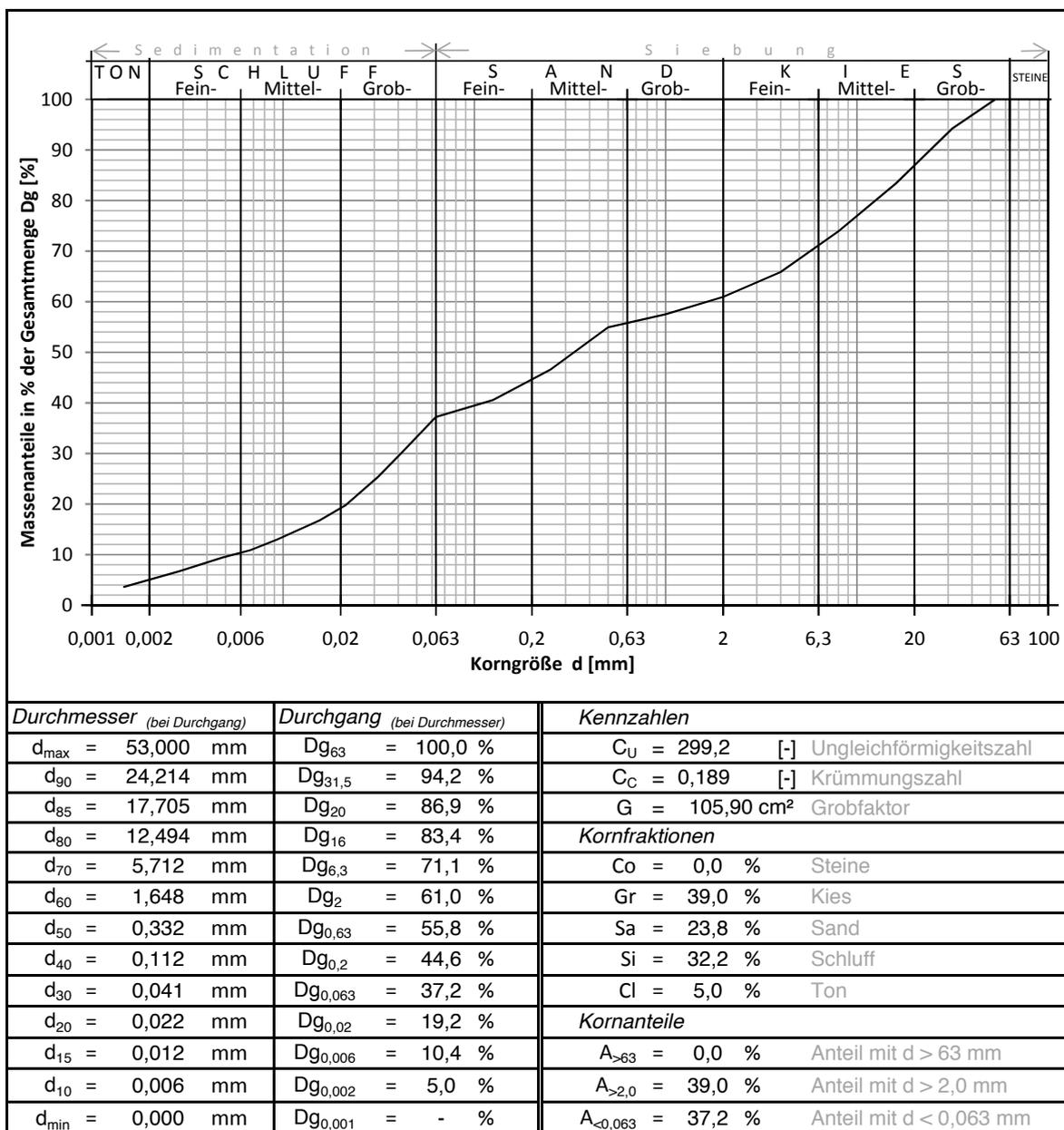


Abbildung B.5: Kornverteilungslinie und Kennzahlen des gemischtkörnigen weichen Untergrundes der Spuren 6 und 7 des Grundsatzversuches.

Tabelle B.1: Ergebnisse der bodenphysikalischen Untersuchungen im Rahmen des Großversuches.

PROBENDATEN						
Probennummer				1	2	3
Entnahmestelle				Schüttlage 1	Schüttlage 2	bindiges Feld
Entnahmetiefe			[m]	-	-	-
WASSERGEHALT						
natürlicher Wassergehalt	w_n	[%]		1.6	3.5	18.8
KONSISTENZ						
Fließgrenze	w_L	[%]		-	-	30.5
Plastizitätsgrenze	w_P	[%]		-	-	22.5
Plastizitätszahl	I_P	[%]		-	-	8.0
DICHTE						
Korndichte	ρ_s	[g/cm ³]		2.71	2.75	2.71
Lockerste Lagerung	n_{max}	[-]		0.27	0.29	0.57
Dichteste Lagerung	n_{min}	[-]		0.15	0.15	0.29
KORNVERTEILUNG				Abbildung B.6	Abbildung B.8	Abbildung B.10
Steine	C_o	[%]		0.0	0.0	0.0
Kies	Gr	[%]		77.7	64.3	0.0
Sand	Sa	[%]		19.8	29.8	8.9
Schluff	$Si (Si+Cl)$	[%]		2.5	5.3	80.3
Ton	$Cl (-)$	[%]		-	0.6	10.8
Klammerwerte, falls Tongehalt nicht bestimmt						
Ungleichförmigk.	C_u	[-]		49.0	29.8	17.3
Krümmungszahl	C_c	[-]		3.9	0.8	1.9
Grobfaktor	G	[cm ²]		199.7	167.2	2.3
PROCTORDICHTE				Abbildung B.11	Abbildung B.13	Abbildung B.15
Proctordichte	ρ_{Pr}	[g/cm ³]		2.28	2.27	1.74
opt. Wassergehalt	w_{Pr}	[%]		5.5%	5.9%	16.9%
MODIF. PROCTORDICHTE				Abbildung B.12	Abbildung B.14	Abbildung B.16
modif. Proctordichte	ρ_{Prm}	[g/cm ³]		2.35	2.34	1.93
opt. Wassergehalt	w_{Prm}	[%]		5.1%	5.8%	14.3%
KORNVERTEILUNG NACH DICHTESTER LAGERUNG				Abbildung B.7	Abbildung B.9	
Steine	C_o	[%]		0.0	0.0	-
Kies	Gr	[%]		72.2	63.0	-
Sand	Sa	[%]		23.4	29.8	-
Schluff	$Si (Si+Cl)$	[%]		4.0	6.3	-
Ton	$Cl (-)$	[%]		0.4	0.9	-
Klammerwerte, falls Tongehalt nicht bestimmt						
Ungleichförmigk.	C_u	[-]		47.9	38.4	-
Krümmungszahl	C_c	[-]		2.9	1.5	-
Grobfaktor	G	[cm ²]		178.0	158.6	-

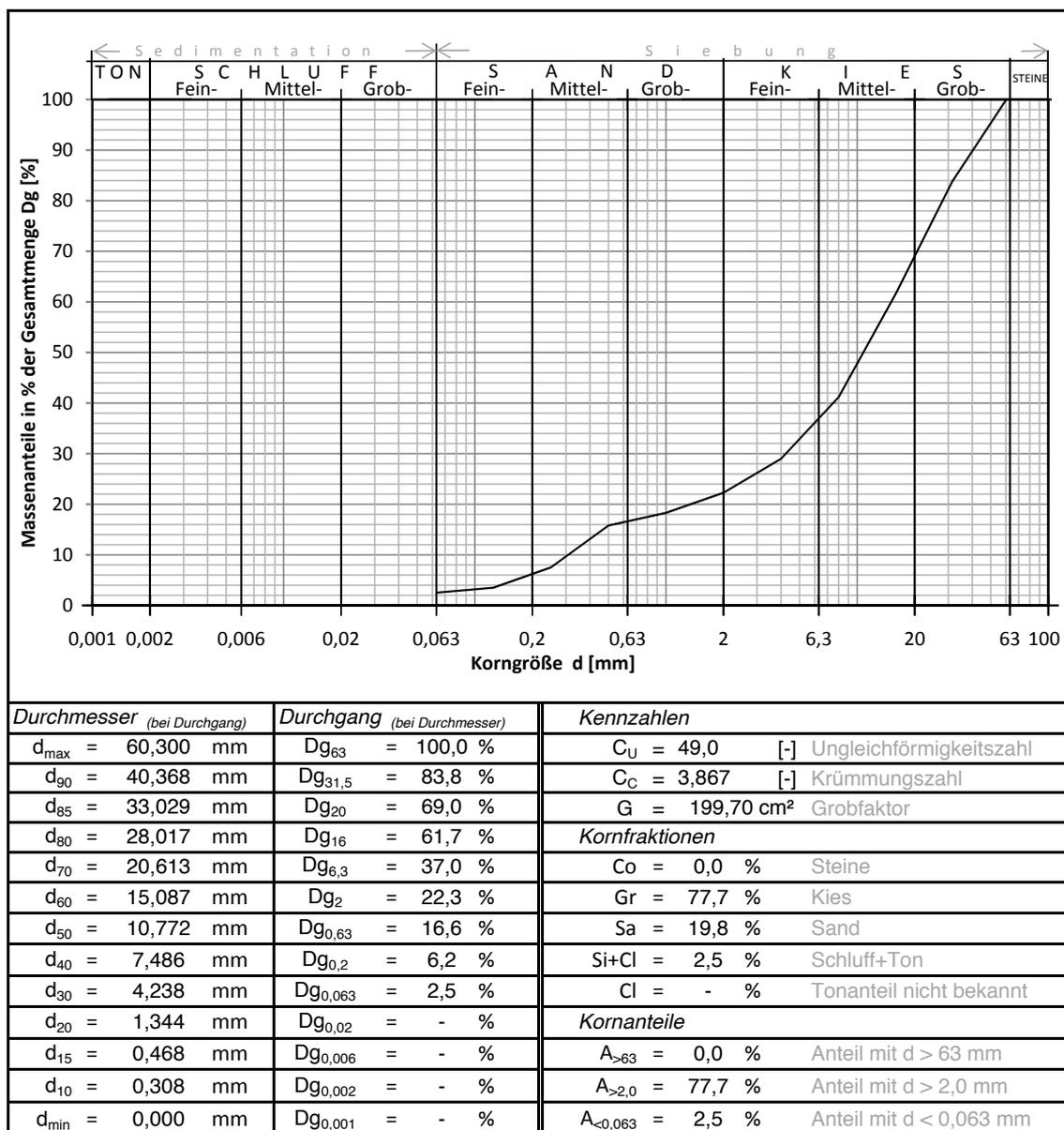


Abbildung B.6: Kornverteilungslinie und Kennzahlen des Schüttmaterials der ersten Lage des Testfeldes des Großversuches.

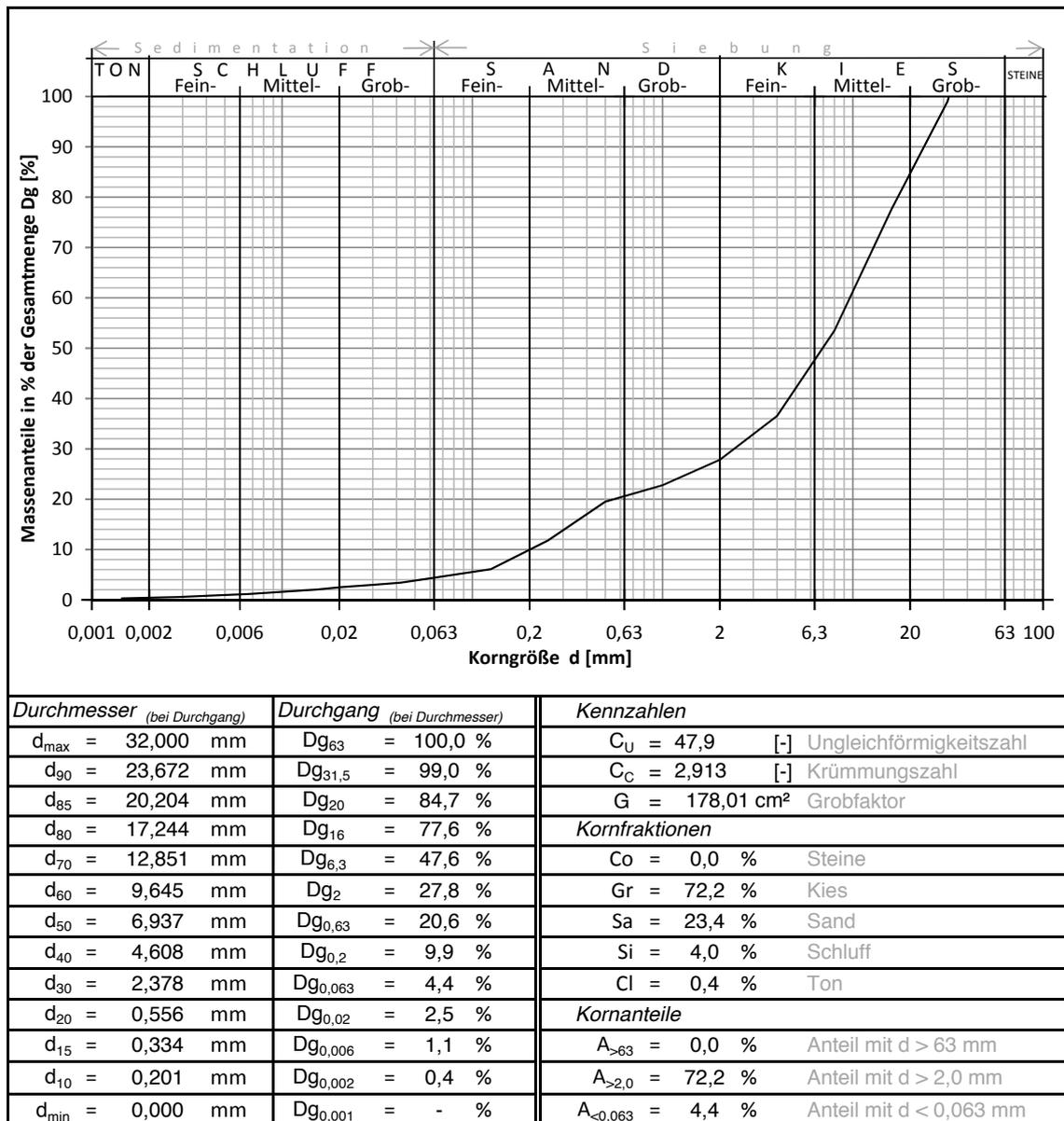


Abbildung B.7: Kornverteilungslinie und Kennzahlen des Schüttmaterials der ersten Lage des Testfeldes des Großversuchs nach Bestimmung der dichtesten Lagerung.

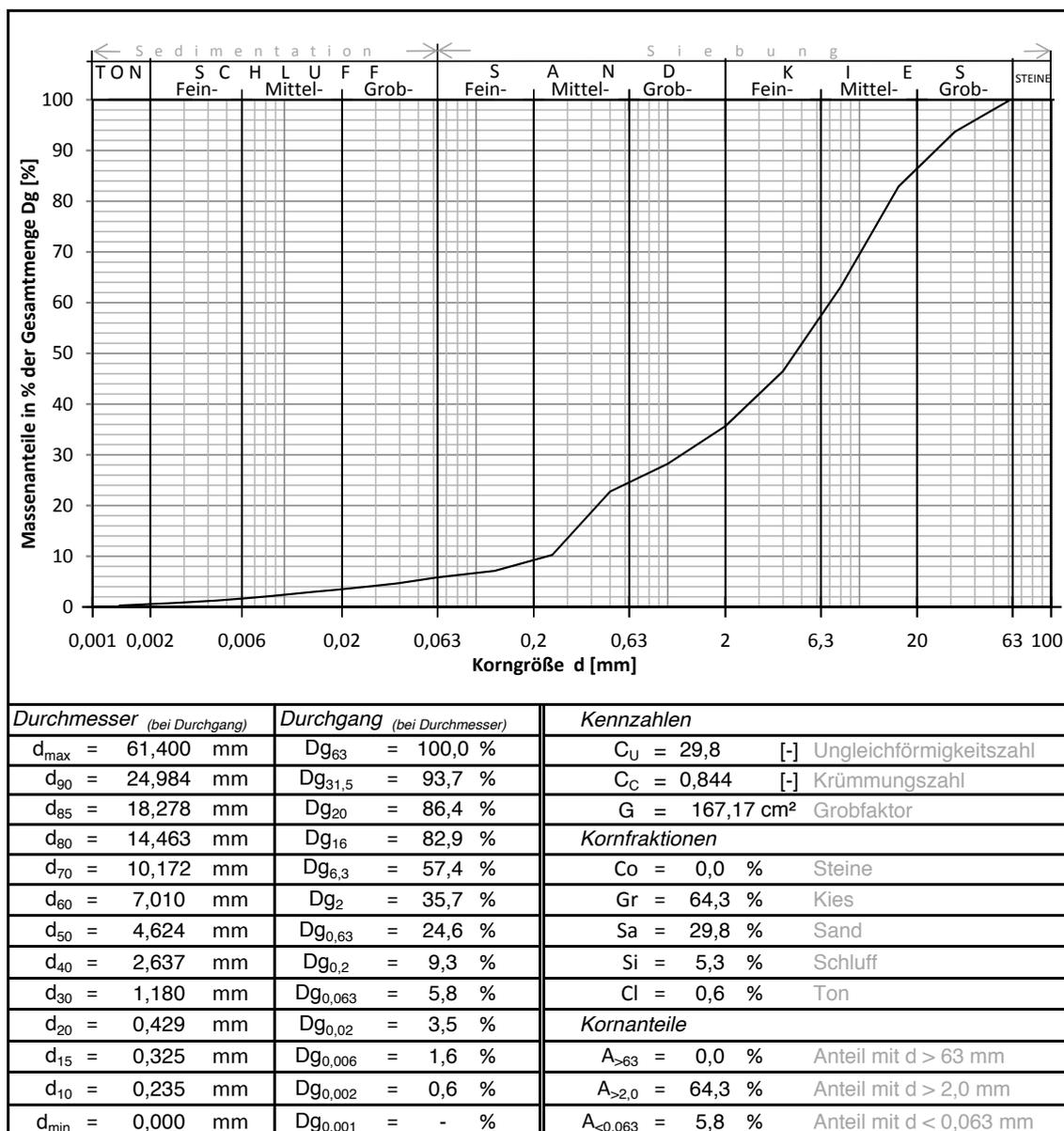


Abbildung B.8: Kornverteilungslinie und Kennzahlen des Schüttmaterials der zweiten Lage des Testfeldes des Großversuches.

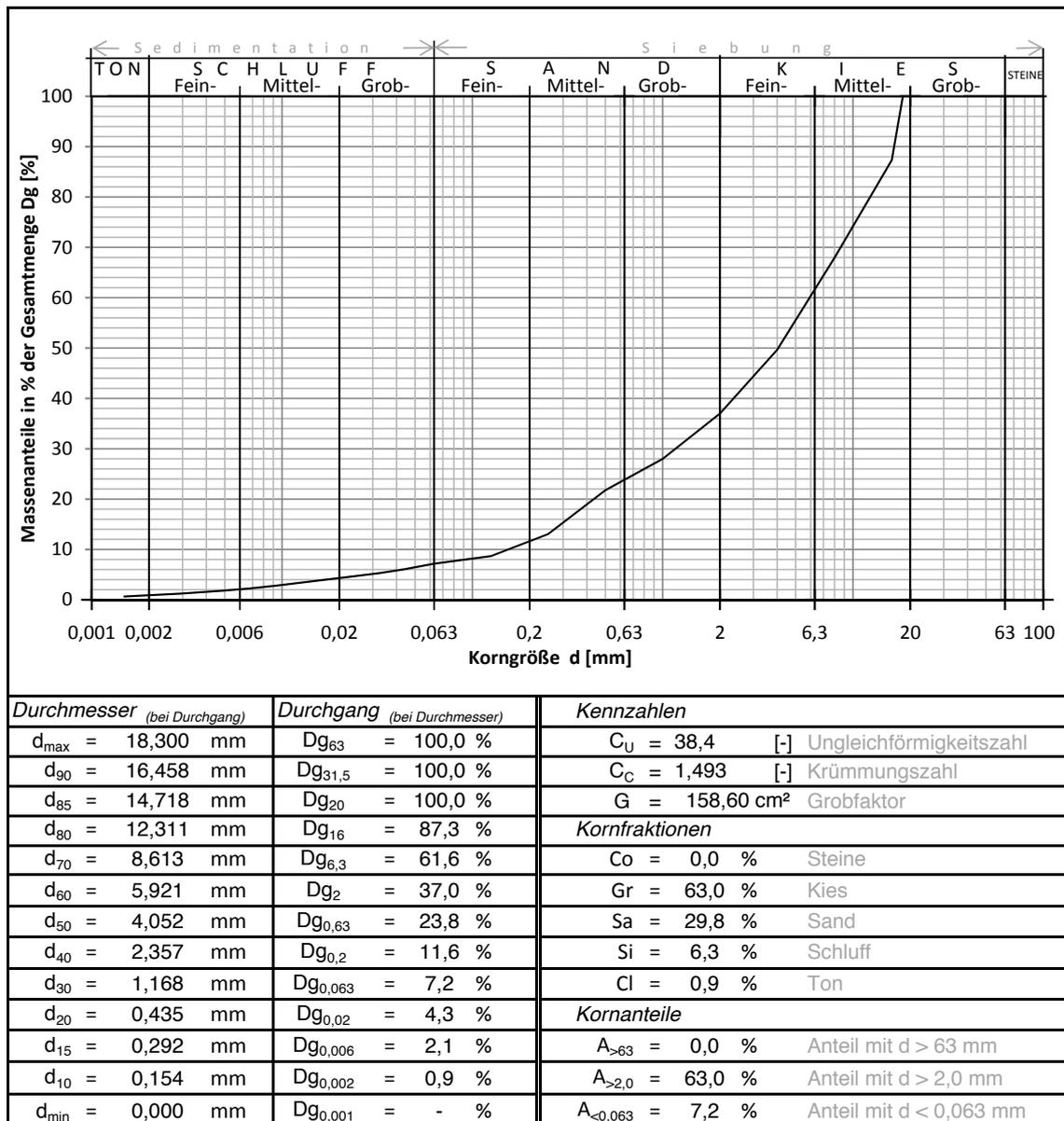


Abbildung B.9: Kornverteilungslinie und Kennzahlen des Schüttmaterials der zweiten Lage des Testfeldes des Großversuchs nach Bestimmung der dichtesten Lagerung.

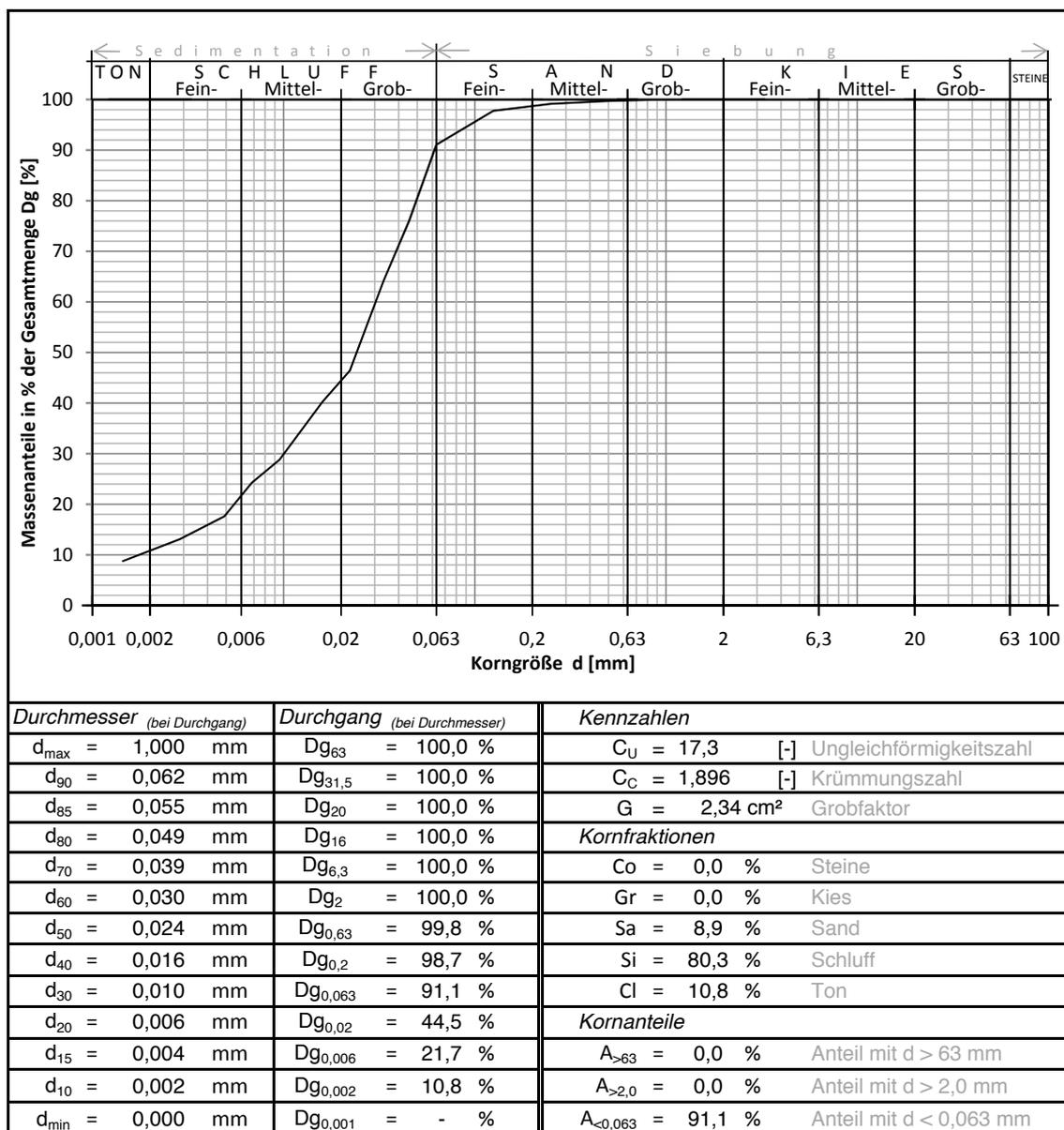


Abbildung B.10: Kornverteilungslinie und Kennzahlen des bindigen Untergrundes (Spuren 6 und 7) des Großversuches.

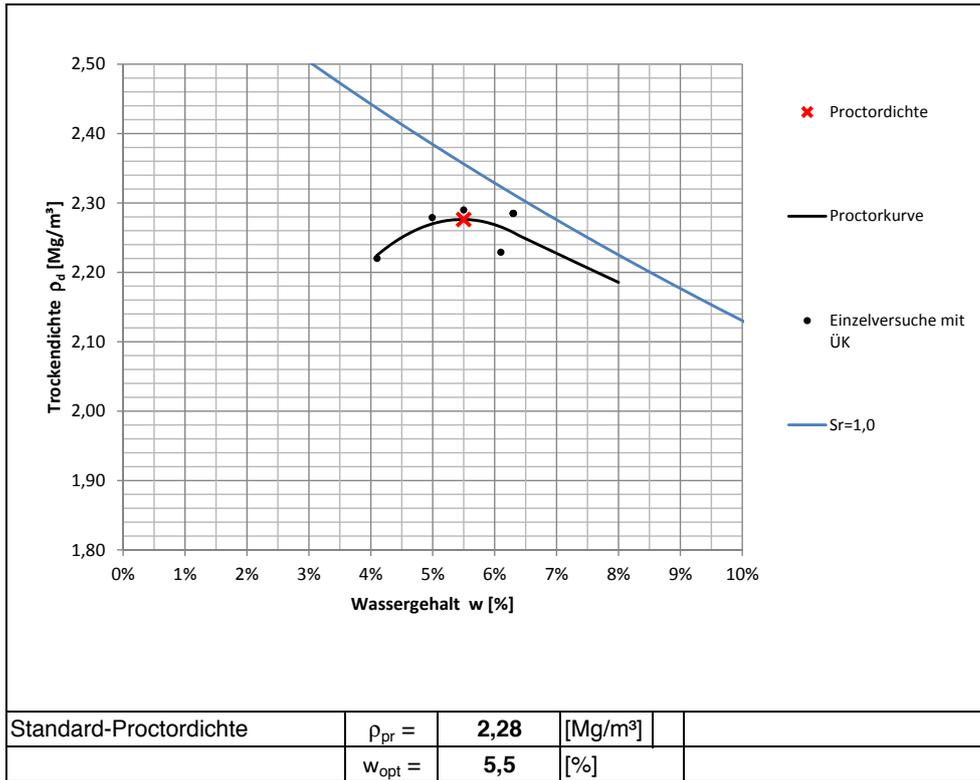


Abbildung B.11: Proctorversuch des Schüttmaterials der ersten Lage des Testfeldes des Großversuches.

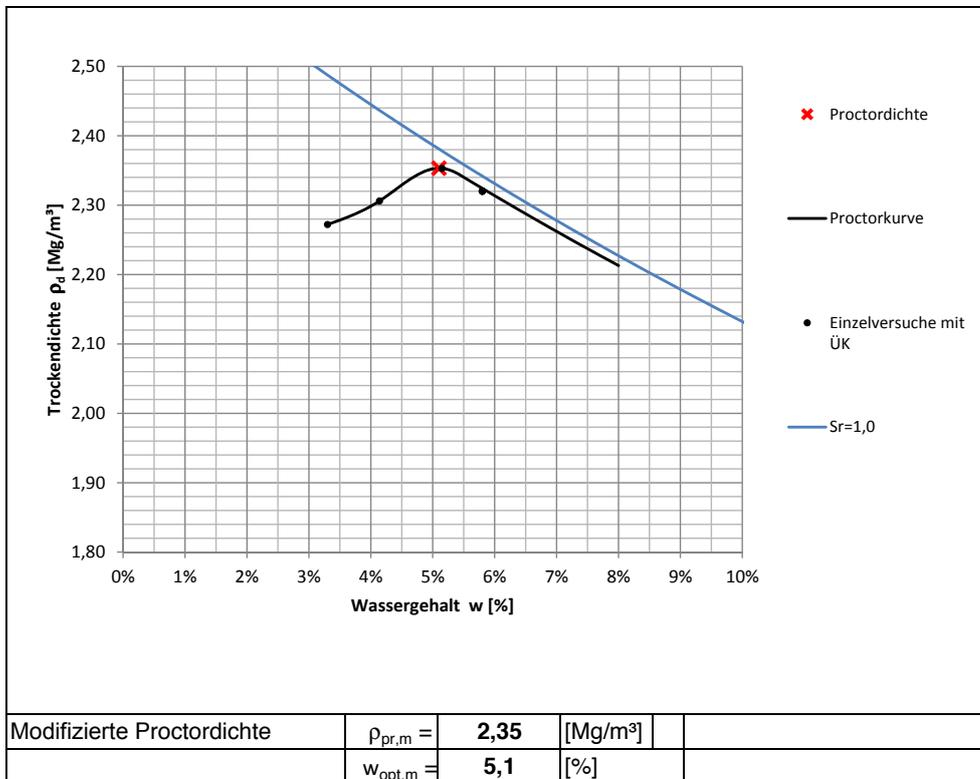


Abbildung B.12: Modifizierter Proctorversuch des Schüttmaterials der ersten Lage des Testfeldes des Großversuches.

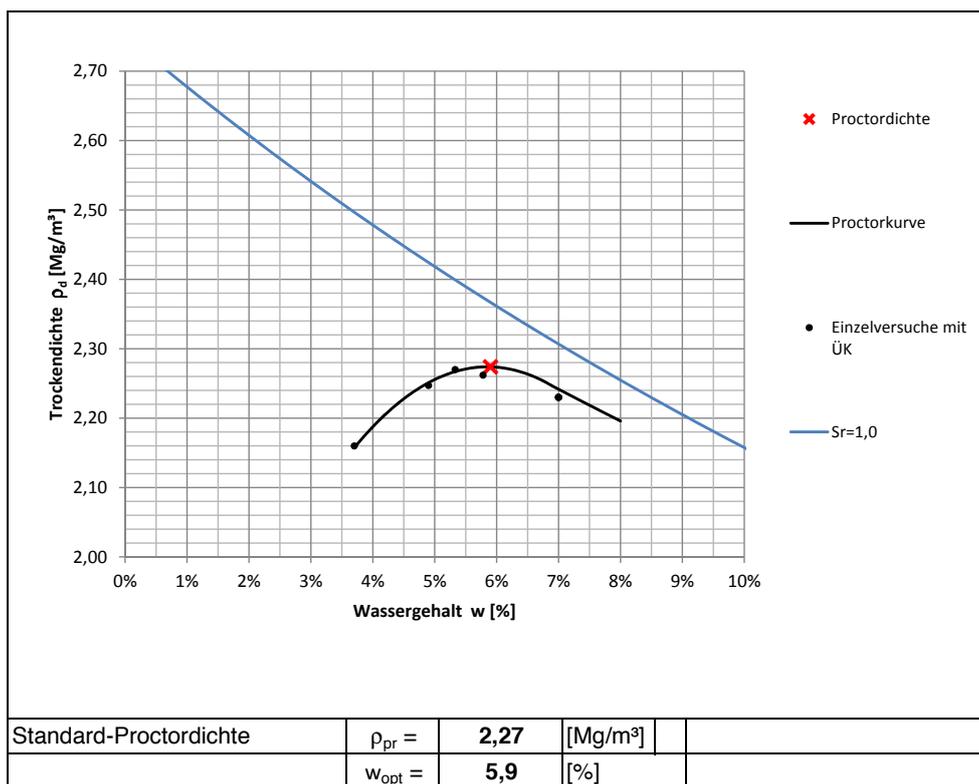


Abbildung B.13: Proctorversuch des Schüttmaterials der zweiten Lage des Testfeldes des Großversuches.

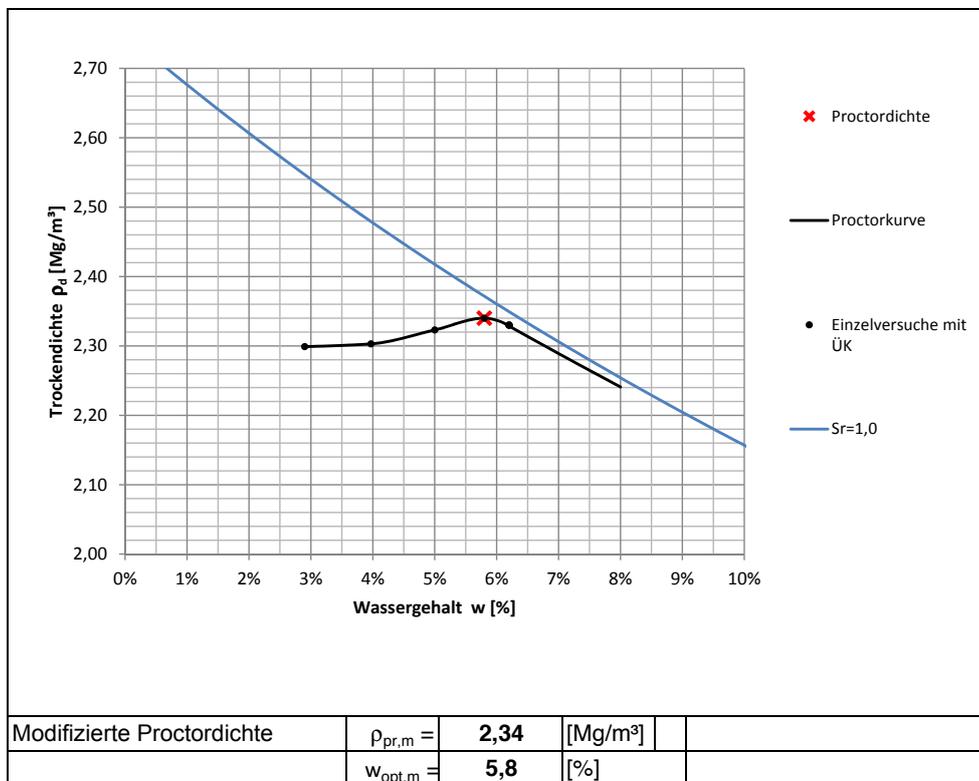


Abbildung B.14: Modifizierter Proctorversuch des Schüttmaterials der zweiten Lage des Testfeldes des Großversuches.

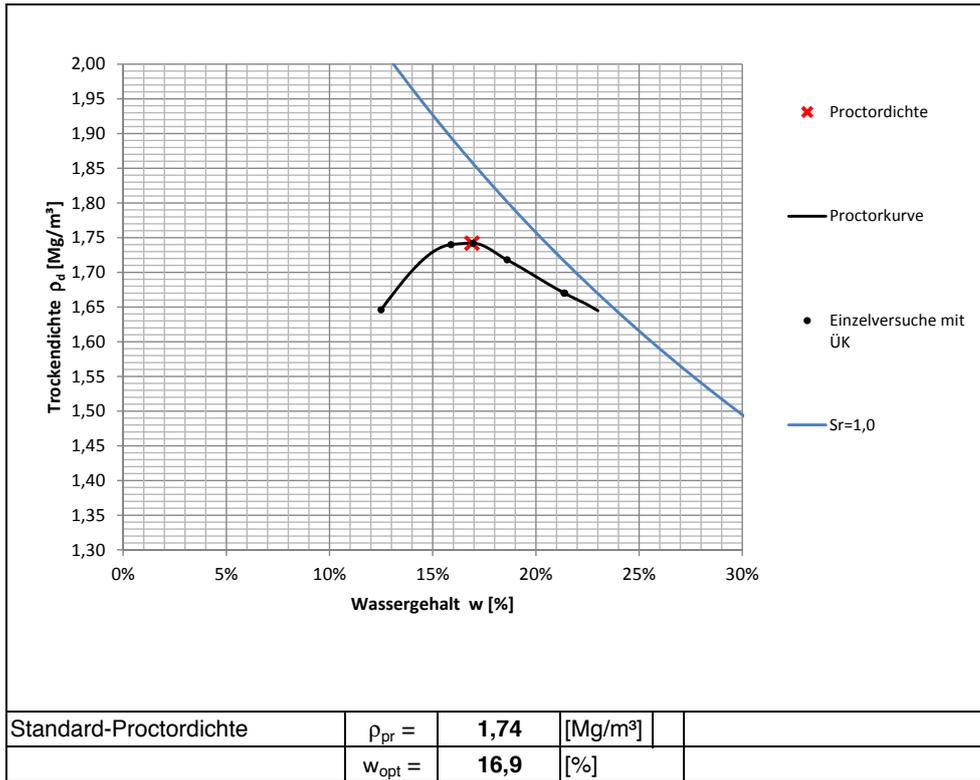


Abbildung B.15: Proctorversuch des bindigen Untergrundes (Spuren 6 und 7) des Großversuches.

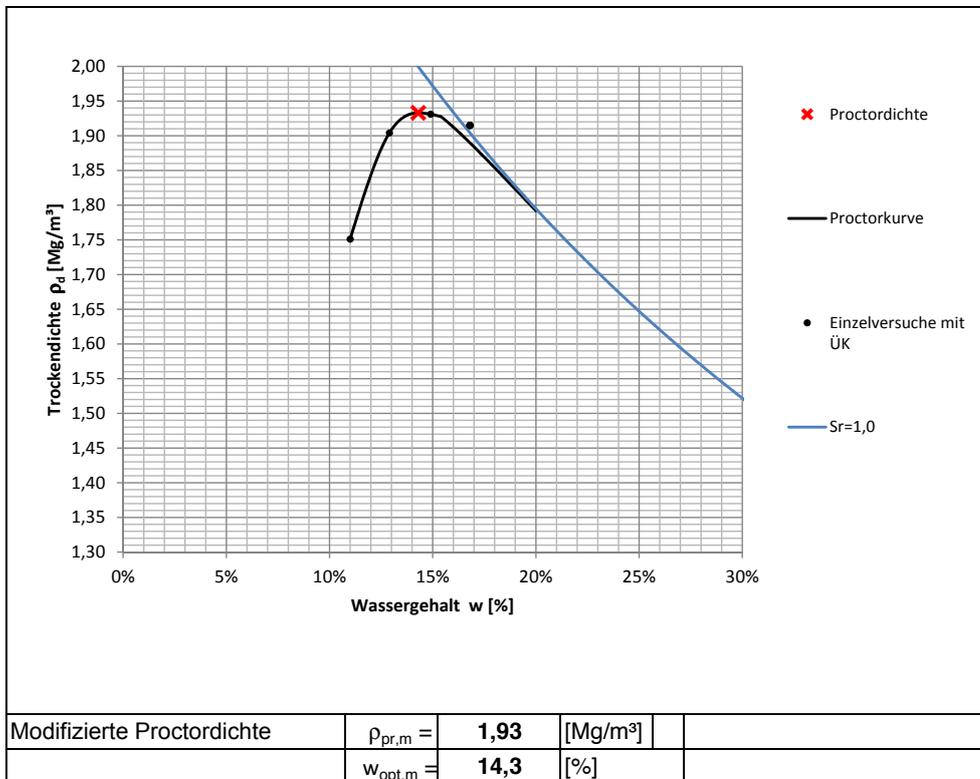


Abbildung B.16: Modifizierter Proctorversuch des bindigen Untergrundes (Spuren 6 und 7) des Großversuches.

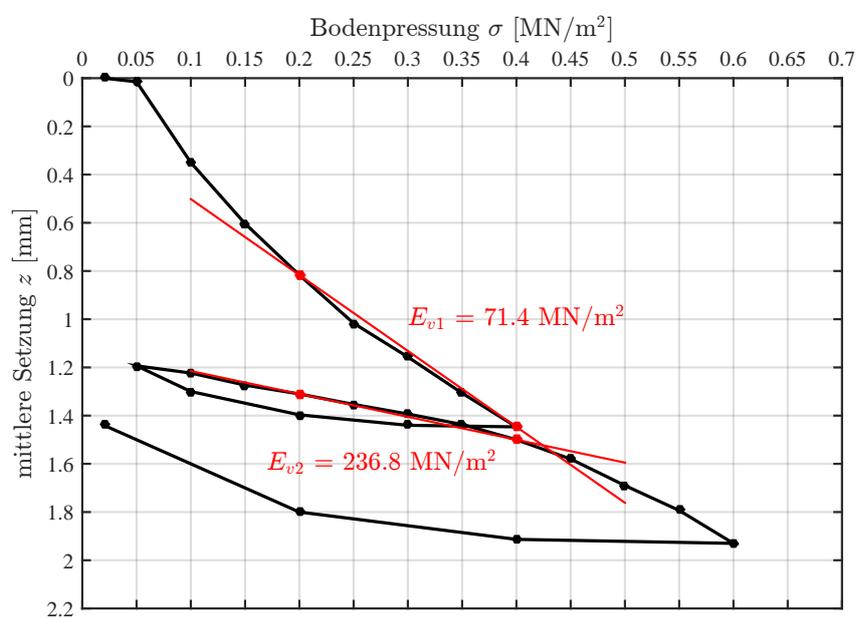


Abbildung B.17: Statischer Lastplattenversuch auf Spur 2 der ersten Lage des Testfeldes.

Curriculum Vitae

Persönliche Daten

Dipl.-Ing. Johannes Pistor, BSc
geboren am 23. September 1986 in Mödling
österreichischer Staatsbürger
ledig
Eltern: Angela (geb. Preißl) und Karl Pistor



Ausbildung

1992-1996: Karl-Stingl Volksschule, Mödling
1996-2000: BG und BRG Franz Keimgasse, Mödling
2000-2005: HTL Mödling, Abteilung Holztechnik
20.06.2005: Reifeprüfung „mit ausgezeichnetem Erfolg“
2006-2010: Bachelorstudium, Bauingenieurwesen,
Technische Universität Wien
2010-2011: Masterstudium, Konstruktiver Ingenieurbau,
Technische Universität Wien
2011: Diplomarbeit: *Gegenüberstellung von verschiedenen Berechnungsverfahren zur Erfassung der Wechselwirkung Bauwerk-Untergrund*
10.06.2011: Diplomprüfung „mit Auszeichnung“
2011-2016: Doktoratsstudium der technischen Wissenschaften,
Technische Universität Wien

Beruflicher und wissenschaftlicher Werdegang

2001-2006: Praktika in verschiedenen Baufirmen und Ingenieurbüros
10/2005-05/2006: Ableistung des Präsenzdienstes beim Bundesheer
08/2007: Praktikum bei der Alpine Bau GmbH
09/2007-06/2008: Nebentätigkeit bei der Alpine Bau GmbH
2008-2010: Nebentätigkeit bei der Geotechnik Adam ZT GmbH
10/2011-02/2013: Projektassistent am Institut für Geotechnik,
Forschungsbereich Grundbau, Boden- und Felsmechanik
seit 03/2013: Universitätsassistent am Institut für Geotechnik,
Forschungsbereich Grundbau, Boden- und Felsmechanik

Leistungen und Auszeichnungen

24.06.2005: Ehrenring des Absolventenvereins der HTL Mödling
2007-2011: Leistungsstipendium der Fakultät für Bauingenieurwesen,
Technische Universität Wien
04/2012: Förderpreis der Österreichischen Gesellschaft für Geomechanik
02/2013: 2. Preis des Österreichischen Grundbaupreises

Wien, 12.01.2016



Franz Kafka