Die approbierte Originalversion dieser Dissertation ist an der Hauptbibliothek der Technischen Universität Wien aufgestellt (http://www.ub.tuwien.ac.at).

The approved original version of this thesis is available at the main library of the Vienna University of Technology (http://www.ub.tuwien.ac.at/englweb/).

D I S S E R T A T I O N

# MODELLE ZUR VORHERSAGE DES TRAGVERMÖGENS EINES KRONENDÜBELS ALS ALTERNATIVER SCHUBVERBINDER

D O C T O R A L  T H E S I S

# MODELS FOR CALCULATING THE LONGITUDINAL SHEAR FORCE CAPACITY OF A CROWN DOWEL

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. Thomas Petraschek
Matrikelnummer 9526895
Jakob Thomastraße 25/5, 2340 Mödling, Österreich

Referent:
O.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.-techn. Josef Fink
Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau
Technische Universität Wien
Karlsplatz 13/212, 1040 Wien, Österreich

Koreferent:
O.Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.-Ing. Johann Kollegger, M.Eng.
Institut für Tragkonstruktionen - Betonbau
Technische Universität Wien
Karlsplatz 13/212, 1040 Wien, Österreich

Wien, im Mai 2008 .....

# Kurzfassung

Der Betondübel ist ein in den vergangenen Jahren zunehmend an Bedeutung gewinnendes alternatives Verbundmittel zum Kopfbolzendübel im Stahl-Beton Verbundbau. Das Prinzip dieser Lösung ist relativ einfach. Durch Brennschneiden werden in einem Blechstreifen oder in einem Stahlprofil mehrere hintereinander angeordnete Aussparungen mit geeigneter Geometrie erzeugt und zusammen mit Bewehrung einbetoniert. Der Beton in den Ausnehmungen definiert die Betondübel. Die Schubübertragung selbst erfolgt einerseits durch einen dreiaxialen Druckspannungszustand in den Dübeln als auch durch den Scher- und Biegewiderstand der resultierenden Stahlzähne.

Das Institut für Tragkonstruktionen – Stahlbau an der TU Wien befasst sich seit Herbst 2004 mit dem Themenbereich der alternativen Schubsicherung. Ein Ergebnis dieser Forschungsbemühungen ist unter anderem die Stahlkrone, deren geometrische Gestaltung eine neue Formgebung für die Stahlzähne einer Betondübelleiste darstellt.

Im Mittelpunkt dieser Arbeit steht die Beschreibung jenes Kraftflusses, der aus der Ausleitung des in der Verbundfuge vorhandenen Schubflusses in den Betongurt entsteht. Um ein geschlossenes Berechnungskonzept entwickeln zu können, wird deshalb nicht nur das lokale Tragverhalten der Stahlkrone betrachtet. Auch zur Beschreibung des Kraftflusses im Betongurt, zur Einleitung der resultierenden Druckstreben an den Krafteinleitungsflächen des Schubverbinders und zur Analyse der Druckspannungen im Knotenbereich vor dem Stahlzahn werden basierend auf mehreren Modellen Berechnungsgleichungen angegeben.

Die Verifizierung der Modellbildung erfolgt mit den ausgewerteten Ergebnissen umfangreicher experimenteller Untersuchungen. Diese ermöglichen aber nicht nur die Bestätigung der Modelle. Sie dienen auch zum Erlangen von Kenntnissen, die das Nachvollziehen des komplexen Tragverhaltens unterschiedlicher Schubverbinder unter statischer Beanspruchung überhaupt erst ermöglichen bzw. mit denen bestimmte Versagensmuster einzelnen Komponenten der Schubverbindung zuordenbar werden. Neben den Ergebnissen für den „Kronendübel“, der sich durch besonders hohe Traglasten gekoppelt mit einem hervorragenden Verformungsvermögen auszeichnet, werden auch die des „Puzzledübels“ und des „Kopfdübels“ vorgestellt.

Abschließendes Ergebnis der vorliegenden Arbeit ist damit nun nicht nur ein geschlossenes Berechnungskonzept, sondern auch ein geschlossenes Nachweiskonzept. Die vorgestellte Nachweisführung besteht gestützt auf mechanischen Trag- bzw. Versagensmodellen aus voneinander unabhängigen Bestimmungsgleichungen, deren kleinster Wert das Tragvermögen einer Schubverbindung mittels Stahlkrone repräsentiert.

# Abstract

The so-called concrete dowel is an alternative connecting system to the well-known headed studs for composite steel-concrete structures. In last years this solution becomes more and more important. It works on a quite simple principle. In a sheet of steel or in the web of a steel girder several gaps are manufactured by oxy-acetylene cutting. The gaps have an appropriate geometric shape and are arranged alongside each other. Afterwards the steel section including the gaps is embedded in concrete together with reinforcement. The hardened concrete in one gap defines a concrete dowel.

Concrete dowels transfer longitudinal shear forces in the contact area between two resulting section parts: concrete flange and steel girder. The transfer itself works due to a three axial state of stress in the highly loaded concrete together with the shear and bending resistance of the resulting steel teeth.

At the Institute for Structural Engineering at the Vienna University of Technology, the developing of shear sheet connectors started in autumn 2004. The goal was to develop an alternative solution to the well known welded headed studs. One result of these extensive investigations is the steel crown, whose geometry defines a new shape for the steel teeth of connector rails with concrete dowels.

In the centre of the work described in the following there stands the description of the particular force flow responsible for leading the contact face shear flow towards the concrete flange. To develop a unified calculation concept not only the local load-bearing capacity of the steel crown itself is investigated. Also calculation equations based on several models describing the force flow in the concrete flange, the interaction between steel teeth and concrete and also the highly loaded concrete area in front of the steel teeth are given.

For the verification of all these models extensive experimental investigations were necessary. The purpose of this practical work, however, is not only the model confirmation but also the attainment of knowledge of the highly complex load-bearing behavior of different connector shapes under static loading. So not only results achieved with the „Crown Dowel“ are presented here but also results achieved with the so called „Puzzle Dowel“ and the „Head Dowel“ shapes.

The concluding result of this work is both a unified calculation concept and a unified determination concept. The way presented here is based on several independent determination equations. Their smallest load-bearing value represents the load-bearing capacity of the steel crown shear connection.

# Inhaltsverzeichnis


**1 Allgemeines und Zielsetzung** **1**

1.1 Einleitung und Problemstellung . . . . . 1

1.2 Zielsetzung . . . . . 2

1.3 Aufbau der Arbeit . . . . . 3

**2 Problemstellung - Stand der Forschung** **6**

2.1 Wirkungsweise der Verbundsicherung . . . . . 6

2.2 Verbundmittel . . . . . 12

2.2.1 Kopfbolzendübel . . . . . 12

2.2.2 Weitere Verbundmittel . . . . . 14

2.3 Betondübel . . . . . 15

2.3.1 Einführung und Begriffsbestimmung . . . . . 15

2.3.2 Überblick zur geschichtlichen Entwicklung des Betondübels . . . . . 17

2.3.3 Münchner Betondübelversuche . . . . . 21

2.3.4 Weiterführende Entwicklungen . . . . . 29

2.4 Anwendungsbeispiele - Betondübel in der Praxis . . . . . 31

2.4.1 Straßenbrücke über die Elbe bei Riesa - Deutschland [Eil98] . . . . 31

2.4.2 Straßenbrücke in Pöcking am Starnberger See - Deutschland [Sch04] 31

2.4.3 Überführungsbrücke für Schifahrer in Przemysl - Polen [Sei05] . . . 33

2.4.4 Push-Out Versuche zum Neubau Straßenbrücke Vigaun / Salzburg . 34

**3 Kronendübel - Tragmodell** **36**

3.1 Der Kronendübel . . . . . 36

3.2 Gedanken zur Tragmodellfindung . . . . . 37

3.3 Modellbildung . . . . . 39

3.3.1 Allgemeines . . . . . 39

3.3.2 Fachwerkanalogien für den Betongurt . . . . . 39

3.3.3 Modelle zur Einleitung der Druckstrebenkräfte $D_{c,i}$ in die Stahlkrone 50

3.3.3.1 Modell 1: Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$ . . . . . 55

3.3.3.2 Modell 2: Starrkörpermodell mit dem Sonderfall: Reibungskoeffizient $\mu = 0$ . . . . . 56

3.3.3.3 Modell 3: Modifiziertes Starrkörpermodell . . . . . 59

3.3.3.4 Modell 4: Betonfluidmodell . . . . . 61

3.3.3.5 Modell 5: Kombiniertes Betonfluid - Starrkörpermodell . . 62

3.3.3.6 Modell 6: Vereinfachtes Starrkörpermodell - Vernachlässigung der Vertikalkomponenten $D_{c,i(v)}$ der beiden Druckstreben $D_{c,i}$ . . . . . 64

3.3.4 Modell zur Einleitung der Druckstrebenkräfte $D_i$ in den Stahlkronenkopf . . . . . 66

3.3.5 Knotenanalyse im Bereich der Lasteinleitung in die Stahlkrone . . . 67

3.3.5.1 Berechnung der Hauptspannungen in einem ebenen allgemeinen Knoten dreier beliebiger prismatischer Spannungsfelder [Sun97] . . . . . 69

3.3.5.2 „Exakte“ Vorgehensweise zur Ermittlung der Knotenspannungen . . . . . 71

3.3.5.3 „Vereinfachte“ Vorgehensweise zur Ermittlung der Knotenspannungen . . . . . 80

3.3.6 Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ der Stahlkrone . . . . . 84

3.3.6.1 Schritt 1: Ansetzen eines auf einer Einheitslast basierenden Lastmodells an der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone . . . . . 85

3.3.6.2 Schritt 2: Ermittlung der Einheitsschnittgrößen entlang der Stabachse des Stahlzahns . . . . . 87

3.3.6.3 Schritt 3: Ermittlung von Laststeigerungsfaktoren $\chi_{Si}$ mittels $M-N-V$-Interaktion zum Erreichen der plastischen Querschnittsgrenztragfähigkeit in bestimmten Schnitten . 89

3.3.6.4 Schritt 4: Festlegung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ einer Stahlkrone . . . 92

3.3.6.5 Ermittlung der Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ der Stahlkrone nach *EC3* [EC306] . . . 94

**4 Experimentelle Untersuchungen - Grundlagen 96**

4.1 Ziele der experimentellen Untersuchungen . . . 96

4.2 Versuchsprogramm . . . 97

4.3 Getestete Stahlzahngeometrien . . . 101

4.3.1 Puzzledübel . . . 101

4.3.2 Kronendübel . . . 103

4.3.3 Kopfdübel . . . 105

4.4 Push-Out Versuchskörper . . . 105

4.5 Herstellung der Versuchskörper . . . 115

4.6 Materialkennwerte . . . 118

4.6.1 Beton . . . 118

4.6.2 Baustahl der Dübelbleche . . . 122

4.7 Prüfrahmen, Messtechnik und Versuchsregelung . . . 123

**5 Ergebnisse und deren Analyse 129**

5.1 Versuchsergebnisse . . . 129

5.1.1 Allgemeines zur Versuchsauswertung . . . 129

5.1.2 Ergebnisse Push-Out Versuche: Puzzledübel - Serie 1 . . . 131

5.1.3 Ergebnisse Push-Out Versuche: Kronendübel - Serie 1 . . . 132

5.1.4 Ergebnisse Push-Out Versuche: Puzzledübel - Serie 2 . . . 133

5.1.5 Ergebnisse Push-Out Versuche: Kronendübel - Serie 2 . . . 134

5.1.6 Ergebnisse Push-Out Versuche: Kronendübel - Serie 3 . . . 135

5.1.7 Ergebnisse Push-Out Versuche: Kopfdübel - Serie 3 . . . 136

5.2 Analyse der Versuchsergebnisse anhand der Rissentwicklung und der beobachteten Schadensbilder . . . 137

5.2.1 Push-Out Versuche - Serie 1 . . . 137

5.2.2 Push-Out Versuche - Serie 2 . . . 140

5.2.3 Push-Out Versuche - Serie 3 . . . 145

5.3 Verifizierung der Krafteinleitungsmodelle nach Kapitel 3.3.3 anhand der Ergebnisse von Versuchsserie 3 . . . 152

5.3.1 Allgemeines . . . 152

5.3.2 Korrelationsbetrachtungen . . . 153

5.3.2.1 „Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$“ nach Kapitel 3.3.3.1 . . . 153

5.3.2.2 „Starrkörpermodell mit dem Sonderfall: Reibungskoeffizienten $\mu = 0$“ nach Kapitel 3.3.3.2 . . . 154

5.3.2.3 „Modifiziertes Starrkörpermodell“ nach Kapitel 3.3.3.3 . . . 154

5.3.2.4 „Betonfluidmodell“ nach Kapitel 3.3.3.4 . . . 155

5.3.2.5 „Kombiniertes Betonfluid - Starrkörpermodell“ nach Kapitel 3.3.3.5 . . . 156

5.3.2.6 „Vereinfachtes Starrkörpermodell“ nach Kapitel 3.3.3.6 . . . 157

5.3.3 Zusammenfassung . . . 157

5.4 Ermittlung der maßgebenden Versagenskriterien durch Nachrechnung der Push-Out Versuche . . . 159

5.4.1 Vorbemerkungen . . . 159

5.4.2 Weitere mögliche Versagenskriterien . . . 160

5.4.3 Grundsätzliches zur Teilflächenpressung . . . 162

5.4.3.1 Betonspalten im unmittelbaren Krafteinleitungsbereich . . . 164

5.4.3.2 Betonspalten in der tiefer gelegenen Region . . . 164

5.4.3.3 Betongefügezerstörung im unmittelbaren Krafteinleitungsbereich . . . 165

5.4.4 Einfluss der Teilflächenpressung auf die Traglast der Push-Out Versuche . . . 166

5.4.5 Einfluss der Umschnürungswirkung auf die Traglast der Push-Out Versuche . . . 169

5.5 Zusammenfassung . . . 171

**6 Numerische Vergleichsberechnungen 174**

6.1 Allgemeines und Berechnungsmodell . . . . . 174
6.2 Materialmodell für den hochbeanspruchten Beton . . . . . 176
6.3 Berechnungsergebnisse und Verifizierung des Tragmodells nach Kapitel 3.3 177
6.4 Abschließende Bemerkungen . . . . . 180

**7 Anwendungsbeispiel 181**
7.1 Allgemeines . . . . . 181
7.2 System, Querschnitt, Werkstoffeigenschaften und Belastung . . . . . 182
7.3 Festlegen der Verbundsicherung . . . . . 184
7.4 Nachweis der Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ der Stahlkrone $i$ . . . . . 188
7.5 Knotenpunktanalysen . . . . . 192
7.5.1 Allgemeine Angaben . . . . . 192
7.5.2 Nachweis der Teilflächenpressung $\sigma_{c1,i-4}$ an der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone $i-4$ . . . . . 192
7.5.3 Nachweis der vertikalen Streben der Umschnürungsbe-wehrung des Knotens vor der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone $i-1$ . . . . . 193
7.6 Nachweis der Querbewehrung . . . . . 195
7.7 Zusammenfassung der erforderlichen Bewehrung . . . . . 196

**8 Zusammenfassung und Ausblick 199**
8.1 Zusammenfassung . . . . . 199
8.2 Ergänzender Forschungsbedarf . . . . . 202

**A Konstruktion der Versuchskörper 210**
A.1 Allgemeines . . . . . 210
A.2 Stahlbauwerkstück PuL-180, Serie 1 und 2 . . . . . 211
A.3 Stahlbauwerkstück PuL-L-180, Serie 1 und 2 . . . . . 212
A.4 Stahlbauwerkstück PuM-144, Serie 1 . . . . . 213
A.5 Stahlbauwerkstück PuM-S-144, Serie 1 und 2 . . . . . 214
A.6 Stahlbauwerkstück PuK-104, Serie 1 und 2 . . . . . 215
A.7 Stahlbauwerkstück KrL-75-36, Serie 3 . . . . . 216

A.8 Stahlbauwerkstück KrL-76-35, Serie 1 und 2 . . . . . 217
A.9 Stahlbauwerkstück KrL-90-40, Serie 3 . . . . . 218
A.10 Stahlbauwerkstück KrL-105-35, Serie 3 . . . . . 219
A.11 Stahlbauwerkstück KrL-105-45, Serie 3 . . . . . 220
A.12 Stahlbauwerkstück KrL-106-35, Serie 1 und 2 . . . . . 221
A.13 Stahlbauwerkstück KrL-120-48, Serie 3 . . . . . 222
A.14 Stahlbauwerkstück KrR-76-48, Serie 1 und 2 . . . . . 223
A.15 Stahlbauwerkstück Ko-27, Serie 3 . . . . . 224
A.16 Push-Out Versuchskörper PuL-180, Serie 1 . . . . . 225
A.17 Push-Out Versuchskörper PuL-180, Serie 2 . . . . . 226
A.18 Push-Out Versuchskörper PuL-L-180, Serie 1 . . . . . 227
A.19 Push-Out Versuchskörper PuL-L-180, Serie 2 . . . . . 228
A.20 Push-Out Versuchskörper PuM-144, Serie 1 . . . . . 229
A.21 Push-Out Versuchskörper PuM-S-144, Serie 1 . . . . . 230
A.22 Push-Out Versuchskörper PuM-S-144, Serie 2 . . . . . 231
A.23 Push-Out Versuchskörper PuK-104, Serie 1 . . . . . 232
A.24 Push-Out Versuchskörper PuK-104, Serie 2 . . . . . 233
A.25 Push-Out Versuchskörper KrL-75-36, Serie 3 . . . . . 234
A.26 Push-Out Versuchskörper KrL-76-35, Serie 1 . . . . . 235
A.27 Push-Out Versuchskörper KrL-76-35, Serie 2 . . . . . 236
A.28 Push-Out Versuchskörper KrL-90-40, Serie 3 . . . . . 237
A.29 Push-Out Versuchskörper KrL-105-35, Serie 3 . . . . . 238
A.30 Push-Out Versuchskörper KrL-105-45, Serie 3 . . . . . 239
A.31 Push-Out Versuchskörper KrL-106-35, Serie 1 . . . . . 240
A.32 Push-Out Versuchskörper KrL-106-35, Serie 2 . . . . . 241
A.33 Push-Out Versuchskörper KrL-120-48, Serie 3 . . . . . 242
A.34 Push-Out Versuchskörper KrR-76-48, Serie 1 . . . . . 243
A.35 Push-Out Versuchskörper KrR-76-48, Serie 2 . . . . . 244
A.36 Push-Out Versuchskörper Ko-27, Serie 3 . . . . . 245

**B Versuchsergebnisse** **246**

**C Auswertung der DMS-Messung** **251**

C.1 Allgemeines . . . . . 251

C.2 Puzzledübel PuL-180 - Serie 1 . . . . . 253

C.3 Puzzledübel PuL-180 - Serie 2 . . . . . 254

C.4 Puzzledübel PuL-L-180 - Serie 2 . . . . . 255

C.5 Puzzledübel PuM-144 - Serie 1 . . . . . 256

C.6 Puzzledübel PuM-S-144 - Serie 2 . . . . . 257

C.7 Puzzledübel PuK-104 - Serie 1 . . . . . 258

C.8 Puzzledübel PuK-104 - Serie 2 . . . . . 259

C.9 Kronendübel KrL-75-36 - Serie 3 . . . . . 260

C.10 Kronendübel KrL-76-35 - Serie 2 . . . . . 261

C.11 Kronendübel KrL-90-40 - Serie 3 . . . . . 262

C.12 Kronendübel KrL-105-35 - Serie 3 . . . . . 263

C.13 Kronendübel KrL-105-45 - Serie 3 . . . . . 264

C.14 Kronendübel KrL-106-35 - Serie 2 . . . . . 265

C.15 Kronendübel KrL-120-48 - Serie 3 . . . . . 266

C.16 Kronendübel KrR-76-48 - Serie 2 . . . . . 267

**D Anwendung der Modelle nach Kapitel 3** **268**

D.1 Ermittlung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,2-max}$ des Zahns 2 für alle Stahlkronenvarianten der Push-Out Versuche der Serie 3 . . . . . 270

D.1.1 Erläuterungen zur Vorgehensweise . . . . . 270

D.1.2 Eingangsdaten und Ergebnisse . . . . . 276

D.1.2.1 Berechnungsergebnisse für Kronendübel KrL-75-36, Serie 3 277

D.1.2.2 Berechnungsergebnisse für Kronendübel KrL-90-40, Serie 3 280

D.1.2.3 Berechnungsergebnisse für Kronendübel KrL-105-35, Serie 3283

D.1.2.4 Berechnungsergebnisse für Kronendübel KrL-105-45, Serie 3286

D.1.2.5 Berechnungsergebnisse für Kronendübel KrL-120-48, Serie 3289

D.2 Nachrechnung aller Push-Out Versuche der Serie 3 mit Stahlkronen als Schubverbinder zur Ermittlung der maßgebenden Versagenskriterien . . . . 292

D.2.1 Erläuterungen zur Vorgehensweise . . . . . 292

D.2.2 Eingangsdaten und Ergebnisse . . . . . 297

D.2.2.1 Berechnungsergebnisse für Push-Out Versuch KrL-75-36, Serie 3 . . . . . 298

D.2.2.2 Berechnungsergebnisse für Push-Out Versuch KrL-90-40, Serie 3 . . . . . 302

D.2.2.3 Berechnungsergebnisse für Push-Out Versuch KrL-105-35, Serie 3 . . . . . 306

D.2.2.4 Berechnungsergebnisse für Push-Out Versuch KrL-105-45, Serie 3 . . . . . 310

D.2.2.5 Berechnungsergebnisse für Push-Out Versuch KrL-120-48, Serie 3 . . . . . 314

# Kapitel 1

# Allgemeines und Zielsetzung

## 1.1 Einleitung und Problemstellung

Um im Stahl-Beton Verbundbau die gemeinsame Tragwirkung der beiden Baustoffe Stahl und Beton sicherzustellen, müssen die beiden Verbundpartner, die schubfest miteinander zu koppeln sind, planmäßig zusammenwirken. Die Teilquerschnitte, die den Verbundbauteil ergeben, werden durch folgende Bauteile definiert:

- Gewalzte oder geschweißte vollwandige Stahlprofile oder Stahlfachwerkträger.
- Schlaff bewehrte oder durch im Beton liegende Spannglieder vorgespannte Stahlbetonplatten.

Ziel ist, den Querschnitt so auszubilden, dass dieser hinsichtlich seiner spezifischen Baustoffeigenschaften optimal ausgenutzt wird. Dies bedeutet, dass dem Betonteil die Druckkräfte und dem Stahlteil die Zug- und Querkräfte zugewiesen werden. Die Folge sind leichte, schlanke und sehr wirtschaftlich ausführbare Bauteile, die durch das planmäßige Zusammenwirken der Teilquerschnitte im Verbund selbst bei hohen Belastungen möglich sind. Die schubfeste Verbindung zwischen den beiden Verbundpartnern wird heutzutage trotz unzähliger weiterer Möglichkeiten fast immer durch den Kopfbolzendübel hergestellt und dauerhaft gewährleistet. Dieser kann somit weltweit mit Abstand als das am weitesten verbreitete Verbundmittel betrachtet werden.

Aufgrund seiner günstigen mechanischen Eigenschaften gepaart mit einfachem Fertigungs- und Montageverfahren ist dieser universell im Hoch- und Brückenbau einsetzbar. Damit hat sich diese Technologie zwar etabliert, weist aber jedoch auch einige gravierende Nachteile auf. Dazu zählen beispielsweise eine verhältnismäßig geringe Schubkraftübertragung je Kopfbolzendübel oder eine infolge Hubzündungsverfahren eigens erforderliche Schweißzulassung. Vor allem haben aber Forschungsarbeiten, die in den vergangenen Jahren durchgeführt wurden, das Thema der Ermüdung aktuell gemacht. Es wurde aufgezeigt, dass klassische Ansätze zur Beurteilung der Schädigungswirkung mit Hilfe einer *Wöhler*linie, wie sie zur Zeit in den Bemessungsnormen benutzt werden [EC405a, EC405b], zu nicht zufriedenstellenden Resultaten führen. Diese äußern sich daduch, dass „bei Gegenüberstellung

der Prognosen gemäß Norm und der Ergebnisse von ermüdungsbelasteten Trägerversuchen zum Teil erhebliche Abweichungen auftreten“ [Fel07].

Die zunehmende Bedeutung des Verbundbaus gestattete in den vergangenen Jahren der Forschung viel Raum, sich diesem Themenbereich zu widmen. Unter anderem hat es große Bemühungen gegeben, alternative Lösungen zum Kopfbolzendübel zu entwickeln, die unter Berücksichtigung wirtschaftlicher Aspekte und technischer Anforderungen in der Praxis auch einsetzbar sind. Ein Ansatz dazu bestand darin, Längsschubkräfte in der Verbundfuge mittels sogenannter Betondübel zu übertragen. Deren Prinzip ist relativ einfach. Durch Brennschneiden werden in einem Blechstreifen oder in einem Stahlprofil mehrere hintereinander angeordnete Aussparungen mit geeigneter Geometrie erzeugt und zusammen mit Bewehrung einbetoniert. Der Beton in den Ausnehmungen definiert die Betondübel. Die Schubübertragung selbst erfolgt einerseits durch einen dreiaxialen Druckspannungszustand in den Dübeln als auch durch den Scher- und Biegewiderstand der resultierenden Stahlzähne.

Geschichtlich betrachtet sind hier vor allem die Perfobondleiste sowie die Kombidübelleiste hervorzuheben [And85, Leo87, Man05c]. Ständige Forschungsbemühungen führten zu Weiterentwicklungen des Funktionsprinzips der beiden zuvor genannten Leisten. Die Folge waren mit dem Puzzledübel und der Haifischflosse neue Stahlzahngeometrien, deren Einsatz auch in der Praxis schon erfolgte [Sch04, Sei05]. All diese Entwicklungen, die in Deutschland erfolgten, haben gemein, dass sie als funktionsfähige Alternative zum Kopfbolzendübel eine neue Möglichkeit der Schubverbindung darstellen.

Auch das Institut für Tragkonstruktionen – Stahlbau an der TU Wien befasst sich seit Herbst 2004 mit dem Themenbereich Schubsicherung. Im Rahmen experimenteller Untersuchungen wird an der Entwicklung von Alternativen zum Kopfbolzendübel gearbeitet, die wie z.B der Kronendübel allesamt dem Prinzip des Betondübels entsprechen [Fin07e, Fin07b]. Parallel dazu wurden zusätzlich umfangreiche numerische Untersuchnungen durchgeführt. Die Modellierung einzelner Stahlzähne und ganzer Push-Out Versuchskörper erfolgte mit dem Finite-Elemente Programm *ABAQUS*. Die erzielten Ergebnisse vieler nichtlinearer FE-Analysen lieferten einen wichtigen Beitrag zur Optimierung der Dübelform [Fin06c, Fin07c].

## 1.2 Zielsetzung

Das Ziel der vorliegenden Arbeit besteht darin, für die Verdübelung der beiden Teilquerschnitte Stahlträger und Betongurt eines Verbundquerschnitts mittels des Kronendübels Berechnungsmodelle zu finden. Diese sollen einem in der Praxis tätigen Ingenieur die Möglichkeit geben, das Tragverhalten relativ einfach und trotzdem hinreichend genau abbilden zu können. Die Modelle sollen zusammengefasst den Nachweis der Verdübelung eines Verbundträgers mit Stahlkronen wie folgt ermöglichen:

- Für die Stelle des größten Längsschubs $T_L$ stellt der Kronendübel den „schwächsten Bauteil“ dar. Das Tragvermögen der vollkommen plastizierten Stahlkrone definiert

dort die Längsschubtragfähigkeit der Schubverbindung. Die Ermittlung der plastischen Traglast erfolgt mittels $M - N - V$-Interaktion.

- Mittels einer Knotenanalyse für den Druck-Druck-Druck Knoten im Betondübel vor der maßgebenden Stahlkrone (dieser ist damit der am höchsten beanspruchte) werden die dort vorhandenen Betonspannungen ermittelt. Mit Kenntnis dieser ist die erforderliche Betongüte festzulegen.
- Die in diesem Bereich erforderliche Bewehrung ist ebenfalls auf die Traglast der Stahlkrone abzustimmen.
- In weniger schubbeanspruchten Bereichen, die sich durch eine elastische Berechnung der Schnittgrößen ergeben, ist die Längsschubtragfähigkeit der Schubverbindung somit im allgemeinen nicht voll ausgenutzt. Wird davon ausgegangen, dass die Stahlzähne entlang des Trägers konstant mit nicht veränderter Geometrie verteilt sind, ist aus Gründen der Wirtschaftlichkeit allerdings die Bewehrung abzustufen. Diese ist demnach in den geringer auf Schub beanspruchten Bereichen als maßgebend für die Bemessung der Schubverbindung zu betrachten.

Um das gestellte Ziel zu erfüllen, werden experimentelle Untersuchungen gestartet. Diese ermöglichen ein erstes Studium des Kraftflusses und der Mechanismen. Zusammen mit begleitenden numerischen und weiteren experimentellen Untersuchungen können dann mehrere aufwändige Tragmodelle formuliert werden. Eine abschließende Versuchsserie wird diese verifizieren und zu einer Vereinfachung der Modelle führen.

Zusammengefasst soll als Resultat die Beschreibung der komplexen Zusammenhänge, die mit der Verdübelung einher gehen, mit einfachen und damit anwendungsfreundlichen Berechnungsmodellen möglich sein.

## 1.3 Aufbau der Arbeit

Die Arbeit gliedert sich im Wesentlichen in folgende Abschnitte:

1. Problemstellung - Stand der Forschung

   Es wird ein Überblick zur Wirkungsweise der Verbundsicherung und im Anschluss daran zu unterschiedlichen Verbundmitteln gegeben. Der Betondübel, der die Grundlage der vorliegenden Arbeit darstellt, wird dabei explizit herausgegriffen. Bisherige Forschungsergebnisse zu diesem Thema werden zusammengefasst dargestellt. Den Abschluss bildet die Vorstellung von ausgewählten Ingenieurbauten, bei denen zur Schubsicherung der Betondübel schon zum Einsatz kam.

2. Tragmodelle für den Kronendübel

   Dieser Abschnitt behandelt Tragmodelle zur Beschreibung des Kraftflusses, der bei der schubfesten Verbindung eines Stahlträgers mit einem Betongurt durch den Kronendübel entsteht. Der Weg folgt dabei der Ableitung der auf das Betonbauteil ein-

wirkenden Kräfte hin zu den Auflagerpunkten. Im Detail sind dies zwei Fachwerkmodelle für den Betongurt, unterschiedliche Möglichkeiten der Krafteinleitung in den Stahlzahn mit Berücksichtigung allfällig vorhandener vertikaler Abtriebskräfte, eine Knotenpunktsanalyse für den Beton im Bereich vor der Krafteinleitungsfläche der Krone und die Beschreibung der maximalen Längsschubtragfähigkeit des Schubverbinders selbst.

3. Grundlagen experimenteller Untersuchungen von Betondübeln mit statischer Beanspruchnug

   Bestandteil der vorliegenden Arbeit war nicht nur die Entwicklung von Tragmodellen für den Kronendübel. Zur Verifizierung dieser wurden auch mehrere Versuchsserien mit sogenannten Push-Out Versuchskörpern durchgeführt. Neben der Kronengeometrie erfolgte dabei mit dem Puzzledübel incl. mehrerer Adaptierungen und dem Kopfdübel auch eine experimentelle Untersuchung weiterer Schubverbindervarianten. In diesem Abschnitt sind alle getesteten Stahlzahngeometrien beschrieben. Es wird ein Überblick zur Konstruktion der Versuchskörper und zu den verwendeten Materialien gegeben. Den Abschluss bilden Angaben zum Prüfrahmen, zur Messtechnik und zur Versuchssteuerung.

4. Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen und deren Analyse

   Dieser Abschnitt nimmt den größten Teil der vorliegenden Arbeit ein. Nach allgemeinen Angaben zur Versuchsauswertung werden die Ergebnisse aller Push-Out Versuche präsentiert und eine Analyse dieser anhand der Rissentwicklung und der beobachteten Schadensbilder dargestellt. Im Anschluss daran erfolgt die Verifizierung der einzelnen Modelle nach Abschnitt 3 anhand der Ergebnisse von Versuchsserie 3. Mit der Aufsplittung der Tragmodelle ist die Möglichkeit gegeben, für die Schubverbindung mehrere Versagenskriterien anzugeben. Den Abschluss dieses Abschnitts bildet die Bestätigung der beobachteten Schadensbilder durch Gegenüberstellung mit diesen Kriterien.

5. Numerische Vergleichsberechnungen

   Ergänzend zu den experimentellen Untersuchungen wurde zur numerischen Simulation des lokalen Trag- und Verformungsverhaltens alternativer Schubverbinder im Stahl-Beton Verbundbau ein nichtlineares, dreidimensionales Finite-Elemente Berechnungsmodell mit dem Programm *ABAQUS* entwickelt. Nach der Bestätigung der Modellierung durch die Gegenüberstellung von numerisch berechneten und experimentell ermittelten Dübelkennlinien werden ausgewählte ausgewertete Ergebniskomponenten der *FE*-Berechnung gezeigt, um bestimmte Annahmen für die Modellbildung zu kontrollieren bzw. auch zu bestätigen.

6. Mit einem praktischen Anwendungsbeispiel wird die Anwendung eines Tragmodells zur Dimensionierung der Schubverbindung gezeigt.

7. Abgerundet wird diese Arbeit durch eine Zusammenfassung der gewonnen Erkenntnisse und einen Ausblick.

Den Abschluss der Arbeit bilden die Literaturliste und mehrere Anhänge. In diesen sind die Konstruktion der Versuchskörper (Anhang A), die ausgewerteten Dübelkennlinien (Anhang B) bzw. DMS-Messungen (Anhang C) der einzelnen Versuche und die Anwendung der Modelle an den Push-Out Körpern der Serie 3 (Anhang D) detailliert dargestellt.

# Kapitel 2

# Problemstellung - Stand der Forschung

## 2.1 Wirkungsweise der Verbundsicherung

Grundvoraussetzung der Verbundsicherung ist die Aufnahme des längsgerichteten Schubflusses $T_L$ in der Verbundfuge zwischen Stahl- und Betonbauteil. Hervorgerufen wird dieser vor allem durch eine Querkraft $V$, die aus einer Lasteinwirkung resultiert. Zur Bestimmung von $T_L$ sind aber auch die eventuell zusätzlich wirkenden Lastfälle Schwinden, Temperaturunterschied $\Delta t$ zwischen Betongurt und Stahlträger bzw. Vorspannung zu berücksichtigen. Diese verursachen in der Betonplatte die Normalkräfte $N_s$, $N_{\Delta t}$ bzw. $P$, die am Verbundquerschnitt mit entgegengesetzt gerichteten Kräften und Momenten im Gleichgewicht stehen. Bei statisch bestimmten Systemen bilden diese Einwirkungen einen Eigenspannungszustand. Dieser ist bei gleichbleibenden Querschnitten konstant und es treten in der Verbundfuge keine verteilten Schubkräfte auf. Im Gegensatz dazu entstehen bei statisch unbestimmt gelagerten Trägern durch die Behinderung der Verformungen Auflagerreaktionen und damit Querkräfte (Abb. 2.1).

Das Fehlen einer Querkraft $V$ im Falle statischer Bestimmtheit bedeutet aber nicht, dass in der Verbundfuge kein längsgerichteter Schubfluss $T_L$ entsteht. Anhand des Modells,

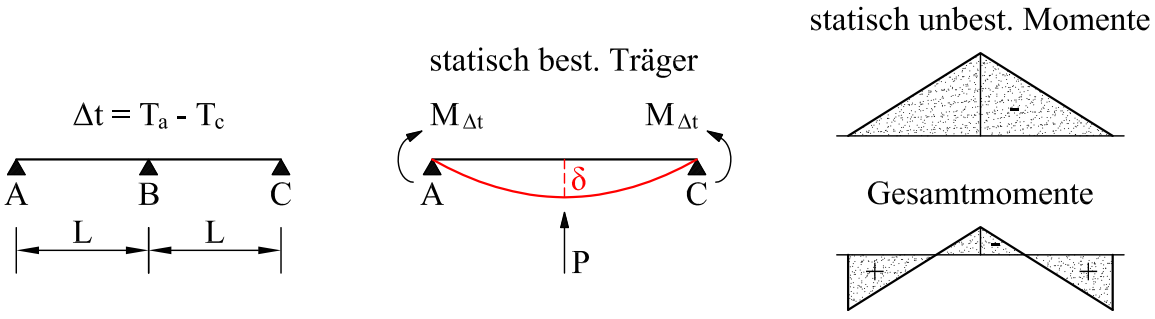



Abbildung 2.1: Durchlaufträger mit Temperaturdifferenz

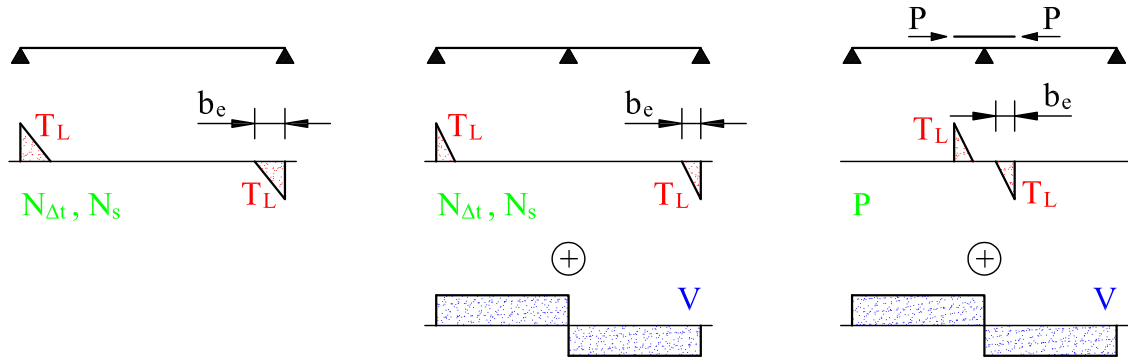



Abbildung 2.2: Längsgerichtete Schubkräfte bei statisch bestimmt und statisch unbestimmt gelagerten Trägern

mit dem im Verbundbau der Eigenspannungszustand „Schwinden des Betons“ berechnet wird, erkennt man, dass an den Trägerenden eine singuläre Verdübelungskraft zwischen Stahlträger und Betongurt vorhanden ist. Bei nachgiebiger Verdübelung ergibt sich aber eine gewisse Verteilung der Schubkraft $V_L$. Als Verteilungslänge wird nach [EC405b] die mitwirkende Plattenbreite $b_e$ gewählt (Abb. 2.2).

Basierend auf der Elastizitätstheorie wird der längsgerichtete Schubflusses $T_L$ mit dem Verfahren „elastisch-elastisch“ nach Gl. (2.1) berechnet.

$$T_L = -\frac{Q \cdot S_i}{I_i} \; [kN/m] \tag{2.1}$$

$T_L$ ist die auf die Längeneinheit der Stabachse bezogene Schubkraft. Sowohl das ideelle statische Moment $S_i$ als auch das ideelle Trägheitsmoment $I_i$ des Verbundquerschnitts sind vorweg zu bestimmen. Die gesamte Längsschubkraft $V_L$ in der Verbundfuge zwischen zwei Schnitten mit dem Abstand $x$ wird durch Integration von $T_L$ nach Gl. (2.2) berechnet.

$$V_L = -\int \frac{Q \cdot S_i}{I_i} \cdot dx \tag{2.2}$$

Zur Bestimmung von $V_L$ können auch die Verfahren „elastisch-plastisch“ oder „plastisch-plastisch“ herangezogen werden. Die Tragfähigkeit eines Verbundquerschnitts wird demnach plastisch berechnet. Die längsgerichteten Schubkräfte werden aus der Betrachtung der Gleichgewichtsbedingungen der horizontalen Kräfte innerhalb einer Trägerlänge $\Delta l$ bestimmt (Abb. 2.3). Diese können mit Hilfe der Gl. (2.3) ermittelt werden, wenn für die beiden dargestellten Schnitte die Normalkräfte für den Beton- und Stahlgurt berechnet wurden und damit bekannt sind.

$$V_L = \sum T_L = \Delta N_c = \Delta N_a \tag{2.3}$$

Der Abstand $\Delta l$ ist die kritische Länge zwischen zwei charakteristischen Querschnitten am Verbundträger. Solche als kritische Schnitte bezeichnete Nachweisstellen sind nicht nur Auflagerpunkte, Kragarmenden und Stellen extremer Biegemomente und Querkräfte, sondern auch Angriffspunkte großer Einzellasten, Einleitungsstellen konzentrierter Längskräfte und Stellen mit sprunghaften, starken Querschnittsänderungen.

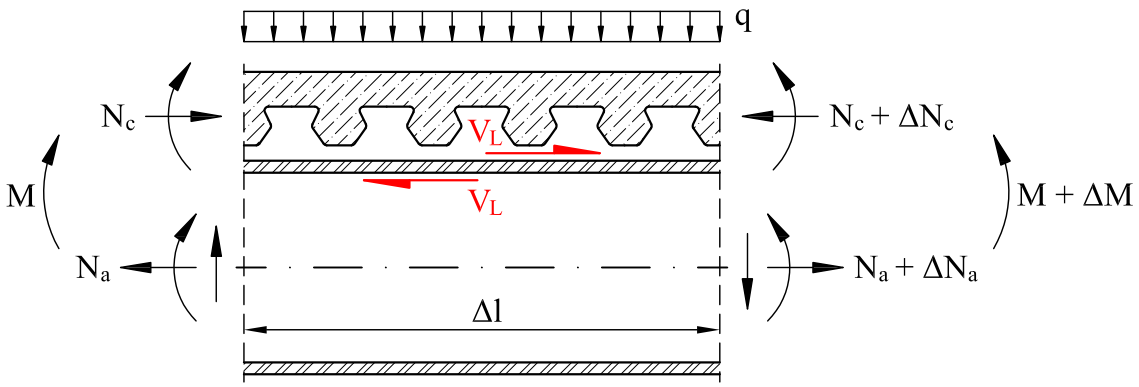



Abbildung 2.3: Resultierende Schubkraft $V_L$ durch Gleichgewichtsbetrachtung am Verbundträgerausschnitt

Die Aufnahme des längsgerichteten Schubflusses $T_L$ in der Verbundfuge zwischen Stahl- und Betonbauteil erfolgt mittels Verdübelung der beiden Werkstoffe durch ein mechanisches Verbundmittel. Einerseits behindert dieses gegenseitiges Gleiten der beiden Werkstoffe und sichert die gemeinsame Verbundwirkung. Andererseits hat die Ausbildung der Verbundsicherung und deren Wirkungsweise entscheidenden Einfluss auf das Tragverhalten eines Verbundträgers, wie nachfolgend ausführlich erläutert wird und auch in Abb. 2.4 dargestellt ist.

Zu unterscheiden ist zwischen vollem und teilweisem Verbund bzw. zwischen starrem und nachgiebigem Verbundmittel.

Wird **voller Verbund** und ein **starres Verbundmittel** vorausgesetzt (Abb. 2.4, li.), ist bei niedriger Last, z.B. im Gebrauchszustand, der Verlauf der Schubkraft in der Verbundfuge zum Querkraftverlauf affin. Die Berechnung von $V_L$ erfolgt dabei nach der Elastizitätstheorie aus der Änderung der Normalkräfte $N_a$ und $N_c$ über die Trägerlänge $\Delta l$. Ein Ebenbleiben der Querschnitte wird vorausgesetzt. Ist eine Einstufung des Stahlquerschnitts in die Klassen 1 oder 2 möglich, ist die Steigerung der äußeren Last über die elastische Momententragfähigkeit $M_{el}$ des Stahlquerschnitts hinaus zulässig. Ab dem Überschreiten der Streckgrenze $f_y$ im Untergurt des Stahlträgers nimmt der Momentenanteil $M_a$ im teilplastischen Trägerbereich kontinuierlich ab. Die Normalkräfte $N_a$ und $N_c$ steigen bis zum Erreichen der vollplastischen Teilschnittgrößen hingegen überproportional an. Die Folge sind eine gegenüber der Elastizitätstheorie deutlich größere Normalkraftdifferenz $\Delta N$ und somit entsprechend größere Längsschubkräfte $V_L$. Der Schubkraftverlauf im Bereich des elastischen Trägerbereichs bleibt weiterhin affin zum Querkraftverlauf. Im teilplastischen Trägerbereich ist die Affinität aber nicht mehr gültig. Die Schubkraftdeckung erfolgt durch eine dem Schubkraftverlauf entsprechende Austeilung der Verbundmittel. Eine Umlagerung der längsgerichteten Schubkraft $V_L$ von außen nach innen, also vom Trägerende zur Trägermitte, ist nicht zulässig.

Bei **vollem Verbund** und **nachgiebigem Verbundmittel** kann der Dübelkraftverlauf nach Abb. 2.4 re. bei niedriger Belastung noch als affin zum Querkraftverlauf angesehen werden. Es ist jedoch bereits zu erkennen, dass die Verdübelung in Auflagernähe geringer beansprucht ist als bei starrer Verdübelung. Wird die Last weiter gesteigert, tritt wie schon

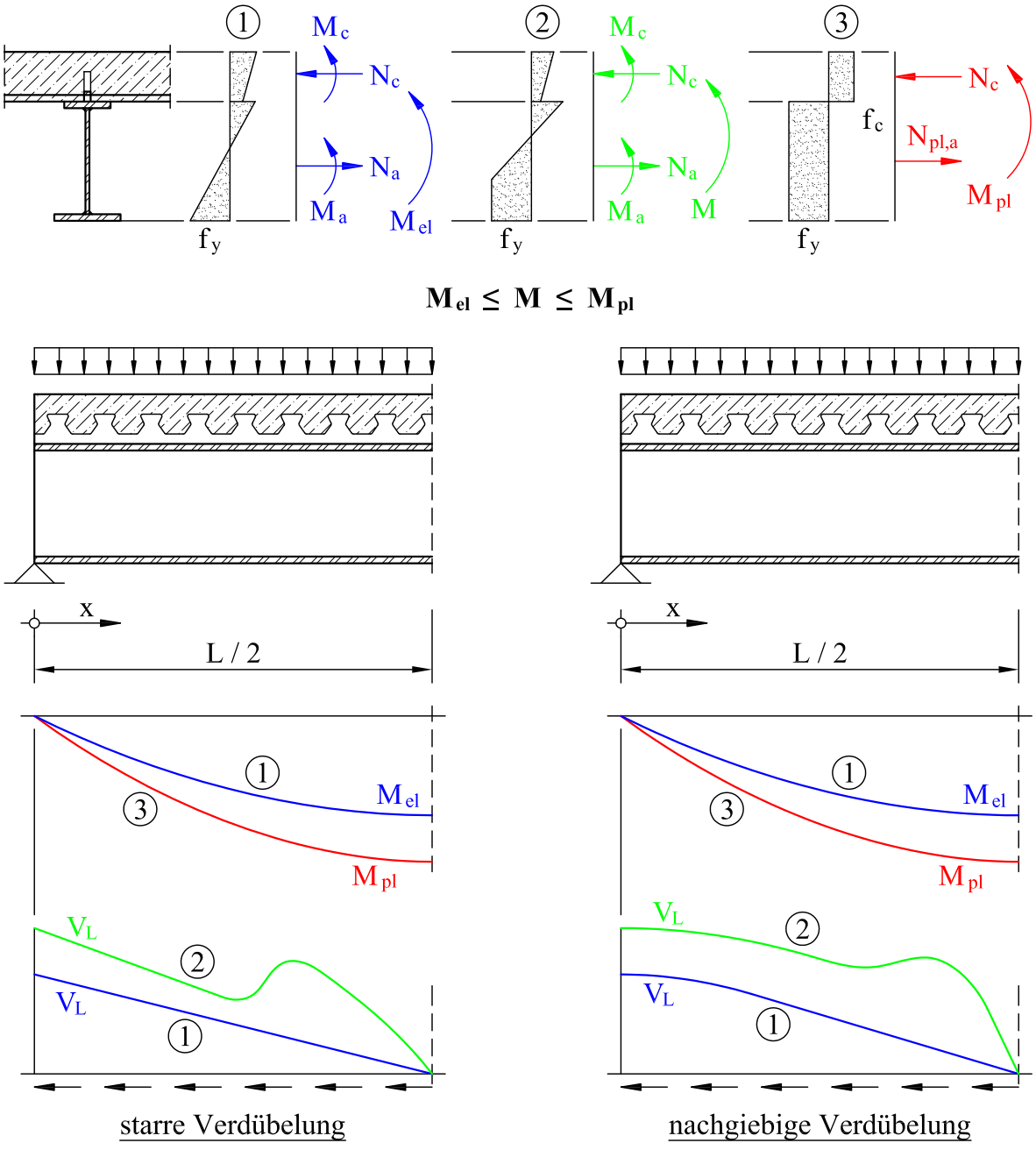



Abbildung 2.4: Teilschnittgrößen $N_a$ und $N_c$, Schubkraftverlauf bei starrer und bei nachgiebiger Verdübelung [Fin07d, Bod98]

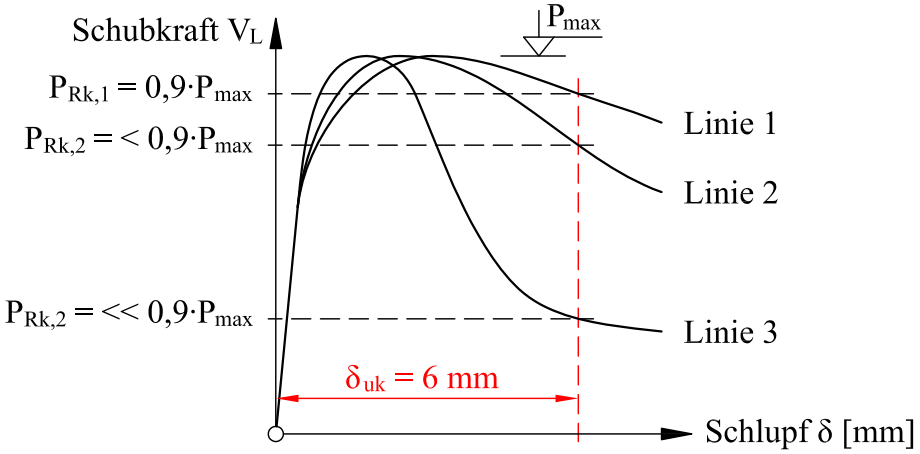



Abbildung 2.5: Ermittlung des Verformungsvermögens $\delta_{uk}$ eines Verbundmittels

zuvor beschrieben dort, wo der Stahlträger plastiziert ($M > M_{el}$), eine überproportionale Beanspruchung der Dübel im Feld auf. Die Affinität zwischen Querkraft- und Schubkraftverlauf ist nicht mehr gültig.

Grund dafür ist die mehr oder weniger stark ausgeprägte Nachgiebigkeit des Verbundmittels, die zu einem Schlupf $\delta$ in der Verbundfuge führt. Da sich der längsgerichtete Schubfluss $T_L$ im Verbundträger aus der Verträglichkeitsbedingung der Verformungen in der Fuge zwischen Stahl und Beton entwickelt, hat diese Nachgiebigkeit eine Reduzierung der Schubkräfte $V_L$ verbunden mit einem Abbau der Schubkraftspitzen zur Folge. Die Beanspruchung der Verbundmittel wird vom Trägerende hin zur Verdübelung in Trägermitte umgelagert. Insgesamt wird die Verdübelung dadurch gleichmäßiger beansprucht. Demnach überträgt auf ULS-Lastniveau jeder Schubverbinder zwischen zwei kritischen Schnitten idealisiert die gleiche Kraft. Damit ergibt sich innerhalb der betrachteten Länge $\Delta l$ in weiterer Folge die Möglichkeit einer gleichförmigen Austeilung. Voraussetzung ist aber, dass das Verbundmittel nicht nur eine Nachgiebigkeit aufweist, sondern als ausreichend duktil gilt.

Nach den Bestimmungen der *ÖNORM EN 1994, Teil 1-1, Anhang B2* [EC405a] gilt eine Verdübelung als duktil, wenn dessen charakteristischer Wert für das Verformungsvermögen nach Abb. 2.5 eine Größe von mindestens $\delta_{uk} = 6\,mm$ auf dem Lastniveau ihrer charakteristischen Tragfähigkeit $P_{Rk}$ erreicht. Die Bestimmung erfolgt mit Hilfe standardisierter Abscherversuche, auch Push-Out Versuche genannt.

Stellt sich beim Push-Out Versuch im Nachbruchbereich eine entsprechend ausreichend ausgeprägte Last-Verformungscharakteristik ein und setzt man das Lastniveau für die charakteristische Tragfähigkeit $P_{Rk}$ entsprechend tief an, kann das zuvor genannte Kriterium von $\delta_{uk} = 6\,mm$ für den Schlupf praktisch von jedem Verbundmittel erreicht werden (Abb. 2.5, Linien 1 bis 3). Liegt, wie mit Linie 2 dargestellt, die zugehörige Tragfähigkeit $P_{Rk,2}$ auch weiterhin im Fließbereich der Last-Verformungskurve, ist dieser Vorgang als zulässig zu betrachten. Für den mit Linie 3 aufgezeigten Fall ist gilt dies nicht mehr. Aufgrund des Lastniveaus von $P_{Rk,3}$ besitzt das Verbundmittel keine Duktilität, sondern eine Überfestigkeit. Die Verdübelung lagert die Kraft nicht um, sondern nimmt sie weiterhin

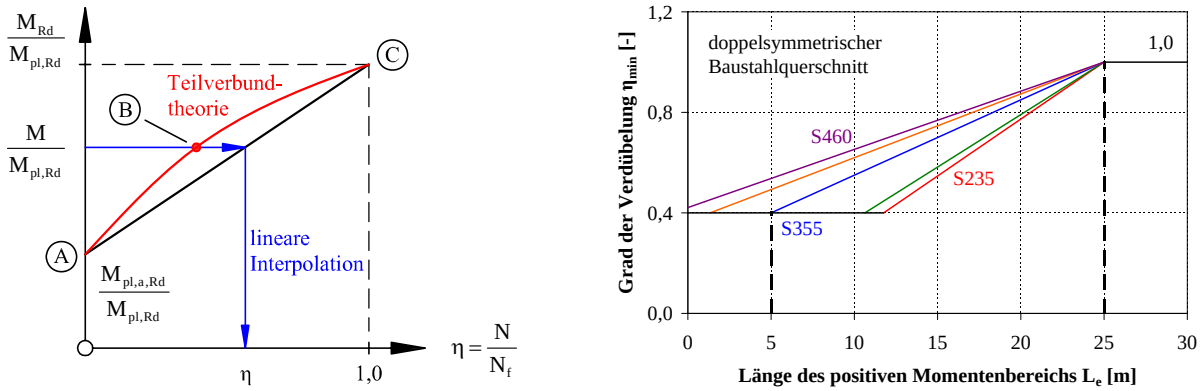



Abbildung 2.6: Teilverbunddiagramm (li.), Anwendungsgrenzen der teilweisen Verdübelung (re.) [EC405a]

auf. Der Effekt, dass sich Tragwerksversagen ankündigt und nicht schlagartig passiert, geht damit verloren.

Bis jetzt wurde immer voller Verbund betrachtet. Eine starre oder nachgiebige Verdübelung kann aber auch in Kombination mit **teilweisem Verbund** zur Anwendung kommen. Voraussetzung ist, dass der Querschnitt des Stahlträgers in die Klassen 1 oder 2 eingestuft werden kann. Eine Berechnung der Beanspruchbarkeit auf Biegung ist somit mit Hilfe plastischer Methoden zulässig. Ist diese Voraussetzung erfüllt, darf bei teilweisem Verbund eine geringere Anzahl an Verbindungsmittel herangezogen werden im Vergleich zu jener, die zum Erreichen der Momentenbeanspruchbarkeit $M_{pl}$ statisch erforderlich ist. Wie bei nachgiebiger Verdübelung kommt es auch hier in weiterer Folge zu einem Schlupf $\delta$ in der Verbundfuge zwischen Stahl und Beton. Der Grad der Verdübelung $\eta$ ergibt sich nach Gl. (2.4) zu

$$\eta = \frac{N}{N_f} \tag{2.4}$$

$N$ ist die Anzahl der Verbundmittel innerhalb des Trägerabschnitts $\Delta l$. $N_f$ ist die statisch erforderliche Anzahl innerhalb der gleichen Länge für eine vollständige Verdübelung. Die Grenzen für den Verdübelungsgrad sind 0 (keine Verbundwirkung) und 1 (voller Verbund).

Bei der praktischen Anwendung ist, wenn man zuvor Dargestelltes zusammenfassend betrachtet, der Bemessung eines Verbundträgers mittels teilweisem Verbund und duktiler Verdübelung mit äquidistanter Austeilung besondere Bedeutung zuzuschreiben. Durch den teilweisen Verbund ist die Verbundfuge gezielt unterdimensioniert und stellt somit im Bruchzustand das Versagenskriterium dar. Bei Anwendung duktiler Verbundmittel erfolgt aber das Tragwerksversagen wie schon erwähnt nicht schlagartig, sondern kündigt sich durch ein hohes Maß an Verformungen an.

Der für eine bestimmte Momentenbeanspruchung $M$ erforderliche minimale Verdübelungsgrad $\eta_{erf}$ kann mit dem Teilverbunddiagramm ermittelt werden (Abb. 2.6, li.). Eine einfache Näherung ergibt sich durch lineare Interpolation zwischen den beiden Punkten A und C. Die wirtschaftlichere Lösung erhält man querschnittsspezifisch mittels Teilverbundtheorie (Punkt B). Allerdings ist ein Mindestverdübelungsgrad $\eta_{min}$ einzuhalten.

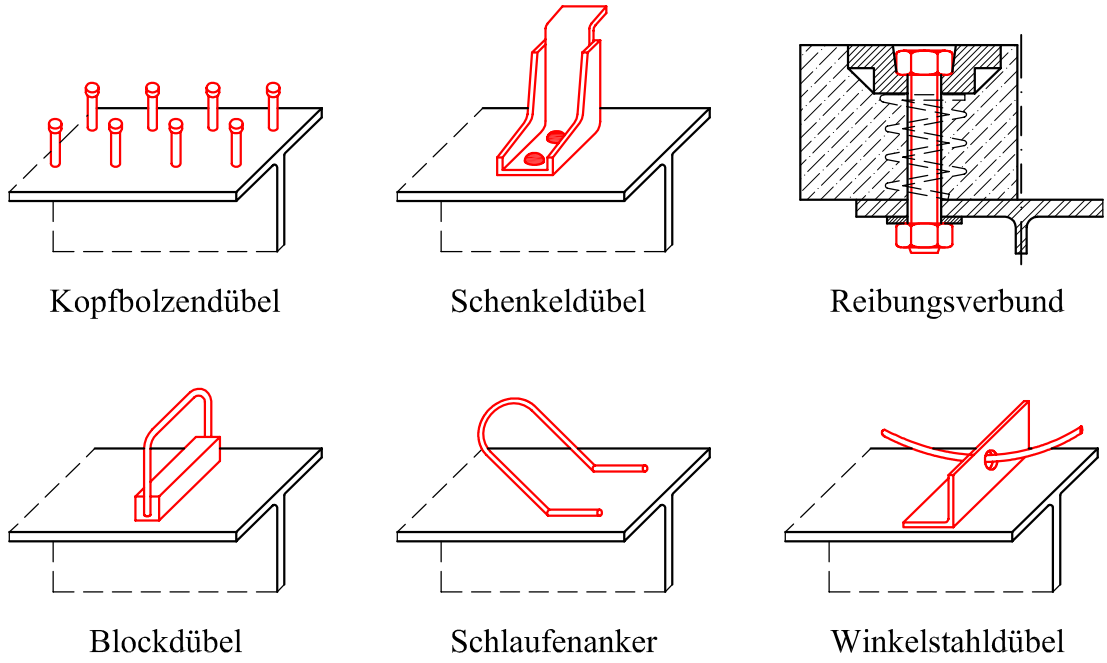



Abbildung 2.7: Übersicht unterschiedlicher Verbundmittel

Abhängig vom Baustahlquerschnitt bzw. von der konstruktiven Ausführung der Betonplatte und der Stahlgüte ist $\eta_{min}$ mit 40% der vollständigen Verdübelung nach unten beschränkt und nimmt linear mit Anwachsen der Länge des positiven Momentenbereichs $L_e$ zu (Abb. 2.6, re.).

## 2.2 Verbundmittel

Wie schon in Kapitel 2.1 angeführt, ist dem Verbundmittel besondere Bedeutung beizumessen. Die Wahl der Verdübelung hat zusammen mit deren Eigenschaften hohen Einfluss sowohl auf die Biegetragfähigkeit als auch auf die Biegesteifigkeit eines Verbundträgers, wodurch auch dessen maximal zulässige Stützweite bestimmt wird. Eine Übersicht der heute zur Verfügung stehenden Möglichkeiten, die Kraftübertragung zwischen den beiden Verbundpartnern Stahl und Beton sicherzustellen, zeigt Abb. 2.7.

### 2.2.1 Kopfbolzendübel

Der in Abb. 2.7 dargestellte Kopfbolzendübel ist weltweit mit Abstand das am weitesten verbreitete Verbundmittel. Aufgrund seiner günstigen mechanischen Eigenschaften (z.B. hohe Tragfähigkeit, hohe Steifigkeit auf SLS-Lastniveau, hohe Duktilität) gepaart mit einfachem Fertigungs- und Montageverfahren ist dieser universell im Hochbau einsetzbar. Bemessungs- und Konstruktionsregeln sind durch eine seit nunmehr mehr als 50 Jahre andauernde systematische Untersuchung und Weiterentwicklung in für den europäischen und nationalen Raum maßgebenden Regelwerken für Verbundkonstruktionen enthalten

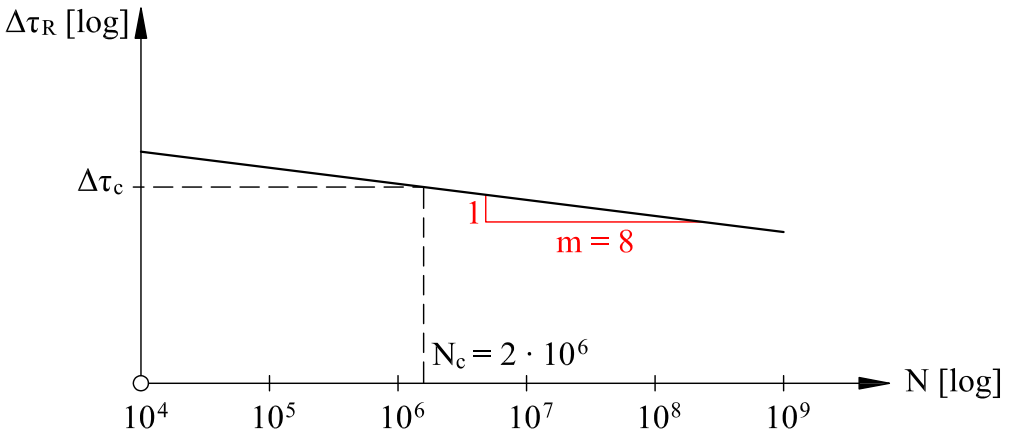



Abbildung 2.8: Ermüdungsfestigkeitskurve für Kopfbolzendübel in Vollbetonplatten

[EC405a, EC405b, RL06].

Dies trifft auch für die Anwendung im Brückenbau zu, wo zumeist nicht ruhende Beanspruchungen infolge Verkehrsbelastung auf die Kopfbolzen übertragen werden. Die dadurch bestehende Ermüdungsgefahr ist beim Nachweis der Verdübelung zu berücksichtigen. Für den in *EC4, Teil 2* [EC405b] geforderten Betriebsfestigkeitsnachweis werden die auftretenden Schubbeanspruchungen nach dem Nennspannungskonzept berechnet und mit Hilfe einer Wöhlerlinie hinsichtlich ihrer Schädigungswirkung beurteilt (Abb. 2.8). Generell erfolgt die Beurteilung anhand der linearen Schadensakkumulationshypothese nach *Palmgren* und *Miner* [Fin06d].

Die Anwendbarkeit der *Miner*-Regel wurde im Rahmen experimenteller Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Kopfbolzen an der Universität Kaiserslautern untersucht. Die in [Bod01] publizierten Ergebnisse zeigen, dass mit Ausnahme eines Versuchs mit allen anderen durchgeführten Versuchen die jeweils rechnerisch ermittelte Lebensdauer bei weitem nicht erreicht wurde. Grund dafür ist, dass durch die lineare *Miner*-Regel, die eine sehr einfache und baupraktische Näherung ist, Nichtlinearitäten aus einer Vorschädigung des Betons bzw. durch frühzeitige Rissentwicklung nicht erfaßt werden. Es wurde damit aufgezeigt, dass die *Miner*-Regel für den Fall einer sehr flach geneigten Wöhlerlinie (Abb. 2.8) nicht gut anwendbar ist. Nach [Bod01] ergibt sich daraus eine Unsicherheit bei der Beurteilung der Lebensdauer.

Eine weitere und auf den Ergebnissen von [Bod01] aufbauende Untersuchung setzte sich zum Ziel, die Dübelermüdung am Push-Out Versuchskörper unter weggeregelter Kontrolle zu bestimmen [Fel05]. Grund dafür ist, dass zwar dem Schädigungsansatz nach *Wöhler* bei kraftgeregelten Push-Out Versuchen eine vorwiegende Rissinitiierungsphase unterstellt wird, die Ermüdung von Kopfbolzen im wesentlichen aber durch Risswachsum und nicht durch durch dessen Initiierung geprägt ist. Ziel war es, mit den Untersuchungen ein neues, auf Risswachsum basierendes Ermüdungsnachweismodell vorzustellen, da auch die Regeln von *EC4* für die Ermüdungsvorhersage von Dübeln „keine Treffsicherheit besitzen“ [Fel05].

Weitere Untersuchungen, die unter der Leitung von Univ.-Prof. Dr.-Ing. *Hanswille* er-

folgten, behandeln ebenfalls das Ermüdungsverhalten von Kopfbolzen [Han05, Han06]. Grundsätzlich wird hier zuerst das Problem aufgezeigt, das durch eine getrennte Nachweisführung in den Grenzzuständen der Tragfähigkeit, der Ermüdung und der Gebrauchstauglichkeit nach [EC405a] entsteht. Die Entkoppelung der Nachweise unterstellt ja, dass die Verbundsicherung bis zum Zeitpunkt des Ermüdungsversagens die volle statische Tragfähigkeit behält. Die in [Bod01] aufgezeigte Tatsache, dass die Vorschädigung infolge der Ermüdungsbeanspruchung einen möglichen Einfluss auf den Nachweis des Grenzzustandes hat, wird nicht berücksichtigt. Weitere Punkte sind neue Berechnungsmodelle zur Vorhersage der Lebensdauer und der statischen Resttragfähigkeit ermüdungsbeanspruchter Kopfbolzen und die Entwicklung einer verbesserten Schadensakkumulationshypothese.

Anhand der zusammengefassten aktuellen Forschungstätigkeiten zeigt sich, dass für den Kopfbolzendübel trotz seiner vielen Vorteile auch Problembereiche existieren. Diese sind bis heute nicht zur Gänze geklärt, wie die Weiterführung der experimentellen Untersuchungen beweist. Zusammenfassend kann aber der Schluss gezogen werden, dass in Zukunft schärfere Kriterien für den Grenzzustand der Ermüdung anzusetzen sind.

### 2.2.2 Weitere Verbundmittel

Zwei weitere und in der Praxis anzutreffende Beispiele für duktile Verbundmittel sind der Reibungsverbund mit HV-Schrauben und Schenkeldübel (Abb. 2.7). Reibverbindungen besitzen eine sehr hohe Anfangssteifigkeit und großes Duktilitätsvermögen nach Überschreiten der Gleitgrenze. Besonders interessant ist die Anwendung bei Einsatz von Fertigteilplatten. Der Marktanteil ist aber gering. Schenkeldübel sind im Verbundhochbau aufgrund witterungsunabhängiger Montage und der Möglichkeit der Direktmontage ohne Vorbohren in Verbindung mit Verbunddeckensystemen mit und ohne Profilblechen eine interessante Lösung. Bemessungs- und Konstruktionsregeln sind im Allgemeinen mit bauaufsichtlichen Zulassungen geregelt.

Typische Beispiele für Verbundmittel ohne ausreichende Duktilität sind Blockdübel, Schlaufenanker, Kombinationen dieser beiden und Winkelstahldübel (Abb. 2.7). Diese sind aber aufgrund ihrer mechanischen Eigenschaften heute aber als unbedeutend anzusehen.

Da sich der Verbundbau in den letzten Jahren immer mehr durchsetzt und somit nicht nur bautechnisch sondern auch wirtschaftlich immer mehr an Bedeutung gewinnt, wurde neben vielen anderen Bereichen auch dem Verbundmittel vermehrt Aufmerksamkeit gegeben. Verschiedene Forschungsbemühungen an alternativen Lösungen zum Kopfbolzendübel führten unter anderem zum sogenannten Betondübel, der durch seine Eigenschaften sowohl mechanisch als auch wirtschaftlich eine vollwertige Alternative darstellt.

# 2.3 Betondübel

## 2.3.1 Einführung und Begriffsbestimmung

Werden durch Brennschneiden in einem Blechstreifen oder in einem Stahlprofil Aussparungen beliebiger Geometrie erzeugt und zusammen mit Bewehrung einbetoniert, entstehen in eben diesen Ausnehmungen die sogenannten Betondübel. Die Schubübertragung erfolgt einerseits durch einen dreiaxialen Druckspannungszustand im Dübel als auch durch den Scher- und Biegewiderstand des durch die Blechformgebung resultierenden Stahlzahns.

Mögliche Ausführungsbeispiele für Verbundträger mit Betondübel sind in Abb. 2.9 dargestellt.

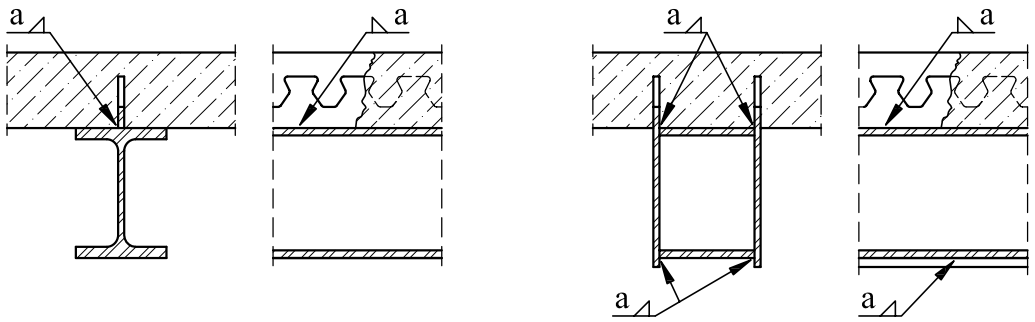



Abbildung 2.9: Stahl-Beton Verbundträger mit Betondübel zur Schubsicherung

Abb. 2.9 links zeigt den mit den Ausnehmungen versehenen Blechstreifen hochkant aufgeschweißt auf ein Walzprofil. Die Aussparungen können aber auch in Blechen vorgesehen sein, die gleichzeitig zwei Funktionen erfüllen. Sie sind Stege eines geschlossenen geschweißten Hohlprofils (Abb. 2.9, re.) oder eines oben offenen und ausbetonierten geschweißten Hutquerschnitts, dienen aber auch zur Schubsicherung.

Die beiden dargestellten Beispiele verdeutlichen das wirtschaftliche Potential einer Schubsicherung mit Betondübeln. Eine geschickt gewählte Geometrie des Stahlzahns bewirkt, dass im optimalen Fall aus einem Blechstreifen zwei Schubverbinderbleche nahezu ohne Materialverlust erzeugt werden können (Abb. 2.10). Eine einmal festgelegte Formgebung ist automatisiert mittels Brennschneiden beliebig oft produzierbar. Schweißnähte zur Befestigung des Blechstreifens auf einem Walzprofil oder zum Zusammenfügen mehrerer Bleche zu einem Querschnitt sind automatisiert mittels UP-Schweißverfahren möglich. Eine einfache Schweißnahtprüfung, problemloses Einbringen des Betons und ein Anwendungsspektrum vom Hoch- über Industriebau bis hin zum Brückenbau stellen weitere Punkte dar, die bei entsprechender Akzeptanz der Bauwirtschaft die Konkurrenzfähigkeit zum Kopfbolzendübel aufzeigen.

Dass eine Schubsicherung mit Betondübel auch mechanisch betrachtet eine hervorragende Alternative darstellt, verdeutlichen die folgenden Punkte. Schon durchgeführte experimentelle Untersuchungen, auf die in Kapitel 5 detailliert eingegangen wird, haben gezeigt, dass eine solcherart ausgeführte Verdübelung auf SLS-Lastniveau eine nahezu starre Verbin-

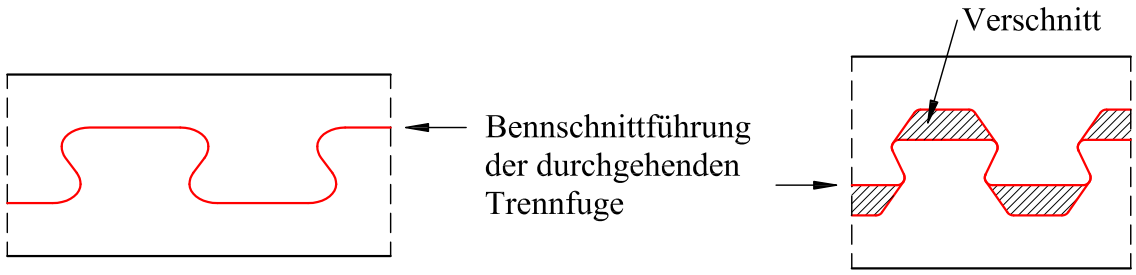



Abbildung 2.10: Mögliche Stahlzahngeometrien mit Minimierung des Materialverlusts

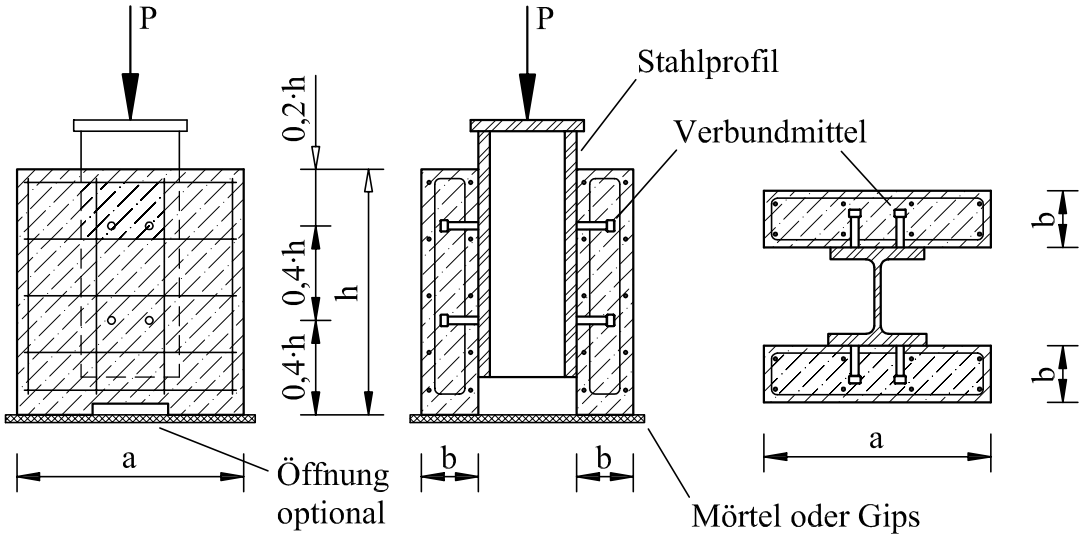



Abbildung 2.11: Versuchskörper für den Standardabscherversuch nach [EC405a]

dung zwischen Betongurt und Stahlträger sicherstellt. Im Grenzzustand der Tragfähigkeit werden die Anforderungen der gültigen Normenwerke an die Duktilität bei hoher maximaler Schubtragfähigkeit eingehalten. Sowohl im Straßen- und Eisenbahnbrückenbau als auch im Industriebau ist für die Verbundfuge wegen nicht ruhender Beanspruchung neben dem Tragfähigkeits- und Gebrauchstauglichkeitsnachweis auch der Nachweis gegen Ermüdung zu führen. In Längsrichtung verlaufende Kehlnähte rufen eine deutlich geringere Schädigung durch Kerbwirkung hervor als das durch Hubzündung erfolgte Aufschweißen der Kopfbolzendübel auf den Stahlträgergurt.

In den für die Bemessung und Nachweisführung gültigen Regelwerken [EC405a, EC405b, RL06] ist der Einsatz von Kopfbolzendübel zur Schubsicherung im Stahl-Beton Verbundbau mit Bemessungsvoraussetzungen, Bemessungsverfahren und Hinweisen zur konstruktiven Durchbildung ausführlich geregelt. Für die Anwendung eines alternativen Verbundmittels wie den Betondübel erfolgt die Ermittlung des Trag- und Verformungsverhaltens für vorwiegend ruhende Beanspruchung nach [EC405a] mit Abscherversuchen, so genannten Push-Out Versuchen.

Sowohl Versuchsanordnung und prinzipielle Versuchskörperkonzeption als auch Ablauf und Auswertung sind in [EC405a] angegeben. Eine Prinzipgeometrie für den Versuchskörper zeigt Abb. 2.11. Dieses Vorgehen dient zum Einholen ausführlicher Informationen, die für

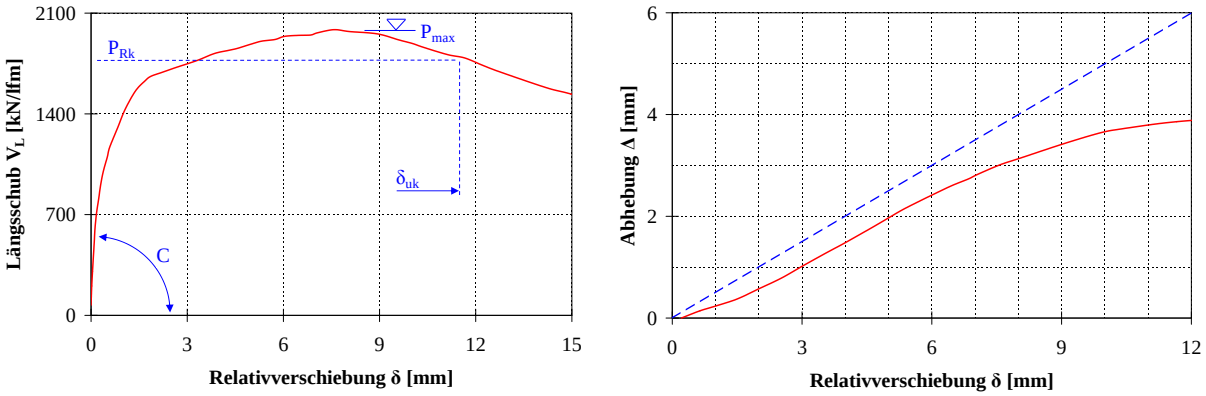



Abbildung 2.12: Beispiel für eine Dübelkennlinie (li.) und eine Abhebekennlinie (re.)

eine Bemessung nach [EC405a] erforderlich sind. Wichtigstes Ergebnis ist die Dübelkraft-Schlupf-Beziehung für das Verbundmittel, die so genannte Dübelkennlinie. Die über der zugehörigen Relativverschiebung $\delta$ aufgetragene Schubkraft $V_L$, die die Verdübelung im Versuch überträgt, wird mittels Diagramm dargestellt. Der maximal erreichte Wert für $V_L$ stellt das maximale Tragvermögen $P_{max}$ dar. Ein Beispiel für eine Dübelkennlinie ist in Abb. 2.12 links dargestellt.

Mit dieser ist eine eindeutige Klassifizierung der Verdübelung hinsichtlich des Duktilitätskriteriums möglich. Der Dübel ist als duktil einzustufen, wenn bei Wiedererreichen der charakteristischen Tragfähigkeit $P_{Rk}$ der charakteristische Wert für das Verformungsvermögen $\delta_{uk}$ mindestens 6 mm beträgt (siehe Kapitel 2.1, Abb. 2.5). $P_{Rk}$ ist der um 10% abgeminderte kleinste erzielte Wert für das maximale Tragvermögen $P_{max}$ von drei nach Nennwerten identischen Push-Out Versuchen. Die Kennlinie eines idealen Dübels ist jene, die bis zum Erreichen der Tragfähigkeit ein ideal-elastisches Verhalten gepaart mit einer hohen Steifigkeit $C$ und ab dem Erreichen von $P_{max}$ ein ideal plastisches Verhalten in der Form eines ausgeprägten Plateaus aufweist.

Neben den Kenngrößen maximales Tragvermögen und charakteristisches Verformungsvermögen wird nach [EC405a] zusätzlich gefordert, dass die Schubverbindung auch gegen abhebende Kräfte ausreichend steif und tragfähig ist. Dies ist der Fall, wenn im Push-Out Versuch in jenem Lastbereich, in dem die Kraft über dem Lastniveau von 80% der maximalen Versuchslast liegt, die gemittelte Abhebung $\Delta$ maximal 50% der Relativverschiebung $\delta$ beträgt. Ein Beispiel für eine Dübelkennlinie ist in Abb. 2.12 rechts dargestellt.

### 2.3.2 Überblick zur geschichtlichen Entwicklung des Betondübels

Ein im Jahr 1985 von Dr. *Andrä* [And85] publiziertes Versuchsergebnis stellt aus heutiger Sicht den Beginn der Betondübeltechnologie dar. Zwei gelochte Flachstahlprofile wurden hochkant auf den Obergurt eines Stahlträgers aufgeschweißt und ohne Querbewehrung in den Ausnehmungen einbetoniert (Abb. 2.13, li.). Anhand eines Ausziehversuchs wurde das Trag- und Verformungsvermögen dieser Lochbleche untersucht. Das Ergebnis (Abb. 2.13, re.) zeigte auf, dass diese Art der Schubkraftübertragung eine geeignete Alternative zum Kopfbolzendübel sein kann.

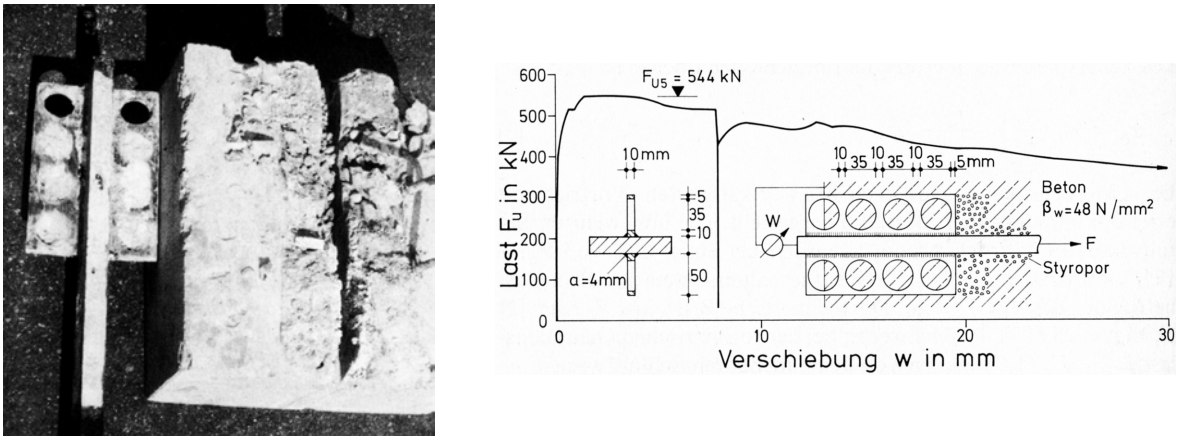



Abbildung 2.13: Versuchskörper 1985 mit Last-Verschiebungslinie [And85]

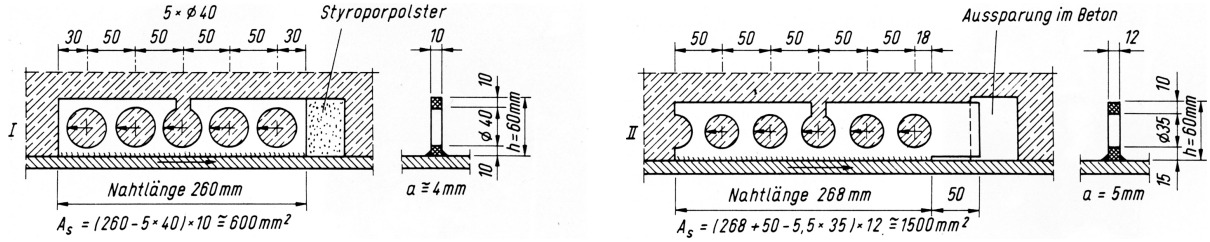



Abbildung 2.14: Perfobondleisten 1987 [Leo87]

Eine Fortsetzung dieser Versuche folgte im Jahr 1987 [Leo87]. Durch das Vorsehen von Schlitzen resultierten teilweise oben offene Ausnehmungen, die auf gleicher Höhe mit den oben geschlossenen ausgeführt waren (Abb. 2.14). Damit wurde auf einen einfacheren Bewehrungseinbau Rücksicht genommen. Vier weitere Versuche folgten im Jahr 1988 [Zap01]. Die oben offenen Ausnehmungen waren allerdings höhenversetzt im Blech eingebracht und stellten somit wiederum unvollständige Kreisaussparungen dar. Aufbauend auf den erzielten Ergebnissen wurde im Jahr 1991 vom Deutschen Institut für Bautechnik eine allgemeine bauaufsichtliche Zulassung unter dem Produktnamen „Perfobondleiste“ für zwei geometrisch genau festgelegte Varianten erteilt [Per91]. Die Gültigkeit ist im Juli 1996 abgelaufen.

Fast parallel zu den Untersuchungen an der Perfobondleiste starteten an der Universität Kaiserslautern Versuche zum Trag- und Verformungsvermögen an der so genannten „Kombidübelleiste“. Zur Schubübertragung zwischen Stahl- und Betonbauteil dienen oben offene trapez- oder tropfenförmige Ausnehmungen im Stegblech eines obergurtlosen Stahlprofils oder in einem auf ein Stahlprofil aufgeschweißten Blechstreifen. Schon 1985 wurde von *Brendel* diese Art der Verbundsicherung zum ersten Mal zum Patent angemeldet [Bre85]. Die Publizierung der ersten Versuchsergebnisse erfolgte im Jahr 1987 [Bod87a, Bod87b]. In den Jahren 1988 und 1995 folgten von *Brendel* eine weitere Patentanmeldung [Bre89] bzw. auch eine Gebrauchsmusteranmeldung [Bre95]. Mit dieser wurden auch andere Ausführungsvarianten der Dübelleiste berücksichtigt (Abb. 2.15). Im Jahr 2000 erfolgte für den Kombidübel auf Grundlage des experimentell abgesicherten Spektrums die Erteilung einer bauaufsichtlichen Zulassung [Kom00]. Die Gültigkeit ist

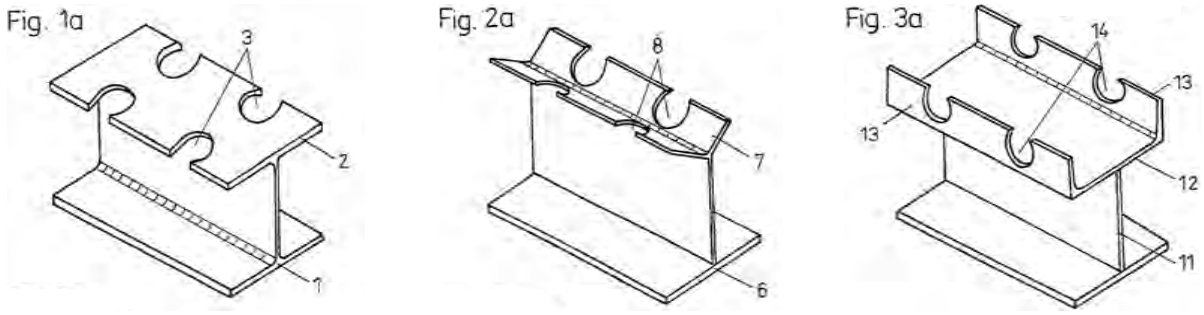
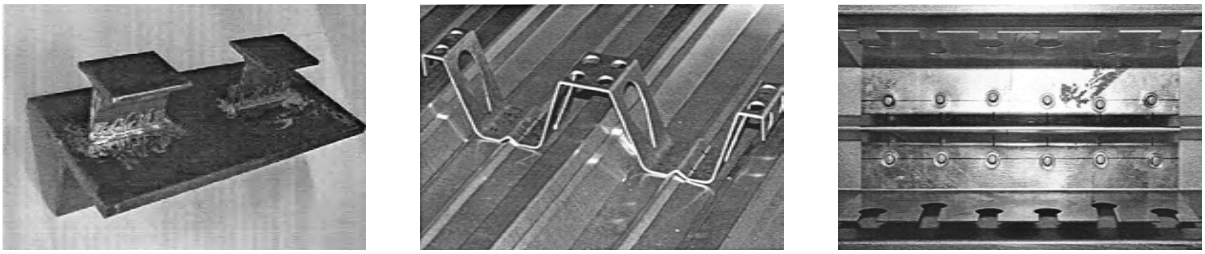



Abbildung 2.15: Ausführungsvarianten für die Schubdübelleiste [Bre95]



(a) T-Bulb-Dübelleiste (b) Strip-Con Variante (c) Rib-Con Variante

Abbildung 2.16: Auswahl untersuchter Dübelleistenvarianten [Val04, Fon02]

im Juni 2005 abgelaufen.

Die Bemessungskonzepte für die Perfobondleiste und für den Kombidübel basieren auf Grundlage eines Dübelabschermodells. Es wird davon ausgegangen, dass der Betonkörper im Inneren der Aussparung zweischnittig abschert. In beiden Fällen darf die Dübelkraft aber nicht höher angesetzt werden als die charakteristische Tragfähigkeit der Stahlzähne zwischen den Ausnehmungen. Die in Tab. 2.1 zusammengefasst gegenübergestellten Bemessungskonzepte haben aber aufgrund neuerer Erkenntnisse (Kapitel 2.3.3) keine Bedeutung.

Als Folge der ersten Publikationen zu den zuvor genannten experimentellen Untersuchungen in Deutschland gab es weltweit weitere Forschungsaktivitäten zum Trag- und Verformungsverhalten von Dübelleisten.

An der Fakultät für Bauwesen der TU Prag wurde eine einfache Abänderung der Perfobondleiste entworfen. Mit dieser folgten experimentelle Untersuchungen, die zu einer Gleichung zur Bestimmung der charakteristischen Tragfähigkeit einer Aussparung führten [Mac99]. An der RWTH Aachen wurde die Duktilität der Kombidübelleiste und der T-Bulb-Dübelleiste (Abb. 2.16) bei Anwendung von hochfestem Stahl und hochfestem Beton bestimmt. Die Versuchsergebnisse beider Leisten, die als kontinuierliche Verbundmittel betrachtet werden können, zeigten eine sehr positive Kurvencharakteristik und ein sehr ausgeprägtes duktiles Verhalten [Heg01]. Auch an der ETH Zürich wurde das Prinzip der Lochleisten aufgegriffen. Die Verwendung erfolgte allerdings für Schubverbinder mit dünnen Blechen (ca. 2 mm), die im Verbunddeckenbau unter dem Namen „RibCon“ und „StripCon“ (Abb. 2.16) zur Anwendung kommen und mit Setzbolzen montierbar sind

[Fon02].

Auch außerhalb von Europa widmete sich die Bauforschung der Verbundsicherung mittels Dübelleisten. Erwähnenswert sind die an der Universität Saskatchewan in Kanada entwickelten Varianten der Perfobondleiste [Ogu87]. Diese bestehen aus Blechstreifen mit diskreter Länge, in denen mehrere kreisrunde Aussparungen mit einem Innendurchmesser von ca. $b_i \approx 50\,mm$ eingebracht sind, und die nur abschnittsweise auf den Obergurt eines Stahlträgers aufgeschweißt werden (Abb 2.17).

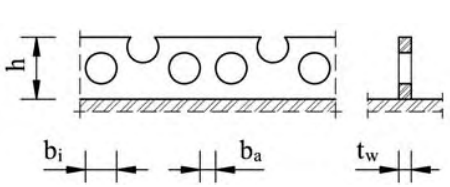
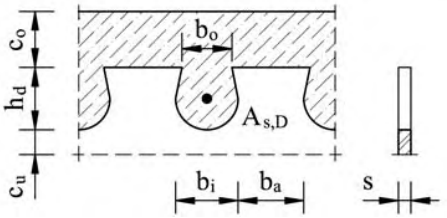
<table>
<tr><td>Verdübelungs-variante</td><td>Perfobondleiste<br>  <br></td><td>Kombiverdübelung<br>  <br></td></tr>
<tr><td>Dübel-beanspruch-barkeit</td><td colspan="2">$D_{max} = 1,0 \cdot b_i^2 \cdot 1,31 \cdot f_{ck} < 0,7 \cdot t_w \cdot b_a \cdot f_y$<br>Erhöhung um 25%, wenn in allen Ausnehmungen Querbewehrung vorgesehen ist</td><td>$D_{vk} = \kappa \cdot f_d \cdot A_{bi} \cdot 1,31 \cdot f_{ck} < \frac{s \cdot b_a \cdot f_y}{\sqrt{3}}$<br>$\kappa = \frac{s}{0,15 \cdot b_i} \le 1$<br>$f_d = 1,7 - 0,08 \cdot b_i$ mit $b_i$ in $[cm]$<br>$A_{bi} = 0,25 \cdot \pi \cdot b_i^2$</td></tr>
<tr><td>Bedingungen</td><td colspan="2"><table><tr><td colspan="2">Variante 1 [mm]</td><td>Variante 2 [mm]</td></tr><tr><td>$t_w = 12$</td><td>$b_i = 35$</td><td>$t_w = 14$</td></tr><tr><td>$b_a = 15$</td><td>$h = 60$</td><td>$b_a = 20$</td></tr></table></td><td>$A_{s,D} = \frac{0,5 \cdot D_{vk}}{f_{ya}}$<br>$s \ge 8,0$ mm und $s/b_i \ge 0,15$</td></tr>
<tr><td>Gültigkeits-bereich</td><td colspan="2"></td><td>$0,5 \le b_o/b_i \le 0,9$<br>$35 \le b_i \le 100$<br>$c_u \ge 0,3 \cdot h$ für $b_i \le 70mm$<br>$c_u \ge 0,25 \cdot h$ für $b_i > 70mm$<br>$c_o \ge h$</td></tr>
</table>

Tabelle 2.1: Bemessungskonzepte der Perfobondleiste (li.) [Per91] und der Kombiverdübelung (re.) [Kom00]

Es wurden zahlreiche Träger- und Push-Out Versuche durchgeführt. Bei all diesen Versuchen bildete sich im Betongurt entlang der Dübelleiste ein Längsriss. Abhängig vom Querschnitt und der Lage der Querbewehrung im Betongurt waren für das Versagen entweder ein Spalten des Betons oder der lokale Ausbruch von Betonschollen im Bereich vor den Stirnflächen der Leisten maßgebend. Auf Grundlage dieser Schadensbilder wurde zusammen mit einer Regressionsanalyse das in Gl. (2.5) angegebene Kriterium entwickelt,

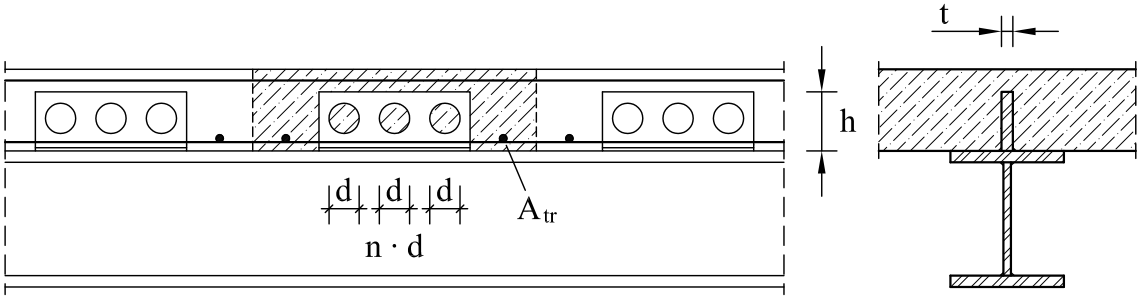



Abbildung 2.17: Abschnittsweise Verdübelung mit Perfobondleisten nach [Ogu87]

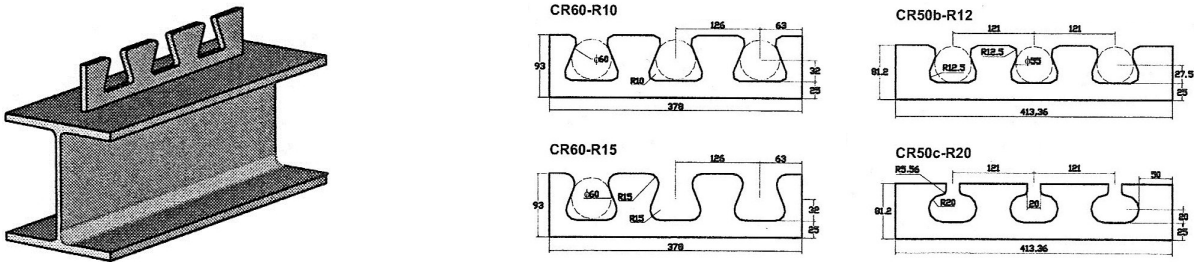



Abbildung 2.18: CR-Dübelleiste (li.), getestete Ausführungsvarianten (re.) [Val06]

mit dem die Tragfähigkeit der Perfobondleiste bestimmt wird.

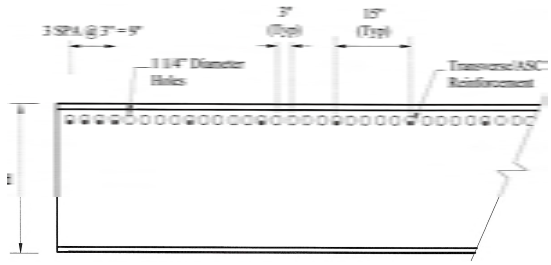
$$P_{max} = 4,5 \cdot h \cdot t \cdot f_{cc} + 0,91 \cdot A_{tr} \cdot f_y + 3,31 \cdot n \cdot d^2 \cdot \sqrt{f_{cc}} \tag{2.5}$$

Gl. (2.5) war auch Gegenstand von Untersuchungen, die an der Universität von Minho in Portugal durchgeführt wurden [Val04]. Das Trag- und Verformungsvermögen von Perforbondleisten und T-Bulb-Dübelleisten (Abb. 2.16) wurde experimentell untersucht und anschließend den theoretischen Traglasten gegenübergestellt. Die Ergebnisse wichen zum Teil erheblich voneinander ab. Die ausgewerteten Versuchsdaten von Push-Out Versuchen mit der sogenannten CR-Dübelleiste 2.18, die ebenfalls an der Universität von Minho entwickelt wurde, zeigen allerdings ein sehr gutes mechanisches Verhalten in Kombination mit konstruktiven und wirtschaftlichen Vorteilen [Val06].

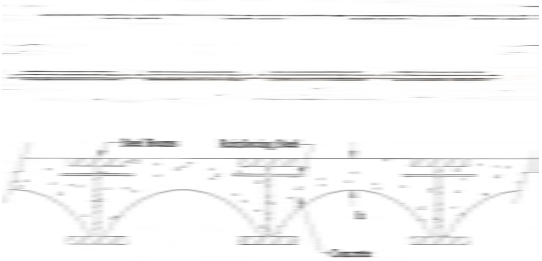
Weitere publizierte Ergebnisse zu experimentellen Untersuchungen, die in Europa bzw. auch in Amerika und Korea mit verschiedenen Variationen der Perfobondleiste und der Kombidübelleiste durchgeführt wurden, sind in [Kla00, Kon03, Lan04, Jur05, Kim06] nachzulesen bzw. zeigen Abb. 2.19 bis Abb. 2.22.

### 2.3.3 Münchner Betondübelversuche

Unter der Leitung von Univ.-Prof. Dr.-Ing. *Mangerig* begannen 1992 an der Universität der Bundeswehr in München ebenfalls Forschungsaktivitäten zum Trag- und Verformungsverhalten von Betondübel, die bis heute andauern. Umfangreiche experimentelle Untersuchungen befassen sich seitdem sowohl mit der Perfobondleiste als auch mit der Kom-

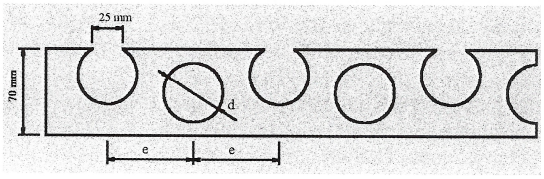


(a) Stahlträger mit in den Steg gebohrten Löchern



(b) WIB-System konventionell (oben) und modifiziert (unten)

Abbildung 2.19: Design des ASC-Trägers mit Anwendung bei modifiziertem WIB-System [Kla00, Kon03]



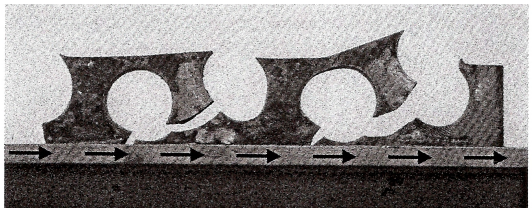
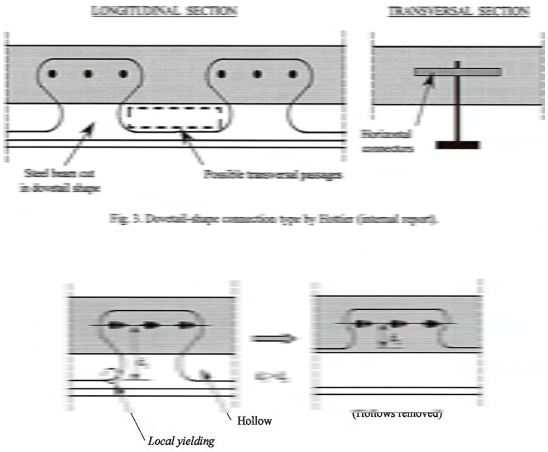



Abbildung 2.20: Beispiel für eine getestete Stahlleiste und Schadensbild nach Dauerschwingversuch [Lan04]



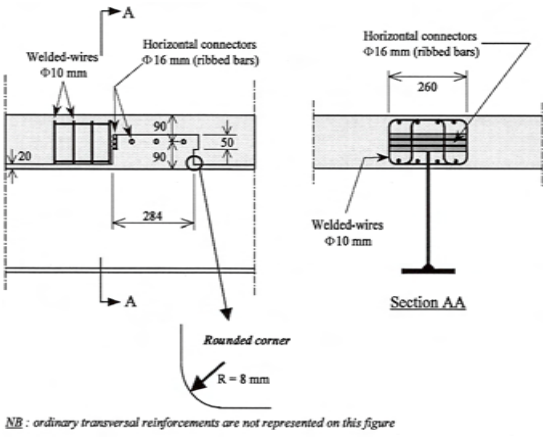




Abbildung 2.21: Untersuchte Ausführungen von Dübelleisten nach [Jur05]

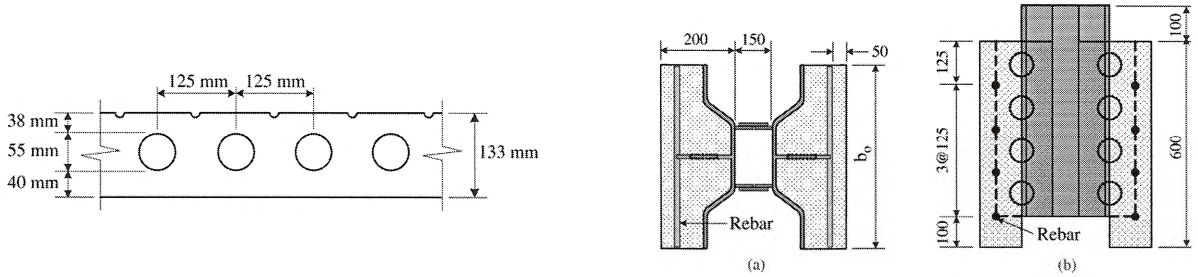
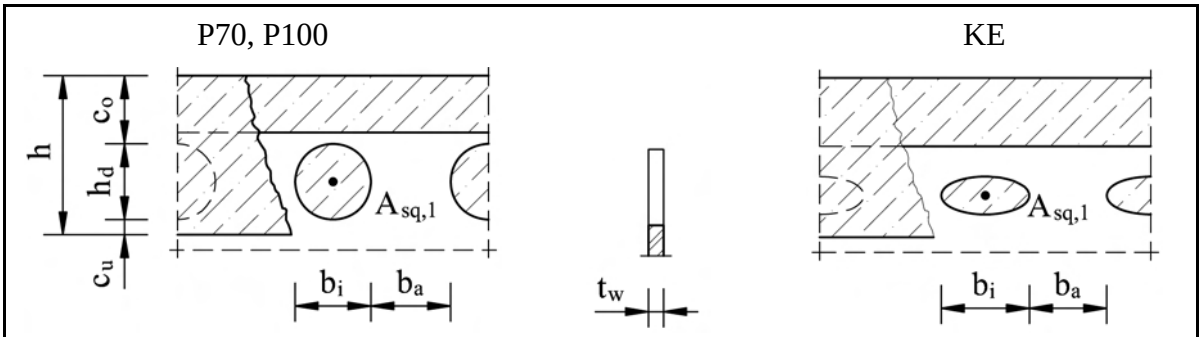



Abbildung 2.22: Perfobondleiste und Push-Out Versuchskörper mit kaltverformten Blechen nach [Kim06]




| Variante | Anz | $f_{cm}$ | $b_i$ | $b_o$ | $h_d$ | $t_w$ | $b_a$ | $h_c$ | $c_u$ | $c_o$ | Versagens-kriterium |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | $N/mm^2$ | mm | | | | | | | | |
| P70 | 5 | 31,2 | 70 | 0 | 70 | 10 | 230 | 180 | 20 | 90 | Ausstanzen |
| | 5 | 41,7 | | | | | | | | | |
| | 1 | 73,0 | | | | | | | 30 | 80 | Abscheren |
| KE | 3 | 29,7 | 100 | 0 | 50 | 10 | 200 | 180 | 25 | 105 | Ausstanzen |
| | 2 | 34,9 | | | | | | | | | |
| P100 | 2 | 21,8 | 100 | 0 | 100 | 15 | 200 | 220 | 20 | 100 | Ausstanzen |
| | 2 | 30,6 | | | | | | 180 | 40 | 40 | Abscheren |
| | 1 | 73,0 | | | | | | 220 | 38 | 82 | |

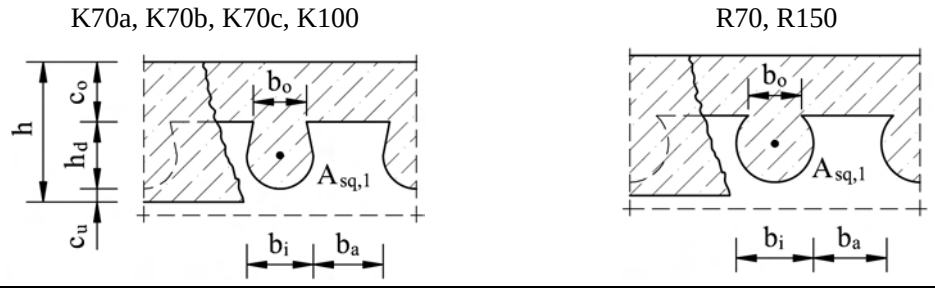
Tabelle 2.2: Versuchsparameter und Angaben zur Geometrie zu Versuchen mit Perfobondleisten [Wur97, Zap01]

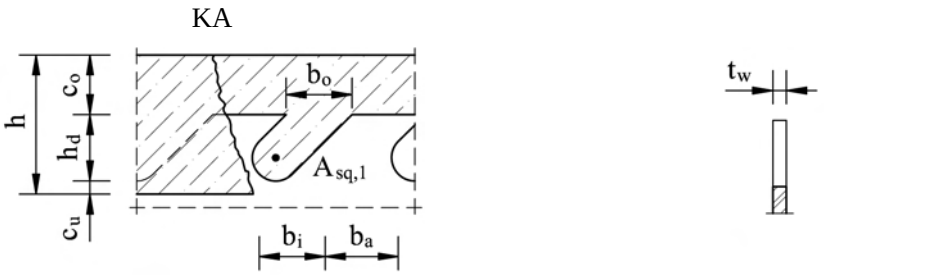
bidübelleiste. Mittlerweile umfasst das Programm insgesamt 79 statische und 17 dynamische Push-Out Versuche. Weiters wurden 8 statische Trägerversuche für den positiven Momentenbereich und einer für den negativen Momentenbereich durchgeführt [Man05c]. Eine Zusammenfassung wird in und [Zap01] und [Wur97] wiedergegeben. Beide Publikationen stellen auch die wichtigsten Arbeiten zum Thema Betondübel im deutschsprachigen Raum dar. In Tab. 2.2 sind die Versuchsparameter für die Push-Out Versuche mit Perfobondleiste zusammengefasst, in Tab. 2.3 die der Push-Out Versuche mit Kombidübelleiste.

Zusätzlich wird vorweg für alle untersuchten Varianten der Schubverbindung das maßgebende Versagenskriterium angegeben. Auf die Art des Versagens wird nachfolgend noch detailliert eingegangen (Abb. 2.27).

In Abb. 2.23 und Abb. 2.24 sind die im Versuch erzielten Ergebnisse hinsichtlich der Längsschubtragfähigkeit $V_L$ der einzelnen Schubverbindungen mit Perfobondleiste nach Tab. 2.2 und Kombidübelleiste nach Tab. 2.3 in Abhängigkeit der mittleren Betondruckfestigkeit $f_{cm}$ angegeben. Weiters sind sowohl der Einfluss der Querbewehrung $A_{sq,1}$ in den Ausnehmungen als auch die Auswirkungen einer Modifikation der Standardabscherversuche auf das Ergebnis dargestellt.

In Abb. 2.23 und Abb. 2.24 ist zum Vergleich auch die obere und untere Schranke der




| Variante | Anz | $f_{cm}$ | $b_i$ | $b_o$ | $h_d$ | $t_w$ | $b_a$ | $h_c$ | $c_u$ | $c_o$ | Versagens-kriterium |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | $N/mm^2$ | mm | | | | | | | | |
| K70a | 5 | 24,8 | 70 | 60 | 70 | 10 | 230 | 180 | 20 | 90 | Ausstanzen |
| | 5 | 27,8 | | | | | | | | | |
| | 4 | 31,7 | | | | | | | | | |
| | 5 | 33,1 | | | | | | | | | |
| | 5 | 41,4 | | | | | | | | | |
| | 1 | 73,0 | | | | | | | 30 | 80 | Abscheren |
| K70b | 2 | 31,7 | 70 | 30 | 70 | 10 | 230 | 180 | 20 | 90 | Ausstanzen |
| K70c | 1 | 21,8 | 70 | 60 | 70 | 5 | 230 | 180 | 20 | 90 | Betondübel |
| R70 | 3 | 29,0 | 70 | 42 | 63 | 8 | 230 | 140 | 30 | 47 | Betondübel |
| KA | 1 | 22,8 | 70,7 | 70,7 | 65 | 10 | 229 | 140 | 25 | 50 | Ausstanzen |
| | 1 | | | | | | | | | 70 | |
| | 1 | | | | | | | 160 | 45 | 50 | Abscheren |
| | 1 | | | | | | | 180 | 25 | 90 | Ausstanzen |
| | 1 | | | | | | | | 45 | 70 | Abscheren |
| | 5 | 37,1 | | | | | | | 25 | 90 | Ausstanzen |
| K100 | 2 | 21,8 | 100 | 80 | 100 | 15 | 200 | 220 | 20 | 100 | Ausstanzen |
| | 1 | 30,6 | | | | | | 180 | 40 | 40 | Abscheren |
| | 1 | 73,0 | | | | | | 220 | 38 | 82 | |
| R150 | 3 | 22,3 | 150 | 90 | 135 | 8 | 150 | 220 | 40 | 45 | Betondübel |

Tabelle 2.3: Versuchsparameter und Angaben zur Geometrie zu Versuchen mit Kombidübelleisten [Wur97, Zap01]

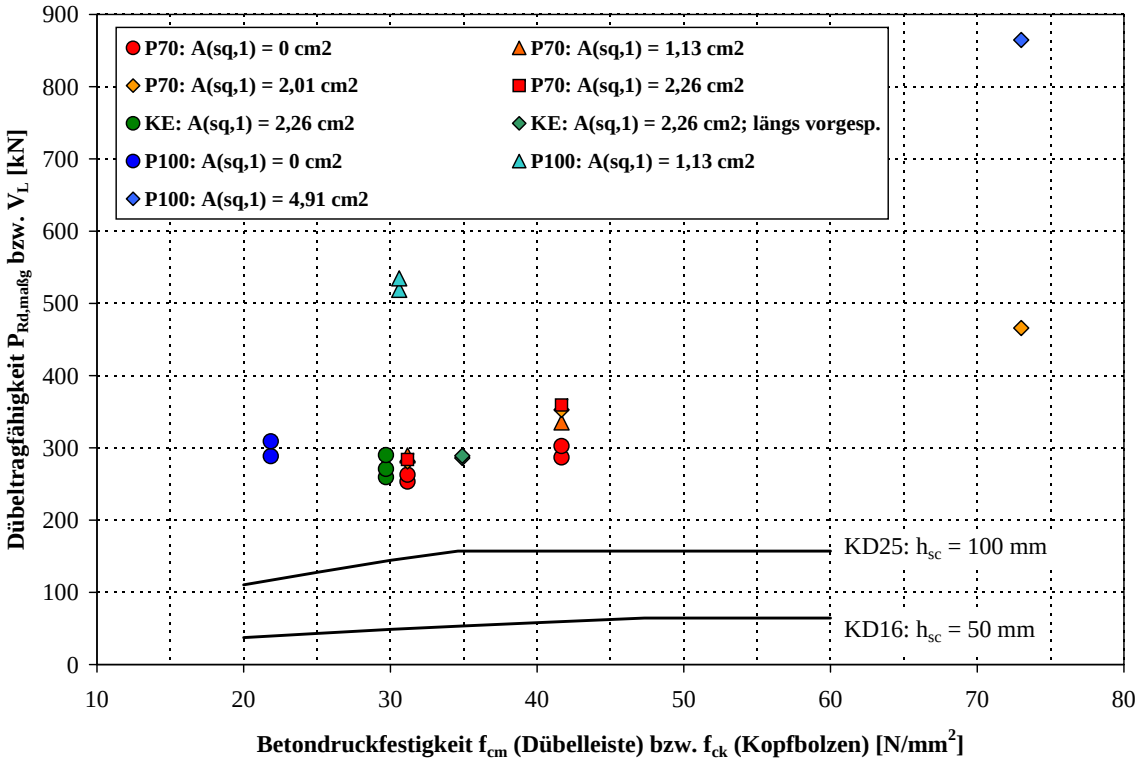



Abbildung 2.23: Längsschubtragfähigkeit $V_L$ der Versuche mit Perfobondleisten [Wur97, Zap01]

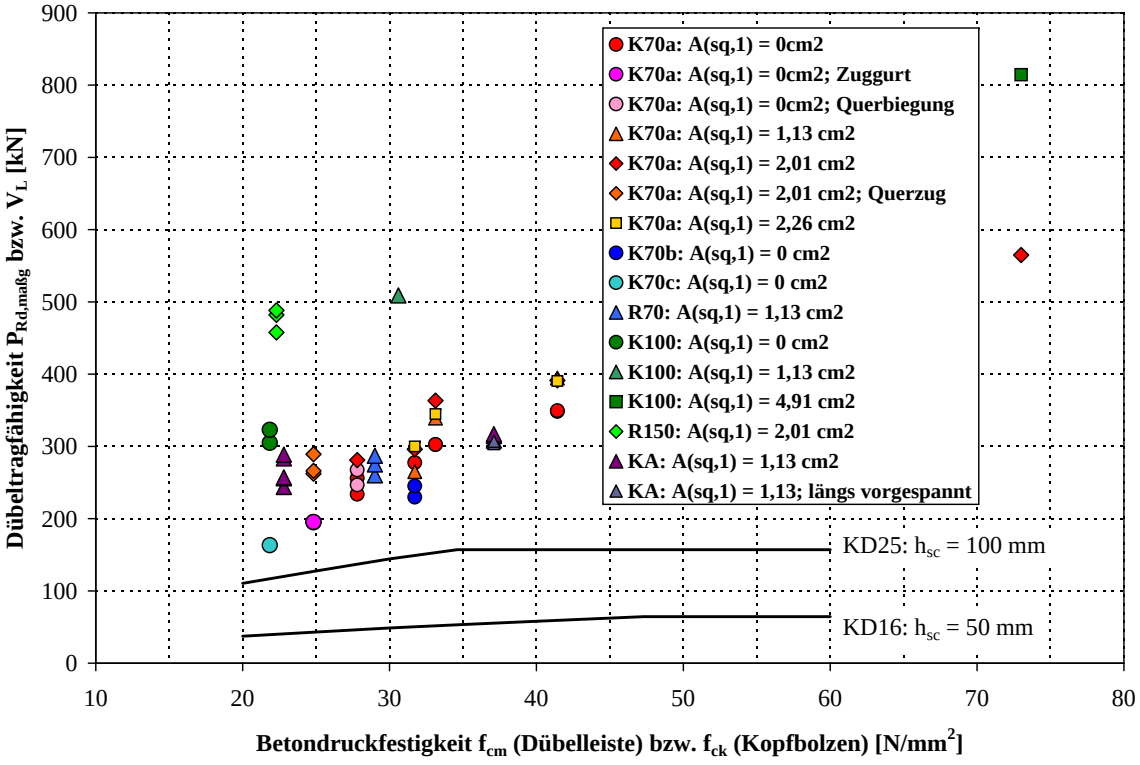



Abbildung 2.24: Längsschubtragfähigkeit $V_L$ der Versuche mit Kombidübelleisten [Wur97, Zap01]

| $d_1$ | $h_1$ | C20/25 | C30/37 | C40/50 | C50/60 |
|---|---|---|---|---|---|
| [mm] | | [kN] | | | |
| 25 | $\geq 100$ | 110,4 | 144,3 | 157,1 | 157,1 |
| | 75 | 88,3 | 115,4 | 137,3 | |
| 22 | $\geq 90$ | 85,5 | 111,7 | 121,6 | 121,6 |
| | 75 | 75,4 | 98,5 | 117,2 | |
| 19 | $\geq 80$ | 63,8 | 83,3 | 90,7 | 90,7 |
| | 60 | 53,0 | 69,3 | 82,4 | |
| 16 | $\geq 75$ | 45,2 | 59,1 | 64,3 | 64,3 |
| | 50 | 37,3 | 48,8 | 58,0 | |

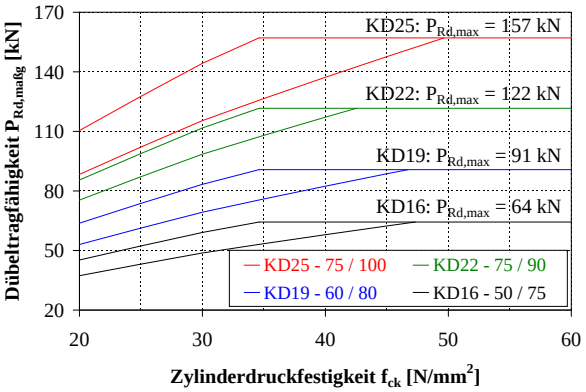



Abbildung 2.25: Grenztragfähigkeiten von Kopfbolzendübel für Längsschub in Vollbetongurten aus Normalbeton

Grenztragfähigkeit $P_{Rd,max}$ von Kopfbolzendübel für Längsschub in Vollbetongurten aus Normalbeton dargestellt. Für die spezifische Zugfestigkeit des Bolzenmaterials wurde der laut [EC405a] maximal zulässige Wert von $f_u = 500 N/mm^2$ in Rechnung gestellt. Die beiden Schranken sind Abb. 2.25 entnommen. Diese stellt eine Zusammenfassung der maximalen maßgebenden Bemessungswerte für die Längsschubtragfähigkeit $P_{Rd,max}$ von Kopfbolzendübel bei Berechnung nach [EC405a] dar. Betrachtet wurden zugelassene Nenndurchmesser $d_1$, die nach [Nel] zusammen mit der Nennlänge $h_1$ angeboten werden.

Die beobachteten Versagensformen wurden in drei Versagenskriterien zusammengefasst: Abscherkriterium, Teilflächenpressung und Ausstanzkriterium.

Das Abscherkriterium wird durch das modifizierte Dübelabschermodell beschrieben, dem wie bei der Perfobondleiste und der Kombidübelleiste (Kapitel 2.3.2) ein zweischnittiges Abscheren der Betondübelflächen zugrunde gelegt ist. Die beiden Scherflächen werden aber nicht mehr parallel zu den Oberflächen des Schubverbinderbleches angenommen. In der modifizierten Beschreibung des Modells [Zap01] verlaufen die beiden Flächen kontinuierlich gekrümmt hin zur Dübellängsachse (Abb. 2.26, li.). Die Definition der geometrischen Größe $b_i$ erfolgt laut Tab. 2.2.

Das Versagen durch Teilflächenpressung wird durch das in [Wur97] hergeleitete und in [Zap01] modifizierte Betondübelmodell beschrieben. Die ertragbare Teilflächenpressung des Betons, die auf die vertikale Projektion der Leibungsfläche des Stahlzahns bezogen ist, definiert die Tragfähigkeit des Betondübels. Die Versagensform selbst tritt durch Spalten bzw. durch Ausbruch auf.

Bei vielen Versuchen wurde ein schollenartiges Ausbrechen des Betons beobachtet. Diese Schollen setzten am Dübelfuß an und verliefen als schiefe Kegel hin zur freien Betonoberfläche. Das räumliche Berechnungsmodell als mechanische Formulierung des Ausbruchkriteriums geht von der Annahme aus, dass die Dübelkraft durch den Schubwiderstand des Betons entlang der Mantelfläche des Kegels begrenzt wird. Der reale schiefe ausgebildete Kegel wird dabei in einen Ersatzkegel übergeführt (Abb. 2.26, re.).

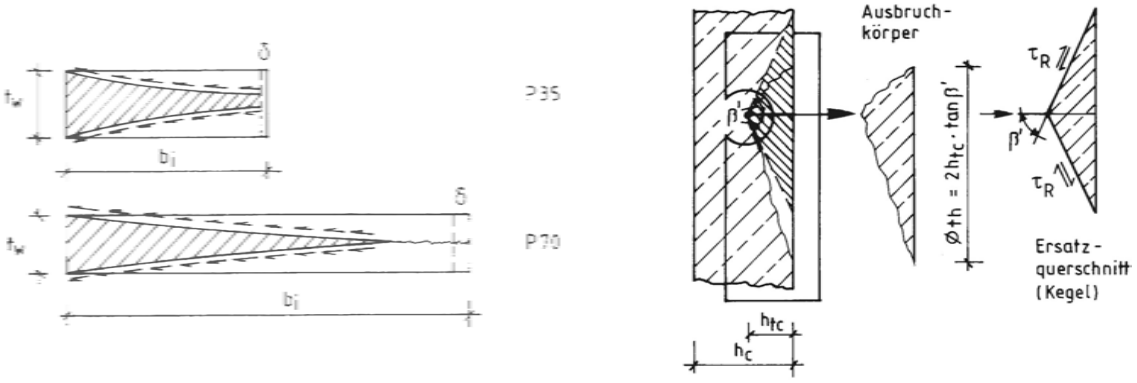



Abbildung 2.26: Idealisierte Scherflächen (li.), Idealisierung des Ausbruchkörpers (re.) [Zap01]

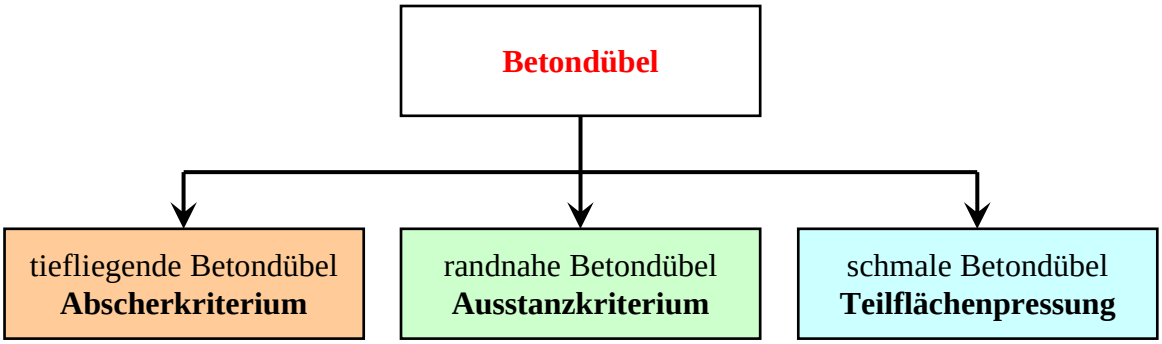



Abbildung 2.27: Klassifizierung und zugehörige Versagensmodelle von Betondübeln

Eine Klassifizierung der Betondübel nach ihren Versagenskriterien ist in Abb. 2.27 dargestellt.

Auf Basis der umfassenden experimentellen Grundgesamtheit wurde für die beobachteten Versagenskriterien ein statistisch abgesichertes Berechnungsmodell zur Dimensionierung von Betondübel ausgearbeitet. Eine Zusammenfassung des Konzepts ist in Tab. 2.4 angegeben. Die Anwendungsgrenzen sind am experimentell abgesicherten Spektrum orientiert.

Nach eingehender Untersuchung des Tragverhaltens von Betondübel unter vorwiegend ruhender Beanspruchung folgten auch experimentelle Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten [Zap01, Man05b, Bur06]. Die Ergebnisse der Push-Out Versuche zeigten ein ausgesprochen gutmütiges Ermüdungsverhalten. Es wird über keine Ermüdungsbrüche berichtet. Allerdings dürfen diese Ergebnisse nicht einfach auf die reale Situation am Träger übertragen werden, wie zwei ebenfalls durchgeführte Trägerversuche zeigten. Bei beiden kam es zu einem Ermüdungsbruch. Als eine mögliche Ursache dafür wird die Riefenbildung, die durch das Brennschneiden ensteht und zu einer rauhen Schnittfläche führt, angegeben.

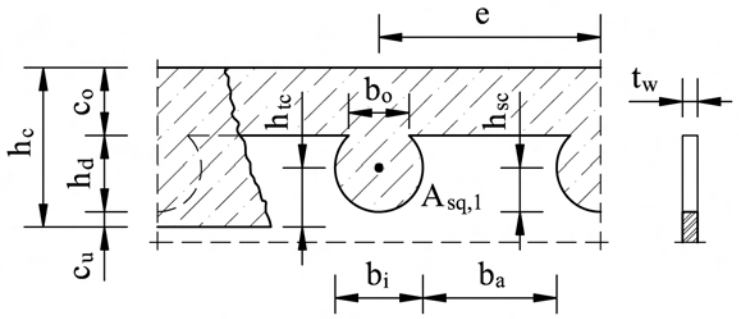
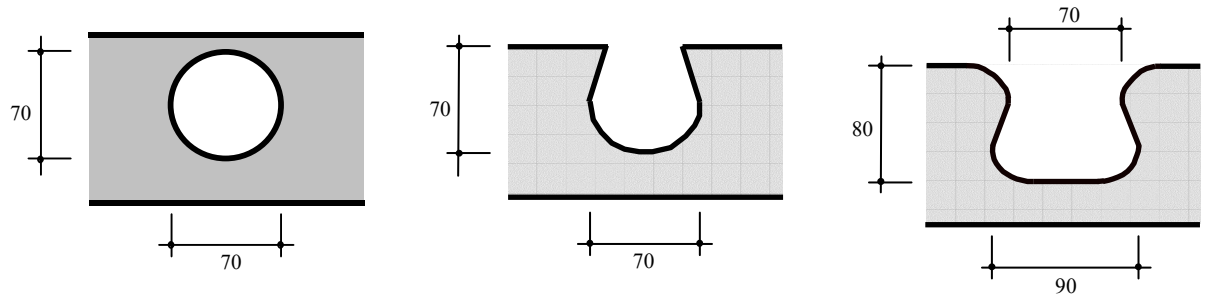
| | | |
|---|---|---|
| Dübeltragfähigkeit |  | |
| Teilflächenpressung | $P_{Rd1} = 72,7 \cdot f_{ck}^{0,5} \cdot h_d \cdot t_w / \gamma_V$ | $\gamma_V = 1,25$ |
| Ausstanzkriterium | $P_{Rd2} = 25,6 \cdot h_{tc}^2 \cdot f_{ctk} \cdot \rho_i / \gamma_V$<br>mit $\rho_i = 1 + (E_s/E_{cm} - 1) \cdot A_{sq1}/A_d$ | |
| Abscherkriterium | $P_{Rd3} = 23,4 \cdot A_d \cdot f_{ctk} \cdot \rho_i \cdot f_h / \gamma_V$<br>mit $f_h = (1,2 - h_d/180) \leq 1$ | |
| Mindestabstand | $e_{min} = b_i + P_{Rd} / (0,7 \cdot t_w \cdot f_{yd})$ | |
| Bezeichnungen | $b_i$ effektive Ausnehmungsbreite der Stegöffnung<br>$b_o$ Öffnungsbreite der Ausnehmung<br>$b_a$ kleinste Breite des Stahlzahns<br>$t_w$ Blechdicke<br>$c_u$ Betondeckung unter dem Dübelfuß<br>$c_o$ Betondeckung über der Stegoberkante<br>$h_d$ Dübelhöhe<br>$A_d$ Querschnittsfläche einer Aussparung<br>$h_{sc}$ Schwerpunktabstand der Dübelfläche vom Dübelfuß<br>$h_{tc}$ Höhe des Ersatzkegels ($h_{tc} = h_{sp} + c_u$)<br>$f_{ck}$ charakteristische Zylinderdruckfestigkeit des Betons<br>$f_{ctk}$ charakteristische Zugfestigkeit des Betons<br>e Schwerpunktabstand zweier Betondübel in Kraftrichtung | |
| Querbewehrung | $A_{sq1} = 0,5 \cdot P_{Rd} / f_{yd}$ | |
| Anwendungsgrenzen | $35 \text{ mm} \leq h_d \leq 135 \text{ mm}$, $h_i/b_i \leq 1$, $h_c \leq 22$ cm<br>Beton C 20/25 bis C 70/85 | |

Tabelle 2.4: Bemessungskonzept für Betondübel nach [Zap01]

### 2.3.4 Weiterführende Entwicklungen

Nach [Zap01] hat die Perfobondleiste (Tab. 2.2) sehr gute Eigenschaften bei Ermüdungsbelastung. Allerdings ist diese aus baupraktischer Sicht nicht besonders geeignet, da die Aussparungen nach oben hin nicht offen sind. Dies gilt nicht für die Kombidübelleiste. Unter dem Gesichtspunkt der Ermüdung sollte aber auf die Verwendung dünner Bleche für die Leisten verzichtet werden.

In [Hau06] wird eine neue Lochleistenform vorgestellt. Wie nachfolgend zusammengefasst dargestellt, vereint diese Lösung durch die S-förmige Krafteinleitungsfläche und durch die kontinuierliche Schnittführung sowohl mechanische als auch wirtschaftliche Vorteile in einer Stahlzahngeometrie (Abb. 2.28).




(a) Lochleiste O-Form (b) Lochleiste C-Form (c) Lochleiste S-Form

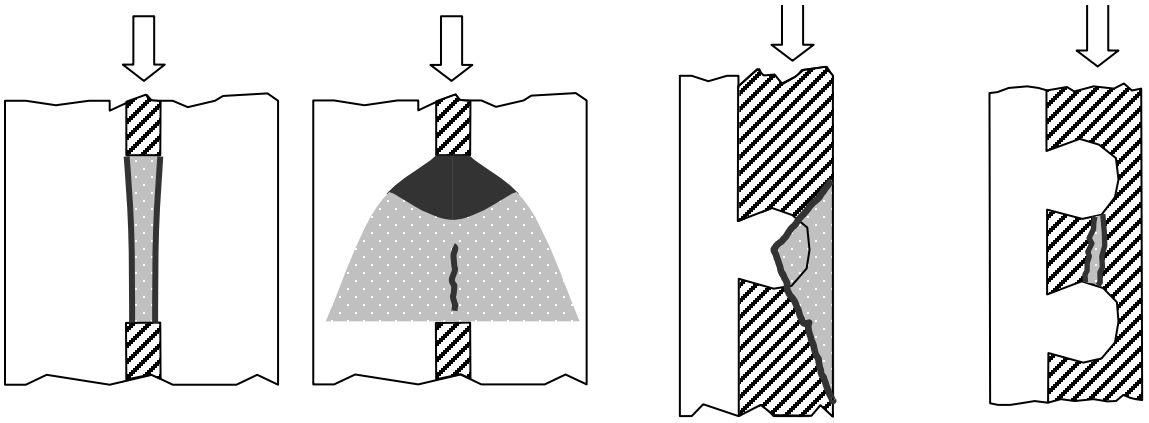
Abbildung 2.28: Unterschiedliche Formgebungen für die Stahlzähne von Dübelleisten [Hau06]

Mit den in Abb. 2.28 dargestellten Stahlzahnformen wurden in Summe 19 Push-Out Versuche durchgeführt. Die Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen zeigen mit einem charakteristischen Verformungsvermögen $\delta_{uk}$, das deutlich über 15 mm liegt, auch für die S-Form ein ausgesprochen duktiles Verhalten auf. Mit den getesteten Dübelleisten konnten Traglasten erreicht werden, die knapp zweimal so groß waren wie die der Kopfbolzendübel mit einem Nenndurchmesser $d_1 = 22\,mm$. Mit diesen wurden ebenfals 7 Push-Out Versuche durchgeführt.

Es wird auch auf jene vier Versagensmechanismen eingegangen, die schon in Kapitel 2.3.3 beschrieben wurden (Abb. 2.29).

Das Ausstanzkriterium beschreibt als möglichen Versagensmechanismus das Herausheben von Schollen aus der Oberfläche des Betongurts. Mit dem Schollenausbruch wird der quasi-hydrostatische Spannungszustand, der im hoch beanspruchten Kontaktbereich der Betondübel zu den Stahlzähnen vorhanden ist [Wur97, Hau05], aufgehoben [Zap01].

In [Zap01] wird aber auch angenommen, dass die Grenzlast des Betondübels durch die ertragbare Teilflächenpressung bei einem dreidimensionalen Spannungszustand begrenzt ist. Die Ermittlung der Grenzwerte einer erhöhten Betondruckfestigkeit $f_{cc}$ unter Berücksichtigung eines lokalen dreidimensionalen Spannungszustandes kann z.B. nach [Lie89]



(a) (b) (c) (d)

Abbildung 2.29: Versagensmechanismen: a) Betonabscheren, b) Betonpressung, c) Betonausbruch, d) Stahlfließen [Hau06]

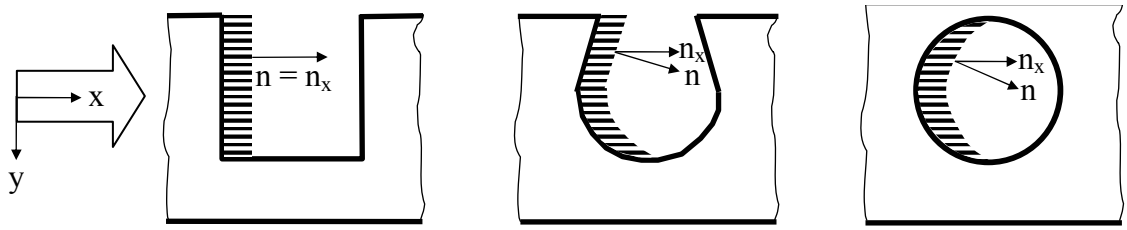



Abbildung 2.30: Verteilung der x-Komponente $n_x$ des Einheitsnormalenvektors $n$ für unterschiedliche Ausnehmungsgeometrien [Hau06]

Gl. (2.6) erfolgen [Wur97, Zap01].

$$f_{cc} = 12,5 \cdot f_{c,cube} \cdot \sqrt{\frac{40}{f_{c,cube}}}. \tag{2.6}$$

Wie aber ein in [Hau06] durchgeführter Vergleich von Traglasten, die sowohl experimentell als auch rechnerisch ermittelt wurden, ergibt, hängt die Genauigkeit des in [Zap01] angegebenen Modells zur Beschreibung der Teilflächenpressung (siehe Tab. 2.4) von der Ausnehmungsform ab. Darauf aufbauend wird in [Hau06] ein Formfaktor $\Gamma_x$ eingeführt. Mit diesem wird bei Ermittlung der Verbundmitteltragfähigkeit nach dem Betonpressungskriterium die Form der Krafteinleitungsfläche berücksichtigt (Abb. 2.30). Die Berechnung erfolgt nach Gl. (2.7).

$$\Gamma_x = \int \frac{1}{h} \cdot n_x\,(y) \cdot dy \tag{2.7}$$

Der Formfaktor wird für C-förmige Schubverbindern mit $\Gamma_x = 0,89$ und für Stahlzähne mit O-Form zu $\Gamma_x = 0,78$ angegeben. Basierend auf diesen Erkenntnissen wird das in Tab. 2.4 angegebene Kriterium für die Teilflächenpressung modifiziert und mit dem in Gl. (2.8) wiedergegebenen Ansatz ermittelt.

$$P_{BP} = b_{BP} \cdot 70 \cdot f_c^{0,5} \cdot h \cdot t \cdot \Gamma_x \tag{2.8}$$

$b_{BP}$ beschreibt einen Korrekturfaktor für das Betonpressungskriterium, der gemeinsam für die C-Form und für die O-Form mit $b_{BP,OC} = 0,84$ angegeben ist.

In den vorangegangenen Untersuchungen [Wur97, Zap01] wurde der Abstand der Stahlzähne so groß gewählt, dass dieser kein Versagenskriterium darstellt. Aufgrund des bestehenden Interesses, die mit einer Dübelleiste übertragbare Schubkraft bezogen auf die Länge zu maximieren, wird auch die Traglast der Stahlzähne relevant und eventuell auch maßgebend für die Bemessung. Die im Zuge der experimentellen Untersuchungen durchgeführten Push-Out Versuche mit S-förmigen Stahlzähnen führten nach [Hau06] aufgrund einer Biegebeanspruchung zu einer deutlichen plastischen Deformation der Schubverbinder. Basierend auf den Ergebnissen dreidimensionaler FE-Simulationen von Abscherversuchen mit elastisch-plastischem Materialverhalten wurde zur Berechnung der Verbundmitteltragfähigkeit nach dem Schub- und Biegungskriterium der in Gl. (2.8) wiedergegebene Ansatz ermittelt.

$$P_{SB} = b_{SB} \cdot f_y \cdot (w - 0,13 \cdot h) \cdot t \tag{2.9}$$

$b_{SB}$ beschreibt wiederum einen Korrekturfaktor für das Schub- und Biegungskriterium, der mit $b_{SB} = 1,03$ angegeben ist. $w$ ist der minimale Abstand zwischen zwei Stahlzähnen (Abb. 2.28, c).

## 2.4 Anwendungsbeispiele - Betondübel in der Praxis

### 2.4.1 Straßenbrücke über die Elbe bei Riesa - Deutschland [Eil98]

Der Neubau der Elbebrücke als Teil der Bundesstraße B 169, die als wichtige überregionale Verbindung den Raum Cottbus und den Raum Chemnitz in Deutschland verbindet, stellt mit einer Gesamtlänge von 365 m das größte Bauwerk im Zuge der Ortsumgehung Riesa dar. Die Brücke ist als Durchlaufträger über fünf Felder mit veränderlicher Bauhöhe und zwei getrennten einzelligen Verbundhohlkästen ausgeführt. Die Hauptspannweite beträgt 105 m (Abb. 2.31, li.). Die Betondruckplatte im Untergurt des Hohlkastens ist mit Perfobondleisten angeschlossen (Abb. 2.31, re.). Laut Zulassungsbescheid ist die Verwendung dieses alternativen Verbundmittels zum Anschluss von Stahlbetondruckgurten bei nicht vorwiegend ruhender Belastung zulässig [Kom00]. In [Eil98] ist auch angegeben, dass durch die Perfobondleisten die Bewehrungsführung im Druckgurt wesentlich vereinfacht wird. Offizieller Baubeginn war am 23. Juli 1998.

### 2.4.2 Straßenbrücke in Pöcking am Starnberger See - Deutschland [Sch04]

Die bestehende Straßenbrücke sicherte seit dem Jahr 1900 die Verbindung zwischen Pöcking und Possenhofen am Starnberger See in Deutschland und überbrückt die Bahnstrecke München – Mittenwald. Nachdem aber erhebliche Schädigungen am Überbau und an den Wiederlagern festgestellt wurden, war ein Neubau unumgänglich. Der Brückenneubau ist

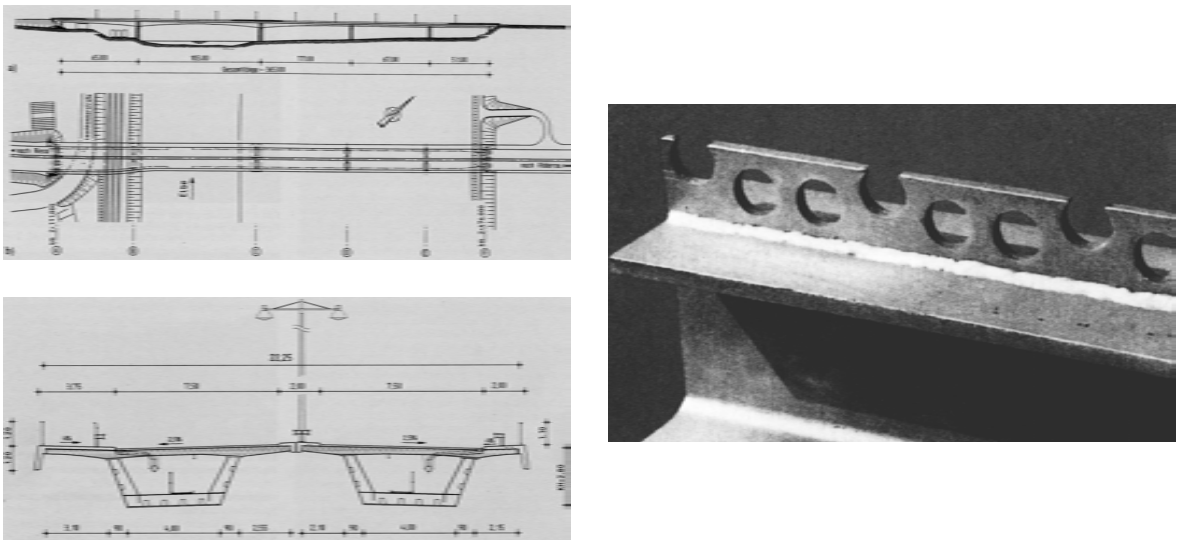


Abbildung 2.31: Ansicht, Grundriss und Regelschnitt (li.), Perfobondleiste zur Schubsicherung (re.)

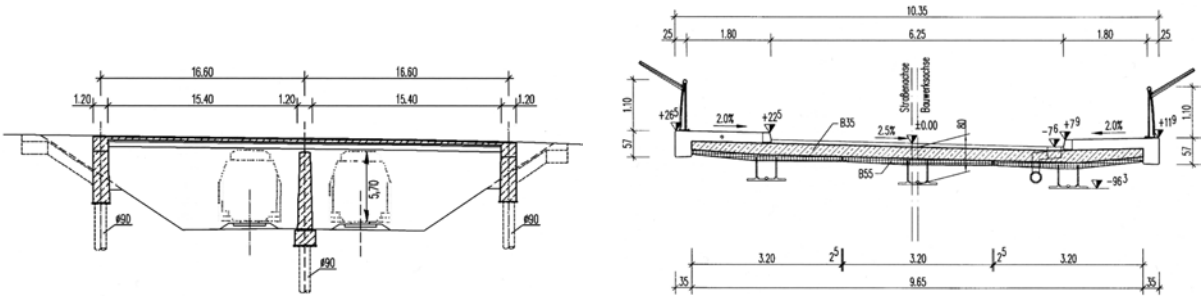


Abbildung 2.32: Querschnitt und Längsschnitt der Brücke Pöcking [Man05c]

als Rahmenkonstruktion, bei der die Brückenhauptträger in den Widerlagern eingespannt sind, mit zwei Feldern ausgeführt. Die Stützweiten betragen jeweils 16,60 m (Abb. 2.32). Die zu überbrückende stark befahrene Bahnstrecke ließ zur Herstellung des Überbaus nur Fertigteile zu. Diese konnten in nächtlichen Betriebsunterbrechungen eingehoben werden. Gewählt wurden 3 nebeneinander liegende und vom Ingenieurbüro *Schmitt-Stumpf-Frühauf* und Partner (SSF) entwickelte Verbund-Fertigteil-Träger (VFT®) mit einer Breite des Betongurts von jeweils 3,20 m (Abb. 2.33, li.). Die Stahlkomponenten bestehen aus zwei parallel angeordneten, halbierten Walzprofilen $HE\,1000\,M$ mit der Stahlgüte $S\,460$. Der Zwischenraum zwischen den beiden Stahlprofilen ist mit Beton verfüllt. Nach Einheben der VFT-Träger wurde die Fahrbahnplatte zusammen mit den Rahmenecken in einem Arbeitsgang hergestellt.

Die Schubsicherung zwischen Beton- und Stahlgurt des Fertigteils erfolgt durch Betondübel, die im Stegblech der beiden halbierten Walzträger eingebracht sind (Abb. 2.33, re.). Abweichend von den umfassenden wissenschaftlichen Kenntnissen, zusammengefasst in Kapitel 2.3.3, wurde für die Ausnehmung eine spezifische Formgebung gewählt, mit der unter anderem auch eine Optimierung der Herstellungsabläufe sowie eine Minimierung des Verschnitts möglich war. Durch die gewählte Betondübelgeometrie konnte das Profil

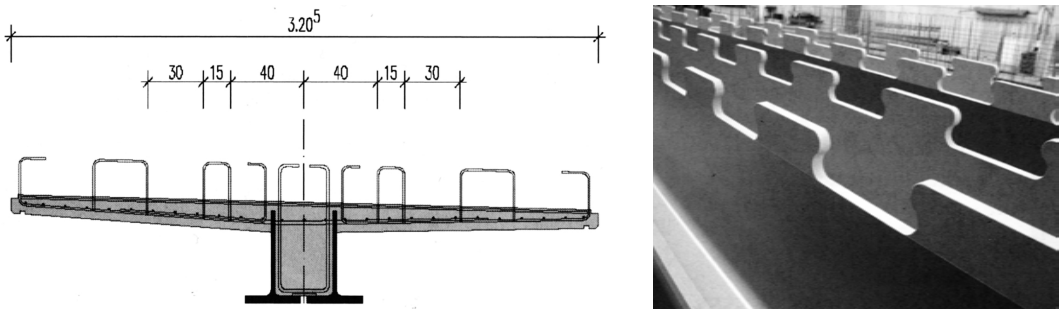



Abbildung 2.33: Querschnitt eines VFT-Trägers (li.), Geometrie der Betondübel (re.) [Man05c]

$HE\,1000\,M$ mit einem Trennschnitt so halbiert werden, dass beide Hälften gleichartige Ausnehmungen aufweisen und deren Abmessungen identisch sind mit jenen des zwischen zwei Ausnehmungen verbleibenden Stahlzahns. Die Brücke wurde im Dezember 2003 dem Verkehr übergeben.

### 2.4.3 Überführungsbrücke für Schifahrer in Przemysl - Polen [Sei05]

Die Verbundbrücke in Przemysl im Süden von Polen dient Schifahrern als Verbindung zwischen der Schipiste und dem Parkplatz des Schigebiets. Da das Tragwerk auch von Baufahrzeugen benutzt wurde, erfolgte entsprechend der Polnischen Brückennormung eine Einteilung in die Klasse B für schweren Verkehr.

Die Brücke selbst ist eine Rahmenkonstruktion mit einer Stützweite von 18,30 m. Die Breite zwischen den Handläufen beträgt 7,20 m. Wie schon in Pöcking (Kapitel 2.4.2) wurden vier nebeneinander verlegte VFT®-Träger mit einer Breite des Betongurts von jeweils 1,78 m als verlorene Schalung verwendet (Abb. 2.34).

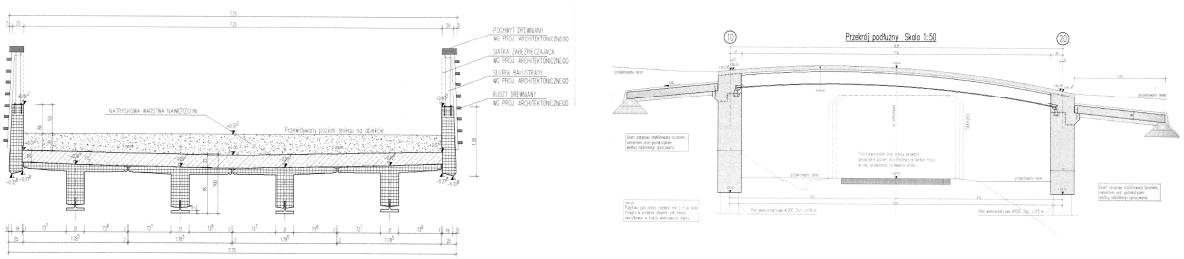


Abbildung 2.34: Querschnitt und Längsschnitt der Brücke Przemysl

Die Schubverbindung zwischen Beton- und Stahlgurt des Fertigteils erfolgte entsprechend der Lösung für Pöcking ebenfalls mit Betondübel. Die neuentwickelte Geometrie der Stahlzähne, die einer Haifischflosse ähnelt, ist allerdings bezüglich ihrer Hochachse nicht mehr symmetrisch (Abb. 2.35). Dadurch ist die Verdübelung in ihrer Wirkungsrichtung gerichtet. Die Dübelgeometrie selbst war auch Gegenstand experimenteller Untersuchun-

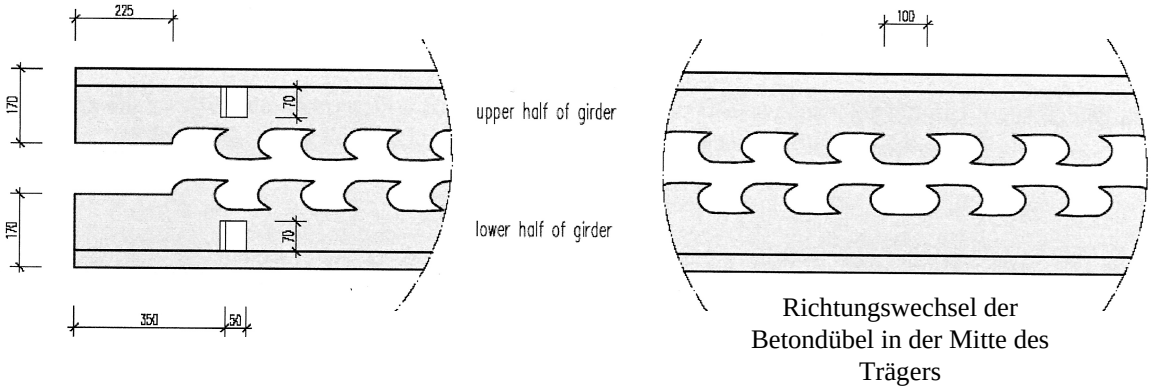



Abbildung 2.35: Schnittlinie der Haifischflossendübelleiste

gen. Anhand von Push-Out Versuchen wurde sowohl das Trag- und Verformungsvermögen als auch das Verhalten unter Ermüdungsbeanspruchung untersucht [Man04, Man05a].

Fertigstellungstermin der Konstruktion war Herbst 2005.

### 2.4.4 Push-Out Versuche zum Neubau Straßenbrücke Vigaun / Salzburg

Für den Neubau einer dreifeldrigen Straßenbrücke bei Vigaun in Salzburg / Österreich ist die Schubsicherung wiederum mit jener Betondübelleiste geplant, die schon bei der Verbundbrücke Przemysl zum Einsatz kam (Kapitel 2.4.3). Für das Walzprofil, das zur Minimierung des Verschnitts mit einem Trennschnitt halbiert wird, wird ein handelsübliches Profil $HD\,400 \cdot 421$ gewählt (Abb. 2.36).

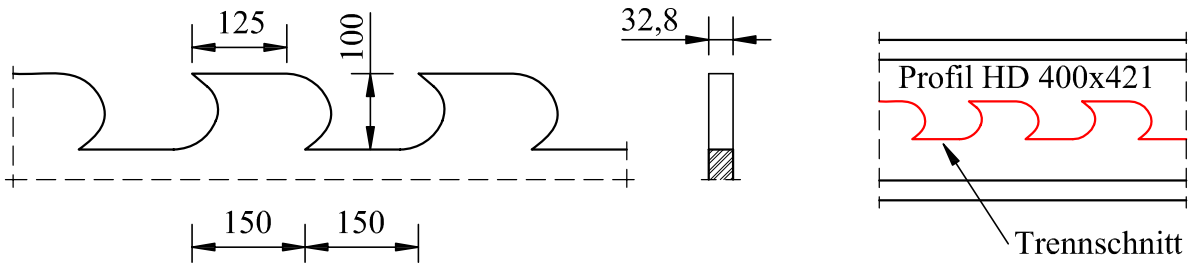



Abbildung 2.36: Dübelform (li.), Schnittführung (re.)

Die Geometrieparameter der Formgebung entsprechen allerdings nicht den Anwendungsgrenzen des in Kapitel 2.3.3 vorgestellten Bemessungskonzepts für den Münchner Betondübel mit seinem experimentell abgesicherten Spektrum (Tab. 2.4). Deshalb wurde im Auftrag des Bauherrn Österreichische Bundesbahnen zusammen mit der Universität der Bundeswehr in München vom Institut für Tragkonstruktionen – Stahlbau der TU Wien das Trag- und Verformungsverhalten der Schubsicherung durch eine Laboruntersuchung mit Standardabscherversuchen nach den Vorgaben von [EC405a] eingehend untersucht.

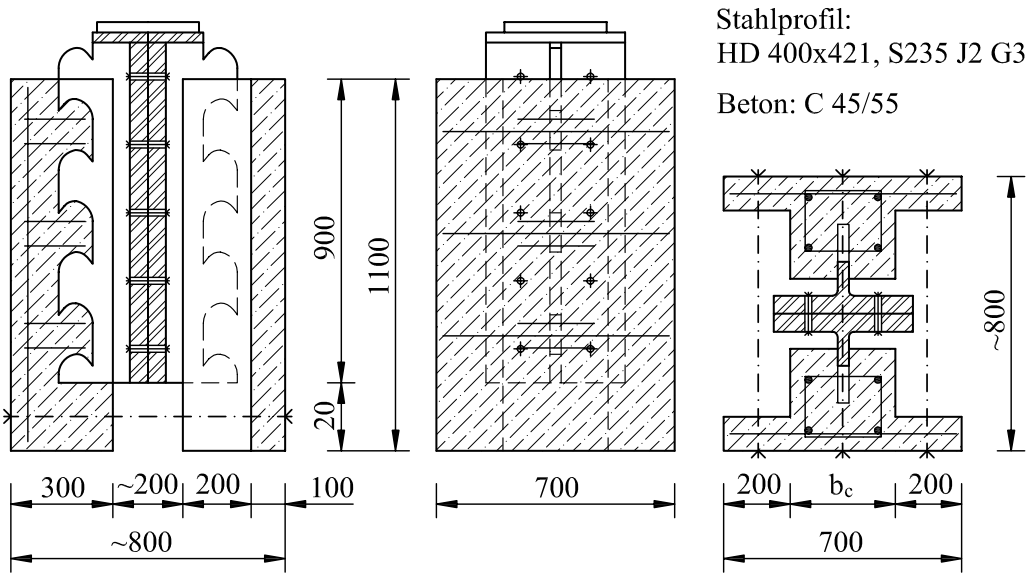



Abbildung 2.37: Push-Out Versuchskörper mit unterschiedlichen Breiten für den Betonsteg nach 2.38

In Wien wurden insgesamt fünf Push-Out Versuche durchgeführt. Davon dienten vier zur Untersuchung des Stahlzahns unter vorwiegend ruhender Beanspruchung [Fin06a]. Mit dem fünften wurde ein Dauerschwingversuch zur Klärung des Ermüdungsverhaltens durchgeführt. Im Anschluss daran erfolgte die Ermittlung der statischen Resttragfähigkeit [Fin06b]. In Abb. 2.37 ist ein solcher Versuchskörper dargestellt. Die verwendete Betonsorte war Beton $C45/55$. Für die tatsächliche mittlere Druckfestigkeit wurde mittels Würfeldruckversuchen ein Wert von $f_{cm} = 82,6\, N/mm^2$ bestimmt.

Variiert wurde die Stegbreite des Betongurts. Drei Versuchskörper wurden mit $b_c = 30\, cm$ und zwei mit $b_c = 40\, cm$ nach Abb. 2.37 hergestellt. Der Dauerschwingversuch wurde mit PK 1 durchgeführt. In Tab. 2.4.1 sind die Ergebnisse basierend auf den Grundlagen nach Kapitel 2.3.1 zusammengefasst dargestellt. Zusätzlich sind die Kennlinien aller 5 Push-Out Versuche zum Vergleich angegeben.

| PK-Nr. | $b_c$ | $P_{max}$ | $\delta_{P,max}$ | $\delta_{uk}$ |
|---|---|---|---|---|
| | [cm] | [kN/lfm] | [mm] | [mm] |
| PK 1 | 30 | 2554 | 3,29 | 6,89 |
| PK 2 | 30 | 2796 | 2,84 | 7,77 |
| PK 3 | 40 | 2808 | 2,59 | 7,08 |
| PK 4 | 40 | 2851 | 2,78 | 6,18 |
| PK 5 | 30 | 2603 | 2,65 | 6,03 |

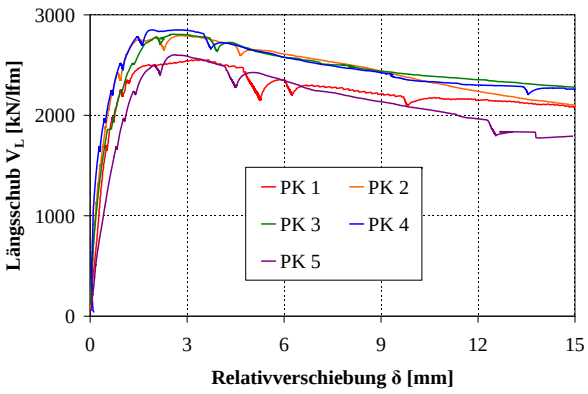



Abbildung 2.38: Zusammenfassung der Versuchsergebnisse und Dübelkennlinien aller 5 Push-Out Versuche

# Kapitel 3

# Kronendübel - Tragmodell

## 3.1 Der Kronendübel

Wie in Kapitel 2 ausführlich dargestellt, existieren mittlerweile mehrere unterschiedliche geometrische Formgebungen für einen Stahlzahn zur Realisierung eines Betondübels als alternative Schubverbindung im Stahl-Beton Verbundbau. Auch das Institut für Tragkonstruktionen – Stahlbau an der TU Wien beschäftigt sich seit Herbst 2004 im Rahmen experimenteller und numerischer Untersuchungen eingehend mit der Entwicklung von Alternativen zum Kopfbolzendübel, die allesamt dem Prinzip des Betondübels nach Kapitel 2.3 entsprechen. Ergebnis dieser Bemühungen ist neben anderen (Puzzledübel Kapitel 4.3.1, Kopfdübel Kapitel 4.3.3) der Kronendübel als neuartiges Verbindungsmittel im Verbundbau und in weiterer Folge auch dessen Anmeldung zum Patent am Österreichischen Patentamt im Dezember 2006 [Kro06]. Umfangreiche Erläuterungen zu dessen Formgebung sind in Kapitel 4.3.2 im Zuge der Grundlagen eigener experimenteller Untersuchungen angeführt [Fin06c, Fin07c, Fin07b, Fin07e].

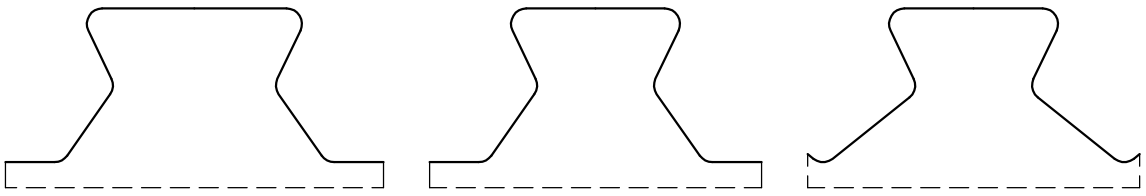


Abbildung 3.1: Mögliche Ausführungsvarianten des Kronendübels

Abb. 3.1 zeigt drei verschiedene mögliche Ausführungsvarianten für den Kronendübel. Von Beginn an wurde bei der Entwicklung stets auf technische wie auch auf wirtschaftliche Erfordernisse geachtet. Gegenüber anderen Verbindungsmitteln können folgende Vorteile hervorgehoben werden:

- Hohe Schubkraftübertragung und hohe Anfangssteifigkeit bei gleichzeitig duktilem Verhalten.

- Der Stahlzahn ist durch die Symmetrie um dessen Hochachse in seiner Wirkungsweise nicht gerichtet und kann somit in beiden Richtungen mit Kräften gleicher Größe belastet werden.
- Durch die Hinterschneidung des Kronenkopfs erfolgt die Übertragung von Normalkräften, die senkrecht zur Ebene der Verbundfuge wirken.
- Einfache Herstellung mit minimalem Materialverbrauch durch geeignete Schnittführung (Abb. 4.2) mit der Möglichkeit der Automatisierung beim Herstellungsprozess.
- Einfache Befestigung am Stahlbauteil mit der Möglichkeit der Automatisierung des Befestigungsprozesses.
- Geringer Aufwand für den Einbau der Bewehrung und für das Einbringen des Betons auf der Baustelle.
- Die in Längsrichtung verlaufenden Kehlnähte rufen eine deutlich geringere Kerbwirkung hervor als das durch Hubzündung erfolgte Aufschweißen von Kopfbolzendübel auf ein Stahlbauteil.
- Keine zusätzliche Schweißzulassung für Schweißen mittels Hubzündung erforderlich.
- Breites Anwendungsspektrum: Hochbau, Brückenbau, Wasserbau, Industriebau.

Ziel ist, den Kronendübel in der praktischen Anwendung als vollwertige Alternativlösung zum Kopfbolzendübel positionieren zu können.

## 3.2 Gedanken zur Tragmodellfindung

In den für den europäischen und nationalen Raum maßgebenden Regelwerken für Verbundkonstruktionen [EC405a, EC405b, RL06] sind Grundlagen zur Gültigkeit der dort angegebenen Bemessungsverfahren festgelegt. Unter anderem muss das Verbundmittel ein ausreichendes Verformungsvermögen aufweisen, um eine bei der Bemessung angenommene plastische Umlagerung von Längsschubkräften zu ermöglichen. Mit dem Einhalten des Duktilitätskriteriums ($\delta_{uk} \geq 6\,mm$ nach Abb. 2.5) gilt diese Anforderung als erfüllt.

Der Kopfbolzendübel gilt als duktil und erfüllt auch alle weiteren in [EC405a] gestellten Anforderungen. Wird zur Übertragung der Längsschubkräfte in der Verbundfuge mit dem Kronendübel ein alternatives Verbundmittel verwendet, ist dessen Bemessungswert der Tragfähigkeit in der Regel mit drei Versuchen zu bestimmen [EC405a]. Voraussetzung ist, dass die mit nach Nennwerten identischen Versuchskörpern erzielten Ergebnisse nicht mehr als 10% vom Mittelwert aller Versuche abweichen. Zusätzlich ist wie zuvor schon angeführt mit dem Einhalten des Duktilitätskriteriums nachzuweisen, dass der zum Kopfbolzen alternativ zur Anwendung kommende Kronendübel ein ausreichendes Verformungsvermögen aufweist [EC405a].

Diese Vorgehensweise beantwortet zwar die Frage, ob der getestete Kronendübel als alternatives Verbundmittel in Kombination mit untersuchter Betonfestigkeitsklasse und Bewehrungsausteilung zur Verdübelung einer Verbundkonstruktion herangezogen werden kann oder nicht. Die Wirkmechanismen und in weiterer Folge ein auf den Versuchen basierendes Tragmodell bleiben allerdings ohne weiterführende Untersuchungen unbekannt. Ein Modell ist aber erforderlich, um zusammen mit umfangreichen Forschungsaktivitäten ein statistisch abgesichertes Bemessungskonzept zu entwickeln, welches auch einfach zu handhaben ist. Erst dieses gestattet dem praktischen Anwender die Konzeption und Planung von Verbundkonstruktionen, bei denen zur Verbundsicherung der Kronendübel als Alternative zum Kopfbolzendübel eingesetzt werden kann.

In Kapitel 2.3.3 ist das für die alternativen Verbundmittel Perfobondleiste und Kombidübelleiste gültige Münchner Bemessungskonzept für Betondübel dargestellt. Durch das experimentell abgesicherte Spektrum sind die Anwendungsgrenzen definiert. Die zur Beschreibung des Tragverhaltens formulierten Versagensmodelle Dübelabschermodell, Betondübelmodell und Ausbruchkriterium beruhen auf den im Versuch beobachteten Schadensbildern des Betonkörpers. Der Abstand der Betondübel ist so konzipiert, dass der Schubwiderstand des vorhandenen Stahlquerschnitts zwischen zwei Dübeln größer als die ertragbare Dübelkraft ist. Ein Abscheren des Stahls zwischen zwei benachbarten Dübeln wird damit als Versagenskriterium wirkungsvoll ausgeschlossen [Man05c].

In den nachfolgenden Kapiteln werden für den Kronendübel Modelle vorgestellt, mit denen beim Nachweis der Schubverbindung folgende Punkte berücksichtigt werden können.

- Für die Stelle des größten Längsschubs $T_L$ stellt der Kronendübel den „schwächsten Bauteil“ dar. Das Tragvermögen der vollkommen plastizierten Stahlkrone definiert dort die Längsschubtragfähigkeit der Schubverbindung. Die Ermittlung der plastischen Traglast erfolgt mittels $M - N - V$-Interaktion (Kapitel 3.3.6).
- Mittels einer Knotenanalyse für den Druck-Druck-Druck Knoten im Betondübel vor der maßgebenden Stahlkrone (dieser ist damit der am höchsten beanspruchte) werden die dort vorhandenen Betonspannungen ermittelt (Kapitel 3.3.5). Mit Kenntnis dieser ist die erforderliche Betongüte festzulegen.
- Die in diesem Bereich erforderliche Bewehrung (Kapitel 3.3.2) ist ebenfalls auf die Traglast der Stahlkrone abzustimmen.
- In weniger schubbeanspruchten Bereichen, die sich durch eine elastische Berechnung der Schnittgrößen ergeben, ist die Längsschubtragfähigkeit der Schubverbindung somit im Allgemeinen nicht voll ausgenutzt. Wird davon ausgegangen, dass die Stahlzähne entlang des Trägers konstant mit gleicher Geometrie verteilt sind, ist aus Gründen der Wirtschaftlichkeit allerdings der Querschnitt der Bewehrung abzustufen. Diese ist demnach in den geringer auf Schub beanspruchten Bereichen als maßgebend für die Bemessung der Schubverbindung zu betrachten.

Zusätzlich zu allen Nachweisen, die für den Stahlzahn, den Beton und die Bewehrung erforderlich sind, ist auf eine konstruktiv richtige Durchbildung der Schubverbindung

zu achten. Das bedeutet, dass z.B auch die Wahl des Größtkorns im Betonkörper von Bedeutung ist. Dieses ist so groß zu wählen, dass der Stababstand der Bewehrung ein zufriedenstellendes Einbringen und Verdichten des Betons zulässt. Konstruktive Regeln dazu sind in [EC204] angeführt. Die erforderliche Bewehrungsfläche ist im Sinne einer Rissbreitenbeschränkung auf mehrere Einzelstäbe aufzuteilen.

## 3.3 Modellbildung

### 3.3.1 Allgemeines

In der Verbundfuge zwischen Stahl- und Betonbauteil resultiert innerhalb eines auf Biegung und Querkraft beanspruchten Trägerabschnitts mit der Länge $\Delta l$ aufgrund der Änderung der Normalkraft die Schubkraft $V_L$ (Kapitel 2.1). Die Aufnahme von $V_L$ erfolgt wie in Abb. 2.3 dargestellt mit der Kronendübelleiste, die mit dem Stahlgurt schubfest verbunden (verschweißt) ist. Die Stahlkrone, die abhängig von der Belastungsrichtung wiederum selbst auf Querkraft, Biegung und Normalkraft beansprucht wird, besitzt eine maximale Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$. Damit ist die Größe der innerhalb des betrachteten Trägerabschnitts maximal übertragbaren Längsschubkraft $V_L$ abhängig von der Summe der in diesem Abschnitt angeordneten Stahlkronen.

In den nachfolgenden Abschnitten werden schrittweise Modelle zur Beschreibung des Kraftflusses zur Übertragung der Schubkräfte vom Betongurt in den Stahlbauteil vorgestellt. Der Weg folgt dabei der Ableitung der auf das Betonbauteil einwirkenden Kräfte hin zu den Auflagerpunkten.

### 3.3.2 Fachwerkanalogien für den Betongurt

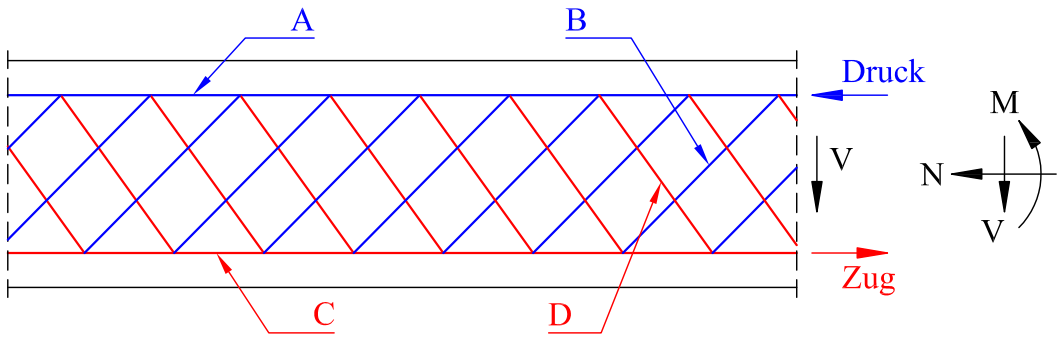



Abbildung 3.2: Fachwerkmodell nach [EC204]

Um die Weiterleitung der Druckkraft im Betongurt an die Kronendübelleiste zu gewährleisten, ist die Kenntnis des Kraftflusses im Beton von wesentlicher Bedeutung. Dazu wird im Betonbau zur Beschreibung der Tragwirkung eines Stahlbetonträgers im Zustand II häufig eine Fachwerkanalogie herangezogen (Abb. 3.2). Sowohl der Druckgurt

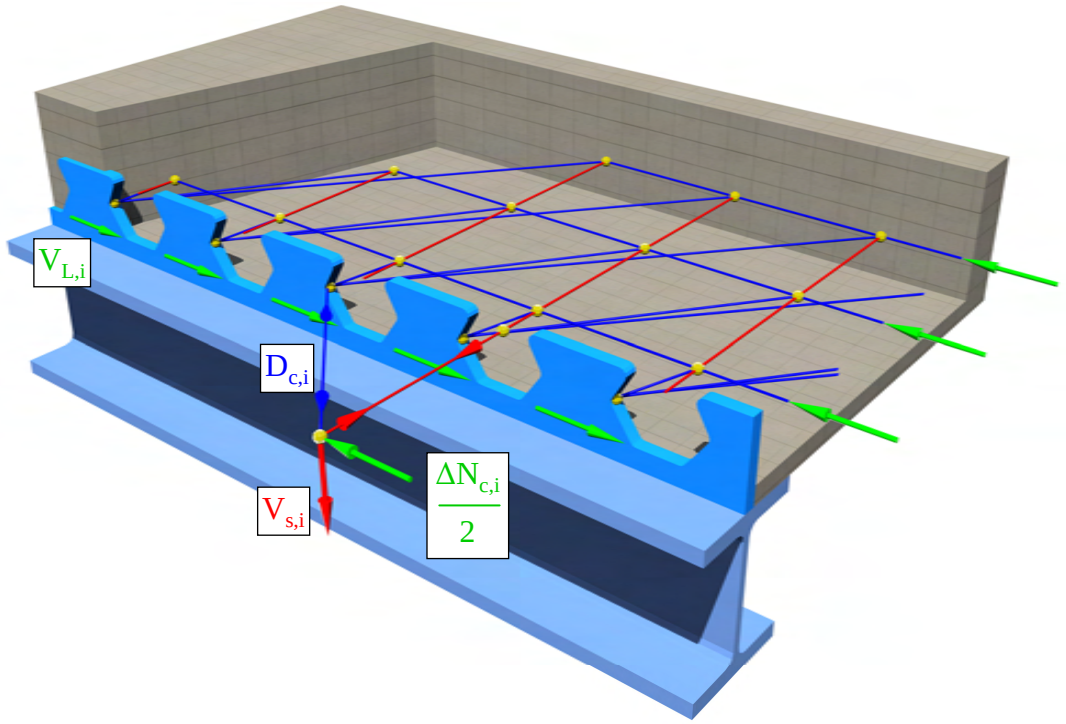
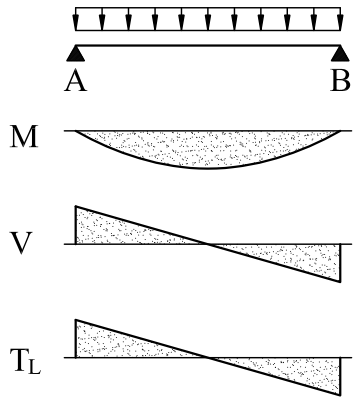



Abbildung 3.3: Fachwerkmodell zur Weiterleitung der Drucknormalkraft im Betongurt an die Kronendübelleiste

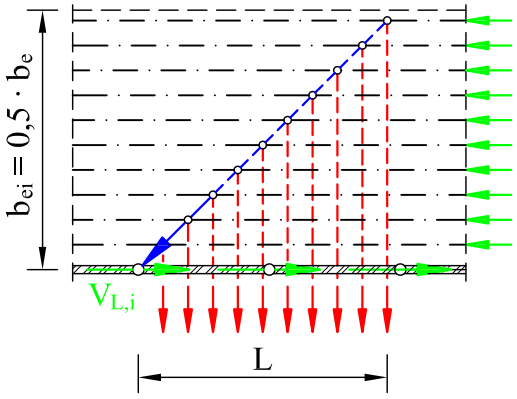
des Fachwerks (A) als auch die geneigten Druckstreben (B) bilden den Beton ab. Die auf der gezogenen Seite liegende Hauptbewehrung und auch die Querkraftbewehrung, die üblicherweise vertikal angeordnet wird, deckt jeweils die Zugkräfte in den zugeordneten Zugstreben (C, D) ab.

Sind die Strebenkräfte ermittelt, kann die Festlegung der Bewehrungsausteilung erfolgen. Weiters sind die Betondruckspannungen und die Stahlspannungen mit den Bemessungswerten der jeweiligen Festigkeit nachzuweisen. Zur Beschreibung des Kraftflusses, der aus der Übertragung der Schubkräfte vom Beton- an das Stahlbauteil im Betongurt resultiert, wird in Anlehnung an die zuvor beschriebene Vorgehensweise ebenfalls eine Fachwerkanalogie herangezogen. Abb. 3.3 zeigt das auf Druck- (blau) und Zugstreben (rot) aufgebaute System. Rechts der Dübelleistenlängsachse ist mit übereinander gelegten Fachwerken schematisch das Aktivieren jeder Faser des Druckgurts dargestellt. Durch mehrere von der Lasteintragungsfläche einer Stahlkrone ausgehende Druckstreben mit unterschiedlicher Neigung, die sich hintereinander versetzt auf den quer verlaufenden Zugstreben aufstützen, wird eine Betondruckspannung erzielt, die gemittelt gleichmäßig über die betrachtete Gurtbreite verteilt ist.

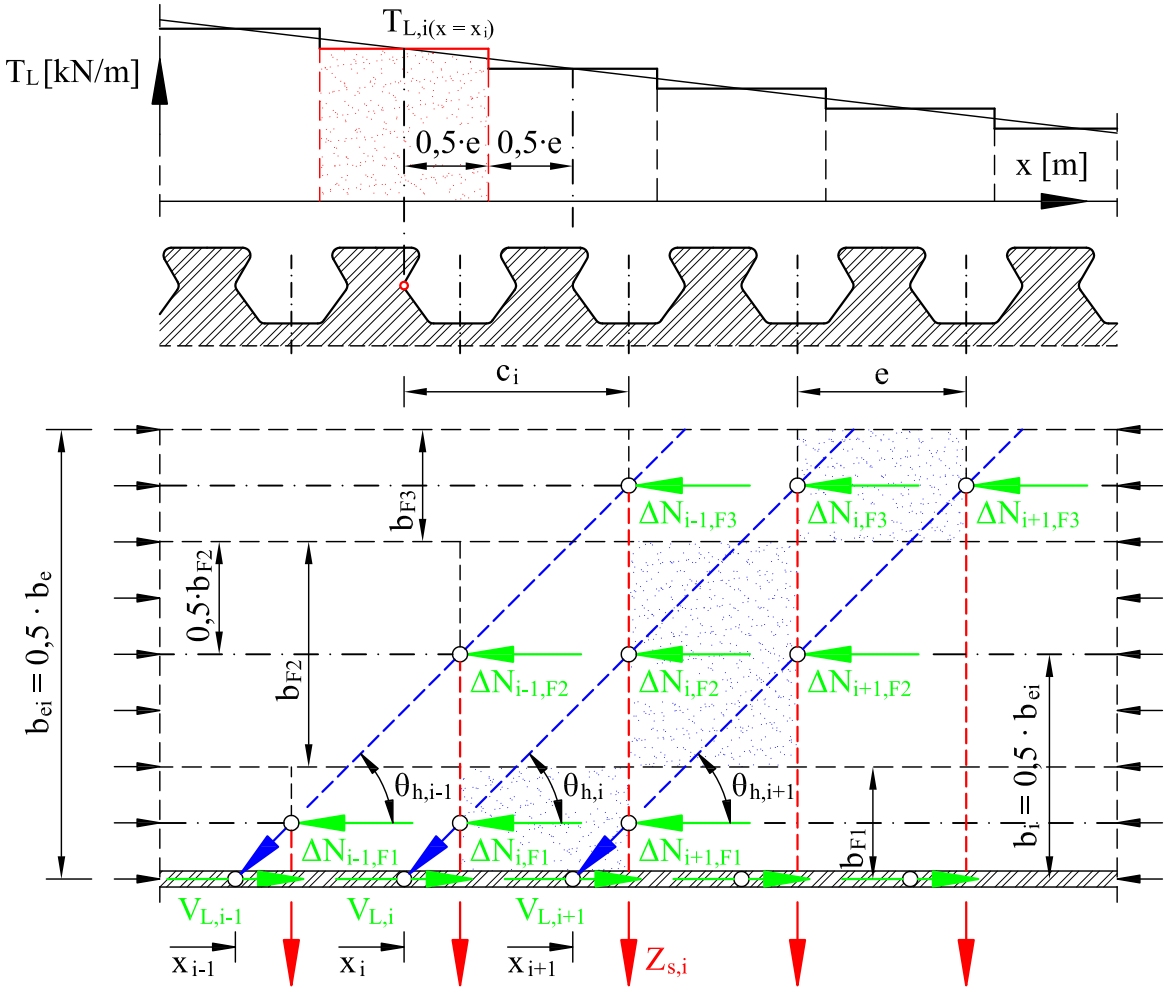
Für einen elastisch berechneten Schnittkraftverlauf und einen über die Trägerlänge konstanten Verbundquerschnitt zeigt Abb. 3.4 mittels Horizontalschnitt die Ableitung jener geometrischen Verhältnisse, die zur Festlegung des in Abb. 3.3 links der Dübelleiste dargestellten Fachwerkmodells erforderlich sind. Die Stahlkrone $i$ hat die Schubkraft $V_{L,i}$




(a) elastisch ermittelte Schnittgrößen




(b) Aktivieren von unendlich vielen Fasern




(c) Reduzierung auf 3 Fasern

Abbildung 3.4: Schubbeanspruchung $V_{L,i}$ einer Stahlkrone bei elastisch berechnetem Schubkraftverlauf

aufzunehmen, die nach Gl. (3.1) berechnet wird zu

$$V_{L,i} = T_{L,i} \cdot e \tag{3.1}$$

$T_{L,i}$ ist der elastisch berechnete Schubfluss an der Stelle $x_i$, die dem Ort des Druckpunktes vor der Lasteinleitungsfläche entspricht. $e$ definiert den Achsabstand der einzelnen Stahlkronen. Die Schubkraft $V_{L,i}$ wird mit den beiden Druckstreben $D_{c,i}$, die in horizontaler Ebene betrachtet mit dem Dübelblech jeweils den Winkel $\theta_{h,i}$ einschließen, in den Betongurt ausgeleitet. Dabei wird auf beiden Seiten entlang der Dübellasteinflusslänge $L_i$ jede Faser des gedrückten Teilgurts, der die Breite $b_{ei}$ hat, aktiviert. $b_{ei}$ entspricht der halben mittragenden Betongurtbreite.

Die erste geometrische Festlegung erfolgt für den Winkel $\theta_{h,i}$. Die Druckstrebe $D_{c,i}$ muss sich im Abstand $b_i = 0,5 \cdot b_{ei}$ mit einem Stab jener Querbewehrung, die in den Ausnehmungen der Dübelleiste angeordnet ist, schneiden. In *EC2* [EC204] sind die empfohlenen Werte für $\theta_{h,i}$ mit $1,0 \leq \cot\theta_{h,i} \leq 2,0$ angegeben. Somit sind aber auch die Lage der Zugstrebe $Z_{s,i}$ und die Anzahl $n_{Faser}$ der Fasern mit den Breiten $b_{Faser}$ festgelegt. $n_{Faser}$ entspricht der Summe jener Bewehrungsstäbe, die von $D_{c,i}$ geschnittenen werden.

Abb. 3.4 zeigt einen Betongurt, für den sich die Anzahl der Fasern mit dem gewählten Winkel $\theta_{h,i}$ zu 3 ergibt. Für diesen Fall können die einzelnen Differenzgurtnormalkräfte bestimmt werden zu

$$\begin{aligned}
\Delta N_{i,Faser1} &= V_{L,i} \cdot \frac{b_{Faser1}}{b_e} \\
\Delta N_{i,Faser2} &= V_{L,i} \cdot \frac{b_{Faser2}}{b_e} \\
\Delta N_{i,Faser3} &= V_{L,i} \cdot \frac{b_{Faser3}}{b_e}
\end{aligned} \tag{3.2}$$

Zusätzlich gilt

$$\Delta N_{i+1,Faser1} + \Delta N_{i,Faser2} + \Delta N_{i-1,Faser3} = \frac{V_{L,i}}{2} = \frac{\Delta N_{c,i}}{2} \tag{3.3}$$

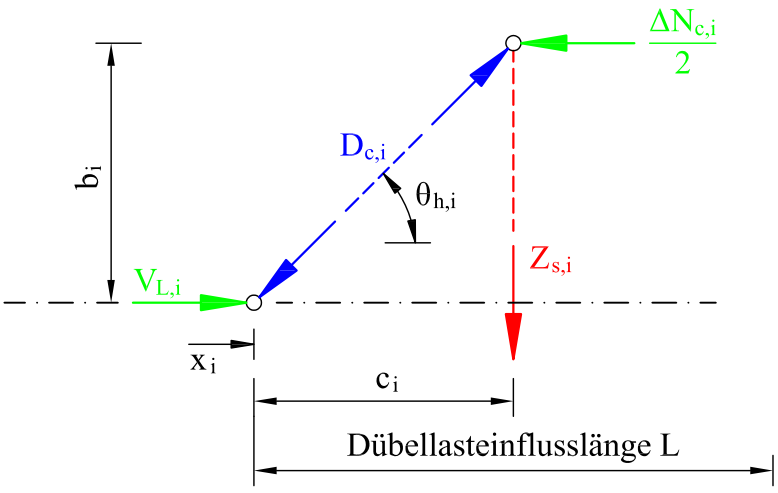



Abbildung 3.5: Resultierende Kraftkomponenten für eine Stahlkrone

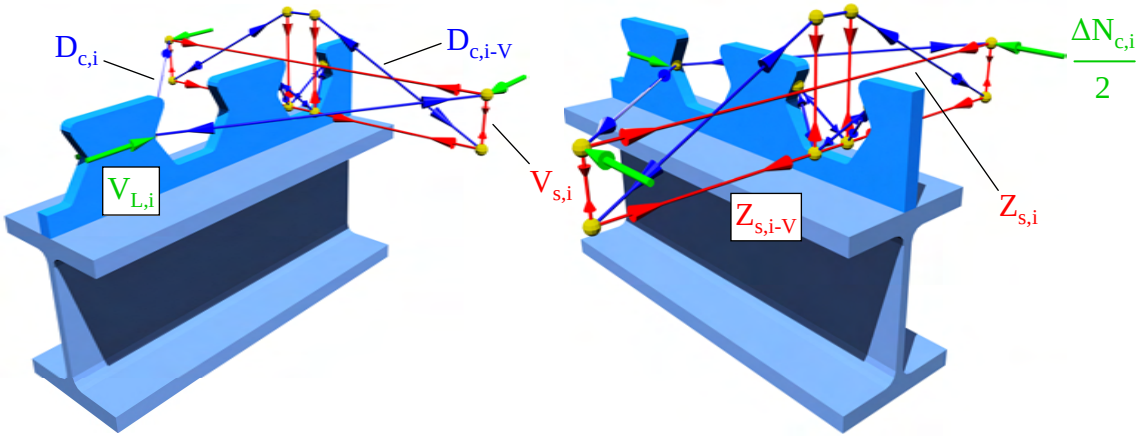



Abbildung 3.6: Räumliches Zug-Druck Strebensystem zur Schubeinleitung in die Stahlkrone

Der Abstand $c_i$ des resultierenden Knotenpunkts im Druckgurt, der der halben Dübellasteinflusslänge $L$ entspricht, kann abhängig von der Breite $b_i$ und dem Winkel $\theta_{h,i}$ nach Gl. (3.4) berechnet werden.

$$c_i = \frac{b_i}{\tan \theta_{h,i}} \tag{3.4}$$

In Abb. 3.5 sind aufbauend auf den zuvor angeführten Ausführungen die für eine Stahlkrone zusammengefassten Kraftkomponenten dargestellt. Dieses Strebensystem ist auch links der Dübelleistenlängsachse in Abb. 3.3 dargestellt. Fällt, wie gezeigt wird, die Lage der Resultierenden der Differenz der Gurtnormalkraft $\Delta N_{c,i}$ in vertikaler Richtung betrachtet nicht mit der Lage der auf die Stahlkrone einwirkenden resultierenden Druckkraft $D_{c,i}$ zusammen, ergibt sich ein Schubeinleitungsproblem, das nicht mehr als ebenes System betrachtet werden kann. Die Folgen sind - wie schon zuvor erwähnt - eine schräg im Raum liegende Druckstrebe $D_{c,i}$ und eine dadurch zusätzlich auftretende und in vertikale Richtung wirkende Kraftkomponente $V_{s,i}$, die in Abb. 3.3 als Zugkraft dargestellt ist.

Zum besseren Verständnis der räumlichen Aspekte, die sich für die Längsschubübertragung aus den in Abb. 3.3 angenommen geometrischen Verhältnissen ergeben und die nachfolgend eingehend erläutert werden, ist in Abb. 3.6 und Abb. 3.7 die Weiterleitung der im Betongurt auftretenden Kräfte an eine Stahlkrone nochmals explizit dargestellt.

Die Drucknormalkraft $\Delta N_{c,i}$ im Betongurt stützt sich mit den beiden resultierenden Druckstreben $D_{c,i}$ an der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone ab. Dies erfolgt unter Berücksichtigung der räumlichen Aspekte mit den Neigungswinkeln $\theta_{v,i}$ (in vertikaler Ebene des Dübelbleches, Schnitt A-A) und $\theta_{h,i}$ (in horizontaler Ebene normal auf das Dübelblech, Schnitt B-B). Die Größen beider Winkel sind abhängig von der Lage des resultierenden Druckpunktes im Bereich vor der Krafteinleitungsfläche (Kapitel 2.3.3), der konstruktiven Durchbildung der Schubverbindung (Bewehrungsführung, Betondeckung, [EC204]), aber auch von geometrischen Randbedingungen wie der Dicke des Betongurts und der Einbindetiefe der Dübelleiste im Beton. Die Summe der Horizontalanteile der

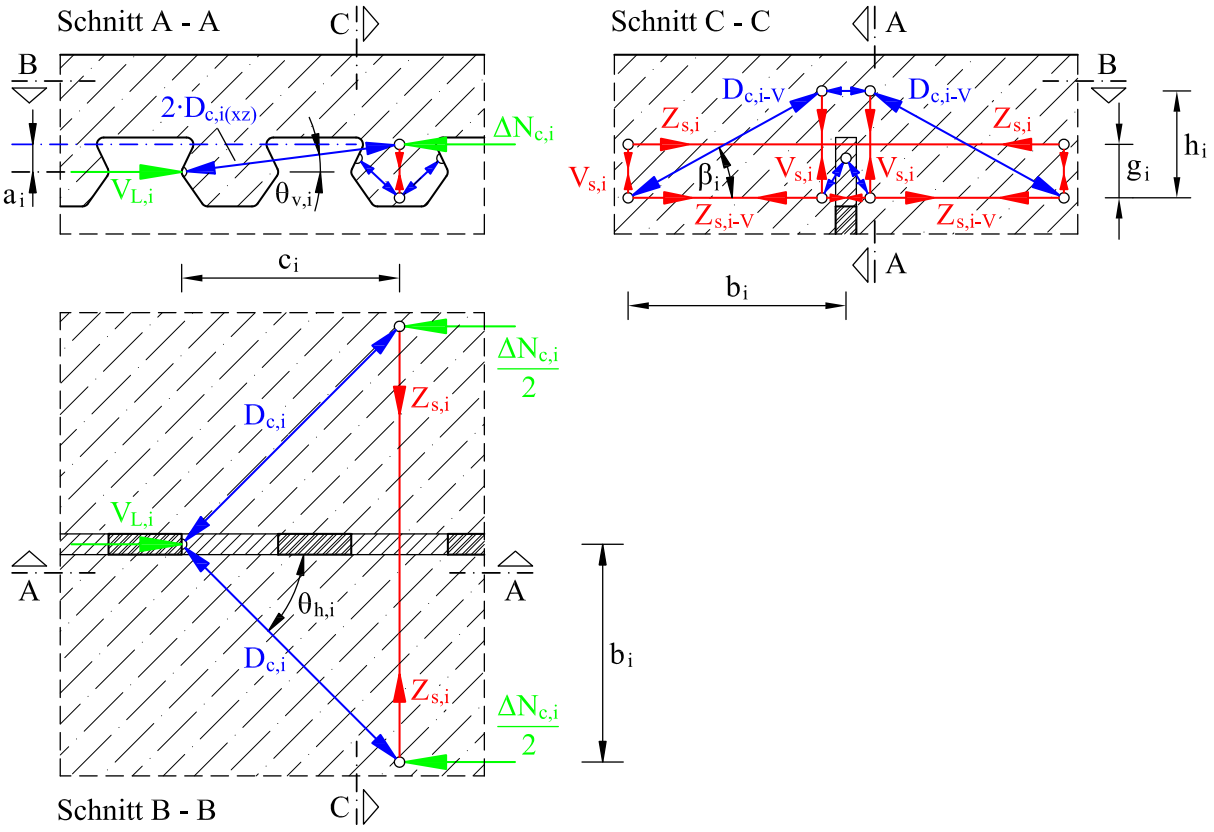



Abbildung 3.7: System zur Bestimmung der Zug- und Druckstreben im Betongurt

beiden auf einen Stahlzahn einwirkenden Kräfte $D_{c,i}$ entspricht dabei der pro Zahn in der Verbundfuge übertragenen Längsschubkraft $V_{L,i}$. Die resultierende Zugstrebe $Z_{s,i}$ ist durch eine Zugbewehrung abzudecken.

Die Bewehrung zur Abdeckung der Zugkraft $Z_{s,i}$ ist auf Höhe der Resultierenden der Differenz der Gurtnormalkraft $\Delta N_{c,i}$ angeordnet. Durch das Versatzmaß $a_i$, das sich in vertikaler Richtung (Abb. 3.7, Schnitt A-A) betrachtet ergibt, wenn die Lage von $\Delta N_{c,i}$ nicht mit der des Druckpunktes im Bereich vor der Krafteinleitungsfläche zusammenfällt, resultiert beidseits der Dübelleiste jeweils eine zusätzliche in vertikale Richtung wirkende Kraftkomponente $V_{s,i}$ (Schnitt C-C).

Auch diese ist von der Stahlkrone aufzunehmen, da sich im anderen Fall der Betongurt aufgrund fehlender Lagerung in vertikaler Richtung frei verschieben, d.h. abheben würde. Dafür muss allerdings $V_{s,i}$ zurück zur Dübelleiste geleitet werden. Damit wird ein weiteres System an Zug- ($Z_{s,i-V}$) und Druckstreben ($D_{c,i-V}$) erforderlich, das als Fachwerkanalogie in Schnitt C-C detailliert dargestellt ist. Abhängig von der Breite des Betondruckgurts und dem sich daraus ergebenden Abstand $b_i$ des Knotens $D_{c,i} - Z_{s,i} - 0,5 \cdot \Delta N_{c,i}$ (Schnitt B-B) von der Längsachse der Dübelleiste ist die im Druckgurt in vertikale Richtung wirkende Zugstrebe $V_{s,i}$ konstruktiv mit Bügel, S-Haken oder C-Haken auszubilden.

Besondere Beachtung ist der aus der Weiterleitung resultierenden unteren Zugstrebe $Z_{s,i-V}$ beizumessen. Wird diese nach Überlagerung mit den aus den äußeren Einwirkungen quer zur Bauteillängsachse resultierenden Kräfte nicht überdrückt, sind die verbleiben-

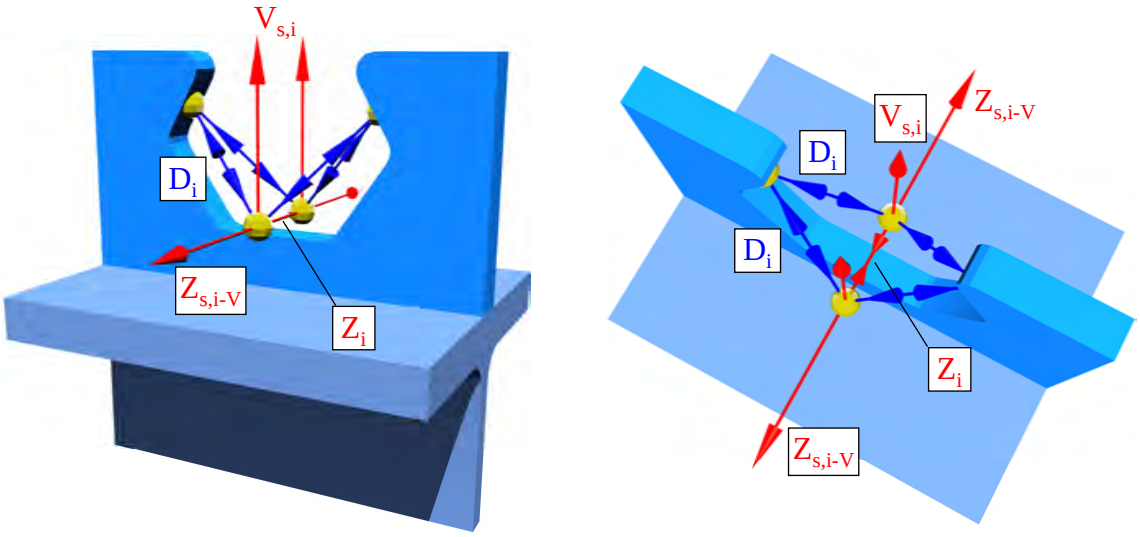



Abbildung 3.8: Räumliches Zug-Druck Strebensystem zur Rückhängung der Vertikalkomponente $V_{s,i}$

den Zugkräfte mittels einer in der Ausnehmung der Dübelleiste verlegten Querbewehrung kurzzuschließen. Deren Anordnung erfolgt im besten Fall mit dem Abstand $g_i$ direkt unter jener zur Abdeckung von $Z_{s,i}$ auf Höhe des Dübelfußes (Abb. 3.9). Das Aufsitzen der Bewehrung auf der Dübelleiste hat auch den Vorteil, dass die Einbauhöhe eines vorgefertigten Bewehrungskorbes in der Schalung des Betongurts zumindest in diesem Bereich nicht durch zusätzliche Abstandhalter bewerkstelligt werden muss. Allerdings sind die Möglichkeiten zur Verlegung der Bewehrung aufgrund der beengten geometrischen Platzverhältnisse in der Aussparung der Dübelleiste zu beachten.

Das in Schnitt C-C angegebene Maß $h_i$ ist abhängig von der Höhe jener Bügelbewehrung, die zur Rückführung der Abtriebskräfte $V_{s,i}$ erforderlich ist. Einfluss darauf haben die Dicke des Betongurts, die Einbindetiefe der Dübelleiste im Beton und die obere und untere Betondeckung (abhängig von Expositionsklasse, Verbundsicherung und Brandschutz, [EC204]). Zusätzlich ist der doch sehr hohe Bewehrungsgrad im Bereich der Dübelleiste zu beachten.

Die Einleitung der abhebenden Kräfte $V_{s,i}$ vom Betongurt in die Stahlkrone erfolgt nach Abb. 3.8 und Abb. 3.9 mittels der Druckstreben $D_i$. Durch das Abstützen der Streben $D_i$ auf der Zugstrebe $Z_{s,i-V}$ wird eine Sprengwerkwirkung aktiviert. Die Überlagerung dieser mit der Kraft $Z_{s,i-V}$ hat die Zugkraft $Z_i$ zur Folge hat. Demnach gilt immer: $Z_i > Z_{s,i-V}$ (siehe auch Gl. 3.21), womit zur Festlegung des Bewehrungsquerschnitts immer $Z_i$ maßgebend ist. Am anderen Ende stützen sich die Streben $D_i$ an der Hinterschneidung der Kronenköpfe ab. Die Lage der resultierenden Druckpunkte wird in Kapitel 3.3.4 beschrieben. Die Winkel $\gamma_{v,i}$ und $\gamma_{h,i}$ sind abhängig von der Lage der Bewehrung in der Ausnehmung und von der Geometrie der Ausnehmung selbst. Das in Schnitt B-B angegebene Maß $k_i$ wird bestimmt durch die Blechdicke $t$ der Dübelleiste, durch den Nenndurchmesser $d_p$ der beiden vertikal geführten Streben der Bügelbewehrung und wie schon in Kapitel 3.2 angegeben vom Größtkorndurchmesser $d_g$ des verwendeten Betons.

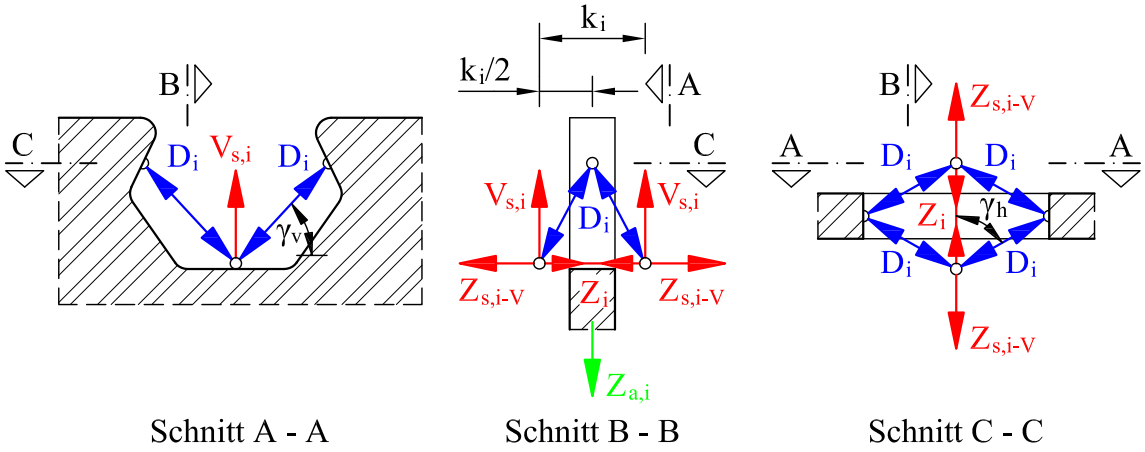



Abbildung 3.9: Zug- und Druckstrebensystem zur Rückhängung der Vertikalkomponente $V_{s,i}$ am Kronenkopf

Damit resultiert im Stahlzahn die Zugkraft $Z_{a,i}$, die aus der Gleichgewichtsbetrachtung in vertikaler Richtung die Summe der Abtriebskräfte, aufgenommen von einem Stahlzahn, darstellt. Dabei gilt es zu beachten, dass sich $Z_{a,i}$ infolge von Druckstreben $D_i$ ergibt, die links und rechts an einer Stahlkrone angreifen. Diese wiederum sind Resultat der Einleitung von Druckstreben $D_{c,i}$ in zwei hintereinander liegende Kronen (Abb. 3.29) und sind bei elastischer Schubflussberechnung nicht gleich groß (Abb. 3.4).

Durch die Festlegung der Lage des Knotens $D_{c,i} - Z_{s,i} - 0,5 \cdot \Delta N_{c,i}$ im Druckgurt, die nach Abb. 3.4 erfolgt, ist der Winkel $\theta_{h,i}$ bekannt. Mit dem Versatzmaß $a$ (vertikaler Abstand zwischen der Lage von $\Delta N_{c,i}$ und der des Druckpunkts nach Abb. 3.7, Schnitt A-A) ist zusätzlich der Winkel $\theta_{v,i}$ festgelegt. Die gewählte Austeilung jener Bewehrung, mit der die nach dem Fachwerkmodell resultierenden Zugkräfte abgedeckt werden, bestimmt lagemäßig die Achsen der einzelnen Bewehrungsstäbe im Betongurt. Entsprechend den Abb. 3.7 und Abb. 3.9 sind somit die Winkel $\beta_i$, $\gamma_{v,i}$ und $\gamma_{h,i}$ sowie die Abstände $g_i$, $h_i$ und $k_i$ festgelegt (siehe auch Abb. D.1).

Mögliche Bewehrungsführungen, die den hier vorgestellten Fachwerksanalogien entsprechen, zeigen Abb. 4.15 (unten) und die in Anhang A aufgelisteten Bewehrungspläne. Mit diesen sind jene Bewehrungskörbe dargestellt, die für die Push-Out Versuchskörper der Serie 3 den Ausführungen dieses Kapitels folgend konstruiert wurden.

Die Berechnung der Stabkräfte für die Zug- und Druckstreben der beiden in Abb. 3.7 und Abb. 3.9 dargestellten Fachwerkanalogien erfolgt mittels Gleichgewichtsbetrachtung an den jeweils herausgeschnittenen Knoten bzw. mittels räumlichen Kräftesystemen und ist nachfolgend mit den Abbildungen Abb. 3.10 bis Abb. 3.14 dargestellt.

Da es sich um ein räumliches System handelt, stehen die 3 Gleichgewichtsbedingungen $\sum H_x = 0$, $\sum H_y = 0$ und $\sum V_z = 0$ zur Verfügung. Die Richtung $x$ ist dabei in Längsrichtung des Dübelblechs orientiert, die von $y$ in der horizontalen Ebene normal dazu. Die Kräfte werden basierend auf $V_{L,i}$ angegeben.

- **Gleichgewicht der Aktions- und Reaktionskräfte durch die Längsschubeinleitung aus dem Betongurt in die Stahlkrone**

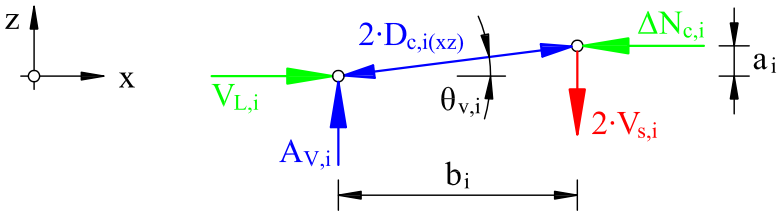



Abbildung 3.10: Aktionskraft $\Delta N_{c,i}$ und Reaktionskräfte $A_V$ und $V_{s,i}$ basierend auf $V_{L,i}$

$D_{c,i(xz)}$ entspricht der in die vertikale Ebene der Dübelleiste gedrehten Komponente der Druckstrebe $D_{c,i}$.

$$\sum H_x = 0: \quad V_{L,i} - \Delta N_{c,i} = 0$$
$$\Delta N_{c,i} = V_{L,i} \tag{3.5}$$

$$\sum M = 0: \quad \Delta N_{c,i} \cdot a_i - 2 \cdot V_{s,i} \cdot b_i = 0$$
$$V_{s,i} = \Delta N_{c,i} \cdot \tfrac{a_i}{2 \cdot b_i} = \tfrac{1}{2} \cdot V_{L,i} \cdot \tan\theta_{v,i} \tag{3.6}$$

$$\sum V_z = 0: \quad 2 \cdot V_{s,i} - A_V = 0$$
$$A_V = 2 \cdot V_{s,i} = V_{L,i} \cdot \tan\theta_{v,i} \tag{3.7}$$

- **Raumvektor $\mathbf{D_{c,i}}$ und dessen Kraftkomponenten $D_{c,i(xz,h)}$, $D_{c,i(yz,h)}$, $D_{c,i(h)}$, $D_{c,i(xz)}$ und $D_{c,i(v)}$**

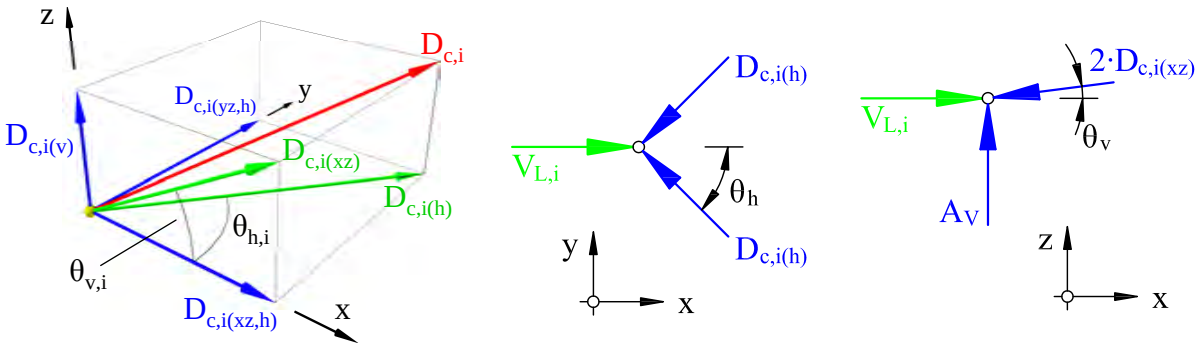



Abbildung 3.11: Raumvektor $\mathbf{D_{c,i}}$

$$\sum H_x = 0: \quad V_{L,i} - 2 \cdot D_{c,i(h)} = 0 \quad \text{mit } D_{c,i(xz,h)} = D_{c,i(h)} \cdot \cos\theta_{h,i}$$
$$D_{c,i(xz,h)} = \tfrac{1}{2} \cdot V_{L,i} \tag{3.8}$$

Mit bekannter Größe von $D_{c,i(xz,h)}$ können mittels Vektorrechnung die Komponenten des Raumvektors $\mathbf{D_{c,i}}$, projiziert auf die Basisvektoren $\mathbf{x}$, $\mathbf{y}$ und $\mathbf{z}$, basierend auf $V_{L,i}$ bestimmt werden.

$$\mathbf{D_{c,i}} = \begin{pmatrix} D_{c,i(xz,h)} \\ D_{c,i(yz,h)} \\ D_{c,i(v)} \end{pmatrix} = \frac{1}{2} \cdot V_{L,i} \cdot \begin{pmatrix} 1 \\ \tan\theta_{h,i} \\ \tan\theta_{v,i} \end{pmatrix} \tag{3.9}$$

$$D_{c,i(h)} = \sqrt{D^2_{c,i(xz,h)} + D^2_{c,i(yz,h)}} = \frac{1}{2} \cdot V_{L,i} \cdot \frac{1}{\cos\theta_{h,i}} \tag{3.10}$$

$$D_{c,i(xz)} = \sqrt{D^2_{c,i(xz,h)} + D^2_{c,i(v)}} = \frac{1}{2} \cdot V_{L,i} \cdot \frac{1}{\cos\theta_{v,i}} \tag{3.11}$$

$$D_{c,i} = \sqrt{D^2_{c,i(h)} + D^2_{c,i(v)}} = \frac{1}{2} \cdot V_{L,i} \cdot \sqrt{1 + \tan^2\theta_{h,i} + \tan^2\theta_{v,i}} \tag{3.12}$$

- **Knoten 1: Stabkraft** $Z_{s,i}$

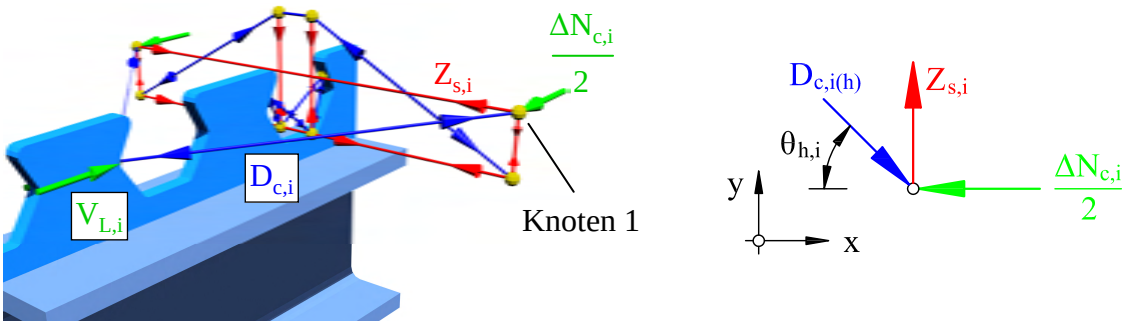



Abbildung 3.12: Rundschnitt Knoten 1 zur Ermittlung der Stabkraft $Z_{s,i}$

$$\begin{aligned} \textstyle\sum H_y = 0: \quad & Z_{s,i} - D_{c,i(h)} \cdot \sin\theta_{h,i} = 0 \\ & Z_{s,i} = D_{c,i(h)} \cdot \sin\theta_{h,i} = \tfrac{V_{L,i}}{2} \cdot \tfrac{\sin\theta_{h,i}}{\cos\theta_{h,i}} = \tfrac{1}{2} \cdot V_{L,i} \cdot \tan\theta_{h,i} \end{aligned} \tag{3.13}$$

- **Knoten 2: Stabkräfte $D_{c,i-V}$ und $Z_{s,i-V}$**

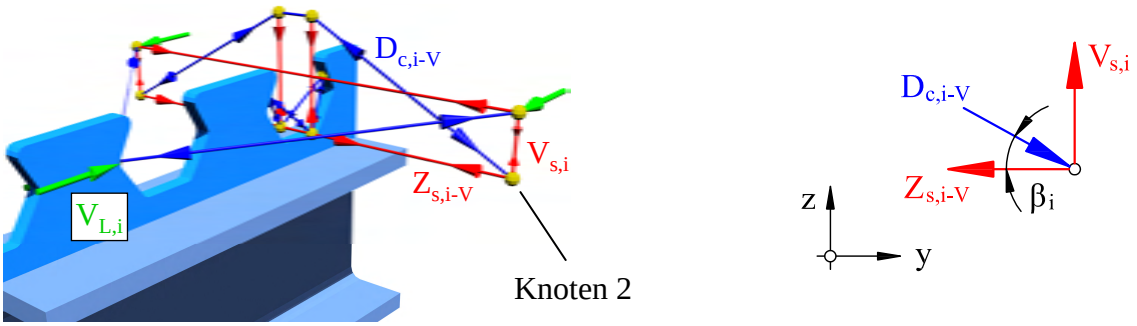



Abbildung 3.13: Rundschnitt Knoten 2 zur Ermittlung der Stabkräfte $D_{c,i-V}$ und $Z_{s,i-V}$

$$\sum V_z = 0: \quad V_{s,i} - D_{c,i-V} \cdot \sin\beta_i = 0$$
$$D_{c,i-V} = V_{s,i} \cdot \frac{1}{\sin\beta_i} = \frac{1}{2} \cdot V_{L,i} \cdot \frac{\tan\theta_{v,i}}{\sin\beta_i} \tag{3.14}$$

$$\sum H_y = 0: \quad Z_{s,i-V} - D_{c,i-V} \cdot \cos\beta_i = 0$$
$$Z_{s,i-V} = \frac{V_{L,i}}{2} \cdot \tan\theta_{v,i} \cdot \frac{\cos\beta_i}{\sin\beta_i} = \frac{1}{2} \cdot V_{L,i} \cdot \tan\theta_{v,i} \cdot \cot\beta_i \tag{3.15}$$

- **Raumvektor $\mathbf{D_i}$ mit Kraftkomponenten $D_{i(xz,h)}$, $D_{i(yz,h)}$, $D_{i(h)}$, $D_{i(xz)}$ und $D_{i(v)}$ und Stabkraft $Z_i$**

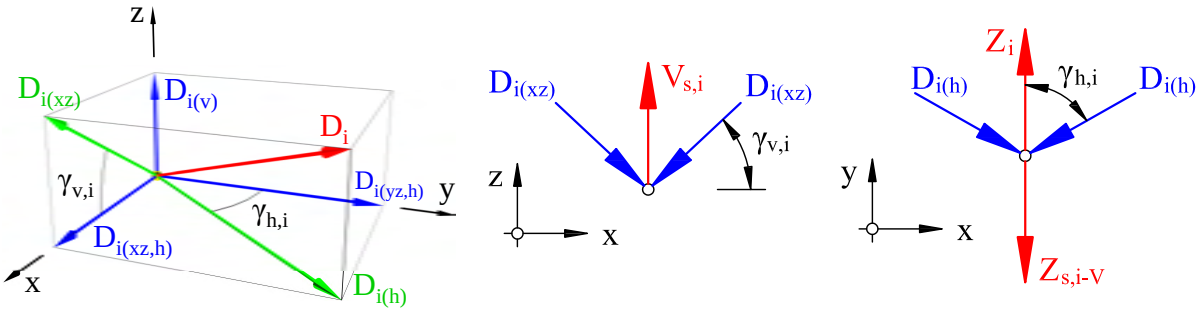



Abbildung 3.14: Raumvektor $\mathbf{D_i}$ und Rundschnitt zur Ermittlung der Stabkraft $Z_i$

$$\sum V_z = 0: \quad V_{s,i} - 2 \cdot D_{i(xz)} \cdot \sin\gamma_{v,i} = 0 \qquad \text{mit } D_{i(v)} = D_{i(xz)} \cdot \sin\gamma_{v,i}$$
$$D_{i(v)} = \frac{1}{2} \cdot V_{s,i} = \frac{1}{4} \cdot V_{L,i} \cdot \tan\theta_{v,i} \tag{3.16}$$

$$\mathbf{D_i} = \begin{pmatrix} D_{i(xz,h)} \\ D_{i(yz,h)} \\ D_{i(v)} \end{pmatrix} = \frac{1}{4} \cdot V_{L,i} \cdot \tan\theta_{v,i} \cdot \begin{pmatrix} \cot\gamma_{v,i} \\ \cot\gamma_{v,i} \cdot \cot\gamma_{h,i} \\ 1 \end{pmatrix} \tag{3.17}$$

$$D_{i(h)} = \sqrt{D_{i(xz,h)}^2 + D_{i(yz,h)}^2} = \frac{1}{4} \cdot V_{L,i} \cdot \frac{\tan\theta_{v,i}}{\tan\gamma_{v,i} \cdot \sin\gamma_{h,i}} \tag{3.18}$$

$$D_{i(xz)} = \sqrt{D_{i(xz,h)}^2 + D_{i(v)}^2} = \frac{1}{4} \cdot V_{L,i} \cdot \frac{\tan\theta_{v,i}}{\sin\gamma_{v,i}} \tag{3.19}$$

$$D_i = \sqrt{D_{i(h)}^2 + D_{i(v)}^2} = \frac{1}{4} \cdot V_{L,i} \cdot \tan\theta_{v,i} \cdot \sqrt{\frac{1}{\tan^2\gamma_{v,i} \cdot \sin^2\gamma_{h,i}} + 1} \tag{3.20}$$

$$\begin{aligned} \sum H_y = 0: \quad & Z_{s,i-V} - Z_i + 2 \cdot D_{i(h)} \cdot \cos\gamma_{h,i} = 0 \\ & Z_i = Z_{s,i-V} + 2 \cdot D_{i(h)} \cdot \cos\gamma_{h,i} = \\ & = \tfrac{1}{2} \cdot V_{L,i} \cdot \tan\theta_{v,i} \cdot (\cot\beta_i + \cot\gamma_{v,i} \cdot \cot\gamma_{h,i}) \end{aligned} \tag{3.21}$$

Für die mit den Gleichungen Gl. (3.5) bis Gl. (3.21) zu ermittelnden Kräfte in den Druck- und Zugstreben im Betongurt, die jeweils pro Stahlzahn resultieren, gilt immer

$$V_{L,i} \leq V_{L,i-max}, \tag{3.22}$$

wobei $V_{L,i-max}$ die maximale Längsschubtragfähigkeit einer Stahlkrone nach Kapitel 3.3.6 beschreibt.

### 3.3.3 Modelle zur Einleitung der Druckstrebenkräfte $D_{c,i}$ in die Stahlkrone

Die aus dem Längsschub resultierende Kraft $D_{c,i}$ im Betongurt ist wie in Abb. 3.15 dargestellt von der Stahlkrone über lokale Pressung des Betons aufzunehmen. Die Lastaufnahme selbst erfolgt idealisiert an der zur Einwirkung zugehörenden und rot dargestellten Krafteinleitungsfläche.

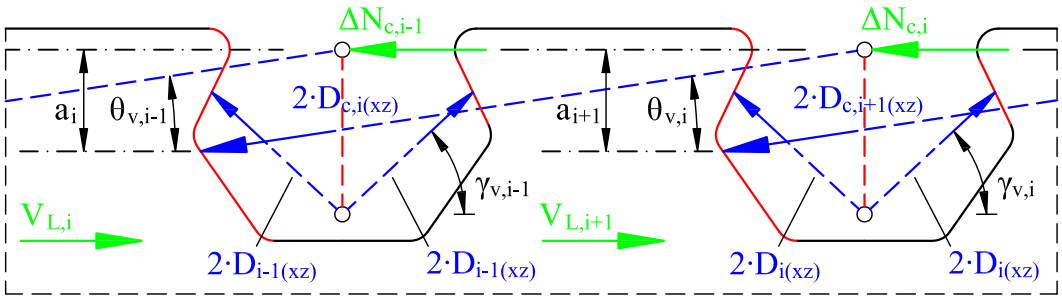
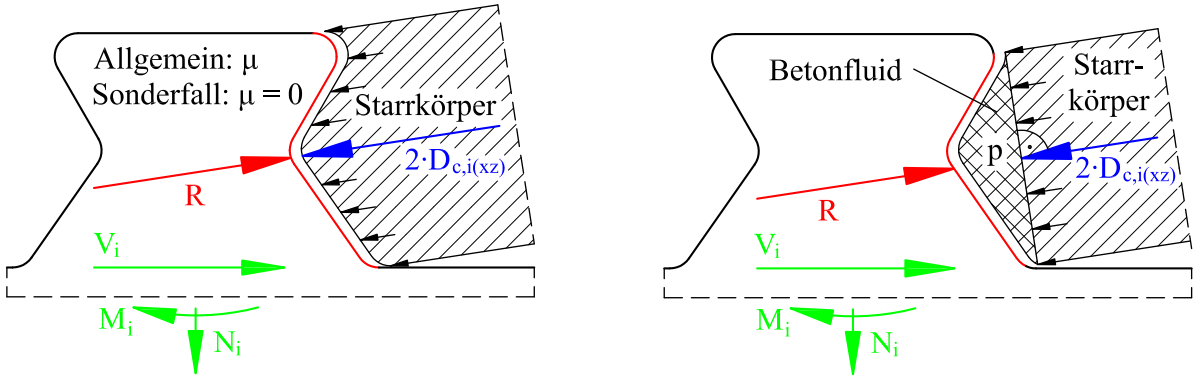



Abbildung 3.15: Einleitung der Druckstrebenkräfte $D_{c,i}$ in die Stahlkrone

Zur Aufnahme der beiden mit dem Neigungswinkel $\theta_{v,i}$ angreifenden Betondruckstreben $D_{c,i}$ werden nachfolgend insgesamt 6 verschiedene Modelle vorgestellt, die als Basis für

die näherungsweise Ermittlung der lokalen Pressung herangezogen werden. Als Grundlage dienen dabei zwei unterschiedliche Vorstellungen zum Verhalten des Betonkörpers im Bereich der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone.

Die erste basiert auf der Grundidee, dass die beiden Betondruckstreben $D_{c,i}$ als nicht verformbare und sowohl horizontal als auch vertikal geführte Körper auf den Stahlzahn einwirken. Alle darauf aufbauenden Modellvorstellungen werden demnach nachfolgend als Starrkörpermodelle bezeichnet. Die zweite Vorstellung basiert auf der Grundidee, dass im Bereich vor der Krafteinleitungsfläche ein quasi-hydrostatischer Spannungszustand vorherrscht. Der Beton der beiden Druckstreben $D_{c,i}$ entspricht demnach in dieser definierten Zone einem Betonfluid und wirkt mit dem Druck $p = const.$ auf den Stahlzahn ein. Alle darauf aufbauenden Modellvorstellungen werden damit nachfolgend als Betonfluidmodelle bezeichnet. Eine Übersicht dazu zeigt Abb. 3.16.




(a) Prinzip Starrkörpermodell

(b) Prinzip Betonfluidmodell

Abbildung 3.16: Unterschiedliche Vorstellungen zum Betonkörperverhalten

Mit Ausnahme von Modell 6 (Kapitel 3.3.3.6) wird bei allen Modellvorstellungen die Krone auf Querkraft $V_i$, Biegung $M_i$ und Normalkraft $N_i$ beansprucht. In allen Fällen wird Reibung zwischen den beiden seitlichen Stegflächen bzw. zwischen den in Abb. 3.15 nicht rot dargestellten Stirnflächen der Kronendübelleiste und angrenzendem Beton ebenso vernachlässigt wie die zwischen Obergurt des Stahlträgers und Unterseite des Betongurts.

Für die in Abb. 3.16 li. rot dargestellte Krafteinleitungsfläche werden die Reibung (Gleitreibung aus dem Ruhezustand) betreffend zwei Extremvorstellungen betrachtet:

- Allgemeiner Fall: Die Haftbedingungen nach Gl. (3.24) und Gl. (3.25) sind unabhängig von der Größe des Winkels $\theta_{v,i}$, der die Richtung der in die vertikale Ebene projizierten Druckstreben $D_{c,i(xz)}$ beschreibt, an jeder Stelle erfüllt (Kapitel 3.3.3.1, Modell 1). Für die beiden in Abb. 3.17 dargestellten Fälle muss demnach gelten:

$$\mu = \tan \rho_{Gi} \leq \tan \rho_0 \tag{3.23}$$

  $\mu$ ist der Reibungskoeffizient. Dessen Grenzwert, der nach Gl. (3.23) durch den Haftgrenzwinkel $\rho_0$ bestimmt ist, wird von der Kontaktoberflächenbeschaffenheit und vom Material der kontaktierenden Körper bestimmt.

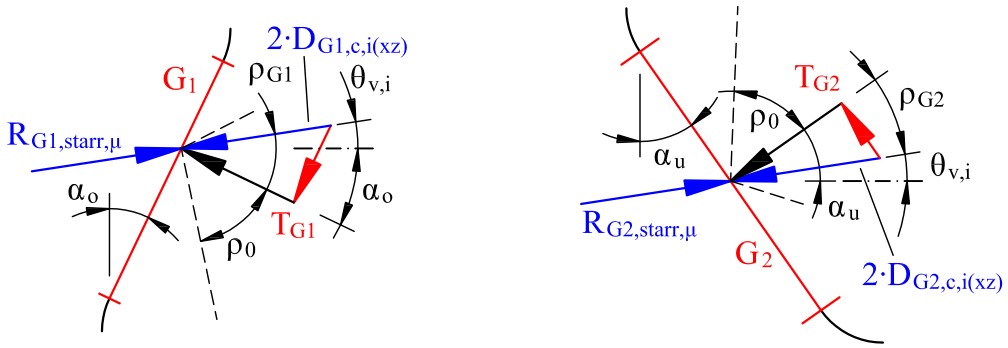



Abbildung 3.17: Gleichgewicht auf den Geraden $G_1$ und $G_2$ nach Abb. 3.21 mit jeweils zugehörigem Haftgrenzwinkel $\rho_0$

- Sonderfall $\mu = 0$: Aufgrund der Annahme, dass durch eine nicht vorhandene Rauhigkeit der einander berührenden Oberflächen für den Reibungskoeffizienten $\mu = 0$ gilt, können keine Tangentialkomponenten $T_i$ nach Abb. 3.17 aktiviert werden. Die Kraft wird alleine über Druckkomponenten, die normal auf die jeweiligen Flächen der Krafteinleitungsfläche stehen, auf die Stahlkrone übertragen (Kapitel 3.3.3.2, Modell 2).

Eine grafische Darstellung des Kontaktproblems für den allgemeinen Fall zeigt Abb. 3.17. Um die Haftbedingung zu erfüllen, gilt bei Betrachtung der Geraden $G_1$ für die Tangentialkomponente $T_{G1}$:

$$\begin{aligned} T_{G1} &= 2 \cdot D_{G1,c,i(xz)} \cdot \sin \rho_{G1} \quad \text{mit } \rho_{G1} = \alpha_o + \theta_{v,i} \\ &= p_{starr,\mu} \cdot l_{G1} \cdot t \cdot \sin(\alpha_o + \theta_{v,i}) \leq T_{G1,0} = p_{starr,\mu} \cdot l_{G1} \cdot t \cdot \sin \rho_0 \end{aligned} \tag{3.24}$$

In gleicher Art gilt zur Erfüllung der Haftbedingung bei Betrachtung der Geraden $G_2$ für die Tangentialkomponente $T_{G2}$:

$$\begin{aligned} T_{G2} &= 2 \cdot D_{G2,c,i(xz)} \cdot \sin \rho_{G2} \quad \text{mit } \rho_{G2} = \alpha_u - \theta_{v,i} \\ &= p_{starr,\mu} \cdot l_{G2} \cdot t \cdot \sin(\alpha_u - \theta_{v,i}) \leq T_{G2,0} = p_{starr,\mu} \cdot l_{G2} \cdot t \cdot \sin \rho_0 \end{aligned} \tag{3.25}$$

$p_{starr,\mu}$ ist jener Druck, den der Starrkörper an den Flächen der Hinterschneidung der Stahlkrone erzeugt (siehe Kapitel 3.3.3.1). $\rho_0$ beschreibt den Haftgrenzwinkel. $T_{G1,0}$ bzw. $T_{G2,0}$ sind die Grenzgrößen der Tangentialkräfte für die Gerade $G_1$ bzw. $G_2$, mit denen die Haftbedingung gerade noch erfüllt ist. Es gilt das *Coulomb*sche Reibungsgesetz.

Zusätzlich sind aber auch die obere und die untere Ausrundung zu betrachten (Abb. 3.18). Sowohl am Anfang als auch am Ende der Krafteinleitungsfläche wird die Horizontalkomponente des Drucks $p^h_{starr,\mu}$ abhängig vom Winkel $\theta_{v,i}$ fast annähernd $p_{starr,\mu}$ und damit sehr groß. Zur Erfüllung der Haftbedingung wäre dann ein Haftgrenzwinkel $\rho_0$ erforderlich, für den gilt:

$$\mu = \tan \rho_0 \gg 1 \tag{3.26}$$

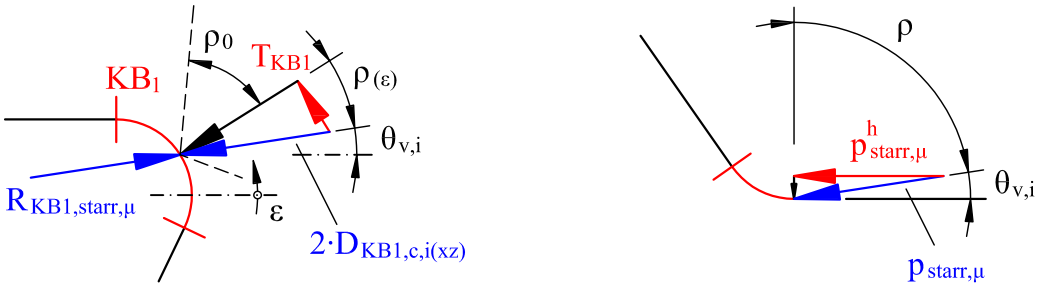



Abbildung 3.18: Gleichgewicht am oberen und unteren Ausrundungsradius der Krafteinleitungsfläche

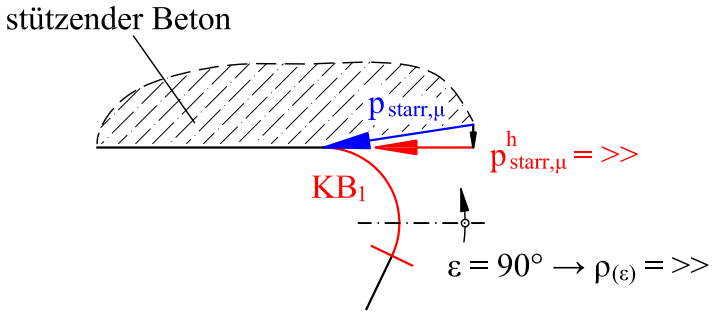


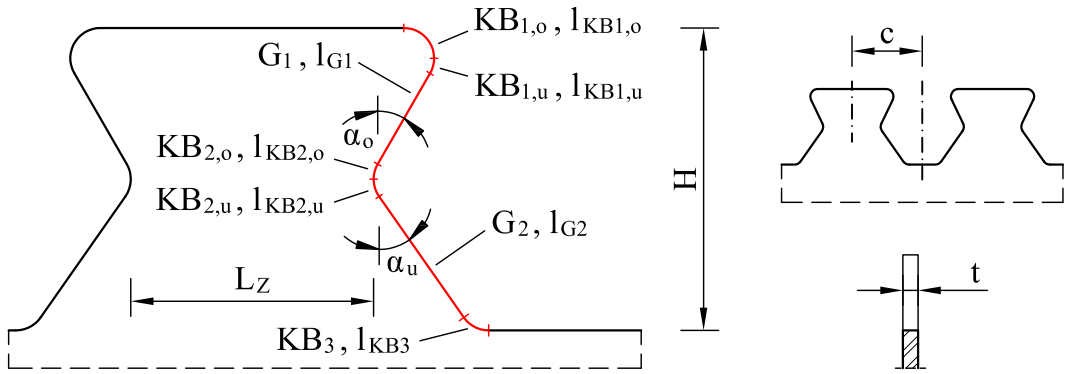

Abbildung 3.19: Stützender Beton am oberen Ende der Krafteinleitungsfläche

Eine solche Reibzahl für Beton auf Stahl existiert nicht. Es kann aber nach Abb. 3.19 davon ausgegangen werden, dass jener Beton, der den Starrkörper umgibt, diesen an seinem oberen Ende stützt.

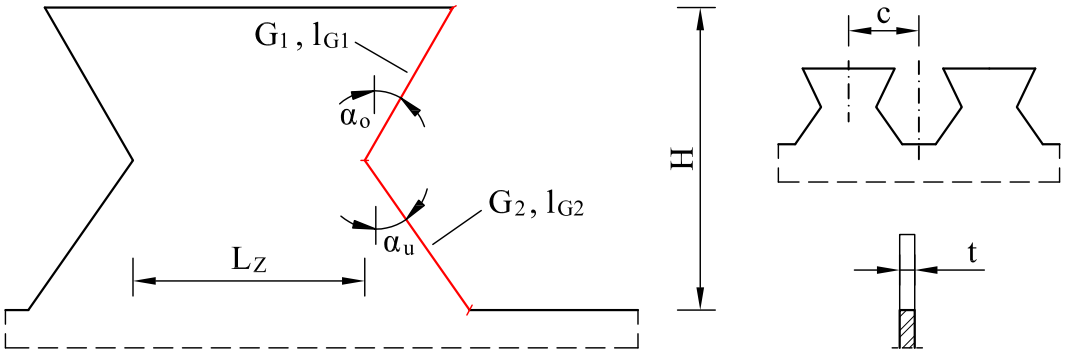
Die nachfolgend angegebenen Gleichungen beziehen sich jeweils auf die „exakte“ Beschreibung der Krafteinleitung. Zusätzlich sind diese aber auch für Kronengeometrien und deren Belastung in „vereinfachter“ Darstellung angegeben, womit die Bestimmung der Unbekannten in den angegebenen Beziehungen nur mehr jeweils mit den beiden Geraden $G_1$ und $G_2$ bzw. den Neigungen $\alpha_u$ und $\alpha_o$ erfolgt. Zum besseren Verständnis der Bestimmungsgleichungen für die aus dem Lastangriff resultierenden Kräfte $R_i$ an der Krafteinleitungsfläche, die zu den jeweiligen Modellen angegebenen werden, sind in Abb. 3.20 alle benutzten Geometrieparameter der Stahlkrone definiert.

In Abb. 3.21 sind alle für das Betonfluidmodell zusätzlich verwendeten Parameter dargestellt.

Drei Kreisbögen $KB_1$, $KB_2$ und $KB_3$ mit den Längen $l_{KB1}$, $l_{KB2}$ und $l_{KB3}$ und zwei Geraden $G_1$ und $G_2$ mit den Längen $l_{G1}$ und $l_{G2}$ definieren nach Abb. 3.20 zusammen mit der Dicke des Blechs $t$ die allgemeine Formgebung der Krafteinleitungsfläche einer Stahlkrone. Die Neigung der beiden Geraden wird mit den Winkeln $\alpha_u$ und $\alpha_o$ beschrieben. Die normal auf die Achsen der beiden in die vertikale Ebene projizierten Druckstreben $D_{c,i(xz)}$ stehende äußere Gerade des Fluidbereichs $G_{Fluid}$ hat die Länge $l_{G,Fluid}$ und hat zur Vertikalen der Stahlkrone die Neigung $\theta_{v,i}$.

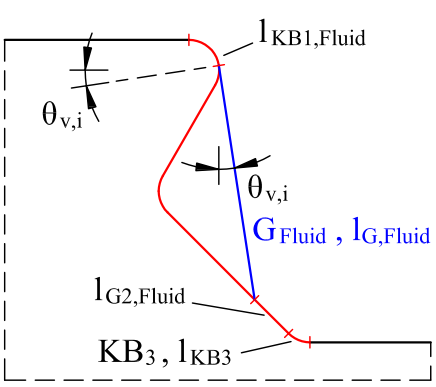



(a) Geometrie zur exakten Beschreibung der Krafteinleitung

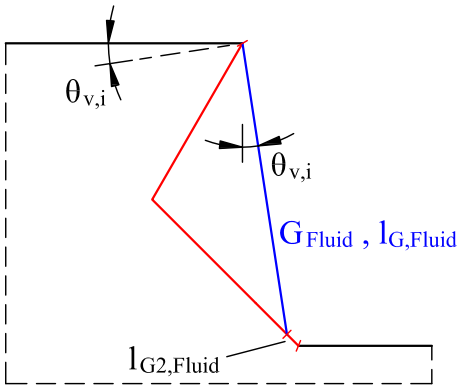



(b) Geometrie zur vereinfachten Beschreibung der Krafteinleitung

Abbildung 3.20: Benutzte Geometrien zur Beschreibung der Krafteinleitung in die Stahlkrone




(a) Zusatz für Betonfluidmodell - exakt



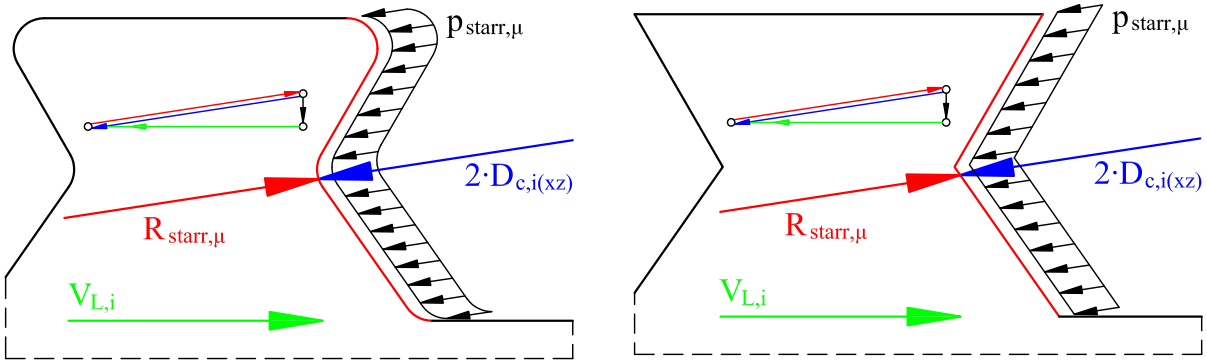

(b) Zusatz für Betonfluidmodell - vereinfacht

Abbildung 3.21: Zusätzlich erforderliche Geometrieparameter für das Betonfluidmodell

Für alle vorgestellten Modelle resultiert für die Einleitung von $D_{c,i(xz)}$ in die Stahlkrone ein zugehöriger Druckpunkt im Bereich vor der Krafteinleitungsfläche. Das Vorgehen zur Ermittlung dieses Punkts ist in Anhang D.1.1 mit Schritt 6 erläutert.

#### 3.3.3.1 Modell 1: Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$

Es wird angenommen, dass der mit Abb. 3.16 links beschriebene Starrkörper an den Flächen der Hinterschneidung der Stahlkrone einen Druck $p_{starr,\mu}$ mit der Resultierenden $R_{starr,\mu}$ erzeugt. In der Krafteinleitungsfläche wird wie zuvor beschrieben ein Reibungskoeffizient $\mu$ in der Größe vorausgesetzt, dass die Haftbedingung an jeder Stelle erfüllt ist. Abb. 3.22 zeigt die Belastung der Stahlkrone durch $p_{starr,\mu}$ gemäß dem Starrkörpermodell mit Berücksichtigung von Reibung in der Krafteinleitungsfläche. $D_{c,i(xz)}$ entspricht der in die vertikale Ebene der Dübelleiste gedrehten Komponente der Druckstrebe $D_{c,i}$ nach Kapitel 3.3.2.




(a) Geometrie zur exakten Beschreibung der Krafteinleitung

(b) Geometrie zur vereinfachten Beschreibung der Krafteinleitung

Abbildung 3.22: Belastung der Stahlkrone gemäß Starrkörpermodell mit Berücksichtigung der Reibung

- **„Exakte“ Beschreibung der Krafteinleitung**

Unter Berücksichtigung von

$$R_{starr,\mu} = p_{starr,\mu} \cdot l_{ges} \cdot t \quad \text{und} \quad R_{starr,\mu} = 2 \cdot D_{c,i(xz)} \tag{3.27}$$

erhält man $p_{starr,\mu}$ zu:

$$p_{starr,\mu} = \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)}}{l_{ges} \cdot t} \tag{3.28}$$

$$l_{ges} = l_{KB1} + l_{G1} + l_{KB2} + l_{G2} + l_{KB3} \tag{3.29}$$

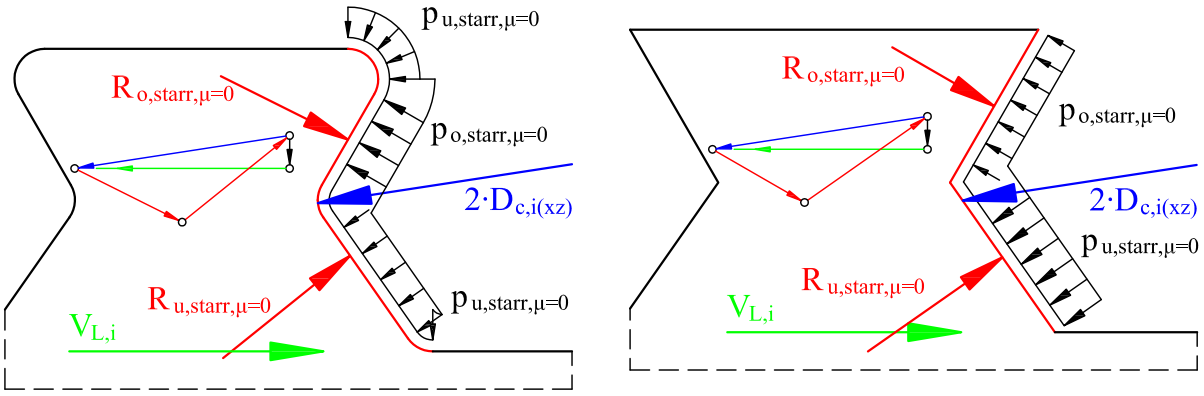
- **„Vereinfachte“ Beschreibung der Krafteinleitung**

Die Ermittlung von $p_{starr,\mu}$ ist ident zu Gl. (3.28). Die Gesamtlänge $l_{ges}$ nach Gl. (3.29) ist jedoch durch Gl. (3.30) zu ersetzen.

$$l_{ges} = l_{G1} + l_{G2} \tag{3.30}$$

#### 3.3.3.2 Modell 2: Starrkörpermodell mit dem Sonderfall: Reibungskoeffizient $\mu = 0$

Es wird wiederum angenommen, dass die beiden Druckstreben $D_{c,i}$ gemäß Abb. 3.16 links als Starrkörper an den Flächen der Hinterschneidung angreifen. Mit einem angenommenen Reibungskoeffizienten von $\mu = 0$ können allerdings keine Tangentialkomponenten aktiviert werden. Die Kraft wird alleine über normal auf die jeweiligen Flächen der Krafteinleitungsfläche stehende Normalkomponenten auf die Stahlkrone übertragen. Diese Kraftkomponenten erzeugen an den Flächen, deren Flächennormale in Richtung Betongurt gerichtet sind, den Druck $p_{u,starr,\mu=0}$ und an den Flächen, deren Flächennormale in Richtung Kronenfuß gerichtet sind, den Druck $p_{o,starr,\mu=0}$. Die zugehörigen Resultierenden sind demnach $R_{u,starr,\mu=0}$ und $R_{o,starr,\mu=0}$.




(a) Geometrie zur exakten Beschreibung der Krafteinleitung

(b) Geometrie zur vereinfachten Beschreibung der Krafteinleitung

Abbildung 3.23: Belastung der Stahlkrone gemäß Starrkörpermodell für Sonderfall $\mu = 0$

Abb. 3.23 zeigt die Belastung der Stahlkrone gemäß dem Starrkörpermodell mit Berücksichtigung des Sonderfalls, dass für den Reibungskoeffizienten gilt: $\mu = 0$. Damit die beiden Resultierenden $R_{o,starr,\mu=0}$ und $R_{u,starr,\mu=0}$ mit den in die vertikale Ebene der Dübelleiste gedrehten Komponenten $D_{c,i(xz)}$ der Druckstreben $D_{c,i}$ im Gleichgewicht stehen, ergeben sich an der Krafteinleitungsfläche wie zuvor schon erwähnt die beiden voneinander in ihrer Größe unterschiedlichen Drücke $p_{o,starr,\mu=0}$ und $p_{u,starr,\mu=0}$. In den nachfolgenden Bestimmungsgleichungen werden $p_{o,starr,\mu=0}$ und $p_{u,starr,\mu=0}$ zwecks besserer Übersichtlichkeit mit $p_o$ und $p_u$ bezeichnet.

- **„Exakte“ Beschreibung der Krafteinleitung**

Mit den Gleichgewichtsbedingungen $\sum H = 0$ und $\sum V = 0$ erhält man folgendes Gleichungssystem:

$$\begin{aligned} \sum H = 0: \quad & R^H_{o,starr,\mu=0} + R^H_{u,starr,\mu=0} - 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \cos\theta_{v,i} = 0 \\ \sum V = 0: \quad & R^V_{o,starr,\mu=0} - R^V_{u,starr,\mu=0} + 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \sin\theta_{v,i} = 0 \end{aligned} \tag{3.31}$$

Die Horizontal- bzw. Vertikalkomponenten der Resultierenden, definiert durch die hochgestellten Indizes, ergeben sich unter Berücksichtigung von Abb. 3.23 und Abb. 3.20 bzw. mit $l_{KB1,u} = l_{KB2,o}$ zu:

$$\begin{aligned}
R^H_{o,starr,\mu=0} &= t \cdot p_o \cdot \left(l_{G1} \cdot \cos\alpha_o + 2 \cdot l_{KB1,u} \cdot \cos\tfrac{\alpha_o}{2}\right) \\
&= A \cdot t \cdot p_{o,starr,\mu=0} \\
R^V_{o,starr,\mu=0} &= t \cdot p_o \cdot \left(l_{G1} \cdot \sin\alpha_o + 2 \cdot l_{KB1,u} \cdot \sin\tfrac{\alpha_o}{2}\right) \\
&= C \cdot t \cdot p_{o,starr,\mu=0} \\
R^H_{u,starr,\mu=0} &= t \cdot p_u \cdot \left[\tfrac{l_{KB1,o}}{\sqrt{2}} + l_{KB2,u} \cdot \cos\tfrac{\alpha_u}{2} + l_{G2} \cdot \cos\alpha_u + l_{KB3} \cdot \cos\left(45 + \tfrac{\alpha_u}{2}\right)\right] \\
&= B \cdot t \cdot p_{u,starr,\mu=0} \\
R^V_{u,starr,\mu=0} &= t \cdot p_u \cdot \left[\tfrac{l_{KB1,o}}{\sqrt{2}} + l_{KB2,u} \cdot \sin\tfrac{\alpha_u}{2} + l_{G2} \cdot \sin\alpha_u + l_{KB3} \cdot \sin\left(45 + \tfrac{\alpha_u}{2}\right)\right] \\
&= D \cdot t \cdot p_{u,starr,\mu=0}
\end{aligned} \tag{3.32}$$

Setzt man die Gleichungen Gl. (3.32) in die Gleichungen Gl. (3.31) ein, erhält man mit den Gl. (3.33)

$$\begin{aligned}
A &= l_{G1} \cdot \cos\alpha_o + 2 \cdot l_{KB1,u} \cdot \cos\tfrac{\alpha_o}{2} \\
B &= \tfrac{l_{KB1,o}}{\sqrt{2}} + l_{KB2,u} \cdot \cos\tfrac{\alpha_u}{2} + l_{G2} \cdot \cos\alpha_u + l_{KB3} \cdot \cos\left(45 + \tfrac{\alpha_u}{2}\right) \\
C &= l_{G1} \cdot \sin\alpha_o + 2 \cdot l_{KB1,u} \cdot \sin\tfrac{\alpha_o}{2} \\
D &= \tfrac{l_{KB1,o}}{\sqrt{2}} + l_{KB2,u} \cdot \sin\tfrac{\alpha_u}{2} + l_{G2} \cdot \sin\alpha_u + l_{KB3} \cdot \sin\left(45 + \tfrac{\alpha_u}{2}\right)
\end{aligned} \tag{3.33}$$

und nach Lösen des Gleichungssystems

$$\begin{aligned}
\textstyle\sum H = 0: &\quad A \cdot t \cdot p_{o,starr,\mu=0} + B \cdot t \cdot p_{u,starr,\mu=0} - 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \cos\theta_{v,i} = 0 \\
\textstyle\sum V = 0: &\quad C \cdot t \cdot p_{o,starr,\mu=0} - D \cdot t \cdot p_{u,starr,\mu=0} + 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \sin\theta_{v,i} = 0
\end{aligned} \tag{3.34}$$

die beiden Unbekannten $p_{o,starr,\mu=0}$ und $p_{u,starr,\mu=0}$ zu:

$$\begin{aligned}
p_{o,starr,\mu=0} &= 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \cos\theta_{v,i} \cdot \tfrac{D - B \cdot \tan\theta_{v,i}}{t \cdot (B \cdot C + A \cdot D)} \\
p_{u,starr,\mu=0} &= 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \cos\theta_{v,i} \cdot \tfrac{C + A \cdot \tan\theta_{v,i}}{t \cdot (B \cdot C + A \cdot D)}
\end{aligned} \tag{3.35}$$

Damit ergeben sich die beiden Resultierenden $R_{o,starr,\mu=0}$ und $R_{u,starr,\mu=0}$ zu:

$$\begin{aligned}
R^H_{o,starr,\mu=0} &= 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \cos\theta_{v,i} \cdot A \cdot \tfrac{D - B\cdot\tan\theta_{v,i}}{B\cdot C + A\cdot D} \\
R^V_{o,starr,\mu=0} &= 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \cos\theta_{v,i} \cdot C \cdot \tfrac{D - B\cdot\tan\theta_{v,i}}{B\cdot C + A\cdot D} \\
\Rightarrow \quad R_{o,starr,\mu=0} &= \sqrt{\left(R^H_{o,starr,\mu=0}\right)^2 + \left(R^V_{o,starr,\mu=0}\right)^2} \\
R^H_{u,starr,\mu=0} &= 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \cos\theta_{v,i} \cdot B \cdot \tfrac{C + A\cdot\tan\theta_{v,i}}{B\cdot C + A\cdot D} \\
R^V_{u,starr,\mu=0} &= 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \cos\theta_{v,i} \cdot D \cdot \tfrac{C + A\cdot\tan\theta_{v,i}}{B\cdot C + A\cdot D} \\
\Rightarrow \quad R_{u,starr,\mu=0} &= \sqrt{\left(R^H_{u,starr,\mu=0}\right)^2 + \left(R^V_{u,starr,\mu=0}\right)^2}
\end{aligned} \tag{3.36}$$

- **„Vereinfachte“ Beschreibung der Krafteinleitung**

Das auf den Gleichgewichtsbedingungen $\sum H = 0$ und $\sum V = 0$ basierende Gleichungssystem ist ident zu jenem zuvor mittels Gl. (3.31) aufgestellten. Durch das Weglassen aller Terme, die Längen von Kreisbögen beinhalten, lassen sich die Gl. (3.32) vereinfacht anchreiben:

$$\begin{aligned}
R^H_{o,starr,\mu=0} &= t \cdot p_{o,starr,\mu=0} \cdot l_{G1} \cdot \cos\alpha_o \\
R^V_{o,starr,\mu=0} &= t \cdot p_{o,starr,\mu=0} \cdot l_{G1} \cdot \sin\alpha_o \\
R^H_{u,starr,\mu=0} &= t \cdot p_{u,starr,\mu=0} \cdot l_{G2} \cdot \cos\alpha_u \\
R^V_{u,starr,\mu=0} &= t \cdot p_{u,starr,\mu=0} \cdot l_{G2} \cdot \sin\alpha_u
\end{aligned} \tag{3.37}$$

Somit können die Gl. (3.35) nun ausgedrückt werden durch

$$\begin{aligned}
p_{o,starr,\mu=0} &= \tfrac{2\cdot D_{c,i(xz)}\cdot\cos\theta_{v,i}\cdot(\tan\alpha_u - \tan\theta_{v,i})}{t\cdot l_{G1}\cdot\cos\alpha_o\cdot(\tan\alpha_o + \tan\alpha_u)} \\
p_{u,starr,\mu=0} &= \tfrac{2\cdot D_{c,i(xz)}\cdot\cos\theta_{v,i}\cdot(\tan\alpha_o + \tan\theta_{v,i})}{t\cdot l_{G2}\cdot\cos\alpha_u\cdot(\tan\alpha_o + \tan\alpha_u)}
\end{aligned} \tag{3.38}$$

womit sich die beiden Resultierenden $R_{o,starr,\mu=0}$ und $R_{u,starr,\mu=0}$ bei Anwendung der vereinfachten Krafteinleitungsbeschreibung ergeben zu:

$$\begin{aligned}
R^H_{o,starr,\mu=0} &= 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \tfrac{\cos\theta_{v,i}\cdot(\tan\alpha_u - \tan\theta_{v,i})}{\tan\alpha_o + \tan\alpha_u} \\
R^V_{o,starr,\mu=0} &= 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \tan\alpha_o \cdot \tfrac{\cos\theta_{v,i}\cdot(\tan\alpha_u - \tan\theta_{v,i})}{\tan\alpha_o + \tan\alpha_u} \\
\Rightarrow \quad R_{o,starr,\mu=0} &= 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \tfrac{\cos\theta_{v,i}\cdot(\tan\alpha_u - \tan\theta_{v,i})}{\tan\alpha_o + \tan\alpha_u} \cdot \sqrt{1 + \tan^2\alpha_o}
\end{aligned} \tag{3.39}$$

$$R^{H}_{u,starr,\mu=0} = 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \frac{\cos\theta_{v,i} \cdot (\tan\alpha_o + \tan\theta_{v,i})}{\tan\alpha_o + \tan\alpha_u}$$

$$R^{V}_{u,starr,\mu=0} = 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \tan\alpha_u \cdot \frac{\cos\theta_{v,i} \cdot (\tan\alpha_o + \tan\theta_{v,i})}{\tan\alpha_o + \tan\alpha_u} \tag{3.40}$$

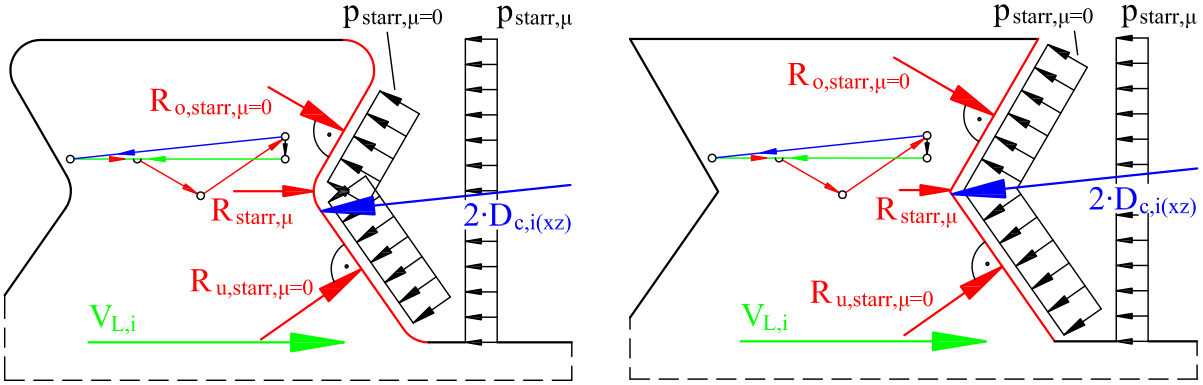
$$\Rightarrow \quad R_{u,starr,\mu=0} = 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \frac{\cos\theta_{v,i} \cdot (\tan\alpha_o + \tan\theta_{v,i})}{\tan\alpha_o + \tan\alpha_u} \cdot \sqrt{1 + \tan^2\alpha_u}$$

#### 3.3.3.3 Modell 3: Modifiziertes Starrkörpermodell

Die beiden Druckstreben $D_{c,i}$ erzeugen als Starrkörper gemäß Abb. 3.16 links an den nach Abb. 3.20 oben mit den beiden Geraden $G_1$ und $G_2$ definierten Flächen der Hinterschneidung den Druck $p_{starr,\mu=0}$. Dieser an beiden Flächen mit gleicher Größe angreifende Druck erzeugt an der Krafteinleitungsfläche die resultierenden Normalkomponenten $R_{o,starr,\mu=0}$ und $R_{u,starr,\mu=0}$. Zugehörige Tangentialkomponenten werden keine aktiviert, da der Reibungskoeffizient mit $\mu = 0$ angenommen ist.

Um die Gleichgewichtsbedingungen $\sum H = 0$ und $\sum V = 0$ zwischen der Resultierenden $2 \cdot D_{c,i(xz)}$ und der Druckverteilung zu erfüllen, wird als „Korrekturglied“ der Druck $p_{starr,\mu}$ mit der Resultierenden $R_{starr,\mu}$ angesetzt. Dabei wird angenommen, dass dieser unabhängig von der Geometrie der Krafteinleitungsfläche konstant über die Höhe der Stahlkrone in horizontaler Richtung wirkend am Zahn angreift. Vorausgesetzt wird ein Reibungskoeffizient $\mu$ in der Größe, dass die Haftbedingung an jeder Stelle erfüllt ist.

Abb. 3.24 zeigt die Belastung der Stahlkrone gemäß dem modifizierten Starrkörpermodell. Dieses stellt eine Kombination der beiden zuvor dargestellten Starrkörpermodelle mit und ohne Berücksichtigung eines vorhandenen Reibungskoeffizienten $\mu$ dar.




(a) Geometrie zur exakten Beschreibung der Krafteinleitung

(b) Geometrie zur vereinfachten Beschreibung der Krafteinleitung

Abbildung 3.24: Belastung der Stahlkrone gemäß modifiziertem Starrkörpermodell

- **„Exakte“ Beschreibung der Krafteinleitung**

Mit $D_{c,i(xz)}$, mit den Gleichgewichtsbedingungen

$$\begin{aligned} \sum H = 0: \quad & R^H_{o,starr,\mu=0} + R^H_{u,starr,\mu=0} + R_{starr,\mu} - 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \cos\theta_{v,i} = 0 \\ \sum V = 0: \quad & R^V_{o,starr,\mu=0} - R^V_{u,starr,\mu=0} + 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \sin\theta_{v,i} = 0 \end{aligned} \tag{3.41}$$

und unter Berücksichtigung von

$$\begin{aligned} R^H_{o,starr,\mu=0} &= t \cdot p_{starr,\mu=0} \cdot l_{G1} \cdot \cos\alpha_o \\ R^V_{o,starr,\mu=0} &= t \cdot p_{starr,\mu=0} \cdot l_{G1} \cdot \sin\alpha_o \\ R^H_{u,starr,\mu=0} &= t \cdot p_{starr,\mu=0} \cdot l_{G2} \cdot \cos\alpha_u \\ R^V_{u,starr,\mu=0} &= t \cdot p_{starr,\mu=0} \cdot l_{G2} \cdot \sin\alpha_u \\ R_{starr,\mu=0} &= t \cdot p_{starr,\mu} \cdot H \end{aligned} \tag{3.42}$$

erhält man nach Einsetzen der Gleichungen Gl. (3.42) in Gl. (3.41) folgendes Gleichungssystem mit zwei Gleichungen für die beiden Unbekannten $p_{starr,\mu=0}$ und $p_{starr,\mu}$, die zwecks kürzerer Darstellung in Gl. (3.43) mit $p_0$ und $p_\mu$ bezeichnet sind:

$$\begin{aligned} \sum H = 0: \quad & t \cdot p_0 \cdot l_{G1} \cdot \cos\alpha_o + t \cdot p_0 \cdot l_{G2} \cdot \cos\alpha_u + t \cdot p_\mu \cdot H - 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \cos\theta_{v,i} = 0 \\ \sum V = 0: \quad & t \cdot p_0 \cdot l_{G1} \cdot \sin\alpha_o - t \cdot p_0 \cdot l_{G2} \cdot \sin\alpha_u + 2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \sin\theta_{v,i} = 0 \end{aligned} \tag{3.43}$$

Nach Umformung und Lösung des Gleichungssystems ergeben sich $p_{starr,\mu=0}$ und $p_{starr,\mu}$ mit

$$\begin{aligned} A &= \cos\alpha_o \cdot \sin\theta_{v,i} + \sin\alpha_o \cdot \cos\theta_{v,i} \\ B &= \cos\alpha_u \cdot \sin\theta_{v,i} - \sin\alpha_u \cdot \cos\theta_{v,i} \end{aligned} \tag{3.44}$$

zu

$$\begin{aligned} p_{starr,\mu=0} &= \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \sin\theta_{v,i}}{t \cdot (l_{G2} \cdot \sin\alpha_u - l_{G1} \cdot \sin\alpha_o)} \\ p_{starr,\mu} &= \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot (l_{G1} \cdot A + l_{G2} \cdot B)}{H \cdot t \cdot (l_{G1} \cdot \sin\alpha_o - l_{G2} \cdot \sin\alpha_u)} \end{aligned} \tag{3.45}$$

Durch Einsetzen der Gl. (3.45) in die Gl. (3.43) erhält man das „Korrekturglied“ $R_{starr,\mu}$

$$R_{starr,\mu=0} = \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot (l_{G1} \cdot A + l_{G2} \cdot B)}{l_{G1} \cdot \sin\alpha_o - l_{G2} \cdot \sin\alpha_u} \tag{3.46}$$

und die beiden Resultierenden $R_{o,starr,\mu=0}$, $R_{u,starr,\mu=0}$ mit den Gl. (3.47):

$$
\begin{aligned}
R^H_{o,starr,\mu=0} &= 2 \cdot l_{G1} \cdot \cos\alpha_o \cdot \tfrac{D_{c,i(xz)} \cdot \sin\theta_{v,i}}{l_{G2} \cdot \sin\alpha_u - l_{G1} \cdot \sin\alpha_o} \\
R^V_{o,starr,\mu=0} &= 2 \cdot l_{G1} \cdot \sin\alpha_o \cdot \tfrac{D_{c,i(xz)} \cdot \sin\theta_{v,i}}{l_{G2} \cdot \sin\alpha_u - l_{G1} \cdot \sin\alpha_o} \\
\Rightarrow \quad R_{o,starr,\mu=0} &= \sqrt{\left(R^H_{o,starr,\mu=0}\right)^2 + \left(R^V_{o,starr,\mu=0}\right)^2} \\
R^H_{u,starr,\mu=0} &= 2 \cdot l_{G2} \cdot \cos\alpha_u \cdot \tfrac{D_{c,i(xz)} \cdot \sin\theta_{v,i}}{l_{G2} \cdot \sin\alpha_u - l_{G1} \cdot \sin\alpha_o} \\
R^V_{u,starr,\mu=0} &= 2 \cdot l_{G2} \cdot \sin\alpha_u \cdot \tfrac{D_{c,i(xz)} \cdot \sin\theta_{v,i}}{l_{G2} \cdot \sin\alpha_u - l_{G1} \cdot \sin\alpha_o} \\
\Rightarrow \quad R_{u,starr,\mu=0} &= \sqrt{\left(R^H_{u,starr,\mu=0}\right)^2 + \left(R^V_{u,starr,\mu=0}\right)^2}
\end{aligned}
\tag{3.47}
$$

- **„Vereinfachte“ Beschreibung der Krafteinleitung**

Das modifizierte Starrkörpermodell ist so aufgebaut, dass auch bei „exakter“ Abbildung der Krafteinleitungsfläche keine Längen von Kreisbögen vorweg bestimmt werden müssen. Demnach sind die „exakte“ und die „vereinfachte“ Beschreibung der Krafteinleitung formal ident, womit das Modell 3 auch als ein vereinfachtes Starrkörpermodell zu betrachten ist. Die Längen $l_{G1}$ und $l_{G2}$ sind aber trotzdem nach Abb. 3.20 zu adaptieren.

#### 3.3.3.4 Modell 4: Betonfluidmodell

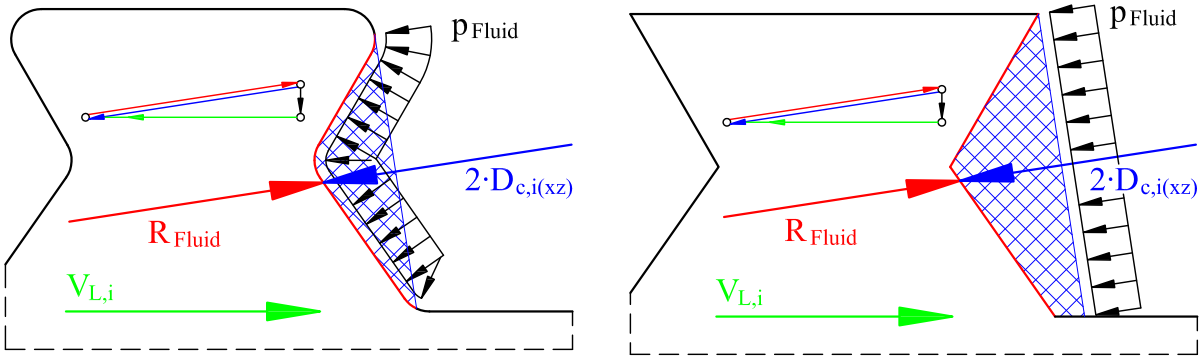
Es wird angenommen, dass gemäß Abb. 3.16 rechts die beiden Druckstreben $D_{c,i}$ nicht wie bei den drei zuvor vorgestellten Modellen als Starrkörper an der Stahlkrone angreifen, sondern an der Hinterschneidung in einer definierten Zone als „Fluid“ mit dem konstanten Druck $p_{Fluid}$ wirken. Die Gerade $G_{Fluid}$ bildet mit den in die vertikale Ebene der Dübelleiste gedrehten Komponenten $D_{c,i(xz)}$ der Druckstreben $D_{c,i}$ einen rechten Winkel. Damit entspricht der Winkel der Geraden $G_{Fluid}$ zur vertikalen Achse der Krone genau $\theta_{v,i}$. Der obere Schnittpunkt von $G_{Fluid}$ mit der Krafteinleitungsfläche ist somit der resultierende Tangentenpunkt mit dem Kreisbogen $KB_{1,o}$ nach Abb. 3.20 oben. Der untere Schnittpunkt resultiert aus der Geometrie.

Abb. 3.25 zeigt die Belastung der Stahlkrone durch den Druck $p_{Fluid}$ gemäß dem Betonfluidmodell. Aufgrund der Anlehnung an das Prinzip einer gepressten Flüssigkeit in der Hydrostatik existiert an den einzelnen Angriffsflächen jeweils nur eine Normalkomponente mit der Resultierenden $R_{Fluid}$.

- **„Exakte“ Beschreibung der Krafteinleitung**

Unter Berücksichtigung von

$$
R_{Fluid} = p_{Fluid} \cdot l_{G,Fluid} \cdot t \quad \text{und} \quad R_{Fluid} = 2 \cdot D_{c,i(xz)} \tag{3.48}
$$




(a) Geometrie zur exakten Beschreibung der Krafteinleitung

(b) Geometrie zur vereinfachten Beschreibung der Krafteinleitung

Abbildung 3.25: Belastung der Stahlkrone gemäß Betonfluidmodell

erhält man $p_{Fluid}$ zu:

$$p_{Fluid} = \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)}}{l_{G,Fluid} \cdot t} \tag{3.49}$$

- **„Vereinfachte“ Beschreibung der Krafteinleitung**

Die Ermittlung von $p_{Fluid}$ ist formal ident zu Gl. (3.49). Die Länge $l_{G,Fluid}$ ist jedoch entsprechend der vereinfachten Geometrie der Krafteinleitungsfläche gemäß Abb. 3.21 zu adaptieren.

#### 3.3.3.5 Modell 5: Kombiniertes Betonfluid - Starrkörpermodell

Zur Beschreibung der Einleitung der Kraft aus dem Betongurt über die Krafteinleitungsfläche an den Stahlzahn werden die beiden zuvor beschriebenen Modelle „Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$“ (Kapitel 3.3.3.1, Modell 1) und „Betonfluidmodell“ (Kapitel 3.3.3.4, Modell 4) in einem Modell zusammengeführt. Die Definition des Fluidkörpers entspricht der zuvor angegebenen. Da dabei bei entsprechender Geometrie der Stahlkrone nicht auf der gesamten zur Verfügung stehenden Fläche der Druck $p_{Fluid}$ wirkt (der obere Abschluss des Kreisbogens $KB_1$ wird in jedem Fall nicht herangezogen), wird an der verbleibenden Fläche zusätzlich der Druck $p_{starr,\mu}$ angesetzt. Reibung an diesen Flächen wird vorausgesetzt. Wie schon zuvor bei Modell 1 wird auch hier angenommen, dass jener Beton, der den Starrkörper umgibt, diesen entsprechned Abb. 3.19 an seinem oberen Ende stützt.

Abb. 3.26 zeigt die Belastung der Stahlkrone durch den Druck $p_{Fluid}$ gemäß dem Betonfluidmodell und durch den Druck $p_{starr,\mu}$ gemäß dem Starrkörpermodell. Die beiden Drücke sind in der Darstellung aufgrund des jeweils unterschiedlichen zugrunde gelegten Modells differenziert bezeichnet. Zusammen mit den beiden in Abb. 3.16 dargestellten Starrkörpern wird mit Abb. 3.26 deutlich, dass die Drücke $p_{Fluid}$ und $p_{starr,\mu}$ gleich groß

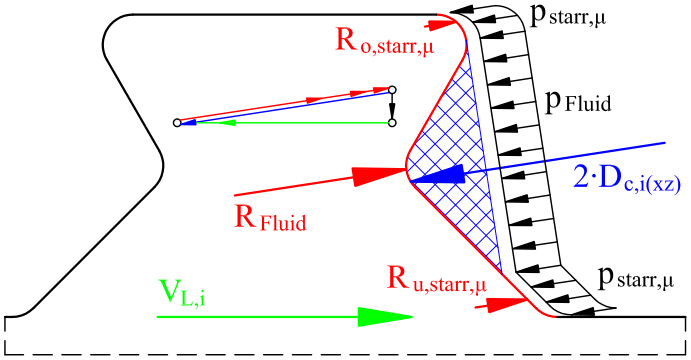



Abbildung 3.26: Belastung der Stahlkrone gemäß kombiniertem Betonfluid - Starrkörpermodell mit Geometrie zur exakten Beschreibung der Krafteinleitung

sind. Es gilt:

$$p_{Fluid} = p_{starr,\mu} = p_{komb} \tag{3.50}$$

- **„Exakte“ Beschreibung der Krafteinleitung**

Mit $D_{c,i(xz)}$, mit der Gleichgewichtsbedingung

$$\sum H = 0: \quad \left(R_{Fluid} + R_{o,starr,\mu} + R_{u,starr,\mu} - 2 \cdot D_{c,i(xz)}\right) \cdot \cos\theta_{v,i} = 0 \tag{3.51}$$

und unter Berücksichtigung von

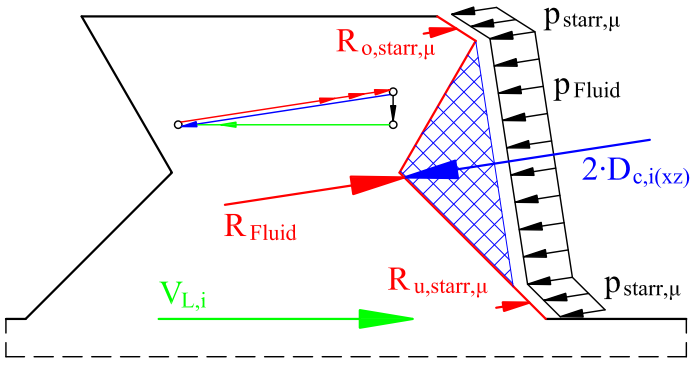
$$\begin{aligned} R_{Fluid} &= p_{komb} \cdot l_{G,Fluid} \cdot t \\ R_{o,starr,\mu} &= p_{komb} \cdot l_{KB1,Fluid} \cdot t \\ R_{u,starr,\mu} &= p_{komb} \cdot l_{G2,Fluid} \cdot t + p_{komb} \cdot l_{KB3} \cdot t \end{aligned} \tag{3.52}$$

erhält man nach Einsetzen der Gleichungen Gl. (3.52) in Gl. (3.51) und anschließender Umformung die Unbekannte $p_{komb}$ zu:

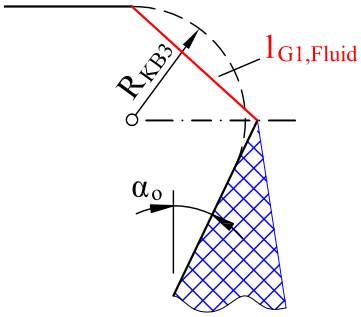
$$p_{komb} = \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)}}{(l_{G,Fluid} + l_{KB1,Fluid} + l_{G2,Fluid} + l_{KB3}) \cdot t} \tag{3.53}$$

Die in Gl. (3.53) berücksichtigten einzelnen Längenanteile zur Beschreibung jener Flächen, an denen der Druck $p_{komb}$ nach Abb. 3.26 angreift, sind abhängig von der geometrischen Formgebung der Stahlkrone und dem Winkel $\theta_{v,i}$ der beiden Druckstreben $D_{c,i}$. Die Resultierenden $R_{Fluid}$, $R_{o,starr,\mu}$ und $R_{u,starr,\mu}$ ergeben sich zu:

$$\begin{aligned} R_{Fluid} &= \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot l_{G,Fluid}}{l_{G,Fluid} + l_{KB1,Fluid} + l_{G2,Fluid} + l_{KB3}} \\ R_{o,starr,\mu} &= \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot l_{KB1,Fluid}}{l_{G,Fluid} + l_{KB1,Fluid} + l_{G2,Fluid} + l_{KB3}} \\ R_{u,starr,\mu} &= \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot \left(l_{G2,Fluid} + l_{KB3}\right)}{l_{G,Fluid} + l_{KB1,Fluid} + l_{G2,Fluid} + l_{KB3}} \end{aligned} \tag{3.54}$$




(a) Geometrie zur vereinfachten Beschreibung der Krafteinleitung




(b) Modifizierung des oberen Abschlusses der Krafteinleitungsfläche

Abbildung 3.27: Belastung der Stahlkrone gemäß kombiniertem Betonfluid - Starrkörpermodell

- **„Vereinfachte“ Beschreibung der Krafteinleitung**

Abb. 3.27 zeigt die Stahlkronengeometrie zur vereinfachten Beschreibung der Krafteinleitung. Im Vergleich zur Vorgehensweise bei den vorhergehenden Modellen erfolgt die Adaptierung nicht nur durch eine Reduktion auf die beiden Geraden $G_1$ und $G_2$, sondern es wird eine zusätzliche Gerade $G_{1,Fluid}$ mit der Länge $l_{G1,Fluid}$ eingeführt. Die geometrischen Festlegungen sind ebenfalls Abb. 3.27 zu entnehmen. Mit dieser Adaptierung wird versucht, dem negativen Einfluss auf die Biegebeanspruchung der Stahlkrone, der durch das Hochziehen der Geraden $G_1$ bis auf deren Höhe $H$ entsteht, entgegen zu wirken.

Die zuvor mit Gl. (3.51) angegebene Gleichgewichtsbedingung bleibt weiter gültig. In allen weiteren Gleichungen sind jedoch die vorgenommenen Adaptierungen zur Vereinfachung der Stahlkronengeometrie zu berücksichtigen. Der Druck $p_{komb}$ ist demnach mit Gl. (3.55) zu berechnen, die drei Resultierenden $R_{Fluid}$, $R_{o,starr,\mu}$ und $R_{u,starr,\mu}$ sind mit den Gl. (3.56) zu ermitteln.

$$p_{komb} = \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)}}{(l_{G,Fluid} + l_{G1,Fluid} + l_{G2,Fluid}) \cdot t} \tag{3.55}$$

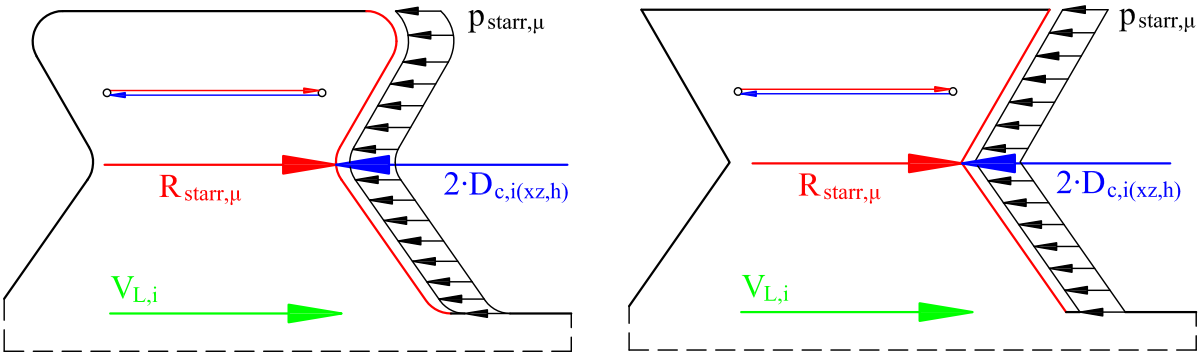
$$R_{Fluid} = \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot l_{G,Fluid}}{l_{G,Fluid} + l_{G1,Fluid} + l_{G2,Fluid}}$$

$$R_{o,starr,\mu} = \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot l_{G1,Fluid}}{l_{G,Fluid} + l_{G1,Fluid} + l_{G2,Fluid}} \tag{3.56}$$

$$R_{u,starr,\mu} = \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)} \cdot l_{G2,Fluid}}{l_{G,Fluid} + l_{G1,Fluid} + l_{G2,Fluid}}$$

#### 3.3.3.6 Modell 6: Vereinfachtes Starrkörpermodell - Vernachlässigung der Vertikalkomponenten $D_{c,i(v)}$ der beiden Druckstreben $D_{c,i}$

Das zur Einleitung der Kraft aus dem Betongurt in die Stahlkrone abschließend vorgestellte Modell entspricht dem „Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungsko-




(a) Geometrie zur exakten Beschreibung der Krafteinleitung

(b) Geometrie zur vereinfachten Beschreibung der Krafteinleitung

Abbildung 3.28: Belastung der Stahlkrone gemäß vereinfachtem Starrkörpermodell

effizienten $\mu$“ (Kapitel 3.3.3.1, Modell 1). Vereinfachender Weise werden aber die aus den nach Abb. 3.15 schräg im Betongurt liegenden Druckstreben $D_{c,i}$ resultierenden Vertikalkomponenten $D_{c,i(v)}$ vernachlässigt. Demnach setzt zwar näherungsweise an der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone der in Abb. 3.16 links beschriebene Starrkörper mit einem Druck $p_{starr,\mu}$ und der Resultierenden $R_{starr,\mu}$ an, allerdings nur in horizontaler Richtung in Betongurtebene wirkend. Wie schon bei Modell 1 wird Reibung auf der gesamten betrachteten Fläche wiederum vorausgesetzt.

Abb. 3.28 zeigt die Belastung der Stahlkrone durch $p_{starr,\mu}$ gemäß dem vereinfachten Starrkörpermodell mit Berücksichtigung von Reibung in der Krafteinleitungsfläche. $D_{c,i(xz,h)}$ nach Gl. (3.9) entspricht der in die vertikale Ebene der Dübelleiste gedrehten Komponente der Druckstrebe $D_{c,i(h)}$ nach Gl. (3.10).

- **„Exakte“ Beschreibung der Krafteinleitung**

Unter Berücksichtigung von

$$R_{starr,\mu} = p_{starr,\mu} \cdot l_{ges} \cdot t \quad \text{und} \quad R_{starr,\mu} = 2 \cdot D_{c,i(xz,h)} \tag{3.57}$$

erhält man $p_{starr,\mu}$ zu:

$$p_{starr,\mu} = \frac{2 \cdot D_{c,i(xz,h)}}{l_{ges} \cdot t} \tag{3.58}$$

$$l_{ges} = l_{KB1} + l_{G1} + l_{KB2} + l_{G2} + l_{KB3} \tag{3.59}$$

- **„Vereinfachte“ Beschreibung der Krafteinleitung**

Die Ermittlung von $p_{starr,\mu}$ ist formal ident zu Gl. (3.58). Die Gesamtlänge $l_{ges}$ nach Gl. (3.59) ist jedoch durch Gl. (3.60) zu ersetzen.

$$l_{ges} = l_{G1} + l_{G2} \tag{3.60}$$

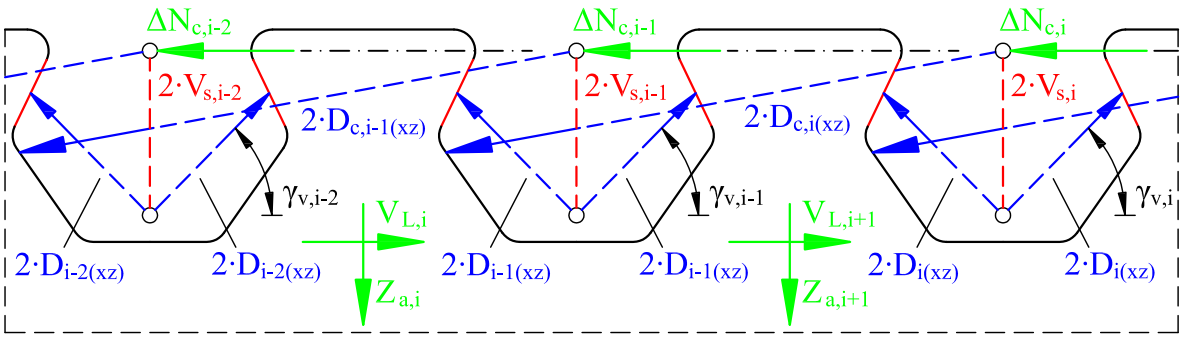



Abbildung 3.29: Übersicht zum Lastangriff auf die Stahlkrone

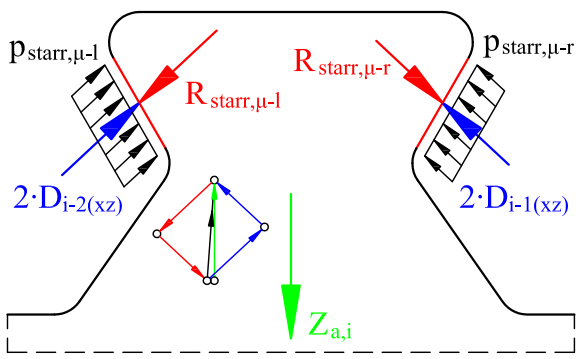
### 3.3.4 Modell zur Einleitung der Druckstrebenkräfte $D_i$ in den Stahlkronenkopf

Die Druckstreben $D_i$, die nach Kapitel 3.3.2 aus den in vertikale Richtung wirkenden Abtriebskräften $V_{s,i}$ des Betongurts resultieren, sind wie in Abb. 3.29 dargestellt ebenfalls von der Stahlkrone über lokale Pressung des Betons aufzunehmen. Die Lastaufnahme selbst erfolgt wiederum idealisiert an den zur Einwirkung zugehörenden und rot dargestellten Krafteinleitungsflächen.

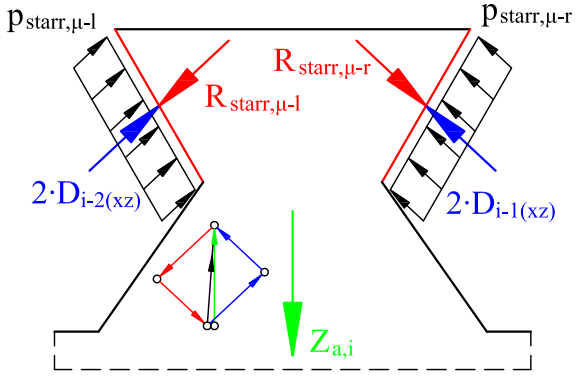
Eine Besonderheit, die nicht außer Acht gelassen werden darf, ist, dass an jenem Kronenkopf, der nach Abb. 3.29 den Längsschub $V_{L,i}$ aufnimmt, die Druckstreben $2 \cdot D_{i-1}$ und $2 \cdot D_{i-2}$ angreifen. Diese sind das Resultat der Einleitung von Differenzgurtnormalkräften in die beiden Schubverbinder, die vor der betrachteten Stahlkrone angeordnet sind. Bei elastischer Schubflussberechnung sind diese demnach auch nicht gleich groß (Abb. 3.4). Die Krone wird dadurch wie schon bei der Einleitung der Druckstrebenkräfte $D_{c,i}$ (Kapitel 3.3.3.1 bis 3.3.3.6) auf Querkraft $V_i$, Biegung $M_i$ und Normalkraft $N_i$ beansprucht. Zur Ermittlung der resultierenden Gesamtbeanspruchung eines Schubverbinders sind demnach immer beide Einwirkungen zu überlagern. Die Summe der einwirkenden Querkraft $V_i$ entspricht dem gesamten übertragenen Längsschub $V_{L,i}$.

Die Grundlage des hier beschriebenen Modells ist die in Kapitel 3.3.3 beschriebene Modellvorstellung des Starrkörpers. Es wird angenommen, dass die vier am Kronenkopf angreifenden Druckstreben entsprechend dem in Abb. 3.16 links beschriebenen Starrkörperprinzip beidseitig an der Hinterschneidung der Stahlkrone mit dem Winkel $\gamma_{v,i}$ angreifen. Als belastete Flächen werden jene betachtet, die durch die Geraden $G_1$ nach Abb. 3.20 oben definiert sind. Die in die vertikale Ebene gedrehten Druckstrebenkomponenten $2 \cdot D_{i-2(xz)}$ und $2 \cdot D_{i-1(xz)}$ erzeugen am Kopf der Stahlkrone $i$ links einen Druck $p_{starr,\mu-l}$ mit der Resultierenden $R_{starr,\mu-l}$ bzw. rechts einen Druck $p_{starr,\mu-r}$ mit der Resultierenden $R_{starr,\mu-r}$ (Abb. 3.30). $Z_{a,i}$ stellt entsprechend Kapitel 3.3.2 die im Schubverbinder resultierende Zugkraft aus der Aufnahme der Summe der Abtriebskräfte dar.

Für die betrachteten Flächen wird wiederum jeweils ein Reibungskoeffizient $\mu$ in der Größe vorausgesetzt, dass die Haftbedingung an jeder Stelle erfüllt ist. Zu beachten ist aber, dass diese Bedingung auch bei Überlagerung mit jenen Kräften, die mit einem der Krafteinleitungsmodelle nach Kapitel 3.3.3.1 bis 3.3.3.6 zu bestimmen sind, gelten muss.




(a) Geometrie zur exakten Beschreibung der Krafteinleitung




(b) Geometrie zur vereinfachten Beschreibung der Krafteinleitung

Abbildung 3.30: Belastung der Stahlkrone aus der Aufnahme der vertikalen Abtriebskräfte im Betongurt

Unter Berücksichtigung von

$$R_{starr,\mu-r} = p_{starr,\mu-r} \cdot l_{G1} \cdot t \quad \text{und} \quad R_{starr,\mu-r} = 2 \cdot D_{i-1(xz)} \tag{3.61}$$

erhält man $p_{starr,\mu-r}$ zu:

$$p_{starr,\mu-r} = \frac{2 \cdot D_{i-1(xz)}}{l_{G1} \cdot t} \tag{3.62}$$

In gleicher Art wird auch $p_{starr,\mu-l}$ berechnet:

$$p_{starr,\mu-l} = \frac{2 \cdot D_{i-2(xz)}}{l_{G1} \cdot t} \tag{3.63}$$

### 3.3.5 Knotenanalyse im Bereich der Lasteinleitung in die Stahlkrone

In Kapitel 3.3.2 bzw. in Kapitel 3.3.3 und Kapitel 3.3.4 wurden ein Fachwerkmodell zur Weiterleitung der Betongurtkräfte hin zum Kronendübel und mehrere Modelle zur Beanspruchung der Stahlkrone vorgestellt. Die bis jetzt nicht beachtete Schnittstelle, die diese beiden Modellbereiche miteinander koppelt, wird nachfolgend ausführlich behandelt.

Die Abtragung der Lasten an die Krafteinleitungsfläche erfolgt durch Kopplung der beiden in Abb. 3.7 dargestellten und mit den Winkeln $\theta_{h,i}$ und $\theta_{v,i}$ schräg im Betongurt verlaufenden Druckstreben $D_{c,i}$ im Bereich vor dieser Fläche. Dadurch entsteht ein Druckknoten, in dem ein räumlicher Spannungszustand zusammen mit extrem hoher Spannungskonzentration vorherrscht [Sun97]. Aufgrund der lokalen Pressung ist dieser konzentrierte Knoten auch der am höchsten beanspruchte Bereich im Betongurt, der durch die Verdübelung des Stahlquerschnitts mit der Betonplatte entsteht. Der resultierende Knoten ist nachfolgend in Abb. 3.31 dargestellt. Zum besseren Verständnis der räumlichen Aspekte, die sich durch die schräg im Betongurt verlaufenden Druckstreben $D_{c,i}$ ergeben, sind später auch räumliche Abbildungen angegeben.

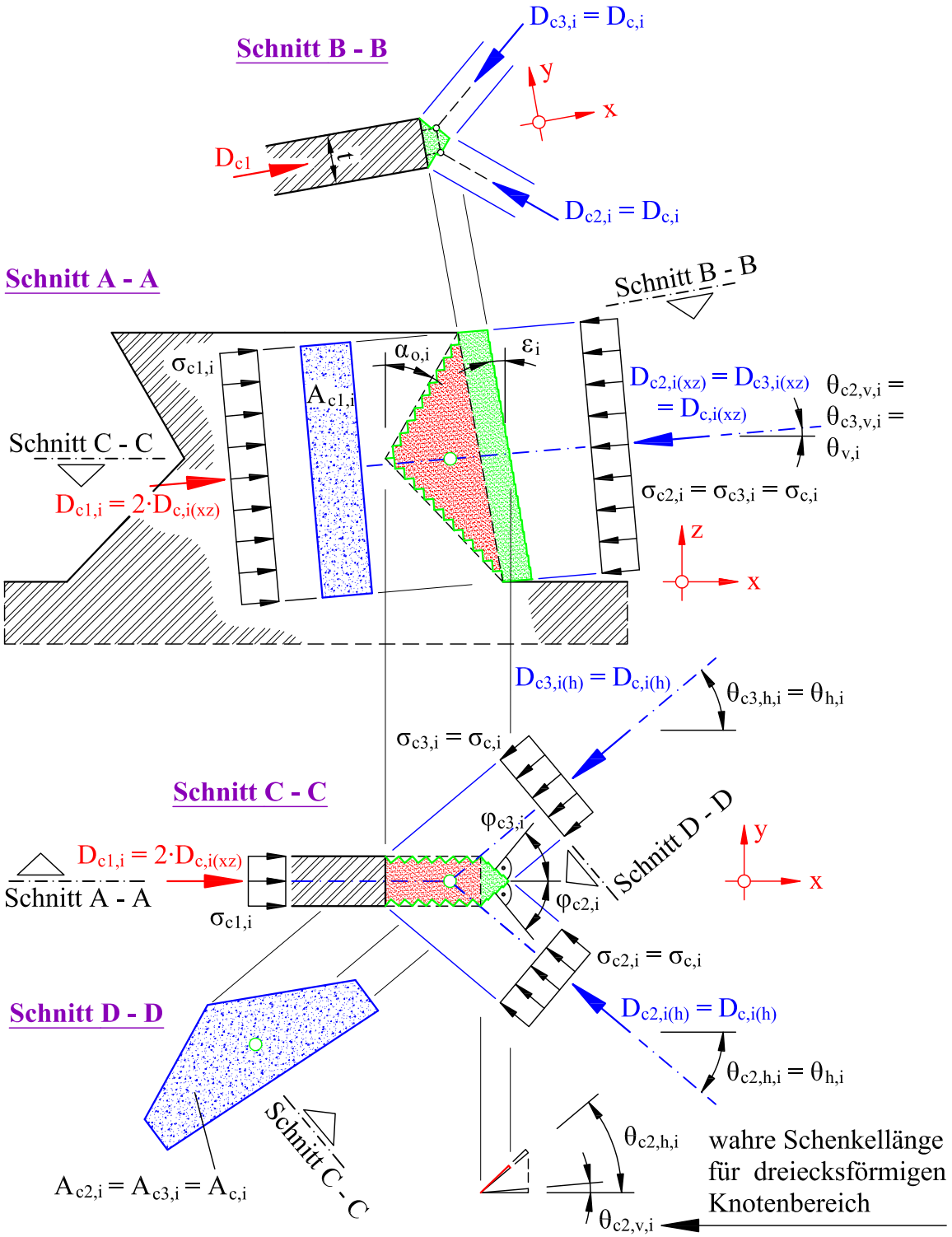



Abbildung 3.31: Knotenmodell zur Einleitung der Kräfte aus den Druckstreben in die Stahlkrone

Entsprechend dem statischen Traglastsatz der Plastizitätstheorie stellt die Belastung eines solchen Knotens den unteren Grenzwert der Traglast dar, wenn für diesen ein mit dieser Belastung im Gleichgewicht stehender Spannungszustand angegeben werden kann, der an keiner Stelle die Fließbedingung verletzt [Man00]. Um diesen Satz zu erfüllen, muss demnach sowohl in den Druckstreben als auch im Knotenbereich ein zulässiger Spannungszustand nachgewiesen werden.

Für den Knoten nach Abb. 3.31, der nachfolgend in den Kapiteln 3.3.5.2 bzw. 3.3.5.3 behandelt ist, werden zwei unterschiedliche Spannungen betrachtet. Dies sind die mittleren Hauptspannungen sowohl im Knoten als auch die an den Knotenrändern. Der Ansatz, mittlere Hauptspannungen in einer definierten Knotenregion anstatt Betonspannungen in einem bestimmten Punkt zu ermitteln, wird nach [fib99] damit begründet, dass es aufgrund der vorherrschenden hohen Spannungen in einem solchen Knoten zu beachtlichen plastischen Spannungsumlagerungen kommt, bevor tatsächlich ein Versagen eintritt.

#### 3.3.5.1 Berechnung der Hauptspannungen in einem ebenen allgemeinen Knoten dreier beliebiger prismatischer Spannungsfelder [Sun97]

Auf den Druck-Druck-Druck Knoten, der sich vor der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone einstellt, wird vorerst aber nicht eingegangen. Nachfolgend werden zuerst jene Hauptspannungen $\sigma_{1(2)}$ berechnet, die sich in einem ebenen allgemeinen Knoten dreier beliebiger prismatischer Spannungsfelder einstellen. Grund dafür ist, dass in Kapitel 3.3.5.2 für den in Abb. 3.31 grün dargestellten Knotenbereich eben diese Spannungen verwendet werden, um basierend auf einer vorgenommenen Näherung, die später detailliert erläutert wird, die Dehnung des Knotens in Richtung der freien Betongurtoberflächen zu berechnen.

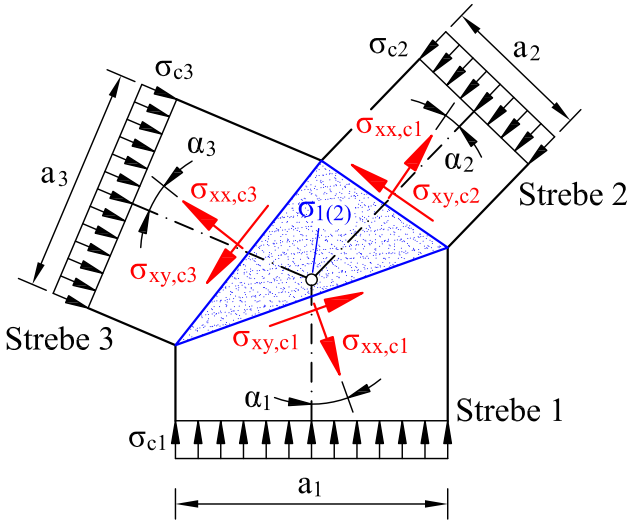



Abbildung 3.32: Allgemeiner ebener Knoten mit drei anschließenden prismatischen Spannungsfeldern

An den Übergängen zwischen dem in Abb. 3.32 dargestellten zweiaxialen Knotenbereich und den einaxialen prismatischen Spannungsfeldern müssen basierend auf der Theorie

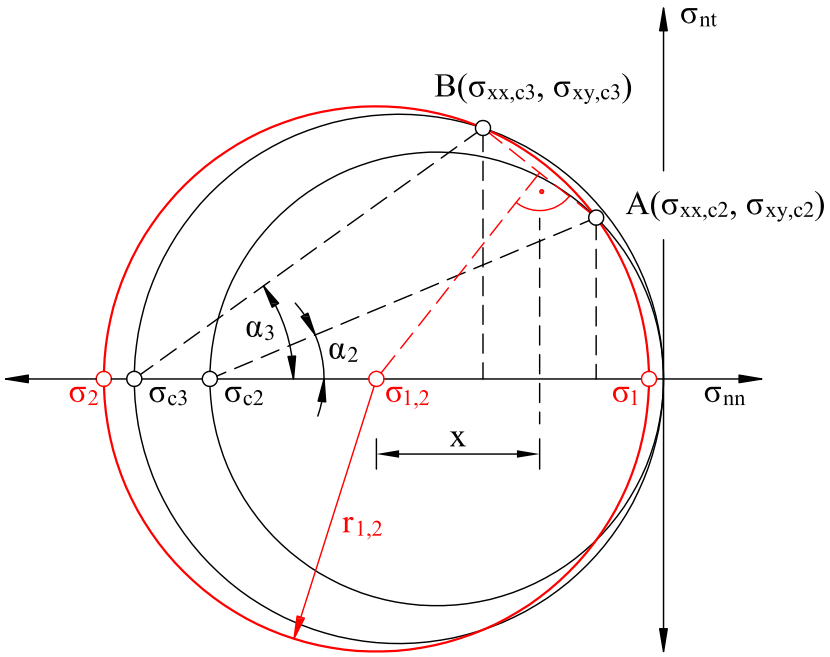



Abbildung 3.33: Mohrsche Spannungskreise des Knotenbereichs und der beiden Spannungsfelder $\sigma_{c2}$ und $\sigma_{c3}$

der diskontinuierlichen Spannungsfelder nach [Mut97] die Schub- und Normalspannungen ident sein. Für die Berechnung der Hauptspannungen $\sigma_{1(2)}$ im Knoten müssen von den drei Spannungsfeldern zwei einachsige Hauptspannungen $\sigma_{ci}$ mit den zugehörigen Winkeln $\alpha_i$ bekannt sein. Mit diesen wird der Winkel zwischen den Achsen von $\sigma_{ci}$ und den Senkrechten zu den zugehörigen Knotenberandungen beschrieben. Welche Spannungsfelder betrachtet werden, hat auf das Ergebnis keinen Einfluss. Grund dafür ist die Erfüllung des Gesamtgleichgewichts für den Knoten. Die beiden gewählten Spannungsfelder müssen demnach immer mit dem einachsigen Spannungsfeld an der dritten Knotenberandung im Gleichgewicht stehen.

Bildet man entsprechend der Abb. 3.33 mit den entlang der Knotenberandungen wirkenden Normal- und Schubspannungskomponenten $\sigma_{xx,c2}$ und $\sigma_{xy,c2}$ bzw. $\sigma_{xx,c3}$ und $\sigma_{xy,c3}$ der beiden gewählten Spannungsfelder $\sigma_{c2}$ und $\sigma_{c3}$ Mohr'sche Kreise, stellen nach [Sun97] die Spannungspunkte $A$ und $B$ gleichzeitig Punkte des Spannungskreises für die Knotenspannungen dar.

Anhand Abb. 3.33 lässt sich der Mittelwert der Hauptspannung $\sigma_{1,2}$ für den ebenen Knoten mit

$$\frac{\sigma_{xy,c3} - \sigma_{xy,c2}}{\sigma_{xx,c3} - \sigma_{xx,c2}} = x \cdot \frac{2}{\sigma_{xy,c2} + \sigma_{xy,c3}} \tag{3.64}$$

und

$$\sigma_{1,2} = x + \frac{\sigma_{xx,c2} + \sigma_{xx,c3}}{2} \tag{3.65}$$

bestimmen, wenn Gl. (3.64) nach $x$ aufgelöst und anschließend in Gl. (3.65) eingesetzt

wird. $\sigma_{1,2}$ folgt somit zu

$$\sigma_{1,2} = \frac{\sigma_{xx,c3}^2 - \sigma_{xx,c2}^2 + \sigma_{xy,c3}^2 - \sigma_{xy,c2}^2}{\sigma_{xx,c3} - \sigma_{xx,c2}} \tag{3.66}$$

Der Radius $r_{1,2}$ des Hauptspannungskreises lässt sich ebenfalls mittels Abb. 3.33 bestimmen:

$$r_{1,2} = \sqrt{\left(\sigma_{xx,c2} - \sigma_{1,2}\right)^2 + \sigma_{xy,c2}^2} \tag{3.67}$$

Somit ergeben sich mit den Gl. (3.66) und Gl. (3.67) die Hauptspannungen $\sigma_1$ und $\sigma_2$ zu

$$\sigma_{1(2)} = \sigma_{1,2} \pm r_{1,2} \tag{3.68}$$

#### 3.3.5.2 „Exakte“ Vorgehensweise zur Ermittlung der Knotenspannungen

In Kapitel 5.4 wird anhand ausgewerteter Versuchsdaten aufgezeigt, dass die bei weitem größten Spannungen in der Krafteinleitungsfläche $A_{c1,i}$ mit der zugehörigen Betondruckspannung $\sigma_{c1,i}$ auftreten. Die errechneten Werte liegen deutlich über jenen, die in [EC204] als erhöhte zulässige Festigkeitswerte für dreiaxial gedrückte Knoten angeführt sind. In Kapitel 5.4.3 sind mögliche Lösungswege aufgezeigt, um trotzdem ein Versagenskriterium angeben zu können, das auf einer Überschreitung der maximal ertragbaren Teilflächenpressung in der Begrenzungsfläche $A_{c1,i}$ des Druck-Druck-Druck Knotens aufbaut. Voraussetzung dafür ist die bekannte Größe von $\sigma_{c1,i}$. Nachfolgend wird $\sigma_{c1,i}$ auf einfachem Wege ermittelt.

Eine weitere Beobachtung, die mittels der durchgeführten experimentellen Untersuchungen gemacht werden konnte, war das grundbruchartige Herausheben von Ausbruchschollen aus der Betonoberfläche im Bereich über den Krafteinleitungsflächen der Stahlkronen. Grund dafür kann eine nicht ausreichende Dimensionierung jener Bewehrung sein, die die Umschnürung dieser Zone gewährleistet. Wie in Kapitel 5.4.3.3 erklärt ist, wird im Knotenbereich durch das Zusammentreffen mehrerer Druckstreben ein quasi-statischer Innendruck aufgebaut, der auf den umgebenden Beton wirkt. Zur Berechnung der dadurch resultierenden Spannungen in der Umschnürungsbewehrung wird jenes Modell herangezogen, das einen mit Temperatur beaufschlagten Verbundstab beschreibt. Das Vorgehen dazu wird ebenfalls nachfolgend detailliert erläutert.

Der in Abb. 3.31 rot schraffierte Knotenbereich wird bei diesen Überlegungen nicht miteinbezogen, da aufgrund der oberen und unteren Einfassung durch die Hinterschneidung der Stahlkrone keine Querdehnung in vertikaler Richtung möglich ist. Maßgebend ist hier, wie bereits zuvor angeführt, die Teilflächenpressung $\sigma_{c1,i}$.

- **Spannungen $\sigma_{c,i}$ in den Flächen $A_{c,i}$ der beiden Druckstreben $D_{c,i}$, Teilflächenpressung $\sigma_{c1,i}$ in der Krafteinleitungsfläche $A_{c1,i}$**

Wie in Abb. 3.31 dargestellt, bildet die Verschneidung der Spannungsfelder der Druckstreben $D_{c2,i}$ und $D_{c3,i}$ mit dem von der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone ausgehenden

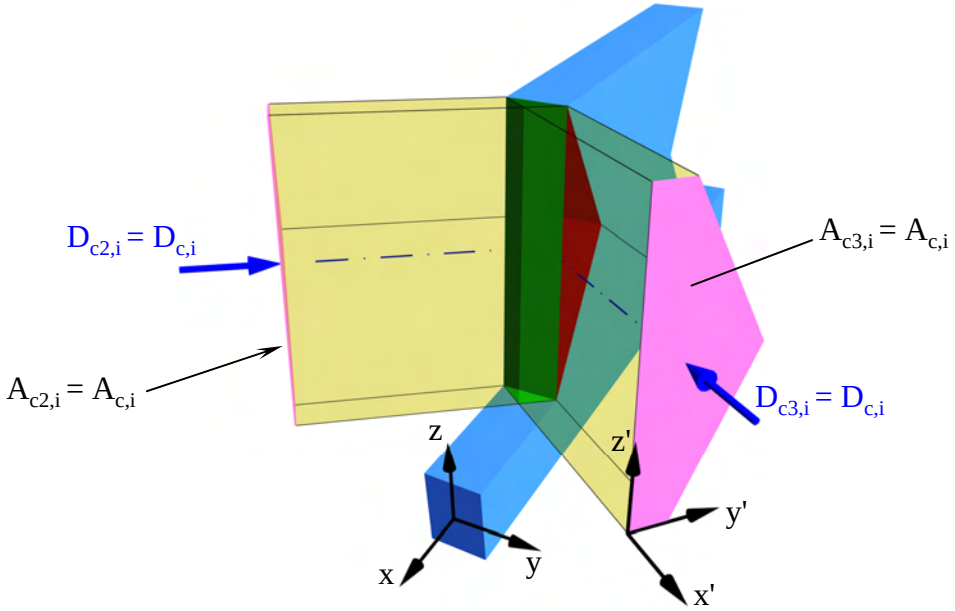



Abbildung 3.34: Druckstreben $D_{c2,i}$ und $D_{c3,i}$, globales und lokales Koordinatensystem $\mathbf{e}_j$ bzw. $\mathbf{e}'_j$ mit $j = x,\ y,\ z$

Spannungsfeld $D_{c1,i}$ einen räumlichen Knoten. Dessen seitliche Begrenzungsflächen wie auch die obere und untere des rot schraffierten Bereichs sind durch die Geometrie des Verbundmittels bzw. durch die Winkel $\theta_{c2,h,i}$ und $\theta_{c3,h,i}$ bzw. $\theta_{c2,v,i}$ und $\theta_{c3,v,i}$ festgelegt. In Abb. 3.34 ist die Kopplung der beiden Druckstreben mit der Stahlkrone nochmals räumlich dargestellt.

Zur Berechnung der einachsigen Hauptspannungen $\sigma_{c2,i}$ und $\sigma_{c3,i}$, die in den Flächen $A_{c2,i}$ und $A_{c3,i}$ wirken, werden nachfolgend für die verwendeten Bezeichnungen aufgrund des Systems und den damit verbundenen Systemeigenschaften, die nach Abb. 3.7 symmetrisch sind, foglende Vereinfachungen festgelegt:

$$\begin{aligned} D_{c2,i} &= D_{c3,i} = D_{c,i} \\ A_{c2,i} &= A_{c3,i} = A_{c,i} \\ \theta_{c2,h,i} &= \theta_{c3,h,i} = \theta_{h,i} \\ \theta_{c2,v,i} &= \theta_{c3,v,i} = \theta_{v,i} \end{aligned} \tag{3.69}$$

Die Kraft $D_{c,i}$ entspricht jener, die im Zuge der Kraftflussermittlung im Betongurt mit Gl. (3.12) zu bestimmen ist (Kapitel 3.3.2). Setzt man die Gültigkeit der Gl. (3.69) voraus, können mit Gl. (3.70) die beiden Spannungen $\sigma_{c2,i}$ und $\sigma_{c3,i}$ berechnet werden. $D_{c,i}$ ist eine Druckkraft und ist in Gl. (3.70) mit negativem Vorzeichen einzusetzen.

$$\sigma_{c2,i} = \sigma_{c3,i} = \sigma_{c,i} = \frac{D_{c,i}}{A_{c,i}} \tag{3.70}$$

Die zwei Flächen $A_{c,i}$, die für die beiden Spannungsfelder der Druckstreben $D_{c,i}$ nach Gl. (3.69) gleich groß sind, können der Einfachheit halber mittels CAD-Programm ermittet

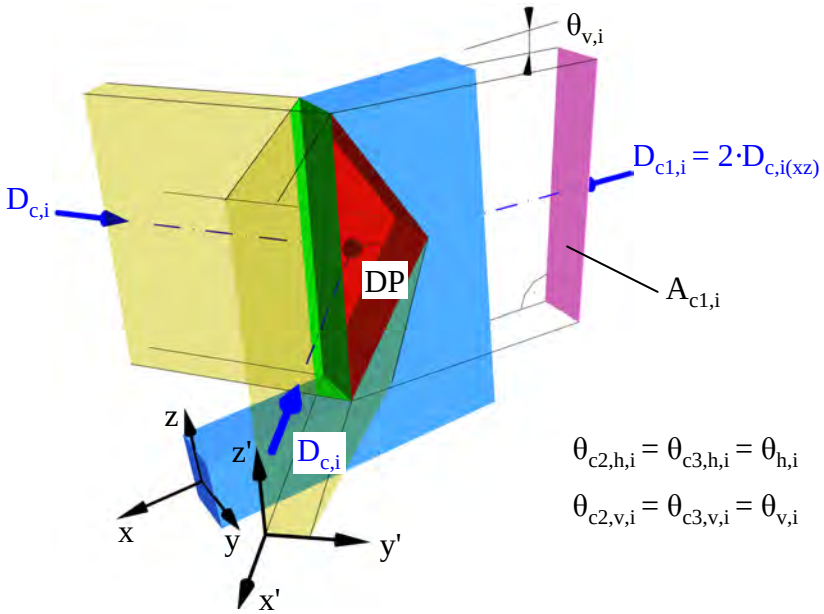



Abbildung 3.35: Zur Berechnung von $\sigma_{c1,i}$ erforderliche Fläche $A_{c1,i}$, globales und lokales Koordinatensystem $\mathbf{e}_j$ bzw. $\mathbf{e}'_j$ mit $j = x,\ y,\ z$

werden. In gleicher Weise kann die Größe von $\sigma_{c1,i}$, die zur Gegenüberstellung mit der maximal zulässigen Teilflächenpressung in der Krafteinleitungsfläche erforderlich ist, mit Gl. (3.71) ermittelt werden.

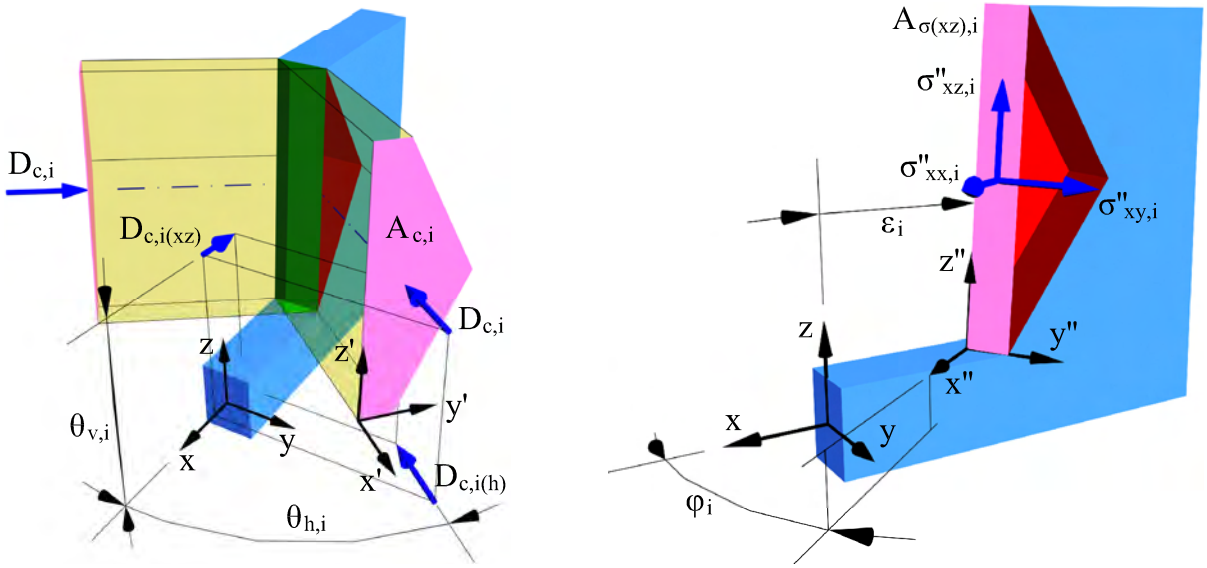
$$\sigma_{c1,i} = \frac{D_{c1,i}}{A_{c1,i}} = \frac{2 \cdot D_{c,i(xz)}}{A_{c1,i}} \tag{3.71}$$

$D_{c,i(xz)}$ entspricht der in die vertikale Ebene der Dübelleiste gedrehten Komponente der Druckstrebe $D_{c,i}$ und ist mit Gl. (3.11) zu berechnen (Kapitel 3.3.2). Die Definition der Fläche $A_{c1,i}$, die vereinfacht abhängig von der Höhe $H$ des Zahns und dem Winkel $\theta_{v,i}$ angenommen ist, zeigt Abb. 3.35.

- **Transformationsbeziehungen zur Ermittlung der Spannungen in den seitlichen Begrenzungsflächen des grün dargestellten Knotenbereichs**

Die Zusammenführung der beiden Druckstreben $D_{c,i}$ im Druck-Druck-Druck Knoten ist nach Gl. (3.69) und Abb. 3.31 ein System, das bezogen auf die $xz$-Ebene des Dübelblechs symmetrische Systemeigenschften besitzt. In den nachfolgenden Ausführungen wird deshalb immer nur eine Seite betrachtet.

Nach Abb. 3.34 spannen die Vektoren $\mathbf{y}'$ und $\mathbf{z}'$ für die Druckstrebe $D_{c,i}$ jenes Spannungsfeld auf, in dem die Spannung $\sigma_{c,i}$ als einachsige Hauptspannung wirkt. Die Richtung von $D_{c,i}$ fällt demnach mit dem Vektor $\mathbf{x}'$, der senkrecht auf diese Ebene steht, zusammen. Die seitliche Begrenzungsfläche des in Abb. 3.31 grün dargestellten Knotenbereichs wird nach Abb. 3.36 durch die Vektoren $\mathbf{y}''$ und $\mathbf{z}''$ aufgespannt. Die Richtung von $\mathbf{z}''$ ist durch die vordere vertikale Schnittlinie der beiden Druckstreben festgelegt. Der Vektor $\mathbf{x}''$ steht senkrecht auf diese Ebene.




(a) Koordinatensystem e' (b) Koordinatensystem e"

Abbildung 3.36: Festlegung der lokalen Koordinatensysteme $\mathbf{e}'_j$ bzw. $\mathbf{e}''_j$ mit $j = x,\ y,\ z$

Um die Normal- und Schubspannungskomponenten, die in der seitlichen Begrenzungsfläche des grün dargestellten Knotenbereichs wirken, bestimmen zu können, ist die einzig vorhandene Komponente $\sigma_{c,i}$ des Spannungstensors $\sigma'_{jk}$, der sich auf das Koordinatensystem des Spannungsfeldes für die Druckstrebe $D_{c,i}$ mit der Basis $\mathbf{e}'_j$ und $j = x,\ y,\ z$ bezieht, in die Komponenten $\sigma''_{lm}$ zu transformieren. Diese beziehen sich damit auf das in Abb. 3.36 dargestellte Koordinatensystem mit der Basis $\mathbf{e}''_j$ und $j = x,\ y,\ z$.

Die Lage der beiden Spannungsebenen im Raum wird durch die Winkel $\theta_{h,i}$ und $\theta_{v,i}$ bzw. $\varphi_i$ und $\varepsilon_i$ festgelegt (Abb. 3.36). $\varphi_i$ und $\varepsilon_i$ werden ebenfalls wie zuvor schon die Flächen $A_{c,i}$ und $A_{c1,i}$ der Einfachheit halber mittels CAD-Programm ermittet. Aufgrund des symmetrischen Systems werden auch hier folgende Vereinfachungen festgelegt:

$$\begin{aligned} \varphi_{c2,i} &= \varphi_{c3,i} = \varphi_i \\ \varepsilon_{c2,i} &= \varepsilon_{c3,i} = \varepsilon_i \end{aligned} \tag{3.72}$$

Zur Bestimmung der Richtungen der Vektoren $\mathbf{x}'$, $\mathbf{y}'$ und $\mathbf{z}'$ bzw. $\mathbf{x}''$, $\mathbf{y}''$ und $\mathbf{z}''$ wird als Referenzkoordinatensystem das in den Abb. 3.31 bis Abb. 3.36 dargestellte globale Koordinatensystem mit der orthonormierten Basis $\mathbf{x}$, $\mathbf{y}$, $\mathbf{z}$ herangezogen. Für dieses gilt:

$$\mathbf{x} = \begin{Bmatrix} 1 \\ 0 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad \mathbf{y} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad \mathbf{z} = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{Bmatrix} \tag{3.73}$$

Die einzelnen Vektorrichtungen müssen bekannt sein, um die Richtungskosinus $n_{jk}$ berechnen zu können, da diese für die Transformationsbeziehung nach Gl. (3.78) erforderlichen sind. Für das Koordinatensystem mit der Basis $\mathbf{e}'_j$ und $j = x,\ y,\ z$ sind $\mathbf{x}'$ und $\mathbf{y}'$ durch die Winkel $\theta_{h,i}$ und $\theta_{v,i}$ bestimmt. $\mathbf{z}'$ ist mit dem Vektorprodukt nach Gl. (3.74) zu berechnen

und steht damit senkrecht auf die durch $\mathbf{x}'$ und $\mathbf{y}'$ aufgespannte Ebene.

$$\mathbf{z}' = |\mathbf{x}' \times \mathbf{y}'| = \begin{pmatrix} x'_2 \cdot y'_3 - x'_3 \cdot y'_2 \\ x'_3 \cdot y'_1 - x'_1 \cdot y'_3 \\ x'_1 \cdot y'_2 - x'_2 \cdot y'_1 \end{pmatrix} \tag{3.74}$$

Zusammengefasst können somit alle drei Richtungen mit Gl. (3.75) bestimmt werden.

$$\mathbf{x}' = \begin{Bmatrix} 1 \\ \tan\theta_{h,i} \\ \tan\theta_{v,i} \end{Bmatrix} \quad \mathbf{y}' = \begin{Bmatrix} -\tan\theta_{h,i} \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad \mathbf{z}' = \begin{Bmatrix} -\tan\theta_{v,i} \\ -\tan\theta_{h,i} \cdot \tan\theta_{v,i} \\ 1 + \tan^2\theta_{h,i} \end{Bmatrix} \tag{3.75}$$

Für das Koordinatensystem mit der Basis $\mathbf{e}''_j$ und $j = x,\, y,\, z$ sind $\mathbf{x}''$ und $\mathbf{z}''$ durch die Winkel $\varphi_i$ und $\varepsilon_i$ bestimmt. $\mathbf{y}''$ ist wiederum wie zuvor schon $\mathbf{z}'$ mit dem Vektorprodukt nach Gl. (3.76) zu berechnen und steht damit senkrecht auf die durch $\mathbf{x}''$ und $\mathbf{z}''$ aufgespannte Ebene.

$$\mathbf{y}'' = |\mathbf{x}'' \times \mathbf{z}''| = \begin{Bmatrix} x''_2 \cdot z'_3 - x''_3 \cdot z''_2 \\ x''_3 \cdot z''_1 - x''_1 \cdot z''_3 \\ x''_1 \cdot z''_2 - x''_2 \cdot z''_1 \end{Bmatrix} \tag{3.76}$$

Zusammengefasst sind nun auch hier alle drei Richtungen bestimmt. Diese können mit Gl. (3.77) berechnet werden.

$$\mathbf{x}'' = \begin{Bmatrix} 1 \\ \tan\varphi_i \\ \tan\varepsilon_i \end{Bmatrix} \quad \mathbf{y}'' = \begin{Bmatrix} -\tan\varphi_i \\ 1 + \tan^2\varepsilon_i \\ -\tan\varphi_i \cdot \tan\varepsilon_i \end{Bmatrix} \quad \mathbf{z}'' = \begin{Bmatrix} -\tan\varepsilon_i \\ 0 \\ 1 \end{Bmatrix} \tag{3.77}$$

Die Transformationsbeziehung für den Spannungstensor $\sigma'_{jk}$ lautet in Indexschreibweise [Man00]:

$$\sigma''_{lm} = \sigma'_{jk} \cdot n_{lj} \cdot n_{mk} \tag{3.78}$$

In Matrixschreibweise angegeben stellt sich Gl. (3.78) wie folgt dar:

$$\sigma''_{lm} = \begin{bmatrix} \sigma'_{xx} & \sigma'_{xy} & \sigma'_{xz} \\ \sigma'_{yx} & \sigma'_{yy} & \sigma'_{yz} \\ \sigma'_{zx} & \sigma'_{zy} & \sigma'_{zz} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} n_{l''x'} & n_{l''y'} & n_{l''z'} \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} n_{m''x'} \\ n_{m''y'} \\ n_{m''z'} \end{bmatrix} \tag{3.79}$$

Für den Spannungstensor $\sigma'_{jk}$ kann nun in Gl. (3.79) die einzig vorhandene Spannungskomponente

$$\sigma'_{xx} = \sigma_{c,i} \tag{3.80}$$

nach Gl. (3.70) eingesetzt werden. Wird diese, die in der durch die beiden Vektoren $\mathbf{y}'$ und $\mathbf{z}'$ aufgespannten Fläche wirkt, auf jene transformiert, die durch die Vektoren $\mathbf{y}''$ und $\mathbf{z}''$ aufgespannt wird, reduzieren sich die Komponenten des Spannungstensors $\sigma''_{lm}$ auf $\sigma''_{xx,i}$

und die zugehörigen Schubkomponenten $\sigma''_{xy,i}$ und $\sigma''_{xz,i}$. Damit kann Gl. (3.79) vereinfacht werden zu

$$\begin{bmatrix} \sigma''_{xx,i} \\ \sigma''_{xy,i} \\ \sigma''_{xz,i} \end{bmatrix} = \sigma_{c,i} \cdot n_{x''x'} \cdot \begin{bmatrix} n_{x''x'} \\ n_{y''x'} \\ n_{z''x'} \end{bmatrix} \tag{3.81}$$

Die Rechenregeln zur Bestimmung der Richtungskosinus $n_{x''x'}$ bzw. $n_{x''x'}$, $n_{y''x'}$ und $n_{z''x'}$, die die von den Basisvektoren $\mathbf{e}'_j$ nach Gl. (3.75) und $\mathbf{e}''_j$ nach Gl. (3.77) eingeschlossenen Winkel beschreiben, werden mit den beiden Vektoren $\mathbf{x}'$ und $\mathbf{x}''$ gezeigt. Deren Koordinatendarstellung

$$\mathbf{x}' = \begin{Bmatrix} x'_1 \\ x'_2 \\ x'_3 \end{Bmatrix}, \qquad \mathbf{x}'' = \begin{Bmatrix} x''_1 \\ x''_2 \\ x''_3 \end{Bmatrix} \tag{3.82}$$

bezüglich des Referenzkoordinatensystems mit der orthonormierten Basis $\mathbf{x}$, $\mathbf{y}$, $\mathbf{z}$ nach Gl. (3.73) ermöglicht die einfache Berechnung von $n_{x''x'} = \cos\angle(\mathbf{x}'', \mathbf{x}')$ nach Gl. (3.83).

$$\cos\angle(\mathbf{x}'', \mathbf{x}') = \frac{\mathbf{x}' \cdot \mathbf{x}''}{|\mathbf{x}'| \cdot |\mathbf{x}''|} = \frac{x'_1 \cdot x''_1 + x'_2 \cdot x''_2 + x'_3 \cdot x''_3}{\sqrt{x'^2_1 + x'^2_2 + x'^2_3} \cdot \sqrt{x''^2_1 + x''^2_2 + x''^2_3}} \tag{3.83}$$

Somit können die in Gl. (3.81) einzusetzenden Richtungskosinus angegeben werden zu

$$\begin{aligned} n_{x''x'} &= \cos\angle(\mathbf{x}'', \mathbf{x}') = \cos\alpha_{x''x'} \\ n_{y''x'} &= \cos\angle(\mathbf{y}'', \mathbf{x}') = \cos\alpha_{y''x'} \\ n_{z''x'} &= \cos\angle(\mathbf{z}'', \mathbf{x}') = \cos\alpha_{z''x'} \end{aligned} \tag{3.84}$$

Setzt man Gl. (3.84) in Gl. (3.81) ein, lassen sich abschließend die Komponenten des Spannungstensors $\sigma''_{lm}$ ausgeschrieben angeben zu

$$\begin{aligned} \sigma''_{xx,i} &= \sigma'_{xx} \cdot n_{x''x'} \cdot n_{x''x'} = \sigma_{c,i} \cdot \cos^2\alpha_{x''x'} \\ \sigma''_{xy,i} &= \sigma'_{xx} \cdot n_{x''x'} \cdot n_{y''x'} = \sigma_{c,i} \cdot \cos\alpha_{x''x'} \cdot \cos\alpha_{y''x'} \\ \sigma''_{xz,i} &= \sigma'_{xx} \cdot n_{x''x'} \cdot n_{z''x'} = \sigma_{c,i} \cdot \cos\alpha_{x''x'} \cdot \cos\alpha_{z''x'} \end{aligned} \tag{3.85}$$

In Abb. 3.36 sind die drei Spannungskomponenten $\sigma''_{xx,i}$, $\sigma''_{xy,i}$ und $\sigma''_{xz,i}$, die in der seitlichen Begrenzungsfläche des grün dargestellten Knotenbereichs wirken, ebenfalls angegeben.

- **Ermittlung der Verzerrungskomponente $\varepsilon''_{z,i}$ für den grün dargestellten Knotenbereich**

Für den in Abb. 3.31 grün dargestellten Knotenbereich wird nun vereinfachend angenommen, dass dieser als ebener allgemeiner Knoten dreier beliebiger Spannungsfelder betrachtet werden kann. Die Ebene selbst ist durch jene definiert, die von den beiden

Vektoren $\mathbf{x}''$ und $\mathbf{y}''$ aufgespannt wird (Abb. 3.31, Schnitt $B-B$). Die mit dem Vektor $\mathbf{z}''$ festgelegte dritte Richtung des Knotens bleibt vorerst unberücksichtigt und damit auch die mit Gl. (3.85) zu berechnenden Spannungskomponenten $\sigma''_{xz,i}$, die nach Abb. 3.36 in beiden seitlichen Knotenberandungsflächen wirken.

Der grün schraffierte Knotenbereich wird also vorerst als ebenes Spannungsproblem betrachtet. Durch Anwendung der Gl. (3.66) und (3.67), die in Kapitel 3.3.5.1 zur Brechnung der Hauptspannungen in einem ebenen allgemeinen Knoten dreier beliebiger prismatischer Spannungsfelder hergeleitet wurden, werden nachfolgend die des hier behandelten Knotenproblems angegeben. Dieses Vorgehen wird gewählt, um mit der Verzerrungskomponente $\varepsilon''_{z,i}$ jenen Anteil der Querdehnung des betrachteten Knotenbereichs in Richtung $\mathbf{z}''$ berechnen zu können, der aus der Einwirkung $\sigma''_{xx,i}$ und $\sigma''_{xy,i}$ resultiert.

Im Folgenden werden nun die Gl. (3.66) bis Gl. (3.68) für den in Abb. 3.31 dargestellten Sonderfall abgeleitet. In Gl. (3.66) und Gl. (3.67) sind die Normal- und Schubspannungskomponenten $\sigma_{xx,c2}$ und $\sigma_{xy,c2}$ bzw. $\sigma_{xx,c3}$ und $\sigma_{xy,c3}$ durch $\sigma''_{xx,i}$ und $\sigma''_{xy,i}$ nach Gl. (3.85) zu ersetzen. Diese sind nunmehr jene, die entlang der seitlichen Knotenberandungen des grünen Knotenbereichs wirken. Mit Berücksichtigung der dritten und vierten Zeile von Gl. (3.69) lässt sich der Mittelwert der Hauptspannungen $\sigma_{1,2}$ wie folgt anschreiben:

$$\sigma_{1,2} = \frac{1}{2} \cdot \left[ \frac{\sigma^2_{c3,i} \cdot \cos^4 \alpha_{x''x'} \cdot \left(1 + \frac{\cos^2 \alpha_{y''x'}}{\cos^2 \alpha_{x''x'}}\right) - \sigma^2_{c2,i} \cdot \cos^4 \alpha_{x''x'} \cdot \left(1 + \frac{\cos^2 \alpha_{y''x'}}{\cos^2 \alpha_{x''x'}}\right)}{\sigma_{c3,i} \cdot \cos^2 \alpha_{x''x'} - \sigma_{c2,i} \cdot \cos^2 \alpha_{x''x'}} \right] \tag{3.86}$$

Durch weitere Vereinfachung und zusammen mit Berücksichtigung von Gl. (3.70) kann der Mittelwert der Hauptspannungen $\sigma_{1,2}$ mit Gl. (3.87) ermittelt werden.

$$\sigma_{1,2} = \sigma_{c,i} \cdot \cos^2 \alpha_{x''x'} \cdot \left(1 + \frac{\cos^2 \alpha_{y''x'}}{\cos^2 \alpha_{x''x'}}\right) \tag{3.87}$$

Setzt man Gl. (3.87) in Gl. (3.67) ein, lässt sich nach Vereinfachung des so resultierenden Ausdrucks der Radius $r_{1,2}$ des Hauptspannungskreises wie folgt anschreiben:

$$r_{1,2} = \sigma_{c,i} \cdot \cos \alpha_{x''x'} \cdot \cos \alpha_{y''x'} \cdot \sqrt{\frac{\cos^2 \alpha_{y''x'}}{\cos^2 \alpha_{x''x'}} + 1} \tag{3.88}$$

Die Berechnung der Hauptspannungen $\sigma_{1,i}$ und $\sigma_{2,i}$ erfolgt für den in Abb. 3.31 dargestellten Sonderfall wiederum mit Gl. (3.68), wenn für $\sigma_{1,2}$ und $r_{1,2}$ Gl. (3.87) bzw. Gl. (3.88) eingesetzt werden. Für den grün schraffierten Knotenbereich, der bis jetzt als ebenes Spannungsproblem behandelt wurde, gilt definitionsgemäß, dass dessen obere und untere Begrenzungsfläche unbelastet ist, d.h., es existieren dort keine Spannungskomponenten. Allerdings resultiert aufgrund der Druckbelastung auf die Seitenflächen des betrachteten Bereichs durch die Querdehnung $\nu_c$ des Betons in Richtung $\mathbf{z}''$ die die zuvor schon angeführte Verzerrungskomponente $\varepsilon''_{z,i}$. Diese ist bei Anwendung des *Hooke*schen Gesetz für isotrope Werkstoffe durch Gl. (3.89) bestimmt.

$$\varepsilon''_{z,i} = -\frac{\nu_c}{E_c} \cdot (\sigma_{1,i} + \sigma_{2,i}) \tag{3.89}$$

- **Berechnung der resultierenden Spannungen $\sigma_{s,i}$ in den vertikalen Streben der Umschnürungsbewehrung**

Um die Umschnürung des grün schraffierten Knotenbereichs in vertikaler Richtung auch sicher zu stellen, ist dieser mit Bügelbewehrung einzufassen. Die mit Gl. (3.89) ermittelte Verzerrungskomponente $\varepsilon''_{z,i}$ verursacht aufgrund der Verträglichkeit der Dehnungen in Dickenrichtung des Betongurts die Zugspannung $\sigma_{s(\varepsilon),i}$ in den vertikal geführten Streben der Bewehrung. Abb. 3.37 zeigt jenes Modell, das nachfolgend zur Abbildung der Umschnürungswirkung des in Abb. 3.31 grün schraffiert dargestellten Knotenbereichs angewendet wird. Es ist ident mit jenem, das einen mit Temperatur beaufschlagten Verbundstab beschreibt.

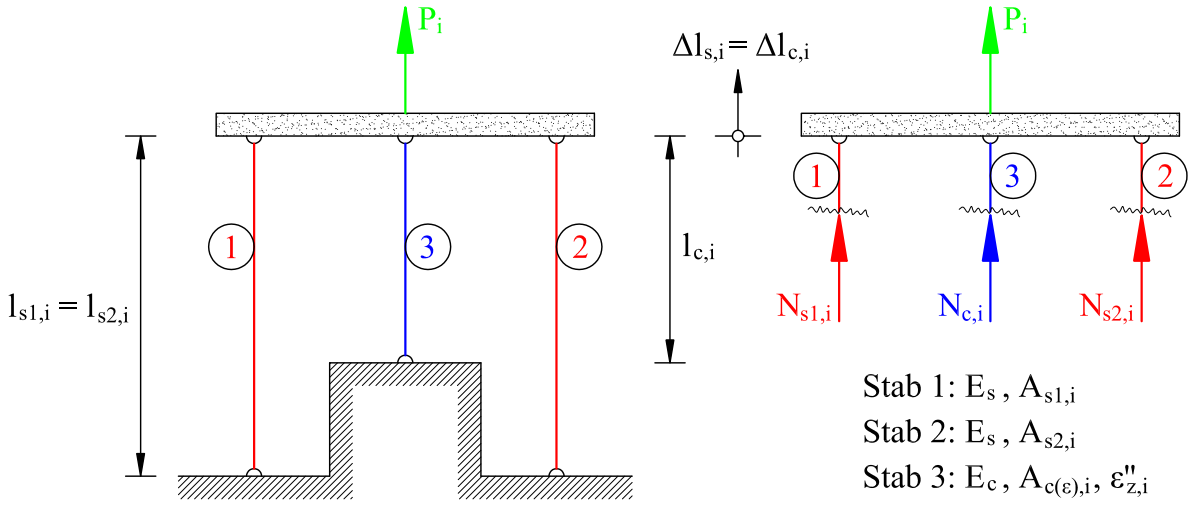
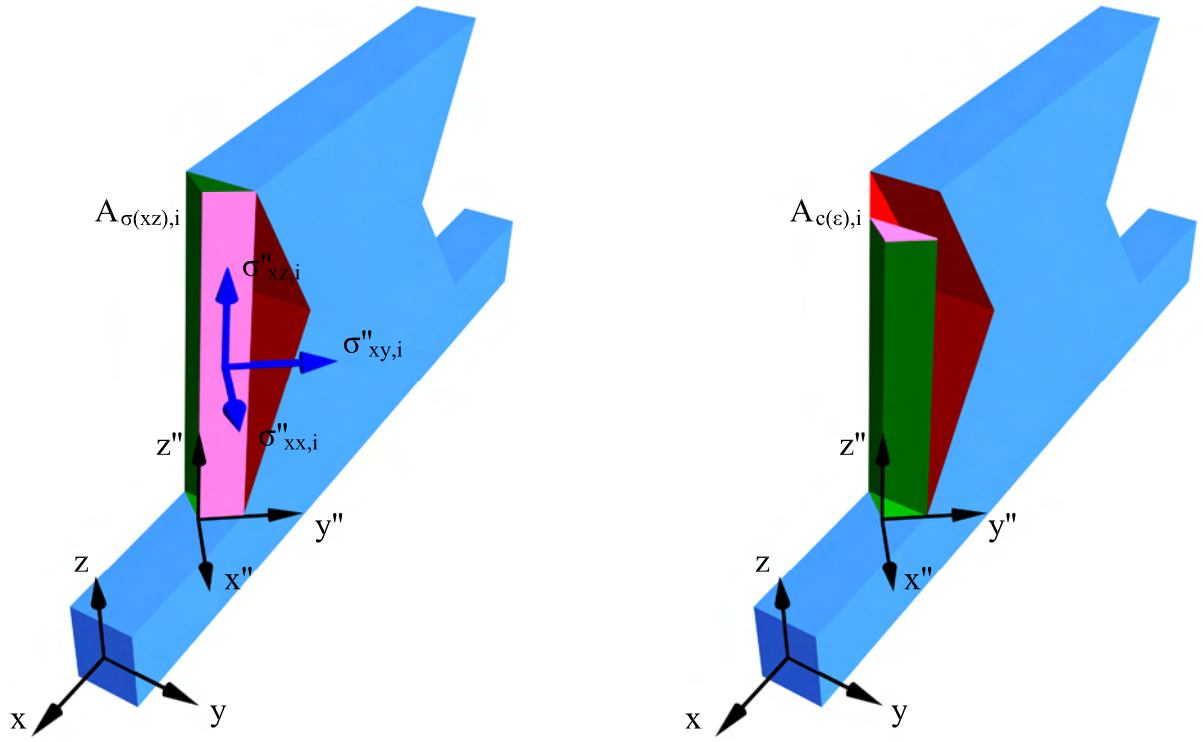



Abbildung 3.37: Modell zur Abbildung der Umschnürungswirkung des Knotens in Richtung **z**

Die Abbildung des Knotenbereichs vor der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone $i$ erfolgt durch den blau dargestellten Stab 3. Dieser wird durch die Länge $l_{c,i}$, gemessen in Richtung $\mathbf{z}''$, und durch die Querschnittsfläche $A_{c(\varepsilon),i}$ beschrieben. $A_{c(\varepsilon),i}$ erhält man, indem der betrachtete Knotenkörper mit jener Ebene geschnitten wird, die von den beiden Vektoren $\mathbf{x}''$ und $\mathbf{y}''$ aufgespannt wird. Die Fläche, die normal auf die Achse $\mathbf{z}''$ des Knotens steht, ist in Abb. 3.38 rechts farblich dargestellt ist. Die Ermittlung erfolgt wie die von $l_{c,i}$ der Einfachheit halber mittels CAD-Programm.

Die Stäbe 1 und 2 bilden die senkrechten Streben der Bügelbewehrung ab. Nachfolgend wird angenommen, dass die Verzerrung $\varepsilon''_{z,i}$ des Stabes 3 näherungsweise jener entspricht, die in den Stäben 1 und 2 eine Dehnung in Richtung **z** hervorruft. Dies ist gerechtfertigt, wenn der Winkel $\varepsilon_i$ nach Abb. 3.31 bzw. Abb. 3.36 klein ist. Die Länge $l_{s1,i} = l_{s2,i} = l_{s,i}$ der Stäbe 1 und 2 entspricht jener der senkrechten Streben der Bügelbewehrung. Diese deckt sich somit nicht mit der Länge $l_{c,i}$ des Knotens. $A_{s1,i} = A_{s2,i} = A_{s,i}$ ist die Fläche der beiden Bewehrungsstäbe.

Zusätzlich wirkt nach Abb. 3.37 eine Kraft $P_i$, die aus den bisher vernachlässigten Spannungen $\sigma''_{xz,i}$ resultiert. Diese ist aber aufgrund der Erfüllung der Gleichgewichtsbedin-




(a) seitliche Knotenbegrenzungsfläche (b) Knotenquerschnittsfläche

Abbildung 3.38: Zur Berechnung von $\sigma''_{xz,i}$ und $\sigma_{c(\varepsilon),i}$ erforderliche Flächen

gung am Knoten zu berücksichtigen und stellt eine zusätzliche Kraftkomponente dar, die zusätzlich zur Verzerrungskomponente $\varepsilon''_{z,i}$ nach Gl. (3.89) in der Bewehrung ebenfalls eine Zugspannung $\sigma_{s(P),i}$ hervorruft. Abhängig vom Winkel, den die beiden Vektoren $\mathbf{x}'$ und $\mathbf{z}''$ einschließen (Abb. 3.36), greift die Kraft $P_i$ ausgehend von der oberen oder unteren Begrenzungsfläche des Knotens als Druckkraft an den zugeordneten Bügelecken an. $P_i$ kann demnach mit Berücksichtigung von Gl. (3.85) angegeben werden zu

$$P_i = 2 \cdot \sigma''_{xz,i} \cdot A_{\sigma(xz),i} \tag{3.90}$$

Die Fläche $A_{\sigma(xz),i}$ entspricht der seitlichen Knotenbegrenzungsfläche des grün dargestellten Knotenbereichs und ist in Abb. 3.38 links farblich dargestellt. Die Gleichgewichtsbetrachtung in vertikaler Richtung setzt voraus, dass die Summe der von der Querdehnung verursachten Spannungsresultanten zusammen mit der Kraft $P_i$ verschwindet. Nach Abb. 3.37 muss also gelten

$$\sum V = 0: \quad N_{s1,i} + N_{s2,i} + N_{c,i} + P_i = 2 \cdot N_{s,i} + N_{c,i} + P_i = 0 \tag{3.91}$$

wenn zusätzlich Gl. (3.92) vorausgesetzt wird.

$$N_{s1,i} = N_{s2,i} = N_{s,i} \tag{3.92}$$

Wird zusätzlich davon ausgegangen, dass wie in Abb. 3.37 dargestellt zwischen den Stäben 1 und 3 bzw. 3 und 2 kein Verbund wirkt, gilt für deren Längenänderung

$$\Delta l_{s1,i} = \Delta l_{s2,i} = \Delta l_{s,i} = \Delta l_{c,i} \tag{3.93}$$

Somit stehen zwei Gleichungen zur Ermittlung der beiden Unbekannten $N_{s,i}$ und $N_{c,i}$ zur Verfügung. Die Verzerrungen $\varepsilon_{s1,i}$ und $\varepsilon_{s2,i}$ können angeschrieben werden zu

$$\varepsilon_{s1,i} = \varepsilon_{s2,i} = \frac{\sigma_{s,i}}{E_s} \tag{3.94}$$

jene für $\varepsilon_{c,i}$ ergibt sich zu

$$\varepsilon_{c,i} = \frac{\sigma_{c(\varepsilon),i}}{E_c} + \varepsilon''_{z,i} \tag{3.95}$$

Die Verzerrung $\varepsilon_{c,i}$ setzt sich demnach zusammen aus der durch die Querdehnung resultierenden Komponente $\varepsilon''_{z,i}$ und der durch die Behinderung der Querdehnung resultierenden Verzerrung zufolge der Spannung $\sigma_{c(\varepsilon),i}$. $\sigma_{s,i}$ entspricht der Stahlspannung in einer der beiden vertikal geführten Streben der Bügelbewehrung und ist die Summe von $\sigma_{s(\varepsilon),i}$ und $\sigma_{s(P),i}$. $\sigma_{c(\varepsilon),i}$ entspricht der Betonspannung im grün schraffierten Knotenbereich in Richtung $\mathbf{z}''$, die senkrecht auf die Ebene der Hauptspannungen $\sigma_{1,i}$ und $\sigma_{2,i}$ steht.

Bei Benutzung der Gleichungen Gl. (3.94) und Gl. (3.95) erhält man mit der Beziehung Gl. (3.93)

$$l_{s,i} \cdot \frac{\sigma_{s,i}}{E_s} = l_{c,i} \cdot \left( \frac{\sigma_{c(\varepsilon),i}}{E_c} + \varepsilon''_{z,i} \right) \tag{3.96}$$

Macht man von Gl. (3.91) Gebrauch, kann $N_{s,i}$ ausgedrückt werden durch

$$N_{s,i} = -\frac{N_{c,i} + P_i}{2} \tag{3.97}$$

wodurch man mit

$$\sigma_{s,i} = \tfrac{N_{s,i}}{A_{s,i}} \quad \text{und} \quad \sigma_{c(\varepsilon),i} = \tfrac{N_{c,i}}{A_{c(\varepsilon),i}} \tag{3.98}$$

die Bestimmungsgleichung für die Normalspannungskomponente $N_{c,i}$ im Knoten erhält.

$$-\frac{(N_{c,i} + P_i) \cdot l_{s,i}}{2 \cdot E_s \cdot A_{s,i}} = \frac{N_{c,i} \cdot l_{c,i}}{E_c \cdot A_{c(\varepsilon),i}} + \varepsilon''_{z,i} \cdot l_{c,i} \tag{3.99}$$

Nach $N_{c,i}$ aufgelöst lässt sich Gl. (3.99) angeben zu

$$N_{c,i} = -\frac{E_c \cdot A_{c(\varepsilon),i} \cdot \left( P_i \cdot l_{s,i} + 2 \cdot \varepsilon''_{z,i} \cdot l_{c,i} \cdot E_s \cdot A_{s,i} \right)}{l_{s,i} \cdot E_c \cdot A_{c(\varepsilon),i} + 2 \cdot l_{c,i} \cdot E_s \cdot A_{s,i}} \tag{3.100}$$

woraus $N_{s,i}$ nach Gl. (3.97) folgt. In weiterer Folge können die Betonspannung $\sigma_{c(\varepsilon),i}$ im Knoten und die Stahlspannung $\sigma_{s,i}$ in der Bewehrung mit Gl. (3.98) bestimmt werden.

#### 3.3.5.3 „Vereinfachte“ Vorgehensweise zur Ermittlung der Knotenspannungen

Basierend auf dem in Kapitel 3.3.5.2 vorgestellten Modell zur Ermittlung der Knotenspannungen im Bereich vor der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone $i$ wird bei der nachfolgend vorgestellten Vorgehensweise vereinfachend von dem in Abb. 3.39 dargestellten

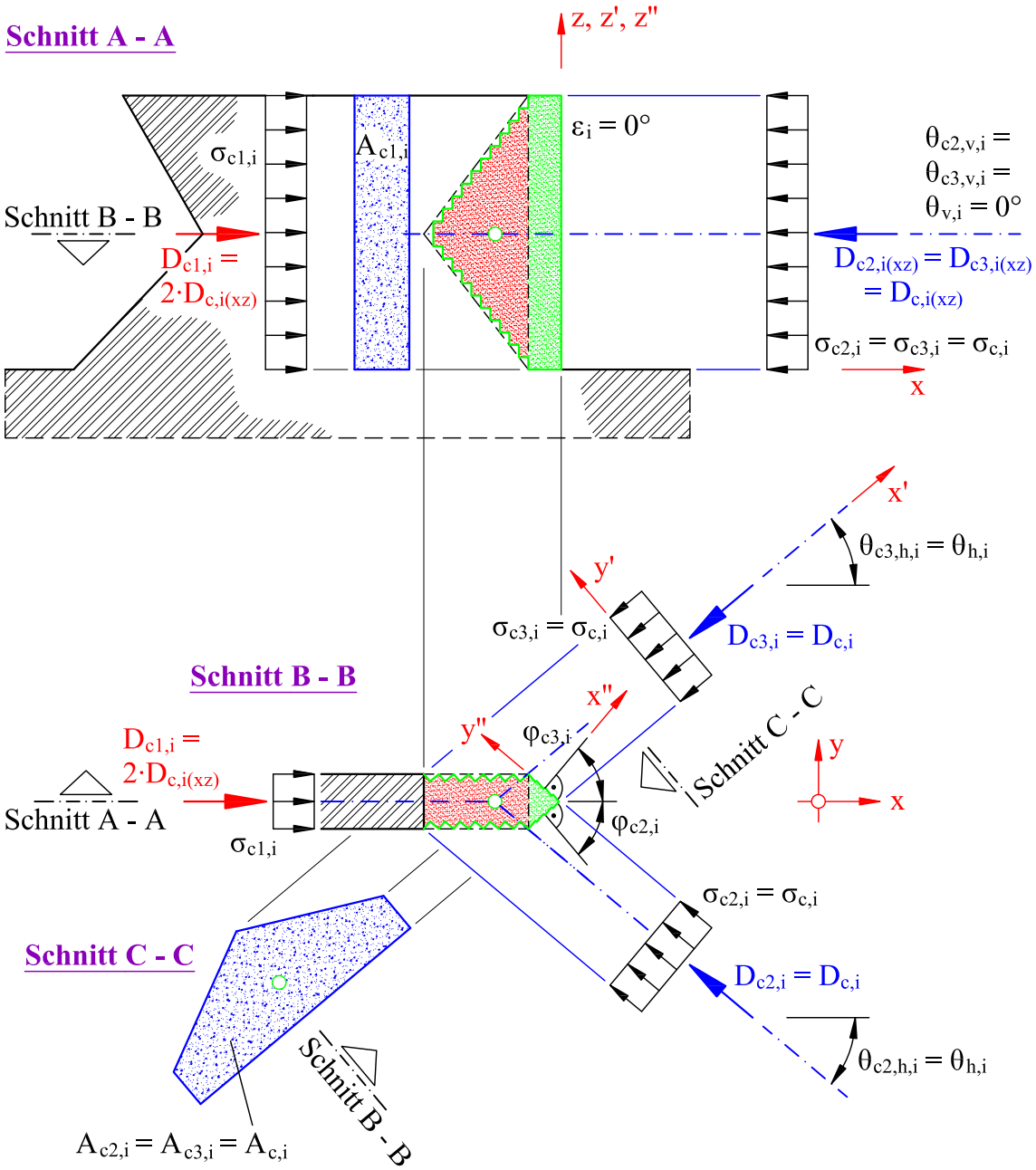
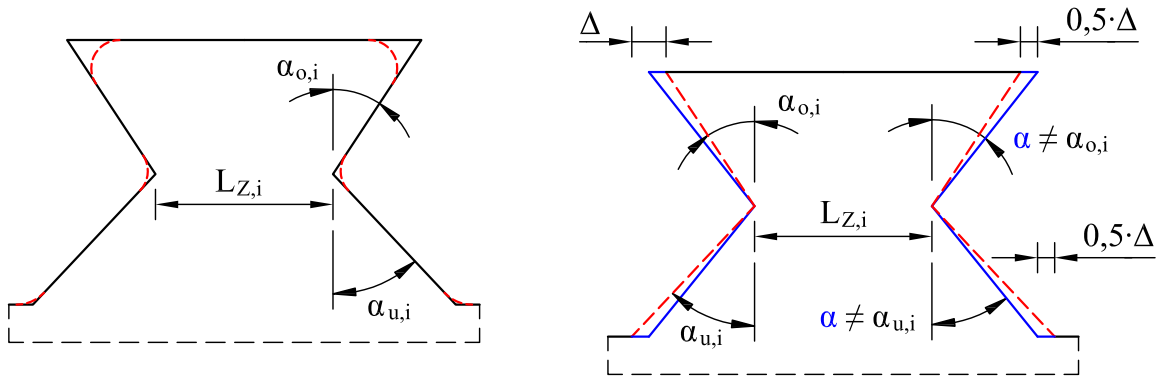



Abbildung 3.39: Vereinfachtes Knotenmodell mit $\theta_{v,i} = 0$ und $\varepsilon_i = 0$




(a) Adaptierung für Krafteinleitungsmodelle

(b) zusätzliche Ergänzungen für Knotenmodell

Abbildung 3.40: Schritte zur Adaptierung der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone

Knoten ausgegangen. Die Adaptierung des Zahns, die schon in Kapitel 3.3.3 und Kapitel 3.3.4 zur vereinfachten Beschreibung der Krafteinleitung vorgenommen wurde, wird hier nochmals um eine weitere Änderung ergänzt. Wie in Abb. 3.40 dargestellt, liegen nun das untere Ende des Kronenfußes und das obere Ende des Kronenkopfes direkt übereinander, wodurch gilt: $\varepsilon_i = 0$. Im Zuge der Vereinfachung ist damit auch der Winkel $\theta_{v,i}$ zu Null definiert. Entsprechend der Gl. (3.9) ergibt sich demnach auch die Kraftkomponente $D_{c,i(v)}$ des Raumvektors $D_{c,i}$ zu Null.

Den getroffenen Festlegungen folgend ist die Kraft in der Druckstrebe $D_{c,i}$ mit deren horizontaler Kraftkomponente $D_{c,i(h)}$ nach Gl. (3.10) zu ersetzten. Bei einem kleinen Winkel $\theta_{v,i}$ kann alternativ dazu trotzdem $D_{c,i}$ als Einwirkung auf den vereinfachten Knoten herangezogen werden, wenn man sich den Raumvektor hinunter geklappt in die $xy$-Ebene vorstellt (Abb. 3.39). Diese Vorgehensweise wurde bei allen in Anhang D.2 dargestellten Versuchsnachrechnungen, die auf der angenäherten Stahlzahngeometrie basieren, angewendet.

Die prinzipielle Vorgehensweise zur Ermittlung der Knotenspannungen entspricht der zuvor in Kapitel 3.3.5.2 vorgestellten. Nachfolgend werden somit nur mehr die Änderungen angeführt und, wo notwendig, mit Erläuterungen ergänzt.

- **Transformationsbeziehungen zur Ermittlung der Spannungen in den seitlichen Begrenzungsflächen des grün dargestellten Knotenbereichs**

Aufgrund des als horizontal wirkend angenommenen Vektors der Druckstrebe $D_{c,i}$ und des nunmehr senkrecht stehenden grün schraffierten Knotenbereichs sind die Richtungen der Vektoren $\mathbf{z}$, $\mathbf{z}'$ und $\mathbf{z}''$ ident (Abb. 3.39). Es gilt damit:

$$\theta_{v,i} = 0$$
$$\varepsilon_i = 0 \tag{3.101}$$

Wird wie in Kapitel 3.3.5.2 das globale Koordinatensystem mit der othonormierten Basis $\mathbf{x}$, $\mathbf{y}$, $\mathbf{z}$ herangezogen (Abb. 3.39: Schnitte $A-A$ und $B-B$, Abb. 3.31, 3.34), vereinfachen

sich dadurch die Gl. (3.75) und Gl. (3.77). Die Richtungen der Vektoren für das Koordinatensystem mit der Basis $\mathbf{e}'_j$ und $j = x,\ y,\ z$ (Spannungsfeld der Druckstrebe $D_{c,i}$) bzw. für jenes mit der Basis $\mathbf{e}''_j$ und $j = x,\ y,\ z$ (seitliche Begrenzungsfläche des grün dargestellten Knotenbereichs) können jetzt mit Gl. (3.102) und Gl. (3.103) bestimmt werden.

$$\mathbf{x}' = \begin{Bmatrix} 1 \\ \tan\theta_{h,i} \\ 0 \end{Bmatrix} \quad \mathbf{y}' = \begin{Bmatrix} -\tan\theta_{h,i} \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad \mathbf{z}' = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{Bmatrix} \tag{3.102}$$

$$\mathbf{x}'' = \begin{Bmatrix} 1 \\ \tan\varphi_i \\ 0 \end{Bmatrix} \quad \mathbf{y}'' = \begin{Bmatrix} -\tan\varphi_i \\ 1 \\ 0 \end{Bmatrix} \quad \mathbf{z}'' = \begin{Bmatrix} 0 \\ 0 \\ 1 \end{Bmatrix} \tag{3.103}$$

Die mit Zeile 1 und 2 der Gl. (3.85) zu berechnenden Komponenten $\sigma''_{xx,i}$ und $\sigma''_{xy,i}$ des Spannungstensors $\sigma''_{lm}$, die in der seitlichen Begrenzungsfläche des grün dargestellten Knotenbereichs wirken, folgen zu

$$\begin{aligned} \sigma''_{xx,i} &= \sigma_{c,i} \cdot \cos^2 \alpha_{x''x'} \\ \sigma''_{xy,i} &= \sigma_{c,i} \cdot \cos\alpha_{x''x'} \cdot \cos\alpha_{y''x'} = \sigma_{c,i} \cdot \cos\alpha_{x''x'} \cdot \sin\alpha_{x''x'} \end{aligned} \tag{3.104}$$

Für die hier beschriebene Modellierung existiert die Spannungskomponente $\sigma''_{xz,i}$ aufgrund der Vernachlässigung der vertikalen Kraftkomponente $D_{c,i(v)}$ nicht mehr.

- **Ermittlung der Verzerrungskomponente $\varepsilon''_{z,i}$ für den grün dargestellten Knotenbereich**

In Gl. (3.66) und Gl. (3.67) sind hier die Normal- und Schubspannungskomponenten $\sigma_{xx,c2}$ und $\sigma_{xy,c2}$ bzw. $\sigma_{xx,c3}$ und $\sigma_{xy,c3}$ durch $\sigma''_{xx,i}$ und $\sigma''_{xy,i}$ nach Gl. (3.104) zu ersetzen. Weiters sind wiederum die dritte und vierte Zeile von Gl. (3.69) zu berücksichtigen. Damit reduziert sich Gl. (3.87), die zur Berechnung des Mittelwerts der Hauptspannungen $\sigma_{1,2}$ herangezogen wurde, auf den mit Gl. (3.105) angegebene Ausdruck.

$$\sigma_{1,2} = \sigma_{c,i} \tag{3.105}$$

In weiterer Folge kann auch der Radius $r_{1,2}$ des Hauptspannungskreises vereinfacht angeschrieben werden mit

$$r_{1,2} = \sigma_{c,i} \cdot \sin\alpha_{x''x'} \tag{3.106}$$

Setzt man Gl. (3.105) zusammen mit Gl. (3.106) in Gl. (3.68) ein, ergeben sich für den adaptierten ebenen Knoten die Hauptspannungen $\sigma_{1,i}$ und $\sigma_{2,i}$ zu

$$\sigma_{1,i(2,i)} = \sigma_{c,i} \pm \sigma_{c,i} \cdot \sin\alpha_{x''x'} \tag{3.107}$$

In dieser Gleichung ist nun auch der Sonderfall „Hydrostatischer Knoten“ enthalten. Dieser liegt dann vor, wenn gilt: $\theta_{h,i} = \varphi_i$ und $\alpha_{x''x'} = 0$. Für die Hauptspannungen $\sigma_{1,i}$ und $\sigma_{2,i}$ gilt dann

$$\sigma_{1,i} = \sigma_{2,i} = \sigma_{c,i} \tag{3.108}$$

- **Berechnung der resultierenden Spannungen $\sigma_{s,i}$ in den vertikalen Streben der Umschnürungsbewehrung**

Die abschließend zu führende Ermittlung der Betonspannung $\sigma_{c(\varepsilon),i}$ im Knoten und der Stahlspannung $\sigma_{s,i}$ in der Bewehrung, die den Krafteinleitungsbereich umfasst, ist ident zu der, die zuvor in Kapitel 3.3.5.2 beschrieben wurde. Da die vertikale Kraftkomponente $D_{c,i(v)}$ zu Null definiert wurde und damit die Spannungskomponente $\sigma''_{xz,i}$ nicht mehr exsitiert, gilt: $P_i = 0$. Damit wird auch in der mit Gl. (3.91) angegebenen Gleichgewichtsbedingung $P_i$ nicht mehr berücksichtigt, wodurch sich die Normalkraftkomponente $N_{c,i}$ angeben lässt zu

$$N_{c,i} = -\frac{2 \cdot \varepsilon''_{z,i} \cdot l_{c,i} \cdot E_s \cdot A_{s,i} \cdot E_c \cdot A_{c(\varepsilon),i}}{l_{s,i} \cdot E_c \cdot A_{c(\varepsilon),i} + 2 \cdot l_{c,i} \cdot E_s \cdot A_{s,i}} \tag{3.109}$$

Für die Berechnung von $N_{s,i}$ bzw. der Spannungen $\sigma_{c(\varepsilon),i}$ und $\sigma_{s,i}$ können wiederum die Gl. (3.97) (Vernachlässigung von $P_i$) und Gl. (3.96) herangezogen werden.

### 3.3.6 Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ der Stahlkrone

Die Stahlkrone $i$ stellt in ihrer Funktion als Verbundmittel die tatsächliche Übertragung der Längsschubkräfte $V_{L,i}$ in der Verbundfuge eines Stahl-Beton Verbundträgers sicher. Deren Aufgabe ist somit einerseits die Aufnahme der Druckstrebenkräfte $D_{c,i}$ (Kapitel 3.3.2 und Kapitel 3.3.3) und der aus den vertikalen Abtriebskräften $V_{s,i-1}$ und $V_{s,i-2}$ resultierenden Druckstrebenkräfte $D_{i-1}$ und $D_{i-2}$ (Kapitel 3.3.4) vom Betongurt und andererseits die Einleitung dieser Kräfte in den Stahlträger.

Die Ermittlung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ einer Stahlkrone selbst mit beliebiger Geometrie erfolgt wie in Kapitel 3.2 vorweg angeführt und nachfolgend ausführlich dargestellt durch Berechnung der plastischen Traglast eines solchen Stahlzahns mittels $M-N-V$-Interaktion. Das Vorgehen dazu lässt sich in vier Schritten gliedern:

1. Ansetzen eines auf einer Einheitslast basierenden Lastmodells an der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone.
2. Ermittlung der Einheitsschnittgrößen entlang der Stabachse des Stahlzahns.
3. Ermittlung von Laststeigerungsfaktoren $\chi_{Si}$ mittels $M-N-V$-Interaktion zum Erreichen der plastischen Querschnittsgrenztragfähigkeit in bestimmten Schnitten.
4. Festlegung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ einer Stahlkrone.

Zu Punkt 3 ist vorweg folgendes anzumerken. Die Berechnung der plastischen Querschnittsgrenztragfähigkeit erfolgt zuerst mit dem allgemein gültigen Fließkriterium nach *Huber*, *Mises* und *Hencky*. Dazu wird auch die Interaktionsbeziehung für kombinierte Beanspruchung mit Biegung, Normalkraft und Querkraft für den betrachteten Querschnitt hergeleitet. Darauf aufbauend wird im abschließenden Unterkapitel 3.3.6.5 die Berechnung auch auf Basis einer reduzierten Fließgrenze $f_{y,red}$ nach *EC3* [EC306] vorgestellt.

#### 3.3.6.1 Schritt 1: Ansetzen eines auf einer Einheitslast basierenden Lastmodells an der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone

Im ersten Schritt wird eines der in Kapitel 3.3.3 vorgestellten Lastmodelle an der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone angesetzt. Nachfolgend wird zur besseren Veranschaulichung dazu das Modell 1: „Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$“ (Kapitel 3.3.3.1) herangezogen. Das Vorgehen selbst ist für alle Lastmodelle formal ident.

In Abb. 3.41 links ist die Belastung des Stahlzahns gemäß Abb. 3.22 dargestellt. Der dort als $p_{starr,\mu}$ bezeichnete Druck wird wie zuvor erwähnt nun als Einheitslast, gekennzeichnet durch den Index „EL“, mit dem Einheitsdruck $p_{starr,\mu-EL} = 1,0\,N/mm^2$ an der Krafteinleitungsfläche angesetzt. Mit Berücksichtigung der Geometrieparameter $l_{ges}$ und $t$ erfolgt mittels Gl. (3.28) die Ermittlung der in die vertikale Ebene der Dübelleiste gedrehten Komponenten $D_{c,i(xz)-EL}$ der beiden nach Abb. 3.7 schräg im Betongurt verlaufenden Druckstreben $D_{c,i-EL}$.

Die Stahlkrone $i$ wird aber nicht nur durch $2 \cdot D_{c,i(xz)-EL}$ belastet. Nach Kapitel 3.3.4 sind zusätzlich auch die vertikalen Abtriebskräfte der Druckstreben $2 \cdot D_{c,i-1(xz)-EL}$ und $2 \cdot D_{c,i-2(xz)-EL}$ aufzunehmen. Die Besonderheiten, die sich durch eine elastische Schubflussberechnung nach Abb. 3.4 für die Einleitung der Druckstrebenkräfte $D_i$ in den Stahlkronenkopf ergeben („Modell zur Einleitung der Druckstrebenkräfte $D_i$ in den Stahlkronenkopf“), wurden schon in Kapitel 3.3.4 erläutert. Basierend auf den Größen $D_{c,i-1-EL}$ und $D_{c,i-2-EL}$ sind mit den in Kapitel 3.3.2 angegeben Gleichungen die ebenfalls in die vertikale Ebene der Dübelleiste gedrehten Komponenten $D_{i-1(xz)-EL}$ und $D_{i-2(xz)-EL}$ der zugehörigen Druckstreben $D_{i-1-EL}$ und $D_{i-2-EL}$ zu bestimmen (Abb. 3.41 rechts).

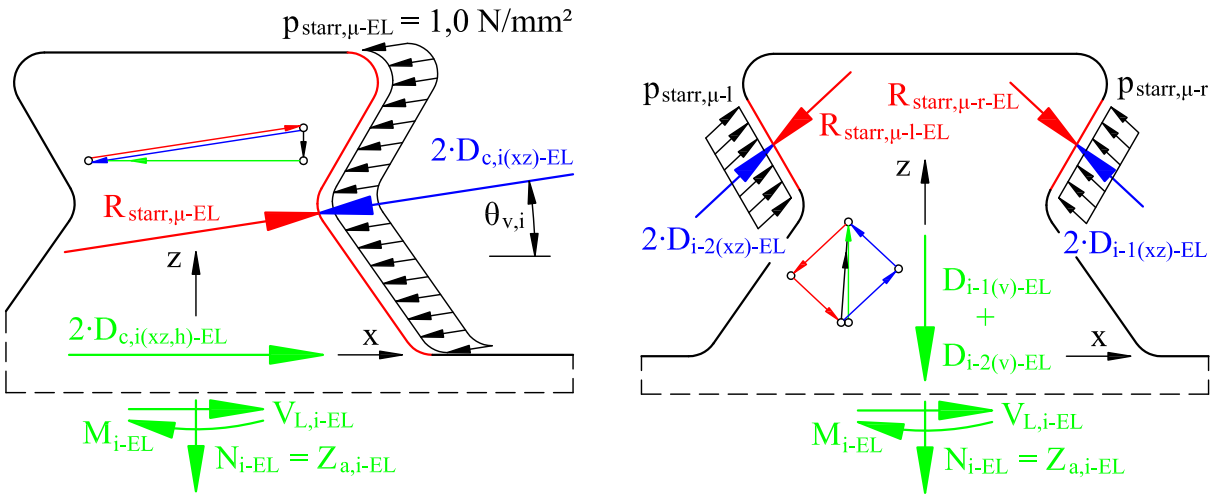
Zusammen mit Abb. 3.4 muss demnach gelten:

$$\begin{aligned} D_{i-1(xz)-EL} &= f\,(p_{starr,\mu-EL},\ \text{Verlauf des Schubflusses}) \\ D_{i-2(xz)-EL} &= f\,(p_{starr,\mu-EL},\ \text{Verlauf des Schubflusses}) \end{aligned} \tag{3.110}$$

Mit den in Kapitel 3.3.2 und 3.3.3 angegebenen Gleichungen kann für den Druck $p_{starr,\mu-EL} = 1,0 N/mm^2$ die Längsschubkraft $V_{L,i-EL}$ berechnet werden. Entsprechend der Neigung des Schubflusses $T_L$ sind ausgehend von $V_{L,i-EL}$ an der Stelle $x_i$ nach Abb. 3.4 die Größen $V_{L,i-1-EL}$ und $V_{L,i-2-EL}$ für die Stellen $x_{i-1}$ und $x_{i-2}$ zu ermitteln. Die Berechnung von $D_{i-1(xz)-EL}$ und $D_{i-2(xz)-EL}$ erfolgt nun wiederum mit den Gleichungen nach Kapitel 3.3.2 und 3.3.3.

Die Stahlkrone $i$ wird zusammenfassend durch Überlagerung der beiden zu berücksichtigenden Lastmodelle nach Kapitel 3.3.3 und Kapitel 3.3.4 auf Querkraft $V_i$, Biegung $M_i$ und Normalkraft $N_i$ beansprucht.

Durch Gleichgewichtsbetrachtung kann somit zusammen mit den Winkeln $\theta_{v,i}$ (Abb. 3.15), $\gamma_{v,i-1}$ und $\gamma_{v,i-2}$ (Abb. 3.29) die Größe des vom Stahlzahn aufzunehmenden Längsschubs $V_{L,i-EL}$ nach Gl. 3.111 zusammen mit Gl. 3.112 berechnet werden.




(a) Einleitung der Druckstrebenkräfte (b) Einleitung der vertikalen Abtriebskräfte

Abbildung 3.41: Zusamenfassung der beiden Belastungen, die auf eine Stahlkrone einwirken

$$\sum H_x = 0: \quad V_{L,i-EL} - 2 \cdot D_{c,i(xz,h)-EL} + 2 \cdot D_{i-2(xz,h)-EL} - 2 \cdot D_{i-1(xz,h)-EL} = 0$$

$$V_{L,i-EL} = 2 \cdot D_{c,i(xz,h)-EL} + 2 \cdot D_{i-1(xz,h)-EL} - 2 \cdot D_{i-2(xz,h)-EL} \tag{3.111}$$

$$D_{c,i(xz,h)-EL} = D_{c,i(xz)-EL} \cdot \cos\theta_{v,i}$$

$$D_{i-1(xz,h)-EL} = D_{i-1(xz)-EL} \cdot \cos\gamma_{v,i-1} \tag{3.112}$$

$$D_{i-2(xz,h)-EL} = D_{i-2(xz)-EL} \cdot \cos\gamma_{v,i-2}$$

In gleicher Weise kann wiederum zusammen mit den Winkeln $\theta_{v,i}$, $\gamma_{v,i-1}$ und $\gamma_{v,i-2}$ auch die Größe der vom Stahlzahn aufzunehmenden Zugkraft $Z_{a,i-EL}$ nach Gl. 3.113 zusammen mit Gl. 3.114 berechnet werden.

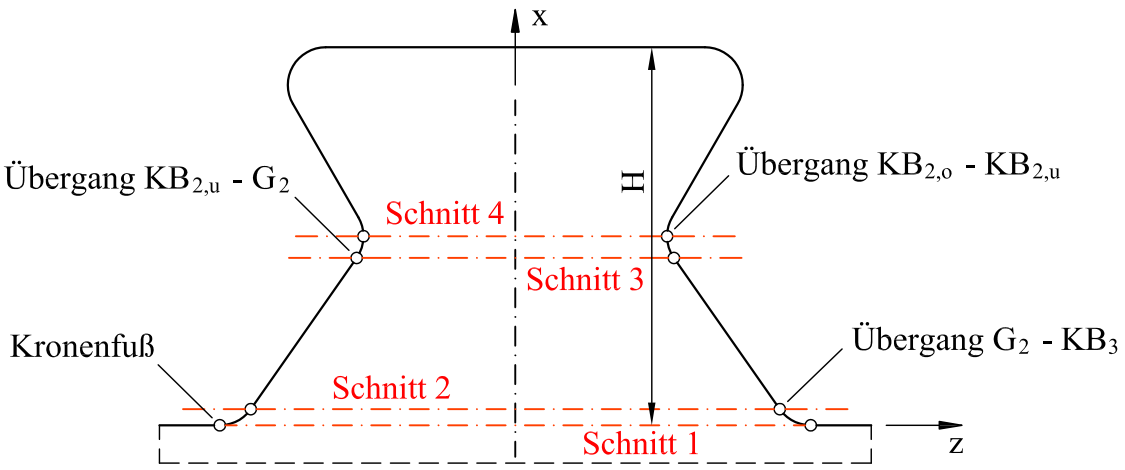
$$\sum V_z = 0: \quad Z_{a,i-EL} + 2 \cdot D_{c,i(v)-EL} - 2 \cdot D_{i-1(v)-EL} - 2 \cdot D_{i-2(v)-EL} = 0$$

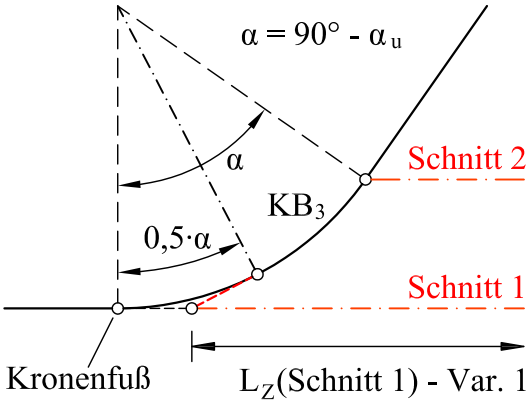
$$Z_{a,i-EL} = 2 \cdot D_{i-1(v)-EL} + 2 \cdot D_{i-2(v)-EL} - 2 \cdot D_{c,i(v)-EL} \tag{3.113}$$

$$D_{c,i(v)-EL} = D_{c,i(xz)-EL} \cdot \sin\theta_{v,i}$$

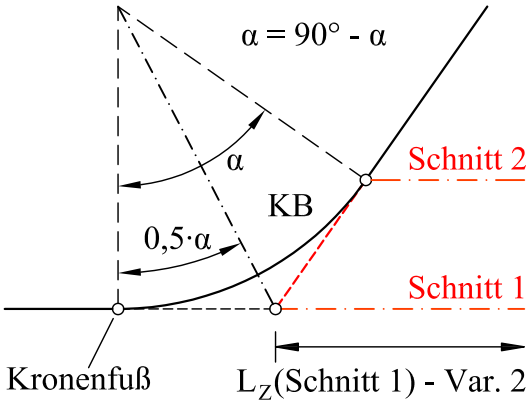
$$D_{i-1(v)-EL} = D_{i-1(xz)-EL} \cdot \sin\gamma_{v,i-1} \tag{3.114}$$

$$D_{i-2(v)-EL} = D_{i-2(xz)-EL} \cdot \sin\gamma_{v,i-2}$$




(a) Bestimmung der Länge des Schnitt 1 - Variante 1




(b) Bestimmung der Länge des Schnitt 1 - Variante 2

Abbildung 3.42: Führung der Schnitte entlang der Achse der Stahlkrone

#### 3.3.6.2 Schritt 2: Ermittlung der Einheitsschnittgrößen entlang der Stabachse des Stahlzahns

Als zweiter Schritt folgt die Ermittlung des Schnittgrößenverlaufs entlang der Stabachse des Stahlzahns. Hierfür werden dem Schnittprinzip entsprechend vier über die Kronenhöhe $H$ verteilte Schnitte nach Abb. 3.42 geführt. Zur Festlegung der Länge $L_Z$ des Schnitt 1 stehen zwei Möglichkeiten zur Verfügung. Mit Variante 2 liegt man zwar auf der sicheren Seite, in weiterer Folge wird aber immer Variante 1 herangezogen. Die Belastung, die wie z.B. in Abb. 3.41 dargestellt durch $p_{starr,\mu-EL}$ zusammen mit $p_{starr,\mu-l}$ und $p_{starr,\mu-r}$ erfolgt, wird auf die Achse reduziert. Betrachtet wird dabei immer die unverformte Lage der Krone.

Die Stahlkrone $i$ wird demnach als querbelasteter gerader Stab betrachtet. Für diesen ergeben sich mit den auf den Krafteinleitungsflächen angesetzten Drücken für jeden betrachteten Schnitt die jeweils zugehörigen Schnittgrößen $V_z = V_{i,EL}(x)$, $N_x = N_{i,EL}(x)$ und $M_y = M_{i,EL}(x)$. Beispielhaft sind diese für den Schnitt 1 mit den Gleichungen Gl.

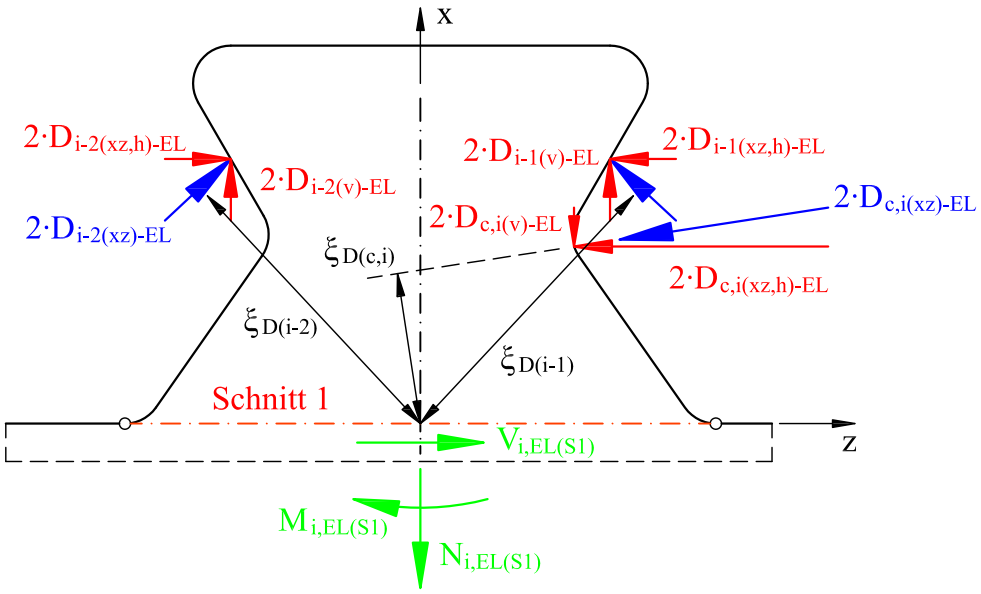



Abbildung 3.43: Belastung und Einheitsschnittgrößen für Schnitt 1

(3.115), Gl. (3.116) und Gl. (3.117) zusammengefasst und in Abb. 3.43 dargestellt. Als Belastung werden beispielhaft wiederum die Resultierenden für die schon zuvor angesetzten Lastmodelle „Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$“ (Kapitel 3.3.3.1) und „Modell zur Einleitung der Druckstrebenkräfte $D_i$ in den Stahlkronenkopf“ (Kapitel 3.3.4) herangezogen.

Die resultierende Querkraft $V_{i,EL(S1)}$ in Schnitt 1 errechnet sich nach Abb. 3.43 und Gl. (3.111) zu

$$V_{i,EL(S1)} = 2 \cdot D_{c,i(xz,h)-EL} + 2 \cdot D_{i-1(xz,h)-EL} - 2 \cdot D_{i-2(xz,h)-EL} \tag{3.115}$$

Für die resultierende Normalkraft $N_{i,EL(S1)}$ in Schnitt 1 gilt nach Abb. 3.43 und Gl. (3.113)

$$N_{i,EL(S1)} = 2 \cdot D_{i-1(v)-EL} + 2 \cdot D_{i-2(v)-EL} - 2 \cdot D_{c,i(v)-EL} \tag{3.116}$$

Für das resultierende Moment $M_{i,EL(S1)}$ in Schnitt 1 gilt nach Abb. 3.43

$$M_{i,EL(S1)} = 2 \cdot D_{c,i(xz)-EL} \cdot \xi_{D(c,i)} + 2 \cdot D_{i-1(xz)-EL} \cdot \xi_{D(i-1)} - 2 \cdot D_{i-2(xz)-EL} \cdot \xi_{D(i-2)} \tag{3.117}$$

$\xi_{D(c,i)}$ ist der Abstand vom Mittelpunkt der Schnittgerade normal zur Wirkungsrichtung der Kraftkomponente $D_{c,i(xz)-EL}$ des Raumvektors $D_{c,i}$. Die Richtung ist durch den Winkel $\theta_{v,i}$ und durch die Lage des Druckpunkts im Bereich vor der Krafteinleitungsfläche festgelegt. Das Vorgehen zur Ermittlung dieses Punkts ist in Anhang D.1.1 mit Schritt 6 erläutert. $\xi_{D(i-1)}$ und $\xi_{D(i-2)}$ sind die Abstände vom Mittelpunkt der Schnittgerade normal zur Wirkungsrichtung der Kraftkomponenten $D_{i-1(xz)-EL}$ und $D_{i-2(xz)-EL}$ der Raumvektoren $D_{i-1}$ und $D_{i-2}$. Die Richtungen und Angriffspunkte der Kräfte sind in Kapitel 3.3.4 festgelegt.

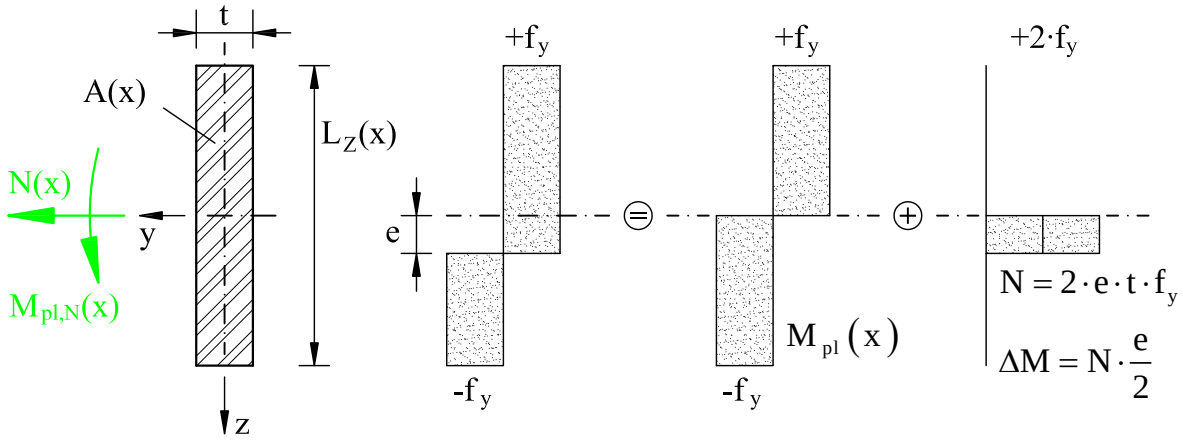



Abbildung 3.44: Fließspannungsblock für Schnitt an der Stelle $x$ bei Momenten-Normalkraft-Beanspruchung

#### 3.3.6.3 Schritt 3: Ermittlung von Laststeigerungsfaktoren $\chi_{Si}$ mittels $M-N-V$-Interaktion zum Erreichen der plastischen Querschnittsgrenztragfähigkeit in bestimmten Schnitten

Ziel des dritten Schritts ist die Ermittlung einer vollplastischen Spannungsverteilung für den jeweils betrachteten Schnitt mit den zugehörigen Schnittgrößen $V_i(x)$, $N_i(x)$ und $M_i(x)$. Um diese mit den Größen $V_{i,EL}(x)$, $N_{i,EL}(x)$ und $M_{i,EL}(x)$, die wie zuvor beschrieben auf den an den Krafteinleitungsflächen der Stahlkrone angesetzten Lastmodellen basieren, zu erhalten, wird nachfolgend mittels $M-N-V$-Interaktion für jeden der in Abb. 3.42 dargestellten vier Schnitte ein Laststeigerungsfaktor $\chi_{Si}$ zum Erreichen der Querschnittsgrenztragfähigkeit ermittelt.

- **Herleitung der Interaktionsbeziehung für kombinierte Beanspruchung mit Biegung, Normalkraft und Querkraft basierend auf dem allgemein gültigen Fließkriterium nach *Huber*, *Mises* und *Hencky***

Abb. 3.44 zeigt den doppeltsymmetrischen Querschnitt der Stahlkrone, der an der Stelle $x$ vorerst nur auf Biegung $M_i(x)$ mit zusätzlich wirkender Normalkraft $N_i(x)$ beansprucht ist. Für diesen folgt die plastische Grenztragfähigkeit für Momentenbeanspruchung $M_{pl,N}(x)$ mit zusätzlicher Normalkraftbeanspruchung zu

$$M_{pl,N}(x) = M_{pl}(x) - \Delta M \tag{3.118}$$

Berücksichtigt man die Beziehungen

$$\begin{aligned} N_{pl}(x) &= A(x) \cdot f_y \\ A(x) &= L_Z(x) \cdot t \\ M_{pl}(x) &= 0,25 \cdot L_Z(x) \cdot A(x) \cdot f_y \end{aligned} \tag{3.119}$$

erhält man nach Umformung von Gl. (3.118) $M_{pl,N}(x)$ zu

$$M_{pl,N}(x) = M_{pl}(x) \cdot \left[1 - \left(\frac{N_i(x)}{N_{pl}(x)}\right)^2\right] \tag{3.120}$$

Der Nachweis für den jeweils betrachteten Querschnitt ist für eine Beanspruchung zufolge Biegung und Normalkraft ohne Querkraft wie folgt zu führen

$$M_i(x) \leq M_{pl,N}(x) \tag{3.121}$$

Durch Einsetzen von Gl. (3.120) in Gl. (3.121) und anschließender Umformung ergibt sich der Nachweis zu

$$\frac{M_i(x)}{M_{pl}(x)} + \left(\frac{N_i(x)}{N_{pl}(x)}\right)^2 \leq 1 \tag{3.122}$$

Durch das gleichzeitige Wirken einer Querkraft $V_i(x)$ im betrachteten Querschnitt ist dessen Beanspruchbarkeit zufolge Biegung und Normalkraft abzumindern. Mit der plastischen Grenztragfähigkeit für Querkraftbeanspruchung $V_{pl}(x)$ nach Gl. (3.123)

$$V_{pl}(x) = A(x) \cdot \frac{f_y}{\sqrt{3}} \tag{3.123}$$

errechnet sich die Schubspannung $\tau(x)$ für den betrachteten Querschnitt zu

$$\tau(x) = \frac{V_i(x)}{A(x)} = \frac{V_i(x)}{V_{pl}(x)} \cdot \frac{f_y}{\sqrt{3}} \tag{3.124}$$

Bei Anwendung des Fließkriteriums von *Huber*, *Mises* und *Hencky*

$$f_y^2 = \sigma^2 + 3 \cdot \tau^2 \tag{3.125}$$

erhält man die Normalspannung $\sigma(x)$ unter Berücksichtigung von Gl. (3.124) zu

$$\sigma(x) = \sqrt{f_y^2 - 3 \cdot \tau^2} = f_y \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{V_i(x)}{V_{pl}(x)}\right)^2} \tag{3.126}$$

Demnach wird im Querschnitt an der Stelle $x$ unter zusätzlicher Wirkung einer Querkraft $V_i(x)$ bei einer Normalspannung $\sigma(x)$ Fließen erreicht, die nur den $\eta$-fachen Wert der Streckgrenze $f_y$ aufweist. Der Wert $\eta$ ergibt sich nach Gl. (3.126) zu

$$\sigma(x) = \eta \cdot f_y \quad \text{mit} \quad \eta = \sqrt{1 - \left(\frac{V_i(x)}{V_{pl}(x)}\right)^2} \tag{3.127}$$

Zusammengefasst steht für die kombinierte Beanspruchung zufolge Moment $M_i(x)$ und Normalkraft $N_i(x)$ nur ein Querschnitt mit der $\eta$-fachen Stegfläche $A(x) \cdot \eta$ zur Verfügung (Abb. 3.45). Die $(1-\eta)$-fache Stegfläche $A(x) \cdot (1-\eta)$ verbleibt aufgrund der nichtlinearen Fließfunktion Gl. (3.125) zur Aufnahme eines Teils der Querkraft $V_i(x)$. Berücksichtigt man eine Reduzierung um den Wert $\eta$, ergibt sich durch Einsetzen von Gl. (3.127) in Gl.

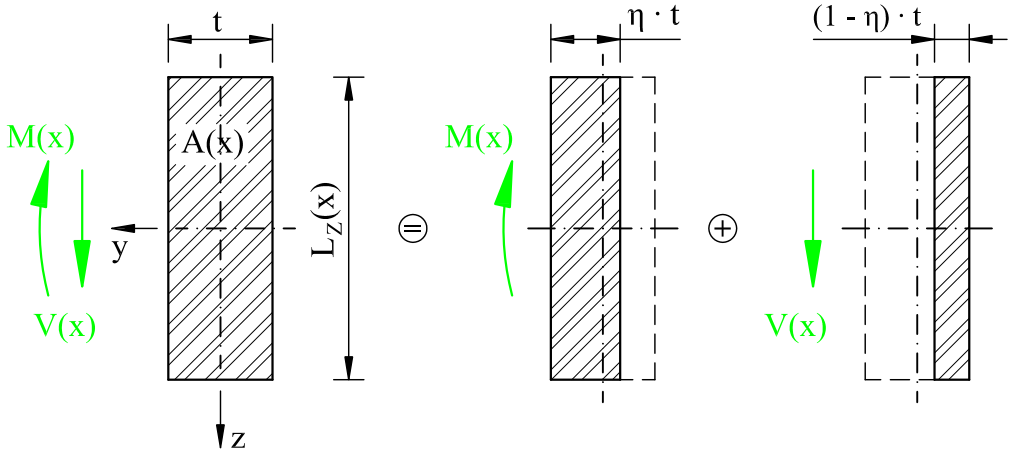



Abbildung 3.45: Reduzierte Stegfläche für $M-V$-Interaktion

(3.119) die plastische Grenztragfähigkeit zufolge Biegung mit zusätzlich wirkender Querkraft $M_{pl,V}(x)$ zu

$$M_{pl,V}(x) = \eta \cdot M_{pl}(x) = 0,25 \cdot L_Z(x) \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{V_i(x)}{V_{pl}(x)}\right)^2} \cdot A(x) \cdot f_y \tag{3.128}$$

und die zufolge Normalkraft mit zusätzlich wirkender Querkraft $N_{pl,V}(x)$ zu

$$N_{pl,V}(x) = \eta \cdot N_{pl}(x) = \sqrt{1 - \left(\frac{V_i(x)}{V_{pl}(x)}\right)^2} \cdot A(x) \cdot f_y \tag{3.129}$$

Damit folgt bei Berücksichtigung der Gleichungen Gl. (3.128) und Gl. (3.129) in Gl. (3.122) die Interaktionsbedingung für kombinierte Beanspruchung zufolge Querkraft $V_i(x)$, Moment $M_i(x)$ und Normalkraft $N_i(x)$ für die Stelle $x$ zu

$$\frac{M_i(x)}{M_{pl,V}(x)} + \left(\frac{N_i(x)}{N_{pl,V}(x)}\right)^2 \leq 1,0 \tag{3.130}$$

- **Laststeigerungsfaktoren $\chi_{Si}$ für die Schnitte 1 bis 4 nach Abb. 3.42**

Um nun abschließend den Laststeigerungsfaktor $\chi$ zum Erreichen der Querschnittsgrenztragfähigkeit zu ermitteln, sind in den Gleichungen Gl. (3.128), Gl. (3.129) und Gl. (3.130) die Schnittgrößen $V_i(x)$, $N_i(x)$ und $M_i(x)$ durch die im Schritt 2 bestimmten Einheitsschnittgrößen $V_{i,EL}(x)$, $N_{i,EL}(x)$ und $M_{i,EL}(x)$ multipliziert mit dem Faktor $\chi$ zu ersetzen. Damit folgt die Interaktionsbedingung zu

$$\frac{M_{i,EL}(x) \cdot \chi}{M_{pl,V}(x)} + \left(\frac{N_{i,EL}(x) \cdot \chi}{N_{pl,V}(x)}\right)^2 \leq 1,0 \tag{3.131}$$

Die plastischen Grenztragfähigkeiten zufolge Biegung $M_{pl,V}(x)$ bzw. zufolge Normalkraft $N_{pl,V}(x)$ mit jeweils zusätzlich wirkender Querkraft ergeben sich gemäß den Gl. (3.132)

und (3.133), wenn zusätzlich $V_{pl}(x)$ entsprechend Gl. (3.123) berücksichtigt wird.

$$M_{pl,V}(x) = 0,25 \cdot L_Z(x) \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{V_{i,EL}(x) \cdot \chi \cdot \sqrt{3}}{A(x) \cdot f_y}\right)^2} \cdot A(x) \cdot f_y \tag{3.132}$$

$$N_{pl,V}(x) = \sqrt{1 - \left(\frac{V_{i,EL}(x) \cdot \chi \cdot \sqrt{3}}{A(x) \cdot f_y}\right)^2} \cdot A(x) \cdot f_y \tag{3.133}$$

Die jeweiligen Laststeigerungsfaktoren $\chi_{Si}$ für die in Abb. 3.42 dargestellten Schnitte 1 bis 4 sind mit der auf Gl. (3.131) basierenden Bedingung

$$\frac{M_{i,EL}(x) \cdot \chi}{M_{pl,V}(x)} + \left(\frac{N_{i,EL}(x) \cdot \chi}{N_{pl,V}(x)}\right)^2 = 1,0 \tag{3.134}$$

EDV-gestützt zu ermitteln. Damit ergeben sich schließlich die resultierenden Schnittgrößen $V_i(x)$, $N_i(x)$ und $M_i(x)$, mit denen im jeweils betrachteten Schnitt die Grenztragfähigkeit erreicht wird, zu

$$\begin{aligned} V_{i(Si)} &= V_{i,EL(Si)} \cdot \chi_{Si} \\ N_{i(Si)} &= N_{i,EL(Si)} \cdot \chi_{Si} \\ M_{i(Si)} &= M_{i,EL(Si)} \cdot \chi_{Si} \end{aligned} \tag{3.135}$$

#### 3.3.6.4 Schritt 4: Festlegung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ einer Stahlkrone

Mit dem abschließenden vierten Schritt erfolgt die Festlegung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ einer Stahlkrone basierend auf einer $M-N-V$-Interaktion mit beliebig wählbaren Lastmodellen, die an dessen Krafteinleitungsflächen anzusetzen sind. Dazu ist die Querkraft $V_{i,EL(S1)}$ des Schnitts 1 nach Abb. 3.42 und Abb. 3.43 mit dem kleinsten Laststeigerungsfaktor $\chi_{Si,min}$ der vier ermittelten Werte $\chi_{S1}$, $\chi_{S2}$, $\chi_{S3}$ und $\chi_{S4}$ der Schnitte 1 bis 4 zu multiplizieren. Die maximale Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ einer Stahlkrone mit beliebiger Formgebung ergibt sich damit zusammen mit Abb. 3.46 zu

$$V_{L,i-max} = V_{i(S1)-maßg} = Minimum \begin{cases} V_{i(S1)} = V_{i,EL(S1)} \cdot \chi_{S1} \\ V_{i(S1)} = V_{i,EL(S1)} \cdot \chi_{S2} \\ V_{i(S1)} = V_{i,EL(S1)} \cdot \chi_{S3} \\ V_{i(S1)} = V_{i,EL(S1)} \cdot \chi_{S4} \end{cases} \tag{3.136}$$

Aufgrund der zuvor dargestellten Ableitung der Interaktionsbeziehung für kombinierte Beanspruchung zufolge Moment, Normalkraft und Querkraft wird folgendes deutlich. Die

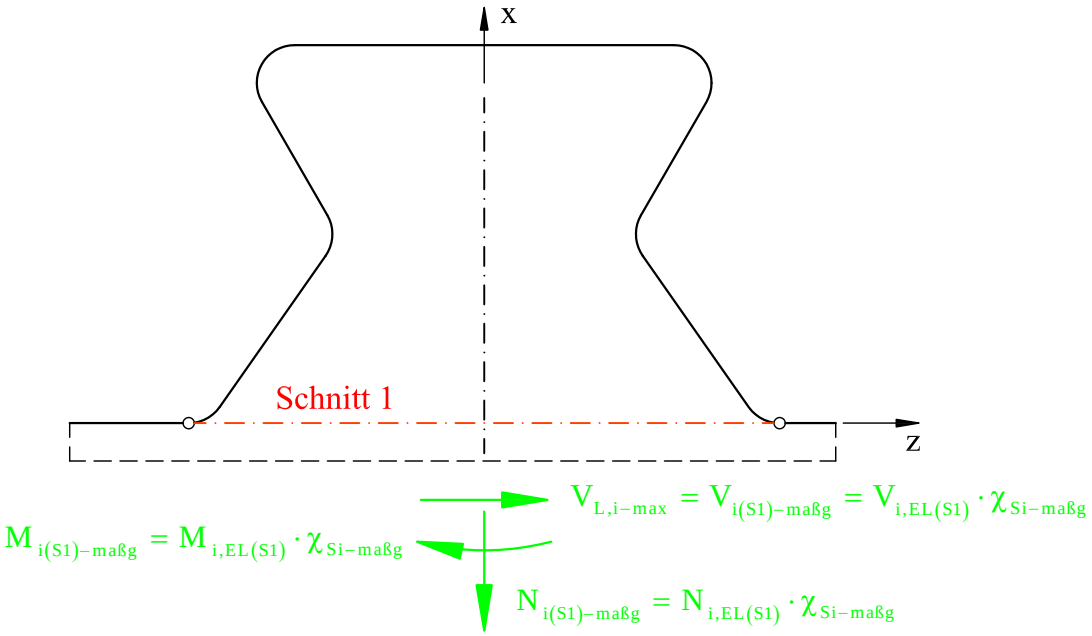



Abbildung 3.46: Maximale Schubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ einer Stahlkrone

Grenztragfähigkeit in jedem beliebig gewählten Querschnitt der Stahlkrone ist zusammen mit der verwendeten Stahlgüte von deren Formgebung abhängig. Diese wird durch folgende Geometrieparameter definiert (Abb. 3.20):

- Die Höhe des Stahlzahns $H$,
- das Verhältnis der Höhen von Kronenkopf zu Kronenfuß mit den davon abhängigen Längen $l_{G1}$ und $l_{G2}$ der Geraden $G_1$ und $G_2$,
- die Winkel $\alpha_u$ und $\alpha_o$,
- die Größe der Radien der drei Kreisbögen $KB_1$, $KB_2$ und $KB_3$
- und die Länge $L_Z$ am Übergang von Kronenkopf zu Kronenfuß.

Weiteren bedeutenden Einfluss haben auch die Wahl des gewählten Lastmodells nach Kapitel 3.3.3.1 bis 3.3.3.6 und die geometrische Beschreibung der Krafteinleitungsfläche. Mit diesen beiden Einflussfaktoren wird auch die Beanspruchung des Stahlzahns definiert.

Dies verdeutlicht, weshalb die Ermittlung der Grenztragfähigkeit einer Stahlkrone mit beliebiger Formgebung nicht nur für einen bestimmten Querschnitt durchgeführt wurde. Prinzipiell können beliebig viele Schnitte betrachtet werden. Von großer Bedeutung ist dabei, dass abhängig von den angeführten Geometrieparametern und dem gewählten Lastmodell jener Querschnitt entlang der Stabachse variiert, der zur Festlegung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ in Schnitt 1 maßgebend ist. Bei den in Anhang D.1 zusammengefassten Berechnungsergebnissen für die Prüfkörper der Serie 3 (Kapitel 4) war dies immer Schnitt 2 oder 3. Die Schnitte 1 und 4 wurden nie maßgebend.

#### 3.3.6.5 Ermittlung der Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ der Stahlkrone nach *EC3* [EC306]

Zur Berechnung des plastischen Querschnittswiderstandes an einer beliebigen Stelle $x$ der Stahlkrone $i$ nach Abb. 3.42 bei kombinierter Beanspruchung mit Biegung $M_i(x)$, Normalkraft $N_i(x)$ und Querkraft $V_i(x)$ wird wie zuvor in diesem Abschnitt dargestellt das allgemein gültige Fließkriterium nach *Huber*, *Mises* und *Hencky* herangezogen.

Nachfolgend wird die Ermittlung der plastischen Grenztragfähigkeit eines entlang der Stahlzahnachse beliebig wählbaren Querschnitts basierend auf einer reduzierten Streckgrenze $f_{y,red}$ nach *EC3* [EC306] angegeben. Basis dieser Grenze sind Versuchsauswertungen. Das Vorgehen selbst ist mit Ausnahme von Schritt 3 zum zuvor beschriebenen formal ident. Die Änderungen für diesen sind nachfolgend angegeben.

In *EC3* wird festgelegt, dass die Momententragfähigkeit für auf Biegung $M_i(x)$ und Normalkraft $N_i(x)$ beanspruchte Querschnitte mit der reduzierten Streckgrenze $f_{y,red}$ für die wirksame Schubfläche zu ermitteln ist, wenn für die zusätzlich wirkende Querkraft $V_i(x)$ gilt

$$V_i(x) > 0,5 \cdot V_{pl}(x) \tag{3.137}$$

$f_{y,red}$ selbst ist definiert zu

$$f_{y,red} = f_y \cdot (1 - \rho) \tag{3.138}$$

wobei die Werte für den Abminderungsfaktor $\rho$ mit

$$\rho = \left( \frac{2 \cdot V_i(x)}{V_{pl}(x)} - 1 \right)^2 \tag{3.139}$$

und für $V_{pl}(x)$ mit Gl. (3.123) zu ermitteln sind.

Der Einfluss der Normalkraft $N_i(x)$ auf die plastische Momentenbeanspruchbarkeit ist nach [EC306] in jedem Fall zu berücksichtigen, da es sich bei den betrachteten Querschnitten der Stahlkrone um rechteckige Vollquerschnitte handelt. Somit ist die mit Gl. (3.130) angegebene Interaktionsbedingung weiterhin gültig. Allerdings ist in den beiden Beziehungen nach Gl. (3.128) und Gl. (3.129), mit denen die plastischen Grenztragfähigkeiten zufolge Biegung $M_{pl,V}(x)$ bzw. Normalkraft $N_{pl,V}(x)$ bestimmt werden, der Abminderungsfaktor $\eta$ durch den Faktor $(1 - \rho)$ nach Gl. (3.138) zu ersetzen. Diese ergeben sich demnach zu

$$M_{pl,V}(x) = 0,25 \cdot L_Z(x) \cdot \left[ 1 - \left( \frac{2 \cdot V_i(x)}{V_{pl}(x)} - 1 \right)^2 \right] \cdot A(x) \cdot f_y \tag{3.140}$$

$$N_{pl,V}(x) = \left[ 1 - \left( \frac{2 \cdot V_i(x)}{V_{pl}(x)} - 1 \right)^2 \right] \cdot A(x) \cdot f_y \tag{3.141}$$

Das Vorgehen zur abschließenden Ermittelung des Laststeigerungsfaktors $\chi$ zum Erreichen der Querschnittsgrenztragfähigkeit ist wiederum formal ident zu dem schon zuvor in

diesem Abschnitt beschriebenen. Die Beziehungen nach Gl. (3.140) und Gl. (3.141) sind mit Berücksichtigung von Gl. (3.123) zu ersetzen durch

$$M_{pl,V}(x) = 0,25 \cdot L_Z(x) \cdot \left[1 - \left(\frac{2 \cdot V_{i,EL}(x) \cdot \chi \cdot \sqrt{3}}{A(x) \cdot f_y} - 1\right)^2\right] \cdot A(x) \cdot f_y \qquad (3.142)$$

$$N_{pl,V}(x) = \left[1 - \left(\frac{2 \cdot V_{i,EL}(x) \cdot \chi \cdot \sqrt{3}}{A(x) \cdot f_y} - 1\right)^2\right] \cdot A(x) \cdot f_y \qquad (3.143)$$

die nunmehr in der Interaktionsbedingung nach Gl. (3.131) zu berücksichtigen sind. In weiterer Folge kann gemäß den zuvor in diesem Abschnitt angeführten Angaben vorgegangen werden.

# Kapitel 4

# Grundlagen der experimentellen Untersuchungen von Betondübeln mit statischer Beanspruchung

## 4.1 Ziele der experimentellen Untersuchungen

Als Fazit der in Kapitel 2 ausführlich dargestellten Problemstellung zur „alternativen Schubsicherung“ mittels Betondübelleisten lässt sich angeben, dass die beiden wesentlichen Kenngrößen einer solchen Schubverbindung die maximale Traglast $P_{max}$ und das charakteristische Verformungsvermögen $\delta_{uk}$ darstellen. In Kapitel 3 wurden in weiterer Folge verschiedene Tragmodelle zur Bestimmung der Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ des Kronendübels vorgestellt. Damit kann zwar ein Wert für die maximale Traglast angegeben werden, aber ob mit diesem die Längsschubtragfähigkeit richtig prognostiziert wird, ist genauso wie das zugehörige Verformungsvermögen mit experimentellen Untersuchungen zu bestätigen.

Um auf experimentellem Weg das komplexe Tragverhalten von Betondübeln mit statischer Beanspruchung nachvollziehen zu können, sind Push-Out Versuche (Kapitel 2.3.1) durchzuführen. Nachfolgend zusammengefasste Fragestellungen zu unbekannten Einflussgrößen auf das Trag- und Verformungsverhalten sollen mit diesen beantwortet werden:

- Versagensmechanismus der Stahlzähne und des Betons im Bereich der Ausnehmungen des Dübelblechs.
- Einfluss der Verbundmittelgeometrie auf das Trag- und Verformungsvermögen.
- Auswirkung der durch die Lasteinwirkung hervorgerufenen Stahlzahnverformung auf das Betonversagen.
- Einfluss von mehr oder weniger großen Aussparungen im Stahlzahn auf die Duktilität der Schubverbindung und in weiterer Folge auf deren Tragfähigkeit.
- Betonfestigkeit und Bewehrung im Bereich der Ausnehmungen in den Stahlleisten.

| Modellbildung | | Serie 1 | Serie 2 | Serie 3 |
|---|---|---|---|---|
| Tragmodell | Grundlagen | ■ | | |
| | Formulierung | | ■ | |
| | Verifizierung | | | ■ |
| Versuchsparameter | | Serie 1 | Serie 2 | Serie 3 |
| Verbundmittelgeometrie | Stahlzahnform | ■ | | ■ |
| | Zahnquerschnitt | ■ | | ■ |
| | Zahnaussparung | ■ | | |
| Bewehrung | Querbewehrung | | ■ | |
| | Abhebesicherung | | | ■ |
| Betongüte | | | ■ | |

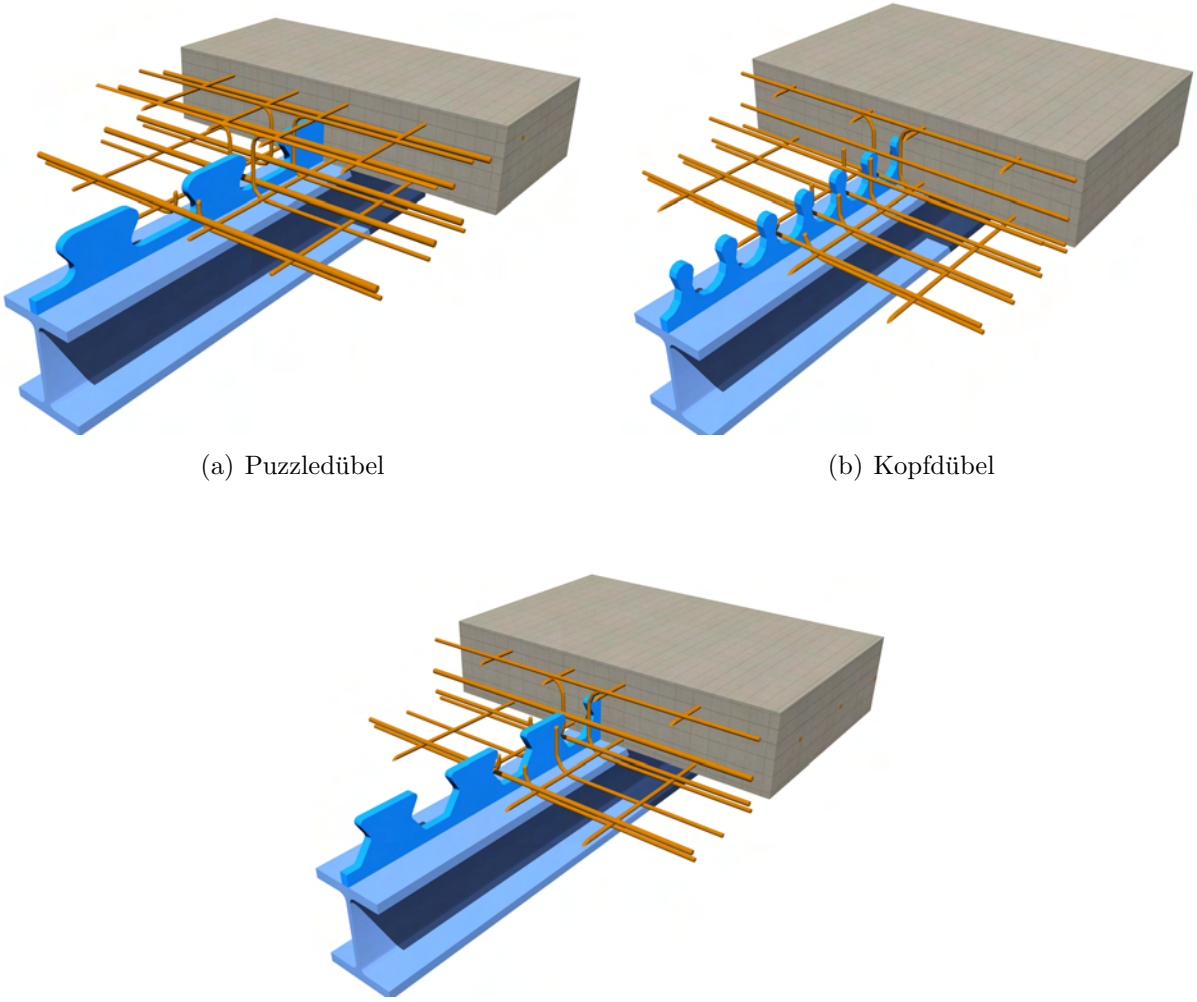
Tabelle 4.1: Zuordnung der verfolgten Ziele und der untersuchten Versuchsparameter zu den einzelnen Serien

Chronologisch betrachtet dienen die Versuche aber nicht nur der Verifizierung des Tragmodells für den Kronendübel (Tab. 4.1). Sie sind auch erforderlich, um ein grundsätzliches Verständnis durch das erst so mögliche reale „Begreifen“ der Aufgabenstellung zu entwickeln. Damit stellen die aus Versuchen gewonnenen Erkenntnisse teilweise die Grundlage der in Kapitel 3 dargestellten Modellbildung dar. In den nachfolgend angeführten Kapiteln dieses Abschnitts wird basierend auf den zuvor dargestellten Fragen ein Versuchsprogramm vorgestellt und erläutert. Im Anschluss daran werden unterschiedliche getestete Stahlzahngeometrien und die dazu erforderlichen Push-Out Körper beschrieben. Eine Zusammenfassung bezüglich der Versuchskörperherstellung und Angaben zum Material bzw. zur Messtechnik folgen.

## 4.2 Versuchsprogramm

Das Versuchsprogramm, bestehend aus drei Serien, wurde entsprechend den in Kapitel 4.1 formulierten Fragestellungen konzipiert. Tab. 4.1 zeigt dazu eine Übersicht mit Zuordnung der untersuchten Parameter zur jeweiligen Versuchsserie.

Mittelpunkt dieser Arbeit ist die Modellierung des Tragvermögens einer Schubverbindung mit einem Kronendübel nach Abb. 4.1 und Tab. 4.2. Die Ergebnisse der Versuche der Serie 1 (Kapitel 5.1.2 und 5.1.3), die in erweitertem Sinn als Startversuche zu betrachten sind, dienten dabei zur Ermittlung von Kenntnissen (Kapitel 5.2.1), die die Basis eines grundlegenden Verständnisses über die Wirkungsweise einer Schubverbindung mit einer solcherart ausgeführten Schubverbinderleiste bildeten.



(a) Puzzledübel

(b) Kopfdübel

(c) Kronendübel

Abbildung 4.1: Puzzledübel, Kopfdübel und Kronendübel

Resultat war die Entwicklung eines ersten in den Grundzügen fertig gestellten Tragmodells, das zur Konzeptionierung der Versuche der Serie 2 diente. Durch Implementierung der aus den erzielten Ergebnissen (Kapitel 5.1.4 und 5.1.5) gewonnenen Erkenntnisse (Kapitel 5.2.2) in das Tragmodell konnte dieses ausformuliert werden (Kapitel 3). Die mit Serie 3 erzielten Ergebnisse (Kapitel 5.1.6) dienten zur Verifizierung der Modellbildung (Kapitel 5.2.3 und 5.3).

Die Untersuchung der einzelnen Parameter nach Tab. 4.1 erfolgte mit insgesamt 21 statischen Push-Out Versuchen, die mit acht, sieben und sechs Versuchen auf die drei Serien aufgeteilt sind. Die dabei getesteten Schubverbinderleisten waren aber nicht nur unterschiedliche Varianten des Kronendübels. Zusätzlich zu diesem wurden auch zwei weitere Stahlzahnformen untersucht, die sich nach Abb. 4.1 und Tab. 4.2 in die drei Hauptgruppen „Puzzledübel“, „Kronendübel“ und „Kopfdübel“ trennen lassen.

Diese sind jeweils durch eine artgleiche geometrische Gestaltung des Stahlzahns definiert. In Summe wurden drei Varianten des Puzzeldübels untersucht, deren Unterschied in der

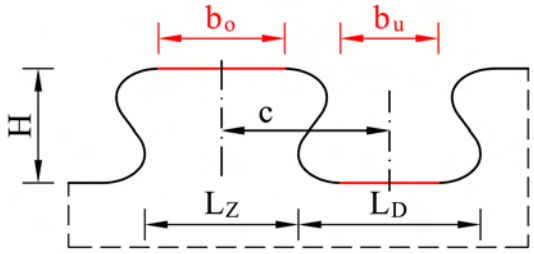
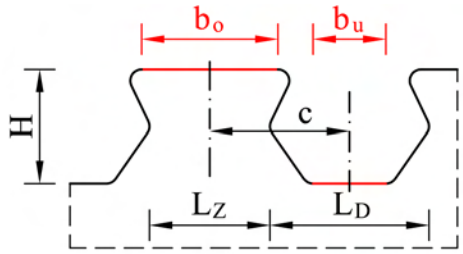
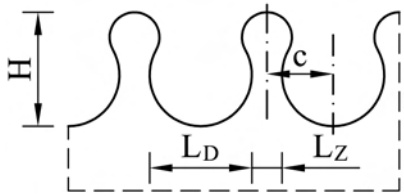
| Geometriegruppe | | Ausführungsvarianten | Abkürzung |
|---|---|---|---|
| Puzzledübel |  | Puzzle-Lang | PuL |
| | | Puzzle-Mittel | PuM |
| | | Puzzel-Kurz | PuK |
| Kronendübel |  | Krone-Lang | KrL |
| | | Krone-Rund | KrR |
| Kopfdübel |  | Kopf | Ko |

Tabelle 4.2: Untersuchte Verbundmitteltypen

Größe von $L_Z$ liegt (siehe Tab. 4.3). Die Aufteilung des Kronendübels auf die beiden Gruppen „Krone-Lang“ und „Krone-Rund“ erfolgt aufgrund von zwei prinzipiell unterschiedlichen Ausführungsvarianten des Kronenfußes. Die jeweils ersten beiden Buchstaben der Geometriegruppe werden zusammen mit dem ersten Buchstaben der Ausführungsvariante wie in Tab. 4.2 dargestellt in weiterer Folge zur Abkürzung der Benennung der einzelnen Versuchskörper herangezogen.

Die mit dem Puzzledübel und dem Kronendübel durchgeführten Versuche der Serie 1 dienten zur Feststellung des Einflusses unterschiedlicher Stahlzahnformen auf die Beanspruchung des Betongurts im Allgemeinen und auf das Trag- und Verformungsverhalten der Schubverbindung im Speziellen. Betrachtet wurden dabei variierende Zahnquerschnitte (definiert durch das Maß $L_Z$). Als Querbewehrung war nur eine oberflächennahe konstruktiv erforderliche Mindestbewehrung vorgesehen.

Die mit Serie 2 getesteten Stahlzahnformen entsprachen denen der Serie 1. Gegenstand der Untersuchung waren der Einfluss der Betonfestigkeit und die in den Betondübeln liegende Querbewehrung. Deren Festlegung erfolgte mit dem zu diesem Zeitpunkt noch nicht in allen Details ausgearbeiteten Tragmodell.

Grundlage der Versuchskörper für die Serie 3 war die in Kapitel 3.3.6 vorgestellte Berechnung der Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ einer Stahlkrone. Gemäß Kapitel 3.3.6.4 haben mehrere Geometrieparameter, die die Formgebung des Zahns bestimmen, Einfluss auf die Höhe von $V_{L,i-max}$. Entsprechend der Modellbildung erhält man für $V_{L,i-max}$

| Geometrie-gruppe | Versuchskörper-ID | Serie | | | $b_o$ | $b_u$ | c | $L_Z$ | $L_D$ | H | t | $\alpha_u$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | 1 | 2 | 3 | alle Maße in [mm] | | | | | | | [°] |
| Puzzle | PuL-180 | ■ | ■ | | 156 | 156 | 205 | 180 | 230 | 100 | 20 | |
| | PuM-144 | ■ | | | 120 | 120 | 169 | 144 | 194 | | | |
| | PuK-104 | ■ | ■ | | 80 | 80 | 129 | 104 | 154 | | | |
| Krone | KrL-75-36 | | | ■ | 95 | 30 | 92 | 75 | 108 | 100 | 20 | 36 |
| | KrL-76-35 | ■ | ■ | | 90 | 34 | 93 | 76 | 110 | | | 35 |
| | KrL-90-40 | | | ■ | 110 | 50 | 114 | 90 | 137 | | | 40 |
| | KrL-105-35 | | | ■ | 125 | 60 | 120 | 105 | 136 | | | 35 |
| | KrL-105-45 | | | ■ | 125 | 73 | 139 | 105 | 173 | | | 45 |
| | KrL-106-35 | ■ | ■ | | 120 | 64 | 123 | 106 | 140 | | | 35 |
| | KrL-120-48 | | | ■ | 140 | 72 | 150 | 120 | 180 | | | 48 |
| | KrR-76-48 | ■ | ■ | | 90 | | 93 | 76 | 110 | 100 | 20 | 48 |
| Kopf | Ko-27 | | | ■ | | | 58 | 27 | 90 | 100 | 20 | |

Tabelle 4.3: Zuordnung zu den Versuchsserien und allgemeine Geometrieangaben

z.B. bei großen Werten für $L_Z$ und den Winkel $\alpha_u$ einen entsprechend hohen Wert für die Längsschubtragfähigkeit. Davon ausgehend wurden als Versuchsparameter vier unterschiedliche Längen zusammen mit fünf variierenden Neigungen $\alpha_u$ festgelegt. Gegenstand der Untersuchung war die Klärung der beiden Fragen, ob sich der mit länger werdender Stahlkrone zunehmende Wert für $V_{L,i-max}$ durch konstruktive Durchbildung tatsächlich in den Betongurt einleiten lässt und ob die Anforderungen an die Duktilität nach Kapitel 2.3.1 weiterhin erfüllt werden. Die Aufnahme und Weiterleitung der nach Kapitel 3.3 in vertikale Richtung wirkenden Kraftkomponente im Betongurt hin zur Schubverbinderleiste wurde bewehrungstechnisch berücksichtigt. Die Untersuchung erfolgte anhand von Versuchen mit dem Kronendübel. Zusätzlich wurde mit dem Kopfdübel eine weitere Stahlzahnform getestet.

Für alle Versuche des Versuchsprogramms gilt, dass die untersuchten Verbundmittel im Bereich eines gedrückten Betongurts liegen, der mit einem Standardabscherversuch simuliert wurde. Die Blechdicke $t$ der einzelnen Verbundmittel wurde nicht variiert (Tab. 4.3). Generell sind alle Ausrundungsradien groß gewählt, um die ungünstige Kerbwirkung unter Betriebslasten zu reduzieren ( siehe Abb. 4.3, Abb. 4.7 und Abb. 4.8).

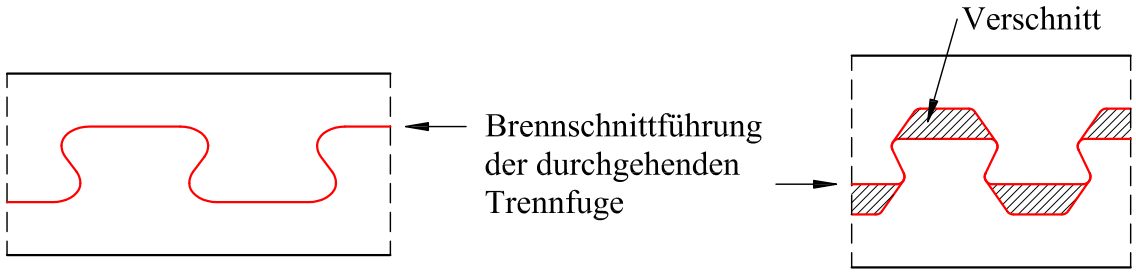



Abbildung 4.2: Schnittführung für Dübelleisten mit dem Puzzledübel und dem Kronendübel

## 4.3 Getestete Stahlzahngeometrien

Tab. 4.3 zeigt eine Übersicht aller experimentell untersuchten Geometrievarianten der unterschiedlichen Stahlzähne mit Angabe der Abmessungen nach Tab. 4.2 und deren Zuordnung zu den einzelnen Versuchsserien. Die Bezeichnung der einzelnen Schubverbinder ist zusätzlich zur Angabe der Geometriegruppe und der Ausführungsvariante um eine bzw. um zwei Kennzahlen erweitert. Im Fall der Puzzeldübel und des Kopfdübels ist diese die Länge des Stahlzahns $L_Z$. Für den Kronendübel wird zusätzlich der Neigungswinkel $\alpha_u$ des Kronenfußes angegeben.

Nachfolgend werden alle Stahlzahnformen der drei getesteten Dübelgruppen im Detail graphisch dargestellt und um die in Tab. 4.3 fehlenden Angaben zur Geometrie bzw. zur Beschreibung der Lasteintragungsflächen ergänzt. Die Stahlzähne selbst sind jeweils um deren Hochachse symmetrisch und somit für die Schubübertragung in ihrer Wirkungsrichtung nicht gerichtet. Daraus resultiert für den Puzzeldübel und den Kronendübel auch der Vorteil, dass deren Herstellung mit einem minimalen Materialverschnitt erfolgen kann. Die in Abb. 4.2 dargestellten Schnittführungen erlauben ein einfaches Herstellen von zwei Dübelleisten mittels Brennschneiden aus einem Blechstreifen.

Mit der Vorgabe eines minimalen Materialverschnitts ist somit auch die Größe des Betondübels mit der maximalen Länge $L_D$ nach Tab. 4.2 und Tab. 4.3 festgelegt. Dies gilt aber nur für die Versuchskörper mit dem Puzzledübel und dem Kronendübel als Geometrie für den Schubverbinder.

Die planmäßigen Darstellungen aller Stahlzahngeometrien sind zusätzlich auch im Anhang A abgebildet.

### 4.3.1 Puzzledübel

Ein Tragwerk, bei dem eine ähnliche Stahlzahnformgebung des Puzzledübels zur Schubsicherung angewendet wurde, ist die als Verbundtragwerk ausgeführte Straßenbrücke Pöcking [Sch04], welche in Kapitel 2.4.2 als Anwendungsbeispiel für den Betondübel in der Praxis schon vorgestellt wurde. Die Anwendung selbst basierte auf umfangreichen experimentellen Untersuchungen [Wur97, Zap01, Man05c] unter der Leitung von Univ.-Prof. *Mangerig* an der Universität der Bundeswehr in München. Dies war der Anlass dafür, im Rahmen der

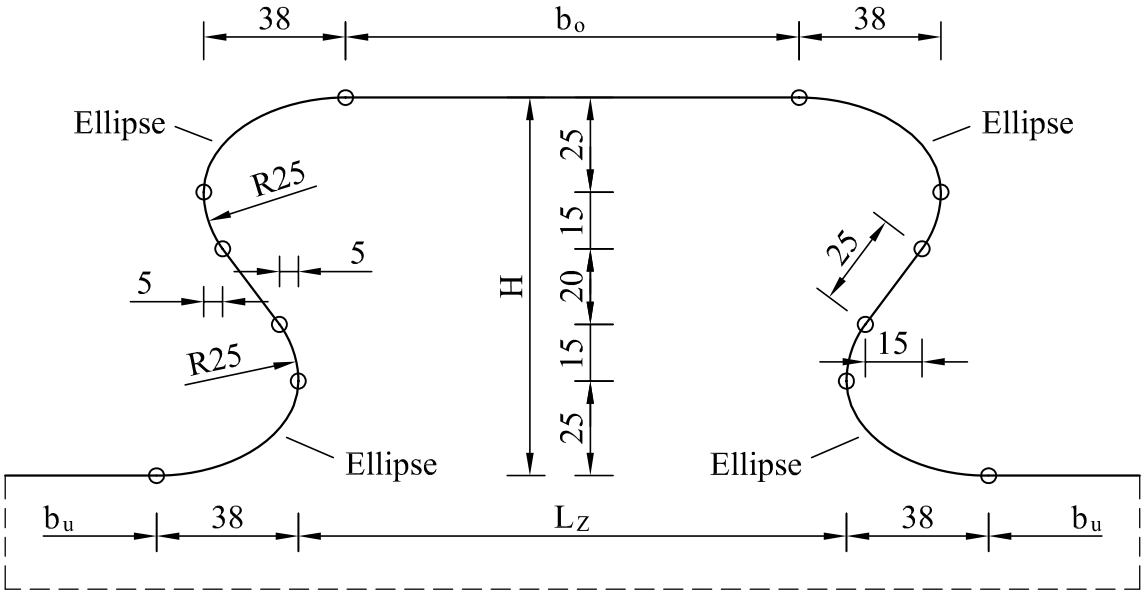



Abbildung 4.3: Detaildarstellung Stahlzahnform Geometriegruppe Puzzledübel

vorliegenden Arbeit ebenfalls insgesamt 5 Push-Out Versuche mit einer Geometrie durchzuführen, die gegenüber der in [Sch04] vorgestellten etwas abgeändert wurde. Die genauen Abmessungen, die daher nicht identisch sind mit den zuvor genannten, zeigt Abb. 4.3. Die Formgebung der Lasteintragungsfläche der Stahlzähne für die Versuchskörper *PuL-180*, *PuM-144* und *PuK-104* ist dabei immer gleich. Variiert wurden jeweils nur die in Tab. 4.3 angeführten Parameter.

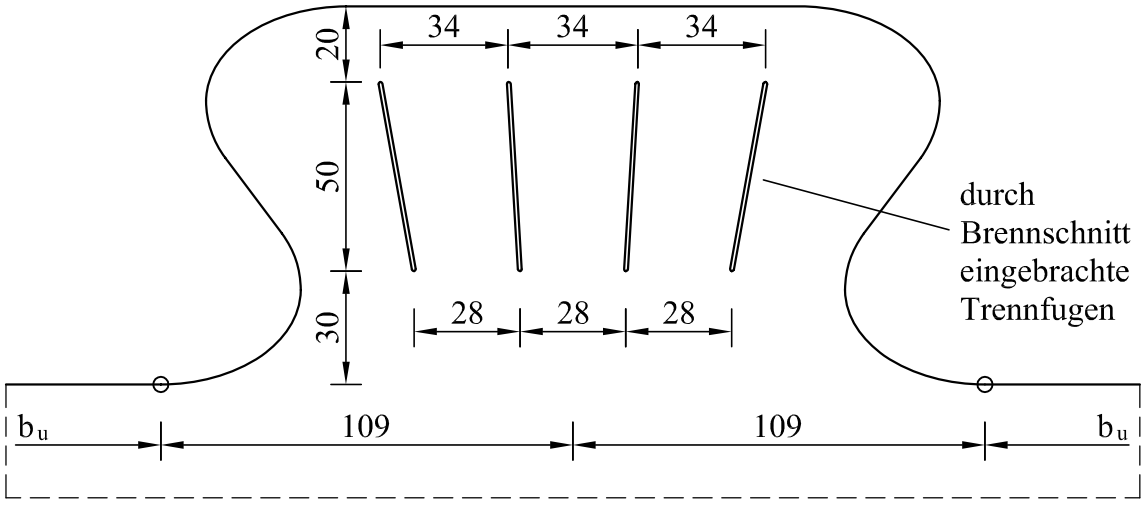



Abbildung 4.4: „Puzzle-Mittel-Schlitz“: Adaptierung mit Schlitzen

Die anhand der eigenen Versuche erzielten Ergebnisse mit den Versuchskörpern *PuL-180* und *PuM-144* stellten in weiterer Folge auch die Referenzgröße für eine jeweils an der TU Wien entwickelte adaptierte Form dieser beiden Stahlzahngeometrien dar. Motivation der nachfolgend detailliert dargestellten Adaptierungen war, den Einfluss von Aussparungen



Abbildung 4.5: Herstellung der Schlitze durch Brennschneiden, Durchstoßpunkte (re.)

im Stahlzahn sowohl auf die Tragfähigkeit als auch auf das Verformungsvermögen experimentell zu untersuchen.

Abb. 4.4 zeigt die mit Schlitzen versehene Ausführungsvariante des Stahlzahns „Puzzle-Mittel“ (*PuM-144*), die in weiterer Folge mit „Puzzle-Mittel-Schlitz“ (*PuM-S-144*) bezeichnet wird. Dem Konstruktionsprinzip folgend hat die Stahlzahnadaptierung eine Erhöhung der Duktilität bei gleichbleibender Längsschubtragfähigkeit zum Ziel. Die Trennfugen wurden mittels Brennschnitt hergestellt. Herstellungstechnisch ergab sich nach Abb. 4.5 im Durchstoßpunkt ein Loch mit einem Radius von ca. 5 mm.

Abb. 4.6 zeigt die mit einer großen Aussparung versehene Ausführungsvariante des Stahlzahns „Puzzle-Lang“ (*PuL-180*), die in weiterer Folge mit „Puzzle-Lang-Loch“ (*PuL-L-180*) bezeichnet wird. Ziel der rahmenartigen Ausführung ist eine deutliche Erhöhung der Duktilität. Die Herstellung der Aussparung erfolgte ebenfalls mittels Brennschnitt.

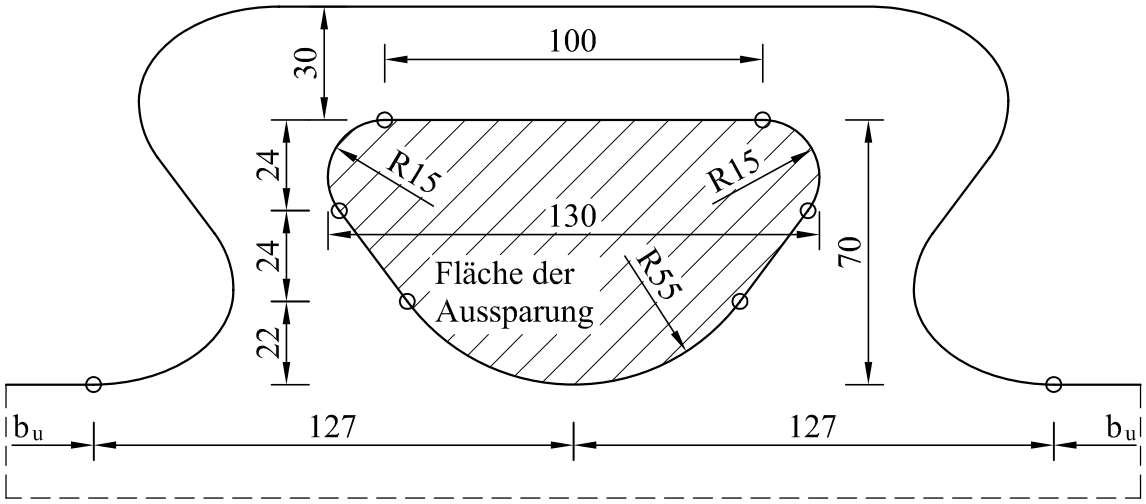



Abbildung 4.6: „Puzzle-Lang-Loch“: Adaptierung mit Loch

### 4.3.2 Kronendübel

Die geometrische Gestaltung des Kronendübels, entwickelt am Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau an der TU Wien, ist eine neue Formgebung für einen Schubverbinder

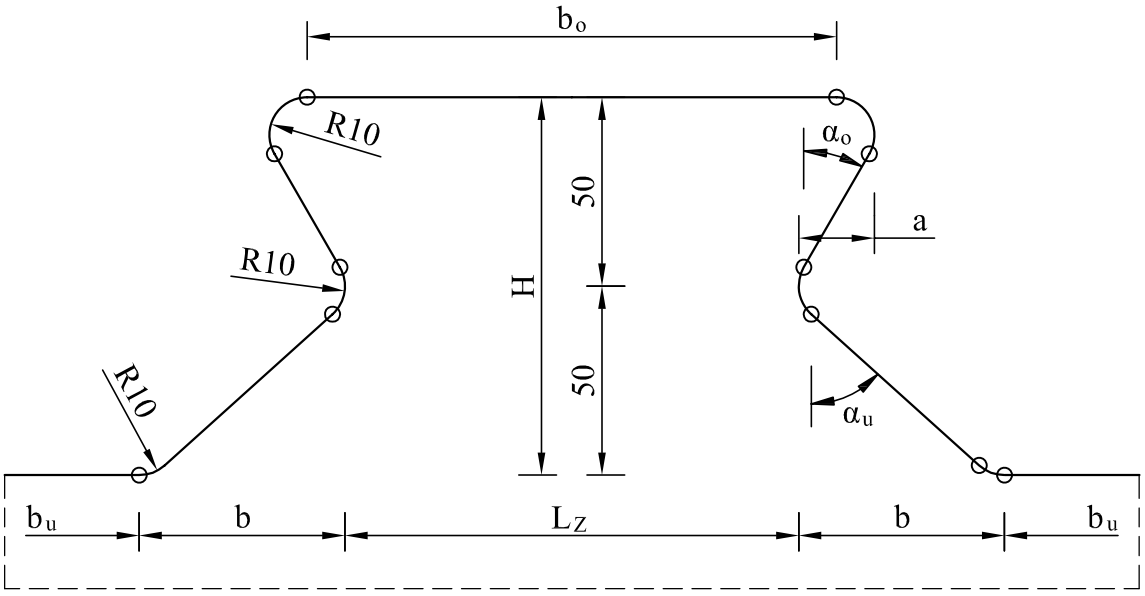



Abbildung 4.7: Detaildarstellung Stahlzahnform Geometriegruppe Kronendübel

und wurde im Dezember 2006 unter dem Kurztitel Kronendübel am Österreichischen Patentamt zum Patent angemeldet [Kro06]. Motivation der Formgebung ist, den Betondruckstreben $D_{c,i}$ eine große Fläche für eine sattelförmige Lagerung zur Verfügung zu stellen und gleichzeitig mit der Hinterschneidung, die den Kronenkopf definiert, eine Aufnahme der Abtriebskräfte $D_i$ zu ermöglichen (Kapitel 3.3.2). Anhand acht unterschiedlicher Kronengeometrien werden im Rahmen der hier vorgestellten Arbeit die Ergebnisse von insgesamt 11 Push-Out Versuchen hinsichtlich ihrer Eignung als Schubverbinder mit den damit verbundenen Anforderungen vorgestellt.

| Versuchskörper-ID | a [mm] | b [mm] | $\alpha_u$ [°] | $\alpha_o$ [°] |
|---|---|---|---|---|
| KrL-75-36 | 20* | 39* | 36 | 30 |
| KrL-76-35 | 17 | 38 | 34,98* | 25,61* |
| KrL-90-40 | 20* | 44* | 40 | 30 |
| KrL-105-35 | 20* | 38* | 35 | 30 |
| KrL-105-45 | 20* | 50* | 45 | 30 |
| KrL-106-35 | 17 | 38 | 34,98* | 25,61* |
| KrL-120-48 | 20* | 54* | 48 | 30 |
| KrR-76-48 | 17 | 55 | 48,36* | 25,61* |
| *) jeweils gerundete und von a und b bzw. von $\alpha_u$ und $\alpha_o$ abhängige Werte | | | | |

Tabelle 4.4: Geometrieparameter der Lasteintragungsfläche des Kronendübels

Differenziert werden die beiden Ausführungsvarianten „Krone-Lang“ und „Krone-Rund“.

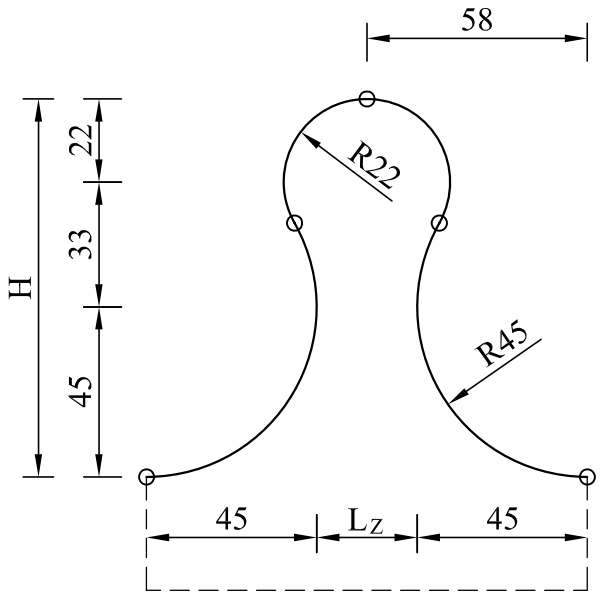



Abbildung 4.8: Detaildarstellung Stahlzahnform Geometriegruppe Kopfdübel

Bei Variante „Krone-Rund“ reiht sich ein Stahlzahn ohne zusätzlichen Abstand an den nächsten und es gilt nach Tab. 4.3 $b_u = 0\,mm$ (siehe Anhang A.14).

Zusätzlich zu den in Tab. 4.3 angeführten Parametern ist hier auch die Form der Lasteintragungsfläche Bestandteil des experimentellen Versuchsprogramms. Die genauen Abmessungen der in Abb. 4.7 dargestellten Stahlkrone sind in Tab. 4.4 zusammengefasst.

### 4.3.3 Kopfdübel

Auch die Formgebung des Kopfdübels ist eine Entwicklung des Instituts für Tragkonstruktionen - Stahlbau an der TU Wien. Motivation der Formgebung des einzelnen Stahlzahns ist die Abbildung eines Kopfbolzendübels durch eine entsprechend gestaltete Ausnehmung aus einem Blechstreifen. Die so resultierende Schubverbinderleiste bildet somit beliebig viele hintereinander angeordnete Kopfbolzen. Mittels eines Push-Out Versuchs wird experimentell untersucht, ob auch der Kopfdübel die Anforderungen an einen alternativen Schubverbinder erfüllt. Die genauen Abmessungen zeigt Abb. 4.8.

## 4.4 Push-Out Versuchskörper

In Kapitel 4.3 wurden die im Rahmen dieser Arbeit zur Schubübertragung untersuchten Stahlzahngeometrien zusammen mit den resultierenden Größen der Betondübel eingehend dargestellt. Um deren Eigenschaften mit Berücksichtigung der gemeinsamen Tragwirkung mit dem umgebenden Beton als alternative Verbundsicherung hinsichtlich Längsschubtragfähigkeit und Verformungsvermögen für vorwiegend ruhende Beanspruchung experimentell zu untersuchen, sind, wie in Kapitel 2.3.1 beschrieben, Standardabscherversuche

| Gruppe 1 | Gruppe 2 |
|---|---|
| **Serie 1, Serie 2** | **Serie 3** |
| Stahlbauwerkstück ist ein Bauteil | Stahlbauwerkstück setzt sich aus zwei gleichartigen Bauteilen zusammen |
| Herstellung des Push-Out Körpers in einem Stück | Push-Out Körper setzt sich aus zwei gleichen Versuchskörperhälften zusammen, die getrennt voneinander hergestellt werden |
| Push-Out Körper in vertikaler Lage betoniert | Push-Out Körper in horizontaler Lage liegend betoniert |
| | Versuchskörperhälften werden mit Gewindestangen zu einem Push-Out Körper zusammengefügt |

Tabelle 4.5: Unterscheidung der Versuchskörper der Serien 1, 2 und 3

unter Berücksichtigung der Vorgaben nach [EC405a] durchzuführen.

Die für diese Versuche erforderlichen sogenannten Push-Out Versuchskörper setzen sich nach Abb. 2.11 aus zwei bewehrten Betonscheiben und einem Stahlbauwerkstück zusammen. Bedingt durch deren Herstellungsprozess sind die Prüfkörper in zwei Gruppen zu trennen. Die Unterschiede und deren Zuordnung zu den jeweiligen Versuchsserien sind vorweg zusammengefasst in Tab. 4.5 aufgelistet.

Die Einzelkomponenten der Stahlbauwerkstücke sind jeweils zwei Dübelleisten und ein mit diesen verschweißtes Trägerelement. Alle im Zuge dieser Arbeit untersuchten Leisten besitzen abgesehen von jenen mit dem Kopfdübel zwei Stahlzähne und zwei Betondübel. Daraus resultiert ein weiterer nicht vollständiger Stahlzahn, der beim laufenden Versuch nicht aktiv an der Lasteinleitung in den Beton beteiligt ist.

Abb. 4.9 zeigt das Stahlbauwerkstück für den Prüfkörper *KrL-106-35*. Der prinzipielle Aufbau aller Werkstücke der Serien 1 und 2 entspricht diesem. Die Dübelleisten wurden mittels Brennschneiden aus einer Blechtafel herausgeschnitten. Nach dem Brechen der Kanten wurden diese nach Abb. 4.9 mit einer rundum laufenden Schweißnaht hochkant auf die beiden Flansche eines Stahlträgers $HE\,300\,M$ aufgeschweißt.

Bei den Stahlbauwerkstücken für die Prüfkörper der Serie 3 wurde auf das massive $HE\,300\,M$ Trägerstück verzichtet. Stattdessen wurden die wiederum aus einer Blechtafel durch Brennschneiden herausgeschnittenen Dübelleisten einzeln mit einer rundum laufenden Schweißnaht hochkant auf Bleche aufgeschweißt. Diese sind für ein späteres Zusammenfügen der zwei resultierenden Hälften zu einem Prüfkörper mit Bohrlöchern versehen. Dieser Umstand bedingte ein hohes Maß der Genauigkeit an deren Fertigung. Abb. 4.10 zeigt das Stahlbauwerkstück für den Prüfkörper *KrL-105-35*. Der prinzipielle Aufbau aller Werkstücke der Serie 3 entspricht diesem.

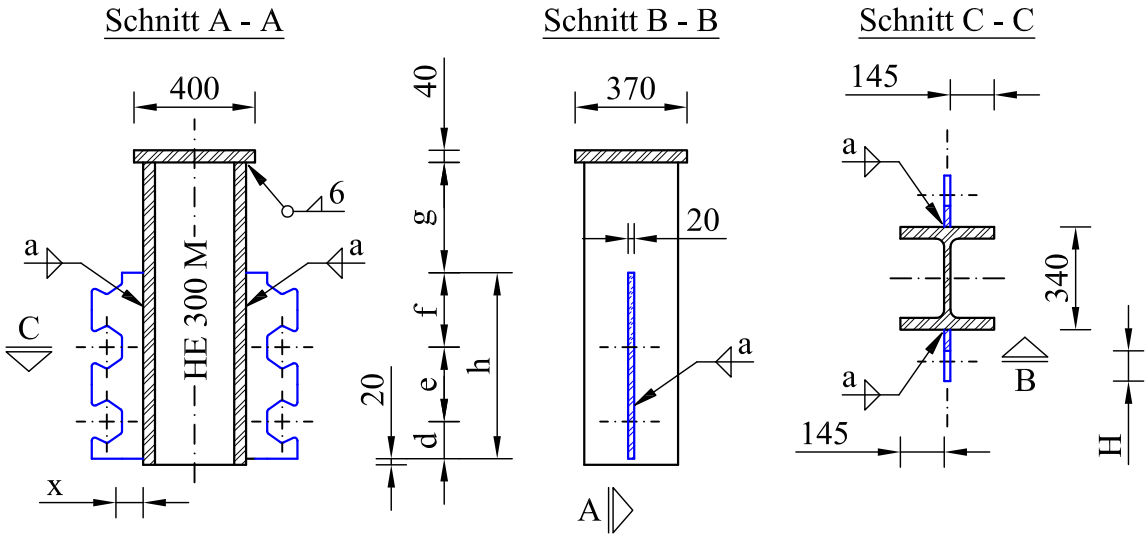



Abbildung 4.9: Stahlbauwerkstück für die Serien 1 und 2 am Beispiel *KrL-106-35*

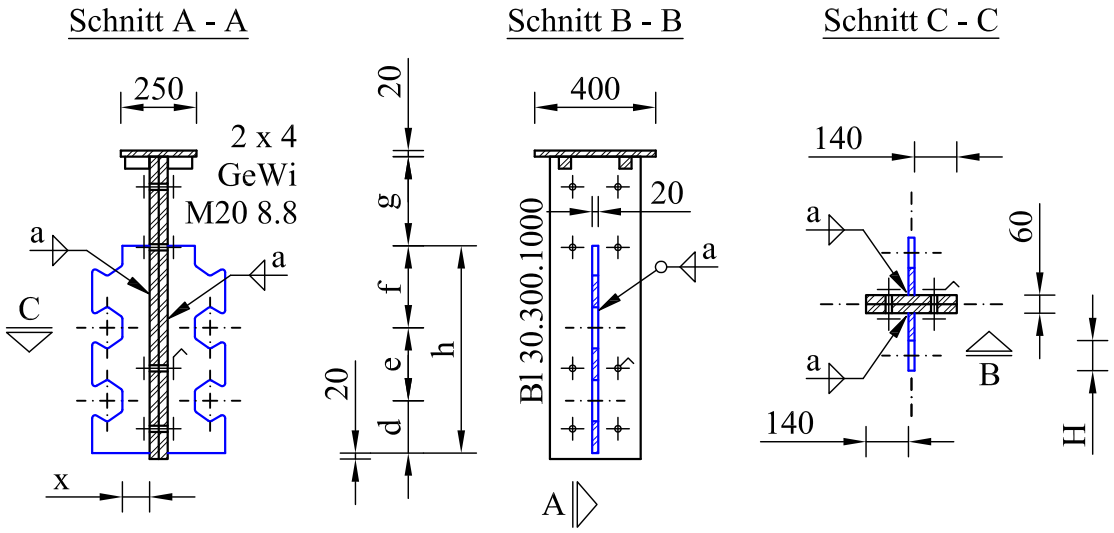



Abbildung 4.10: Stahlbauwerkstück für die Serie 3 am Beispiel *KrL-105-35*

In Tab. 4.6 sind die in den beiden Abbildungen dargestellten Werkstückparameter für alle 14 Stahlbauwerkstücke angegeben.

Die für den Push-Out Versuch erforderliche Druckkraft wird mit Hydraulikzylindern erzeugt. Die optimale Einleitung dieser Kraft in das Stahlbauwerkstück wird mit einer Kopfplatte sichergestellt. Bei den Prüfkörpern der Serien 1 und 2 war diese durch eine rundum laufende Schweißnaht mit dem $HE\,300\,M$-Trägerstück verbunden. Aufgrund der Trennung der Stahlbauwerkstücke der Serie 3 in zwei Hälften war dies nicht möglich. Hier erfolgte die Krafteinleitung über eine nicht fix mit dem Werkstück verbundene Kopfplatte, deren Lagesicherung mit insgesamt vier Knaggen sichergestellt wurde. Um ein planes Anliegen der Bleche an dieser zu erzielen, erfolgte deren Ablängen mit der Bandsäge.

| Geometrie-gruppe | Versuchskörper-ID | Serie | | | e | d | f | g | h | x | a |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | 1 | 2 | 3 | alle Maße in [mm] | | | | | | |
| Puzzle | PuL-180 | ■ | ■ | | 410 | 205 | 410 | 155 | 1025 | 70 | 8 |
| | PuL-L-180 | ■ | ■ | | | | | | | | 6 |
| | PuM-144 | ■ | | | 338 | 169 | 338 | 335 | 845 | | 8 |
| | PuM-S-144 | ■ | ■ | | | | | | | | 6 |
| | PuK-104 | ■ | ■ | | 258 | 169 | 258 | 335 | 645 | | 7 |
| Krone | KrL-75-36 | | | ■ | 183 | 159 | 228 | 410 | 570 | 90 | 7 |
| | KrL-76-35 | ■ | ■ | | 186 | 93 | 186 | 515 | 465 | 70 | 9 |
| | KrL-90-40 | | | ■ | 227 | 174 | 262 | 317 | 663 | 90 | 6 |
| | KrL-105-35 | | | ■ | 241 | 173 | 271 | 295 | 685 | | 7 |
| | KrL-105-45 | | | ■ | 278 | 191 | 301 | 209 | 771 | | 6 |
| | KrL-106-35 | ■ | ■ | | 246 | 123 | 246 | 365 | 615 | 70 | 9 |
| | KrL-120-48 | | | ■ | 301 | 195 | 325 | 159 | 821 | 90 | 7 |
| | KrR-76-48 | ■ | ■ | | 186 | 93 | 186 | 515 | 465 | 70 | 8 |
| Kopf | Ko-27 | | | ■ | 117 | 58 | 180 | 159 | 821 | 90 | 8 |

Tabelle 4.6: Zusammenfassung der Parameter aller 14 getesteten Stahlbauwerkstücke

Die planmäßigen Darstellungen aller Stahlbauwerkstücke sind zusätzlich auch im Anhang A abgebildet.

Die Push-Out Versuchskörper der Serien 1 und 2 bzw. der Serie 3, mit denen der Einfluss von Verbundmittelgeometrie, Bewehrung und Betongüte untersucht wurde, sind in Abb. 4.11 bzw. Abb. 4.12 dargestellt.

Die Herstellung erfolgte gemäß den Angaben in [EC405a] unter Berücksichtigung der speziellen Erfordernisse für die Dübelleisten. Dies betraf für alle drei Serien die Abmessungen der beiden Betonscheiben, deren Auflagerausbildung und die Austeilung der Bewehrung. Die Prüfkörper der Serie 3 unterscheiden sich zusätzlich von der in [EC405a] vorgeschlagenen Versuchsanordnung hinsichtlich des zur Lasteinleitung verwendeten Stahlteils (siehe auch Abb. 2.11. Die Zusammenfassung der in den beiden Abbildungen dargestellten variierenden Prüfkörperabmessungen aller 21 Push-Out Versuchskörper zeigt Tab. 4.7.

Der in [EC405a] vorgeschlagene Versuchskörper dient zur Ermittlung der Beanspruchbarkeit eines Verbundmittels, wobei die Betonplatte entsprechend einer praktischen Anwendung direkt am Flansch eines Walzprofils oder geschweißten Blechträgers anliegt (Abb. 2.11). Aufgrund einer möglichen positiven Beeinflussung der Schubverbindung, welche schwer zu quantifizieren ist, wurde diese Vorgehensweise für die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführten Push-Out Versuche nicht angewendet.

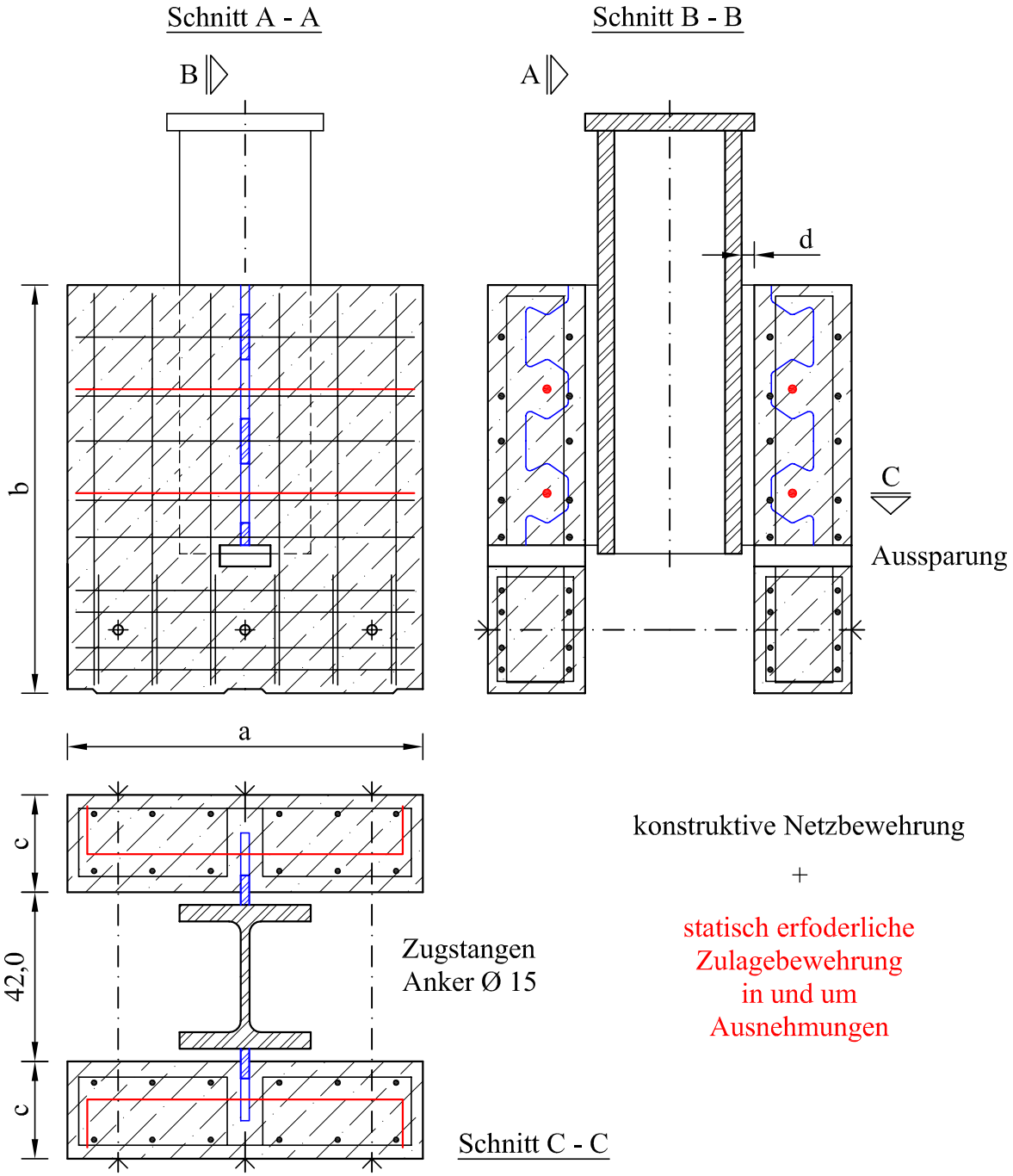



Abbildung 4.11: Push-Out Versuchskörper für die Serien 1 und 2 am Beispiel *KrL-106-35* der Serie 2

Entgegen den Vorgaben erfolgte das Betonieren der beiden Betonplatten bewusst mit einem Abstand von $4,0\,cm$ (Serie 1), $3,0\,cm$ (Serie 2) und $4,6\,cm$ (Serie 3) von den jeweiligen Stahlgurten. Ein positiver Einfluss auf die Wirkungsweise des Schubverbinders durch eine rückstellende Kraft, erzeugt durch ein Abstützen des Betongurts auf dem Stahlgurt, wird dadurch vermieden. In Folge dieser gewählten Vorgehensweise musste die Oberseite des Stahlträgers in der horizontalen Verbundfuge der Push-Out Körper entgegen der Vorgaben in [EC405a] nicht eingefettet werden.

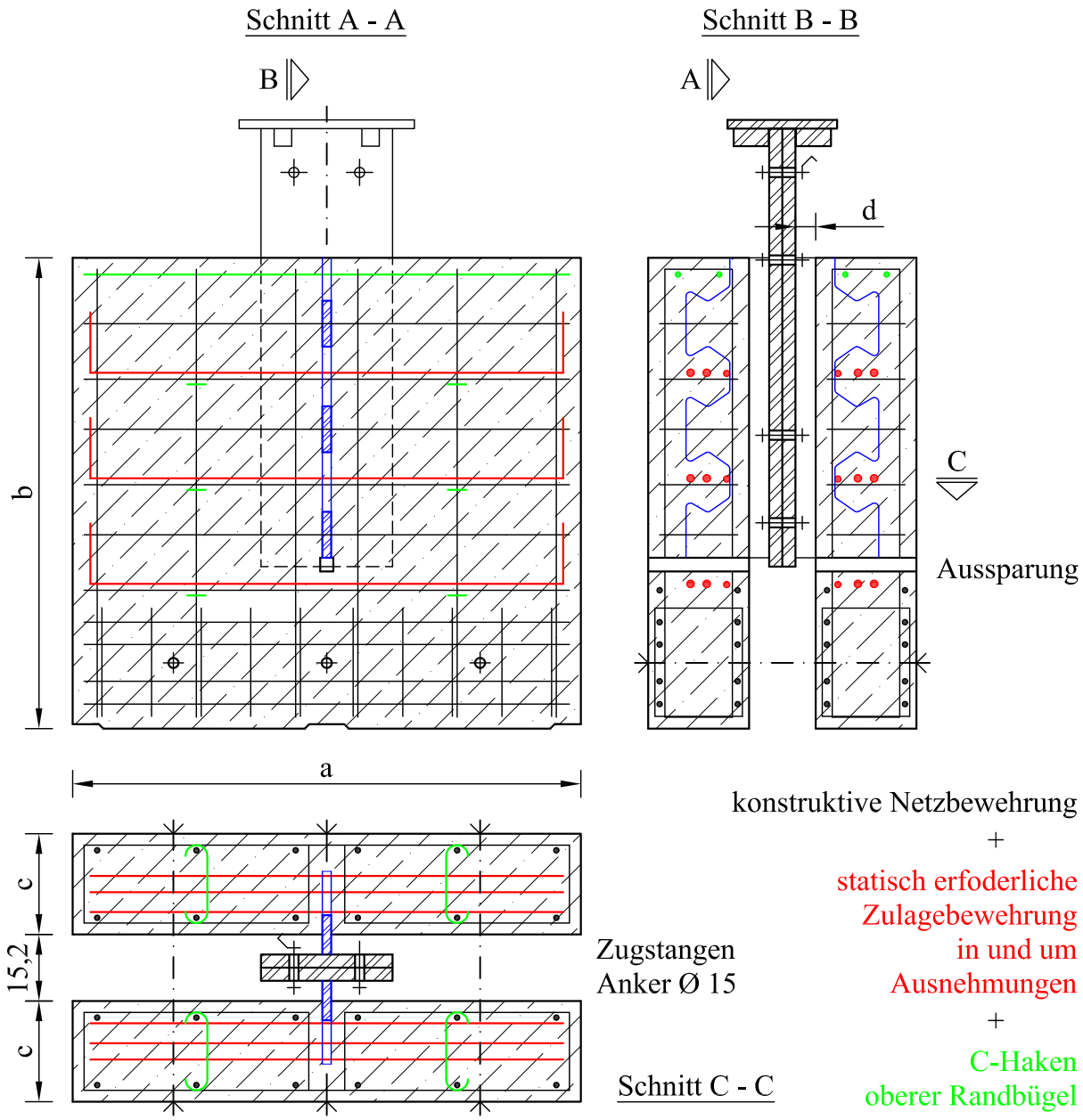



Abbildung 4.12: Push-Out Versuchskörper für die Serie 3 am Beispiel *KrL-105-35*

Mögliche praktische Ausführungsbeispiele für eine Verdübelung mit Kronendübeln sind in Abb. 4.13 dargestellt. In beiden Fällen existiert einseitig keine Unterstützung durch den Stahlgurt.

Der bewusst gewählte Abstand stellt auch sicher, dass eine Beobachtung von Geschehnissen auf der Innenseite der Betonscheiben während der Versuchsdurchführung möglich ist. Beispiel dafür sind schollenartige Ausbrüche, die nach [Zap01] (siehe Kapitel 2.3.3 und Abb. 2.26) eine maßgebende Versagensform darstellen können.

| Geometrie-gruppe | Versuchskörper-ID | Serie | | | a | b | c | d |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | 1 | 2 | 3 | alle Maße in [mm] | | | |
| Puzzle | PuL-180 | ■ | | | 134 | 151 | 22 | 4 |
| | | | ■ | | 116 | 137 | 23 | 3 |
| | PuL-L-180 | ■ | | | 134 | 142 | 22 | 4 |
| | | | ■ | | 116 | 137,5 | 23 | 3 |
| | PuM-144 | ■ | | | 134 | 133 | 22 | 4 |
| | PuM-S-144 | ■ | | | 134 | 133 | 22 | 4 |
| | | | ■ | | 100 | 119,5 | 23 | 3 |
| | PuK-104 | ■ | | | 134 | 113 | 22 | 4 |
| | | | ■ | | 84 | 99,5 | 23 | 3 |
| Krone | KrL-75-36 | | | ■ | 116 | 96 | 23 | 4,6 |
| | KrL-76-35 | ■ | | | 134 | 95 | 22 | 4 |
| | | | ■ | | 84 | 81,5 | 23 | 3 |
| | KrL-90-40 | | | ■ | 116 | 105,3 | 23 | 4,6 |
| | KrL-105-35 | | | ■ | 116 | 107,5 | 23 | 4,6 |
| | KrL-105-45 | | | ■ | 134 | 116,1 | 23 | 4,6 |
| | KrL-106-35 | ■ | | | 134 | 110 | 22 | 4 |
| | | | ■ | | 84 | 96,5 | 23 | 3 |
| | KrL-120-48 | | | ■ | 134 | 121,1 | 23 | 4,6 |
| | KrR-76-48 | ■ | | | 134 | 86 | 22 | 4 |
| | | | ■ | | 84 | 81,5 | 23 | 3 |
| Kopf | Ko-27 | | | ■ | 134 | 121,1 | 23 | 4,6 |

Tabelle 4.7: Zusammenfassung der Prüfkörperabmessungen aller 21 durchgeführten Push-Out Versuche

Eine Zusammenfassung der bei den einzelnen Versuchskörpern eingelegten Bewehrung ist nachfolgend angeführt. Tab. 4.8 beinhaltet die Grundbewehrung für den Auflagerbereich und den Betongurt im Bereich der Dübelleiste. Getrennt dazu sind in Tab. 4.9 die aus der Modellbildung resultierende statisch erforderliche Zulagebewehrung und die aus konstruktiven Gründen zusätzlich erforderliche Bewehrung angegeben. Zur Definition der horizontal bzw. vertikal angeordneten Bügelbewehrung wird auf Abb. 4.11 verwiesen. Die in Schnitt $C - C$ dargestellte entspricht der horizontalen, die in Schnitt $B - B$ sichtbare der vertikalen.

Die Versuche der Serie 1 sind als Startversuche zum Sammeln von ersten Erfahrungswer-

| Versuchs-körper ID | Serie | | | Auflagerbereich | | | Bereich Dübelleiste | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | horizontal | | vertikal | horizontal | | vertikal |
| | 1 | 2 | 3 | BU ∅10 | BU ∅12 | BU ∅8 | BU ∅10 | BU ∅12 | BU ∅10 |
| **Geometriegruppe: Puzzle** | | | | | | | | | |
| PuL-180 | ■ | | | | 6 | 15 | 5 | | 6 |
| | | ■ | | | 4 | 10 | | 5 | |
| PuL-L-180 | ■ | | | | 4 | 11 | 5 | | |
| | | ■ | | | | 10 | | | |
| PuM-144 | ■ | | | | 6 | 15 | 4 | | |
| PuM-S-144 | ■ | | | | 6 | 11 | 4 | | |
| | | ■ | | | 4 | 10 | | 5 | |
| PuK-104 | ■ | | | | 6 | 11 | 4 | | |
| | | ■ | | 4 | | 6 | 5 | | |
| **Geometriegruppe: Krone** | | | | | | | | | |
| KrL-75-36 | | | ■ | 4 | | 10 | 6 | | 6 |
| KrL-76-35 | ■ | | | | 6 | 11 | 3 | | |
| | | ■ | | 4 | | 6 | 5 | | |
| KrL-90-40 | | | ■ | 4 | | 10 | 6 | | |
| KrL-105-35 | | | ■ | 4 | | 10 | 6 | | |
| KrL-105-45 | | | ■ | 4 | | 10 | 9 | | |
| KrL-106-35 | ■ | | | | 6 | 11 | 4 | | |
| | | ■ | | 4 | | 6 | 5 | | |
| KrL-120-48 | | | ■ | 4 | | 10 | 9 | | |
| KrR-76-48 | ■ | | | | 4 | 11 | 3 | | |
| | | ■ | | 4 | | 6 | 5 | | |
| **Geometriegruppe: Kopf** | | | | | | | | | |
| Ko-27 | | | ■ | 4 | | 10 | 8 | | 6 |

Tabelle 4.8: Grundbewehrung für den Auflagerbereich und den Betongurt im Bereich der Dübelleiste

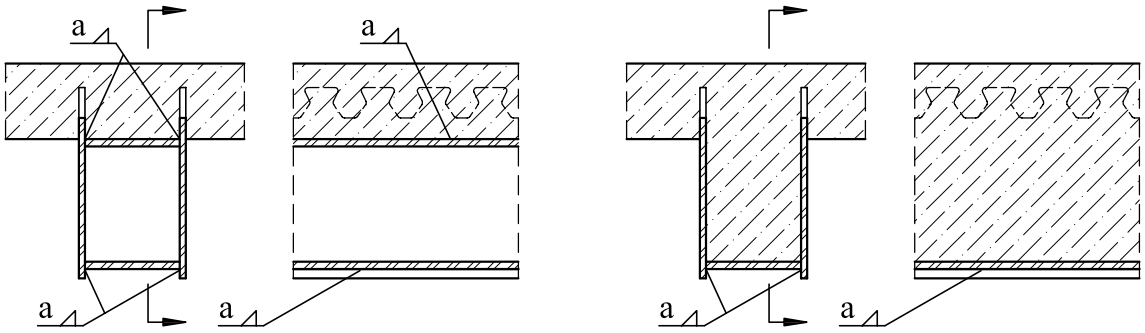



Abbildung 4.13: Mögliche Ausführungsbeispiele ohne positiver Unterstützung durch den Stahlgurt

| Versuchs-körper ID | Serie | | | stat. erf. Zulagebewehrung | | obere Randein-fassung | Aufnahme der Abtriebs-kräfte |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | in | um | | |
| | 1 | 2 | 3 | die Ausnehmungen | | | |
| **Geometriegruppe: Puzzle** | | | | | | | |
| PuL-180 | | ■ | | 4 ∅ 16 | 5 ∅ 14 | | |
| PuL-L-180 | | ■ | | 4 ∅ 12 | 5 ∅ 10 | | |
| PuM-S-144 | | ■ | | 4 ∅ 14 | 5 ∅ 12 | | |
| PuK-104 | | ■ | | 4 ∅ 12 | 3 ∅ 12 | | |
| **Geometriegruppe: Krone** | | | | | | | |
| KrL-75-36 | | | ■ | 3 ∅ 12 + 3 ∅ 14 | | 1 BU ∅ 10 | C-Haken |
| KrL-76-35 | | ■ | | 2 ∅ 12 | | | |
| KrL-90-40 | | | ■ | 3 ∅ 12 + 6 ∅ 14 | | 1 BU ∅ 10 | C-Haken |
| KrL-105-35 | | | ■ | 3 ∅ 12 + 6 ∅ 14 | | 1 BU ∅ 10 | C-Haken |
| KrL-105-45 | | | ■ | 3 ∅ 12 + 6 ∅ 14 | | 1 BU ∅ 10 | C-Haken |
| KrL-106-35 | | ■ | | 2 ∅ 16 | | | |
| KrL-120-48 | | | ■ | 3 ∅ 12 + 6 ∅ 16 | | 1 BU ∅ 10 | C-Haken |
| KrR-76-48 | | ■ | | 2 ∅ 12 | | | |
| **Geometriegruppe: Kopf** | | | | | | | |
| Ko-27 | | | ■ | 8 BU ∅ 10 | | 1 BU ∅ 10 | C-Haken |

Tabelle 4.9: Statisch erforderliche Zulagebewehrung und zusätzliche konstruktiv erforderliche Bewehrung

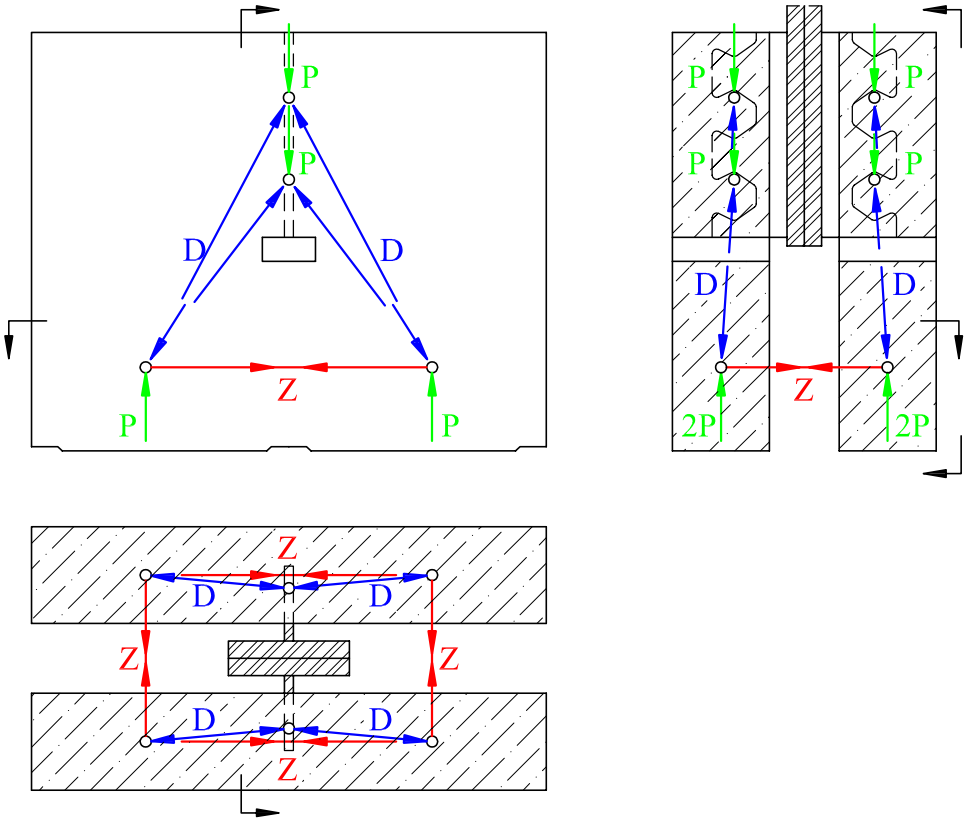



Abbildung 4.14: Lastabtragungsmodell für den Push-Out Versuchskörper

ten zu betrachten. Dementsprechend entsprach die Bewehrung der Betongurte im Bereich der Dübelleisten der in [EC405a] angegebenen Mindestbewehrung. Die quer zu den Leisten geführten Bügel konnten durch die in den Betongurt hinein stehenden Bleche nicht geschlossen werden. Auf das Einlegen einer zusätzlichen Querbewehrung wurde aber verzichtet. Damit existierte an der Innenseite der Betongurte keine durchgängige konstruktive Netzbewehrung.

Das Lastabtragungsprinzip des Prüfkörpers entspricht sowohl in der Ebene der Betonscheiben als auch senkrecht dazu einem Sprengwerk (Abb. 4.14), wodurch im Auflagerbereich Horizontalkräfte entstehen. Aus diesem Grund wurde basierend auf einer geschätzten Verbundmitteltragfähigkeit im Auflagerbereich der Betonscheiben eine als Zugband wirkende statisch erforderliche Bewehrung angeordnet. Die im rechten Winkel dazu auftretenden Zugbandkräfte wurden von Ankerstangen, die durch beide Betongurte durchführten und mit Ankermuttern handfest angezogen waren, aufgenommen.

Am lastfernen Ende der Dübelleiste wurde in beiden Betongurten eine Aussparung angeordnet, um den Leisten an deren lastfernen Stirnflächen keinen Widerstand entgegenzustellen (Abb. 4.11).

Grundlage der konstruktiven Durchbildung der Versuchskörper der Serie 2 war das in den Grundzügen fertig gestellte und auf den Ergebnissen der Serie 1 (Kapitel 5.1.2 und 5.1.3) und den daraus resultierenden Erkenntnissen (Kapitel 5.2.1) aufbauende Tragmodell nach Kapitel 3. Mit diesem erfolgte die Ermittlung der Verbundmitteltragfähigkeit nicht nur

für die Versuche mit Kronendübel, sondern auch für diejenigen mit Puzzeldübel. Ausgehend von den errechneten Werten wurden Betongüteklasse und Bewehrung festgelegt. Die Bewehrung im Auflagerbereich und im Bereich der Dübelleiste entsprach dabei dem Prinzip der Serie 1. Die Anordnung der statisch erforderlichen Zulagebewehrung erfolgte in den Ausnehmungen der Dübelleisten. War dies auf Grund des erforderlichen Bewehrungsquerschnitts unter Be-rücksichtigung der Rissbreitenbeschränkung nicht möglich, wurde diese auch um die Ausnehmung herum angeordnet.

Für die Prüfkörper der Serie 3 erfolgten die Ermittlung der Verbundmitteltragfähigkeit und die daraus resultierende Festlegung von Betongüteklasse und Bewehrung mit dem fertig entwickelten Tragmodell. Zur Rückführung der erstmals berücksichtigten Abhebekräfte zur Dübelleiste wurden C-Haken vorgesehen. Die konstruktive Durchbildung selbst entsprach prinzipiell derjenigen für die Serie 2. Ergänzend wurden aber die aus den Ergebnissen der Serie 2 (Kapitel 5.1.4 und 5.1.5) abgeleiteten Erkenntnisse (Kapitel 5.2.2) konstruktiv mit berücksichtigt. Folge waren ein zusätzlicher horizontaler Bügel beim lastnahen Ende der Dübelleiste und eine Aussparungen in den beiden Betongurten, die auf ein Minimum der Größe reduziert wurde (Abb. 4.12).

Abb. 4.15 zeigt die Entwicklung der Bewehrung anhand der Prüfkörper *KrL-106-35* (Serie 1 und 2) und *KrL-105-35* (Serie 3). Dies ist mittels dieser drei Beispiele möglich und besonders anschaulich, da die geometrische Formgebung der Stahlkronen für beide Ausführungsvarianten annähernd identisch ist.

Die Pläne aller Prüfkörper sind incl. Bewehrungsplan und Konstruktionszeichnung des jeweiligen Stahlbauwerkstücks in Anhang A abgebildet.

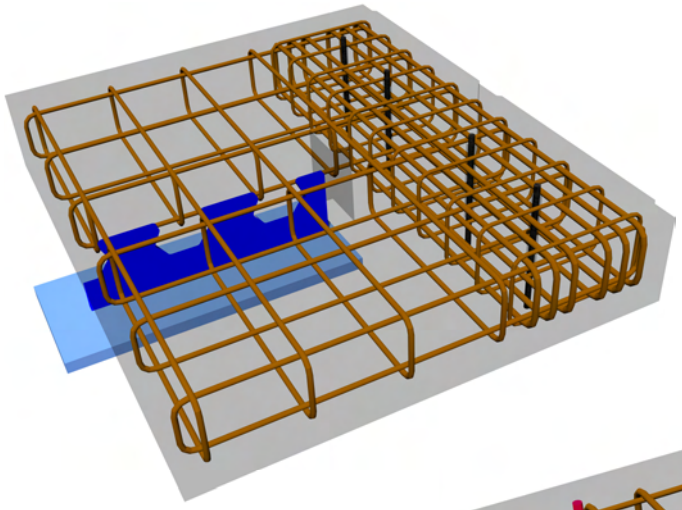
## 4.5 Herstellung der Versuchskörper

Alle generellen Angaben zu den Stahlbauteilen (Abb. 4.9, Abb. 4.10), zu den Prüfkörpern (Abb. 4.11, Abb. 4.12) und zur Bewehrung wurden in Kapitel 4.4 angegeben.

Die Herstellung aller Stahlbauteile erfolgte wie die der Bewehrungskörbe für die Serie 3 durch externe Firmen nach den in Anhang A angegebenen Konstruktionszeichnungen. Die Stahlbauteile der Serie 1 wurden nach Herauslösen aus den Prüfkörpern für die Serie 2 wiederverwendet.

Die Herstellung der Push-Out Körper der Serie 1 erfolgte auf einem zur Verfügung gestellten Bauplatz, die der Serien 2 und 3 im Labor für Bauteilversuche des Instituts für Tragkonstruktionen der TU Wien. Die notwendigen Arbeiten waren jeweils: Richten eines Schalbodens, Aufbau der Schalung, Einheben und Einrichten der Stahlbauteile, Binden der Bewehrungskörbe und Einbau in die Schalung sowie die Betonierarbeiten incl. Herstellen der Probewürfel zur Bestimmung der Betondruckfestigkeit. Einen Überblick über die Tätigkeiten zeigen Abb. 4.16 und Abb. 4.17.

Herstellungstechnisch bedingt erfolgte das Betonieren der beiden Betongurte der Prüfkörper für die Serien 1 und 2 entgegen den Vorgaben [EC405a] in vertikaler Lage. Die Betongurte der Prüfkörper für die Serie 3 wurden wie die Gurte von Verbundträgern nach [EC405a]

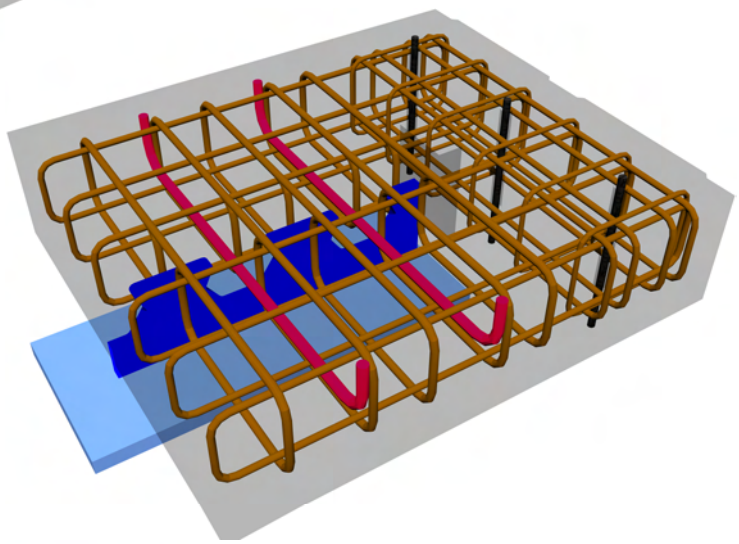


***KrL-106-35* - Serie 1**

Mindestbewehrung

Auflagerbewehrung

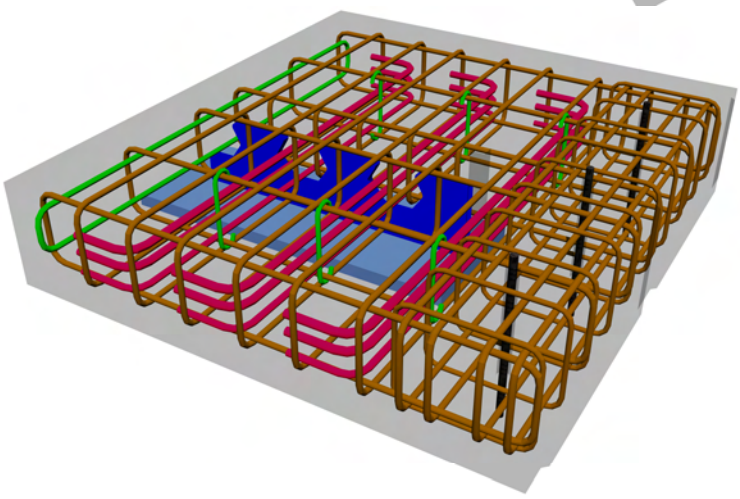
Anker2



***KrL-106-35* - Serie 2**

zusätzlich:

Querbewehrung in den Ausnehmungen



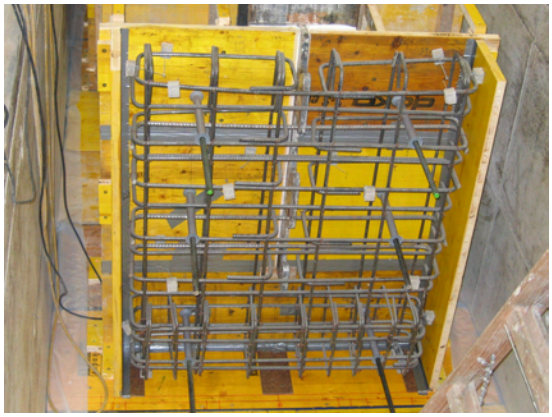
***KrL-105-35* - Serie 3**

zusätzlich:

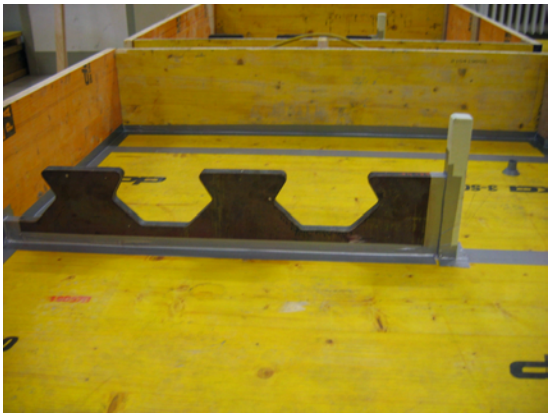
C-Haken

Oberer Randbügel

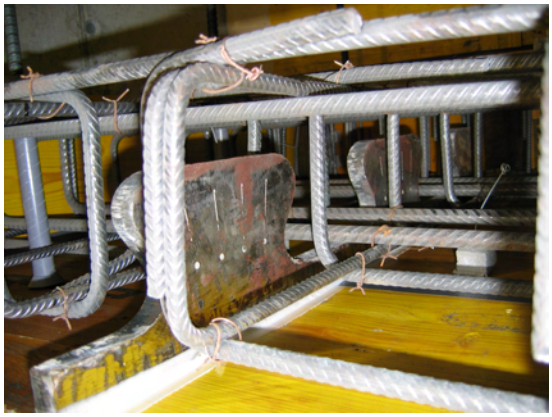
Abbildung 4.15: Entwicklung der Bewehrung anhand der Prüfkörper *KrL-106-35* bzw. *KrL-105-35*



(a) Schalung vertikal incl. Bewehrung Serie 2



(b) Schalung horizontal incl. Dübelleiste Serie 3



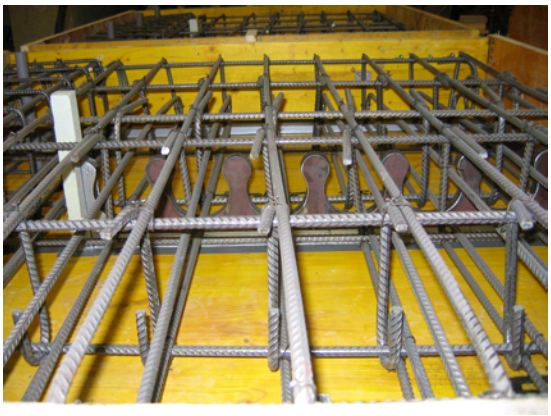
(c) Vertikal eingebauter Bewehrungskorb Serie 2



(d) Horizontal eingebauter Bewehrungskorb Serie 3



(e) Fertige Schalung mit eingehobenen Bewehrungskörben Serie 1



(f) Kopfdübelleiste mit Bewehrung und C-Haken Serie 3

Abbildung 4.16: Überblick über Schalungs- und Bewehrungsarbeiten für die Prüfkörper der Serien 1, 2 und 3



(a) Verdichten mit Innenrüttler Serie 1



(b) Betonieren mit Pumpbeton Serie 3

Abbildung 4.17: Betonierarbeiten

in horizontaler Lage betoniert. Das Betonieren aller Prüfkörper einer Serie erfolgte jeweils an einem Tag. Zum Verdichten wurden Innenrüttler verwendet. Bis zum Entfernen der Schalung nach 7 Tagen wurden die freien Oberflächen vor einem zu schnellen Austrocknen mit Kunststofffolien abgedeckt und zusätzlich feucht gehalten.

Die Versuchsdurchführung mit den jeweiligen Prüfkörpern erfolgte frühestens 29 Tage bis spätestens 126 Tage nach deren Herstellung (Tab. 4.11).

## 4.6 Materialkennwerte

### 4.6.1 Beton

Die verwendeten Betonsorten waren für die Serie 1 Beton $C\,25/30\,F52\,GK22\,CEM32,5R$ und für die Serien 2 und 3 Beton $C\,40/50\,F52\,GK16\,CEM42,5R$.

Bei jedem Betoniervorgang wurden Probewürfel mit 150 mm Kantenlänge gemäß den Vorgaben nach [ONB83] hergestellt, gelagert und zwecks Ermittlung der Betondruckfestigkeit $f_{cm,zyl}\,(t)$ geprüft. Die durch das Abdrücken der Würfel erhaltenen Festigkeitswerte $\beta_{WN(150mm),i}$ stellen den Grundwert zur Bestimmung aller erforderlichen Materialkennwerte zum Nachrechnen der Versuche dar. Die Prüfung selbst erfolgte durch die Technische Versuchs- und Forschungsanstalt TVFA der TU Wien bzw. durch das Labor für Bauteilversuche des Instituts für Tragkonstruktionen der TU Wien. Im Rahmen einer Konformitätskontrolle wird zusätzlich kontrolliert, ob die Druckfestigkeit des jeweils verwendeten Betons den in [ONB02] festgelegten Anforderungen entspricht und damit tatsächlich seiner Festigkeitsklasse zugeordnet werden kann.

Da der Nachweis der Festigkeitsklasse an Würfeln mit 150 $mm$ Kantenlänge erfolgte, müssen die durch Versuche erhaltenen Werte gemäß [ONB02] mit dem Faktor $0,92$ multipliziert werden. Nur so können diese mit den für die Würfelfestigkeit geforderten Anforderungen an die Festigkeitswerte (gelten für Würfel mit 200 $mm$ Kantenlänge) verglichen

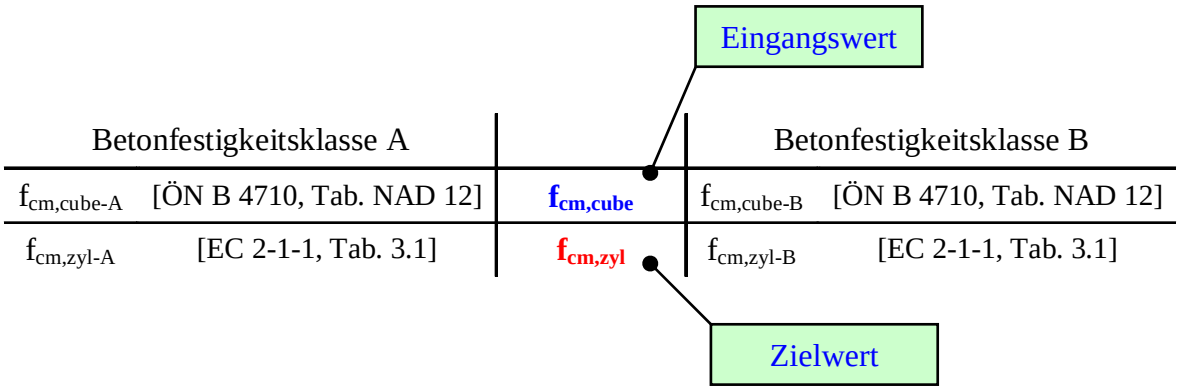



Abbildung 4.18: Ermittlung von $f_{cm,zyl}$

werden. Für Normalbeton bis $C\,55/67$ gilt:

$$f_{c,cube,i} = 0,92 \cdot \beta_{WN(150mm),i} \tag{4.1}$$

Durch Mittelwertbildung aller Würfeldruckfestigkeiten $f_{c,cube,i}$ des Betons einer Serie erhält man die mittlere Würfeldruckfestigkeit $f_{cm,cube}\,(t)$ für den jeweiligen Prüftag. Die Prüfungen erfolgten nie exakt 28 Tage nach dem Betonieren. Den Angaben in [EC204] bzw. [CEB93] entsprechend darf der zeitliche Verlauf der Druckfestigkeitswerte mit Gleichung (4.2) berechnet werden. Für weiterführende Berechnungsschritte wird demnach die mittlere Würfeldruckfestigkeit $f_{cm,cube}$ für ein Alter von 28 Tagen bestimmt.

$$f_{cm,cube} = \frac{f_{cm,cube}\,(t)}{\beta_{cc}\,(t)} \tag{4.2}$$

Dabei ist

$$\beta_{cc}\,(t) = \exp\left[s \cdot \left(1 - \sqrt{\frac{28d}{t}}\right)\right] \tag{4.3}$$

Mit dem Wert $s$ wird die verwendete Zementart berücksichtigt. Dieser kann aus [EC204] entnommen werden. Um aber jene Festigkeitswerte bestimmen zu können, die für die Versuchskörpernachrechnung erforderlich sind, ist der Mittelwert der Zylinderdruckfestigkeit $f_{cm,zyl}$ aus dem Mittelwert der Würfeldruckfestigkeit $f_{cm,cube}$ zurückzurechnen. Die Vorgehensweise dazu zeigt Abb. 4.18. Die Werte der beiden Betonfestigkeitsklassen, zwischen denen gemäß Gl. (4.4) linear interpoliert wird, sind der *Tab. NAD 12* in [ONB02] bzw. der *Tab. 3.1* in [EC204] entnommen.

$$f_{cm,zyl} = f_{cm,zyl-A} + \frac{(f_{cm,zyl-B} - f_{cm,zyl-A}) \cdot (f_{cm,cube} - f_{cm,cube-A})}{(f_{cm,cube-B} - f_{cm,cube-A})} \tag{4.4}$$

Die Zusammenstellung der Druckfestigkeiten, die mit den Würfelprüfungen für den Beton der Prüfkörperserien 1 bis 3 ermittelt wurden, sind zusammen mit den nach Gl. (4.1) bis Gl. (4.4) berechneten Werten in Tab. 4.10 dargestellt.

| Serie | Betonalter + Zementart | $\beta_{WN(150mm),i}$ | $f_{c,cube,i}$ | $f_{cm,cube}(t)$ | $\beta_{cc}(t)$ | $f_{cm,cube}$ | $f_{cm,zyl}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | alle Werte in [N/mm$^2$] | | | | | |
| | | | Gl. (4.1) | | Gl. (4.3) | Gl. (4.2) | Gl. (4.4) |
| 1 | 15 Tage CEM32,5R s = 0,25 | 42,3 | 38,9 | 38,4 | 0,91 | 42,1 | 36,6 |
| | | 40,2 | 37,0 | | | | |
| | | 40,6 | 37,4 | | | | |
| | | 43,8 | 40,3 | | | | |
| 2 | 34 Tage CEM42,5R s = 0,2 | 65,3 | 60,1 | 60,5 | 1,02 | 60,3 | 49,9 |
| | | 65,1 | 59,9 | | | | |
| | | 63,8 | 58,7 | | | | |
| | | 66,7 | 61,3 | | | | |
| | | 67,3 | 61,9 | | | | |
| | | 66,2 | 60,9 | | | | |
| | 43 Tage CEM42,5R s = 0,2 | 69,3 | 63,8 | 63,6 | 1,04 | | |
| | | 71,7 | 66,0 | | | | |
| | | 70,3 | 64,7 | | | | |
| | | 67,4 | 62,0 | | | | |
| | | 68,8 | 63,3 | | | | |
| | | 67,1 | 61,7 | | | | |
| 3 | 31 Tage CEM42,5R s = 0,2 | 45,5 | 41,8 | 43,1 | 1,01 | 42,7 | 37,1 |
| | | 46,0 | 42,3 | | | | |
| | | 49,1 | 45,1 | | | | |

Tabelle 4.10: Zusammenstellung der Druckfestigkeiten gemäß den Würfelprüfungen

Mit der analytischen Beziehung Gl. (4.5) wird gemäß [EC204] und [CEB93] für $f_{cm,zyl}$ die charakteristische Zylinderdruckfestigkeit ermittelt.

$$f_{ck,zyl} = f_{cm,zyl} - 8\ N/mm^2 \tag{4.5}$$

Somit sind alle erforderlichen Werte bestimmt, um ausgehend von einer 28-Tage-Festigkeit die Festigkeitswerte für jene Tage bestimmen zu können, an dem die jeweiligen Push-Out Versuche durchgeführt wurden. Dies sind die mittlere Zylinderdruckfestigkeit $f_{cm,zyl}\,(t)$, der E-Modul $E_{cm}\,(t)$ und die mittlere Zugfestigkeit $f_{ctm,zyl}\,(t)$.

| Serie | Versuchs-körper ID | Betonalter bei Versuch [d] | $f_{cm,zyl}(t)$ | $E_{cm}(t)$ | $E_{cm,exp}(t)$ | $f_{ck,zyl}$ | $f_{ctm,zyl}(t)$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | alle Werte in [N/mm$^2$] | | | | |
| | | | Gl. (4.6) | Gl. (4.7) | | Gl. (4.5) | Gl. (4.8) |
| 1 | PuL-180 | 86 | 40,8 | 33537 | | 28,6 | 3,03 |
| | PuL-L-180 | 126 | 41,8 | 33787 | | | 3,08 |
| | PuM-144 | 90 | 40,9 | 33569 | | | 3,04 |
| | PuM-S-144 | 91 | 40,9 | 33577 | | | 3,04 |
| | PuK-104 | 95 | 41,1 | 33606 | | | 3,05 |
| | KrL-76-35 | 96 | 41,1 | 33613 | | | 3,05 |
| | KrL-106-35 | 97 | 41,1 | 33620 | | | 3,05 |
| | KrL-76-48 | 98 | 41,1 | 33627 | | | 3,05 |
| 2 | PuL-180 | 38 | 51,3 | 35936 | 36599 | 41,9 | 3,71 |
| | PuL-L-180 | 38 | 51,3 | 35936 | | | 3,71 |
| | PuM-S-144 | 41 | 51,7 | 36005 | | | 3,72 |
| | PuK-104 | 37 | 51,2 | 35911 | | | 3,70 |
| | KrL-76-35 | 36 | 51,1 | 35885 | | | 3,70 |
| | KrL-106-35 | 36 | 51,1 | 35885 | | | 3,70 |
| | KrR-79-48 | 35 | 51,0 | 35858 | | | 3,69 |
| 3 | KrL-75-36 | 31 | 37,4 | 32684 | | 29,1 | 2,87 |
| | KrL-90-40 | 29 | 37,2 | 32621 | | | 2,86 |
| | KrL-105-35 | 29 | 37,1 | 32621 | | | 2,86 |
| | KrL-105-45 | 30 | 37,3 | 32654 | | | 2,86 |
| | KrL-120-48 | 31 | 37,4 | 32684 | | | 2,87 |
| | Ko-27 | 30 | 37,3 | 32654 | | | 2,86 |

Tabelle 4.11: Zusammenfassung der Betonkennwerte

Die jeweils erforderlichen analytischen Beziehungen sind [EC204] und [CEB93] entnommen und nachfolgend angeführt:

$$f_{cm,zyl}(t) = f_{cm,zyl} \cdot \beta_{cc}(t) \tag{4.6}$$

$$E_{cm}(t) = 1,22 \cdot \left(\frac{f_{cm,zyl}}{10}\right)^{0,3} \tag{4.7}$$

$$f_{ctm,zyl}(t) = 1,40 \cdot \left(\frac{f_{ck,zyl}}{10}\right)^{2/3} \cdot [\beta_{cc}(t)]^{\alpha} \tag{4.8}$$

Die errechneten mittleren Materialkennwerte sind für alle Versuchskörper zum Zeitpunkt des jeweils durchgeführten Push-Out Versuchs in Tab. 4.11 zusammengestellt. Für den Beton der Serie 2 wurden zusätzlich Prismen zur Bestimmung des E-Moduls hergestellt. Auch hier erfolgten Herstellung, Lagerung und Prüfvorgang gemäß den Vorgaben in [ONB83]. Der versuchstechnisch ermittelte Wert für den E-Modul $E_{cm,exp}(t)$ des Betons der Serie 2 ist ebenfalls angegeben. Wie Tab. 4.11 zeigt, ist der Unterschied zwischen Rechenwert und experimentellem Wert sehr gering. Abschließend ist anzumerken, dass die Ermittlung von $f_{ctm,cyl}(t)$ und damit auch von $f_{ck,zyl}$ für die Modellierung der Push-Out Versuche mittels eines Finite-Elemente Softwarepaketes erfolgte (siehe Kapitel 1). Zum Nachrechnen der Versuchsergebnisse sind diese nicht von Bedeutung. Für die Querdehnzahl werden die in [EC204] angeführten Werte mit $\nu = 0,2$ für ungerissenen und $\nu = 0$ für gerissenen Beton herangezogen. Gemäß [Rei05] wird für den in Kapitel 3.3.5 beschriebenen hochbeanspruchten Druck-Druck-Druck Knotenbereich mit $\nu = 0,5$ eine überproportionale Zunahme der Querdehnung infolge einer Mikrorissbildung berücksichtigt.

Die Werte der mittleren Betondruckfestigkeit $f_{cm,cube}$ für den Beton der Versuchskörper der Serien 1 und 2 liegen über den in [ONB02] geforderten Mindestwerten, so dass diese den gemäß Lieferschein bestellten Festigkeitsklassen $C\,25/30$ bzw. $C\,40/50$ zugeordnet werden können. Eine Ausnahme bildet die mittlere Würfelfestigkeit für den Beton der Serie 3. Diese beträgt $42,7\ N/mm^2$ (Tab. 4.10) und liegt damit ca. 26% unter dem in [ONB02] geforderten Mindestwert von $58\ N/mm^2$. Die zerstörungsfreie Überprüfung der erzielten Würfelfestigkeiten mit einem *Schmidt*-Hammer an den Versuchskörpern bestätigte die Werte.

### 4.6.2 Baustahl der Dübelbleche

Für die Dübelbleche aller drei Serien wurde ein Baustahl $S\,355\ J2+N$ verwendet. Die Bestimmung der Kennwerte für das Material der Serien 1 und 2 erfolgte durch die Qualitätsstelle der *Voestalpine Grobblech Gmbh*. Die Bestimmung der Kennwerte für das Material der Serie 3 erfolgte durch die Qualitätsstelle von *Palini e Bertoli S.p.A*. Die mittels Zugversuch ermittelten Werte für die Proportionalitätsgrenze $R_{p0,2}$, die obere Streckgrenze $R_{eH}$, die Zugfestigkeit $R_m$ und die Bruchdehnung $A$ sind in Tab. 4.12 wiedergegeben. Jeweils fehlende Werte wurden von den Firmen nicht bekannt gegeben.

| Bauteil | Serie | $R_{p0,2}$ | $R_{eH}$ | $R_m$ | A |
|---|---|---|---|---|---|
| | | [N/mm$^2$] | [N/mm$^2$] | [N/mm$^2$] | [%] |
| Dübelblech t = 20 mm | 1, 2 | 344 | 363 | 509 | |
| Dübelblech t = 20 mm | 3 | | 384 | 539 | 26,4 |

Tabelle 4.12: Werkstoffkennwerte der Dübelbleche

## 4.7 Prüfrahmen, Messtechnik und Versuchsregelung

Die Versuchsdurchführung der Standard-Abscherversuche erfolgte im Labor für Bauteilversuche des Instituts für Tragkonstruktionen an der TU Wien. Die maximale Prüfkapazität der vier servohydraulisch gesteuerten Druckzylinder des Prüfrahmens beträgt bei einer maximalen Kapazität des Rahmens von ca. 30.000 $kN$ statisch insgesamt 17.000 $kN$. Die Prüfkörper mussten durch die örtlichen Gegebenheiten horizontal eingebaut und geprüft werden (Abb. 4.19).

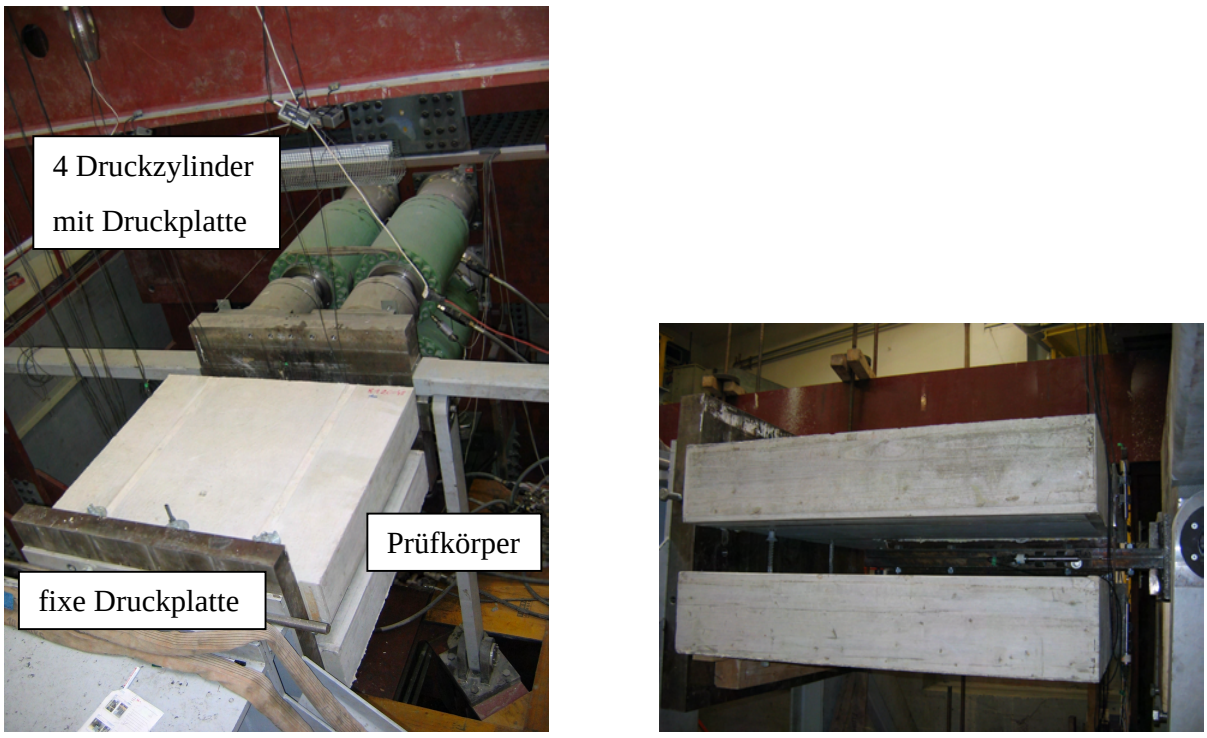



Abbildung 4.19: Prüfrahmen mit horizontal eingebautem Prüfkörper

Nach [EC405a] sind bei Versuchsdurchführung von Standard-Abscherversuchen die folgenden Größen mittels geeigneter Messeinrichtungen zu erfassen:

- die aufgebrachte Last $P$,
- der Schlupf $\delta$ zwischen den Betongurten und dem Stahlprofil in Belastungsrichtung und
- die Abhebung $\Delta$ der Betongurte vom Stahlprofil senkrecht zur Belastungsrichtung.

Abb. 4.20 zeigt das verwendete Messschema zur Generierung der geforderten Messdaten. Die Vorgabe des Maschinenweges erfolgt mittels speicherprogrammierbarer *Siemens Simatic*. Die Prüfkraft $F$ wird mit dem Öldruck, den Messfühler in den Ölkammern der Druckzylinder aufzeichnen, und mit den bekannten Querschnittsflächen der Ölkammern gemäß dem Prinzip einer 2-Kreis Hydraulikanlage ermittelt.

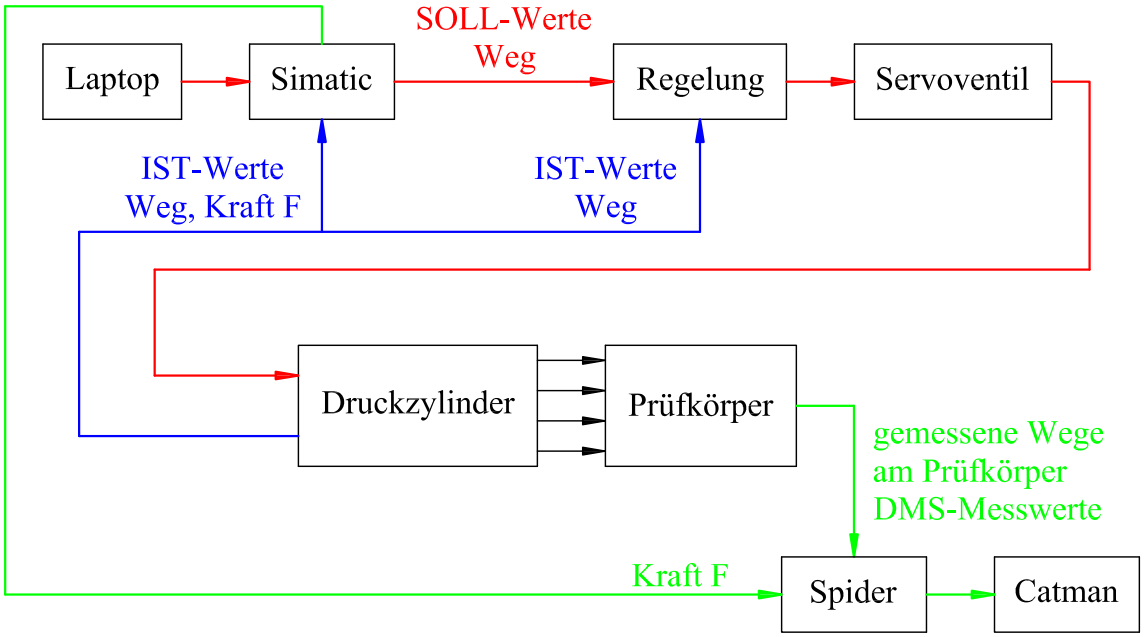



Abbildung 4.20: Schematischer Aufbau der Messtechnik zur Generierung der geforderten Messdaten

Um bei der Ermittlung des Schlupfs $\delta$ nicht den Maschinenweg berücksichtigen zu müssen, der durch die Verformung des Prüfrahmens entsteht, erfolgen die Regelung der Druckzylinder und die Erfassung der Messwerte wie in Abb. 4.20 dargestellt voneinander getrennt. Diese werden mittels *HBM Spider* eingelesen und für die Weiterverarbeitbarkeit mit dem Programm *HBM Catman* erfasst und abgespeichert.

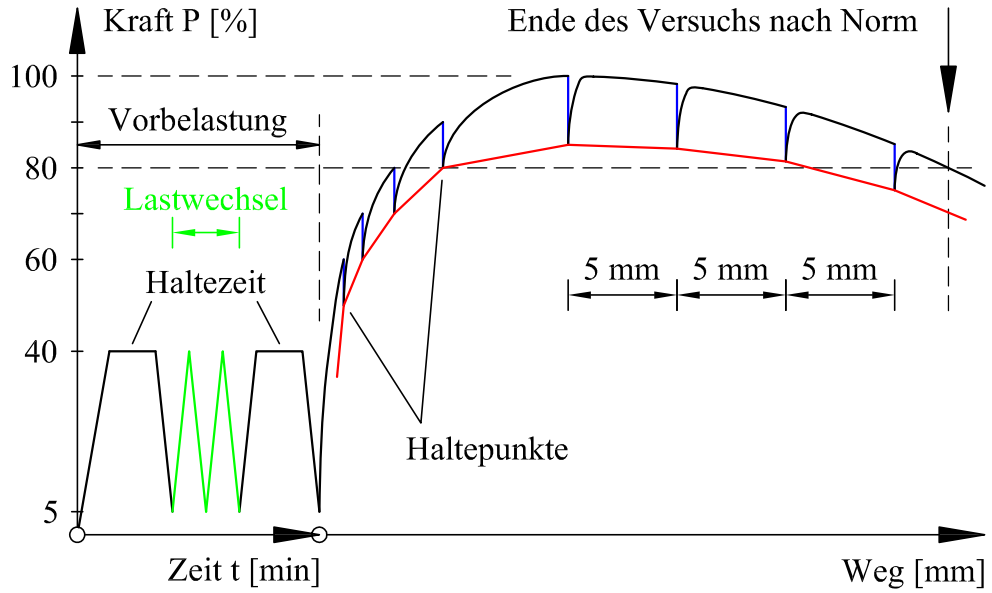



Abbildung 4.21: Vorgegebene Arbeitslinie zur Regelung der Push-Out Versuche

Die Regelung der Druckzylinder betraf nicht nur die Vorgabe des Maschinenweges. Ange-

lehnt an die Vorgaben nach [EC405a] erfolgte abhängig von dieser mittels Programmierung der *Simatic* der gesamte Versuchsablauf nach Abb. 4.21. Vorteil an dieser Vorgehensweise ist, dass die Durchführung eines jeden Versuchs gleich abläuft. Die zur Regelung notwendigen Werte waren das erwartete maximale Tragvermögen $P_{max,Vorgabe}$ und die Haltezeit ($10\,min$ bei Serie 1, $1\,min$ bei Serie 2 und 3) vor und nach den Lastwechseln (25 bei Serie 1, 1 bei Serie 2 und 3). Alle weiteren Aktionen erfolgten automatisiert.

Die Versuche selbst wurden, wie schon zuvor erwähnt, weggeregelt durchgeführt. Eine Besonderheit, die auch in [Wur97] und [Zap01] beobachtet werden konnte, ist die Tatsache, dass es bei Anhalten des Wegvorschubs innerhalb eines gewissen Zeitraums zu einem Abfallen der Prüflast kommt. Dieser Vorgang dauert so lange, bis ein „Gleichgewichtszustand“ erreicht wird und sich die Kraft auf einer neuen niedrigeren Laststufe einpendelt. Diese Beobachtung gilt sowohl für den Vor- als für den Nachbruchbereich. Um dieses Verhalten experimentell untersuchen zu können, wurde bei 60% der erwarteten Maximallast $P_{max,Vorgabe}$ ein Haltepunkt gesetzt. Dieser Vorgang wiederholte sich danach in Schritten von jeweils $10\% \cdot P_{max,Vorgabe}$, bis die maximale Versuchslast $P_{max}$ erreicht wurde. In weiterer Folge erfolgte das Setzen der Haltepunkte abhängig vom Wegvorschub in Intervallen von jeweils $5\,mm$.

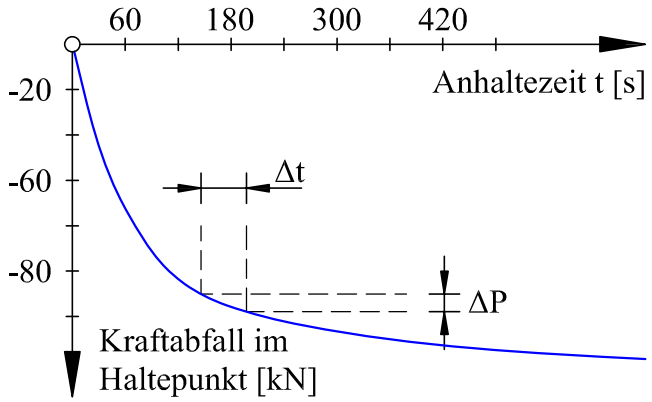



Abbildung 4.22: Kraftabfall im Haltepunkt mit Konvergenzkriterium

Die Zeitdauer der Versuchsunterbrechung bestimmt ein im Programm der *Simatic* integriertes Konvergenzkriterium. Der Versuch setzt automatisch fort, wenn in einem Zeitintervall $\Delta t = 20\,sec$ der Kraftabfall nicht größer als der Wert $\Delta P = 20\,kN$ ist (Abb. 4.22). Durch die polygonale Verbindung der so erhaltenen minimalen Lastwerte pro Haltepunkt erhält man die in Abb. 4.21 rot dargestellte quasi-statische Dübelkennlinie, deren Maximalwert die quasi-statische Tragfähigkeit $P_{stat}$ definiert.

Die Messung der Relativverschiebung $\delta$ zwischen dem Stahlprofil und den Betongurten (Schlupf) und der Abhebung $\Delta$ der Betongurte von den zugehörigen Stahlgurten erfolgte mit jeweils zwei induktiven Wegaufnehmern. Diese waren für die Aufzeichnung von $\delta$ beidseits des Stahlträgers seitlich an dessen oberem bzw. unterem Gurt angeordnet. Die Messung erfolgte in horizontaler Richtung gegen das lastnahe Ende des jeweils zugehörigen Betongurts.

Für die Aufzeichnung von $\Delta$ waren die Wegaufnehmer an den lastnahen Stirnflächen der

beiden Betongurte angeordnet. Die Messung erfolgte in vertikaler Richtung gegen den jeweils zugehörigen Stahlträgergurt. Einen Überblick über die Anordnung der induktiven Wegaufnehmer zur Messung des Schlupfs $\delta$ (WA1, WA2) und der Abhebung $\delta$ (WA3, WA4) zeigt Abb. 4.23.

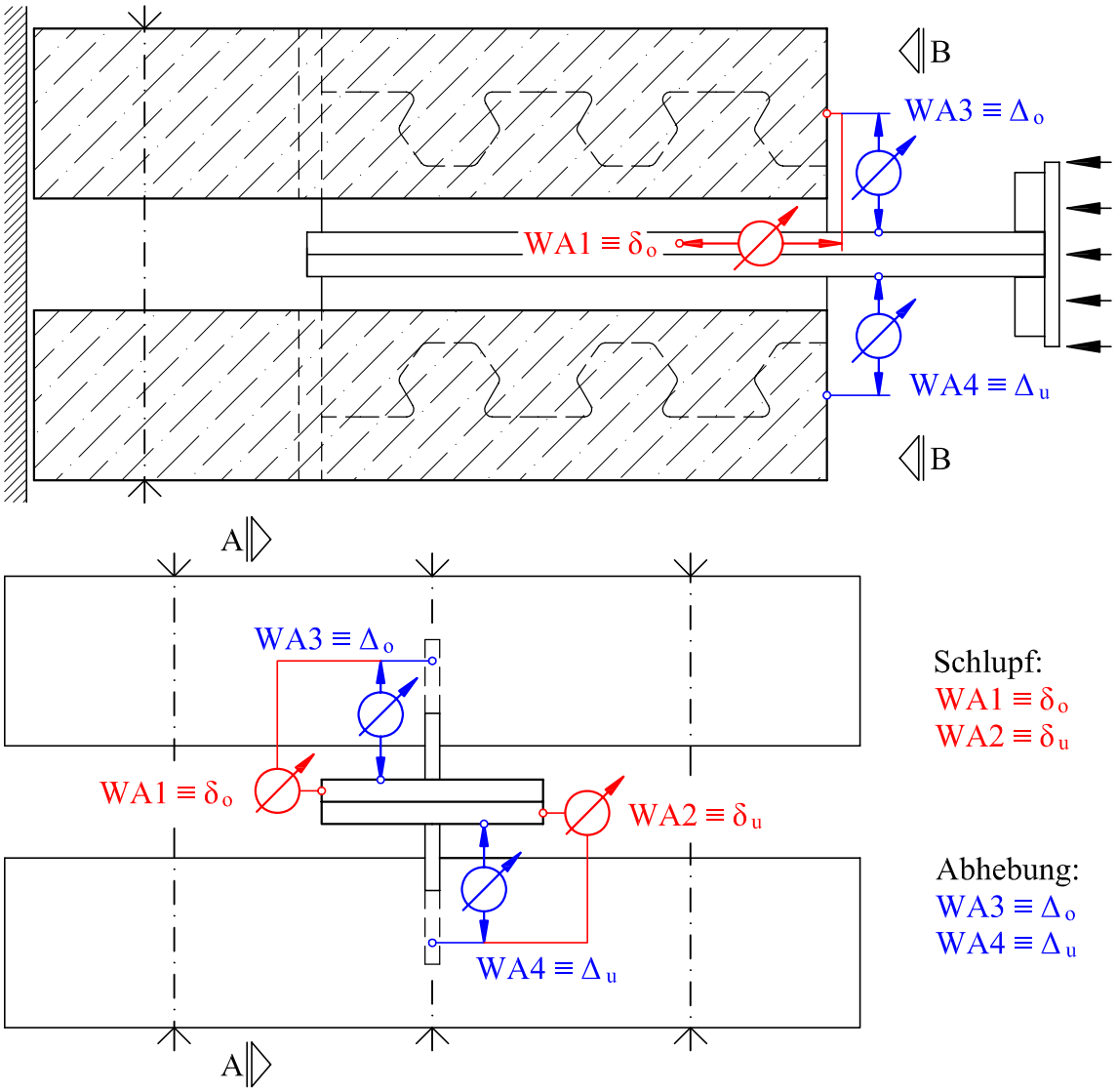



Abbildung 4.23: Anordnung der induktiven Wegaufnehmer WA zur Messung des Schlupfs und der Abhebung

Die Montage der Wegaufnehmer am Prüfkörper zeigt Abb. 4.24. Als Trägerelement diente jeweils ein Blech, das mittels Stellschrauben am Stahlträger (WA1, WA2) bzw. am Betongurt (WA3, WA4) fixiert wurde. Um auf diese Weise den Schlupf $\delta$ messen zu können, wurde seitlich der Trägerbleche für die Wegaufnehmer WA3 und WA4 ein zusätzlicher Blechstreifen mit einer solchen Länge angeschweißt, dass die Federn der Wegaufnehmer WA1 und WA2 ansetzen konnte.

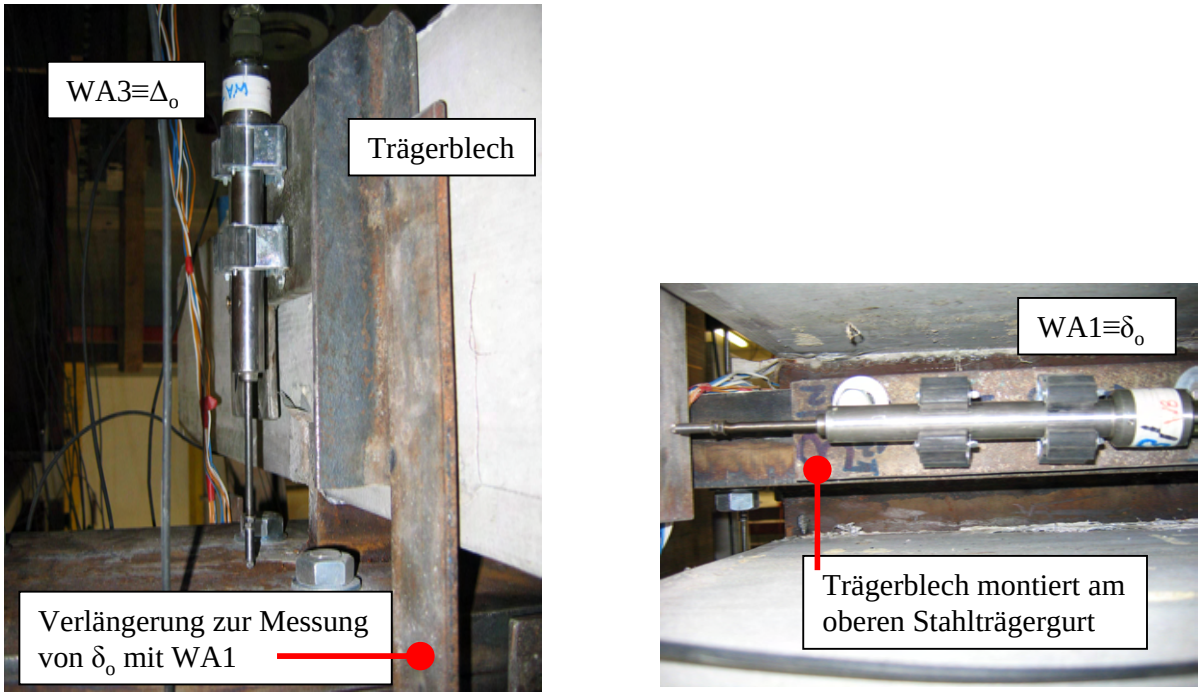



Abbildung 4.24: Montage der Wegaufnehmer WA1 und WA3

Zusätzlich zu den in [EC405a] geforderten Messungen wurden im Rahmen des Versuchsprogramms Dehnungsmessungen mittels Dehnungsmessstreifen (DMS) an den Stahlzähnen aller Versuchskörper vorgenommen. Abb. 4.25 zeigt beispielhaft die Klebestellen an vier Stahlzähnen. So konnte deren Verformungszustand während der Versuchsdurchführung messtechnisch dokumentiert werden. Eine Ausnahme stellte der in Kapitel 4.3.3 vorgestellte Kopfdübel dar, an dem keine Dehnmessstreifen angebracht wurden.

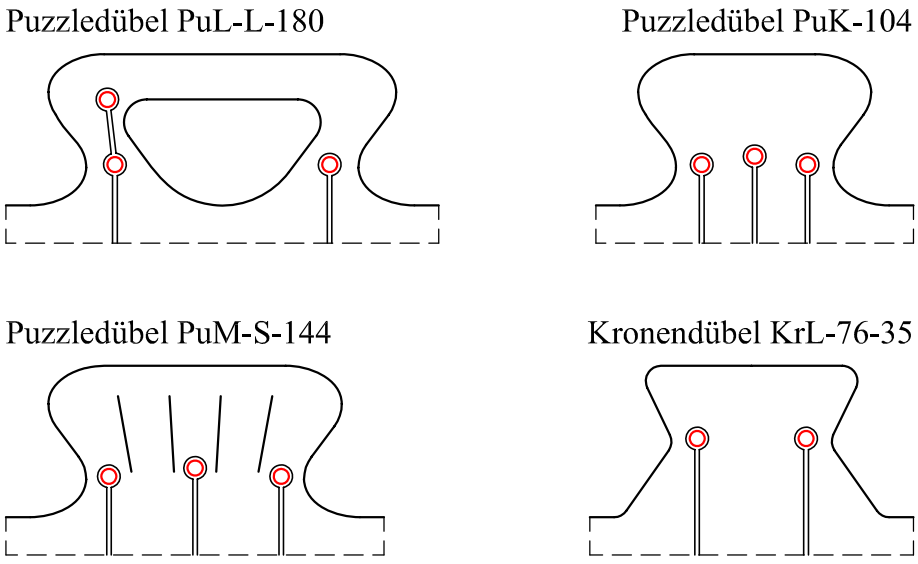



Abbildung 4.25: Klebestellen der DMS auf verschiedenen Stahlzahnformen

Die verwendeten DMS waren Rosetten mit 3 Messgittern (Abb. 4.26): $1 - RY71 - 3/120$ für Serie 1, $1 - RY31 - 6/120$ für Serie 2, $1 - RV91 - 3/120$ für Serie 3. Somit ist mit den erfassten Daten eine Analyse des zweiachsigen Spannungszustandes im Bereich der Klebestellen möglich. Das Applizieren der DMS-Rosetten erfolgte in eingefrästen Vertiefungen an den Seitenflächen der Stahlzähne, wobei die Frästiefe auf die Höhe des DMS incl. Lötstelle angepasst wurde. Zum Herausführen der Verdrahtung wurden zusätzlich Kanäle mit entsprechender Breite in die Seitenflächen eingebracht.




Abbildung 4.26: Geklebter DMS incl. Verdrahtung für Prüfkörper der Serien 1 und 2 (li.) und der Serie 3 (re.)

Das Abdichten der DMS musste zum Erzielen brauchbarer Ergebnisse mit besonderer Sorgfalt geschehen. Damit die einzelnen Drähte im Bereich der Lötstellen keine gegenseitigen Kontaktstellen hatten, wurden diese mit einem speziellen Klarlack abgedeckt. Der verbleibende Freiraum in den Vertiefungen wurde mit plastilinähnlichem Material aufgefüllt. Aufgrund des sehr hohen Aufwandes und einer trotzdem geringen Anzahl an funktionierenden DMS wurden für die Prüfkörper der Serie 3 in Kunstharz gekapselte und fertig verdrahtete DMS-Rosetten verwendet (Abb. 4.26).

Pro Prüfkörper wurden nur auf einer Dübelleiste und hier nur auf einer Seitenfläche DMS-Rosetten geklebt. Die Lage der DMS ist für alle Prüfkörper in Anhang A abgebildet.

# Kapitel 5

# Ergebnisse der experimentellen Untersuchungen und deren Analyse

## 5.1 Versuchsergebnisse

### 5.1.1 Allgemeines zur Versuchsauswertung

Für eine Einstufung eines alternativen Schubverbinders als duktiles Verbundmittel nach [EC405a] sind, wie in Kapitel 2.3.1 schon dargestellt, die wichtigsten Versuchskenngrößen eines Push-Out Versuchs das maximale Tragvermögen $P_{max}$, das charakteristische Verformungsvermögen $\delta_{uk}$ und die Abhebung $\Delta$ der Betonplatte. Die Bestimmung dieser Größen erfolgte für alle durchgeführten Versuche (siehe Kapitel 4) durch Auswertung der jeweils generierten Messdaten (siehe Kapitel 4.7) mit Hilfe der nachfolgend erläuterten Auswertungsmodalitäten. Die so ermittelten Ergebnisse sind in den anschließenden Unterkapiteln pro Serie und Geometriegruppe sowohl tabellarisch als auch durch graphische Visualisierung dieser mittels Dübel- und Abhebekennlinien zusammengefasst dargestellt.

Für jeden Versuchskörper wird die maximal erzielte Versuchslast $P_{max}$ in [kN] angegeben. Auf Grund der unterschiedlichen Geometrie der getesteten Stahlzähne lassen sich so aber die einzelnen Versuchsergebnisse nicht direkt miteinander vergleichen. Um dies zu ermöglichen, werden die Werte für $P_{max}$ als Kraft pro Stahlzahn $P_{Zahn}$ nach Gl. (5.1) und zusätzlich auch umgerechnet in [kN/lfm] nach Gl. (5.2) angegeben. Der jeweils herangezogene Achsabstand $e$ der Zähne ist in Abb. 4.9 bzw. Abb. 4.10 dargestellt und in Tab. 4.6 in $[mm]$ angegeben. Alle weiteren im Zuge der Auswertung angegebenen Lastwerte sind zusammen mit deren graphischer Darstellung in den jeweiligen Kennlinien ebenfalls in [kN/lfm] angegeben.

$$P_{Zahn} = \frac{P_{max}}{4} \; [kN/Zahn] \tag{5.1}$$

$$P_{max} = P_{Zahn} \cdot \frac{1000}{e\,[mm]} \; [kN/lfm] \tag{5.2}$$

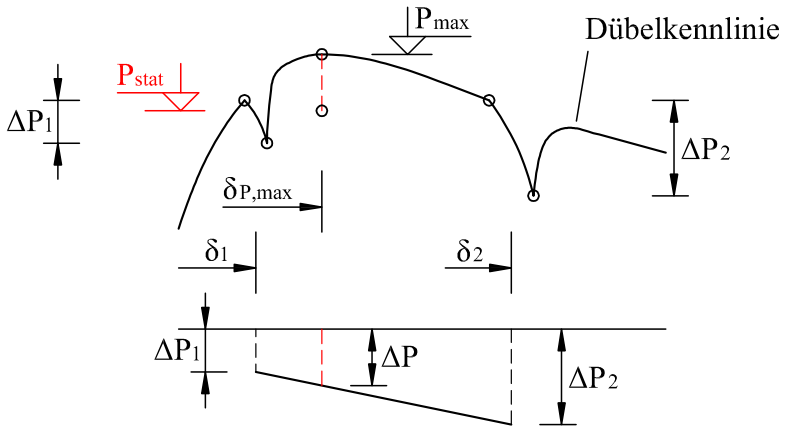



Abbildung 5.1: Ermittlung der quasi-statischen Tragfähigkeit $P_{stat}$ aus der Dübelkennlinie

Auf Grund der weggeregelten Versuchsdurchführung nimmt, wie in Kapitel 4.7 beschrieben, die gemessene Last bei angehaltenem Wegvorschub ab. Nachfolgend wird diesem Phänomen Rechnung tragend für jeden Versuch auch der Wert für die quasi-statische Tragfähigkeit $P_{stat}$ angegeben. Dieser stellt den Maximalwert der in Abb. 4.21 rot dargestellten quasi-statischen Dübelkennlinie dar und fällt mit der zu $P_{max}$ zugehörenden Relativverschiebung $\delta_{P,max}$ zusammen. Die Ermittlung erfolgt nach Gl. (5.3).

$$P_{stat} = P_{max} - \Delta P \tag{5.3}$$

Der Wert $\Delta P$ entspricht einer Verminderung der Kraft, wenn man den Wegvorschub exakt bei Erreichen von $P_{max}$ anhalten würde. Da dies trotz der benutzten Versuchssteuerung (Kapitel 4.7) in der Praxis nicht möglich ist, erfolgt die Ermittlung mit Abb. 5.1 nach Gl. (5.4). $P_{stat}$ wird für den Schlupf $\delta_{P,max}$ durch lineare Interpolation zwischen den beiden Werten $\Delta P_1$ und $\Delta P_2$ mit den jeweils zugehörigen Relativverschiebungen $\delta_1$ und $\delta_2$ berechnet. Alle erforderlichen Größen sind durch Auswertung der Dübelkennlinien bekannt. $\delta_1$ und $\delta_2$ sind jeweils die Mittelwerte jener Relativverschiebungen, die vor und nach Anhalten des Wegvorschubs messtechnisch erfasst wurden.

$$P_{stat} = P_{max} - \left[\frac{(\Delta P_2 - \Delta P_1) \cdot (\delta_{P,max} - \delta_1)}{(\delta_2 - \delta_1)} + \Delta P_1\right] \tag{5.4}$$

Alle nachfolgend angegebenen Werte für die Relativverschiebung $\delta$ bzw. für die Abhebung $\Delta$ sind Mittelwerte der mit den beiden Wegaufnehmern WA1 und WA2 bzw. WA3 und WA4 (siehe Abb. 4.23) generierten Messdaten. Mit diesen werden auch die Nachweise geführt, ob die Vorgaben nach [EC405a] hinsichtlich Duktilitätskriterium, definiert mit Gl. (5.5), und Abhebekriterium, definiert mit Gl. (5.6), erfüllt sind oder nicht.

$$\delta_{uk} \geq 6,0mm \quad \text{für} \quad P_{nach\,Bruch} \leq 0,9 \cdot P_{max} \tag{5.5}$$

$$\Delta \leq 0,5 \cdot \delta \quad \text{für} \quad 0,8 \cdot P_{max-vor\,Bruch} \leq P \leq 0,8 \cdot P_{max-nach\,Bruch} \tag{5.6}$$

Die für ausgewählte Push-Out Versuche dargestellten Verzerrungskomponenten $\varepsilon_{ij}$ der jeweils betrachteten Stahlzähne sind das Ergebnis der Dehnungsmessungen mittels der auf den Dübelleisten aufgeklebten DMS-Rosetten. Die Auswertung der gemessenen Verzerrungen ist zusammengefasst für alle Versuchskörper in Anhang C angeführt.

### 5.1.2 Ergebnisse Push-Out Versuche: Puzzledübel - Serie 1

| Versuchskörper-ID | $P_{max}$ | e | $P_{Zahn}$ | $P_{max}$ | $P_{stat}$ | $P_{stat}/P_{max}$ | $\delta_{P,max}$ | $\delta_{uk}$ | $\Delta_{80\%}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | [kN] | [mm] | [kN] | [kN/lfm] | | [%] | [mm] | | [--] |
| PuL-180 | 1998,4 | 410 | 499,6 | 1218,5 | 1155,3 | 94,8 | 2,12 | 5,05 | neg. |
| PuL-L-180 | 1648,8 | 410 | 412,2 | 1005,4 | 922,7 | 91,8 | 5,66 | **19,46** | --- |
| PuM-144 | 2004,0 | 338 | 501,0 | 1482,2 | 1325,3 | 89,4 | 3,41 | **10,15** | neg. |
| PuM-S-144 | 1984,0 | 338 | 496,0 | 1467,5 | 1326,0 | 90,4 | 2,97 | **7,14** | neg. |
| PuK-104 | 1641,6 | 258 | 410,4 | 1590,7 | 1427,8 | 89,8 | 3,99 | 5,94 | neg. |

Tabelle 5.1: Zusammenfassung der Versuchsergebnisse - Puzzledübel Serie 1

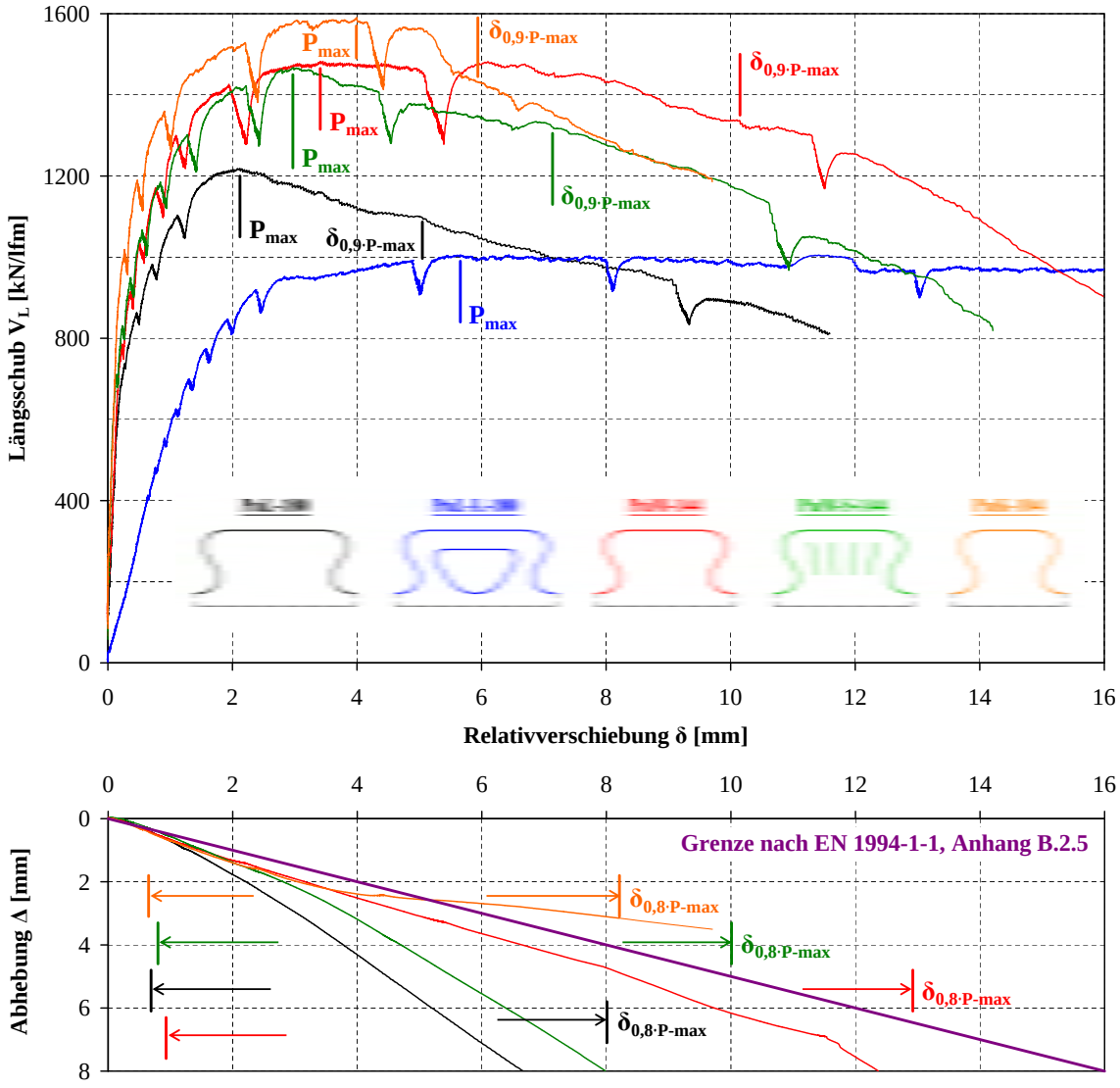



Abbildung 5.2: Dübel- und Abhebekennlinien Push-Out Versuche - Puzzledübel Serie 1

### 5.1.3 Ergebnisse Push-Out Versuche: Kronendübel - Serie 1

| Versuchskörper-ID | $P_{max}$ | e | $P_{Zahn}$ | $P_{max}$ | $P_{stat}$ | $P_{stat}/P_{max}$ | $\delta_{P,max}$ | $\delta_{uk}$ | $\Delta_{80\%}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | [kN] | [mm] | [kN] | [kN/lfm] | | [%] | [mm] | | [--] |
| KrL-76-35 | 1768,0 | 186 | 442,0 | 2376,3 | 2233,4 | 94,0 | 1,25 | 1,63 | neg. |
| KrL-106-35 | 1859,2 | 246 | 464,8 | 1889,4 | 1742,9 | 92,2 | 3,15 | 4,95 | neg. |
| KrR-76-48 | 1127,2 | 186 | 281,8 | 1515,1 | 1385,1 | 91,4 | 1,86 | 3,06 | --- |

Tabelle 5.2: Zusammenfassung der Versuchsergebnisse - Kronendübel Serie 1

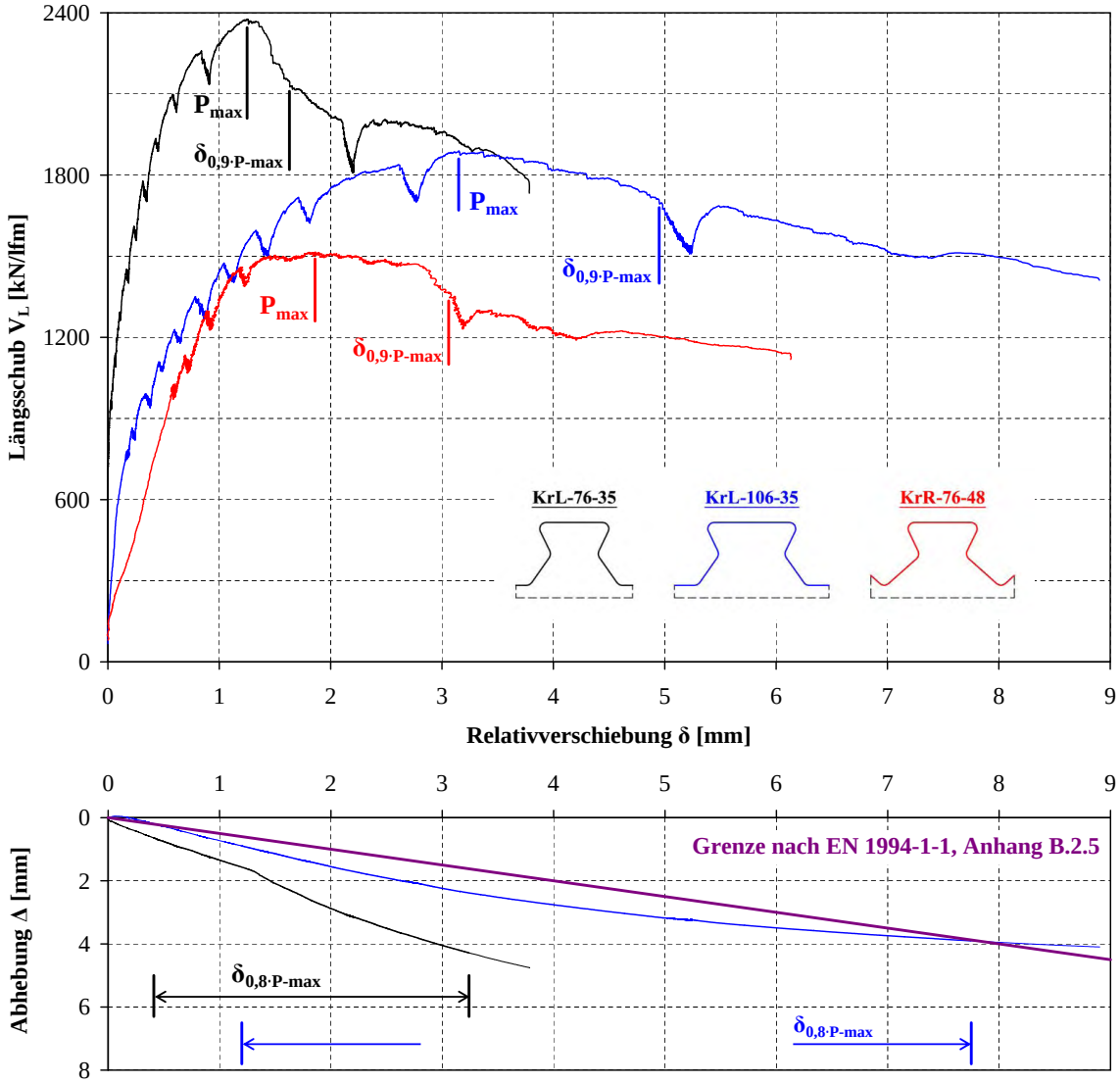



Abbildung 5.3: Dübel- und Abhebekennlinien Push-Out Versuche - Kronendübel Serie 1

### 5.1.4 Ergebnisse Push-Out Versuche: Puzzledübel - Serie 2

| Versuchskörper-ID | $P_{max}$ | e | $P_{Zahn}$ | $P_{max}$ | $P_{stat}$ | $P_{stat}/P_{max}$ | $\delta_{P,max}$ | $\delta_{uk}$ | $\Delta_{80\%}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | [kN] | [mm] | [kN] | [kN/lfm] | | [%] | [mm] | | [--] |
| PuL-180 | 2614,0 | 410 | 653,5 | 1593,9 | 1482,1 | 93,0 | 5,11 | **9,16** | **pos.** |
| PuL-L-180 | 2679,0 | 410 | 669,8 | 1633,5 | 1520,5 | 93,1 | 9,53 | **17,84** | **pos.** |
| PuM-S-144 | 2436,0 | 338 | 609,0 | 1801,8 | 1701,4 | 94,4 | 6,18 | **8,87** | **pos.** |
| PuK-104 | 2143,0 | 258 | 535,8 | 2076,6 | 1947,1 | 93,8 | 7,97 | **11,92** | **pos.** |

Tabelle 5.3: Zusammenfassung der Versuchsergebnisse - Puzzledübel Serie 2

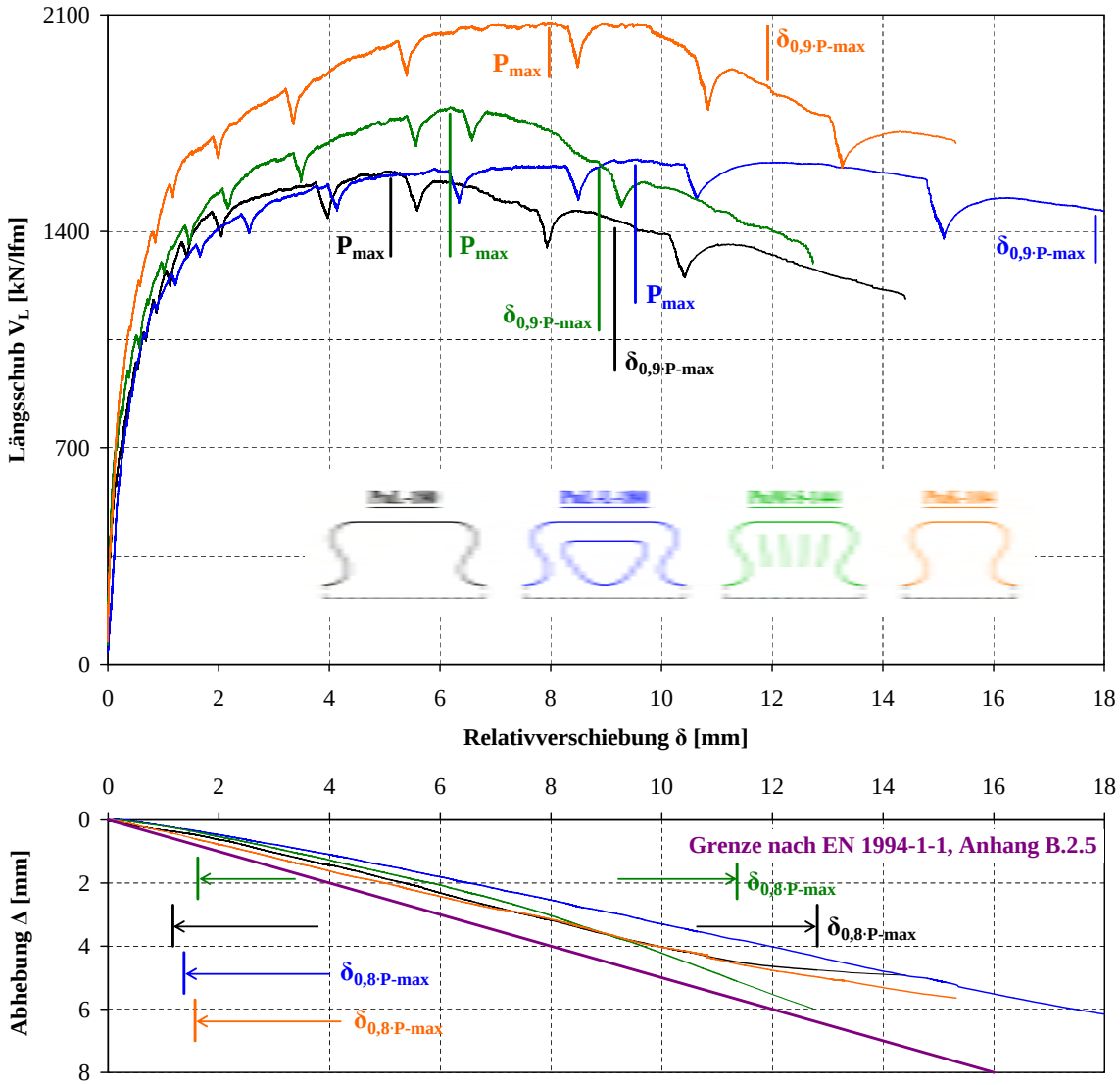



Abbildung 5.4: Dübel- und Abhebekennlinien Push-Out Versuche - Puzzledübel Serie 2

### 5.1.5 Ergebnisse Push-Out Versuche: Kronendübel - Serie 2

| Versuchskörper-ID | $P_{max}$ | e | $P_{Zahn}$ | $P_{max}$ | $P_{stat}$ | $P_{stat}/P_{max}$ | $\delta_{P,max}$ | $\delta_{uk}$ | $\Delta_{80\%}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | [kN] | [mm] | [kN] | [kN/lfm] | | [%] | [mm] | | [--] |
| KrL-76-35 | 1502,0 | 186 | 375,5 | 2018,8 | 1876,1 | 92,9 | 2,61 | 3,72 | **pos.** |
| KrL-106-35 | 2444,0 | 246 | 611,0 | 2483,7 | 2337,6 | 94,1 | 7,58 | **11,66** | **pos.** |
| KrR-76-48 | 1604,0 | 186 | 401,0 | 2155,9 | 2001,4 | 92,8 | 2,67 | 4,44 | **pos.** |

Tabelle 5.4: Zusammenfassung der Versuchsergebnisse - Kronendübel Serie 2

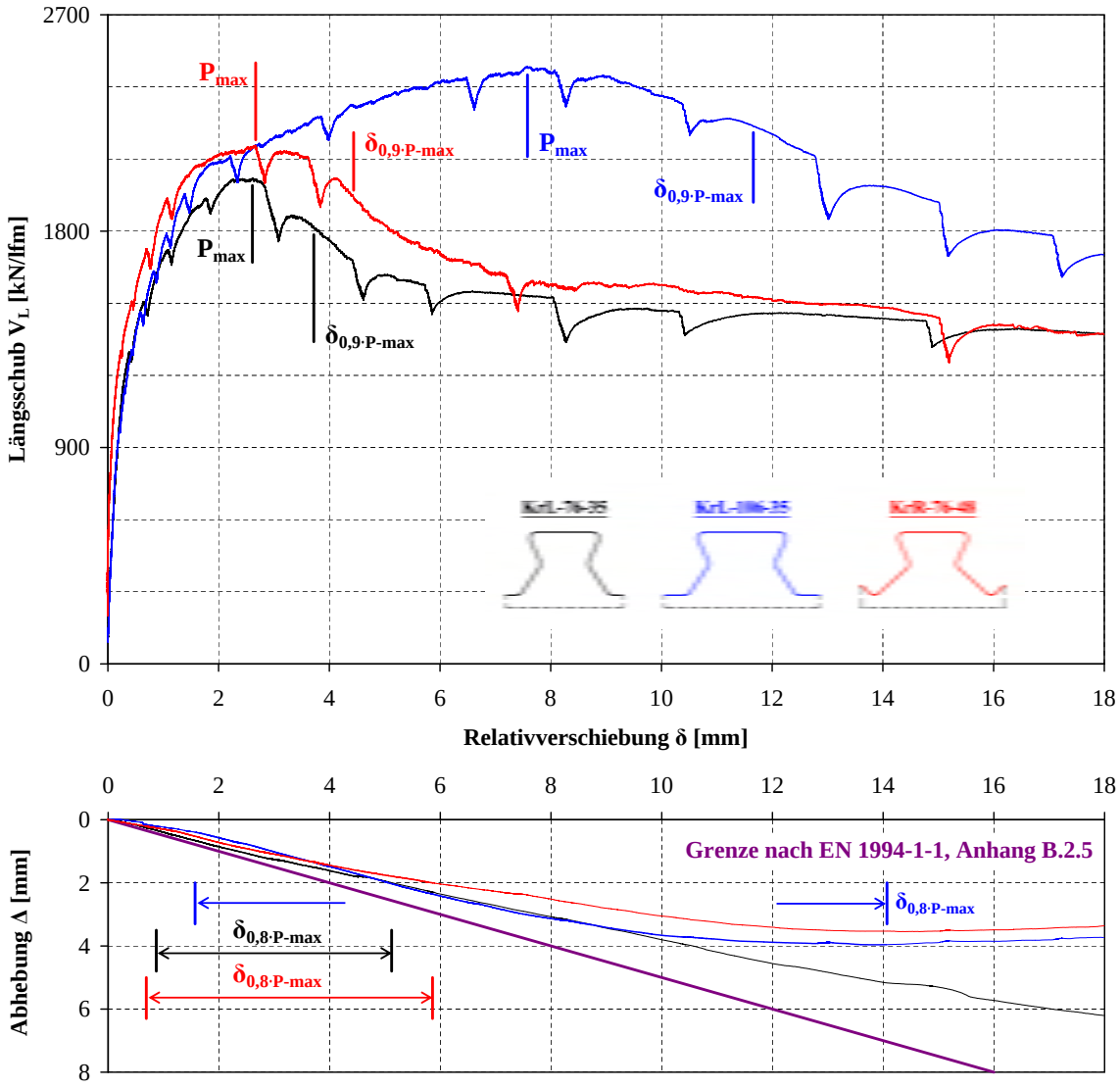



Abbildung 5.5: Dübel- und Abhebekennlinien Push-Out Versuche - Kronendübel Serie 2

### 5.1.6 Ergebnisse Push-Out Versuche: Kronendübel - Serie 3

| Versuchskörper-ID | $P_{max}$ | e | $P_{Zahn}$ | $P_{max}$ | $P_{stat}$ | $P_{stat}/P_{max}$ | $\delta_{P,max}$ | $\delta_{uk}$ | $\Delta_{80\%}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | [kN] | [mm] | [kN] | [kN/lfm] | | [%] | [mm] | | [--] |
| KrL-75-36 | 2280,8 | 183 | 570,2 | 3115,8 | 2840,0 | 91,1 | 6,83 | **18,10** | **pos.** |
| KrL-90-40 | 2445,6 | 227 | 611,4 | 2693,4 | 2525,7 | 93,8 | 6,17 | **20,75** | **pos.** |
| KrL-105-35 | 2730,4 | 241 | 682,6 | 2832,4 | 2605,5 | 92,0 | 8,52 | **17,29** | **pos.** |
| KrL-105-45 | 2768,8 | 278 | 692,2 | 2489,9 | 2305,1 | 92,6 | 11,12 | **20,09** | **pos.** |
| KrL-120-48 | 2933,6 | 301 | 733,4 | 2436,5 | 2251,9 | 92,4 | 10,86 | **18,90** | **pos.** |

Tabelle 5.5: Zusammenfassung der Versuchsergebnisse - Kronendübel Serie 3

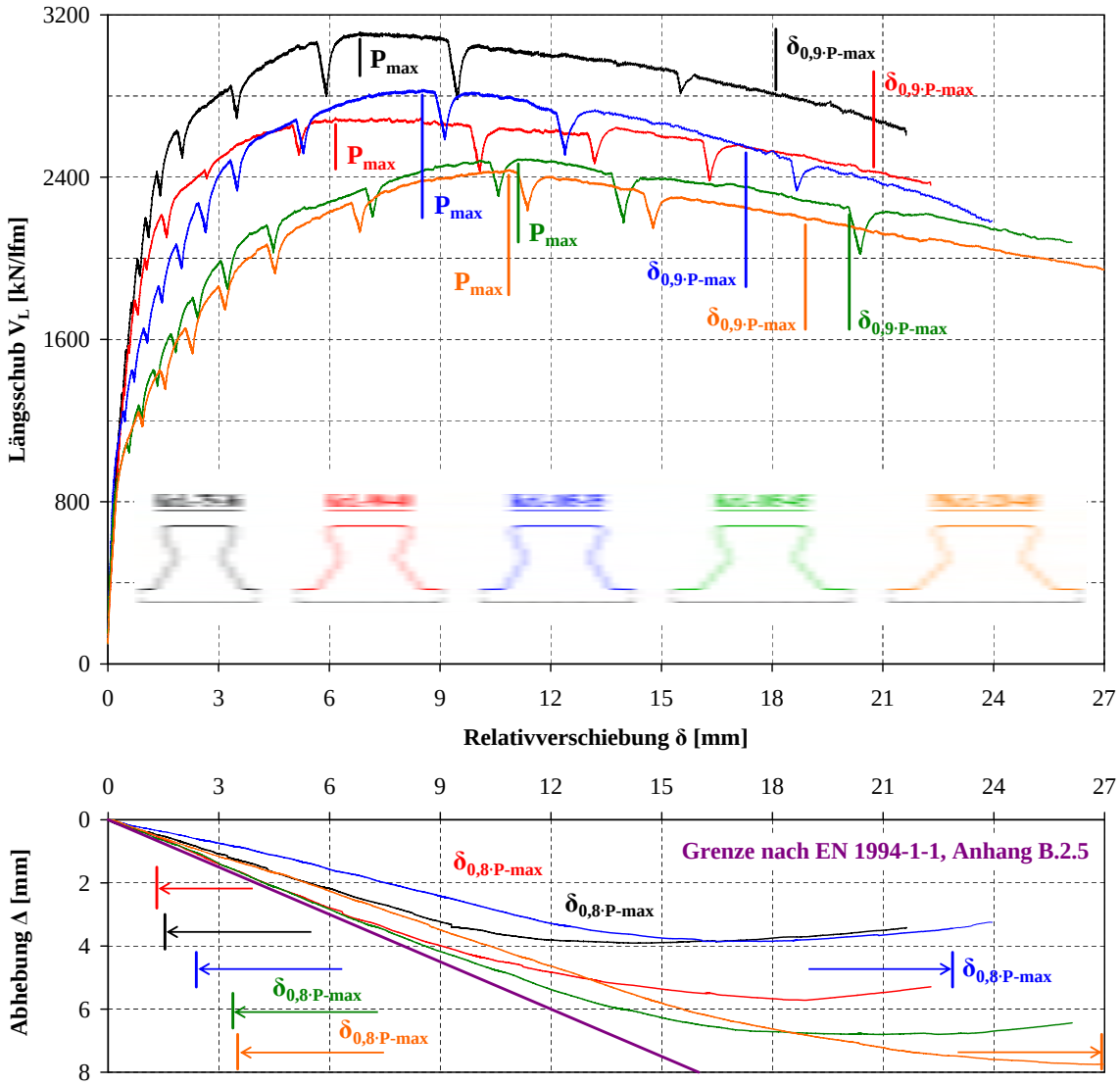



Abbildung 5.6: Dübel- und Abhebekennlinien Push-Out Versuche - Kronendübel Serie 3

### 5.1.7 Ergebnisse Push-Out Versuche: Kopfdübel - Serie 3

| Versuchskörper-ID | $P_{max}$ | e | $P_{Zahn}$ | $P_{max}$ | $P_{stat}$ | $P_{stat}/P_{max}$ | $\delta_{P,max}$ | $\delta_{uk}$ | $\Delta_{80\%}$ |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | [kN] | [mm] | [kN] | [kN/lfm] | | [%] | [mm] | | [--] |
| Ko-27 | 3099,2 | 117 | 258,3 | 2207,4 | 2123,7 | 96,2 | 4,66 | **18,22** | neg. |

Tabelle 5.6: Zusammenfassung der Versuchsergebnisse - Kopfdübel Serie 3

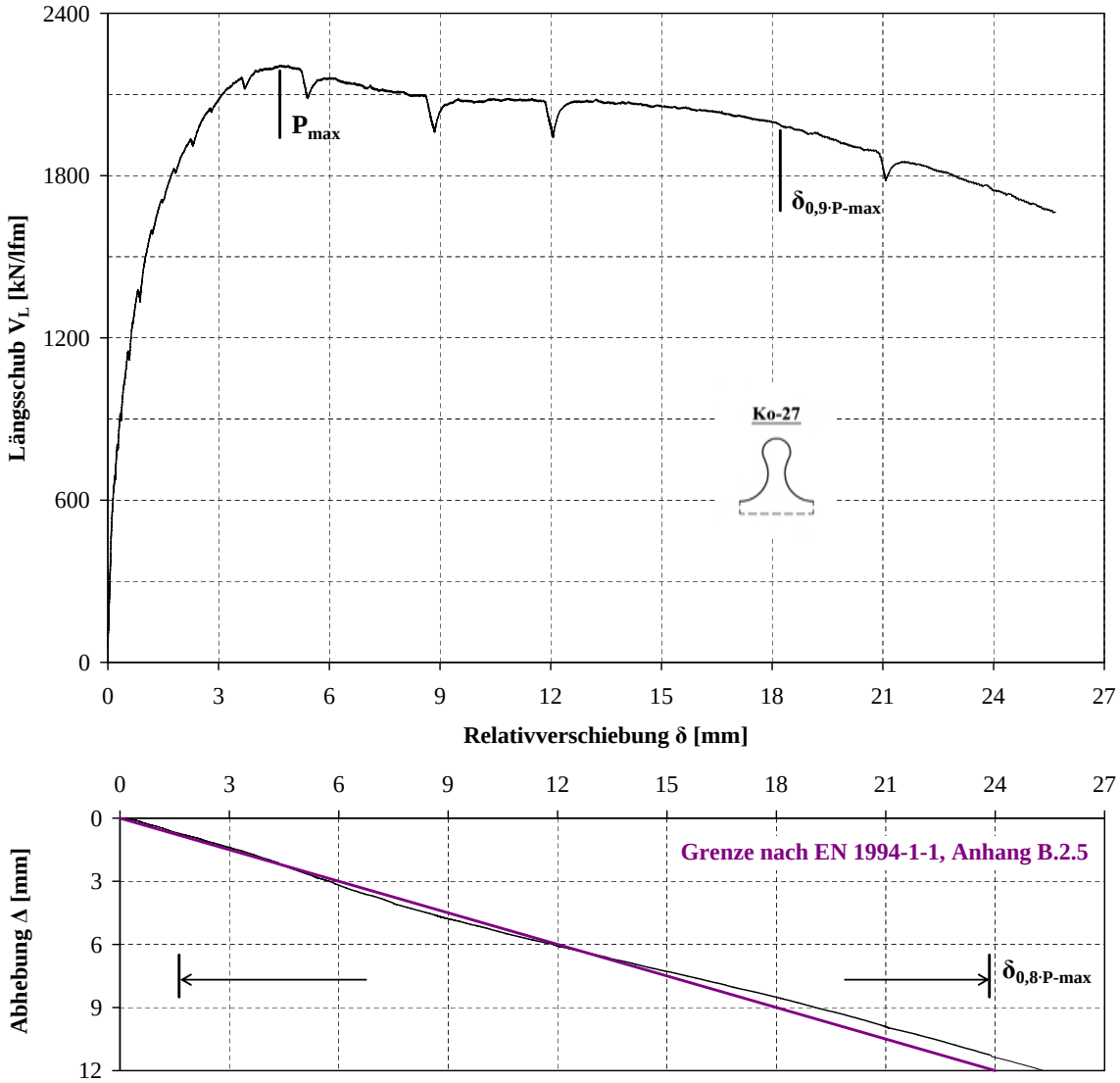



Abbildung 5.7: Dübel- und Abhebekennlinien Push-Out Versuche - Kopfdübel Serie 3

## 5.2 Analyse der Versuchsergebnisse anhand der Rissentwicklung und der beobachteten Schadensbilder

### 5.2.1 Push-Out Versuche - Serie 1

Mit den Puzzledübel konnten maximale Versuchslasten $P_{max}$ von 1005 kN/lfm (*PuL-L-180*) bis 1590 kN/lfm (*PuK-104*) erzielt werden. Drei Versuche erfüllten das Duktilitätskriterium. Allerdings wurde mit keiner Puzzlegeometrie das Abhebekriterium eingehalten. Mit den Kronendübeln konnten für $P_{max}$ Werte von 1515 kN/lfm (*KrR-76-48*) bis 2376 kN/lfm (*KrL-76-35*) erzielt werden. Die für das Duktilitätskriterium maßgebende Relativverschiebung von $\delta_{uk} = 6\,mm$ wurde ebenso wie das Abhebekriterium von keinem der Versuche eingehalten.

Die Adaptierung der Puzzlevarianten *PuL-180* und *PuM-144* führte nur mit dem Stahlzahn *PuL-L-180* zum gewünschten Erfolg. Wird der Wert des charakteristischen Verformungsvermögens $\delta_{uk}$ als Vergleichsgröße herangezogen, konnte durch die große Aussparung dessen Duktilität um 285% gesteigert werden. Die maximale Versuchslast $P_{max}$ reduzierte sich allerding um 17,5%. Damit aber eine Verringerung der Steifigkeit eines Stahlzahns einen Einfluss auf dessen Trag- und Verformungsvermögen hat, müssen Adaptierungen durch Ausnehmungen eine entsprechende Größe aufweisen. Dies zeigt ein Vergleich der beiden Dübelkennlinien von *PuM-144* und *PuM-S-144*. Bei beiden Versuchen wurde $P_{max}$ mit praktisch identer Relativverschiebung $\delta_{P,max}$ auf annähernd gleichem Lastniveau erreicht.

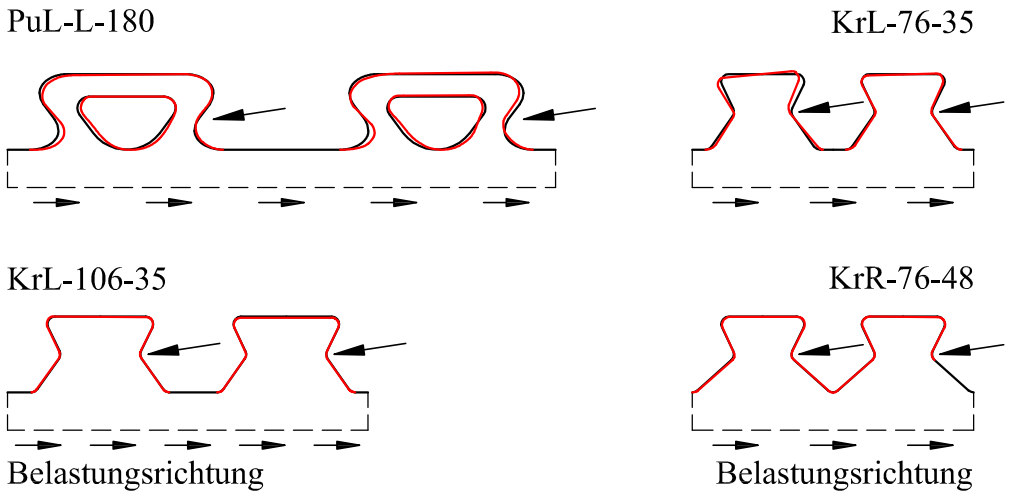
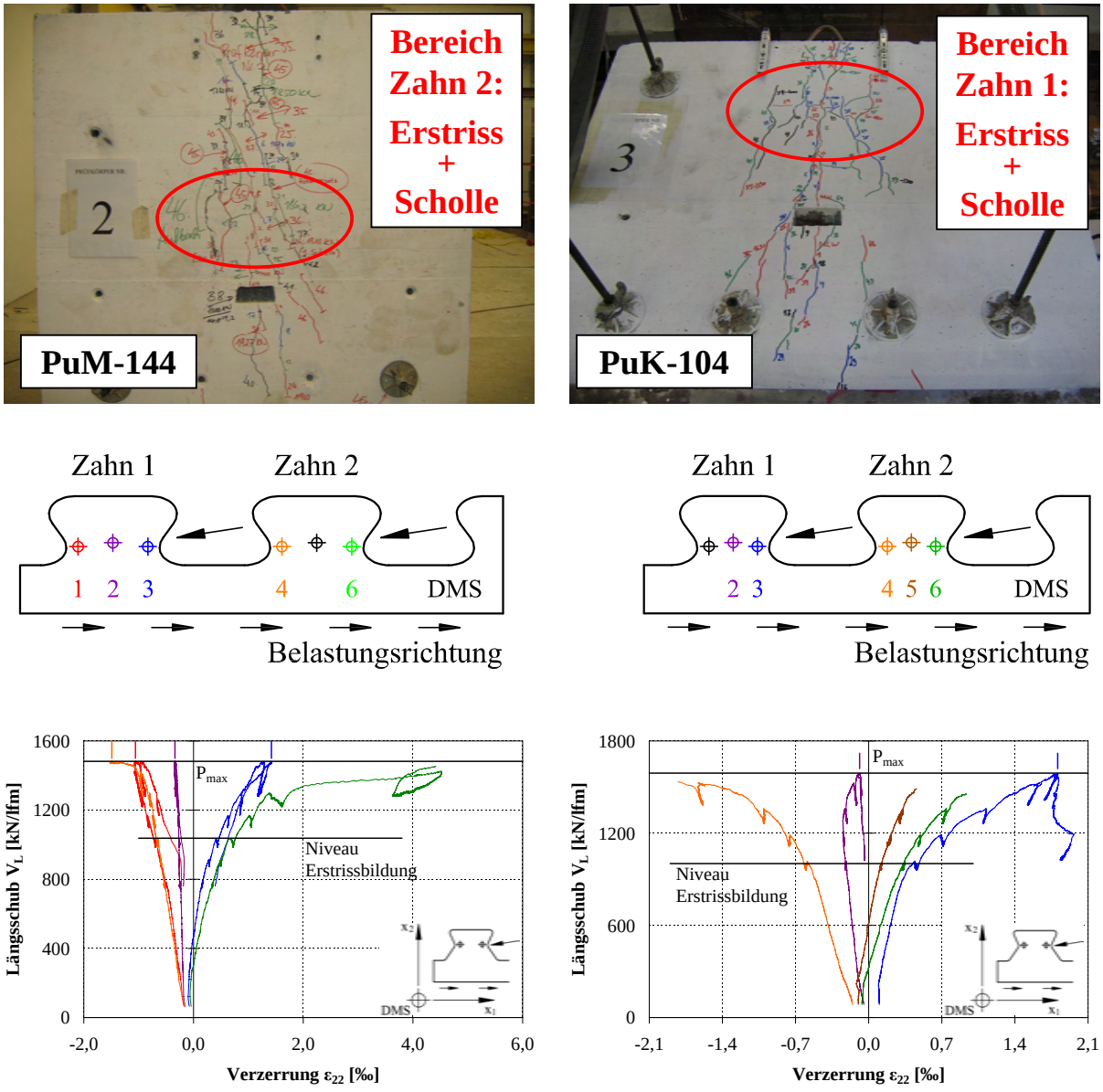



Abbildung 5.8: Stahlzahnverformungen nach durchgeführtem Push-Out Versuch

Abb. 5.8 zeigt in Rot eingezeichnet den Verformungszustand von Stahlzähnen verschiedener Dübelleisten, die nach erfolgtem Push-Out Versuch aus den Prüfkörpern herausgelöst werden konnten. Schwarz dargestellt ist deren jeweils vor Versuchskörperherstellung abgezeichnete Ist-Form, die in allen Fällen mit der Soll-Form laut den Werkstattplänen

(siehe Anhang A) übereinstimmt. Deutlich zu erkennen ist, dass die Stahlzähne, wenn überhaupt, nur kleine plastische Verformungen aufweisen. Eine Ausnahme sind diejenigen von Versuchskörper *PuL-L-180*. Diese Beobachtung deckt sich auch mit den Ergebnissen, die durch die Auswertung der Dehnungsmessstreifen erzielt werden konnten (siehe Anhang C und Abb. 5.9). Die Zähne unterliegen zwar alle einer eindeutigen Biegebeanspruchung, ein Fließen des Stahls in dem durch die aufgeklebten DMS definierten Schnitt ist aber nicht zu erkennen.

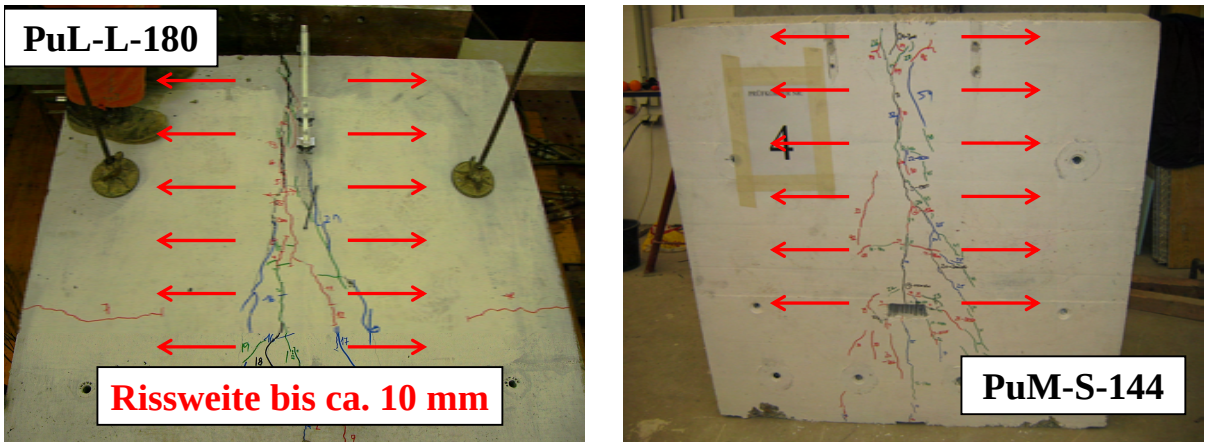



(a) Push-Out Versuch PuM-144

(b) Push-Out Versuch PuK-104

Abbildung 5.9: Erstriss- und Schollenbildung, Stahlzahnbeanspruchung

Mittels der beiden in Abb. 5.9 dargestellten Versuche *PuM-144* (links) und *PuK-104* (rechts) lässt sich der Zusammenhang zwischen Belastung der Stahlzähne, Rissbildung und Versagen des einzelnen Versuchskörpers anschaulich erklären. Während des Push-Out




(a) Push-Out Versuch PuL-L-180 (b) Push-Out Versuch PuM-S-144

Abbildung 5.10: Betonplatte mit entlang der Dübelleiste verlaufendem Riss

Versuchs *PuM-144* übernimmt von Beginn an Zahn 2 mehr Last als Zahn 1. Daraus resultierend kommt es in diesem Bereich ab ca. 70% der Bruchlast $P_{max}$ zur Erstrissbildung. Mit der Ausbildung einer plastischen Zone auf der durch Biegung auf Zug beanspruchten Seite des Zahns (DMS 6, $\delta \backsim 1,6\,mm$) ändert sich die Neigung der Dübelkennlinie (siehe Abb. 5.2). Der Ausbruch einer ersten Scholle an der Außenseite des Betongurts tritt kurz vor Erreichen von $P_{max}$ ein. Anhand der ausgewerteten Verzerrungskomopnenten $\varepsilon_{22}$ der einzelnen DMS wird deutlich, dass bis zu diesem Zeitpunkt keine Umlagerung der Kraft von Zahn 2 zu Zahn 1 stattfindet. Für den rechts dargestellten Push-Out Versuch *PuK-104* ist dieser Zusammenhang direkt zu übernehmen. Der von Beginn an höher beanspruchte Schubverbinder ist in diesem Fall aber Zahn 1.

Die kritische Risslast, bei der es zur Erstrissbildung kommt, kann für alle Versuche mit ca. 65% bis 75% der Bruchlast angegeben werden. Allerdings kam es nur bei den beiden zuvor beschriebenen Versuchen zusammen mit Erreichen der maximalen Versuchslast $P_{max}$ zu einem Herausheben der ersten Schollen an den Außenflächen der Betongurte im Bereich des höher belasteten Zahns. Mit Ausnahme des Versuchs *KrL-106-35* entstand in allen anderen Fällen ohne nennenswerter weiterer Rissbildung nur ein Riss, der sich mit fortschreitendem Versuchsverlauf bis zum Erreichen von $P_{max}$ über die gesamte Länge des Dübelblechs entwickelte. Die Betonkörper waren in diesem Bereich somit gespalten (Abb. 5.10). Im Nachbruchbereich brachen im Nahbereich der Stahlzähne an den Innenflächen der Betongurte großflächig Schollen heraus, wodurch die Abhebung der Gurte extrem zunahm (siehe Abb. 5.2 bzw. Abb. 5.3).

Während des Versuchs *PuL-L-180* nahm die Rissbreite des Längsrisses im Nachbruchbereich aufgrund der Adaptierung der Stahlzähne mit großen Ausnehmungen sogar extrem zu. Die große plastische Verformung der Schubverbinder (Abb. 5.8), die erst durch deren stark gesteigerte Duktilität möglich wurde, verhinderte ein Ausbrechen von Schollen, führte aber zum Zugbruch einzelner im Bereich der beiden Dübelleisten quer angeordneter Bewehrungsbügel.

Versuchskörper *KrL-106-35* ist wie zuvor erwähnt als Sonderfall zu betrachten. Es entwi-

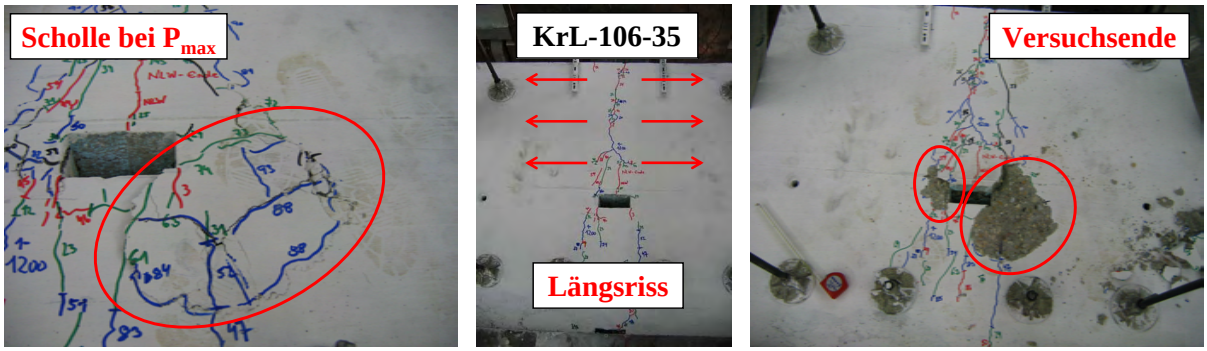



Abbildung 5.11: Längsriss und Schollenausbruch Versuch *KrL-106-35*

ckelte sich zwar auch in diesem Fall ein der Dübelleiste folgender Längsriss, zum Erreichen der Bruchlast $P_{max}$ führten allerdings schollenartige Ausbrüche im Auflagerbereich des Versuchskörpers (Abb. 5.11).

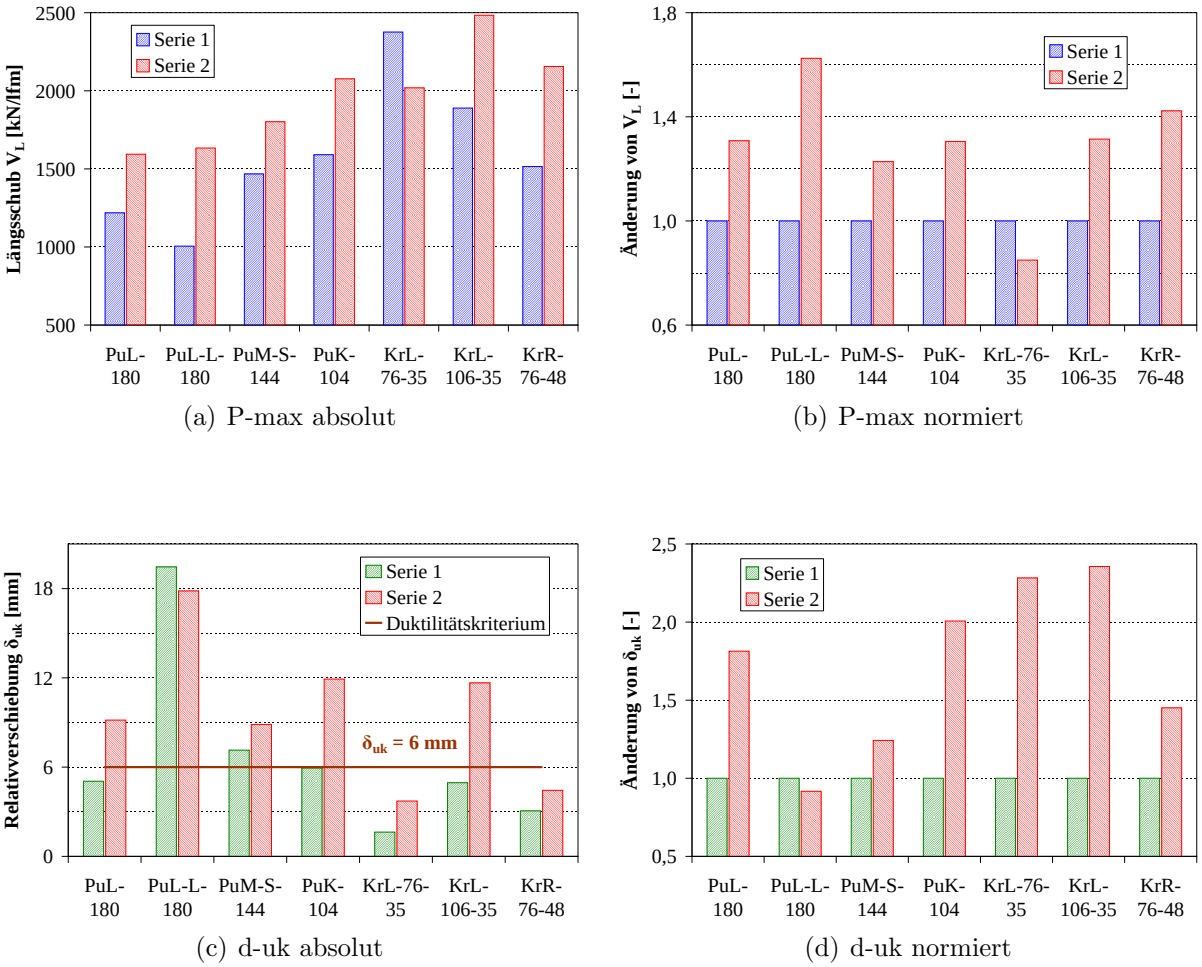
Zusammenfassend ist bei allen Versuchen das Stahlbetonbauteil maßgebend für das Versagen. Als Versagenskriterien lassen sich eindeutig das Spalten des Betons und das Herausheben von Ausbruchschollen identifizieren. Die Gründe dafür sind:

- eine fehlende Querbewehrung im Bereich der Dübelleiste (Spalten);
- eine für die Problemstellung dem tatsächlichen Kraftfluss nicht angepasste und damit falsche Bewehrungsführung (Spalten, Scholle);
- eine mangelhafte konstruktive Durchbildung der Zug-Druck Knotenpunkte. Die sich einstellenden Druckstreben können sich aufgrund fehlender Bewehrung nicht abstützen und „fahren damit ins Leere“ (Scholle);
- eine zu niedrige Betondruckfestigkeit, die einen Bruch der Betondruckstreben zur Folge hat (Scholle);

### 5.2.2 Push-Out Versuche - Serie 2

Mit den vier getesteten Varianten des Puzzledübels konnten maximale Versuchslasten $P_{max}$ von 1482 kN/lfm (*PuL-180*) bis 1947 kN/lfm (*PuK-104*) erzielt werden. Alle Versuche erfüllten sowohl das Duktilitätskriterium als auch das Abhebekriterium. Die mit den Kronendübeln erreichten Werte für $P_{max}$ lagen zwischen 1876 kN/lfm (*KrL-76-35*) und 2338 kN/lfm (*KrL-106-35*). *KrL-76-35* und *KrR-76-48* blieben mit $\delta_{uk} = 3,7\,mm$ und $\delta_{uk} = 4,4\,mm$ klar unter dem zur Erfüllung des Duktilitätskriteriums geforderten Wert für die Relativverschiebung von $\delta_{uk} = 6\,mm$. Mit *KrL-106-35* konnte aber der für das Kriterium maßgebende Wert deutlich übertroffen werden. Alle drei Versuche erfüllten das Abhebekriterium.

Jene Erkenntnisse, die aufgrund einer Analyse der durchgeführten Push-Out Versuche der Serie 1 gewonnen wurden und in Kapitel 5.2.1 zusammengefasst dargestellt sind, stellten die Grundlage eines ersten in den Grundzügen fertig gestellten Tragmodells dar, mit dem




(a) P-max absolut (b) P-max normiert

(c) d-uk absolut (d) d-uk normiert

Abbildung 5.12: Gegenüberstellung der Ergebnisse für $P_{max}$ und $\delta_{uk}$: Serie 1 - Serie 2

die konstruktive Durchbildung der Push-Out Versuchskörper der Serie 2 erfolgte. Resultat waren eine statisch erforderliche Zulagebewehrung, die in und um die Ausnehmungen in den Betongurten eingebaut wurde (Tab. 4.9), und eine höhere Betondruckfestigkeit (Kapitel 4.6). Auf Grund der Tatsache, dass mit beiden Serien abgesehen von Puzzlevariante *PuM-144* die gleichen Stahlzahnvarianten getestet wurden, können die erzielten Ergebnisse direkt miteinander verglichen werden.

In Abb. 5.12 sind die mit den Versuchskörpern der Serie 2 erzielten Werte für die maximale Versuchslast $P_{max}$ bzw. für das charakteristische Verformungsvermögen $\delta_{uk}$ denen der Serie 1 gegenübergestellt. Durch die getätigten Änderungen konnten in fast allen Fällen beide Vergleichsgrößen zum Teil deutlich gesteigert werden. Die Ausnahmen stellen die Versuche *KrL-76-35* und *PuL-L-180* dar. Für letzteren ist allerdings anzumerken, dass der Bezugswert für die Verringerung von $\delta_{uk}$ um -8,3% auf sehr hohem Niveau liegt. Besonders hervorzuheben ist das Ergebnis von Versuch *KrL-106-35*. Mit einer Steigerung von $P_{max}$ um 42,5% auf 2338 kN/lfm erreicht dieser ein extrem hohes Tragvermögen. Zusätzlich kann auch dessen Duktilitätseigenschaft aufgrund einer Zunahme von $\delta_{uk} = 4,9\,mm$ um 135% auf $\delta_{uk} = 11,7\,mm$ nunmehr ebenfalls als hervorragend bezeichnet werden.

Vergleicht man die Ergebnisse von *PuL-180* und dessen adaptierter Puzzlevariante *PuL-*

*L-180*, zeigt sich, dass deren maximale Versuchslast $P_{max}$ auf einem Lastniveau von ca. 1600 kN/lfm um nur 40 kN/lfm differenziert. Der relativ große Unterschied von Serie 1 existiert somit nicht mehr. Vergleicht man in weiterer Folge auch das charakteristische Verformungsvermögen, erfüllen nun beide Puzzlevarianten das Duktilitätskriterium. Dies lässt den Schluss zu, dass eine Adaptierung von Stahlzähnen mit entsprechend groß ausgebildeten Ausnehmungen einen ausgesprochen positiven Einfluss auf deren Verformungsvermögen ausübt. Trotzdem wird ein hohes Lastniveau erzielt. Eine solche Ausführung ist damit aber nur dann sinnvoll, wenn mit einem als Stahlzahn ausgebildeten alternativen Schubverbinder trotz richtiger konstruktiver Durchbildung das Duktilitätskriterium nicht erfüllt wird.

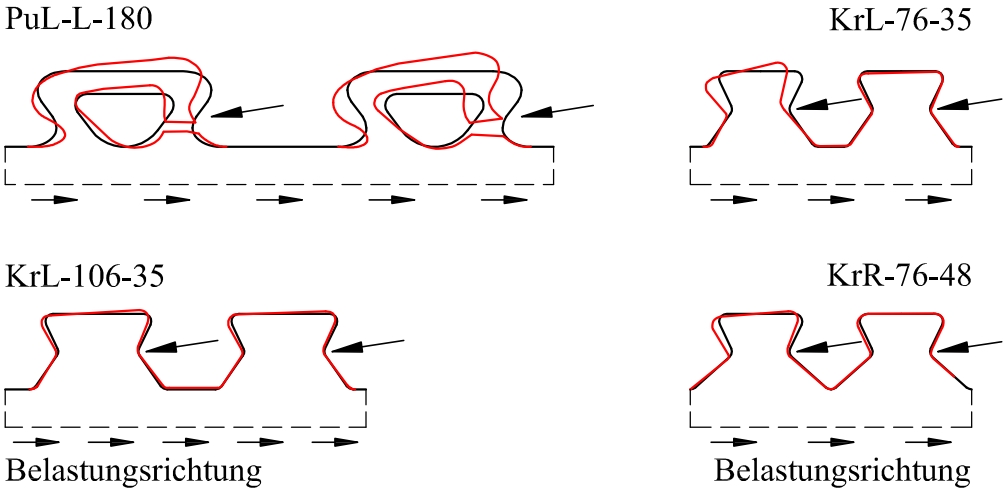
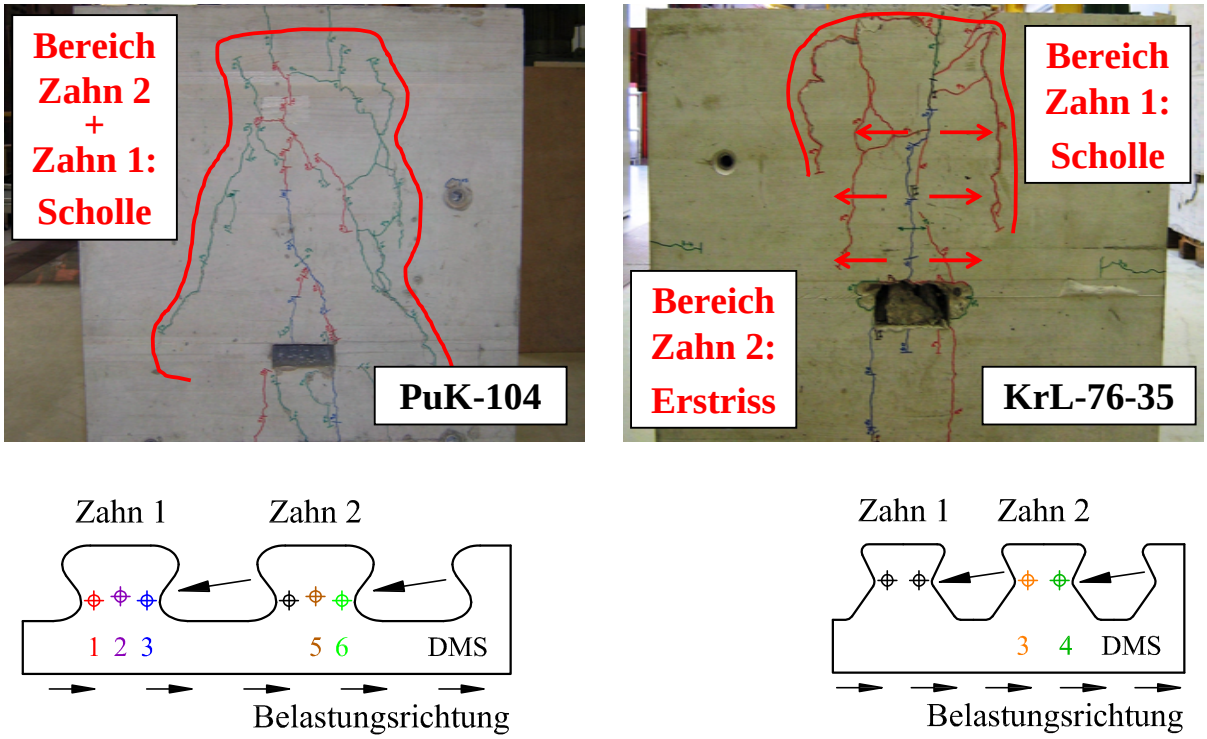



Abbildung 5.13: Stahlzahnverformungen nach durchgeführtem Push-Out Versuch

Abb. 5.13 zeigt wiederum den in Rot eingezeichneten Verformungszustand von Stahlzähnen verschiedener Dübelleisten, die nach erfolgtem Push-Out Versuch aus den Prüfkörpern herausgelöst werden konnten. Die in Schwarz dargestellte und jeweils vor Versuchskörperherstellung abgezeichnete Ist-Form stimmt in allen Fällen mit der Soll-Form laut den in Anhang A abgebildeten Werkstattplänen überein. Generell konnte festgestellt werden, dass abgesehen von Zahn 2 der beiden Versuche *KrL-76-35* und *KrL-76-48* alle Stahlzähne mehr oder weniger große plastische Verformungen aufweisen. Im Fall von *PuL-L-180* stellte der Bruch der beiden auf Zug beanspruchten Schenkel auch das Versuchsende dar. Diese Beobachtung lässt sich durch die ausgewerteten Ergebnisse, die mit den auf den Dübelleisten aufgeklebten Dehnungsmessstreifen erzielt wurden (siehe Anhang C), bestätigen. Der Zusammenhang zwischen Belastung der Stahlzähne, Rissbildung und Versagen des einzelnen Versuchskörpers wird für die beiden Versuche *PuK-104* und *KrL-76-35* mittels Abb. 5.14 nachfolgend anschaulich erklärt.

Während des Versuchs PuK-104 (Abb. 5.14, li.) sind von Beginn an Zahn 1 und Zahn 2 bis zu einer Relativverschiebung von ca. $\delta \backsim 2,0\,mm$ annähernd gleich an der Lastabtragung beteiligt und unterliegen eindeutig einer Biegebeanspruchung. Mit dem Beginn der Ausbildung plastischer Zonen auf den durch Biegung auf Zug beanspruchten Seiten der Zähne (DMS 3 und 6, $\delta \backsim 1,6\,mm$) ändert sich die Neigung der Dübelkennlinie (siehe Abb. 5.4).




(a) Push-Out Versuch PuK-104

(b) Push-Out Versuch KrL-76-35

Abbildung 5.14: Erstriss- und Schollenbildung, Stahlzahnbeanspruchung

Die Erstrissbildung erfolgte schon früher bei ca. 70% der Bruchlast $P_{max}$ im Bereich der Aussparung in der Betonplatte. Diese hatte aber im Gegensatz zur Ausbildung der Fließzonen am Stahlzahn keinen Einfluss auf die Dübelkennlinie. Die weitere Rissbildung bis zum Erreichen der maximalen Versuchslast $P_{max}$ ist durch die Verlängerung des Erstrisses gekennzeichnet. Dessen Entwicklung folgt dabei dem Dübelblech, der darüber liegende Beton wird aber dadurch trotzdem nicht über die gesamte Länge gespalten.

Die Anzahl zusätzlicher Risse bleibt relativ gering. Bis zum Erreichen von $P_{max}$ kommt es auch zu einer zunehmenden Plastizierung immer größerer Bereiche des Stahlzahns. Der Ausbruch erster Schollen, diese brechen im Nahbereich der Stahlzähne an den Innenflächen der Betongurte heraus, erfolgt eindeutig schon im Nachbruchbereich ($\delta \backsim 10,0\,mm$). Im

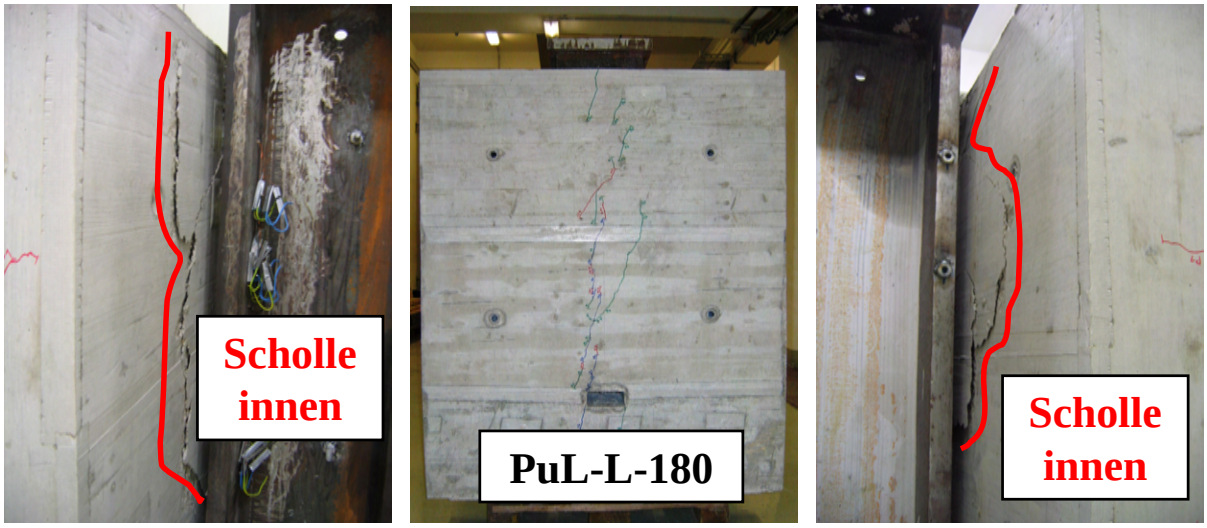



Abbildung 5.15: Push-Out Versuchskörper *PuL-L-180*

Anschluss daran kommt es auch an den Außenseiten zu einem großflächigen Herausheben von Schollen. Mit Ausnahme der Versuche *PuL-L-180*, *KrL-76-35* und *KrR-76-48* ist der beschriebene Versuchsablauf auch für alle weiteren Versuche gültig.

In Abb. 5.15 ist der Zustand des Prüfkörpers *PuL-L-180* nach erfolgter Versuchsdurchführung dargestellt. Das Auftreten der farbig gekennzeichneten Risse auf der Betongurtoberfläche erfolgte erst mit Erreichen der maximalen Versuchslast $P_{max}$. Die nur an den Innenseiten der Betongurte sichtbaren Schollen brachen allesamt im Nachbruchbereich heraus. In den Stahlzähnen selbst bildeten sich schon auf einem Lastniveau von ca. 50% der Bruchlast $P_{max}$ plastische Zonen (Anhang C). Die damit einhergehende Dehnung der auf Zug beanspruchten Schenkel führte schließlich zum Bruch (Abb. 5.13).

Die beiden Versuche *KrL-76-35* und *KrR-76-48* nehmen im Rahmen der durchgeführten Push-Out Versuche dieser Serie eine Sonderstellung ein. Anhand der ausgewerteten Verzerrungskomponenten $\varepsilon_{22}$ (Abb. 5.14) und der verformten Stahlzähne (Abb. 5.13) wird deutlich, dass im Gegensatz zu Zahn 1 jeweils Zahn 2 praktisch keine plastische Verformung aufweist. Der Grund dafür ist der Ausbruch von Betonkegel in die Aussparungen der Betongurte (Abb. 5.16). Das Beginnen des Betonversagens bestimmt auch die maximal erzielte Versuchslast $P_{max}$. Diese nimmt nach dem Erstausbruch nicht mehr weiter zu. Bis zum Erreichen von $P_{max}$ ist der Versuchsablauf aber vergleichbar mit jenem zuvor beschriebenen von *PuK-104*. Durch die schlagartig fehlende Beteiligung des Zahns 2 an der Schubübertragung muss die aufgebrachte Versuchslast von Zahn 1 übernommen werden. Die Folge sind eine große plastische Verformung des Schubverbinders und ein Abfallen der Last im Nachbruchbereich auf dessen aufnehmbare Traglast. Parallel dazu kommt es zu einem Herausheben von Schollen an den Außenflächen der Betongurte im Bereich des hoch belasteten Stahlzahns (Abb. 5.14).

Zusammenfassend ist mit Ausnahme von *PuL-L-180*, hier ist die Ursache die adaptierte Stahlkrone, bei allen Versuchen das Stahlbetonbauteil maßgebend für das Versagen. Das Herausheben von Ausbruchschollen kann aber nur für *KrL-76-35* und *KrR-76-48* als direkter Grund für deren Versagen angegeben werden. Bei allen anderen Versuchen kam

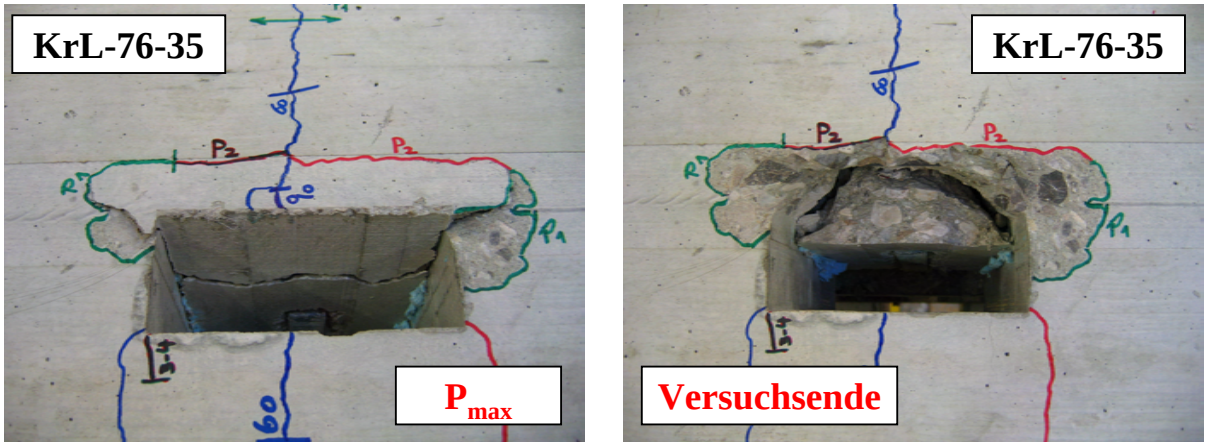



Abbildung 5.16: Ausbruch eines Betonkegels in die Aussparung des Betongurts

es erst nach Erreichen der maximalen Versuchslast $P_{max}$ zum Schollenausbruch an der Außen- und bzw. oder Innenseite der Betongurte, wodurch dieser hier nicht das Versagenskriterium darstellt. In diesen Fällen wurde $P_{max}$ durch die Tragfähigkeit der jeweils getesteten Puzzle- bzw. Kronenvariante bestimmt. Die Ausbrüche sind also tatsächlich nur eine Folge großer Verformungen, denen die Schubverbinder aufgrund der Ausbildung weiter plastischer Zonen am Stahlzahn unterliegen.

Diese Form des Versagens ist jenes Ziel, das mit den Versuchen erfüllt werden soll. Die Längsschubtragfähigkeit der Schubverbindung wird durch die vollkommen plastizierte Stahlkrone definiert, die Schädigung des Betons stellt nicht das maßgebende Versagenskriterium dar. Diese Vorstellung, die eine konstruktiv richtige Durchbildung bedingt, konnte damit für die Kronendübel nur mit Push-Out Versuch *KrL-106-35* umgesetzt werden.

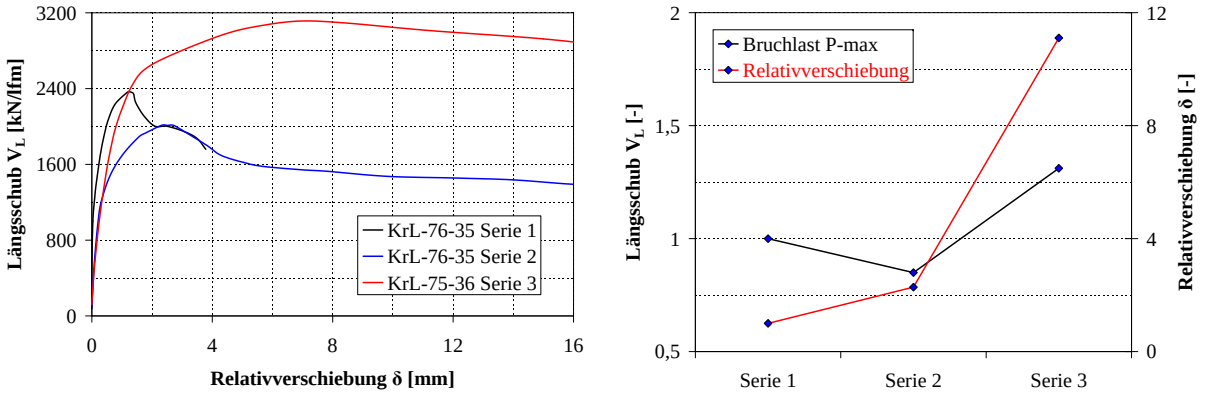
Die Gründe für das vorzeitige Versagen der beiden anderen Versuche mit Kronendübel als Schubverbinder, nämlich *KrL-76-35* und *KrR-76-48*, sind:

- eine zu große Ausführung der Aussparungen in den Betongurten;
- ein zu geringer Abstand des Zahns 2 von der Aussparung;

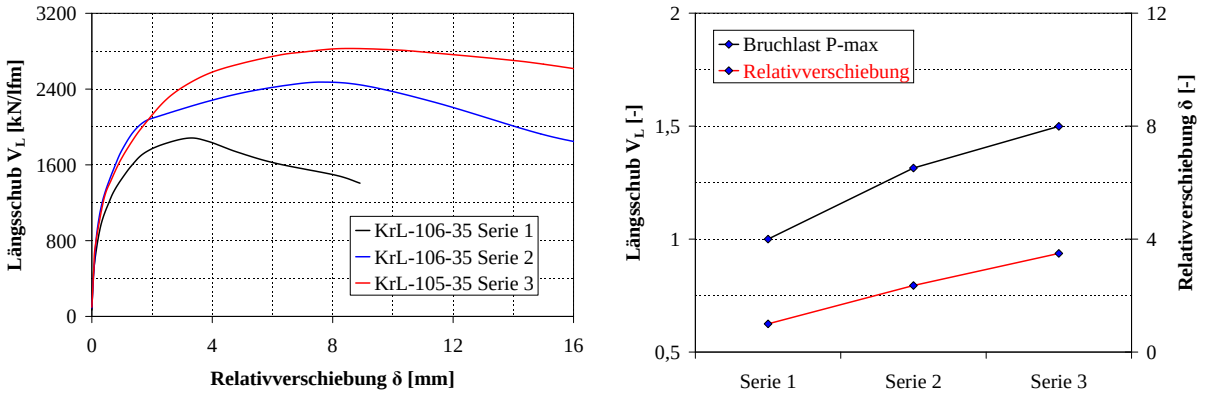
In beiden Fällen ist die Ausbildung einer ungestörten Betondruckstrebe nicht möglich (Betonkegelausbruch).

### 5.2.3 Push-Out Versuche - Serie 3

Die Längsschubtragfähigkeit $V_{L,max}$ der mit dieser Serie getesteten Kronenvarianten wurde vor Versuchskörperherstellung vorweg nach Kapitel 3 bestimmt. Die angesetzten Lastmodelle, die die Belastung der Stahlkronen an deren Lastangriffsfläche definieren, waren das in Kapitel 3.3.3.1 beschriebene „Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$“ und das „Modell zur Einleitung vertikaler Abtriebskräfte $V_s$“ nach Kapitel 3.3.4. Zur Bestimmung der erforderlichen Betondruckfestigkeit bzw. der erforderlichen Bewehrungsquerschnitte wurden die Druck- und Zugstrebenkräfte im Betongurt




(a) Push-Out Versuch KrL-76-35 und KrL-75-36




(b) Push-Out Versuch KrL-106-35 und KrL-105-35

Abbildung 5.17: Vergleich von $P_{max}$ und $\delta_{uk}$ der Serien 1 bis 3

mit den Gleichungen nach Kapitel 3.3.2 zusammen mit den nunmehr bekannten Werten für $V_{L,max}$ ermittelt. Die abschließende konstruktive Durchbildung der Betongurte erfolgte anhand der ebenfalls in Kapitel 3.3.2 beschriebenen Fachwerkanalogie. Zusätzlich wurden die in Kapitel 5.2.2 angeführten Gründe, die zum vorzeitigen Versagen der beiden Push-Out Versuche *KrL-76-35* und *KrR-76-48* führten, bei der Herstellung der Prüfkörper berücksichtigt (siehe Anhang A). Die Ergebnisse der Berechnungen sind in Kapitel 5.3 dargestellt. Nachfolgend wird wie in Kapitel 5.2.1 für Serie 1 und in Kapitel 5.2.2 für Serie 2 nur auf die Analyse der einzelnen Versuchsabläufe eingegangen.

Mit den fünf getesteten Varianten des Kronendübels konnten maximale Versuchslasten $P_{max}$ von 2437 kN/lfm (*KrL-120-48*) bis 3116 kN/lfm (*KrL-75-36*) erzielt werden. Im Vergleich dazu lag der mit dem Kopfdübel *Ko-27* erreichte Wert von 2207 kN/lfm etwas niedriger. Das in [EC405a] geforderte charakteristische Verformungsvermögen von $\delta_{uk} = 6\,mm$ wurde von allen Push-Out Versuchen mit Werten für die Relativverschiebung von 18,1 mm (*KrL-75-36*) bis 20,8 mm (*KrL-90-40*) deutlich übertroffen. Alle getesteten Kronenvarianten erfüllten das Abhebekriterium.

Die Kronenvarianten *KrL-76-35* und *KrL-75-36* bzw. *KrL-106-35* und *KrL-105-35* der Serien 1 bis 3 sind aufgrund praktisch identer Stahlzahngeometrie direkt miteinander vergleichbar. Abb. 5.17 zeigt anhand der Dübelkennlinien (li.) und anhand der nor-

mierten Darstellung des Längsschubs $V_L$ und der Relativverschiebung $\delta$ (re.) eine Gegenüberstellung der mit den Push-Out Versuchen erzielten Ergebnisse für die Bruchlast $P_{max}$ und für das charakteristische Verformungsvermögen $\delta_{uk}$. Während die Kennlinien der Versuche der Serie 1 (schwarz) noch ein eigenes Prüfkörperverhalten zeigen, decken sich diejeneigen der Serie 2 (blau) und 3 (rot) zumindest zu Beginn der Versuche. Daran erkennt man, dass die schrittweise konstruktive Umsetzung der Erfahrungen und Erkenntnisse, die mit den ersten beiden Serien gewonnen werden konnten, jedesmal eine positive Auswirkung auf das Ergebnis hatte.

Die schließlich resultierenden Dübelkennlinien werden definiert durch eine außerordentlich hohe maximal erzielte Versuchslast $P_{max}$ in Kombination mit einem sehr hohen Wert für die Relativverschiebung $\delta_{uk}$. Aus der Neigung der Dübelcharakteristik erkennt man, dass sich zumindest im Fall von *KrL-75-36* auch eine hohe Anfangssteifigkeit $C$ (siehe Abb. 2.12) einstellte. Die in Kapitel 2.3.1 angeführten Anforderungen an einen idealen Dübel können somit als erfüllt angesehen werden.

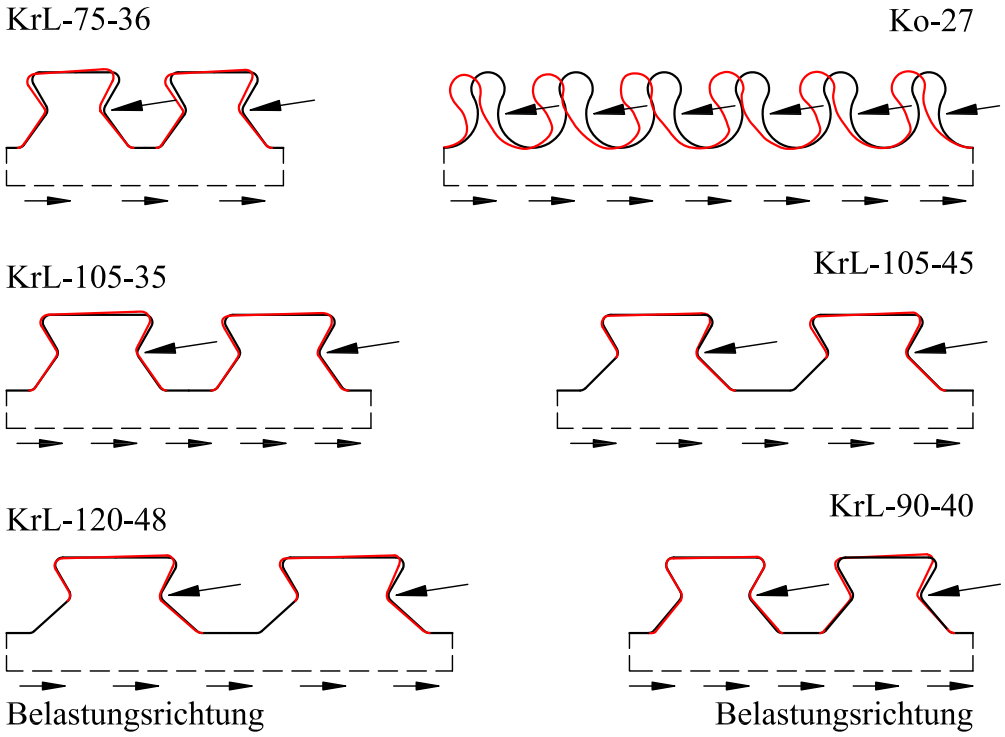



Abbildung 5.18: Stahlzahnverformungen nach durchgeführtem Push-Out Versuch

Wie schon bei den beiden vorhergehenden Versuchsserien wurden die Dübelleisten nach erfolgtem Push-Out Versuch aus den Prüfkörpern herausgelöst. Abb. 5.18 zeigt den in Rot eingezeichneten verformten Zustand der einzelnen Stahlzähne und zum Vergleich deren in Schwarz dargestellten Ist-Zustand vor Versuchskörperherstellung. Dieser stimmt in allen Fällen mit der Soll-Form laut den Werkstattplänen (siehe Anhang A) überein. Die Stahlkronen aller Versuchskörper waren plastisch verformt, wobei die Verformung beider Zähne in allen Fällen nahezu gleich ausgeprägt war. Dies lässt den Schluß zu, dass die vier aktiv an der Lastübertragung beteiligten Schubverbinder der Kronendübelleisten jeweils gleiche

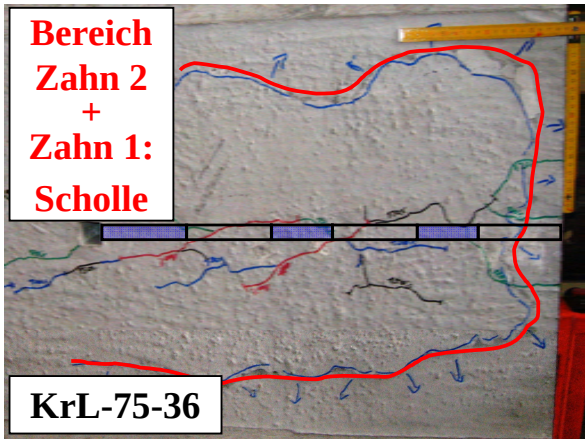
Anteile der aufgebrachten Versuchslast aufnahmen. Diese Aussage wird durch die ausgewerteten Ergebnisse, die mit den auf den Stahlkronen aufgeklebten Dehnungsmessstreifen erzielt wurden (siehe Anhang C), bestätigt. Die Schubverbinder des Versuchs *Ko-27* waren sehr stark plastisch verformt. Allerdings war dafür nicht wie bei den Kronendübeln eine eindeutige kombinierte Beanspruchung auf Biegung und Schub verantwortlich. Die dem Kopfbolzendübel nachempfundenen Schubverbinder wurden durch das Verkeilen des Kopfes im Betongurt vor allem auf Zug beansprucht.

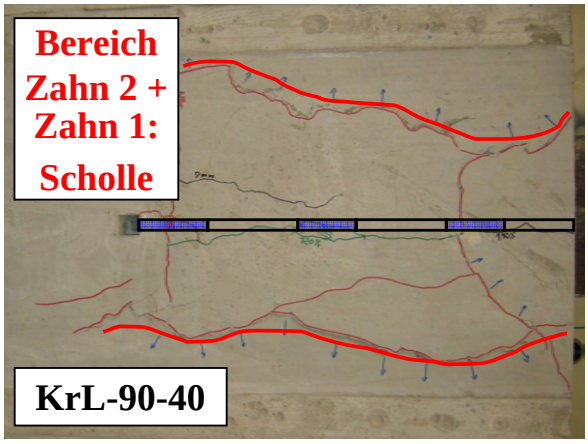
Die anhand der Kronendübelversuche der Serie 3 beobachteten Zusammenhänge zwischen Belastung der Stahlzähne, Rissbildung und Versagen des einzelnen Versuchskörpers werden nachfolgend mittels der beiden Versuche *KrL-75-36* und *KrL-90-40* und Abb. 5.19 anschaulich erklärt.

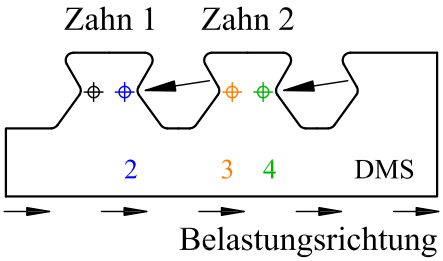
Während des Push-Out Versuchs *KrL-75-36* sind von Beginn an Zahn 1 und Zahn 2 zumindest bis zu einer Relativverschiebung von ca. $\delta \sim 4,0\,mm$ annähernd gleich an der Lastabtragung beteiligt und unterliegen eindeutig einer Biegebeanspruchung (siehe auch Anhang C). Vor Erreichen von $P_{max}$ beginnen sich dadurch in den auf Zug als auch auf Druck beanspruchten Querschnittsbereichen der Kronen plastische Zonen auszubilden. Dieser Vorgang fällt aber nicht mit der ausgeprägten Neigungsänderung der Dübelkennlinie zusammen ($\delta \sim 1,75\,mm$, Abb. 5.6). Diese wird durch die beginnende Rissbildung verursacht. Der Erstriss selbst ist ein dem Dübelblech folgender Längsriss im Bereich beider Zähne. Dieser erscheint bei ca. 70% der Bruchlast $P_{max}$ und fällt damit mit der ersten Änderung der Wegrampenneigung zusammen ($\delta \sim 1,3\,mm$), wenn man die Relativverschiebung $\delta$ in Abhängigkeit von der Versuchsdauer darstellt. Das Herausheben großflächiger Schollen erfolgt erst sehr spät im Nachbruchbereich ($\delta \sim 22,0\,mm$) auf den Außenseiten der Betongurte. Ein Schollenausbruch an den Innenflächen im Nahbereich der Stahlzähne tritt bis zum Versuchsende nicht ein.

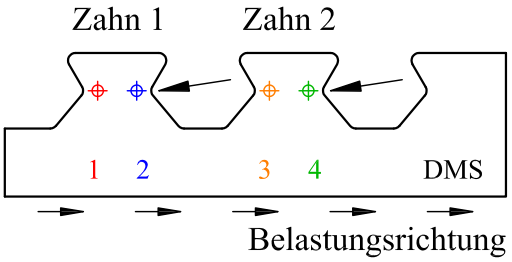
Der anhand des Versuchs *KrL-75-36* beschriebene Versuchsablauf ist prinzipiell auch für den des Versuchs *KrL-90-40* gültig. Allerdings bricht bei diesem wie auch bei Versuch *KrL-105-35* kurz vor Erreichen von $P_{max}$ aus einer der beiden Innenflächen der Betongurte im Nahbereich eines Stahlzahns eine erste Scholle heraus. Bei den Versuchen *KrL-105-45* und *KrL-120-48* kommt es ebenfalls zu diesem Schollenausbruch, jedoch passiert dieser in beiden Fällen schon viel früher bei ca. 94% der Bruchlast $P_{max}$. Die Zunahme der Relativverschiebung von $\delta \sim 5,0\,mm$ bis zum Erreichen von $P_{max}$ ist damit noch beträchtlich. Bei allen vier Versuchen erfolgt das Herausheben weiterer Schollen zwar nicht so spät wie bei *KrL-75-36*, trotzdem aber eindeutig schon im Nachbruchbereich.

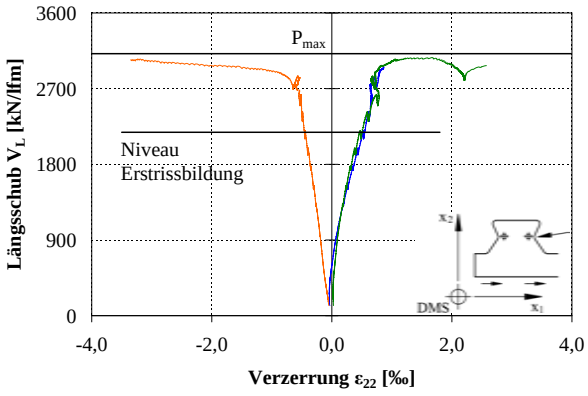
Alle Versuche mit Kronendübel verlaufen mit einem sehr langsamen Lastabfall im Nachbruchbereich. Beim Versuch *Ko-27* ist dies jedoch nicht der Fall. Dieser nimmt aber durch die Formgebung der Schubverbinder in dieser Serie eine Sonderstellung ein. Sofort nach Erreichen von $P_{max}$ fällt die Versuchslast rasch ab, pendelt sich dann aber auf einem noch immer hohen Lastniveau ein. Dies hängt hauptsächlich mit der Zerstörung des Betons zusammen. Wie in Abb. 5.20 dargestellt, ist die Rissbildung an den beiden Betongurtaußenseiten nur sehr schwach ausgeprägt und besteht hauptsächlich aus je einem dem Dübelblech folgenden Längsriss. Auch im Nachbruchbereich kommt es dort zu keinem Herausheben von Schollen. Dies passiert allerdings an den Innenseiten. Die ersten brechen bei einer Relativverschiebung von $\delta \sim 6,0\,mm$ und damit eindeutig im Nachbruchbe-

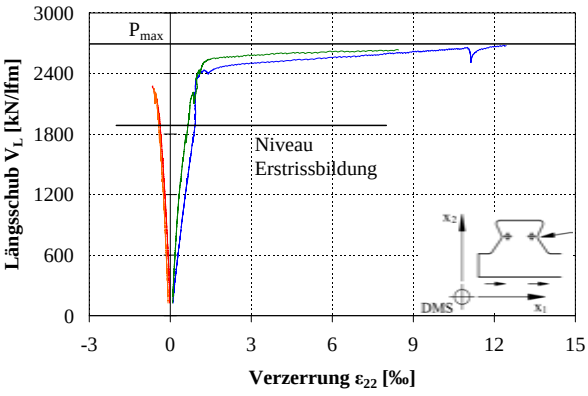


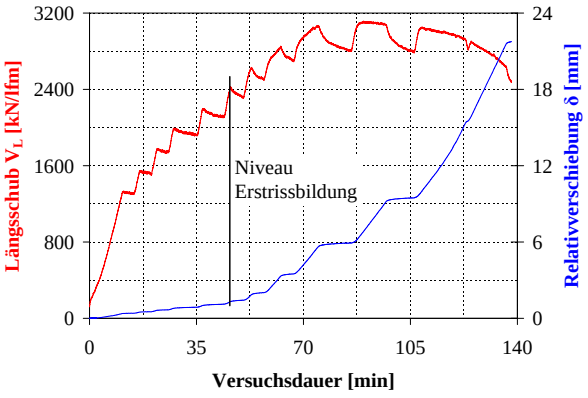



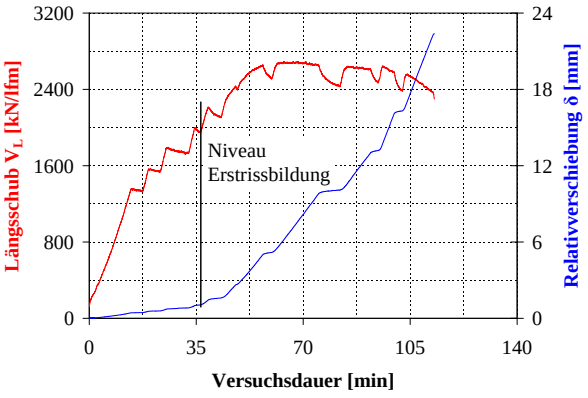




(a) Push-Out Versuch KrL-75-36

(b) Push-Out Versuch KrL-90-40

Abbildung 5.19: Erstriss- und Schollenbildung, Stahlzahnbeanspruchung

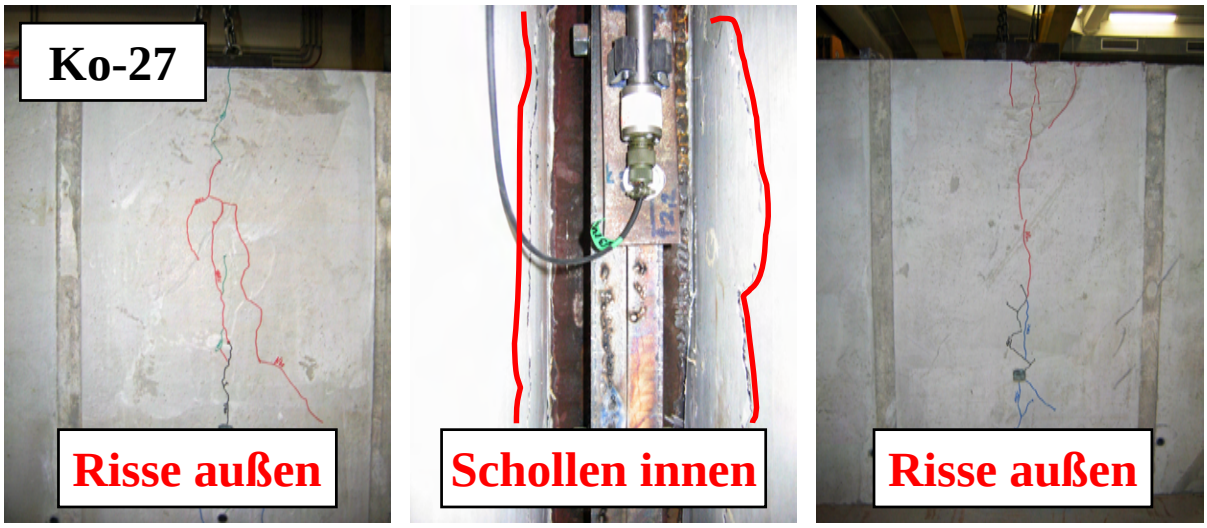


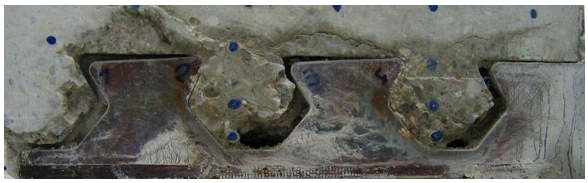

Abbildung 5.20: Push-Out Versuchskörper *Ko-27*

reich heraus. Im weiteren Versuchsverlauf vergrößern sich die Ausbrüche zu großflächigen Schollen, die sich beidseits der beiden Dübelbleche über deren gesamte Länge ausdehnen.

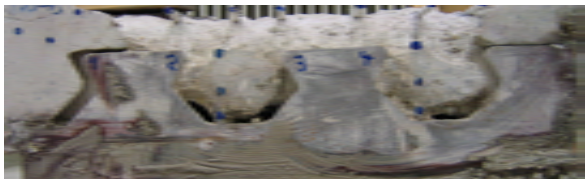
Nach einer Begutachtung der Schädigungen und der Risse, die auf den Prüfkörpern von außen feststellbar waren, wurden sowohl innen als auch außen von den Betongurten jene Schollen entfernt, die mit der Hand bzw. mit einfachem Werkzeug leicht abzuheben waren. Schon so konnte festgestellt werden, dass das Betongefüge im Bereich vor den Krafteinleitungsflächen der Stahlkronen weitgehend zerstört und hoch verdichtet war. Mit einem spitzen Gegenstand (z.B. Nagel) war es möglich, diesen Betonsand relativ leicht herauszukratzen. Um das nach erfolgter Versuchsdurchführung zerstörte Betongefüge im Bereich der Stegaussparungen aber tatsächlich begutachten zu können, wurden die Betongurte entlang der Dübelleisten mittels einer Diamantsäge aufgeschnitten. Abb. 5.21 zeigt die so in der Ebene der Schubverbinder freigelegten Betongefüge. Deutlich erkennt man das Ablösen des Betons an den lastabliegenden Aussparungsseiten der Schubverbinder. Dies resultiert einerseits aus der Verdichtung des hoch beanspruchten Betons in den in Abb. 5.21 blau dargestellten Knotenbereichen, andererseits aber auch aus der durch die Lasteinwirkung entstehenden Verformung der Schubverbinder selbst. Eine Bestätigung für die hohen Relativverschiebungswerte $\delta$ ist auch die Lage der Querbewehrung, die vor Versuchsbeginn annähernd in der vertikalen Symmetrieebende der Betondübel angeordnet wurde (siehe Anhang A).

Den Nachweis der Wirkungsweise der Bewehrung, die die Umschnürung des Betons in den Ausnehmungen der Dübelleiste sicherstellt, zeigt Abb. 5.22. Die dargestellte Verformung der Querbewehrung konnte bei allen Prüfkörpern nach Abheben der Betonschollen festgestellt werden.

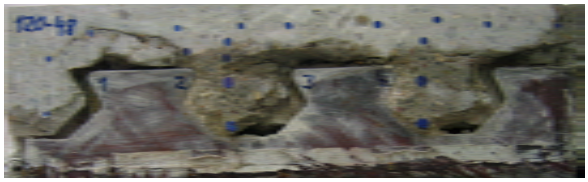
Zusammenfassend ist zwar bei allen Versuchen das Stahlbetonbauteil maßgebend für das Versagen, das Herausheben von großflächigen Ausbruchschollen kann dafür aber in keinem Fall als direkter Grund angegeben werden. Bei Versuch *KrL-75-36* kam es erst weit nach Erreichen der maximalen Versuchslast $P_{max}$ zum Schollenausbruch an der Außenseite der Betongurte. In diesem Fall wurde $P_{max}$ durch die Tragfähigkeit der getesteten



(a) Dübelleiste KrL-90-40



(b) Dübelleiste KrL-105-35



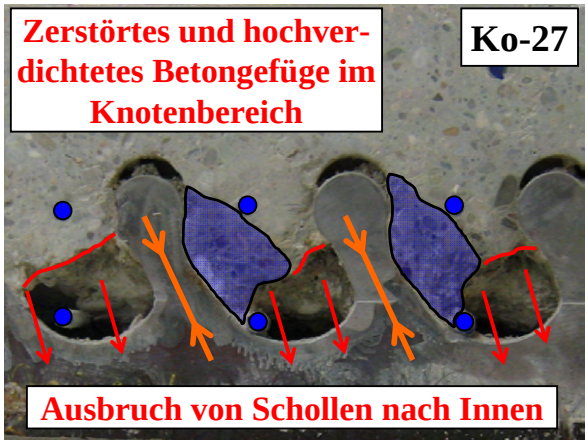
(c) Dübelleiste KrL-120-48



(d) Dübelleiste Ko-27




(e) Detail Betondübel KrL-90-40




(f) Setail Betondübel Ko-27

Abbildung 5.21: Aufgeschnittene Betongurte ausgewählter Versuchskörper mit Detaildarstellung des Betongefüges in den Stegaussparungen

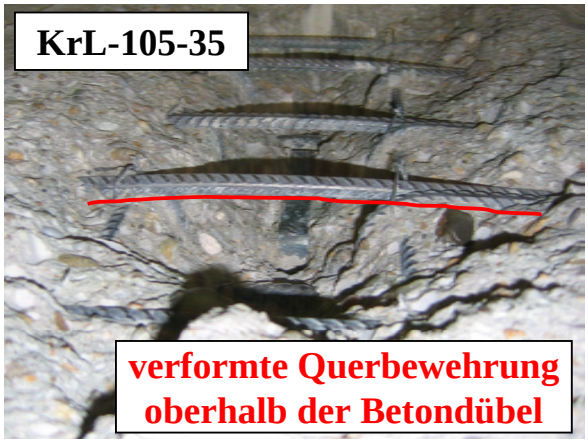






Abbildung 5.22: Ausgebogene Querbewehrung im Bereich der Betondübel

Kronenvariante bestimmt und die Ausbrüche sind eine Folge großer Verformungen, die die Schubverbinder aufgrund der Ausbildung weiter plastischer Zonen am Stahlzahn zeigten.

Auch bei allen weiteren Versuchen unterliegen die Stahlkronen mehr oder weniger großen plastischen Verformungen (siehe Anhang C). Da allerdings die ersten Schollen immer vor Erreichen von $P_{max}$ an den Innenseiten der Betongurte ausbrechen (diese sind im Vergleich zu jenen an der Außenseite klein), kann hier auch die lokale Zerstörung des hochbeanspruchten Betons im Bereich vor den Krafteinleitungsflächen der Schubverbinder das Versagen verursachen. Es kommt zum Schollenausbruch, wenn der Beton, der sich durch die Beanspruchung in Richtung der freien Oberflächen ausdehnt, in den vertikal geführten Streben der Bügelbewehrung, die den Betondübelbereich einfaßt, so hohe Stahlspannungen erzeugt, dass hier Fließen eintritt.

Der Ausbruch nach innen und nicht nach außen ist in diesem Fall nur eine logische Folge der vorhandenen Bewehrungsführung, mit der aber das Hineinstehen der Dübelbleche in die Betongurte als konstruktive Besonderheit zu berücksichtigen ist. Bei nochmaliger Betrachtung von Abb. 5.21 (e) erkennt man, dass die nach innen gerichtete Scholle an der lastabliegenden Aussparungsseite des Schubverbinders ansetzt und damit dort, wo durch den großen Schlupf keine untere Querbewehrung vorhanden ist. Auch beträgt das Maß für den Abstand $b_u$ nach Tab. 4.2 und Tab. 4.3 bei Kronenvariante *KrL-75-36* $30\,mm$, bei allen anderen aber $50mm$ (*KrL-90-40*) bis $72mm$ (*KrL-120-48*). Dies lässt den Schluss zu, dass in diesen Fällen aufgrund des großen Abstandes eine weitere untere Querbewehrung pro Ausnehmung erforderlich gewesen wäre.

## 5.3 Verifizierung der Krafteinleitungsmodelle nach Kapitel 3.3.3 anhand der Ergebnisse von Versuchsserie 3

### 5.3.1 Allgemeines

In Kapitel 5.1.6 sind die Ergebnisse der Push-Out Versuche der Serie 3, die mit Geometrievarianten des Kronendübels durchgeführt wurden, zusammengefasst dargestellt. In Tab. 5.5 sind dazu die mit den fünf Versuchskörpern maximal erzielten Versuchslasten $P_{max}$ als Kraft pro Stahlzahn $P_{Zahn}$ in [kN] angegeben. Nachfolgend werden diese Werte jenen Traglasten $V_{L,i-max}$ (siehe Kapitel 3.3.6) gegenübergestellt, die durch Anwendung der in Kapitel 3.3.3 dieser Arbeit vorgestellten Krafteinleitungsmodelle für die fünf Kronenvarianten berechnet wurden.

Die vorweg durchgeführte Berechnung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ der einzelnen Stahlkronen erfolgte nach Kapitel 3.3.6 und ist in Anhang D.1 angeführt. Neben Allgemeinem zur Berechnung ist in Anhang D.1.1 auch eine detaillierte Erläuterung zur Vorgehensweise aufgelistet, mit der die einzelnen Schritte ausführlich und in nachvollziehbarer Art und Weise erklärt werden. Den Rechenwerten liegt der vom Blechhersteller bestimmte tatsächliche Wert für $f_y = 384\ N/mm^2$ zugrunde (siehe Tab. 4.12). In den

Anhängen D.1.2.1 bis D.1.2.5 sind die Berechnungsergebnisse für die einzelnen Stahlkronen mit jeweils allen Modellvarianten tabellarisch sowie graphisch aufbereitet dargestellt.

### 5.3.2 Korrelationsbetrachtungen

Die Beurteilung, welche der insgesamt sechs Krafteinleitungsmodelle sich zur Prognostizierung von $V_{L,i-max}$ eignen bzw. unter welchen Randbedingungen diese anwendbar sind, erfolgt im Anschluss mittels $P_t/P_e$-Diagrammen. Dabei wird auf der Abszisse das theoretische und auf der Ordinate das experimentell bestätigte Tragvermögen aufgetragen. Jedes Lasteinleitungsmodell wird seperat betrachtet. Die Grenztragfähigkeit $V_L$ der einzelnen Stahlkronen wird in allen Fällen sowohl basierend auf dem Fließkriterium nach *Huber*, *Mises* und *Hencky* (Index „HBM“) als auch basierend auf einer reduzierten Streckgrenze $f_{y,red}$ nach EC3 [EC306] (Index „EC3“) angegeben. Zusätzlich wird in beiden Fällen mit der exakten (Index „ex“) und der angenäherten Geometrie (Index „Nä“) die den Berechnungen zugrundegelegte betrachtete Kronengeometrie berücksichtigt.

Das für alle Krafteinleitungsmodelle zusätzlich dargestellte Diagramm zeigt jeweils die Abweichungen der einzelnen theoretischen Berechnungsergebnisse vom experimentell bestätigten Tragvermögen. Wird die Tragfähigkeit laut Berechnung überschätzt, ist der zugehörige Prozentwert positiv angegeben. Im anderen Fall ist dieser negativ.

#### 5.3.2.1 „Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$“ nach Kapitel 3.3.3.1

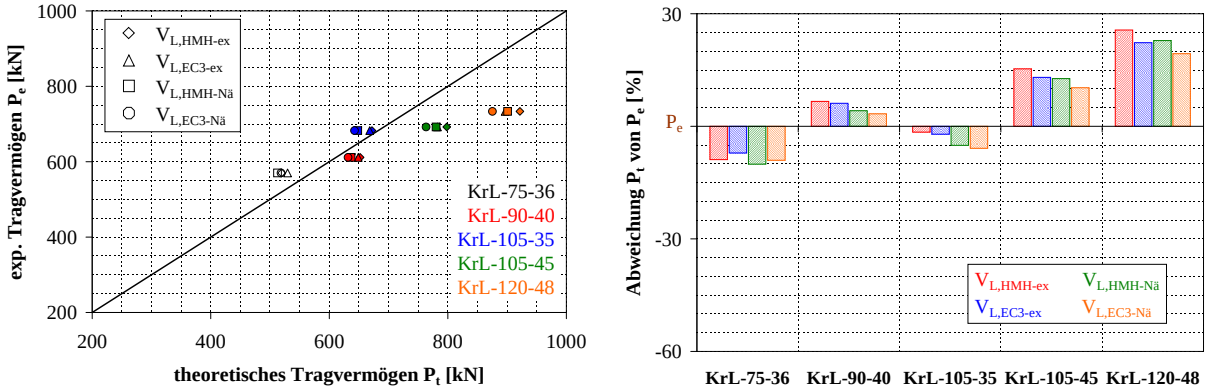



Abbildung 5.23: Korrelation der Modelltraglasten nach Kapitel 3.3.3.1 mit den experimentellen Ergebnissen

Wie Abb. 5.23 zeigt, wird für die Versuche *KrL-75-36*, *KrL-90-40* und *KrL-105-35* eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentell bestimmten Traglasten erzielt. Erkennbar ist dies durch die geringe Streuung der Werte um die schwarz dargestellte Äquivalenzlinie. Die Abweichung beträgt je nach betrachteter Berechnung minimal -1,5% (*KrL-105-35*, HMH-ex) und maximal -10% (*KrL-75-36*, HMH-Nä). Die auf unterschiedlichen Fließgesetzen basierenden Berechnungsergebnisse weichen auch voneinander kaum

ab (maximal 1,7%, *KrL-75-36*). Die zur Berechnung herangezogene Form der Stahlkrone hat keinen wesentlichen Einfluss auf die Ergebnisse (maximal 3,7%, EC3, ex-Nä, *KrL-105-35*). Die Traglasten der beiden Versuche *KrL-105-45* und *KrL-120-48* werden mit dem hier betrachteten Modell überschätzt.

#### 5.3.2.2 „Starrkörpermodell mit dem Sonderfall: Reibungskoeffizienten $\mu = 0$“ nach Kapitel 3.3.3.2

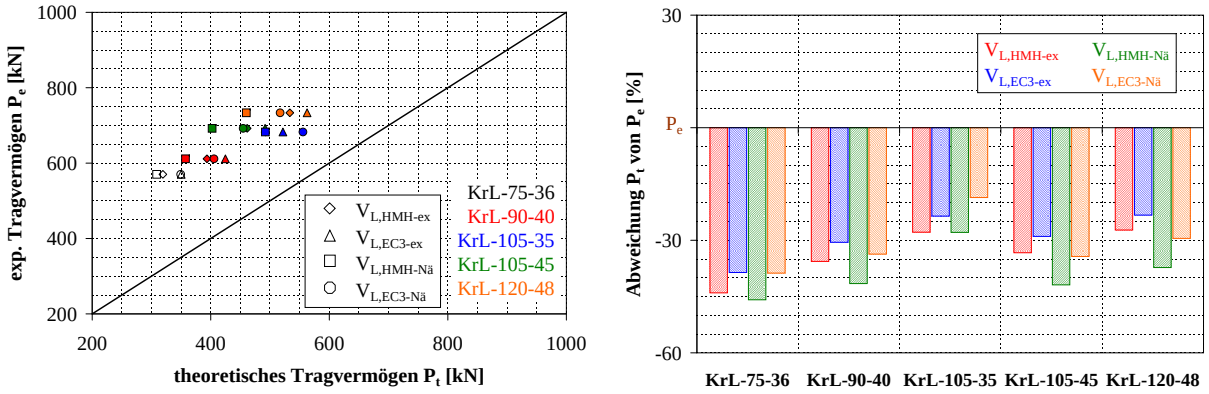



Abbildung 5.24: Korrelation der Modelltraglasten nach Kapitel 3.3.3.2 mit den experimentellen Ergebnissen

Wie Abb. 5.24 zeigt, wird mit diesem Modell die Traglast aller Prüfkörper unterschätzt. Die Abweichung von der Äquivalenzlinie ist relativ groß. Diese beträgt je nach betrachteter Berechnung minimal -19% (*KrL-105-35*, EC3-Nä) und maximal -46% (*KrL-75-36*, HMH-Nä). Aber auch die Streuung der Berechnungsergebnisse für die einzelnen Prüfkörper ist relativ groß (minimal 7,1% - *KrL-75-36*, maximal 14% - *KrL-120-48*).

Anhand der in Anhang D.1.2 dargestellten ausgewerteten Drücke $p_{o,starr,\mu=0}$ und $p_{u,starr,\mu=0}$ erkennt man, dass der Kronenkopf im Vergleich zu dem in Kapitel 5.3.2.1 behandelten Modell weit ungünstiger belastet wird. Dies lässt den Schluss zu, dass die Aufteilung der Last an der Krafteinleitungsfläche der Grund für die Unterschätzung ist (siehe Abb. 3.23). Wird zur Berechnung die angenäherte Geometrie herangezogen, wird dieser Effekt durch die daraus resultierende Verlängerung der Geraden $G_1$ (siehe Abb. 3.20) zusätzlich verstärkt.

#### 5.3.2.3 „Modifiziertes Starrkörpermodell“ nach Kapitel 3.3.3.3

Die mit dem modifizierten Starrkörpermodell ermittelten Traglasten weisen nicht nur die größte Abweichung von der Äquivalenzlinie auf, sondern streuen, wie Abb. 5.25 zeigt, auch untereinander sehr stark. Mit den Berechnungen, die von der exakten Kronengeometrie ausgehen, werden aber noch relativ gute Ergebnisse erzielt. Die Abweichungen von den experimentell erzielten Traglasten liegen dann zwischen -21,5% (KrL-75-36, HMH-ex) und 17,5% (KrL-120-48, HMH-ex).

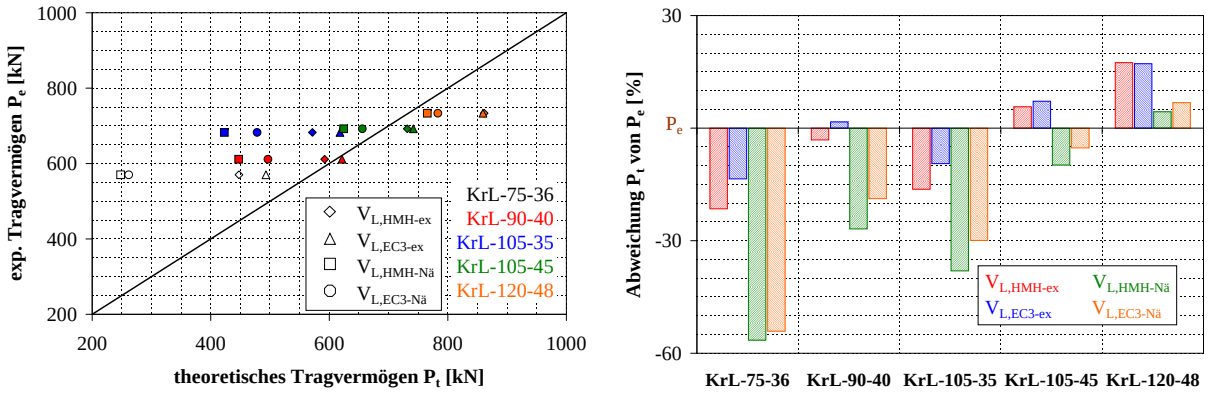



Abbildung 5.25: Korrelation der Modelltraglasten nach Kapitel 3.3.3.3 mit den experimentellen Ergebnissen

Wie schon zuvor in Kapitel 5.3.2.2 angeführt, ist auch hier die Druckverteilung an der Krafteinleitungsfläche der Stahlkronen sowohl für die Abweichungen als auch für die Streuungen verantwortlich. Mit Abb. 5.25 wird vor allem die starke Abhängigkeit vom Winkel $\alpha_u$ deutlich. Bei allen Kronenvarianten sind die Winkel $\alpha_o$ und damit auch die Längen der Geraden $G_1$ gleich groß. Da bei größer werdendem $\alpha_u$ die Länge der Geraden $G_2$ zunimmt, wird dadurch aber die Aufteilung der Last an der Krafteinleitungsfläche vom Kronenkopf zum Kronenfuß umverteilt. Die mit dem Berechnungsmodell ermittelten Traglasten werden größer.

Der Grund für den großen Unterschied in den Berechnungsergebnissen mit exakter und angenäherter Geometrie ist ident mit dem zuvor in Kapitel 5.3.2.2 erläuterten.

### 5.3.2.4 „Betonfluidmodell“ nach Kapitel 3.3.3.4

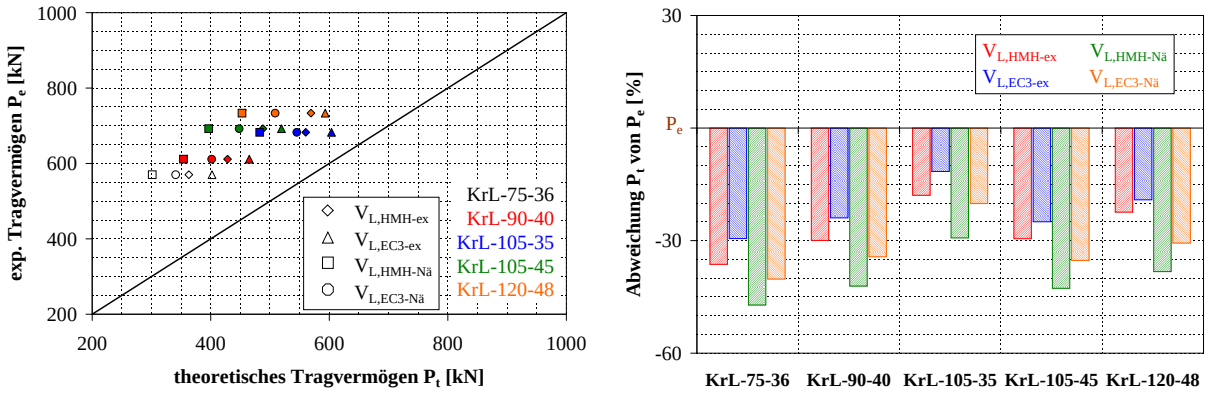



Abbildung 5.26: Korrelation der Modelltraglasten nach Kapitel 3.3.3.4 mit den experimentellen Ergebnissen

Wie Abb. 5.26 zeigt, wird mit diesem Modell ebenfalls die Traglast aller Prüfkörper unterschätzt. Die Abweichung von der Äquivalenzlinie ist wiederum relativ groß. Diese beträgt je nach betrachteter Berechnung minimal -12% (*KrL-105-35*, EC3-ex) und maximal

-47% (*KrL-75-36*, HMH-Nä). Die Streuung der Berechnungsergebnisse für die einzelnen Prüfkörper ist mit ca. 18% sehr groß.

Anhand der in Anhang D.1.2 dargestellten ausgewerteten Drücke $p_{Fluid}$ erkennt man, dass der Kronenkopf im Vergleich zu dem in Kapitel 5.3.2.1 behandelten Modell wiederum weit ungünstiger belastet wird. Damit ist auch hier die Aufteilung der Last an der Krafteinleitungsfläche die Ursache für die Unterschätzung der Traglast (siehe Abb. 3.25). Der negative Effekt, der aus der Verlängerung der Geraden $G_1$ resultiert, wenn zur Berechnung die angenäherte Geometrie herangezogen wird, macht sich auch hier bemerkbar.

### 5.3.2.5 „Kombiniertes Betonfluid - Starrkörpermodell“ nach Kapitel 3.3.3.5

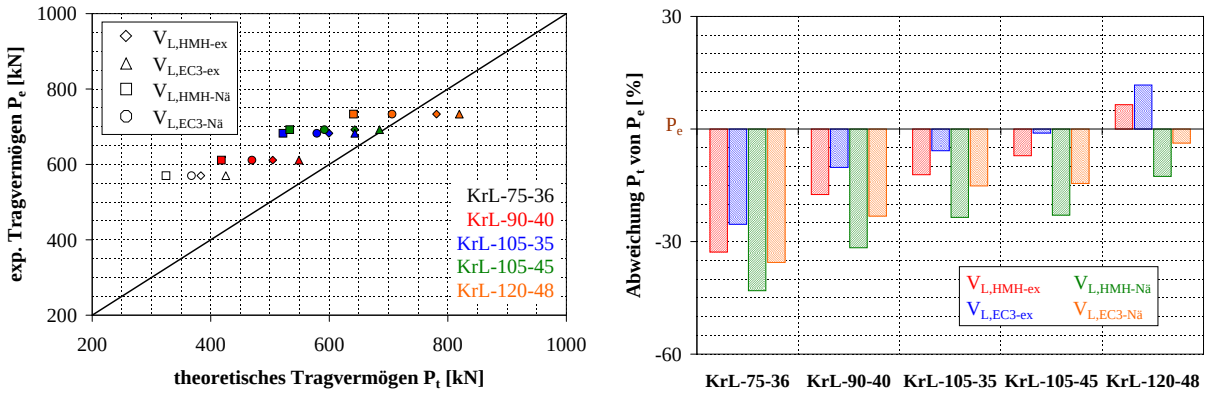



Abbildung 5.27: Korrelation der Modelltraglasten nach Kapitel 3.3.3.5 mit den experimentellen Ergebnissen

Wie Abb. 5.27 zeigt, wird für die Versuche *KrL-105-35*, *KrL-105-45* und *KrL-120-48* eine gute Übereinstimmung mit den experimentell bestimmten Traglasten erzielt, wenn für die Berechnung die exakte Geometrie der Stahlkronen herangezogen wird. Für Versuch *KrL-120-48* gilt dies auch, wenn der Berechnung die angenäherte Geometrie zugrundegelegt ist. Die Abweichung von der Äquivalenzlinie beträgt dann je nach betrachteter Berechnung minimal -1% (*KrL-105-45*, EC3-ex) und maximal 12% (*KrL-120-48*, EC3-ex). Die auf unterschiedlichen Fließgesetzen basierenden Berechnungsergebnisse weichen voneinander nur wenig ab (maximal 6,4%, *KrL-105-35*). Einen wesentlichen Einfluss auf die Ergebnisse hat die zur Berechnung herangezogene Form der Stahlkrone (maximal 19,1%, HMH, ex-Nä, *KrL-120-48*). Die Traglasten der beiden Versuche *KrL-75-36* und *KrL-90-40* werden mit dem hier betrachteten Modell unterschätzt.

Die ungünstige Wirkung der zuvor in Kapitel 5.3.2.4 behandelten Druckverteilung des Betonfluidmodells wird durch die zusätzliche Wirkung des Drucks $p_{starr,\mu}$ teilweise wieder kompensensiert, wenn der Winkel $\alpha_u$ groß wird und damit auch die Länge der Geraden $G_2$ zunimmt. Wird zur Berechnung die angenäherte Geometrie herangezogen, drückt auch hier die Verlängerung der Geraden $G_1$ die Höhe der ermittelte Traglast.

#### 5.3.2.6 „Vereinfachtes Starrkörpermodell“ nach Kapitel 3.3.3.6

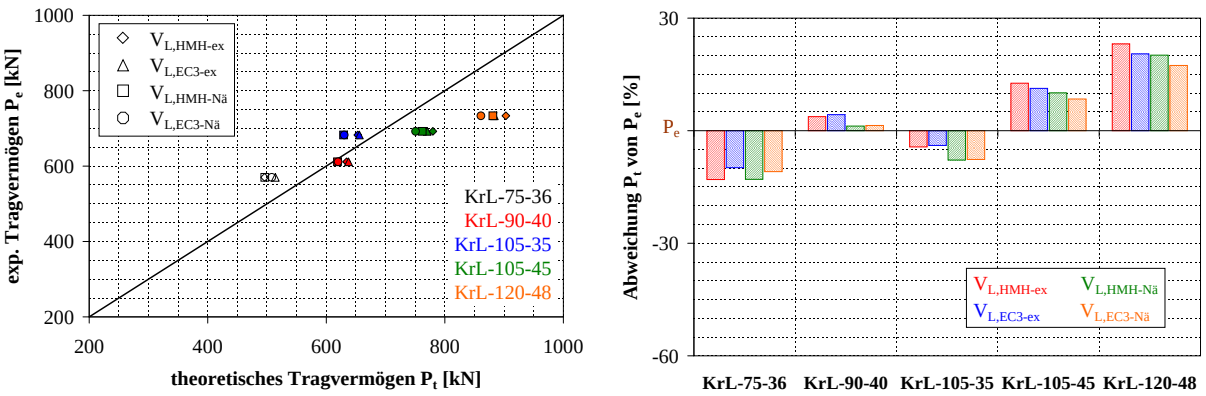



Abbildung 5.28: Korrelation der Modelltraglasten nach Kapitel 3.3.3.6 mit den experimentellen Ergebnissen

Das vereinfachte Starrkörpermodell entspricht dem in Kapitel 5.3.2.1 behandelten Modell. Die Vertikalkomponente wird allerdings vernachlässigt. Wie ein Vergleich von Abb. 5.23 und Abb. 5.28 zeigt, sind die Berechnungsergebnisse praktisch ident. Damit wird wiederum für die Versuche *KrL-75-36*, *KrL-90-40* und *KrL-105-35* eine sehr gute Übereinstimmung mit den experimentell bestimmten Traglasten erzielt. Die Abweichung beträgt je nach betrachteter Berechnung minimal 1,2% (*KrL-90-40*, HMH-Nä) und maximal -13% (*KrL-75-36*, HMH-ex). Die auf unterschiedlichen Fließgesetzen basierenden Berechnungsergebnisse weichen voneinander kaum ab (maximal 3,1%, *KrL-75-36*). Die zur Berechnung herangezogene Form der Stahlkrone hat keinen wesentlichen Einfluss (maximal 3,7%, EC3, ex-Nä, *KrL-105-35*). Die Traglasten der beiden Versuche *KrL-105-45* und *KrL-120-48* werden mit dem hier betrachteten Modell überschätzt.

### 5.3.3 Zusammenfassung

Anhand der Korrelationsanalyse kann mit Tab. 5.7 zusammenfassend festgehalten werden, dass sich von den sechs betrachteten Krafteinleitungsmodellen nur die nachfolgend aufgelisteten zur Prognostizierung der Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ der getesteten Stahlkronen eignen.

- Modell 1: Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$ (Kapitel 3.3.3.1)
- Modell 5: Kombiniertes Betonfluid - Starrkörpermodell (Kapitel 3.3.3.5)
- Modell 6: Vereinfachtes Starrkörpermodell (Kapitel 3.3.3.6)

Die drei verbleibenden Modelle, mit denen ebenfalls die Einleitung der Druckstrebenkräfte $D_{c,i}$ in die Stahlkrone beschrieben wird, erweisen sich bei Vergleich der experimentell

| Krafteinleitungsmodell | KrL-75-36 | | | | KrL-90-40 | | | | KrL-105-35 | | | | KrL-105-45 | | | | KrL-120-48 | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | $V_{L,HMH-ex}$ | $V_{L,EC3-ex}$ | $V_{L,HMH-Nä}$ | $V_{L,EC3-Nä}$ | $V_{L,HMH-ex}$ | $V_{L,EC3-ex}$ | $V_{L,HMH-Nä}$ | $V_{L,EC3-Nä}$ | $V_{L,HMH-ex}$ | $V_{L,EC3-ex}$ | $V_{L,HMH-Nä}$ | $V_{L,EC3-Nä}$ | $V_{L,HMH-ex}$ | $V_{L,EC3-ex}$ | $V_{L,HMH-Nä}$ | $V_{L,EC3-Nä}$ | $V_{L,HMH-ex}$ | $V_{L,EC3-ex}$ | $V_{L,HMH-Nä}$ | $V_{L,EC3-Nä}$ |
| Modell 1 | + | + | + | + | + | + | ++ | ++ | ++ | ++ | ++ | + | - | - | - | + | -- | -- | -- | - |
| Modell 2 | -- | -- | -- | -- | -- | -- | -- | -- | -- | -- | -- | - | -- | -- | -- | -- | -- | -- | -- | -- |
| Modell 3 | -- | - | -- | -- | ++ | ++ | -- | - | - | + | -- | -- | ++ | + | + | + | - | - | ++ | + |
| Modell 4 | -- | -- | -- | -- | -- | -- | -- | -- | - | - | -- | -- | -- | -- | -- | -- | -- | - | -- | -- |
| Modell 5 | -- | -- | -- | -- | - | - | -- | -- | - | + | -- | - | + | ++ | -- | - | + | - | - | ++ |
| Modell 6 | - | + | - | - | ++ | ++ | ++ | ++ | ++ | ++ | + | + | - | - | + | + | -- | -- | -- | - |
| Bewertung: | ++.....± 5% | | | | +.....± 5 bis 10% | | | | -.....± 10 bis 20% | | | | --.....± >20% | | | | | | | |

Tabelle 5.7: Zusammenfassung der Ergebnisse der Tragmodellverifizierung incl. Angabe zur Bewertung

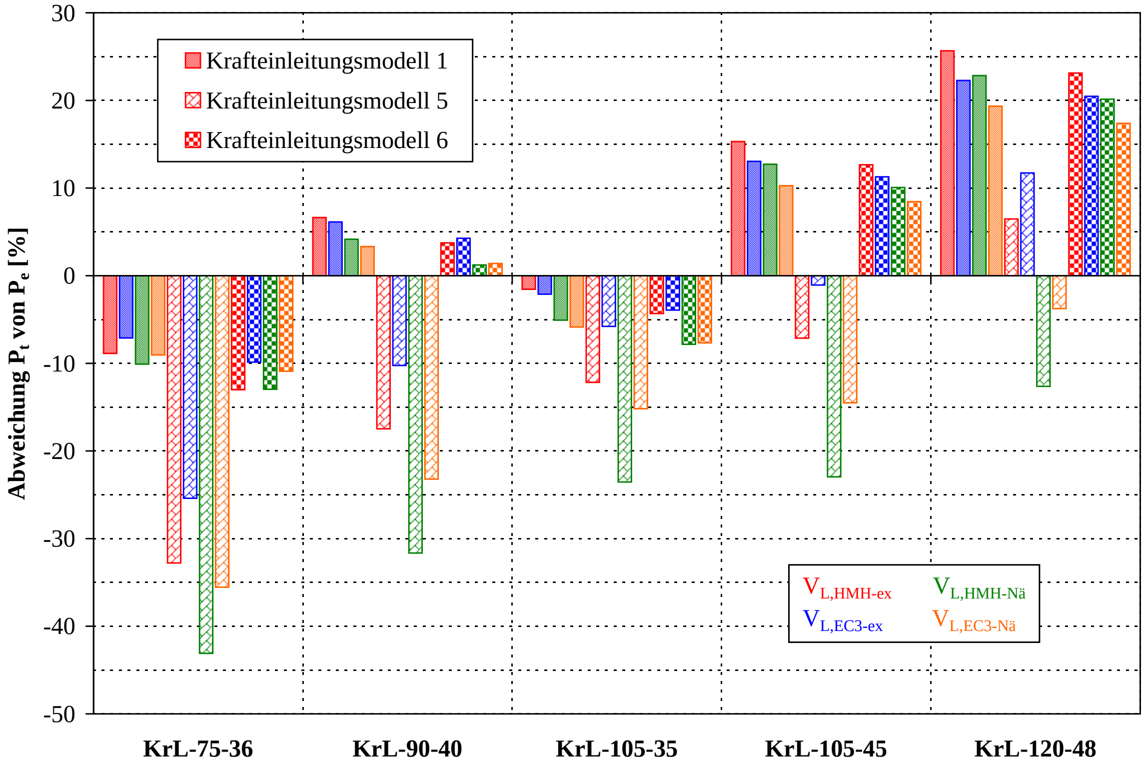



Abbildung 5.29: Korrelation der Traglasten, die mit den drei ausgewählten Krafteinleitungsmodellen berechnet wurden, mit den experimentellen Ergebnissen

ermittelten Versuchslasten und der rechnerisch bestimmten mit Abweichungen von bis zu 47% als nicht der „Wirklichkeit“ entsprechend.

Zur Prognostizierung von $V_{L,i-max}$ eignet sich für die Kronenvarianten *KrL-75-36*, *KrL-90-40* und *KrL-105-35* nach Tab. 5.7 das „Starrkörpermodell“ am besten . Mit dem „vereinfachten Starrkörpermodell“, das abgesehen von der Vernachlässigung der vertikalen Abtriebskräfte dem Modell 1 entspricht, werden für diese Kronen ähnlich gute Ergebnisse erzielt. Vergleicht man, wie in Abb. 5.29 dargestellt, die mit den beiden Krafteinleitungsmodellen ermittelten Berechnungsergebnisse, erkennt man, dass diese voneinander kaum abweichen. Je nach betrachtetem Fließgesetz und herangezogener Form der Stahlkrone beträgt die Abweichung minimal 1,76% (*KrL-105-45*, EC3-ex) und maximal -4,14% (*KrL-75-36*, HMH-ex).

Somit ist die Schlussfolgerung zulässig, dass zumindest bei Betongurten mit geringer Dicke ($c = 23\,cm$, siehe Tab. 4.7) und einem kleinen Wert $a_i$ für das Versatzmaß nach Abb. 3.7 eine Berücksichtigung der vertikalen Abtriebskräfte nicht erforderlich ist. Bei Durchführung der realen Versuche existiert trotz alledem eine Vertikalkraft, da die Auflagerflächen der beiden im Prüfrahmen eingebauten Betongurte nicht nur über einen Teil ihrer Höhe gedrückt werden. Diese in ihrer Größe aber sehr geringe Kraft wird demnach von der Zugfestigkeit des Betons aufgenommen.

Nach Tab. 5.7 kann entsprechend der Korrelationsanalyse auch das „kombinierte Betonfluid - Starrkörpermodell“ zur Vorhersage von $V_{L,i-max}$ herangezogen werden. Das Modell liefert aber nur für die Stahlkronen *KrL-105-45* und *KrL-120-48* mit großem Winkel $\alpha_u$ Ergebnisse mit hinreichender Genauigkeit. Dies sind aber auch genau jene Kronenvarianten, für die mit den beiden zuvor erwähnten Modellen die Traglast überschätzt wird.

Abschließend ist anzuführen, dass die hier getätigten Aussagen zur Bewertung der einzelnen Modelle auf Grundlage von Ergebnissen basieren, die mit den insgesamt nur fünf Push-Out Versuchen der Serie 3 mit Stahlkronen ermittelt wurden.

## 5.4 Ermittlung der maßgebenden Versagenskriterien durch Nachrechnung der Push-Out Versuche

### 5.4.1 Vorbemerkungen

Die Verifizierung der in Kapitel 3.3.3 vorgestellten Krafteinleitungsmodelle anhand der Versuchsergebnisse (Kapitel 5.3) erfolgte basierend auf der Annahme, dass in allen Fällen allein das Plastizieren des Stahlquerschnitts das maßgebende Versagenskriterium darstellt. Dieses Vorgehen erscheint aufgrund der ausgewerteten Messdaten, die mit den auf den Dübelleisten aufgeklebten DMS ermittelt wurden, als gerechtfertigt. Die Korrelationsbetrachtungen zeigten dann auch, dass die mit den Versuchen *KrL-75-36*, *KrL-90-40* und *KrL-105-35* erzielten Ergebnisse mittels „Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$“ und „vereinfachtem Starrkörpermodell“ sehr gut vorhergesagt werden konnten.

Die Traglasten der Versuche *KrL-105-45* und *KrL-120-48* wurden allerdings mit beiden Modellen überschätzt. Für diese lieferte aber das „kombinierte Betonfluid - Starrkörpermodell“ Berechnungsergebnisse, die mit hinreichender Genauigkeit mit deren Versuchsergebnissen übereinstimmten. Wie in Tab. 4.4 dargestellt, wurde für diese beiden Kronengeometrien der Winkel $\alpha_u$ sehr groß gewählt.

Ziel dieses Abschnitts ist nun, die drei in Kapitel 5.3.3 herausgefilterten Krafteinleitungsmodelle auf ihrere Gültigkeit zu überprüfen. Dazu wird nachfolgend folgendes Vorgehen benutzt:

- Definieren aller weiteren möglichen Versagenskriterien (Kapitel 5.4.2).
- Formulieren von Versagensmechanismen, mit denen diese Kriterien beschrieben werden können, und ableiten zugehöriger Widerstandsgrößen (Kapitel 5.4.3).
- Vergleich dieser Größen mit den zugehörigen berechneten Versuchswerten (Kapitel 5.4.4 und 5.4.5).
- Zusammenfassen der Analyseerkenntnisse und darauf aufbauend festlegen des tatsächlich maßgebenden Versagenskriteriums für jeden einzelnen Versuchskörper (Kapitel 5.5).

Damit ist es abschließend möglich, die Gültigkeit der schon gefilterten Krafteinleitungsmodelle nochmals zu überprüfen und, falls erforderlich, nochmals zu ändern.

Die drei weiteren Krafteinleitungsmodelle

- Modell 2: Starrkörpermodell mit dem Sonderfall: Reibungskoeffizient $\mu = 0$ (Kapitel 3.3.3.2)
- Modell 3: Modifiziertes Starrkörpermodell (Kapitel 3.3.3.3)
- Modell 4: Betonfluidmodell (Kapitel 3.3.3.4)

werden nachfolgend nicht weiter berücksichtigt, da diese aufgrund der in Kapitel 5.3.3 zusammengefassten Schlussfolgerungen nicht der „Wirklichkeit“ entsprechen.

### 5.4.2 Weitere mögliche Versagenskriterien

Mittels der in Kapitel 5.2 durchgeführten Analyse der Versuchsergebnisse, die anhand der Rissentwicklung und der beobachteten Schadensbilder bzw. die auch unter Einbeziehung der ausgewerteten DMS-Messergebnisse erfolgte, können folgende Versagenskriterien angegeben werden:

- Plastizieren des auf Biegung, Normalkraft und Querkraft beanspruchten Stahlquerschnitts $A_a\,(x)$ der Stahlzähne (wurde in Kapitel 5.3 als maßgebend betrachtet).
- Erreichen des Fließzustandes in den vertikal geführten Streben jener Bügelbewehrung, die die Umschließung des Betondübelbereichs sicherstellt und mit der die Kräfte $V_{s,i}$ und $N_{s,i}$ nach Abb. 5.31 und Gl. (3.97) aufgenommen werden.
- Überschreitung der maximal ertragbaren Druckspannungen $\sigma_{c,i}$ in den Druckstreben $D_{c,i}$ nach Abb. 5.30 und 5.32.

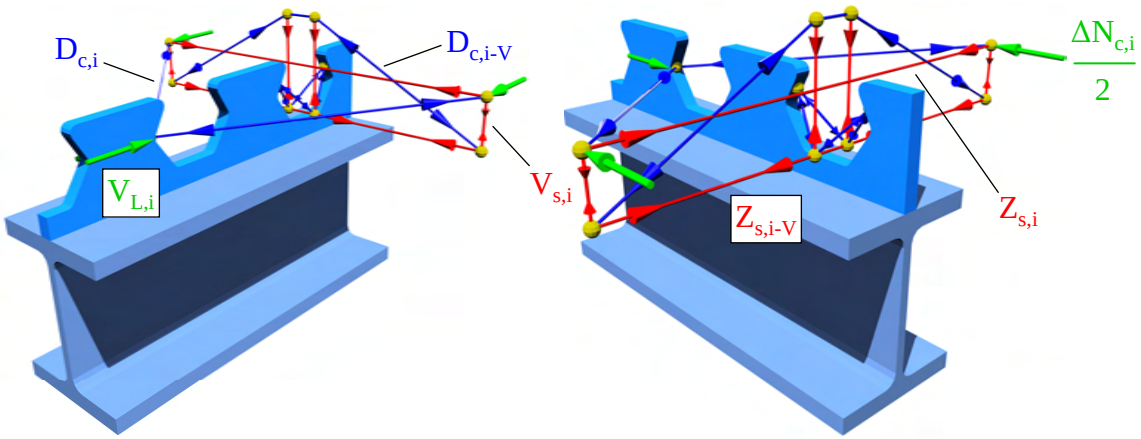



Abbildung 5.30: Räumliches Zug-Druck Strebensystem im Betongurt

- Erreichen des Fließzustandes in der Querbewehrung, die in den Ausnehmungen der Dübelleisten angeordnet ist und mit der die Kräfte $Z_{s,i}$ und $Z_i$ nach Abb. 5.30 und Abb. 5.31 aufgenommen werden.

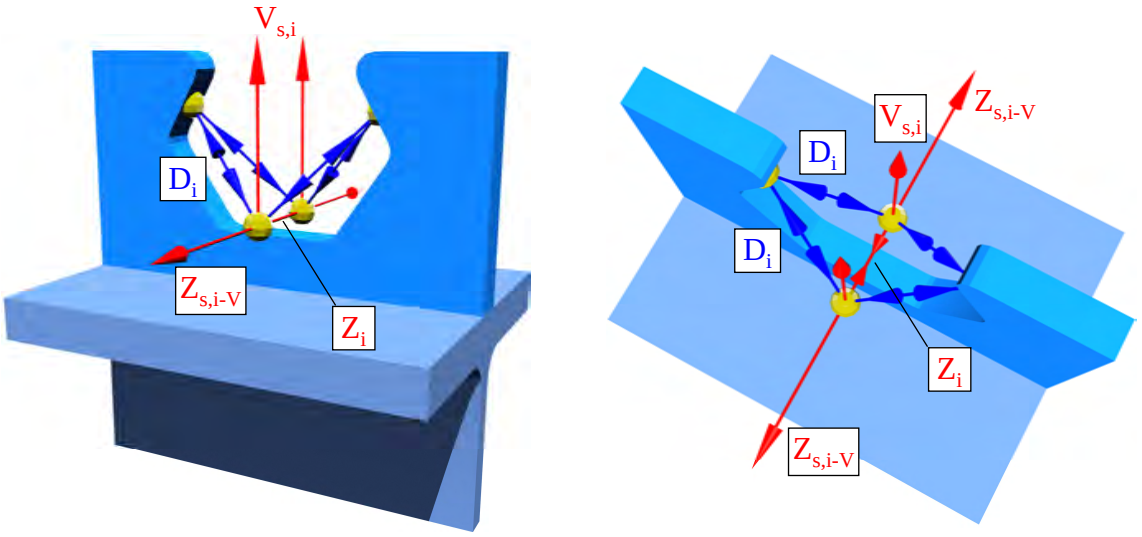



Abbildung 5.31: Räumliches Zug-Druck Strebensystem im Bereich des Betondübels

- Überschreitung der maximal ertragbaren Teilflächenpressung $\sigma_{c1,i}$ in der Begrenzungsfläche $A_{c1,i}$ des Druck-Druck-Druck Knotens nach Abb. 5.32.

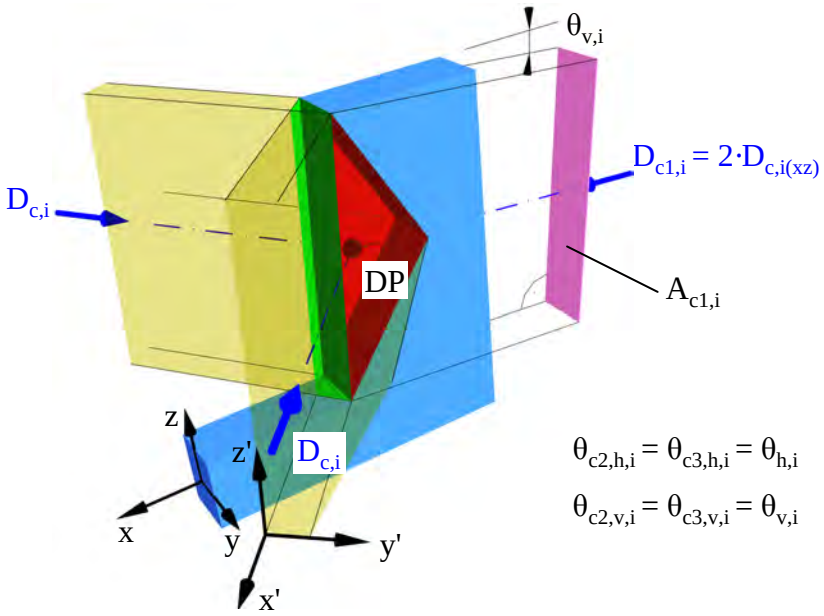



Abbildung 5.32: Zur Berechnung von $\sigma_{c1,i}$ erforderliche Fläche $A_{c1,i}$

Alle fünf aufgelisteten Kriterien führen schlussendlich zu einer Zerstörung des Betons. Optisch sichtbar wird diese in allen Fällen durch das Herausheben von Schollen sowohl aus der inneren als auch aus der äußeren Oberfläche des Betongurts. Die Ausnahme stellt das Erreichen des Fließzustandes in der Querbewehrung dar. Hier kommt es zu einem Spalten des Betongurts entlang der Dübelleiste.

Die Nachrechnung der Push-Out Versuche, mit denen die fünf unterschiedlichen Kronenvarianten der Serie 3 getestet wurden, erfolgte mit allen in Kapitel 3.3 vorgestellten Tragmodellen und ist in Anhang D.2 angeführt. Neben Allgemeinem zur Berechnung ist in Anhang D.2.1 auch eine detaillierte Erläuterung zur Vorgehensweise aufgelistet, mit der die einzelnen Schritte ausführlich und in nachvollziehbarer Art und Weise erklärt werden. Die den Rechenwerten zugrunde liegenden Materialeigenschaften sind in Tab. D.13 zusammengefasst bzw. entsprechen den tatsächlichen, sofern diese mit Materialversuchen bestimmt wurden (Kapitel 4.6). In den Anhängen D.2.2.1 bis D.2.2.5 sind die Berechnungsergebnisse für die einzelnen Stahlkronen mit jeweils allen Modellvarianten tabellarisch sowie graphisch aufbereitet dargestellt.

### 5.4.3 Grundsätzliches zur Teilflächenpressung

Durch die relativ kleine Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone kommt es zu einer extrem hohen Konzentration der Kraft sowohl auf dieser Fläche als auch im Beton davor. In diesem Bereich werden durch die Kraftverteilung dreiaxiale Betondruckspannungen erzeugt, weiter entfernt von diesem hingegen Querzugkräfte. Die Modellierung dieses Knotenbereiches und eines Fachwerksystems, mit welchem der aus der Schubübertragung resultierende Kraftfluss im Betongurt beschrieben wird, erfolgte bereits in Kapitel 3.3.

Durch Anwendung jener Gleichungen, die für diese Modelle angegeben sind, können vor-

handene Spannungen aufgrund einer Einwirkung berechnet werden. Die maximal ertragbaren Spannungen sind aber bis jetzt unbekannt. Nachfolgend werden in diesem Abschnitt drei Versagensmechanismen vorgestellt, die nach [CEB93] die maximal aufnehmbare Teilflächenpressung $f_{cc}^{\star}$ in einer lokal hoch beanspruchten Krafteinleitungsfläche bestimmen. Es wird dabei jeweils ein allgemeines Krafteinleitungsproblem betrachtet. Eine Anpassung auf die Situation des Kronendübels folgt in den Kapiteln 5.4.4 und 5.4.5.

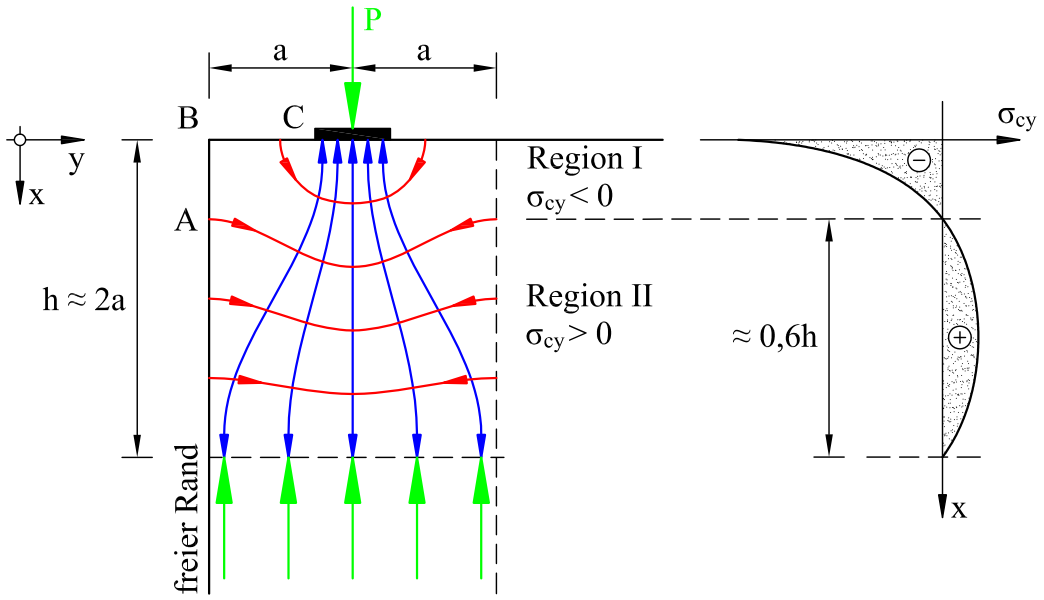



Abbildung 5.33: Spannungsfeld unter einer konzentrierten Lasteinleitung [CEB93]

Ist der lokal beanspruchte Betonkörper nun unbewehrt, wird die in der Lasteintragungsfläche maximal aufnehmbare Teilflächenpressung $f_{cc}^{\star}$ nach [CEB93] durch drei Versagensmechanismen bestimmt (siehe auch Abb. 5.33):

- Spalten des Betons im unmittelbaren Krafteinleitungsbereich (Region I) aufgrund von Querzugspannungen $\sigma_{cy}$.
- Spalten des Betons in der tiefer gelegenen Region II aufgrund der Sprengwerkwirkung.
- Betongefügezerstörung im unmittelbaren Krafteinleitungsbereich (Region I) aufgrund von extrem hohem Druck.

Das Wegbrechen von Randbereichen des Betons (z.B. Ecke ABC) aufgrund der Belastung wird mit diesen aber nicht berücksichtigt. Die nachfolgend in den Kapiteln 5.4.3.1 und 5.4.3.2 angegebene Fläche $A_2$ entspricht in beiden Fällen jenem Querschnitt des umgebenden Betons, in den sich das jeweils betrachtete Spannungsfeld entwickelt. Es herrscht dort eine gleichformige längsgerichtete Spannungsverteilung vor.

#### 5.4.3.1 Betonspalten im unmittelbaren Krafteinleitungsbereich

Die Querdehnung des durch die Teilflächenpressung lokal hoch beanspruchten Bereiches wird durch rundum vorhandene Masse von nicht beanspruchtem Beton behindert. Es entstehen Druckspannungen $p$, die im umgebenden Beton durch diesen Zwangszustand Querzugspannungen verursachen. Übersteigen diese die Betonzugfestigkeit $f_{ct}$, können sich in Region I quer verlaufende Spaltrisse öffnen (Abb. 5.34).

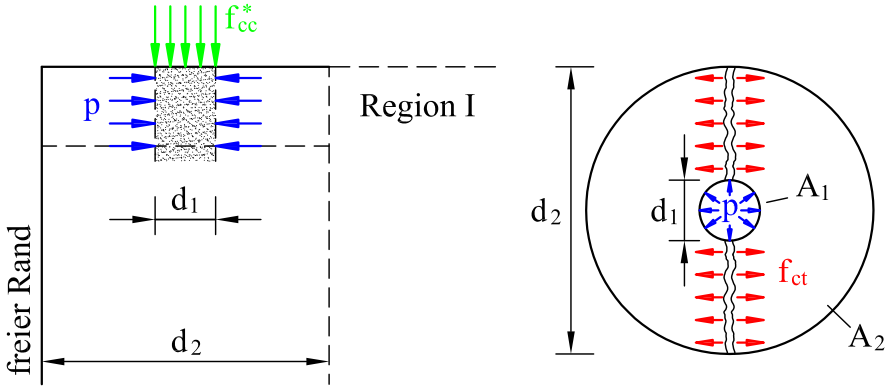



Abbildung 5.34: Ausdehnung des Betons im unmittelbaren Bereich der Krafteinleitung, Spaltzugversagen [CEB93]

Nach [CEB93] ist die maximal aufnehmbare Teilflächenpressung $f_{cc}^{\star}$ vom Flächenverhältnis $A_2/A_1$ und von der einaxialen Betondruckfestigkeit $f_{cc}$ abhängig und ergibt sich zu

$$f_{cc}^{\star} = f_{cc} \cdot \sqrt{\frac{A_2}{A_1}}. \tag{5.7}$$

#### 5.4.3.2 Betonspalten in der tiefer gelegenen Region

Das Prinzip der Lastabtragung entspricht bei einer Lastausbreitung in Bereiche, die schon einen relativ großen Abstand zur Krafteinleitungsfläche haben (Region II), in beiden Hauptrichtungen einem Sprengwerk. Dadurch entstehen Querzugkräfte, die durch die Zugfestigkeit des Betons selbst oder durch eine speziell dafür vorgesehene Bewehrung aufzunehmen sind (Abb. 5.35).

Nach [CEB93] darf die maximal aufnehmbare Teilflächenpressung $f_{cc}^{\star}$ für diesen Versagensmechanismus bestimmt werden mit

$$f_{cc}^{\star} = 2 \cdot f_{cc} \cdot \frac{\left(\frac{b_2}{b_1}\right)^2}{\frac{b_2}{b_1} - 1} \cdot \omega_x, \tag{5.8}$$

wenn die Spaltzugkräfte durch eine Bewehrung aufgenommen werden. $\omega_x$ ist der Bewehrungsgrad in Richtung $x$.

$$\omega_x = \frac{A_{sx}}{h_1 \cdot 0,6 \cdot b_2} \cdot \frac{f_{yk}}{f_{cc}} \tag{5.9}$$

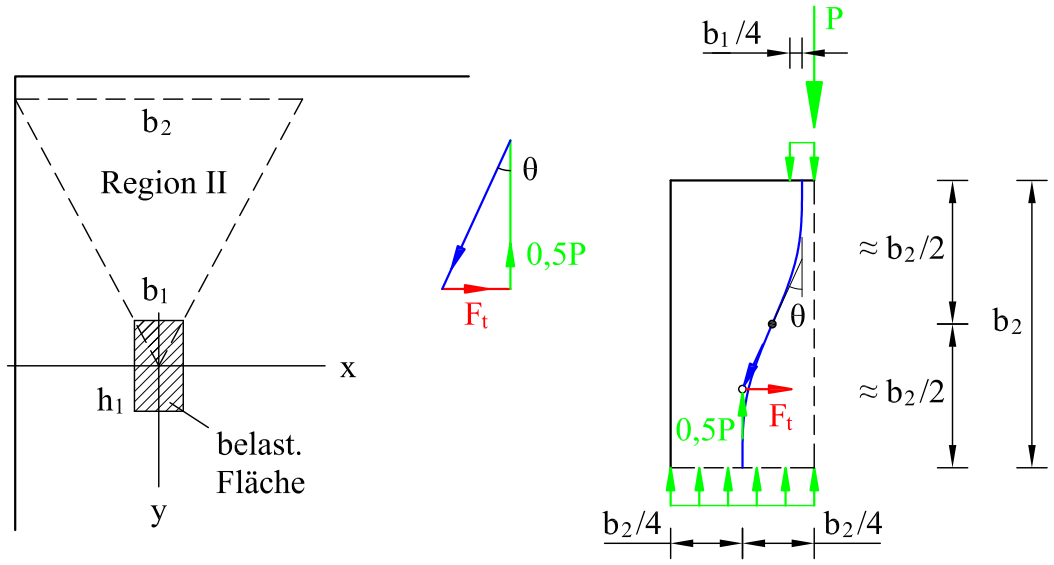



Abbildung 5.35: Vereinfachtes Modell zur Abschätzung der Querzugkräfte [CEB93]

Wird die Betonzugfestigkeit allein herangezogen, berechnet sich die maximal aufnehmbare Teilflächenpressung $f_{cc}^{\star}$ zu

$$f_{cc}^{\star} = 2 \cdot f_{cc} \cdot \frac{\left(\frac{b_2}{b_1}\right)^2}{\frac{b_2}{b_1} - 1} \cdot \frac{f_{ct}}{f_{cc}}. \tag{5.10}$$

#### 5.4.3.3 Betongefügezerstörung im unmittelbaren Krafteinleitungsbereich

Im Nahbereich unterhalb der Lastfläche entstehen aufgrund der Querdehnungsbehinderung (siehe Kapitel 5.4.3.1) dreiaxiale Druckspannungen. Diese können so anwachsen, dass es in besagtem Bereich lokal zu einer Zerstörung des Betongefüges kommt. Durch das Einbrechen der Porenwände im Zementstein wird dieser pulverisiert.

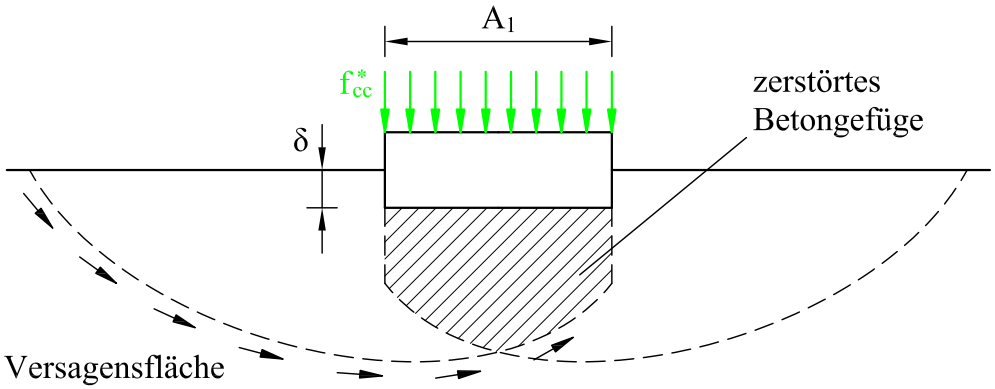



Abbildung 5.36: Grundbruchartiger Schollenausbruch [CEB93]

Voraussetzung dafür ist, dass die Krafteinleitungsfläche Teil einer sehr großen Oberfläche ist bzw. dass durch eine entsprechend dimensionierte Bewehrung die Umschnürung dieses Bereiches sichergestellt wird. Die Zerstörung des Betongefüges setzt sich so lange fort, bis keine weitere Volumenreduktion möglich ist. Das pulverisierte und hoch verdichtete Material wirkt mit einem quasi-statischen Innendruck auf den umgebenden Beton. Wird dieser nur groß genug, kommt es zu einem grundbruchartigen Herausheben von Ausbruchschollen aus der Betonoberfläche (Abb. 5.36).

Nach [CEB93] darf die maximal aufnehmbare Teilflächenpressung $f_{cc}^{\star}$ für diesen Versagensmodus mit Gl. (5.11) berechnet werden.

$$f_{cc}^{\star} = f_{cc} \cdot 12,5 \cdot \sqrt{\frac{40}{f_{cc}}} \tag{5.11}$$

### 5.4.4 Einfluss der Teilflächenpressung auf die Traglast der Push-Out Versuche

Zum Nachweis des Einflusses der Teilflächenpressung auf die Traglast der fünf durchgeführten Push-Out Versuche der Serie 3 werden die Betonspannungen $\sigma_{c1,i=2}$ in der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone $i = 2$ (Abb. D.2) sowie die Hauptspannungen $\sigma_{1,i=2}$ und $\sigma_{2,i=2}$ im Knoten vor diesem Stahlzahn herangezogen. Die Werte selbst sind zusammengefasst das Resultat der Versuchsnachrechnung, die in Anhang D.2 ausführlich dargestellt ist, und wurden für die einzelnen Prüfkörper jeweils in Abhängigkeit von der zum betrachteten Modell zugehörenden Druckstrebenkraft $D_{c,i=2}$ berechnet. Ausgangswerte der Berechnungen sind in allen Fällen die experimentell maximal erreichten Traglasten $P_{max}$ $[kN]$ (Tab. 5.5).

In Abb. 5.37 sind $\sigma_1$, $\sigma_2$ und $\sigma_{c1}$ zusammengefasst mit der Druckstrebenkraft $D_c$ dargestellt. Der Index $i = 2$ für den Stahlzahn 2 wird aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht weiter mitgeführt. Mit größer werdenden Stahlkronen ($KrL - 75 - 36 :\ L_Z = 75\,mm \rightarrow KrL - 120 - 48 :\ L_Z = 120\,mm$) wurden in den Versuchen auch höhere Werte für $P_{max}$ erreicht. Das damit einhergehende Anwachsen der Kraft $D_c$ in den Druckstreben und die gleichzeitige Zunahme der Spannung $\sigma_{c1}$ in der Krafteinleitungsfläche ist deutlich zu erkennen. Bei Auswertung von $D_c$ mit Modell 6 macht sich der Einfluss des Winkels $\theta_h$ bemerkbar ($\theta_v$ ist zu Null definiert).

Abb. 5.37 zeigt weiters auch sehr anschaulich die Bedeutung der Teilflächenpressung für den Nachweis der Betonspannungen. Die berechneten Werte für $\sigma_{c1}$ sind in allen Fällen deutlich höher als die Rechenwerte für die Knotenhauptspannungen $\sigma_1$ und $\sigma_2$ und können damit als maßgebend für die Nachweisführung angesehen werden. Eine Gegenüberstellung mit den Maximalwerten der Beanspruchbarkeit $f_{cc}^{\star}$ für die Teilflächenpressung nach Kapitel 5.4.3 wird später mit Abb. 5.39 gezeigt.

Die Werte für $\sigma_{c1}$ der einzelnen Prüfkörper, berechnet mit den drei betrachteten Krafteinleitungsmodellen 1, 5 und 6, weichen voneinander peraktisch nicht ab ($\pm 0,1 - 0,2\,N/mm^2$ für $\sigma_{c1} = 28 - 36\,N/mm^2$). Allerdings sind in Abb. 5.37 nur die Ergebnisse jener Berechnungen dargestellt, für die die exakte Kronengeometrie zur Beschreibung der Krafteinlei-

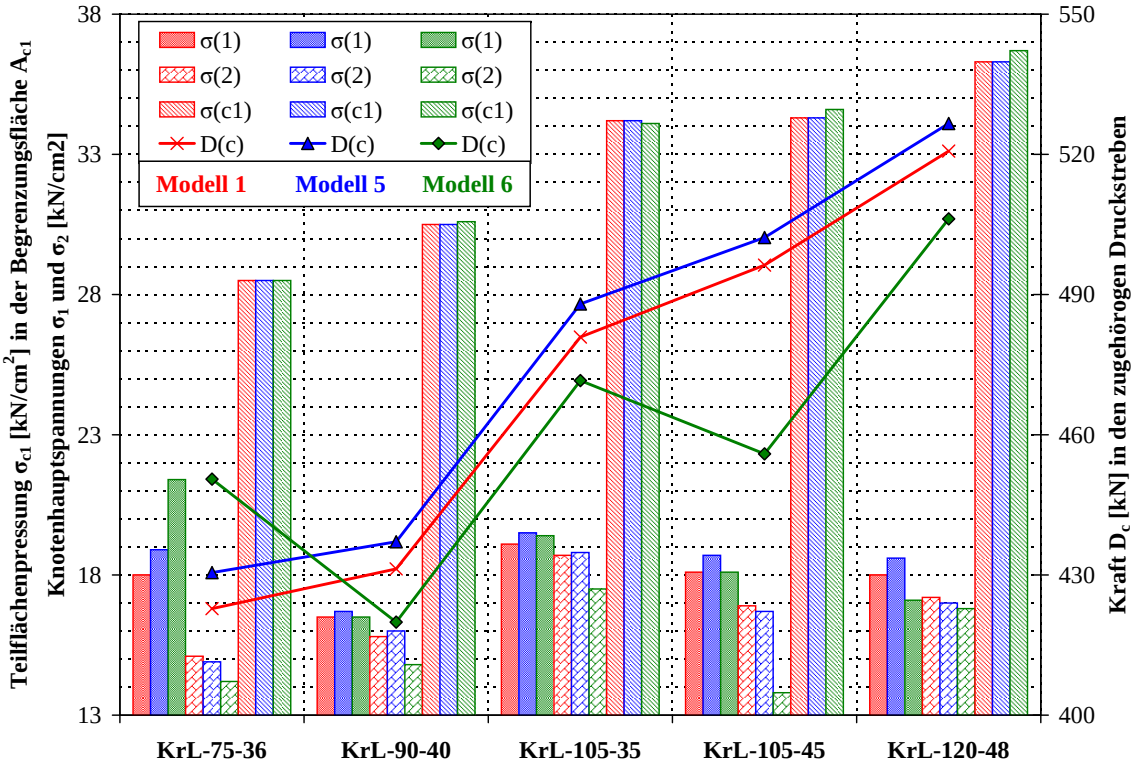



Abbildung 5.37: Knotenhauptspannungen $\sigma_1$ und $\sigma_1$, Betonspannungen $\sigma_{c1}$, Druckstrebenkraft $D_c$

tungsfläche herangezogen wurde.

In Abb. 5.38 sind diese Rechenwerte zusätzlich jenen gegenübergestellt, die mit der angenäherten Geometrie ermittelt wurden. Es existiert praktisch keine Streuung um die Äquivalenzlinie. Zusammenfassend kann damit gesagt werden, dass zur Berechnung der Spannung $\sigma_{c1}$ zum Nachweis der Teilflächenpressung sowohl die Wahl des Lastmodells als auch die herangezogene Geometrie der Krafteinleitungsfläche keinen bedeutenden Einfluss auf das Ergebnis hat.

Nach Tab. 4.10 beträgt der Mittelwert der Betondruckfestigkeit des für die fünf Prüfkörper der Serie 3 verwendeten Betons $f_{cm,zyl}\,(t) = 37,1\,N/mm^2$. Ausgehend von diesem können die Grenzkurven für die maximal aufnehmbare Teilflächenpressung $f^{\star}_{cc}$ gemäß den beiden Versagensmechanismen „Betonspalten im Krafteinleitungsbereich“ und „Betongefügezerstörung im Krafteinleitungsbereich“ mit den Gl. (5.7) bzw. Gl. (5.11) berechnet werden. Beide Kurven sind in Abhängigkeit vom Flächenverhältnis $A_2/A_1$ in Abb. 5.39 dargestellt. Ab einem Übergangspunkt $A_2/A_1 \approx 170$ kann demnach ein Herausheben von Ausbruchschollen aus dem Betonkörper eintreten, bevor „Spalten“ maßgebend wird. Die Werte für die maximal aufnehmbare Teilflächenpressung $f^{\star}_{cc}$ sind dann unabhängig vom Flächenverhältnis $A_2/A_1$.

In Abb. 5.39 sind zusätzlich die schon in Abb. 5.37 angegebenen Werte für die Betonspannungen $\sigma_{c1}$ angegeben. Für deren Darstellung sind die für die fünf Prüfkörper maßgebenden Flächenverhältnisse $A_2/A_1$ zur bestimmen. Für die lokal hoch beanspruchte

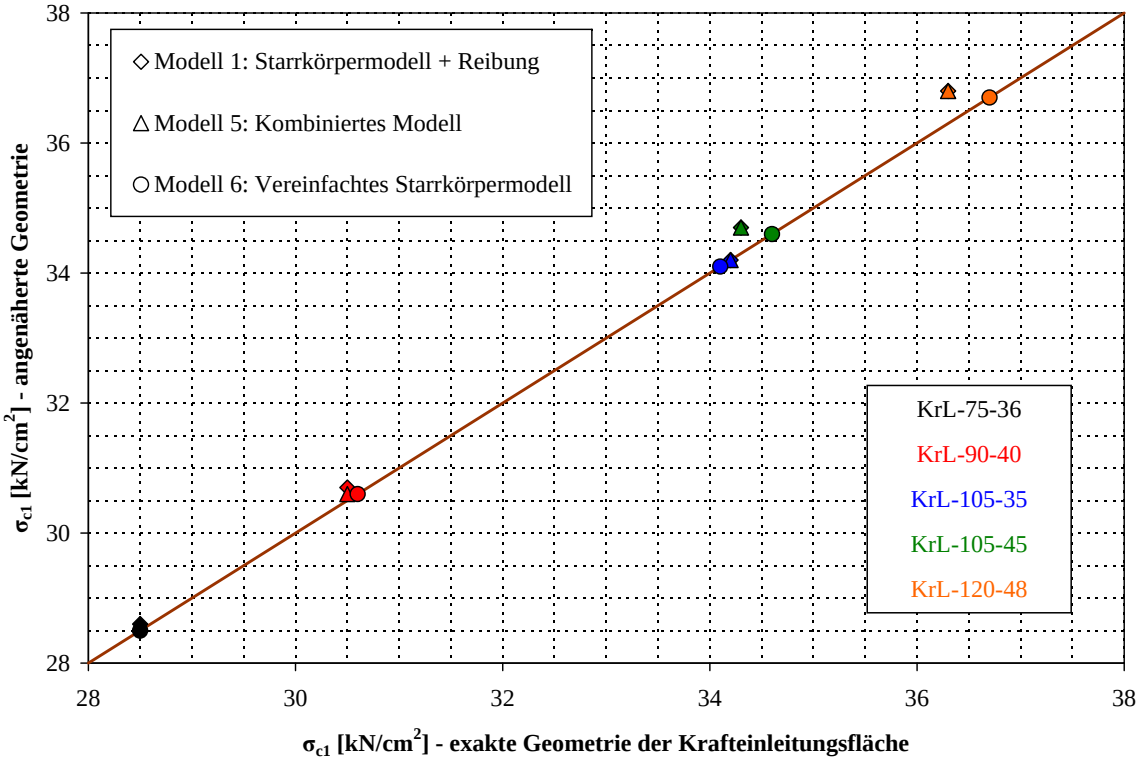



Abbildung 5.38: Gegenüberstellung der Rechenergebnisse für $\sigma_{c1}$ basierend auf unterschiedlichen Geometrien der Krafteinleitungsflächen

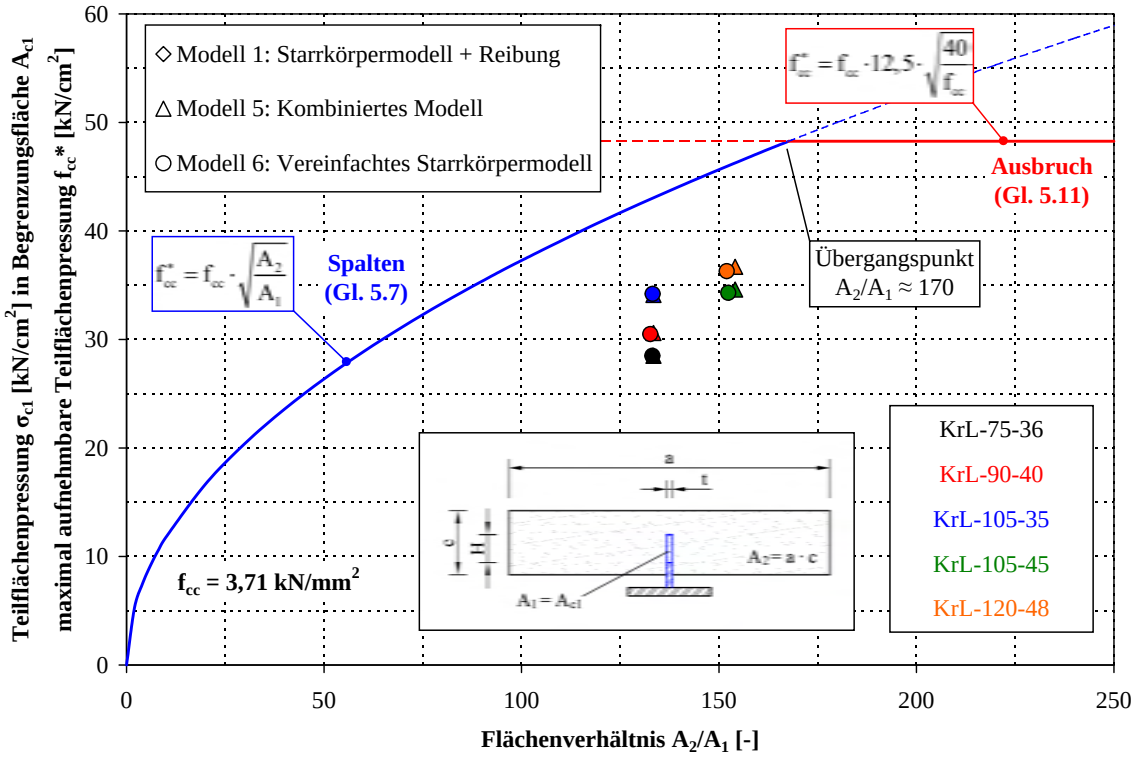



Abbildung 5.39: Mit den Versagensmodellen nach Kapitel 5.4.3 ausgewertete Rechenergebnisse

Krafteinleitungsfläche $A_1$ gilt: $A_1 \equiv A_{c1}$. Die jeweiligen Werte sind den Anhängen D.2.2.1 bis D.2.2.5 entnommen. Für die Fläche $A_2$ gilt: $A_2 = a \cdot c$ mit $a$ und $c$ nach Tab. 4.7. Sowohl die Werte der Versuche *KrL-75-36*, *KrL-90-40* und *KrL-105-35* als auch die der Versuche *KrL-105-45* und *KrL-120-48* liegen deutlich unterhalb der Grenzkurve. Die Flächenverhälnisse der fünf Prüfkörper ($A_2/A_1 \sim 133$ bzw. $A_2/A_1 \sim 152$ sind geringer als jenes, das den Übergangspunkt bestimmt. Damit wäre für jeden Fall der Versagensmechanismus „Betonspalten im Krafteinleitungsbereich“ das maßgebende Kriterium.

Zusammenfassend kann mit Abb. 5.39 gesagt werden, dass die Teilflächenpressung für keinen der fünf Prüfkörper als maßgebendes Versagenskriterium angegeben werden kann.

Der Versagensmechanismus „Betonspalten in der tiefer gelegenen Region“ nach Kapitel 5.4.3.2 wird im Hinblick auf die in diesem Abschnitt behandelte Problematik der Teilflächenpressung nicht betrachtet. Grund dafür ist, dass für die maßgebende Betonbeanspruchung bei einer Verbundsicherung mit Stahlkronen der Nahbereich der Krafteinleitungsflächen zu betrachten ist und nicht von diesem weiter entfernte Regionen. Die dort sehr wohl auftretenden Querzugkräfte werden mit der in Kapitel 3.3.3 vorgestellten Fachwerkanalogie für den Betongurt berücksichtigt.

### 5.4.5 Einfluss der Umschnürungswirkung auf die Traglast der Push-Out Versuche

Um die in Kapitel 5.4.4 angegebenen Werte für die maximal aufnehmbare Teilflächenpressung $f_{cc}^{\star}$ sicherzustellen, ist nach Kapitel 5.4.3.3 durch eine entsprechend dimensionierte Bewehrung die Umschnürung des Betondübelbereiches zu gewährleisten. Ist dies nicht der Fall, kann es zu einem grundbruchartigen Herausheben von Ausbruchschollen aus der Betonoberfläche kommen. Die Gründe dafür sowie das mechanische Modell dazu sind ebenfalls in Kapitel 5.4.3.3 angegeben.

In Abb. 5.40 sind die vertikal geführten Streben jener Bügelbewehrung, die die Umschließung der Betondübelbereiche der Prüfkörper der Serie 3 sicherstellt, rot schraffiert dargestellt. Mit dieser Bewehrung müssen die Kräfte $V_{s,i}$ und $N_{s,i}$ nach Abb. 3.7 und Gl. (3.97) aufgenommen werden.

Zum Nachweis des Einflusses der Umschnürungswirkung auf die Traglast der fünf durchgeführten Push-Out Versuche der Serie 3 werden die Stahlspannungen $\sigma_{s,ges,i=2}$ in den vertikalen Streben jener Bügelbewehrung, die den Betondübelbereich vor der Stahlkrone $i = 2$ (Abb. D.2) umschließt, herangezogen. Die Werte selbst sind zusammengefasst das Resultat der Versuchsnachrechnung, die in Anhang D.2 ausführlich dargestellt ist, und wurden für die einzelnen Prüfkörper jeweils in Abhängigkeit von den zum betrachteten Modell zugehörenden Druckstrebenkräften $D_{c,i=1}$ und $D_{c,i=2}$ berechnet. Ausgangswerte der Berechnungen sind in allen Fällen die experimentell maximal erreichten Traglasten $P_{max}$ $[kN]$ (Tab. 5.5).

In Abb. 5.41 sind die Stahlspannungen $\sigma_{s,ges}$ zusammengefasst mit der Kraft $P_{i=2}$ nach Kapitel 3.3.5.2, Gl. dargestellt. Die Indizes $i = 1$ und $i = 2$ für die Zähne 1 und 2 werden aus Gründen der Übersichtlichkeit nicht weiter mitgeführt. Die Kraft $P$ resultiert nach

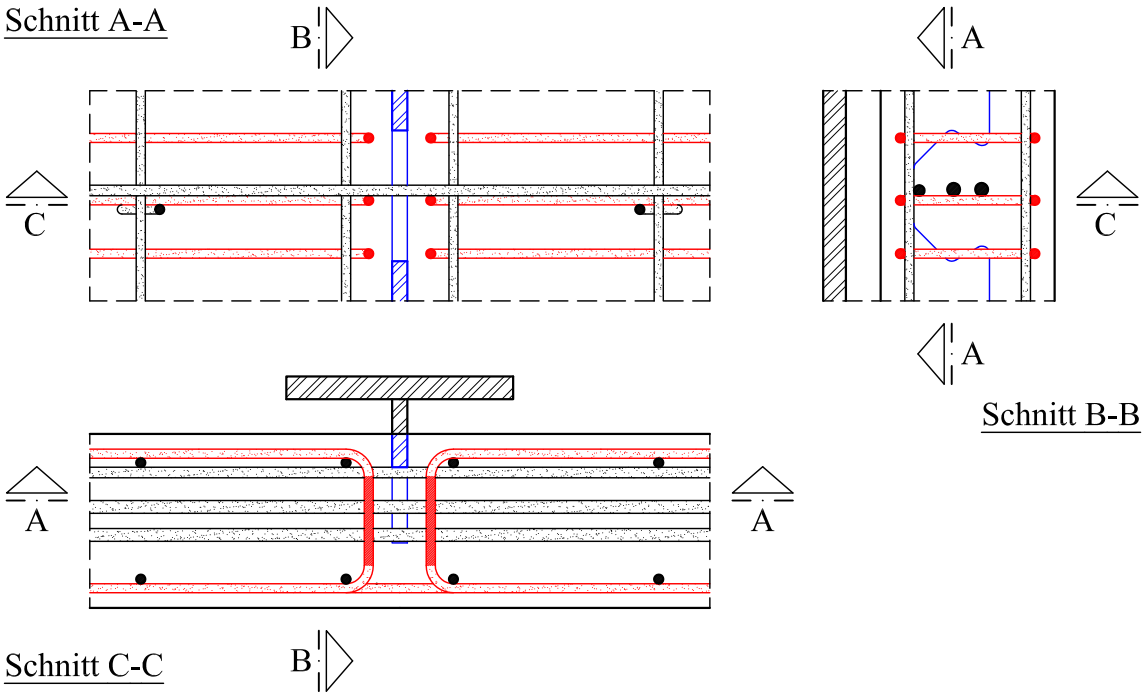



Abbildung 5.40: Einfassung des Betondübelbereiches mit Bewehrung

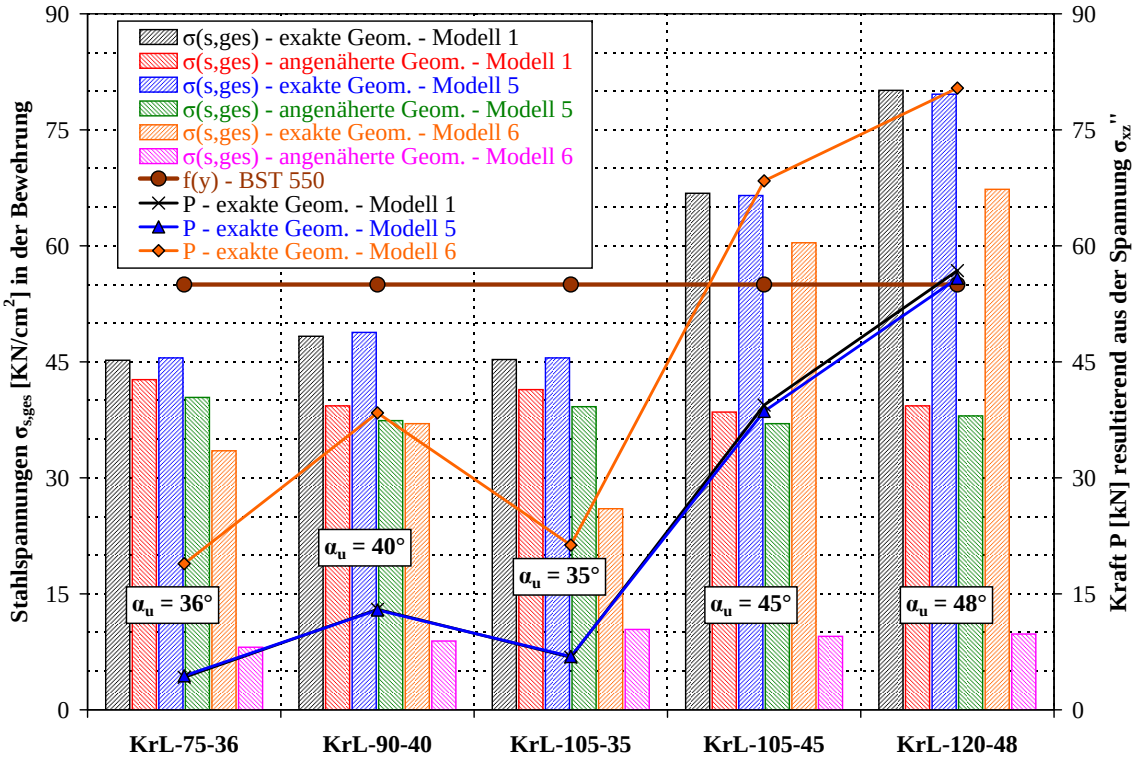



Abbildung 5.41: Stahlspannungen $\sigma_{s,ges}$, Kraft $P$

Kapitel 3.3.5 aus der Spannung $\sigma''_{xz}$ und ist mit Gl. (3.90) zu berechnen. Auffallend ist, dass die Rechenwerte mit zunehmender Größe des Winkels $\alpha_u$ deutlich steigen. Die Werte $\sigma_{s,ges}$ resultieren aus der Überlagerung der Kräfte $V_{s,i=1}$ (Abb. 3.9) und $N_{s,i=2}$ (Abb. 3.37).

Weiters ist in Abb. 5.41 mit $f_y = 55,0\,kN/cm^2$ die Streckgrenze des Bewehrungsstahls als zulässiger Maximalwert für die Stahlspannungen $\sigma_{s,ges}$ angegeben.

Für die Versuche *KrL-75-36*, *KrL-90-40* und *KrL-105-35* wurden durch deren Nachrechnung zwar hohe Spannungen ermittelt, die Fließgrenze wird jedoch in keinem Fall erreicht. Dies tritt aber ein, wenn man die Ergebnisse der Versuche *KrL-105-45* und *KrL-120-48* mit exakter Beschreibung der Krafteinleitungsfläche betrachtet. In beiden Fällen liegen die Werte deutlich über jener Linie, die die Fließgrenze für das verwendete Material *BST* 550 beschreibt. Den Berechnungen der Stahlspannungen wurde ein rein elastisches Materialverhalten zugrunde gelegt.

Zusammenfassen kann mit Abb. 5.41 gesagt werden, dass der Verlust der Umschnürungswirkung für die beiden Prüfkörper *KrL-105-45* und *KrL-120-48* als maßgebendes Versagenskriterium angegeben werden kann.

## 5.5 Zusammenfassung

In Tab. 5.8 sind für alle fünf Versuchskörper der Serie 3 die Ergebnisse der in Kapitel 5.3 durchgeführten Korrelationsbetrachtungen nochmals zusammengefasst. Diesen gegenübergestellt sind jene Erkenntnisse, die durch Analyse der Rechenergebnisse hinsichtlich Teilflächenpressung und Verlust der Umschnürungswirkung nach Kapitel 5.4.4 und 5.4.5 gewonnen werden konnten. Zusätzlich sind auch jene Lastniveaus angegeben, bei denen laut Kapitel 5.2.3 bei der Versuchsdurchführung der erste Betonschollenausbruch aus den Oberflächen der Betongurte zu beobachten war.

Die beste Prognostizierung der maximal erreichten Versuchslast $P_{max}$ konnte für die Versuche *KrL-75-36*, *KrL-90-40* und *KrL-105-35* mit Modell 1 bzw. mit Modell 6 und für die Versuche KrL-105-45 und KrL-120-48 mit Modell 5 erzielt werden. Die Rechenwerte der Betonspannung $\sigma_{c1}$ in der Krafteinleitungsfläche $A_{c1}$ am Stahlzahn überschritten in keinem Fall den maßgebenden Wert der maximal aufnehmbaren Teilflächenpressung $f^{\star}_{cc}$. Nach Abb. 5.39 war dafür immer das Modell „Betonspalten im unmittelbaren Krafteinleitungsbereich“ heranzuziehen. Die extrem hohen Werte für $f^{\star}_{cc}$ können aber nur sichergestellt werden, wenn der gedrückte Betonbereich ausreichend mit Bewehrung umfasst ist. Bei den Versuchen *KrL-105-45* und *KrL-120-48* überschritten allerdings die Rechenwerte für die Stahlspannung $\sigma_{s,ges}$ in den vertikalen Streben der Bügelbewehrung die Steckgrenze $f_y = 55,0\,kN/cm^2$.

Für die Versuche *KrL-75-36*, *KrL-90-40* und *KrL-105-35* kann demnach das Plastizieren des Stahlquerschnitts der getesteten Stahlzähne als maßgebendes Versagenskriterium betrachtet werden. Bei den Versuchen *KrL-105-45* und *KrL-120-48* war der Querschnitt $A_s$ jener Bügelbewehrung, die den Betondübelbereich umfasst, laut Berechnung zu gering dimensioniert. Damit ist in diesen beiden Fällen der Verlust der Umschnürungswirkung als maßgebendes Versagenskriterium zu betrachten.

| Versuchs-körper | Bestes Ergebnis bei Prognostizierung von $V_{L,i}$ mit Krafteinleitungsmodell | Maßgebendes Versagenskriterium | | | Ausbruch der Scholle beim Versuch |
|---|---|---|---|---|---|
| | | Plastizieren des Stahlquerschnitts der Stahlzähne | Überschreiten der maximal aufnehmbaren Teilflächenpressung | Verlust der Umschnürungswirkung | |
| KrL-75-36 | Modell 1 (Modell 6) | **$V_{L,i} \approx V_{L,i\text{-}max}$** | $\sigma_{c1} < f_{cc}$* | $\sigma_{s,ges} < f_y$ | Nachbruch |
| KrL-90-40 | | | | | $\approx 100\%$ $P_{max}$ |
| KrL-105-35 | | | | | |
| KrL-105-45 | Modell 5 | $V_{L,i} \approx V_{L,i\text{-}max}$ | | **$\sigma_{s,ges} > f_y$** | $\approx 94\%$ $P_{max}$ |
| KrL-120-48 | | | | | |

Tabelle 5.8: Gültige Krafteinleitungsmodelle, maßgebende Versagensmechanismen, Lastniveau für Schollenbildung im Versuch

Damit kann auch jene Frage beantortet werden, die zu Beginn des Kapitels 5.4 noch offen war. Ziel dieses Abschnitts war unter anderem die Überprüfung der drei Krafteinleitungsmodelle 1, 5, und 6 hinsichtlich deren Gültigkeit zur Prognostizierung der Versuchslast $P_{max}$. Das Modell 1 „Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$“ (Kapitel 3.3.3.1) ist, wenn man Tab. 5.8 zur Beurteilung heranzieht, demnach ebenso wie das Modell 6 „Vereinfachtes Starrkörpermodell“ (Kapitel 3.3.3.6) als tauglich zu beurteilen.

Das Modell 5 „Kombiniertes Betonfluid - Starrkörpermodell“ (Kapitel 3.3.3.5) ist allerdings auszuscheiden. Mit diesem wurden die Versuchslasten der Prüfkörper *KrL-105-45* und *KrL-120-48* nur zufällig gut vorhergesagt. Wie zuvor schon beschrieben, war nicht das Plastizieren des Querschnitts der Stahlzähne das maßgebende Versagenskriterium, sondern der Verlust der Umschnürungswirkung. Es kann damit davon ausgegangen werden, dass die mit den Modellen 1 und 6 zu hoch prognostizierten Versuchslasten bei richtiger Dimensionierung der Bewehrung erreicht worden wären.

All diese Ausführungen, die sich an den Ergebnissen der Versuchsnachrechnungen orientieren, lassen sich auch durch die Schollenbildung, die während der Durchführung der einzelnen Versuche beobachtet wurde, bestätigen. Bei den Prüfkörpern *KrL-75-36*, *KrL-90-40* und *KrL-105-35* erfolgte das Herausheben der ersten Scholle mit Erreichen von $P_{max}$ bzw. erst weit im Nachbruchbereich. Im Gegensatz dazu konnten bei den Versuchen *KrL-105-45* und *KrL-120-48* die ersten Schollen schon bei einem Lastniveau von $\sim 94\%$ $P_{max}$ beobachtet werden. Durch das Wegbrechen des umgebenden Betons war es somit nicht mehr möglich, die volle Traglast $V_{L,i-max}$ der beiden getesteten Stahlzahnvarianten zu erreichen.

Abschließend ist anzumerken, dass in Kapitel 3.3 sowohl für die Krafteinleitung der Druckstreben $D_{c,i}$ in die Stahlkrone als auch für die Bestimmung der Betonspannungen $\sigma_{c,i}$ im Knotenbereich vor den Zähnen Modelle vorgestellt wurden, die sowohl auf einer exakten als auch auf einer angenäherten Geometrie der Schubverbinder basieren.

Aufgrund der in den Kapiteln 5.3.2, 5.4.4 und 5.4.5 dargestellten Korrelationsbetrachtungen können sowohl für die Krafteinleitungsmodelle als auch für die Teilflächenpressung $\sigma_{c1}$ beide Möglichkeiten angewendet werden. Zur Berechnung Stahlspannungen $\sigma_{s,ges}$ ist die angenäherte Geometrie als Berechnungsgrundlage jedoch ungeeignet (siehe Abb.5.41).

# Kapitel 6

# Numerische Vergleichsberechnungen

## 6.1 Allgemeines und Berechnungsmodell

Ergänzend zu den in Kapitel 4 beschriebenen experimentellen Untersuchungen wurde in enger Zusammenarbeit mit Dr. *Ondris* (Mitarbeiter des Instituts für Tragkonstruktionen - Stahlbau) zur numerischen Simulation des lokalen Trag- und Verformungsverhaltens alternativer Schubverbinder im Stahl-Beton Verbundbau ein nichtlineares, dreidimensionales Finite-Elemente Berechnungsmodell mit dem Programm *ABAQUS* entwickelt. Als Grundlage dazu dienten die Ergebnisse der Push-Out Versuche nach Kapitel 5.1.

Grundsätzliches Ziel war, die realen Versuche durch eine numerische Berechnung mit hinreichender Genauigkeit wiedergeben zu können. Die Simulationen sollten demnach mit immer gleichem Parametersatz ingenieurmäßig zufriedenstellende Ergebnisse liefern. Für die Entwicklung neuer Schubverbinder können damit folgende Vorteile generiert werden:

- Reduzierung des experimentellen Aufwands (Zeit, Kosten, speziell eingerichtete Versuchsstätten) in Zukunft auf ein erforderliches Minimum. Parameterstudien zum Ermitteln des Einflusses von Bauteilabmessungen und Materialkennwerten sind vor Durchführung der trotz alledem erforderlichen Push-Out Versuche möglich.
- Die Abbildung von Vorgängen im Inneren der Prüfkörper, die messtechnisch nicht erfassbar sind, ist möglich.
- Gewonnene Erkenntnisse dienen der Kontrolle und auch der Verifizierung einer Modellbildung.
- Die Ergebnisse der numerischen Simulationen können laufend in die Entwicklung neuer bzw. auch in die Weiterentwicklung schon experimentell getesteter Schubverbinder eingebunden werden.

Die Modellierung der numerisch untersuchten Modellkörper erfolgte nach Abb. 6.1 immer ausgehend von den experimentell getesteten Push-Out Versuchskörpern. Dazu wurde sowohl die genaue Dübel- und Betongurtgeometrie als auch die Lage der Dübel und die der

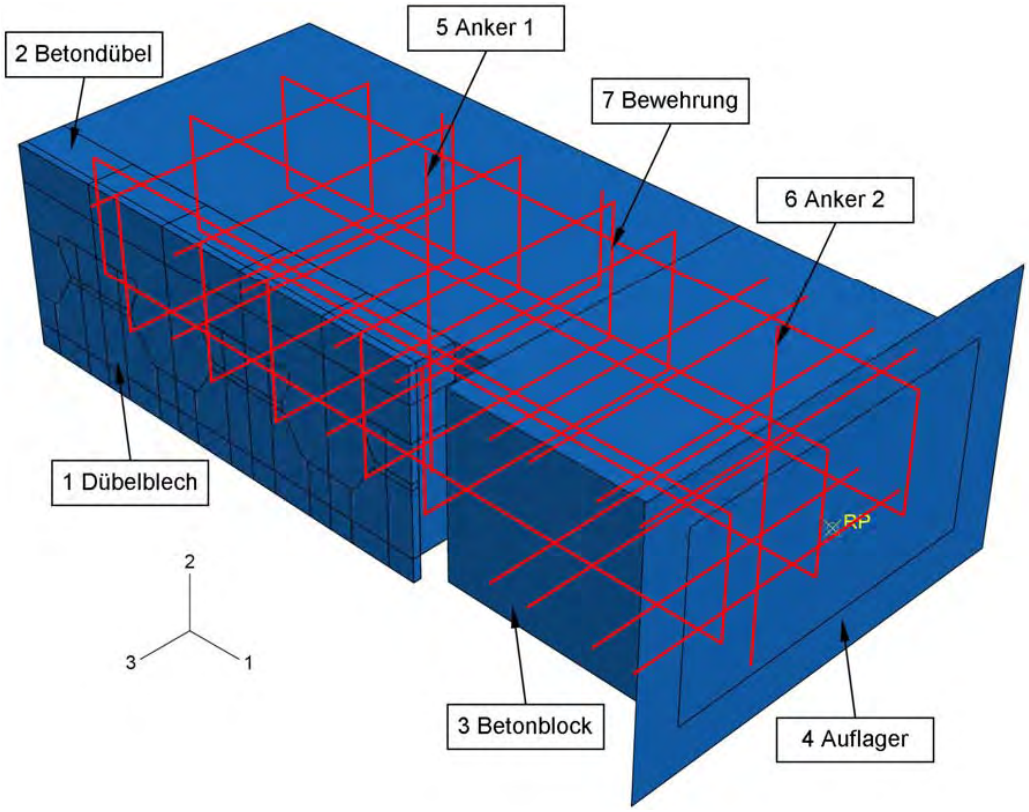



Abbildung 6.1: Assembling der einzelnen Instances zur Modellierung eines Push-Out Versuchskörpers [Ant07]

Bewehrung im Beton berücksichtigt. Zur Minimierung des Berechnungsaufwandes war es notwendig, die Symmetrieeigenschaften auszunutzen, womit immer nur ein Viertel des Prüfkörpers abgebildet wurde. Auf die Modellierung des Stahlteils, das als Trägerelement für die Dübelleisten dient, konnte ebenso wie auf die der Kopfplatte, die die optimale Einleitung der Druckkraft in das Stahlbauwerkstück sicherstellt, zusätzlich verzichtet werden (Abb. 4.9 und Abb. 4.10), da die Lasteinleitung am unteren Rand der Dübelleiste mittels entsprechenden Randbedingungen erfolgte. Diese waren eine vorgegebene konstante Belastungsgeschwindigkeit in Längsrichtung des Bleches, womit die Belastung weggesteuert erfolgte, und das Ausschalten einer möglichen Bewegung in vertikaler Richtung.

Zur Berechnung wurde als Lösungsansatz *DYNAMIC/EXPLICIT* verwendet. Dieser entspricht einem dynamischen Verfahren, das nach [Zim01] zum Lösen hochgradig nichtlinearer Probleme empfohlen wird. Allerdings stehen bei Verwendung der dynamischen expliziten Integration nur lineare finite Elemente zur Verfügung, d.h., der Verschiebungsverlauf im Element ist linear und die Spannungen sind konstant. Aus diesem Grund musste das *FE*-Netz insbesondere an Stellen mit größten Spannungs- und Deformationsgradienten (z.B. im Bereich der Krafteinleitung) entsprechend fein ausgeführt werden (Abb. 6.2). Die Diskretisierung des Dübelbleches und des Betongurts erfolgte ausschließlich mit den Würfelelementen *C3D8R* (8 Knoten je Element und 3 Verschiebungsfreiheitsgrade je Knoten). Auch die Modellierung der Bewehrung, für diese wurden die Stabelemente *T3D2* verwendet, als *EMBEDDED ELEMENTS* erforderte ein relativ feines Netz, da im

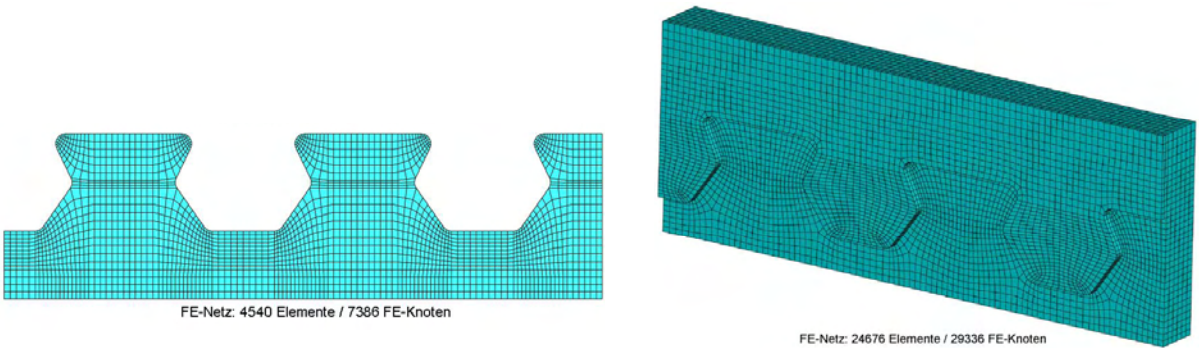



Abbildung 6.2: Diskretisierung des Dübelbleches und des daran anschließenden Betoninstances [Ant07]

anderen Fall die Spannungsübergabe vom Beton auf die Bewehrung sprungartig erfolgt.

Zur Formulierung des Kontakts zwischen Stahl- und Betonteil wurden *ABAQUS*-Defaulteinstellungen verwendet. Der Reibungskoeffizient $\mu$ wurde basierend auf den Ergebnissen umfangreicher Untersuchungen [Fin06c, Fin07a] der Einfachheit halber für alle Kontaktflächen einheitlich mit $\mu = 0,2$ angenommen [Fin07c].

## 6.2 Materialmodell für den hochbeanspruchten Beton

Zur Beschreibung des dreiaxialen Spannungszustandes im Betondübel vor der Krafteinleitungsfläche der Stahlzähne ist ein Materialgesetz erforderlich, mit dem die komplexen mechanischen Zusammenhänge in diesem Bereich richtig erfasst werden und das auch plastische Verformungsanteile korrekt berücksichtigt. Die Modellierung des Materials Beton, welches sich durch ein ausgeprägt nichtlineares Materialverhalten auszeichnet, stellt allerdings eine besondere Herausforderung dar. Mittlerweile existieren dazu etliche Theorien und Untersuchungen, von denen einige in [Man94] erläutert werden.

*ABAQUS* selbst bietet verschiedene Möglichkeiten, das Materialverhalten von Beton zu modellieren. Als Ergebnis mehrerer Vergleichsrechnungen hat sich das Modell „Concrete Damaged Plasticity“ *CDP* als geeignet erwiesen [Fin06c]. *CDP* selbst basiert auf mehreren Materialcharakteristiken, die mit Ausnahme jener, die in Kapitel 4.6 angegeben sind, jedoch nicht ermittelt werden können. Diese wurden basierend auf vorangehenden Literaturrecherchen und Erfahrungen [Fin06c, Fin07a, Iwa07] zuerst geschätzt und dann durch Vergleich mit Ergebnissen der experimentellen Untersuchungen im Sinne der Empfehlungen in [ABAc, ABAa, ABAb] kalibriert. In anderen Fällen kamen *ABAQUS*-Defaulteinstellungen zur Anwendung.

Das Materialmodell *CDP* verwendet für das Fließpotential die hyperbolische Formulierung nach *Drucker-Prager*. Es setzt voraus, dass Zugversagen und Druckversagen die Hauptversagensmechanismen des Betons sind [ABAb]. Weiters wird vorausgesetzt, dass die durch eine behinderte Seitenausdehnung entstehenden Druckspannungen maximal den vier- bis

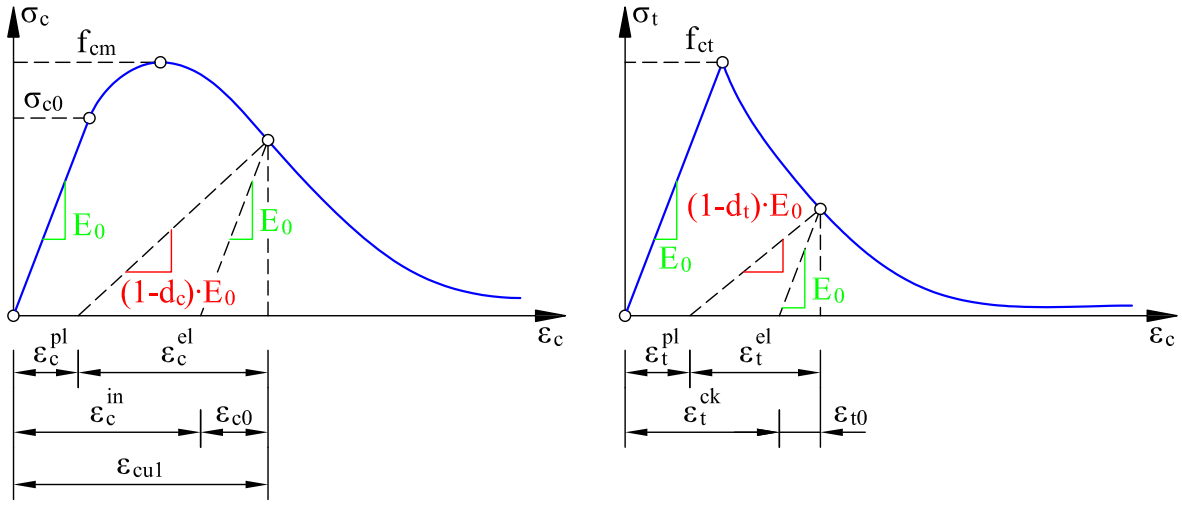



Abbildung 6.3: Spannungs-Dehnungsbeziehung für einachsialen Druck bzw. Zug nach [ABAb] [Ant07]

fünffachen Wert der vorgegebenen einachsialen Betondruckfestigkeit einnehmen. Der irreversiblen Abnahme der Steifigkeit infolge einer fortschreitenden Zerstörung des Betons nach dem Bruch wird durch die in Abb. 6.3 dargestellten Spannungs-Dehnungsbeziehungen für einachsialen Druck bzw. einachsialen Zug Rechnung getragen [ABAb].

Zur Beschreibung der Steifigkeitsabnahme können zusätzliche Damageparameter $d_c$ und $d_t$ sowohl für Druck als auch für Zug definiert werden. Für die hier präsentierten numerischen Untersuchungen wurden solche festgelegt, da sich im anderen Fall das Materialmodell wie ein klassisches Plastizitätsmodell verhält [ABAa], vergleichbar mit jenem für Stahl. Dies würde dazu führen, dass der Beton durch ein zu steifes Materialverhalten abgebildet ist. Detaillierte Angaben dazu sind in [Ant07] nachzulesen. Diese Arbeit, durchgeführt am Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau der TU Wien, befasste sich eingehend mit der Materialformulierung des Betons.

## 6.3 Berechnungsergebnisse und Verifizierung des Tragmodells nach Kapitel 3.3

Abb. 6.4 zeigt die Auswertung der numerischen Simulationsrechnugen für die Push-Out Versuche der Serie 3 [Fin07c], mit denen fünf unterschiedliche Varianten der Stahlkrone getestet wurden (Kapitel 4.3.2). Zusätzlich sind die zugehörigen experimentell ermittelten Dübelkennlinien dargestellt. Alle Berechnungen erfolgten mit gleichem Parametersatz. Für die Versuche *KrL-75-36*, *KrL-90-40* und *KrL-105-35* konnte eine sehr gute Übereinstimmung erzielt werden. Nach Kapitel 5.5 stellte laut Auswertung der Versuchsnachrechnung das Plastizieren des Stahlzahns das maßgebende Versagenskriterium dar. Das Verformungsverhalten der Versuche *KrL-105-45* und *KrL-120-48* wurde numerisch berechnet im Vorbruchbereich jedoch zu steif abgebildet. Laut den Ergebnissen der Versuchsnachrechnung konnte hier der Verlust der Umschnürungswirkung als maßgebendes

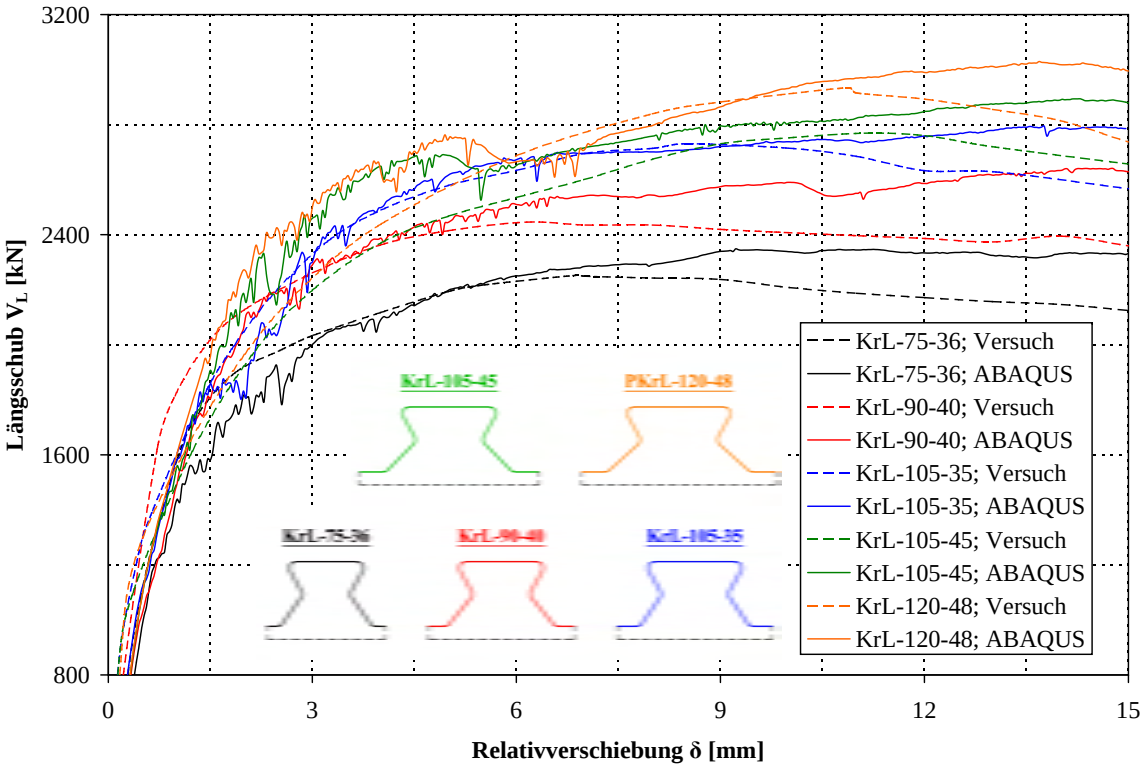



Abbildung 6.4: Gegenüberstellung der experimentell und numerisch ermittelten Dübelkennlinien für die Versuchskörper der Serie 3

Versagenskriterium festgestellt werden (Kapitel 5.5).

Es wurden aufgrund der sehr guten Übereinstimmung der Kraft-Verschiebungskurven somit mit immer gleichem Parametersatz ingenieurmäßig zufriedenstellende Ergebnisse erzielt. Dies erlaubt nun auch, durch Auswertung einzelner Ergebniskomponenten für die in Kapitel 3.3 beschriebene Modellbildung bestimmte Annahmen zu kontrollieren bzw. auch zu bestätigen.

Abb. 6.5 zeigt einen Horizontalschnitt durch den Betongurt und bestätigt das in Abb. 3.7 dargestellte Fachwerkmodell. Zusätzlich ist eine Dübelausnehmung im Vertikalschnitt abgebildet. Das durch die Analyse der Versuche (Kapitel 5.5) abschließend als gültig zu betrachtende Krafteinleitungsmodell „Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$“ (Kapitel 3.3.3.1) deckt sich in guter Näherung mit jenem Kraftangriff, der durch die Simulationsberechnung am Stahlzahn vorherrscht. In beiden Fällen sind die Trajektorien der Hauptspannungen angegeben.

Abb. 6.6 zeigt nochmals die Hauptdruckspannungen im Beton in der Dübellängsachse und zusätzlich die *Mises*spannungen in der Dübelleiste. Die Spannungen sind für das Lastniveau $P_{max}$ angegeben. Mit Hilfe der ebenfalls dargestellten farblichen Skalierung der Hauptdruckspannungen wird durch den in der Dübelausnehmung grün bis blau abgebildeten Bereich ersichtlich, dass die Lasteinleitung tatsächlich nur auf jener Krafteinleitungsfläche erfolgt, die für das zuvor bestätigte Krafteinleitungsmodell nach Abb. 3.16 angenommen wurde. Am Ende des oberen bzw. unteren Ausrundungsradius reduzieren

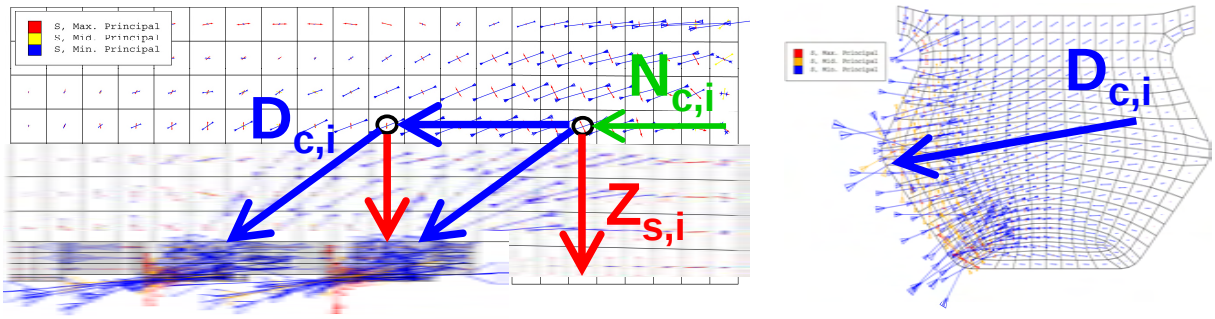



Abbildung 6.5: Verlauf der Hauptspannungen im Betongurt: Horizontalschnitt (links), Vertikalschnitt (rechts)

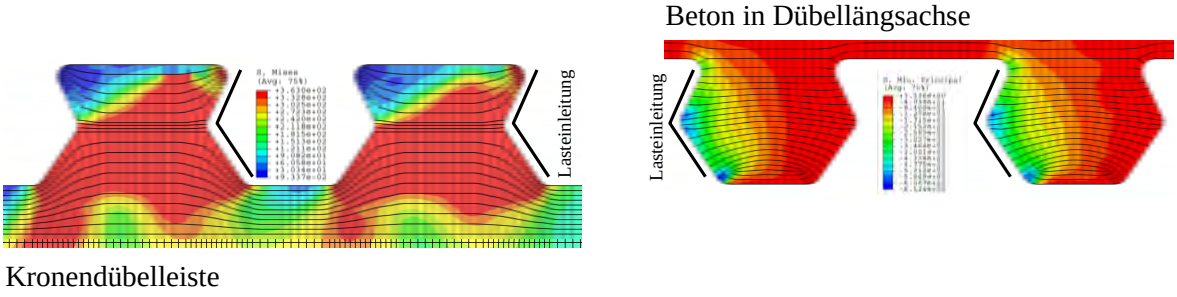



Abbildung 6.6: Verlauf der Hauptdruckspannungen in den Betondübeln, Verlauf der *Mises*spannungen in der Dübelleiste

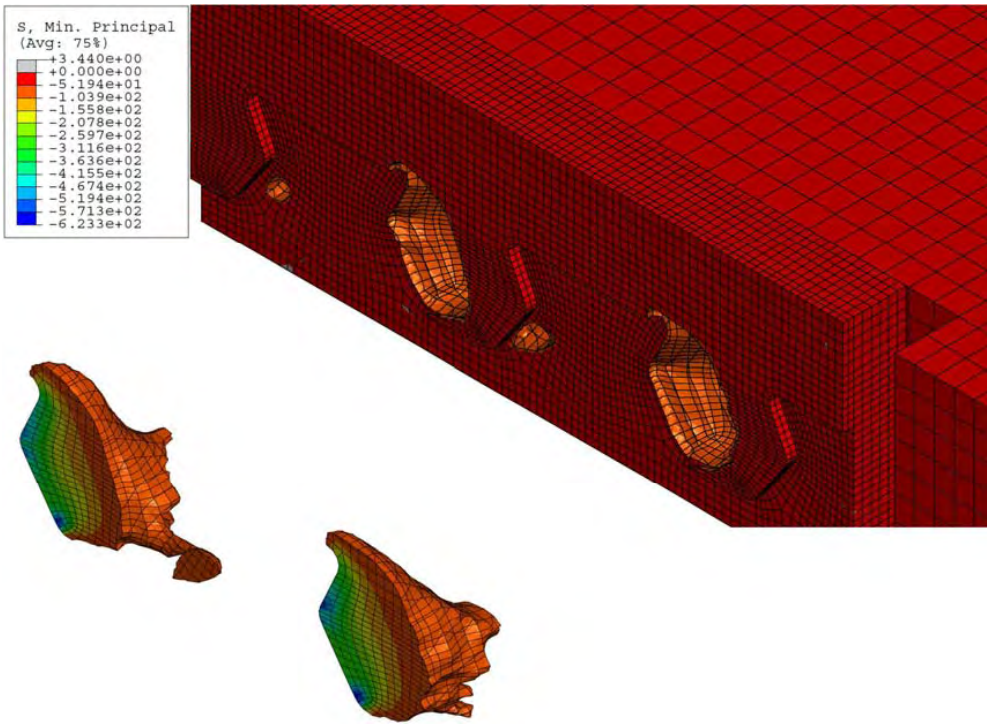



Abbildung 6.7: Lokal hoch beanspruchte Knotenbereiche vor den Krafteinleitungsflächen der Stahlzähne [Ant07]

sich die Druckspannungen im Betonkörper praktisch auf Null. Die Stahlzähne sind in dem auf Normalkraft, Biegung und Querkraft beanspruchten Bereich praktisch vollständig durchplastiziert.

Abschließend sind in Abb. 6.7 jene Bereiche des Betongurts dargestellt, in denen der Mittelwert der Zylinderdruckfestigkeit $f_{cm,zyl}$ des vom Betons (siehe Tab. 4.10) deutlich überschritten wird. Die lokal hoch beanspruchten Betonkörper entsprechen den in Kapitel 3.3.5 beschriebenen Knoten vor den Krafteinleitungsflächen der Stahlzähne.

## 6.4 Abschließende Bemerkungen

Die Modellierung einzelner Stahlzähne [Vog07] und ganzer Push-Out Versuchskörper lieferte einen wichtigen Beitrag zur Entwicklung bzw. Optimierung der experimentell untersuchten Dübelformen und auch zur Ausformulierung des Tragmodells. Trotzdem wurde im Rahmen der vorliegenden Arbeit aufgrund des enormen Umfangs, den dieser Themenbereich bei detaillierter Behandlung einnehmen würde, nicht in ausführlicher Breite darauf eingegangen. Die hier dargestellten Ergebnisse sind demnach nur eine kurze Zusammenfassung all jener, die durch die Analyse vieler nichtlinearer *FE*-Berechnungen erzielt wurden [Fin06c, Fin07c, Fin07a, Iwa07, Ant07].

Bei einem komplexen *FE*-Paket wie *ABAQUS* kann der Anwender von der Wahl der Berechnungsmethode über die Formulierung der Materialmodelle bis hin zur Elementwahl, zur Netzgenerierung und zur Kontaktformulierung unzählige Parameter wählen und verändern. Damit können Ergebnisse innerhalb gewisser Grenzen nahezu beliebig variiert werden. Aus diesem Grund ist immer eine Referenz erforderlich. Mit dieser, die im Idealfall das Ergebnis umfangreicher experimenteller Untersuchungen ist, kann eine Kalibrierung des *FE*-Modells erfolgen. Gelingt diese, können Vorgänge untersucht und erkannt werden, die durch experimentelle Untersuchungen messtechnisch nicht möglich sind.

Daher sind FE-Pakete wie ABAQUS zwar unverzichtbare Werkzeuge zur Lösung komplexer lokaler Problemstellungen, sie ersetzen jedoch keinenfalls das ingenieurmäßige Verständnis des Anwenders und, wenn möglich, auch nicht den realen Versuch.

# Kapitel 7

# Anwendungsbeispiel

## 7.1 Allgemeines

Anhand eines konkreten Beispiels wird nachfolgend die Anwendung eines Kronendübels zur Aufnahme des Schubflusses, der sich in der Verbundfuge zwischen Beton und Stahl aufgrund der Belastung entwickelt, vorgestellt. Allerdings ist dazu anzumerken, dass die Treffsicherheit der Tragmodelle statistisch noch nicht verifiziert wurde. Das nachfolgend gezeigte Beispiel dient demnach dazu, die Anwendung der Rechenalgorithmen zu zeigen. Für die Sicherstellung des Verbunds zwischen den beiden Einzelquerschnitten wird die Stahlkrone *KrL-75-36* nach Kapitel 4.3.2 verwendet.

Zur Einleitung der Druckstrebenkräfte $D_{c,i}$ in die Krone wird das in Kapitel 3.3.3.1 beschriebene „Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$“ mit „exakter“ Beschreibung der Krafteinleitung herangezogen. Die Knotenanalyse im Bereich der Lasteinleitung zur Ermittlung der Knotenspannungen wird mit der in Kapitel 3.3.5.1 beschriebenen „exakten“ Vorgehensweise berechnet. Die Berechnung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ erfolgt gemäß den Ausführungen in Kapitel 3.3.6 auf Basis einer reduzierten Fließgrenze $f_{y,red}$ nach *EC3* [EC306]. Diesem Wert $V_{L,i-max}$ wird zusätzlich jener gegenübergestellt, der basierend auf dem allgemein gültigen Fließkriterium nach *Huber*, *Mises* und *Hencky* (Kapitel 3.3.6) bestimmt wird.

Beim Nachweis der Verdübelung mit der Krone *KrL-75-36* wird davon ausgegangen, dass das alternativ zum Kopfbolzendübel verwendete Verbundmittel alle in *EC4* [EC405a] geforderten Anforderungen erfüllt. Dementsprechend wird der Schubverbinder als duktil betrachtet. Die Verteilung der Kronen entlang des Trägers ist konstant. Die Nachweisverfahren werden mit Teilsicherheitsbeiwerten durchgeführt, wobei jene für die verwendeten Werkstoffe *EC2*, *EC3* und *EC4* nach [EC204, EC306, EC405a] und jene für die Einwirkungen *EC0* nach [EC003] entnommen werden. Für das Verbundmittel „Stahlkrone“ wird jener Teilsicherheitsbeiwert $\gamma_V$ verwendet, der laut [EC405a] für den Kopfbolzendübel gilt.

Dem Nachweis der Längsschubtragfähigkeit und der Verdübelung wird eine elastisch berechnete Schnittgrößenermittlung zugrunde gelegt.

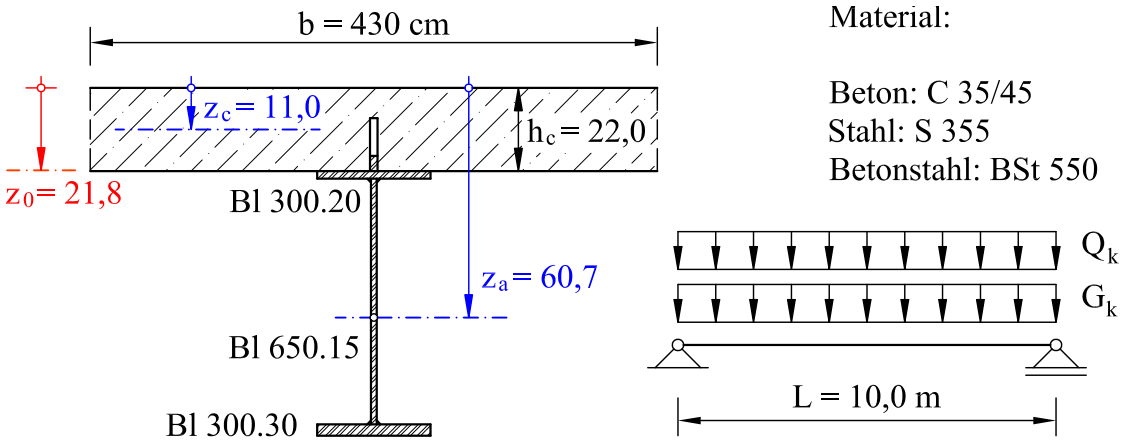



Abbildung 7.1: Einfeldriger Verbundträger: Querschnitt mit Werkstoffeigenschaften, System mit Belastung

## 7.2 System, Querschnitt, Werkstoffeigenschaften und Belastung

Jener Verbundträger, für den die Verdübelung nachfolgend nachgewiesen wird, ist ein für ein Hochregallager eingesetzter Zwischendeckenträger, der zusätzlich zu einer Beanspruchung mit Palettenlagerung auch durch die Befahrung mit einem Hubstapler [ONB97] belastet wird.

- Beton: $C\,35/45$

  $f_{ck} = 3,5\ kN/cm^2$

  $\gamma_C = 1,5$

  $f_{cd} = f_{ck}/\gamma_C = 3,5/1,5 = 2,33\ kN/cm^2$

  $E_{cm} = 3400\ kN/cm^2$

- Baustahl: $S\,355$

  $f_{yk} = 35,5\ kN/cm^2$

  $\gamma_{M0} = 1,0$

  $f_{yd} = f_{yk}/\gamma_{M0} = 35,5/1,0 = 25,5\ kN/cm^2$

  $E_a = 21000\ kN/cm^2$

$$n_0 = \frac{E_a}{E_{cm}} = \frac{21000}{3400} = 6,18 \tag{7.1}$$

Nach Berechnung der mittragenden Gurtbreite $b_e$ im Feld errechnen sich die Querschnittswerte des Betongurts mit Abb. 7.1 zu:

$$b_e = 2 \cdot \frac{L_0}{8} = 2 \cdot \frac{1000}{8} = 250\ cm \quad < \quad b = 430\ cm \tag{7.2}$$

| Querschnitt | $A_{i,0}$ | $z_i$ | $A_{i,0} \cdot z_i$ | $A_{i,0} \cdot z_i^2$ | $I_{i,0(eigen)}$ |
|---|---|---|---|---|---|
| Beton | 890,5 | 11,0 | 9795 | 107748 | 35916 |
| Bl 300.20 | 60 | 23,0 | 1380 | 31740 | 10 |
| Bl 650.15 | 97,5 | 56,5 | 5509 | 311244 | 34328 |
| Bl 300.30 | 90 | 90,5 | 8145 | 737123 | 68 |
| Σ | 1138,0 | | 24829 | 1187854 | 70321 |

Tabelle 7.1: Tabellarische Ermittlung der Querschnittswerte des Verbundquerschnitts

$$A_c = b_e \cdot h_c = 250 \cdot 22 = 5500\, cm^2 \tag{7.3}$$

$$I_c = \frac{b_e \cdot h_c^3}{12} = \frac{250 \cdot 22^3}{12} = 2,22 \cdot 10^5\, cm^4 \tag{7.4}$$

Die idellen Gesamtquerschnittswerte werden mit Berücksichtigung der Reduktionszahl $n_0$ zusammen mit Tab. 7.1 ermittelt.

$$z_a = \frac{\sum A_{a,i} \cdot z_i}{\sum A_{a,i}} = \frac{15033,8}{247,5} = 60,7\, cm \tag{7.5}$$

$$z_0 = \frac{\sum A_{i,0} \cdot z_i}{\sum A_{i,0}} = \frac{24829}{1138,0} = 21,8\, cm \tag{7.6}$$

$$I_0 = \sum I_{i,0(eigen)} + \sum A_{i,0} \cdot z_i^2 - z_0^2 \cdot \sum A_{i,0} = 7,16 \cdot 10^5\, cm^4 \tag{7.7}$$

$$S_0 = \sum A_{a,i} \cdot (z_a - z_0) = 247,5 \cdot (60,7 - 21,8) = 9634\, cm^3 \tag{7.8}$$

Die Belastung des Systems setzt sich nach Abb. 7.1 aus Eigengewicht $G_k$ (Stahlträger $g_a = 1,9\, kN/m$, Betonplatte $g_c = 25,0\, kN/m^3$ und Ausbaulast $g_A = 8,0\, kN/m^3$) und Nutzlast $Q_k$ (Staplerbeanspruchung, $q_k = 24,0\, kN/m^2$) zusammen.

$$\begin{aligned} r_d &= g_{a,d} + g_{c,d} + g_{A,d} + q_d \\ &= (1,9 + 25,0 \cdot 4,3 \cdot 0,22 + 8,0 \cdot 4,3 \cdot 0,22) \cdot 1,35 + 24,0 \cdot 4,3 \cdot 1,5 \\ &= 199,6\, kN/m \end{aligned} \tag{7.9}$$

Bei elastischer Berechnung betragen die Schnittgrößen bzw. der Schubfluss in der Verbundfüge im Grenzzustand der Tragfähigkeit:

$$M_{Ed} = \frac{r_d \cdot L^2}{8} = \frac{199,6 \cdot 10,0^2}{8} = 2494,6\, kNm \tag{7.10}$$

$$V_{Ed} = \frac{r_d \cdot L^2}{2} = \frac{199,6 \cdot 10,0}{2} = 997,8\, kN \tag{7.11}$$

$$T_{Ed} = \frac{V_{Ed} \cdot S_0}{I_0} = \frac{997,8 \cdot 9634}{7,16 \cdot 10^5} = 1341,7\, kN/m \tag{7.12}$$

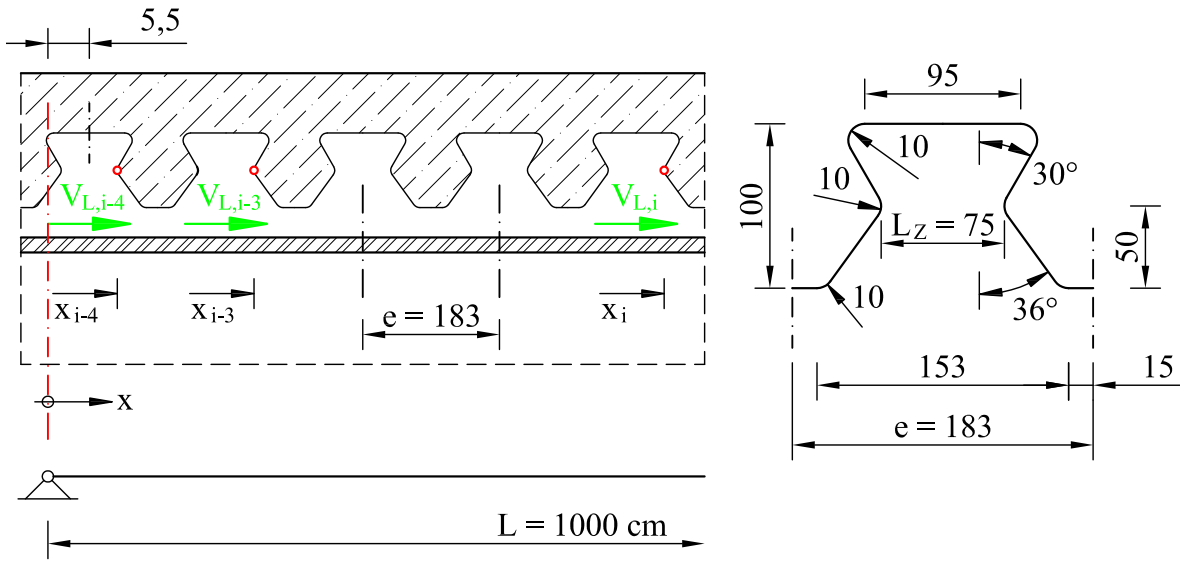



Abbildung 7.2: Zur Verbundsicherung gewählte Stahlkrone *KrL-75-36*, Maße in $[mm]$

## 7.3 Festlegen der Verbundsicherung

Zur Verdübelung wird die Stahlkrone *KrL-75-36* gemäß Kapitel 4 herangezogen. In Abb. 7.2 sind dazu alle notwendigen Abmessungen des Zahns angegeben. Die Blechdicke ist mit $t = 20\,mm$ festgelegt. Zusätzlich ist die vorweg näherungsweise angenommene Lage der Druckpunkte im Bereich der Krafteinleitungsfläche (siehe dazu auch Anhang D.1.1, Schritt 1) dargestellt.

Die Laufkoordinaten $x$ der Stahlkronen $i$, $i-3$ und $i-4$ (Abb. 7.3) können mit den Gl. (7.13) bis (7.15) berechnet werden. Die Stahlkrone mit dem Index $i$ ist dabei jene, die in Richtung $x$ betrachtet als erste sowohl durch die Druckstreben $D_c$ (direkte Krafteinleitung - siehe Kapitel 3.3.3.1) als auch durch die beidseits am Kronenkopf angreifenden Druckstreben $D$ (resultieren aus den in vertikale Richtung wirkenden Abtriebskräften $V_s$ des Betongurts - siehe Kapitel 3.3.4) voll beansprucht wird.

$$x_i = 5,5 + 4 \cdot e + \frac{L_Z}{2} \tag{7.13}$$

$$x_{i-3} = 5,5 + e + \frac{L_Z}{2} \tag{7.14}$$

$$x_{i-4} = 5,5 + \frac{L_Z}{2} \tag{7.15}$$

Nach Bestimmung der exakten Lage der Druckpunkte sind deren neue Laufkoordinaten $x$ mit den Gl. (7.16) bis (7.18) nochmals zu berechnen (siehe dazu auch Anhang D.1.1, Schritt 6).

$$x_i = 5,5 + 4 \cdot e + z_{DP} \tag{7.16}$$

$$x_{i-3} = 5,5 + e + z_{DP} \tag{7.17}$$

$$x_{i-4} = 5,5 + z_{DP} \tag{7.18}$$

In gleicher Art und Weise können auch die Laufkoordinaten $x$ aller anderen Druckpunkte bestimmt werden.

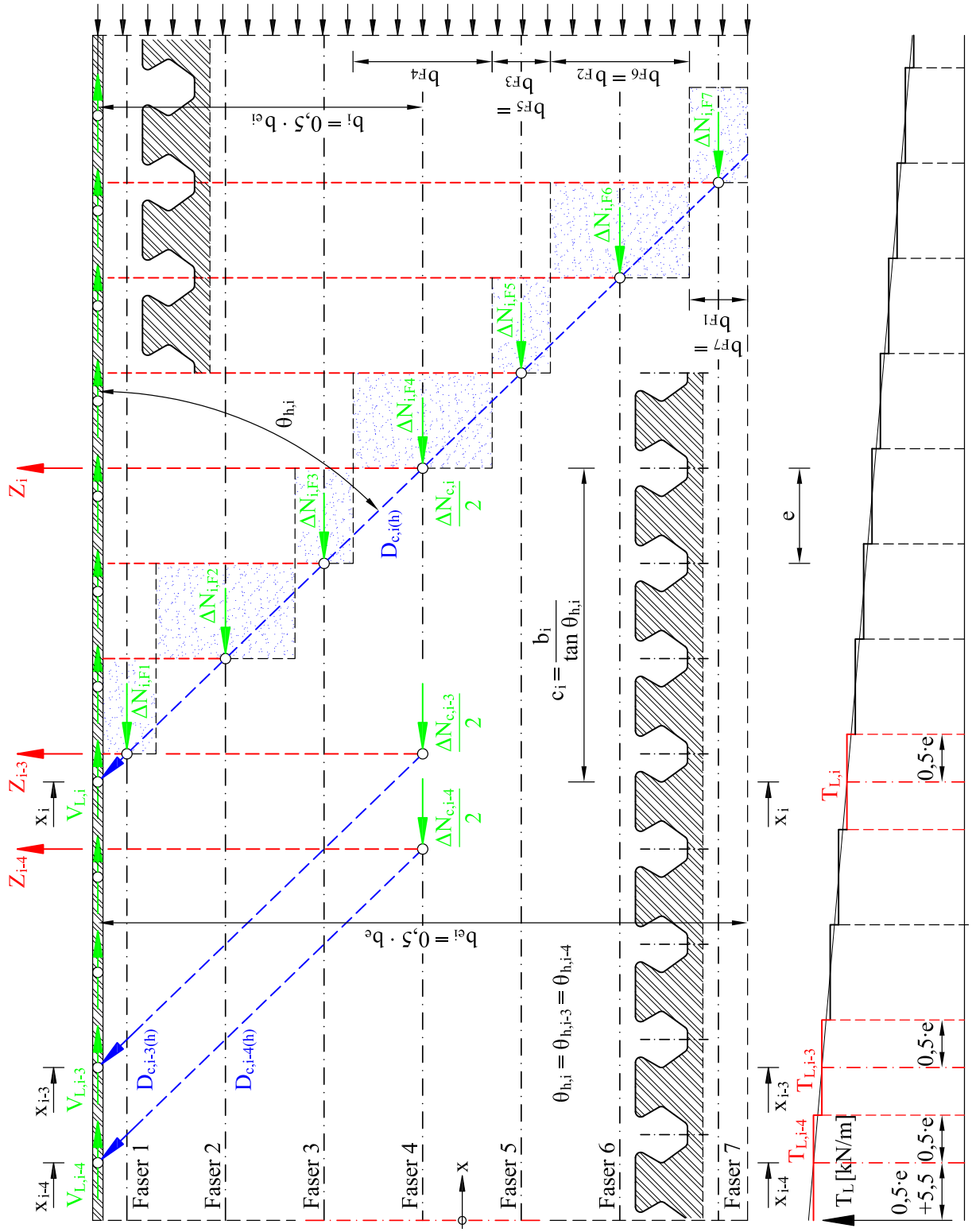



Abbildung 7.3: Schubbeanspruchung $V_L$ der Stahlkronen $i$, $i-3$ und $i-4$ bei elastisch berechnetem Schubkraftverlauf, Bestimmung des Winkels $\theta_{h,i}$

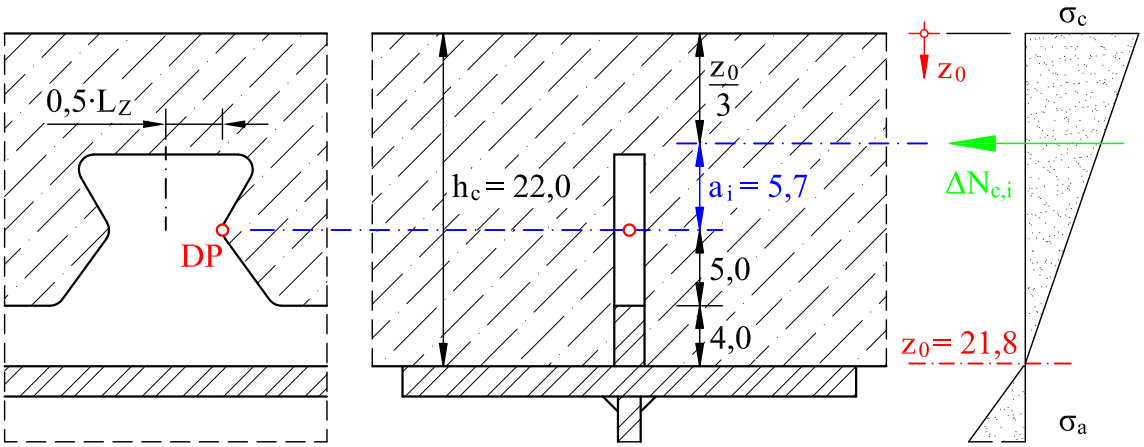



Abbildung 7.4: Versatzmaß $a_i$ zur Bestimmung des Winkels $\theta_{v,i}$, Maße in $[cm]$

Nach Anhang D.1.1 ist der erste Schritt die Festlegung aller Winkel, die zur Berechnung der Zug- und Druckstreben im Betongurt erforderlich sind. Die Bestimmung von $\theta_{h,i}$ folgt jenen Ausführungen, die in Kapitel 3.3.2 zu Abb. 3.4 angeführt sind. Deren Umsetzung für das hier beschriebene Anwendungsbeispiel zeigt Abb. 7.3 und es gilt: $\theta_{h,i} = 46,0°$. Die Berechnung des ebenfalls dargestellten Abstandes $c_i$ erfolgt mit Gl. (7.19).

$$c_i = \frac{b_i}{\tan\theta_{h,i}} = \frac{0,5 \cdot b_{ei}}{\tan\theta_{h,i}} = \frac{0,5 \cdot 0,5 \cdot b_e}{\tan\theta_{h,i}} = \frac{0,25 \cdot 250}{\tan 46,0} = 60,4\ cm \tag{7.19}$$

Abb. 7.4 zeigt das bei Berechnung nach der Elastizitätstheorie (Kapitel 7.2) resultierende Spannungsbild für den Verbundquerschnitt und die Lage der Resultierenden der Gurtnormalkraft $\Delta N_{c,i}$. Mit dem anhand Gl. (7.22) zu berechnenden vertikalen Abstand $a_i$ zwischen $\Delta N_{c,i}$ und dem ebenfalls dargestellten Druckpunkt folgt der Winkel $\theta_{v,i}$. Wiederum den in Kapitel 3.3.2 angeführten Ausführungen folgend wird $\theta_{v,i}$ mit Gl. (7.21) bestimmt.

$$a_i = h_c - \frac{z_0}{3} - 5,0 - 4,0 = 5,7\ cm \tag{7.20}$$

$$\theta_{v,i} = \arctan\frac{a_i}{c_i} = \arctan\frac{5,7}{60,4} = 5,42 \tag{7.21}$$

In Abb. 7.5 sind der Winkel $\theta_{v,i}$ nochmals dargestellt. Weiters ist in Rot die Lage jener Querbewehrung eingezeichnet, mit der die resultierenden Zugkräfte gemäß dem Fachwerkmodell nach Kapitel 3.3.2 abgedeckt werden. Ergänzend dazu sind blau die Druckstreben angegeben. Mit den lagemäßig festgelegten Achsen der einzelnen Bewehrungsstäbe sind gemäß den Ausführungen in Kapitel 3.3.2 die Abstände $g_i$, $h_i$ und $k_i$ und somit auch die Winkel $\beta_i$, $\gamma_{h,i}$ und $\gamma_{v,i}$ bestimmt. Diese sind ebenfalls in Abb. 7.5 dargestellt.

Aufgrund der Symmetrie des Systems bezüglich der Dübelleistenlängsachse, der konstant angenommenen mittragenden Gurtbreite $b_e$ und der in Längsrichtung mit immer gleichem Abstand verlegten Querbewehrung gilt:

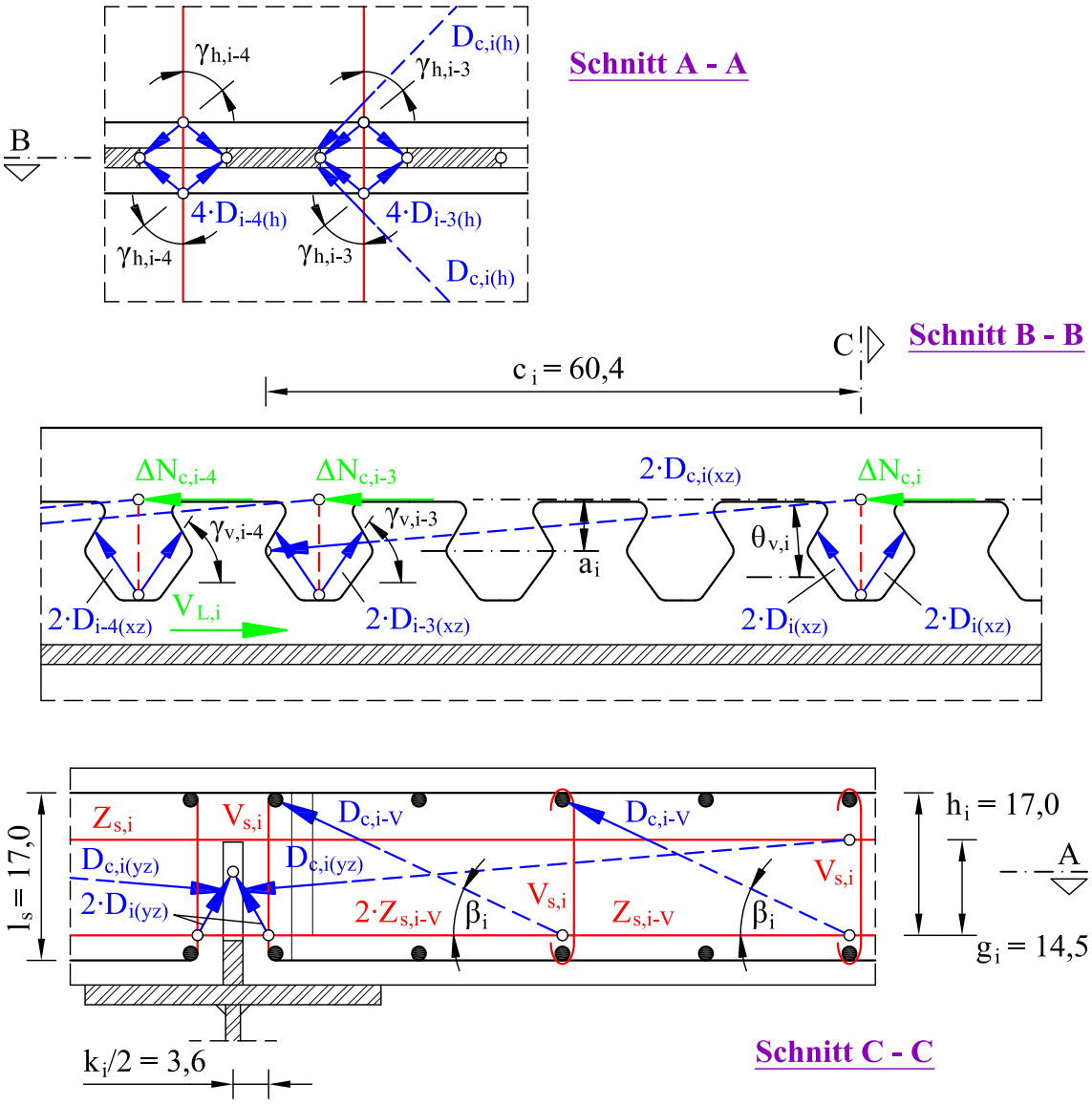



Abbildung 7.5: Lagemäßige Festlegung der Bewehrungsstabachsen im Betongurt zur Bestimmung aller weiteren erforderlichen Winkel, Maße in $[cm]$

$$\theta_{h,i} = \theta_{h,i-3} = \theta_{h,i-4} = \theta_h = 46,0 \tag{7.22}$$

$$\theta_{v,i} = \theta_{v,i-3} = \theta_{v,i-4} = \theta_v = 5,42 \tag{7.23}$$

$$\beta_i = \beta_{i-3} = \beta_{i-4} = \beta = 25,29 \tag{7.24}$$

$$\gamma_{h,i} = \gamma_{h,i-3} = \gamma_{h,i-4} = \gamma_h = 50,75 \tag{7.25}$$

$$\gamma_{v,i} = \gamma_{v,i-3} = \gamma_{v,i-4} = \gamma_v = 55,66 \tag{7.26}$$

## 7.4 Nachweis der Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ der Stahlkrone $i$

Die Ermittlung von $V_{L,i-max}$ der Krone *KrL-75-36* folgt prinzipiell dem in Kapitel 3.3.6 beschriebenen Weg und wurde EDV-gestützt mit dem Programm *EXCEL* durchgeführt. Detaillierte Erläuterungen zur Vorgehensweise sind Anhang D.1.1 zu entnehmen. Weitere zusätzlich erforderliche Bemerkungen zur Berechnung sind hier ergänzend angegeben. Für alle Berechnungen, die den Werten in den Tab. 7.2 bis Tab. 7.6 zugrundeliegen, sind jeweils die entsprechenden Referenzverweise angeführt.

Die Berechnung von $V_{L,i-max}$ wurde in Kapitel 3.3.6 anhand des Ansetzens einer Einheitslast $p_{starr,\mu-EL}$ vorgestellt. Entgegen dieser Vorgehensweise wird hier die von der Krone *KrL-75-36* maximal aufnehmbare Kraft $V_{L,i-max}$ direkt mit jenem Schubfluss berechnet, der basierend auf der elastischen Schnittgrößenermittlung nach Kapitel 7.2 bestimmt wurde. Der dafür maßgebende Schubverbinder ist entweder Stahlkrone $i$ oder $i-1$. Die Beanspruchung der Kronen $i$ und $i-4$ erfolgt gemäß den Abb. 7.3 und 7.5 durch die Druckstrebenkräfte $2 \cdot D_{c,i(xz)}$ bzw. $2 \cdot D_{c,i-4(xz)}$. Die Krone $i-4$ ist damit einer höheren direkten Belastung ausgesetzt. Allerdings wird die Krone $i$, die die vertikalen Abtriebskräfte $D_{i-3(xz)}$ und $D_{i-4(xz)}$ aufzunehmen hat, zusätzlich auf Biegung beansprucht. Der Nachweis wird für beide Schubverbinder geführt, die Berechnung ist allerdings nur für die Krone $i$ ausführlich dargestellt.

Die Schritte 1 bis 6, diese dienen zur Berechnung der exakten Lage des Druckpunktes vor der Krafteinleitungsfläche nach Anhang D.1.1, sind in Tab. 7.2 zusammengefasst für die Krone $i$ angeführt. Die dazu erforderlichen Abständen $x_i$ und $z_i$ wurden graphisch ermittelt und sind ebenfalls angegeben. Die Berechnung der Einzelresultierenden $R_i$ (Abb. D.3) sowie die der zugehörigen Horizontal- und Vertikalkomponenten $R_{i(h)}$ bzw. $R_{i(v)}$ erfolgt mit den nachfolgend angegebenen Gleichungen.

$$R_i = p_{starr,\mu} \cdot l_i \cdot t \tag{7.27}$$

$$R_{i(h)} = R_i \cdot \cos\theta_v \tag{7.28}$$

$$R_{i(v)} = R_i \cdot \sin\theta_v \tag{7.29}$$

Die Abstände $x_{DP}$ und $z_{DP}$ sind für alle Stahlkronen gleich.

Mit neu berechneter Lage des Druckpunktes können nun mittels der Gl. (7.16), (7.20) und (7.21) bzw. durch Umformung der Gl. (7.19) die nach dem letzten Iterationsschritt gültigen Winkel $\theta_h$ und $\theta_v$ neu bestimmt werden. Die Winkel $\beta_i$, $\gamma_{h,i}$ und $\gamma_{v,i}$ ändern sich nicht.

$$x_{i(neu)} = 5,5 + 4 \cdot e + z_{DP} = 5,5 + 4 \cdot 18,3 + 5,2 = 84,0\,cm \tag{7.30}$$

$$c_{i(neu)} = x_{i(alt)} + c_{i(alt)} - x_{i(neu)} = 82,5 + 60,4 - 84,0 = 58,9\,cm \tag{7.31}$$

$$a_{i(neu)} = h_c - \frac{z_0}{3} - 4,0 - x_{DP} = 22,0 - \frac{21,8}{3} - 4,0 - 4,9 = 5,8\,cm \tag{7.32}$$

$$\theta_{h(neu)} = \arctan\frac{b_i}{c_{i(neu)}} = \arctan\frac{0,25 \cdot 250}{58,9} = 46,71 \tag{7.33}$$

| | | | | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $e$ = | 18,3 | cm | Abb. 7.2 | **$R_{starr,\mu(v)}$ =** | **19,5** | **kN** | Abb. 3.43 | **Schnitt 1:** | | **$L_{Z(S1)}$ = 153,1 mm** | | |
| $L_Z$ = | 7,5 | cm | | $R_{KB1,o(v)}$ = | 2,4 | kN | Gl. 7.29 | $x_{KB1,o}$ = | 97,1 | $z_{KB1,o}$ = | 54,6 | mm |
| Abst = | 5,5 | cm | | $R_{KB1,u(v)}$ = | 0,8 | kN | | $x_{KB1,u}$ = | 87,4 | $z_{KB1,u}$ = | 57,2 | mm |
| | | | | $R_{G1(v)}$ = | 5,4 | kN | | $x_{G1}$ = | 70,0 | $z_{G1}$ = | 47,5 | mm |
| | | | | $R_{KB2,o(v)}$ = | 0,8 | kN | | $x_{KB2,o}$ = | 52,6 | $z_{KB2,o}$ = | 37,8 | mm |
| $x_i$ = | 82,5 | cm | Gl. 7.13 | $R_{KB2,u(v)}$ = | 1,0 | kN | | $x_{KB2,u}$ = | 46,9 | $z_{KB2,u}$ = | 38,0 | mm |
| $T_{L,i}$ = | 1120,2 | kN/m | Abb. 7.3 | $R_{G2(v)}$ = | 7,6 | kN | | $x_{G2}$ = | 24,1 | $z_{G2}$ = | 53,9 | mm |
| **$\Delta N_{c,i}$ =** | **205,2** | **kN** | Gl. 3.1 | $R_{KB3(v)}$ = | 1,5 | kN | | $x_{KB3}$ = | 1,1 | $z_{KB3}$ = | 72,0 | mm |
| | | | | | | | | **Schnitt 2:** | | **$L_{Z(S2)}$ = 137,0 mm** | | |
| $V_{L,i}$ = | 205,2 | kN | Gl. 3.5 | **$R_{starr,\mu(h)}$ =** | **205,2** | **kN** | Abb. 3.43 | $x_{KB1,o}$ = | 93,0 | $z_{KB1,o}$ = | 54,6 | mm |
| $D_{c,i}$ = | 148,0 | kN | Gl. 3.12 | $R_{KB1,o(h)}$ = | 25,6 | kN | Gl. 7.28 | $x_{KB1,u}$ = | 83,3 | $z_{KB1,u}$ = | 57,2 | mm |
| $D_{c,i(xz)}$ = | 103,0 | kN | Gl. 3.11 | $R_{KB1,u(h)}$ = | 8,5 | kN | | $x_{G1}$ = | 65,9 | $z_{G1}$ = | 47,5 | mm |
| | | | | $R_{G1(h)}$ = | 56,4 | kN | | $x_{KB2,o}$ = | 48,5 | $z_{KB2,o}$ = | 37,8 | mm |
| | | | | $R_{KB2,o(h)}$ = | 8,5 | kN | | $x_{KB2,u}$ = | 42,8 | $z_{KB2,u}$ = | 38,0 | mm |
| $l_{ges}$ = | 126,0 | mm | Gl. 3.29 | $R_{KB2,u(h)}$ = | 10,2 | kN | | $x_{G2}$ = | 20,0 | $z_{G2}$ = | 53,9 | mm |
| **$p_{starr,\mu}$ =** | **0,082** | **kN/mm$^2$** | Gl. 3.28 | $R_{G2(h)}$ = | 80,5 | kN | | **Schnitt 3:** | | **$L_{Z(S3)}$ = 78,8 mm** | | |
| | | | | $R_{KB3(h)}$ = | 15,3 | kN | | $x_{KB1,o}$ = | 52,9 | $z_{KB1,o}$ = | 54,6 | mm |
| | | | | | | | | $x_{KB1,u}$ = | 43,3 | $z_{KB1,u}$ = | 57,2 | mm |
| $l_{KB1,o}$ = | 15,71 | mm | Abb. 3.20 | **$R_{starr,\mu}$ =** | **206,1** | **kN** | Gl. 3.27 | $x_{G1}$ = | 25,9 | $z_{G1}$ = | 47,5 | mm |
| $l_{KB1,u}$ = | 5,24 | mm | | $R_{KB1,o}$ = | 25,7 | kN | Gl. 7.27 und Abb. D.3 | $x_{KB2,o}$ = | 8,5 | $z_{KB2,o}$ = | 37,8 | mm |
| $l_{G1}$ = | 34,64 | mm | | $R_{KB1,u}$ = | 8,6 | kN | | $x_{KB2,u}$ = | 2,8 | $z_{KB2,u}$ = | 38,0 | mm |
| $l_{KB2,o}$ = | 5,24 | mm | | $R_{G1}$ = | 56,7 | kN | | **Schnitt 4:** | | **$L_{Z(S4)}$ = 75,0 mm** | | |
| $l_{KB2,u}$ = | 6,28 | mm | | $R_{KB2,o}$ = | 8,6 | kN | | $x_{KB1,o}$ = | 47,1 | $z_{KB1,o}$ = | 54,6 | mm |
| $l_{G2}$ = | 49,45 | mm | | $R_{KB2,u}$ = | 10,3 | kN | | $x_{KB1,u}$ = | 37,4 | $z_{KB1,u}$ = | 57,2 | mm |
| $l_{KB3}$ = | 9,42 | mm | | $R_{G2}$ = | 80,9 | kN | | $x_{G1}$ = | 20,0 | $z_{G1}$ = | 47,5 | mm |
| $t$ = | 20,0 | mm | | $R_{KB3}$ = | 15,4 | kN | | $x_{KB2,o}$ = | 2,6 | $z_{KB2,o}$ = | 37,8 | mm |

| | | | |
|---|---|---|---|
| **$x_{DP}$ =** | **49,1** | **mm** | Gl. D.3 |
| **$z_{DP}$ =** | **52,3** | **mm** | Gl. D.4 |

Tabelle 7.2: Ermittlung der Abstände $x_{DP}$ und $z_{DP}$ des Druckpunktes basierend auf angenommenem Druckpunkt und den damit resultierenden Winkeln $\theta_h$ und $\theta_v$

$$\theta_{v(neu)} = \arctan \frac{a_{i(neu)}}{c_{i(neu)}} = \arctan \frac{5,8}{58,9} = 5,65 \tag{7.34}$$

Die Schritte 2 bis 5 nach Anhang D.1.1 sind nun nochmals zu wiederholen. Da die neu bestimmten Winkel $\theta_h$ und $\theta_v$ (auf den Index „neu“ wird in weiterer Folge verzichtet) aufgrund der Breite des Druckgurtes praktisch unverändert bleiben, fällt auch die Änderung der Rechenwerte nur sehr gering aus.

Für die Stahlkronen $i$, $i-3$ und $i-4$ werden nun auch die Schritte 7 bis 11 ausgeführt. Die Ermittlung der Schnittgrößen entlang der Stabachsen des Zähne folgt dem in Kapitel 3.3.6 beschriebenen Weg für die in Abb. 3.42 angegebenen Schnitte 1 bis 4. Nach der Zusammenfassung der Gesamtschnittgrößen $M_{i(Si)}$, $V_{i(Si)}$ und $N_{i(Si)}$ für jeden der vier Schnitte folgt die Berechnung der zugehörigen Laststeigerungsfaktoren $\chi_{Si}$. Abschließend folgt die Ermittlung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ durch Multiplikation der Querkraft des Schnitts 1 $V_{i(S1)}$ mit $\chi_{S1}$, $\chi_{S2}$, $\chi_{S3}$ und $\chi_{S4}$ gemäß Gl. (3.136). Maßgebend ist der kleinste der vier berechneten Werte. In Tab. 7.3 ist dieses Vorgehen wiederum zusammengefasst für die Krone $i$ angeführt.

Als Grundlage der Berechnungen wird nach Kapitel 7.1 sowohl das Fließkriterium nach *Huber*, *Mises* und *Hencky* (Index „HMH“) als auch eine reduzierte Streckgrenze $f_{y,red}$ nach *EC3* [EC306] (Index „EC3“) herangezogen. Die maßgebenden maximalen Längsschubtragfähigkeiten $V_{L,i-max}$ der Stahlkrone $i$ kann mit Tab. 7.3 wie folgt angegeben werden. In beiden Fällen ist der Laststeigerungsfaktor $\chi_{S2}$ des Schnittes 2 der maßgebende.

$$V_{L,i-max(HMH)} = V_{i(S1),HMH-maßg} = 534,1\ kN \tag{7.35}$$

$$V_{L,i-max(EC3)} = V_{i(S1),EC3-maßg} = 539,3\ kN \tag{7.36}$$

Die ausführliche Darstellung der Berechnung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ erfolgte wie zuvor schon erklärt für die Stahlkrone $i$. In gleicher Art und Weise wurde ergänzend dazu auch die Berechnung für die Stahlkrone $i-4$ durchgeführt. Diese hat eine höhere Differenzgurtnormalkraft aufzunehmen, ist aber durch keine vertikalen Abtriebskräfte belastet. Das Ergebnis der Berechnungen zeigen die Gl. (7.37) und Gl. (7.38). Hier ist in beiden Fällen der Laststeigerungsfaktor $\chi_{S3}$ des Schnittes 3 der maßgebende.

$$V_{L,i-4-max(HMH)} = V_{i-4(S1),HMH-maßg} = 526,1\ kN \tag{7.37}$$

$$V_{L,i-4-max(EC3)} = V_{i-4(S1),EC3-maßg} = 533,9\ kN \tag{7.38}$$

**Nachweis:**

Der maßgebende Wert der Einwirkung ist Tab. 7.3 zu entnehmen und es gilt nach Gl. 3.5

$$V_{L,Ed} = V_{L,i-4} = \Delta N_{c,i-4} = 313,2\ kN \tag{7.39}$$

$$V_{L,Rd} = \frac{V_{L,Rk}}{\gamma_V} = \frac{V_{L,i-4-max(HMH)}}{\gamma_V} = \frac{526,1}{1,25} = 420,9\ kN \tag{7.40}$$

$$\Longrightarrow \quad V_{L,Ed} = 313,2\ kN \ < \ V_{L,Rd} = 420,9\ kN \tag{7.41}$$

Die plastische Tragfähigkeit der Stahlkrone *KrL-75-36* ist groß genug, um den vorhandenen Schubfluß aufzunehmen. Als maßgebender Stahlzahn wird für die Nachweisführung die Krone $i-4$ herangezogen.

| | | | | | | | Schnitt 1 | Schnitt 2 | Schnitt 3 | Schnitt 4 | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | | | | | **SG incl. M-Anteile $M_{D(c,i)}$ zufolge Druckstrebe $D_{c,i}$ für Schnitte $S_i$** | | | | | |
| $x_i$ = | 84,0 | cm | Gl. 7.16 | $V_{L,i}$ = | 204,4 | kN | Gl. 3.5 | $M_{KB1,o}$ = | 2336,9 | 2231,8 | 1212,1 | 1062,3 | kNmm | |
| $x_{i-3}$ = | 29,1 | cm | Gl. 7.17 | $D_{c,i}$ = | 149,4 | kN | Gl. 3.12 | $M_{KB1,u}$ = | 694,7 | 659,7 | 319,8 | 269,8 | kNmm | |
| $x_{i-4}$ = | 10,8 | cm | Gl. 7.18 | $D_{c,i(xz)}$ = | 102,7 | kN | Gl. 3.11 | $M_{G1}$ = | 3671,1 | 3439,4 | 1190,6 | 860,2 | kNmm | |
| $T_i$ = | 1116,3 | kN/m | | $V_{s,i-3}$ = | 11,4 | kN | Gl. 3.6 | $M_{KB2,o}$ = | 415,1 | 380,0 | 40,1 | -9,8 | kNmm | Abb. 3.41 (a) |
| $T_{i-3}$ = | 1263,7 | kN/m | Abb. 7.3 | $Z_{s,i-3}$ = | 122,8 | kN | Gl. 3.13 | $M_{KB2,u}$ = | 440,0 | 398,0 | -9,9 | | kNmm | |
| $T_{i-4}$ = | 1312,8 | kN/m | | $D_{i-3}$ = | 7,6 | kN | Gl. 3.20 | $M_{G2}$ = | 1507,9 | 1177,1 | | | kNmm | |
| $\Delta N_{c,i}$ = | **204,4** | **kN** | | $D_{i-3(xz)}$ = | 6,9 | kN | Gl. 3.19 | $M_{KB3}$ = | -92,2 | | | | kNmm | |
| $\Delta N_{c,i-3}$ = | **231,4** | **kN** | Gl. 3.1 | $Z_{i-3}$ = | 54,8 | kN | Gl. 3.21 | $\Sigma M_{D(c,i)}$ = | 8973,5 | 8286,1 | 2752,8 | 2182,5 | kNmm | |
| $\Delta N_{c,i-4}$ = | **313,2** | **kN** | | $D_{i-4}$ = | 10,3 | kN | Gl. 3.20 | $\Sigma V_{D(c,i)}$ = | **204,4** | **189,1** | **108,9** | **98,7** | **kN** | |
| | | | | $D_{i-4(xz)}$ = | 9,4 | kN | Gl. 3.19 | $\Sigma N_{D(c,i)}$ = | 20,2 | 18,7 | 10,8 | 9,8 | kN | |
| | | | | | | | | **SG incl. M-Anteile $M_{D(i)}$ zufolge Druckstr. $D_{i-3}$ und $D_{i-4}$ für Schnitte $S_i$** | | | | | | Abb. 3.41 (b) |
| | | | | | | | | $\Sigma M_{D(i)}$ = | -385,3 | -373,9 | -263,4 | -247,2 | kNmm | |
| | | | | | | | | $\Sigma V_{D(i)}$ = | **-2,8** | **-2,8** | **-2,8** | **-2,8** | **kN** | |
| | | | | | | | | $\Sigma N_{D(i)}$ = | 26,9 | 26,9 | 26,9 | 26,9 | kN | |
| $p_{starr,\mu}$ = | **0,082** | **kN/mm²** | Gl. 3.28 | $R_{starr,\mu}$ = | **205,4** | **kN** | Gl. 3.27 | **Gesamtschnittgrößen $SG_{(si)}$ zufolge Druckstreben $D_{c,i}$, $D_{i-3}$ und $D_{i-4}$** | | | | | | |
| $p_{starr,\mu\text{-}r}$ = | **0,020** | **kN/mm²** | Gl. 3.62 | $R_{KB1,o}$ = | 25,6 | kN | Gl. 7.27 und Abb. D.3 | $M_{i(Si)}$ = | 858,8 | 791,2 | 248,9 | 193,5 | kNcm | Gl. 3.117 |
| $R_{starr,\mu\text{-}r}$ = | 13,9 | kN | Gl. 3.61 | $R_{KB1,u}$ = | 8,5 | kN | | $\mathbf{V_{i(Si)}}$ = | **201,7** | **186,4** | **106,1** | **95,9** | **kN** | Gl. 3.115 |
| $R_{starr,\mu\text{-}r(h)}$ = | 7,8 | kN | Abb. 3.43 | $R_{G1}$ = | 56,5 | kN | | $N_{i(Si)}$ = | 6,7 | 8,2 | 16,2 | 17,2 | kN | Gl. 3.116 |
| $R_{starr,\mu\text{-}r(v)}$ = | 11,4 | kN | | $R_{KB2,o}$ = | 8,5 | kN | | | | | | | | |
| $p_{starr,\mu\text{-}l}$ = | **0,027** | **kN/mm²** | Gl. 3.63 | $R_{KB2,u}$ = | 10,2 | kN | | **Laststeigerungsfaktoren $\chi_{Si}$** | | | | | | |
| $R_{starr,\mu\text{-}l}$ = | 18,8 | kN | Gl. 3.61 | $R_{G2}$ = | 80,6 | kN | Abb. 3.43 | $\chi_{Si,HMH}$ = | 2,832 | 2,648 | 2,700 | 2,922 | | Gl. 3.134 |
| $R_{starr,\mu\text{-}l(h)}$ = | 10,6 | kN | Abb. 3.43 | $R_{KB3}$ = | 15,4 | kN | | $\chi_{Si,EC3}$ = | 2,826 | 2,674 | 2,718 | 2,914 | | Gl. 3.134 |
| $R_{starr,\mu\text{-}l(v)}$ = | 15,5 | kN | | | | | | | | | | | | |
| | | | | | | | | **Maximale Längsschubtragfähigkeit $V_i$ für den Schnitt $S_1$** | | | | | | |
| $\mathbf{R_{starr,\mu(h)}}$ = | **204,4** | **kN** | Abb. 3.43 | $\mathbf{R_{starr,\mu(v)}}$ = | **20,2** | **kN** | Abb. 3.43 | $V_{i(S1),HMH}$ = | 571,2 | 534,1 | 544,4 | 589,4 | kN | Gl. 3.136 |
| $R_{KB1,o(h)}$ = | 25,5 | kN | Gl. 7.28 | $R_{KB1,o(v)}$ = | 2,5 | kN | Gl. 7.29 | $V_{i(S1),EC3}$ = | 569,9 | 539,3 | 548,2 | 587,6 | kN | Gl. 3.136 |
| $R_{KB1,u(h)}$ = | 8,5 | kN | | $R_{KB1,u(v)}$ = | 0,8 | kN | | | | | | | | |
| $R_{G1(h)}$ = | 56,2 | kN | | $R_{G1(v)}$ = | 5,6 | kN | | | | | | | | |
| $R_{KB2,o(h)}$ = | 8,5 | kN | | $R_{KB2,o(v)}$ = | 0,8 | kN | | | | | | | | |
| $R_{KB2,u(h)}$ = | 10,2 | kN | | $R_{KB2,u(v)}$ = | 1,0 | kN | | | | | | | | |
| $R_{G2(h)}$ = | 80,2 | kN | | $R_{G2(v)}$ = | 7,9 | kN | | | | | | | | |
| $R_{KB3(h)}$ = | 15,3 | kN | | $R_{KB3(v)}$ = | 1,5 | kN | | | | | | | | |

Tabelle 7.3: Ermittlung der Beanspruchung der Stahlkrone basierend auf berechnetem Druckpunkt und den damit resultierenden Winkeln $\theta_h$ und $\theta_v$

## 7.5 Knotenpunktanalysen

### 7.5.1 Allgemeine Angaben

In Tab. 7.4 sind zusammengefasst alle Flächen und Längen dargestellt, die für die Berechnung erforderlich sind. Die rot und fett angeführten Größen wurden mittels CAD-Programm ermittelt (siehe auch Abb. 3.34 bis Abb. 3.38).

| | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| **$A_c$ =** | **2561,1** | **mm²** | gem. Abb. 3.32 | | | | | |
| **$h_{A(c1)}$ =** | **100,2** | **mm** | gem. Abb. 3.33 | | $\theta_h$ = | 46,71 | ° | Tab. 7.3 |
| $A_{c1}$ = | 2004,0 | mm² | $A_{c1} = h_{A(c1)} \cdot t$ | | $\theta_v$ = | 5,65 | ° | |
| **$A_{\sigma(xz)}$ =** | **1379,3** | **mm²** | gem. Abb. 3.38 | | **φ =** | **43,46** | ° | gem. Abb. 3.36 |
| **$A_{c(\varepsilon)}$ =** | **94,5** | **mm²** | | | **ε =** | **3,80** | ° | |
| **$l_c$ =** | **100,2** | **mm** | gem. Abb. 3.37 | | | | | |

Tabelle 7.4: Nach Kapitel 3.3.5 zur Berechnung erforderliche Flächen und Längen

Die berechneten Richtungen der Vektoren für das Koordinatensystem mit der Basis $\mathbf{e}'_j$ und $j = x, y, z$ bzw. für jenes mit der Basis $\mathbf{e}''_j$ und $j = x, y, z$ sind in Tab. 7.5 angeführt. Die für die Spannungstransformationen nach Gl. (3.78) erforderlichen Richtungskosinus $n_{jk}$ sind ebenfalls angegeben.

| x' | y' | z' | | x'' | y'' | z'' | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 1,0000 | -1,0617 | -0,0989 | | 1,0000 | -0,9476 | -0,0665 | |
| 1,0617 | 1,0000 | -0,1050 | Gl. 3.75 | 0,9476 | 1,0044 | 0,0000 | Gl. 3.77 |
| 0,0989 | 0,0000 | 2,1272 | | 0,0665 | -0,0630 | 1,0000 | |

| | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| cos(x"x') = | 0,9982 | = | 3,44 | ° | |
| cos(y"x') = | 0,0557 | = | 86,81 | ° | Gl. 3.84 |
| cos(z"x') = | 0,0221 | = | 88,73 | ° | |

Tabelle 7.5: Richtung der Vektoren der einzelnen Koordinatensysteme, Richtungskosinus $n_{jk}$

### 7.5.2 Nachweis der Teilflächenpressung $\sigma_{c1,i-4}$ an der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone $i-4$

Der Nachweis der Teilflächenpressung erfolgt für die Stahlkrone $i-4$, da die Druckstreben $D_{c,i-4}$, die an dieser ansetzen, nach Abb. 7.3 die am höchsten beanspruchten sind.

Dementsprechend werden über den betrachteten Druck-Druck-Druck Knoten im Bereich vor der Krafteinleitungsfläche die maximalen Druckstrebenkräfte an die zugehörige Krone weitergeleitet.

Mit Gl. (3.71) bzw. Tab. 7.3 und Tab. 7.4 folgt:

$$D_{c,i-4(xz)} = \frac{1}{2} \cdot V_{L,i-4} \cdot \frac{1}{\cos\theta_v} = \frac{1}{2} \cdot 313,2 \cdot \frac{1}{\cos 5,65} = 157,4\ kN \tag{7.42}$$

$$\sigma_{c1,i-4} = \frac{2 \cdot D_{c,i-4(xz)}}{A_{c1}} = \frac{2 \cdot 157,4}{20,0} = 15,7\ kN/cm^2 \tag{7.43}$$

Nach Kapitel 5.4.4 wird die in der Lasteintragungsfläche maximal aufnehmbare Teilflächenpressung $f_{cc}^{\star}$ durch zwei Versagensmechanismen bestimmt. Gemäß dem Modell „Betonspalten im unmittelbaren Krafteinleitungsbereich“ nach Kapitel 5.4.3.1 folgt $f_{cc}^{\star}$ mit Gl. (5.7) zu [CEB93]:

$$A_1 = t \cdot H = 2,0 \cdot 10,0 = 20\ cm^2 \tag{7.44}$$

$$A_2 = h_c \cdot b_e = 22,0 \cdot 250,0 = 5500\ cm^2 \tag{7.45}$$

$$f_{cc}^{\star} = f_{ck} \cdot \sqrt{\frac{A_2}{A_1}} = 3,5 \cdot \sqrt{\frac{5500}{20}} = 58,0\ kN/cm^2 \tag{7.46}$$

Gemäß dem Modell „Betongefügezerstörung im unmittelbaren Krafteinleitungsbereich“ nach Kapitel 5.4.3.3 folgt $f_{cc}^{\star}$ mit Gl. (5.11) zu [CEB93]:

$$f_{cc}^{\star} = f_{ck} \cdot 12,5 \cdot \sqrt{\frac{40}{f_{ck}}} = 3,5 \cdot 12,5 \cdot \sqrt{\frac{4,0}{3,5}} = 46,8\ kN/cm^2 \tag{7.47}$$

**Nachweis:**

$$\sigma_{Ed,max} = \sigma_{c1,i-4} = 15,7\ kN/cm^2 \tag{7.48}$$

$$\sigma_{Rd,max} = \frac{\sigma_{Rk,max}}{\gamma_C} = \frac{f_{cc-maßg}^{\star}}{\gamma_V} = \frac{46,8}{1,5} = 31,2\ kN/cm^2 \tag{7.49}$$

$$\Longrightarrow \quad \sigma_{Ed,max} = 15,7\ kN/cm^2 \ < \ \sigma_{Rd,max} = 31,2\ kN/cm^2 \tag{7.50}$$

Die im Knoten vor dem Krafteinleitungsbereich der Stahlkrone $i-4$ vorhandene Teilflächenpressung überschreitet die nach [CEB93] maximal aufnehmbare Betonspannung nicht.

### 7.5.3 Nachweis der vertikalen Streben der Umschnürungsbewehrung des Knotens vor der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone $i-1$

Der Nachweis der Umschnürungsbewehrung erfolgt für den Druck-Druck-Druck Knoten vor der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone $i-1$. Grund dafür ist, dass dieser zusätzlich

| | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $x_{i-1}$ = | 65,7 | cm | Gl. 7.51 | $\sigma_{xz,i-1}$" = | -0,13 | kN/cm$^2$ | Gl. 3.85 |
| $T_{L,i-1}$ = | 1165,4 | kN/m | Abb. 7.3 | $P_{i-1}$ = | -3,7 | kN | Gl. 3.90 |
| $\Delta N_{c,i-1}$ = | 213,4 | kN | Gl. 3.12 | $N_{c,i-1}$ = | -4,1 | kN | Gl. 3.100 |
| **$D_{c,i-1}$ =** | **156,0** | **kN** | Gl. 3.12 | **$N_{s,i-1}$ =** | **3,9** | **kN** | Gl. 3.97 |
| $\sigma_{c,i-1}$ = | -6,09 | kN/cm$^2$ | Gl. 3.70 | | | | |
| $\sigma_{1,2,i-1}$ = | -6,09 | kN/cm$^2$ | Gl. 3.87 | | | | |
| $r_{1,2,i-1}$ = | 0,34 | kN/cm$^2$ | Gl. 3.88 | | | | |
| $\sigma_{1,i-1}$ = | -5,75 | kN/cm$^2$ | Gl. 3.68 | | | | |
| $\sigma_{2,i-1}$ = | -6,43 | kN/cm$^2$ | Gl. 3.68 | $V_{L,i-4}$ = | 313,2 | kN | Tab. 7.3 |
| $\varepsilon_{z,i-1}$" = | 1,79E-03 | [-] | Gl. 3.89 | **$V_{s,i-4}$ =** | **10,6** | **kN** | Gl. 3.6 |

Tabelle 7.6: Berechnung jener Kraftkomponenten, die in vertikaler Richtung wirken

zu den Druckstreben $D_{c,i-1}$ durch die in vertikale Richtung wirkenden Kräfte $V_{s,i-4}$ beansprucht wird. Überlagert man beide Beanspruchungen, die in den vertikal geführten Streben Zugkräfte hervorrufen, ist die Bewehrung, die die Umschnürung des betrachteten Knotens sicher stellt, die maximal beanspruchte (Abb. 7.3). Die einzelnen Berechnungsschritte sind in Tab. 7.6 zusammengefasst.

Die zur Berechnung erforderliche Laufkoordinate $x$ des nunmehr nach Kapitel 7.4 berechneten Druckpunkts vor der Krafteinleitungsfläche der Stahlkronen $i-1$ erfolgt mit Gl. (7.51).

$$x_{i-1} = 5,5 + 3 \cdot e + z_{DP} \tag{7.51}$$

Für die in Tab. 7.6 dargestellten Berechnungsschritte wird vorweg für die Bügelbewehrung ein Querschnitt $BU\emptyset 10mm$ mit $A_s = 0,785mm^2$ angenommen. Die ebenfalls erforderliche Länge $l_s = 17,0\,cm$ (Abb. 3.37) ist Abb. 7.5 entnommen.

Die Überlagerung der Kraftkomponenten $N_{s,i-1}$ und $V_{s,i-4}$, die beide in vertikale Richtung wirken und in den Streben der Bügelbewehrung Zug verursachen, führt zu den mit Gl. (7.52) berechneten Stahlspannung.

**Nachweis**:

$$\sigma_{Ed,max} = \sigma_{s,i-1} = \frac{N_{s,i-1} + V_{s,i-4}}{A_{s,i-1}} = \frac{3,9 + 10,6}{0,785} = 18,35\,kN/cm^2 \tag{7.52}$$

$$f_{yd} = \frac{f_{yk}}{\gamma_S} = \frac{55,0}{1,15} = 47,8\,kN/cm^2 \tag{7.53}$$

$$\Longrightarrow \quad \sigma_{Ed,max} = 18,35\,kN/cm^2 \;<\; f_{yd} = 47,8\,kN/cm^2 \tag{7.54}$$

Die gewählte Bewehrungsfläche ist ausreichend, um die Umschnürung des hier betrachteten Knotens sicher zu stellen.

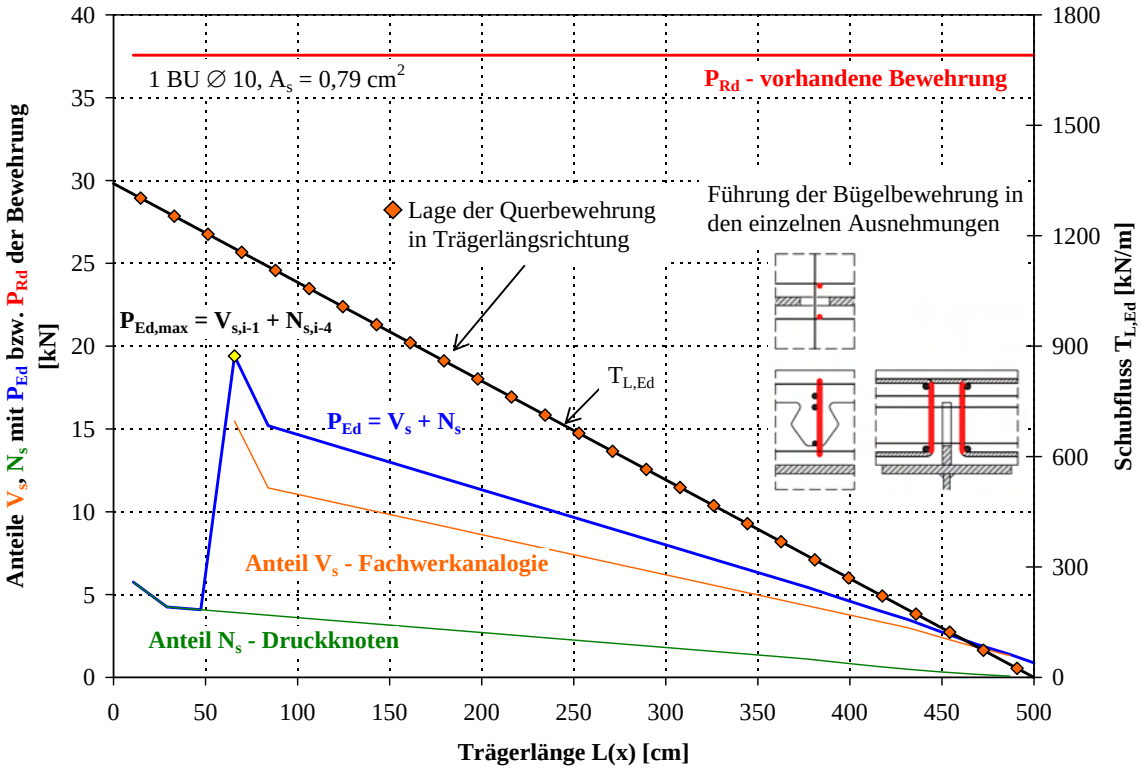



Abbildung 7.6: Deckung der vertikalen Zugkräfte durch den Querschnitt der gewählten Bügelbewehrung

Die resultierenden und in vertikale Richtung wirkenden Gesamtkräfte im Bereich aller Betondübel entlang der Dübelblechlängsachse sind in Abb. 7.6 blau dargestellt. Zur Deckung dieser ist in Rot jene Kraft eingetragen, die nach Gl. (7.55) durch den vorhandenen Bewehrungsquerschnitt maximal aufnehmbar ist.

$$P_{Rd} = f_{yd} \cdot A_{s(BU\varnothing 10mm)} = 47,8 \cdot 0,785 = 37,5\,kN \tag{7.55}$$

Aufgrund der Symmetrie ist nur eine Hälfte des Trägers dargestellt. Die Neigungsänderung der beiden in Abb. 7.6 dargestellten Datenreihen für die Anteile $V_s$ und $N_s$ resultiert aus jener Differenzgurtnormalkraft $\Delta N_c$, die sich über den in Abb. 7.2 angegebenen zusätzlichen Abstand von $5,5\,cm$ aufbaut. Die Zuteilung erfolgt je nach betrachtetem Anteil auf den letzten wirksamen Stahlzahn.

## 7.6 Nachweis der Querbewehrung

Bei Anwendung der Fachwerkanalogie nach Kapitel 3.3.2 resultieren zusätzlich zu den zuvor nachgewiesenen vertikalen Zugstreben auch solche, die in der Betongurtebene quer zur Dübelleiste wirken (Abb. 7.3 und Abb. 7.5). Die Abdeckung der Kräfte $Z_{s,i}$ nach Gl. (3.13) und $Z_i$ nach Gl. (3.21) erfolgt mit Bewehrungsstäben.

Die resultierenden Zugkräfte im Bereich aller Betondübel entlang der Dübelblechlängsachse sind in Abb. 7.7 und Abb. 7.8 blau dargestellt. Zur Deckung dieser ist in Rot jene Kraft

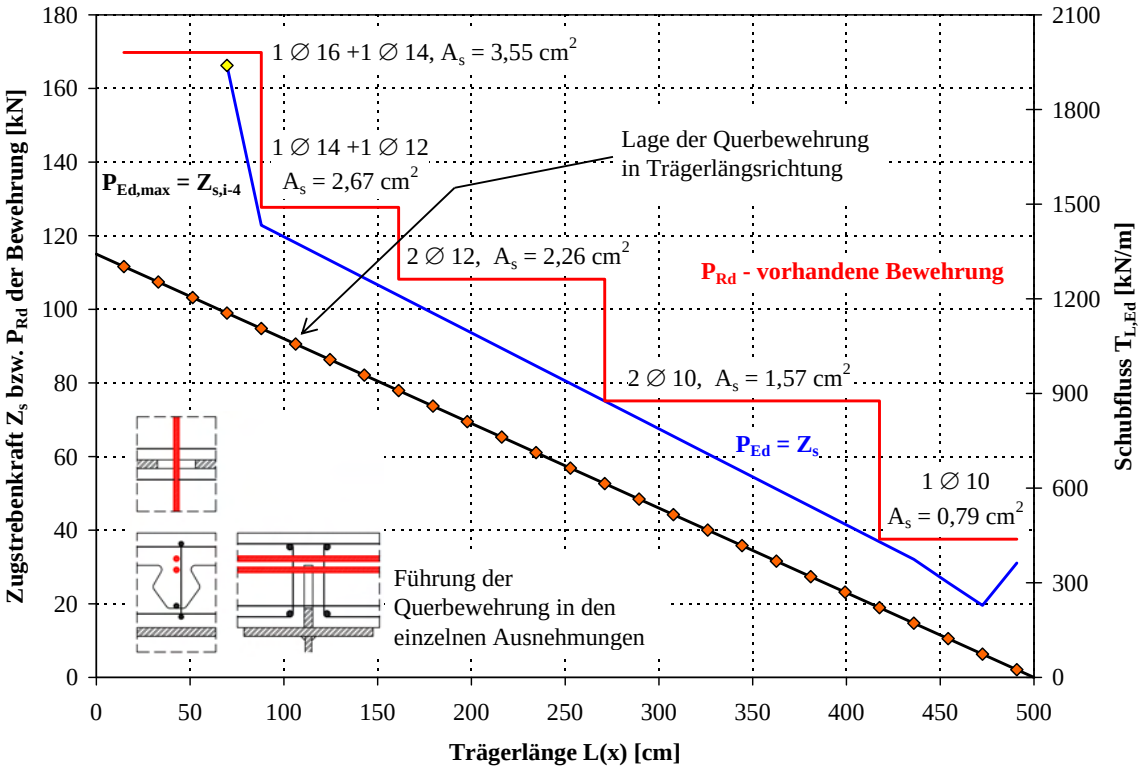



Abbildung 7.7: Deckung der Querzugkräfte $Z_{s,i}$ durch abgestuft gewählte Querbewehrung

eingetragen, die durch den vorhandenen Bewehrungsquerschnitt maximal aufnehmbar ist. Deren Berechnung erfolgt wiederum nach Gl. (7.55), wobei hier die in den beiden Abbildungen angegebenen Flächen $A_s$ zu berücksichtigen sind. Aufgrund der Symmetrie ist abermals jeweils nur eine Hälfte des Trägers dargestellt.

Wie schon zuvor in Abb. 7.6 resultiert auch in den Abb. 7.7 und 7.8 die Neigungsänderung der beiden dargestellten Datenreihen für die Zugstrebenkräfte $Z_s$ und $Z$ aus jener Differenzgurtnormalkraft $\Delta N_c$, die sich über den in Abb. 7.2 angegebenen zusätzlichen Abstand von $5,5\,cm$ aufbaut. Die Zuteilung zur zugehörigen Querbewehrung erfolgt entsprechend Abb. 7.3.

## 7.7 Zusammenfassung der erforderlichen Bewehrung

In den Kapitel 7.5.3 und 7.6 wurde die erforderliche Bewehrung zur Deckung der vertikalen Zugkräfte und jene zur Deckung der Querzugkräfte ermittelt und in den Abb. 7.6 bis Abb. 7.8 dargestellt.

Abb. 7.9 zeigt zusammenfassend in Blau eingetragen die zur Schubsicherung mittels Kronendübelleiste erforderliche Bewehrung inklusive deren Führung. In Schwarz dargestellt ist die oberste Lage der Querbewehrung. Diese dient zur Aufnahme jener Kräfte, die aus den äußeren Einwirkungen quer zur Bauteillängsachse resultieren.

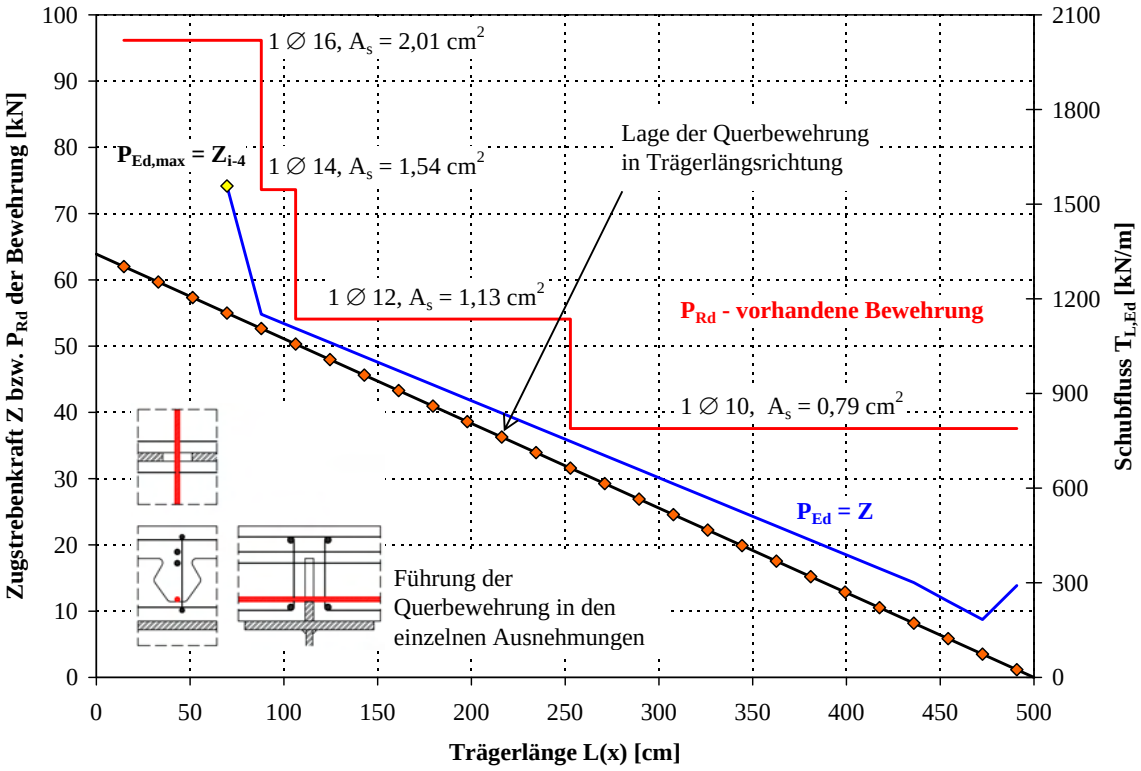



Abbildung 7.8: Deckung der Querzugkräfte $Z_i$ durch abgestuft gewählte Querbewehrung

Aufgrund der Symmetrie ist nur eine Hälfte des Trägers mit der mittragenden Betongurtbreite $b_e$, die nach Kapitel 3.3.2 und 5.4.4 für die Krafteinleitung maßgebend ist, dargestellt.

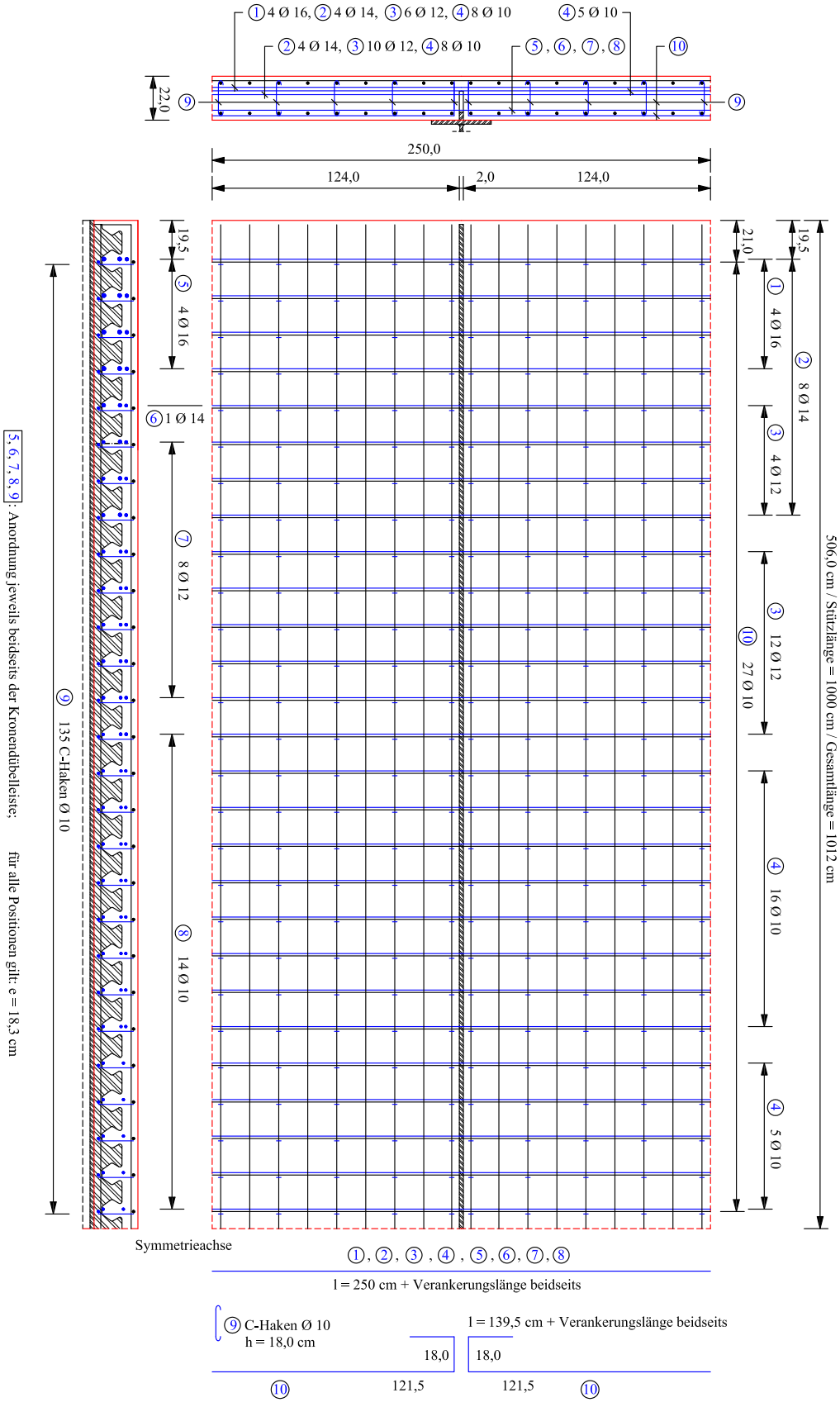



Abbildung 7.9: Erforderliche Bewehrung zur Schubsicherung mittels einer Kronendübelleiste

# Kapitel 8

# Zusammenfassung und Ausblick

## 8.1 Zusammenfassung

Ziel der vorliegenden Arbeit war die Entwicklung eines Tragmodells zur Beschreibung des Tragvermögens eines Kronendübels mit allgemeiner Geometrie. Dieser, der eine alternative Variante zum Kopfbolzendübel im Stahl-Beton Verbundbau darstellt, hat die Aufgabe, die gemeinsame Tragwirkung von Stahl- und Betonbauteil durch Aufnahme des Schubflusses in der Verbundfuge sicherzustellen. Die Vorgehensweise zur Erfüllung der Aufgabenstellung lässt wie nachfolgend beschrieben eine Gliederung in drei Schwerpunkte zu.

Mittelpunkt des ersten Themenschwerpunkts war die Beschreibung jenes Kraftflusses, der aus der Ausleitung des in der Verbundfuge vorhandenen Schubflusses in den Betongurt entsteht. Um ein geschlossenes Berechnungskonzept entwickeln zu können, wurde deshalb nicht nur das lokale Tragverhalten der Stahlkrone betrachtet. Auch zur Beschreibung des Kraftflusses im Betongurt, zur Einleitung der resultierenden Druckstreben an den Krafteinleitungsflächen des Schubverbinders und zur Analyse der Druckspannungen im Knotenbereich vor dem Stahlzahn konnten basierend auf mehreren Modellen Berechnungsgleichungen angegeben werden.

Zur Beschreibung jener Kräfte, die im Betongurt durch dessen schubfestes Verbinden mit einem Stahlträger entstehen, wurden zwei Fachwerkanalogien vorgestellt. Diese waren erforderlich, um auch die räumlichen Aspekte des Kraftflusses zu berücksichtigen. In praktisch allen Fällen entsteht beidseits der Verdübelung eine Kraftkomponente, die in vertikaler Richtung wirkt. Diese ist durch ein quer zur Dübelleiste angeordnetes System aus Zug- und Druckstreben zu den Stahlkronen zurückzuführen, da sich im anderen Fall der Betongurt aufgrund fehlender Lagerung in vertikaler Richtung verschieben und damit abheben würde.

Mit den beiden Fachwerksanalogien wurden Druckstreben definiert, die an zugehörigen Krafteinleitungsflächen der Stahlkronen ansetzen. Die Untersuchung des Kraftangriffs erfolgte mit insgesamt sechs Krafteinleitungsmodellen. Für diese wurden zur näherungsweisen Ermittlung der lokalen Pressung zwei unterschiedliche Vorstellungen zum Verhalten des

Betonkörpers im Bereich der Krafteinleitungsfläche betrachtet. Diese sind das Starrkörpermodell und das Betonfluidmodell. Ersteres bedient sich der Grundidee, dass die Betondruckstreben als nicht verformbare und sowohl horizontal als auch vertikal geführte Körper auf den Stahlzahn einwirken. Beim zweiten Modell geht man davon aus, dass im Bereich der Krafteinleitungsfläche ein quasi-hydrostatischer Spannungszustand mit konstantem Druck vorherrscht. Auch eine Kombination beider Modelle wurde untersucht.

Die Analyse der Spannungen in jenem Druck-Druck-Druck Knoten, der durch die Einleitung der Druckstrebenkräfte in die Stahlkrone im Bereich vor der Krafteinleitungsfläche entsteht, stellte eine weitere Hauptkomponente der Modellbildung dar. In diesem Druckknoten herrscht zwar stets ein dreiaxialer Spannungszustand, zur Berechnung der Querdehnung des Knotenkörpers und damit zur Berechnung der Stahlspannungen in jener Bewehrung, die den Knotenbereich einfasst, wurde aber auf folgende Vereinfachung zurückgegriffen. Die Verschneidung der drei Druckstreben wurde als ebener allgemeiner Knoten dreier prismatischer Spannungsfelder angenommen.

Den Abschluss der Modellbildung stellte die Ermittlung der maximalen Längsschubtragfähigkeit einer Stahlkrone mit beliebiger Belastung dar. Die Berechnung, deren Ergebnis die plastische Traglast ist, erfolgt mittels $M - N - V$-Interaktion. Die Interaktionsbeziehungen wurden dazu für zwei unterschiedliche Fließkriterien hergeleitet.

Zweiter Themenschwerpunkt waren experimentelle Untersuchungen zum Nachvollziehen des komplexen Tragverhaltens unterschiedlicher Schubverbinder unter statischer Beanspruchung. Das Verformungsvermögen, auf das mit der Modellbildung an sich ja nicht eingegangen wurde, musste aufgrund der in [EC405a] gestellten Anforderungen für ein alternatives Verbundmittel ebenfalls beachtet werden. Insgesamt wurden auf drei Versuchsserien aufgeteilt 21 Push-Out Versuche durchgeführt. Neben dem „Kronendübel“ wurden dabei auch der „Puzzledübel“ und der „Kopfdübel“ untersucht.

Die höchsten Traglasten konnten mit den unterschiedlichen Geometrievarianten der Stahlkrone erzielt werden. Auch hinsichtlich des Verformungsvermögens erwiesen sich diese als besonders vorteilhaft. Besonders hervorzuheben ist das Versuchsergebnis für den Push-Out Versuch mit der Kronenvariante *KrL-75-36*. Mit diesem konnte eine Bruchlast von $P_{max} = 3116\,kN/lfm$ und ein charakteristisches Verformungsvermögen von $\delta_{uk} = 18\,mm$ erzielt werden. Trotzdem zeichnet diese Kronenvariante, die nach [EC405a] als duktiles Verbundmittel gilt, eine Anfangssteifigkeit aus, die mit keiner der weiteren getesteten Stahlzahnvarianten erreicht wurde. Zusätzlich ändert sich die Neigung der zugehörigen Dübelcharakteristik erst auf einem Lastniveau von ca. 75% $P_{max}$.

Ein Vergleich eigener Versuchsergebnisse mit den publizierten Daten experimenteller Untersuchungen anderer Forschungsbemühungen zur Betondübelthematik wurde aber nicht geführt. Die Gründe dafür sind die mit den Versuchen verfolgten Ziele (Ausschluss von bestimmten Versagenskriterien), die Angabe der Ergebnisse, die Konzeption der Versuchskörper, die Geometrie der Stahlzähne und auch unterschiedliche Versuchssteuerungen.

Abschließend wurden die experimentell ermittelten Traglasten, die mit den Versuchen der dritten Serie erzielt wurden, jenen Werten gegenübergestellt, die für die zugehörigen Push-Out Versuchskörper mit den Tragmodellen berechnet wurden. Ein Teil des dritten

Themenschwerpunkts war somit die Verifizierung der unterschiedlichen Krafteinleitungsmodelle hinsichtlich ihrer Gültigkeit. Dass nicht nur das Plastizieren des Stahlquerschnitts der Kronen maßgebend für das Versagen der Versuchskörper war, zeigten weiterführende Analysen. Mit diesen wurden basierend auf Erkenntnissen, die durch Auswertung der Versuchsdaten und deren Abgleich mit gemachten Beobachtungen erzielt wurden, weitere Versagenskriterien zur Bestätigung der Krafteinleitungsmodelle herangezogen.

Ergebnis dieses Vorgehens ist nun nicht nur ein geschlossenes Berechnungskonzept, sondern auch ein geschlossenes Nachweiskonzept. Zur Berechnung haben sich nur das Krafteinleitungsmodell Modell 1 „Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$“ bzw. das Modell 6 „Vereinfachtes Starrkörpermodell“ als tauglich erwiesen. Die Nachweisführung wiederum besteht nun gestützt auf mechanischen Trag- bzw. Versagensmodellen aus voneinander unabhängigen Bestimmungsgleichungen, deren kleinster Wert das Tragvermögen der Schubverbindung mittels einer Stahlkrone repräsentiert.

Zusammengefasst kann nun das Vorgehen zum Nachweis der Verdübelung eines Verbundträgers mit Stahlkronen wie folgt angegeben werden:

- Für die Stelle des größten Längsschubs $T_L$ stellt der Kronendübel den „schwächsten Bauteil“ dar. Das Tragvermögen der vollkommen plastizierten Stahlkrone definiert dort die Längsschubtragfähigkeit der Schubverbindung. Die Ermittlung der plastischen Traglast erfolgt mittels $M - N - V$-Interaktion.
- Mittels einer Knotenanalyse für den Druck-Druck-Druck Knoten im Betondübel vor der maßgebenden Stahlkrone (dieser ist damit der am höchsten beanspruchte) werden die dort vorhandenen Betonspannungen ermittelt. Mit Kenntnis dieser ist die erforderliche Betongüte festzulegen.
- Die in diesem Bereich erforderliche Bewehrung ist ebenfalls auf die Traglast der Stahlkrone abzustimmen.
- In weniger schubbeanspruchten Bereichen, die sich durch eine elastische Berechnung der Schnittgrößen ergeben, ist die Längsschubtragfähigkeit der Schubverbindung somit im Allgemeinen nicht voll ausgenutzt. Wird davon ausgegangen, dass die Stahlzähne entlang des Trägers konstant mit nicht veränderter Geometrie verteilt sind, ist aus Gründen der Wirtschaftlichkeit allerdings der Querschnitt der Bewehrung abzustufen. Diese ist demnach in den geringer auf Schub beanspruchten Bereichen als maßgebend für die Bemessung der Schubverbindung zu betrachten.

Zusätzlich zu allen Nachweisen, die für den Stahlzahn, den Beton und die Bewehrung erforderlich sind, ist auf eine konstruktiv richtige Durchbildung der Schubverbindung zu achten. Das bedeutet, dass z.B auch die Wahl des Größtkorns im Betonkörper von Bedeutung ist. Dieses ist so groß zu wählen, dass der gewählte Stababstand der Bewehrung ein zufriedenstellendes Einbringen und Verdichten des Betons zulässt. Die zu beachtenden konstruktiven Regeln sind zusammengefasst in [EC204] angeführt.

## 8.2 Ergänzender Forschungsbedarf

Sowohl das Berechnungskonzept als auch das Nachweiskonzept basiert auf den ausgewerteten Ergebnissen von fünf Push-Out Versuchen. Trotz der offensichtlich sehr guten Vorhersage der Traglasten ist es zur Bestätigung der Modelle erforderlich, weitere experimentelle Untersuchungen durchzuführen. Dazu scheint es sinnvoll, bewusst unterschiedliche Versagenskriterien durch entsprechende Dimensionierung der Prüfkörper auszuschließen. Weiters sollten dazu nicht ausschließlich Push-Out Versuche herangezogen werden, sondern auch zusätzliche Trägerversuche.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Betongurtdicke und die Betondruckfestigkeit kaum und die Blechdicke der Dübelleiste überhaupt nicht variiert. Auch der Einfluss einer unterschiedlichen Einbindetiefe der Dübelleiste im Beton wurde noch nicht untersucht. Weiters sind noch keine Kenntnisse zum Minimal- und Maximalabstand der Stahlkronen zueinander vorhanden. Dazu wurden bis jetzt fertigungstechnische Grundsätze und konstruktive Regelungen für den Betonbau berücksichtigt. Zusammenfassend werden auch zu all diesen offenen Fragen Versuche erforderlich sein, allerdings kann hier der Aufwand minimiert werden, wenn man die Vorgehensweise kombiniert mit numerischen Analysen nach der Methode der Finiten Elemente. Solcherart erzielte Ergebnisse können die Grundlage zur systematischen Bewertung der Einflussparameter und zur Formulierung von Anwendungsregeln bilden.

Zur Ermittlung des charakteristischen Wertes der Dübeltragfähigkeit $P_{Rk}$ ist nach [EC405a] der um 10% abgeminderte kleinste Versuchswert $P_{max}$ dividiert durch die Anzahl der Verbundmittel heranzuziehen. Begründen kann man dieses Vorgehen mit der Tatsache, dass es bei Anhalten des Wegvorschubs während des Versuchs innerhalb eines gewissen Zeitraums zu einem Abfallen der Prüflast kommt. Dieser Vorgang dauert so lange, bis ein „Gleichgewichtszustand“ erreicht wird und sich die Kraft auf einer neuen niedrigeren Kraftstufe einpendelt, die als sogenannte quasi-statische Kraft $P_{stat}$ bezeichnet wird. In den vergangenen Jahren hat sich nun eingebürgert, dass zur Bestimmung von $P_{Rk}$ als maßgebendes Lastniveau $P_{stat}$ heranzuziehen ist. Für die Anwendung des Tragmodells für den Kronendübel und dessen Akzeptanz in der Ingenieurpraxis ist es aber wichtig, nicht für jede Geometrievariante einen Versuch durchführen zu müssen, um zum berechneten Wert für $P_{max}$ die quasi-statische Kraft zu ermittlen. Durch entsprechende Versuche sollte das zeitabhängige Verhalten der Schubverbindung mit dem Ziel untersucht werden, ein in Anlehnung an den Spannbetonbau ermitteltes Werkstoffmodell zu ermitteln, mit dem sowohl Langzeit- als auch Kurzzeiteffekte abgedeckt werden [Tet02].

Berücksichtigt man all diese Punkte, ist ein statistisch abgesichertes Bemessungskonzept möglich. Dessen Anwendung ist allerdings bis jetzt relativ umfangreich. Vorallem der Nachweis der Längsschubtragfähigkeit der Stahlkrone ist sehr aufwändig. Hier sollte versucht werden, basierend auf den Ergebnissen von experimentellen und numerischen Untersuchungen Korrektur- und Formfaktoren zu ermitteln, die im idealen Fall die Ermittlung der Beanspruchbarkeit auf eine Bestimmungsgleichung reduzieren.

Bezogen auf den erreichten Kenntnisstand wäre für den Bereich der vorwiegend ruhenden Belastung abschließend eine Vertiefung hinsichtlich der Gebrauchstauglichkeitsnachweise

erstrebenswert. Dies betrifft nicht nur den Nachweis von Spannungen auf SLS-Niveau. Auch Berechnungsgleichungen, die das Verformungsverhalten der Schubverbindung beschreiben, wären im Hinblick auf den Nachweis von Tragwerksverformungen erforderlich.

Um den Einsatz der Stahlkrone auch im Brückenbau bzw. bei Bauwerken unter vorwiegend nicht ruhender Belastung zu ermöglichen, besteht noch umfangreicher Forschungsbedarf hinsichtlich dynamischer Beanspruchung und der Ermüdungsfestigkeit. Dazu sind neben Parametern für das lokale Verhalten auch jene Eigenschaften zu untersuchen, die die Schwingungsanfälligkeit des gesamten Systems beeinflussen.

# Literaturverzeichnis


[ABAa] *ABAQUS.* Analysis User's Manual v6.5-1, Volume III: Materials.

[ABAb] *ABAQUS.* Analysis Theory Manual v6.5-1, Part: Mechanical Constitutive Theories.

[ABAc] *Hibbitt, Karlsson & Sorensen, INC.* ABAQUS/CAE, ABAQUS/STANDARD, ABAQUS/EXPLICIT - Dokumentation Ver. 6.5.

[And85] *Andrä, H.-P.* Neuartige Verbundmittel für den Anschluß von Ortbetonplatten. Ernst & Sohn, Beton- und Stahlbetonbau 80, Heft 12, S. 325 - 328, 1985.

[Ant07] *Antesberger, E.* Weiterführende numerische Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Kronendübeln. Diplomarbeit, Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, September 2007.

[Bod87a] *Bode, H.; Schranzenbach, J.* Untersuchung eines neuartigen Stahlverbundträgers mit geschweißtem T-förmigem Stahlträger und mit Stegaussparungen als Verbundmittel. Versuchsbericht 1/87, Universität Kaiserslautern, 1987.

[Bod87b] *Bode, H.; Schranzenbach, J.* Untersuchung eines neuartigen Stahlverbundträgers mit geschweißtem T-förmigem Stahlträger und mit Stegaussparungen als Verbundmittel. Versuchsbericht 3/87, Universität Kaiserslautern, 1987.

[Bod98] *Bode, H.* Euro-Verbundbau: Konstruktion und Berechnung. 2. Auflage, Werner Verlag, 1998.

[Bod01] *Bode, H.; Mensinger, M.; Leffer, A.* Verdübelung von Verbundträgern unter nicht ruhender Belastung im Brückenbau. Ernst & Sohn, Stahlbau 70, Heft 4, S. 277 - 286, 2001.

[Bre85] *DE 35 03 410 A1.* Deutsches Patentamt, Offenlegungsschrift; Anmelder: DI Irmfried Brendel, 7847 Badenweiler, Deutschland, 08.08.1985.

[Bre89] *DE 38 36 592 A1.* Deutsches Patentamt, Offenlegungsschrift; Anmelder: Kombi Tragwerk GmbH, 6277 Bad Camberg, Deutschland, 18.05.1989.

[Bre95] *DE 295 05 968 U1.* Deutsches Patentamt, Gebrauchsmuster; Inhaber: DI Irmfried Brendel, 79410 Badenweiler, Deutschland, 21.09.1995.

[Bur06] *Burger, S.* Untersuchungen zum Tragvermögen zyklisch beanspruchter Betondübel. Deutscher Ausschuß für Stahlbau DASt, 16. DASt-Kolloquium Stahlbau, Forschungsbericht, 1/2006.

[CEB93] *CEB-FIP MODEL CODE 1990: Design Code. Bulletin d'Information No. 213/214.* Comité Euro-International du Béton, Case Postale 88, 1015 Lausanne, Schweiz, 1993.

[EC003] *ÖNORM EN 1990: Eurocode - Grundlagen der Tragwerksplanung.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. März 2003.

[EC204] *EN 1992-1-1: Eurocode 2; Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken; Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.* Europäisches Komitee für Normung, rue de Stassart 36, 1050 Brüssel, Belgien, Ausgabe: Dezember 2004.

[EC306] *ÖNORM EN 1993-1-1: Eurocode 3; Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten; Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. Oktober 2006.

[EC405a] *ÖNORM EN 1994-1-1: Eurocode 4; Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton; Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für den Hochbau.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. Juni 2005.

[EC405b] *ÖNORM EN 1994-2 (Entwurf): Eurocode 4; Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton; Teil 2: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für Brücken.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. Mai 2005.

[Eil98] *Eilzer, W.; Richter, F.; Grosser, P.; Schäfer, Cg.* Die neue Straßenbrücke über die Elbe bei Riesa. Vorplanung, Entwurf und Vergabe. Ernst & Sohn, Stahlbau 67, Heft 12, S. 902 - 909, 1998.

[Fel05] *Feldmann, M.; Gesella, H.* Zur Vorhersage des Rißfortschritts bei einbetonierten Kopfbolzendübeln in Verbundträgern unter nicht ruhender Belastung. Ernst & Sohn, Stahlbau 74, Heft 10, S. 767 - 779, 2005.

[Fel07] *Feldmann, M.; Hechler, O.; Hegger, J.; Rauscher, S.* Neue Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Verbundträgern aus hochfesten Werkstoffen mit Kopfbolzendübeln und Puzzleleiste. Ernst & Sohn, Stahlbau 76, Heft 11, S. 826 - 844, 2007.

[fib99] *Structural Concrete: Textbook on Behaviour, Design and Performance - Updated knowledge of the CEB/FIP Model Code 1990; Volume 2: Basis of design.* International Federation for Structural Concrete (fib), Case Postale 88, 1015 Lausanne, Schweiz, 1999.

[Fin06a] *Fink, J.; Petraschek, Th.* Neubau Straßenbrücke bei Vigaun, ÖBB Strecke Salzburg-Wörgl km 23,135; Teil 1: Push-Out Tests VFT-WIB statisch. Versuchsbericht, Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, 2006.

[Fin06b] *Fink, J.; Petraschek, Th.* Neubau Straßenbrücke bei Vigaun, ÖBB Strecke Salzburg-Wörgl km 23,135; Teil 2: Ermüdung. Versuchsbericht, Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, 2006.

[Fin06c] *Fink, J.; Petraschek, Th.; Ondris, L.* Push-Out Test Parametric Study of a New Sheet-Type Shear Connector. Projekte an den zentralen Applikationsservern, Berichte 2006, Zentraler Informatikdienst (ZID) der Technischen Universität Wien, S. 131 - 153, 2006.

[Fin06d] *Fink, J.* Stahlbau 1. Studienblätter zur Vorlesung, Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, Version: September 2006.

[Fin07a] *Fink, J.; Ondris, L.* New Shear Connectors for Composite Girders - Experiences with ABAQUS Push-Out Simulation. Computational Civil Engineering 2007, Proceedings of the International Symposium, Iasi, Romania, S. 379 - 395, 2007.

[Fin07b] *Fink, J.; Petraschek, Th.* Tragmodelle zur Bestimmung der Längsschubtragfähigkeit des Kronendübels als neuartiges Verbundmittel im Verbundbau. Ernst & Sohn, Stahlbau, 76, Heft 10, S. 761 - 770, 2007.

[Fin07c] *Fink, J.; Petraschek, Th.; Ondris, L.* Weitere neue Dübelformen für Verbundbau und numerische Simulation von Push-Out Versuchen mit ABAQUS. Projekte an den zentralen Applikationsservern, Berichte 2007, Zentraler Informatikdienst (ZID) der Technischen Universität Wien, 2007.

[Fin07d] *Fink, J.* Stahlbau 2 - Stahl- und Verbundhochbau. Studienblätter zur Vorlesung, Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, Version: März 2007.

[Fin07e] *Fink, J.; Petraschek, Th.* Neuartige Schubverbinderleisten - Experimentelle Untersuchungen. Österreichische Ingenieur- und Architektenzeitschrift ÖIAZ, 152, Heft 7 - 9, Österreichischer Ingenieur und Architektenverein, Wien, 2007.

[Fon02] *Fontana, M.; Bärtschie, R.* Verbunddecken mit neuartigen Verbundmitteln. Ernst & Sohn, Stahlbau 71, Heft 8, S. 605 - 611, 2002.

[Han05] *Hanswille, G.* Eurocode 4 Part 2: Composite Bridges and the German National Annex. 6th Japanese German Bridge Symposium, München, Deutschland, 29. August - 1. September 2005.

[Han06] *Hanswille, G.; Porsch, M.; Üstündag, C.* Neue Untersuchungen zum Ermüdungsverhalten von Kopfbolzendübeln. Ernst & Sohn, Stahlbau 75, Heft 4, S. 303 - 316, 2006.

[Hau05] *Hauke, B.* Shear connectors for composite members of high strength materials. Proceedings of Eurosteel 2005, Maastricht, Belgien, 2005.

[Hau06] *Hauke, B.* Ductile Shear Connectors for High Strength Composite Members. Federation Internationale du Beton fib, 2nd International fib Congress, Neapel, Italien, 5. - 8. Juni 2006.

[Heg01] *Hegger, J.; Sedlacek, G.; Döinghaus, P.; Trumpf, H.* Untersuchungen zur Duktilität der Verbundmittel bei Anwendung von hochfestem Stahl und hochfestem Beton. Ernst & Sohn, Stahlbau 70, Heft 7, S. 436 - 446, 2001.

[Iwa07] *Iwansics, M.* Numerische Untersuchungen zu neuartigen Schubverbinderleisten. Diplomarbeit, Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, April 2007.

[Jur05] *Jurkiewiz, B.; Hottier, J.M.* Static behavior of a steel-concrete composite beam with an innovative horizontal connection. Journal of Constructional Steel Research 61, S. 1286 - 1300, 2005.

[Kim06] *Kim, H.Y.; Jeong, Y.J.* Experimental investigation on behavior of steel-concrete composite bridge decks with perfobond ribs. Journal of Constructional Steel Research 62, S. 463 - 471, 2006.

[Kla00] *Klaiber, F.W.; Wipf, T.J.* An Alternate Shear Connector for Composite Action. Proceedings of the 2000 Mid-Continent Transportation Research Symposium, Iowa, USA, Mai 2000.

[Kom00] *Allgemeine bauaufsichtliche Zulassung der Kombiverdübelung.* Deutsches Institut für Bautechnik, Zulassungsnummer Z-26.4-39, Berlin, Deutschland, 06.06.2000.

[Kon03] *Konda, T.F.; Klaiber, F.W.; Wipf, T.J.* Construction of Laboratory and Field Demonstration Modified Beam-in-Slab Bridges. Proceedings of the 2003 Mid-Continent Transportation Research Symposium, Iowa, USA, August 2003.

[Kro06] *Fink, J.; Petraschek, Th.* Kronendübel: Patentanmeldung am Österreichischen Patentamt, Anmeldenummer A2160/2006, Inhaberschaft: Technische Universität Wien, 29.12.2006.

[Lan04] *Lange, J.; Song, J.* Untersuchung der Anrisslebensdauer von Betondübeln mit Hilfe des Örtlichen Konzepts. Ernst & Sohn, Stahlbau 73, Heft 3, S. 160 - 169, 2004.

[Leo87] *Leonhardt, F.; Andrä, W.; Andrä, H.-P.; Harre, W.* Neues, vorteilhaftes Verbundmittel für Stahlverbund-Tragwerke mit hoher Dauerfestigkeit. Ernst & Sohn, Beton- und Stahlbetonbau 82, Heft 12, S. 325 - 331, 1987.

[Lie89] *Lieberum, K.-H.; Reinhard, H.-W.; Weigler, H.* Das Tragverhalten von Beton bei extremer Teilflächenbelastung. Ernst & Sohn, Beton- und Stahlbetonbau 84, Heft 1, 1989.

[Mac99] *Machacek, J.; Studnicka, J.* Stahlbetonverbundträger mit Perfobond-Leiste. Ernst & Sohn, Stahlbau 68, Heft 1, S. 9 - 14, 1999.

[Man94] *Mang, H.; Bicanic, N.; De Borst, R.* Computonal Modelling of Concrete Structures. Pineridge Privilege Press, Swansea, 1994.

[Man00] *Mang, H.; Hofstetter, G.* Festigkeitslehre. Springer Verlag, Wien, 2000.

[Man04] *Mangerig, I.; Zapfe, C.* Experimentelle Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Betondübeln mit optimierter Ausnehmungsgeometrie. Versuchsbericht, Universität der Bundeswehr, München, Deutschland, 2004.

[Man05a] *Mangerig, I.; Zapfe, C.* Experimentelle Untersuchungen zum Trag- und Verformungsverhalten von Betondübeln mit optimierter Ausnehmungsgeometrie; Teil 2: Ermüdung. Versuchsbericht, Universität der Bundeswehr, München, Deutschland, 2005.

[Man05b] *Mangerig, I.; Burger, S.* Fatigue Behaviour of Concrete Dowels. 6th Japanese German Bridge Symposium, München, Deutschland, 29. August - 1. September 2005.

[Man05c] *Mangerig, I.; Zapfe, C.; Burger, S.* Betondübel im Verbundbau: Entwicklung, Bemessung, Konstruktion, Beispiele. Ernst & Sohn, Stahlbaukalender 2006, S. 537 - 598, Berlin, 2005.

[Mut97] *Muttoni, A.; Schwartz, J.; Thürlimann, B.* Bemessung von Betontragwerken mit Spannungsfeldern. Birkhäuserverlag, 1997.

[Nel] *TRW Nelson.* Bemessungshinweise für Nelson-Kopfbolzen. TRW Nelson, Bolzenschweiß-Technik GmbH, Verkaufsbüro Österreich, 1193 Wien.

[Ogu87] *Oguejiofor, E.-C.; Hosain, M.-U.* Numerical analyses of Push-Out specimens with Perfobond rib connectors. Computers & Structures Vol. 62, No. 4, 1987.

[ONB83] *ÖNORM B 3303: Betonprüfung.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. März 1983.

[ONB97] *ÖNORM B 4012: Belastungsannahmen im Bauwesen; Veränderliche Einwirkungen - Nutzlasten.* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. April 1997.

[ONB02] *ÖNORM B 4710-1: Beton; Teil 1: Festlegung, Herstellung, Verwendung und Konformitätsnachweis (Regeln zur Umsetzung der ÖNORM EN 206-1).* ON Österreichisches Normungsinstitut, Heinestraße 38, 1020 Wien, Ausgabe: 1. Jänner 2002.

[Per91] *Zulassungsbescheid Perfobondleiste.* Deutsches Institut für Bautechnik, Zulassungsnummer Z-26.1-23, Berlin, Deutschland, 22.07.1991.

[Rei05] *Reinhardt, H.W.* Beton. Ernst & Sohn, Betonkalender 2005, S. 1 - 141, Berlin, 2005.

[RL06] *Richtlinie Stahl-Beton-Verbundbrücken.* Österreichische Vereinigung für Beton- und Bautechnik, Karlsgasse 5, 1040 Wien, Ausgabe: Juni 2006.

[Sch04] *Schmitt, V.; Seidl, G.; Hever, M.; Zapfe, C.* Verbundbrücke Pöcking - Innovative VFT-Träger mit Betondübeln. Ernst & Sohn, Stahlbau 73, Heft 6, S. 387 - 393, 2004.

[Sei05] *Seidl, G.* VFT-WIB-Construction Method. 6th Japanese German Bridge Symposium, München, Deutschland, 29. August - 1. September 2005.

[Sun97] *Sundermann, W.; Schäfer, K.* Tragfähigkeit von Druckstreben und Knoten in D-Bereichen. Deutscher Ausschuss für Stahlbeton - DAfStb, Heft 478, Beuth Verlag GmbH, Berlin, 1997.

[Tet02] *Tetsuo, H.; Naomi, S.; Hiroshi, K.; Myo, K.; Masashi, S.* Developement of HEM anchorage system for cable stayed bridge using multiple CFRP strands. Concrete Structures in the 21st Century, Vol.2. Proceedings of the first fib Congress, Osaka 2002.

[Val04] *Valente, I.; Cruz, P.J.S.* Experimental analyses of Perfobond shear connection between steel and lightweight concrete. Journal of Constructional Steel Research 60, S. 465 - 479, 2004.

[Val06] *Valente, I.; Cruz, P.J.S.; Verissimo, G.S.; Paes, J.L.R.; Fakury, R.H.* Design and experimental analysis of a new shear connector for steel and concrete composite structures. IABMAS06 - Third International Conference on Bridge Maintenance, Safety and Management, Porto, Portugal, 16. - 19. Juli 2006.

[Vog07] *Vogel, W.* Bildung eines Rechenmodells für die Ermittlung der elastischen Spannungen im Kronendübel und Vergleich der analytischen Spannungen mit den anhand einer FE-Analyse ermittelten Spannungen. Diplomarbeit, Institut für Tragkonstruktionen - Stahlbau, Technische Universität Wien, Oktober 2007.

[Wur97] *Wurzer, O.* Zur Tragfähigkeit von Betondübeln. Dissertation, Universität der Bundeswehr, München, Deutschland, 1997.

[Zap01] *Zapfe, C.* Trag- und Verformungsverhalten von Verbundträgern mit Betondübeln zur Übertragung der Längsschubkräfte. Dissertation, Universität der Bundeswehr, München, Deutschland, 2001.

[Zim01] *Zimmermann, S.* Finite Elemente und ihre Anwendung auf physikalisch und geometrisch nichtlineare Probleme. Report TUE-BCO 01.05, Technische Universität Eindhoven, Niederlande, März, 2001.

# Anhang A

# Konstruktion der Versuchskörper

## A.1 Allgemeines

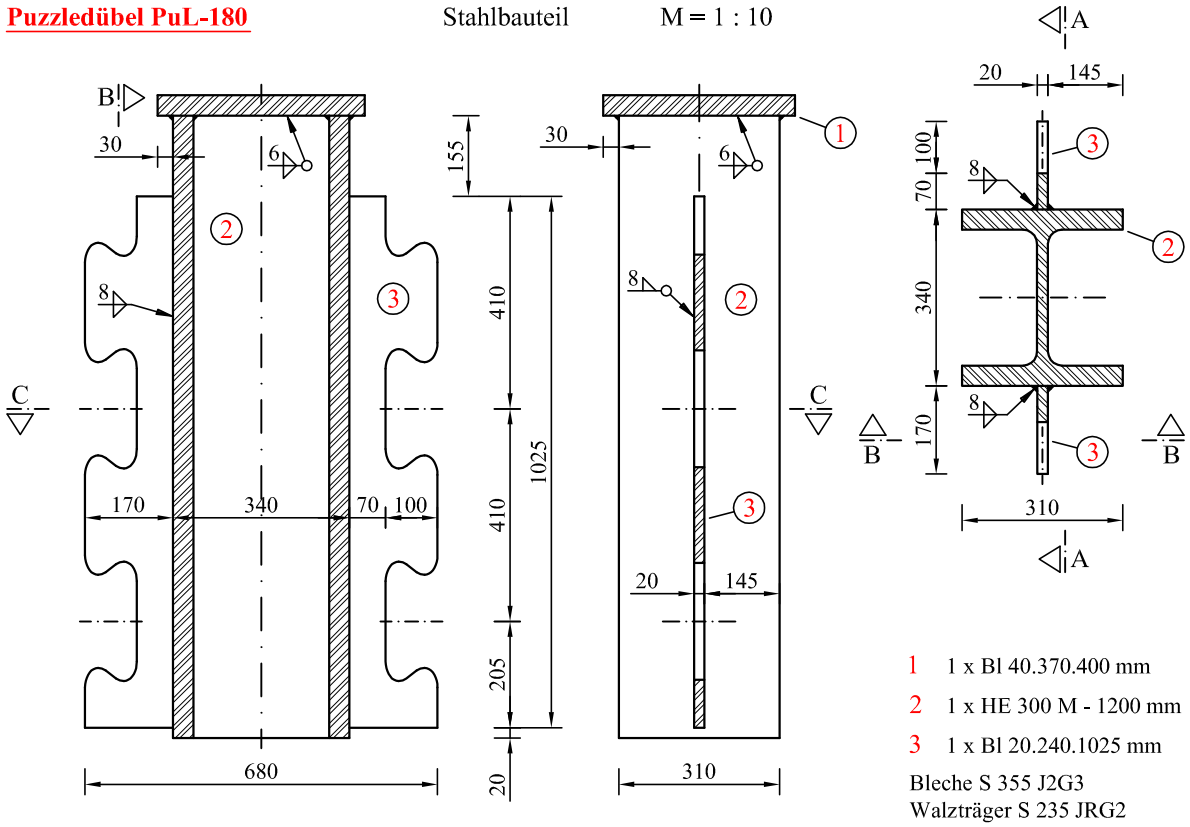
- Werkstattpläne aller Stahlbauwerkstücke incl. Detaildarstellung der Dübelausnehmung und Angabe der Stellen zur Applizierung der Dehnungsmessstreifen auf den Dübelleisten (Anhang A.2 bis A.15)
- Schalungs- und Bewehrungspläne aller Push-Out Versuchskörper (Anhang A.16 bis A.36)

Für die Definition der Ellipsen aller Stahlzähne der Geometriegruppe „Puzzledübel“ gilt

$$\frac{x^2}{a^2} + \frac{y^2}{b^2} = 1 \quad \text{mit} \quad \begin{matrix} a = 37\,mm \\ \\ b = 25\,mm \end{matrix} \tag{A.1}$$

# A.2 Stahlbauwerkstück PuL-180, Serie 1 und 2

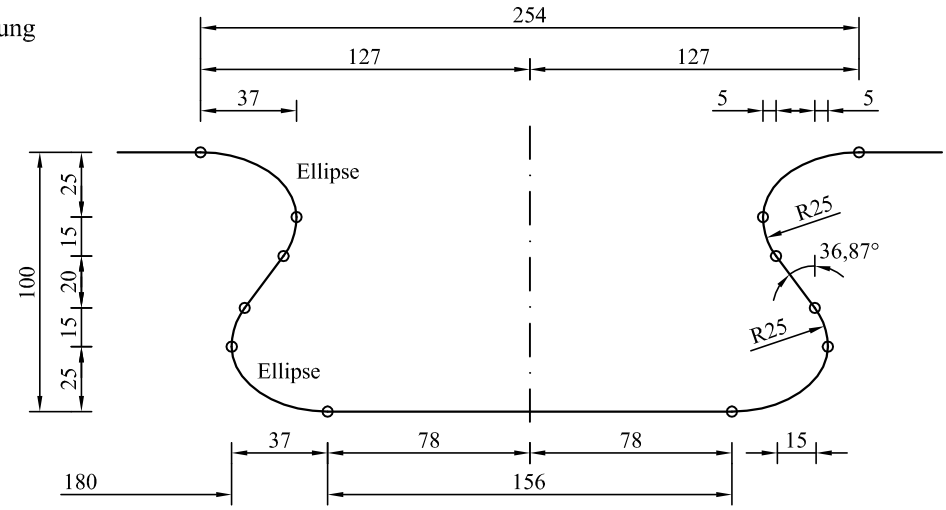
**Puzzledübel PuL-180** Stahlbauteil M = 1 : 10

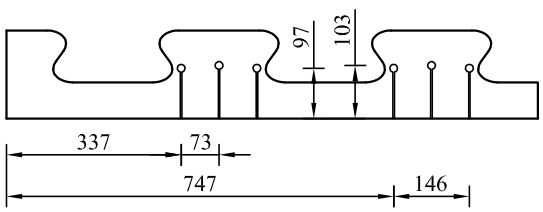



1 1 x Bl 40.370.400 mm
2 1 x HE 300 M - 1200 mm
3 1 x Bl 20.240.1025 mm

Bleche S 355 J2G3
Walzträger S 235 JRG2

Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2

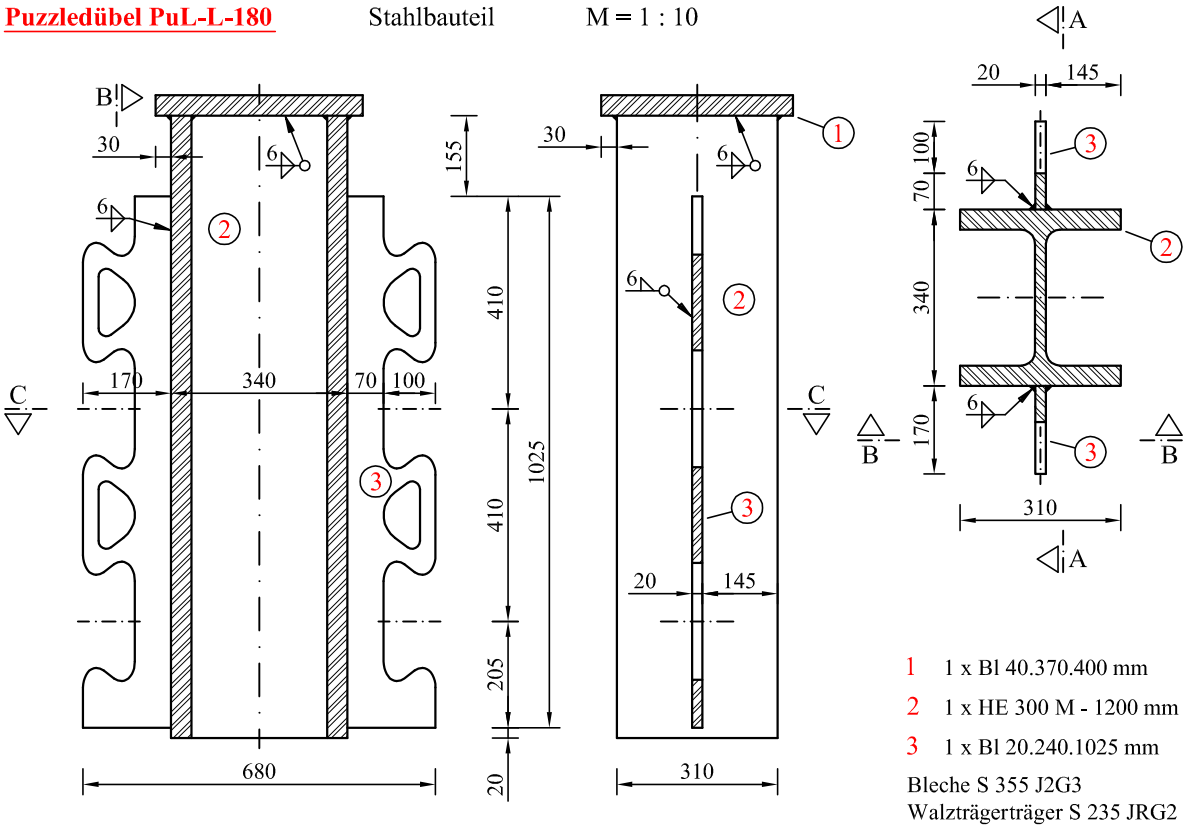


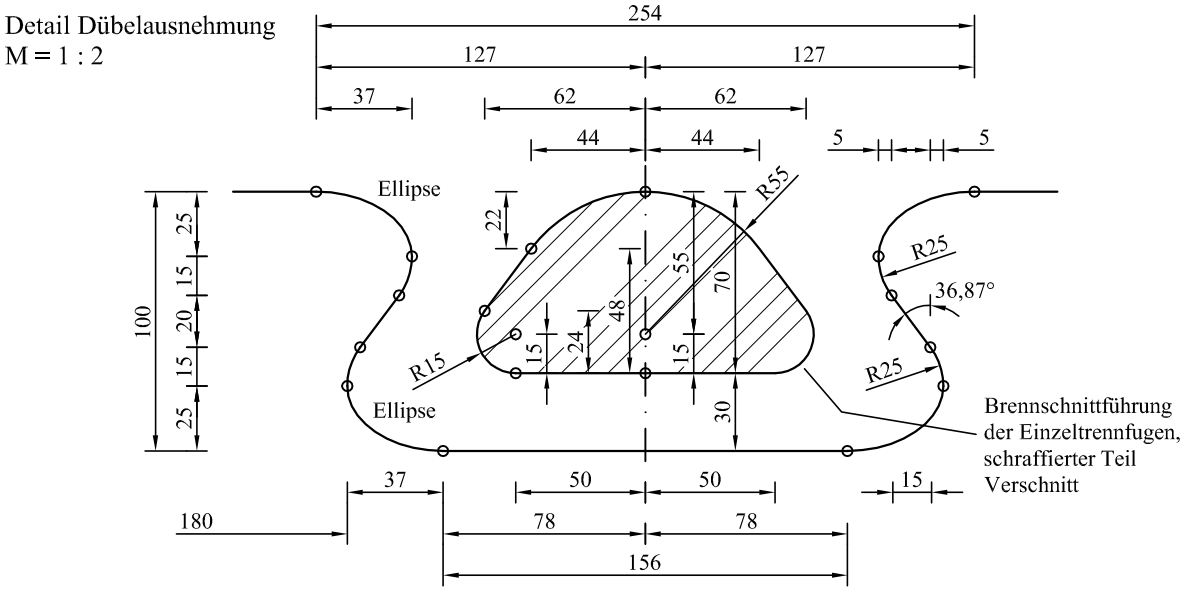



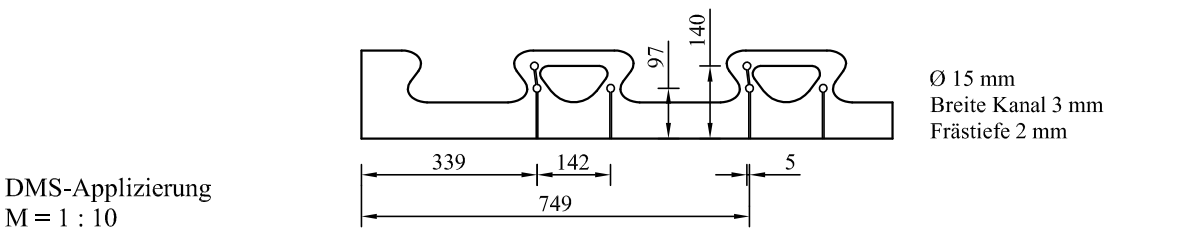

Ø 15 mm
Breite Kanal 3 mm
Frästiefe 2 mm

DMS-Applizierung
M = 1 : 10

# A.3 Stahlbauwerkstück PuL-L-180, Serie 1 und 2

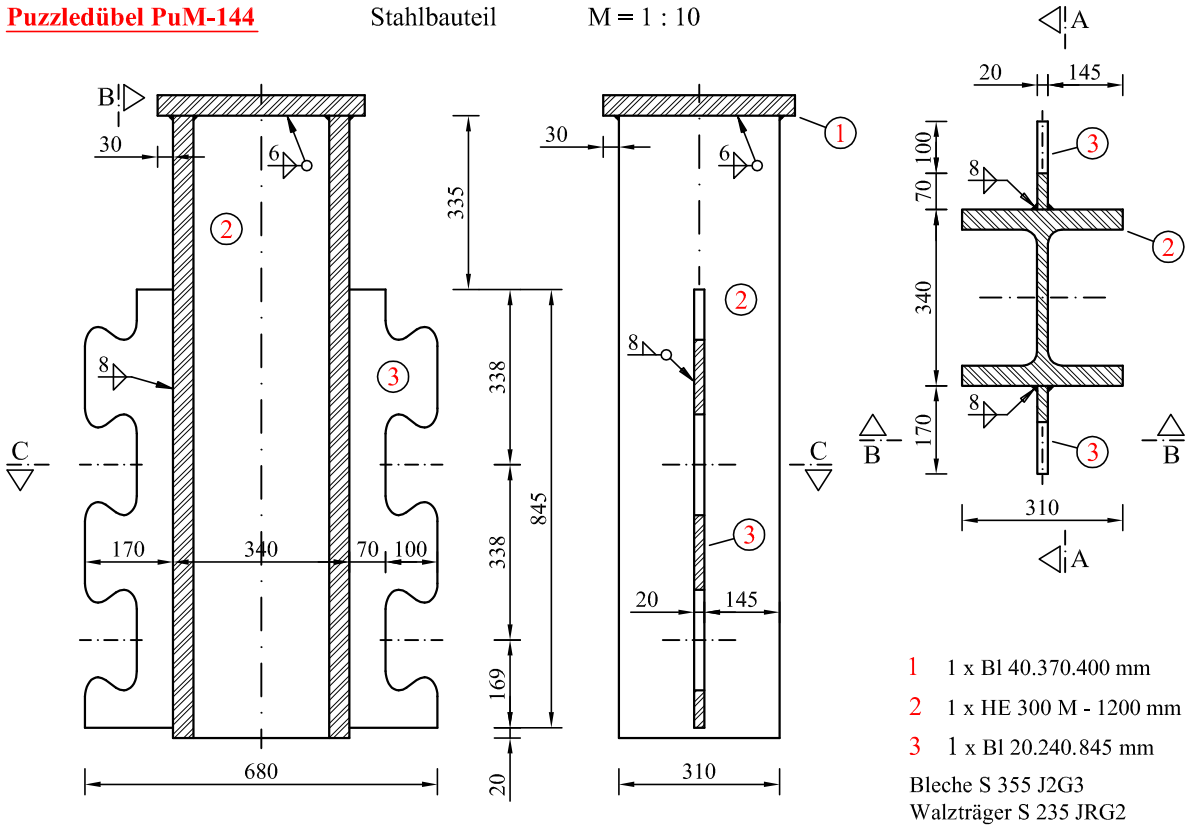


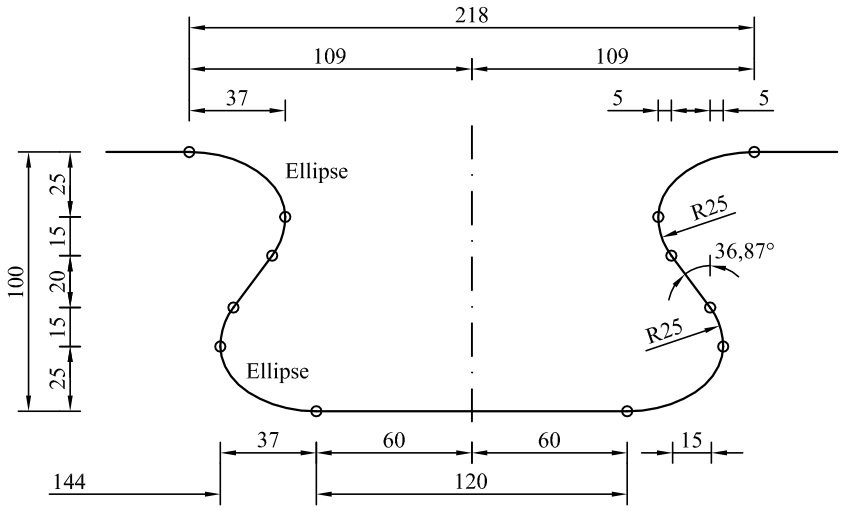
# A.4 Stahlbauwerkstück PuM-144, Serie 1

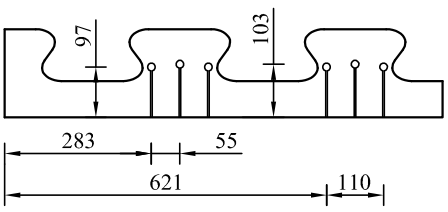
**Puzzledübel PuM-144** Stahlbauteil M = 1 : 10




1 1 x Bl 40.370.400 mm
2 1 x HE 300 M - 1200 mm
3 1 x Bl 20.240.845 mm
Bleche S 355 J2G3
Walzträger S 235 JRG2

Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2



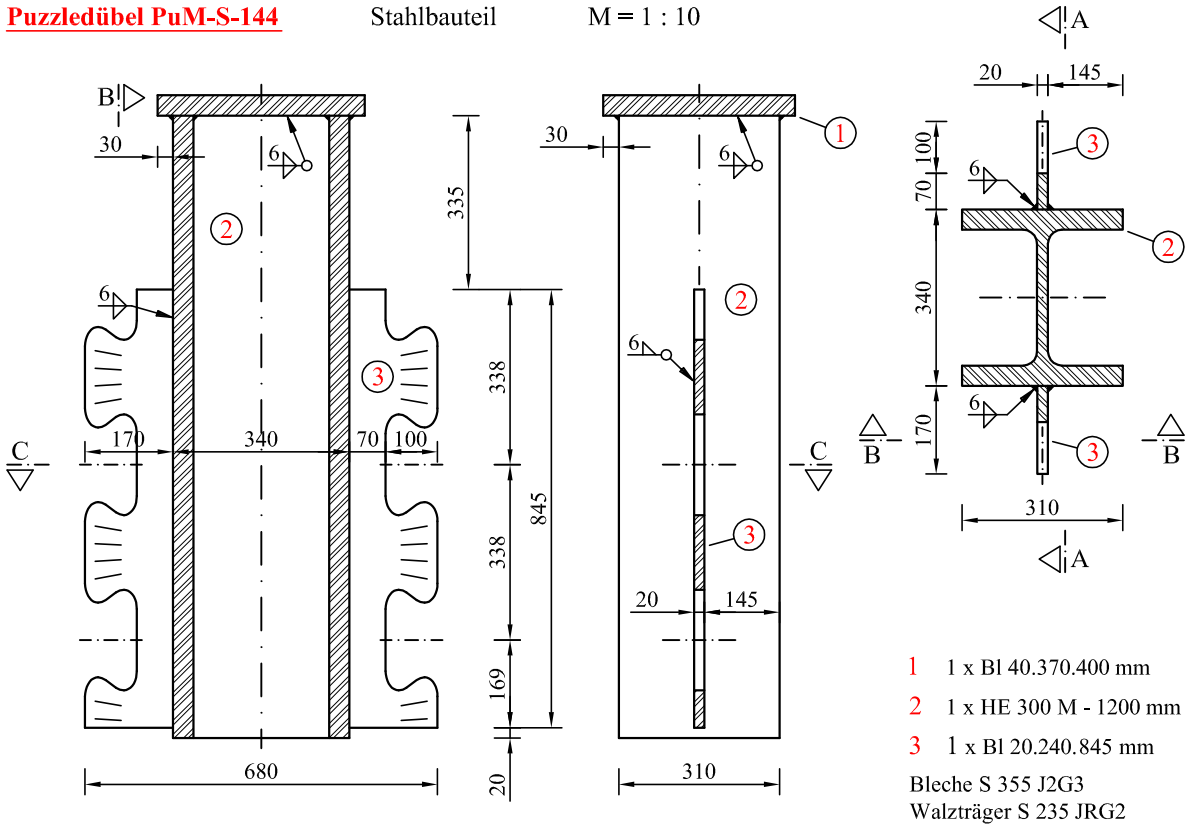




Ø 15 mm
Breite Kanal 3 mm
Frästiefe 2 mm

DMS-Applizierung
M = 1 : 10

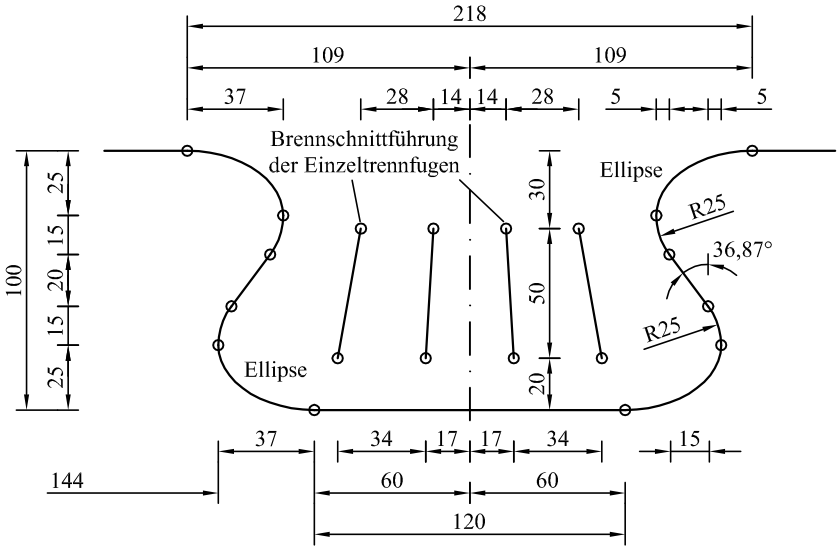
# A.5 Stahlbauwerkstück PuM-S-144, Serie 1 und 2

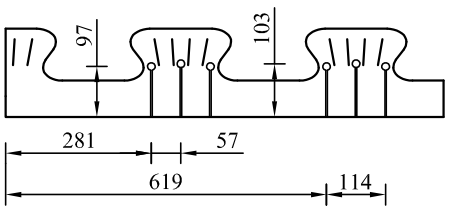
**Puzzledübel PuM-S-144** Stahlbauteil M = 1 : 10




1 1 x Bl 40.370.400 mm
2 1 x HE 300 M - 1200 mm
3 1 x Bl 20.240.845 mm
Bleche S 355 J2G3
Walzträger S 235 JRG2

Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2



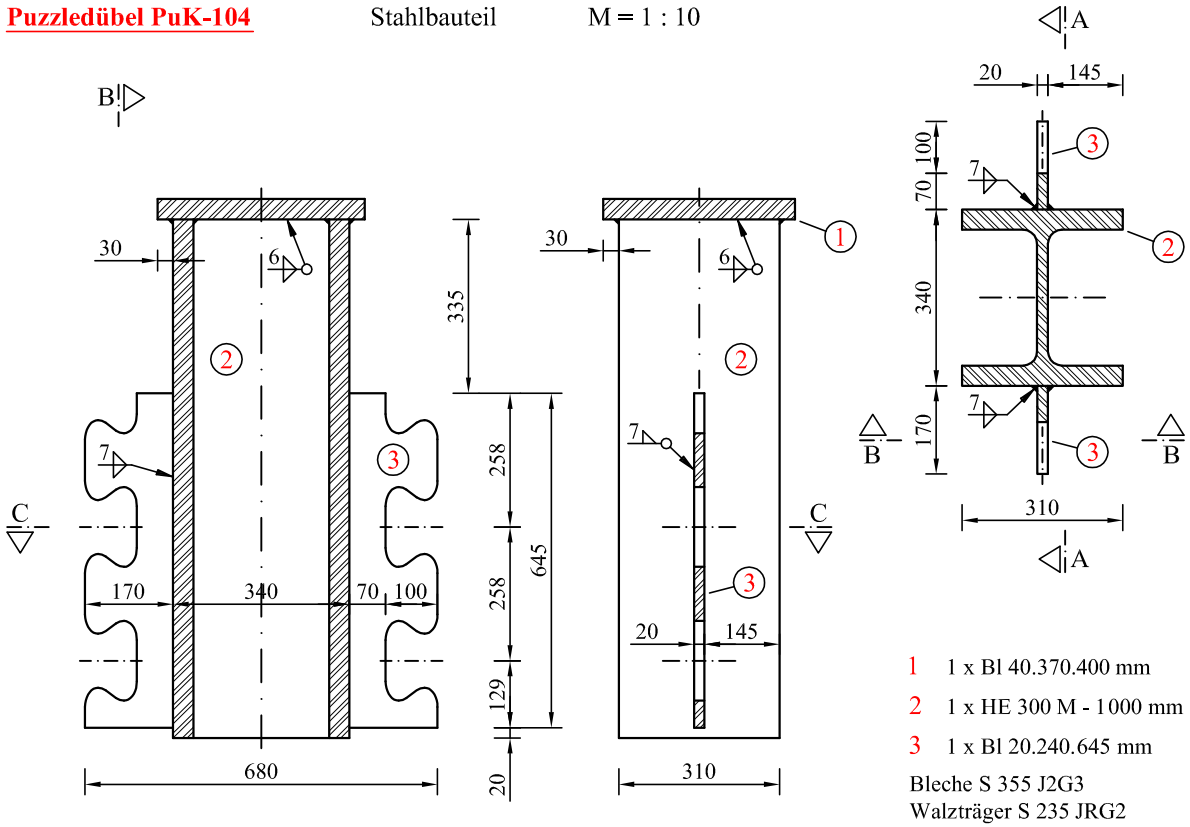




Ø 15 mm
Breite Kanal 3 mm
Frästiefe 2 mm

DMS-Applizierung
M = 1 : 10

# A.6 Stahlbauwerkstück PuK-104, Serie 1 und 2

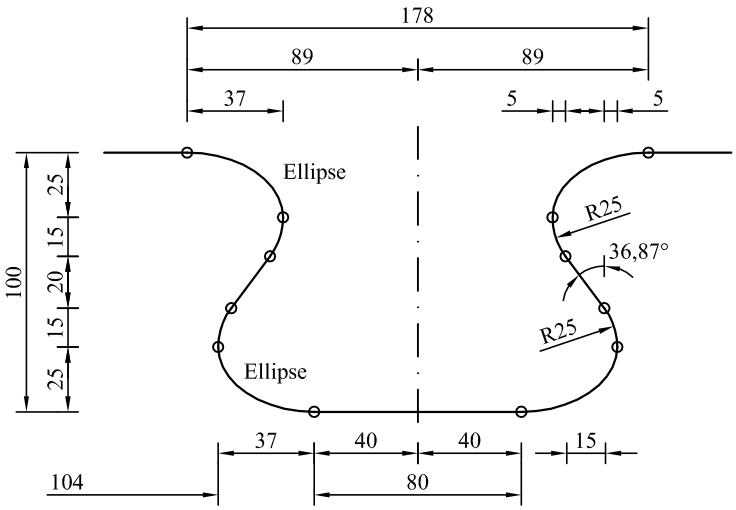
**Puzzledübel PuK-104** Stahlbauteil M = 1 : 10

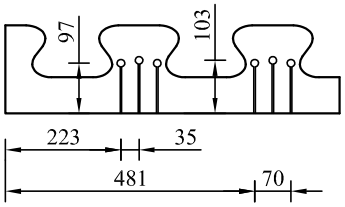



1 1 x Bl 40.370.400 mm
2 1 x HE 300 M - 1000 mm
3 1 x Bl 20.240.645 mm

Bleche S 355 J2G3
Walzträger S 235 JRG2

Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2



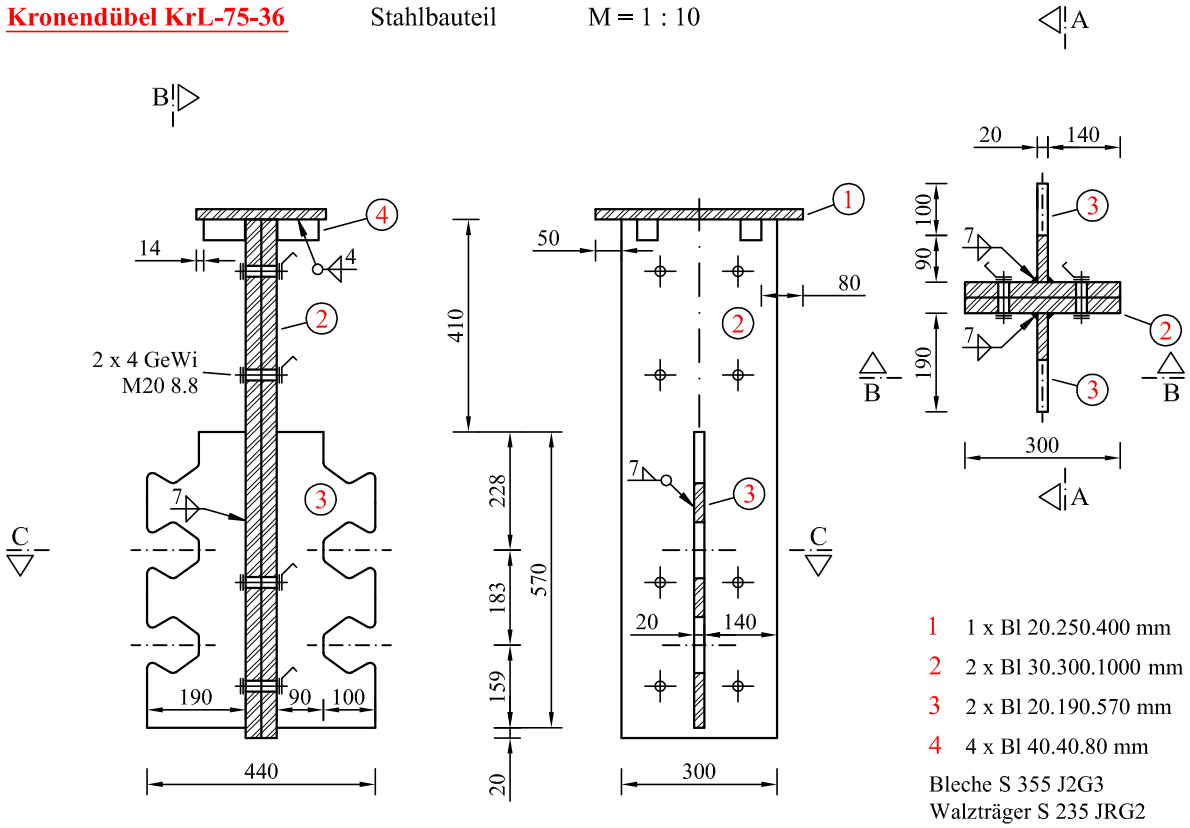




Ø 15 mm
Breite Kanal 3 mm
Frästiefe 2 mm

DMS-Applizierung
M = 1 : 10

# A.7 Stahlbauwerkstück KrL-75-36, Serie 3

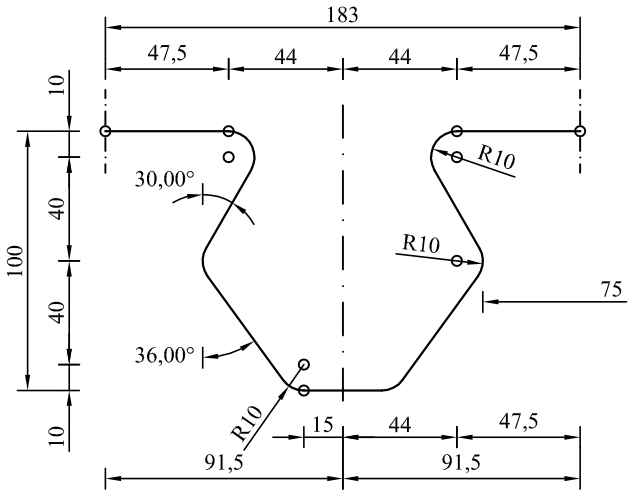
**Kronendübel KrL-75-36** Stahlbauteil M = 1 : 10

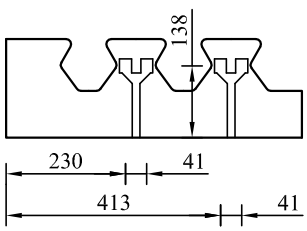



1 x Bl 20.250.400 mm
2 x Bl 30.300.1000 mm
2 x Bl 20.190.570 mm
4 x Bl 40.40.80 mm

Bleche S 355 J2G3
Walzträger S 235 JRG2

Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2



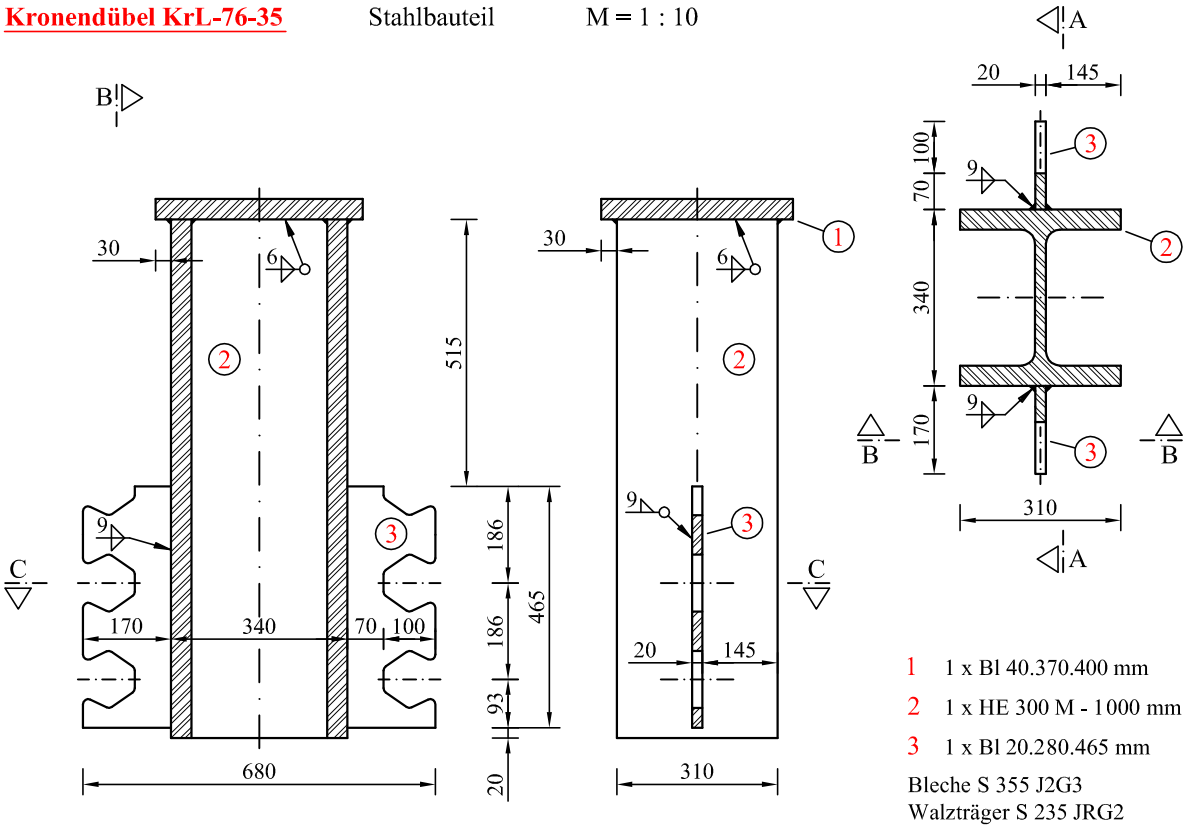




23 x 27 mm
Breite Kanal 15 mm
Frästiefe 2 mm

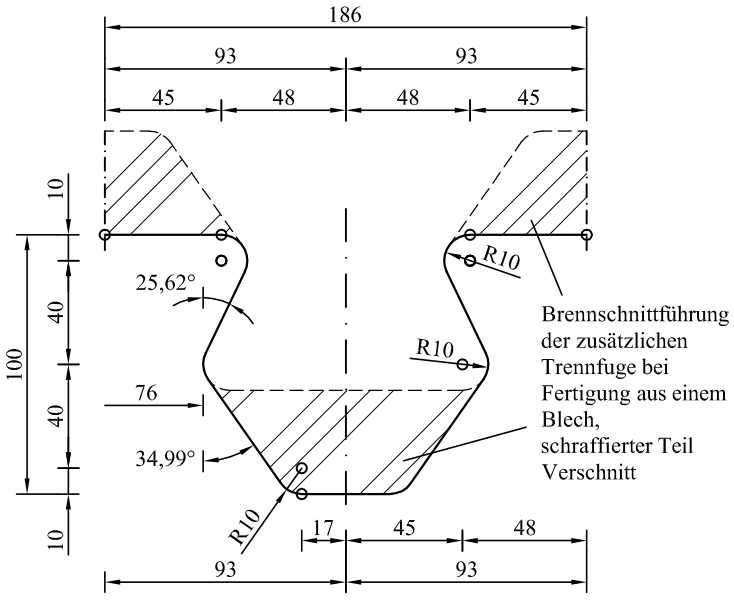
DMS-Applizierung
M = 1 : 10

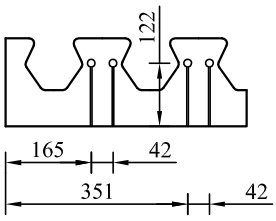
# A.8 Stahlbauwerkstück KrL-76-35, Serie 1 und 2

**Kronendübel KrL-76-35** Stahlbauteil M = 1 : 10




Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2

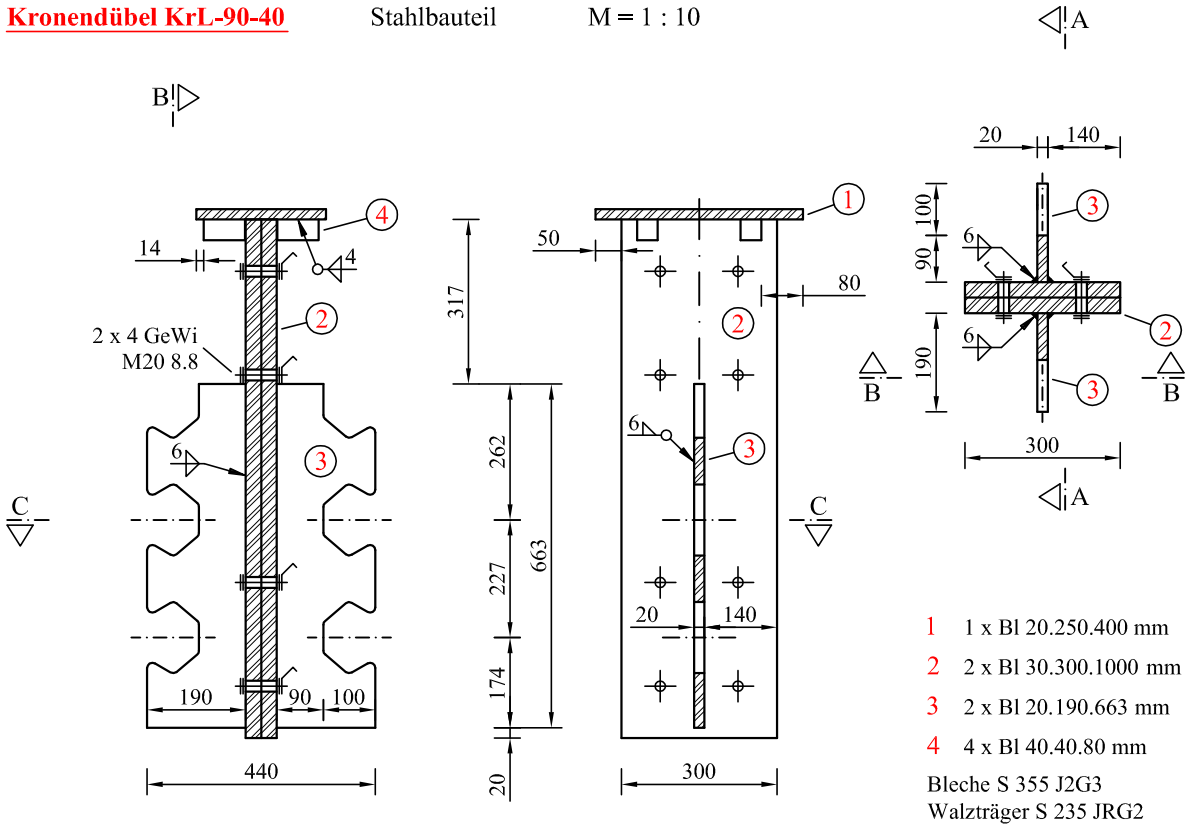



Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2

# A.9 Stahlbauwerkstück KrL-90-40, Serie 3

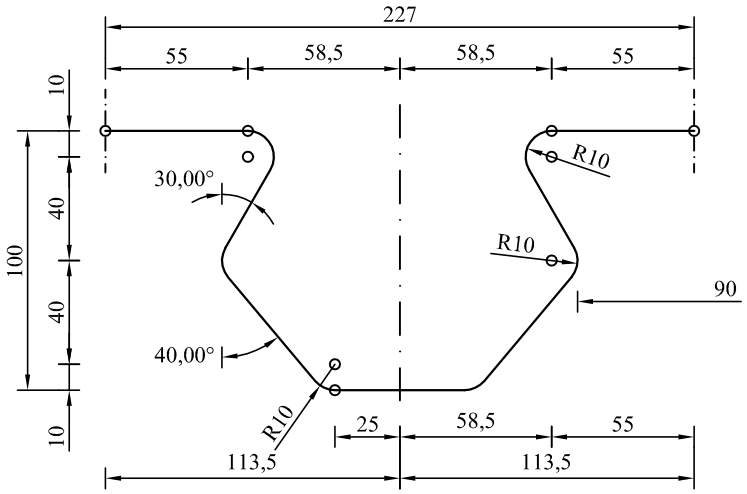
**Kronendübel KrL-90-40** Stahlbauteil M = 1 : 10

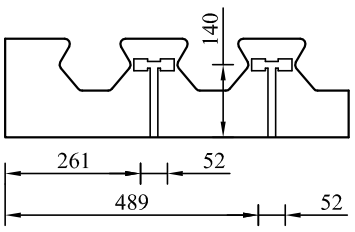



1 1 x Bl 20.250.400 mm
2 2 x Bl 30.300.1000 mm
3 2 x Bl 20.190.663 mm
4 4 x Bl 40.40.80 mm

Bleche S 355 J2G3
Walzträger S 235 JRG2

Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2



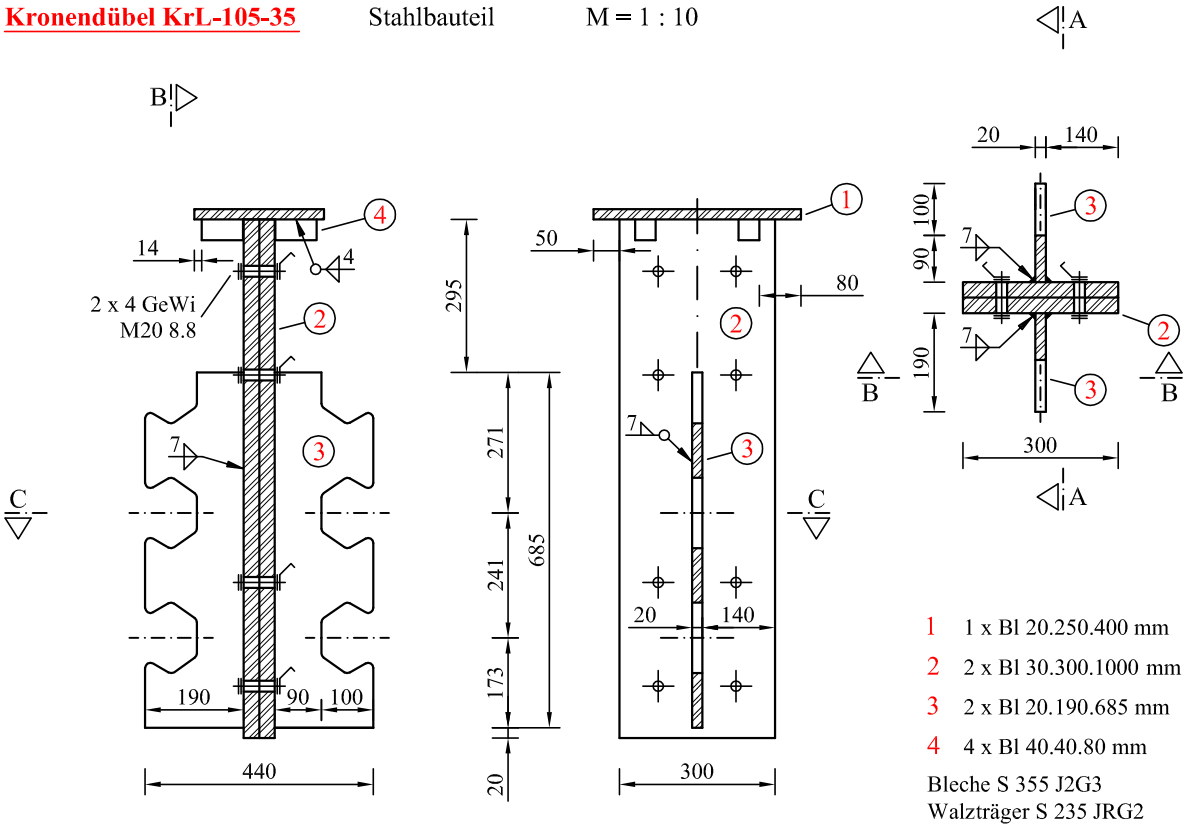




23 x 26,5 mm
Breite Kanal 15 mm
Frästiefe 2 mm

DMS-Applizierung
M = 1 : 10

# A.10 Stahlbauwerkstück KrL-105-35, Serie 3

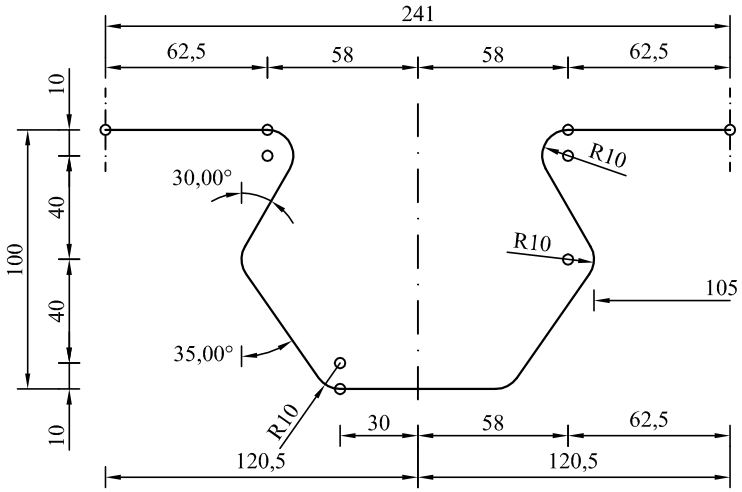
**Kronendübel KrL-105-35** Stahlbauteil M = 1 : 10

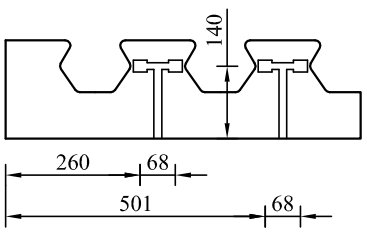



1 1 x Bl 20.250.400 mm
2 2 x Bl 30.300.1000 mm
3 2 x Bl 20.190.685 mm
4 4 x Bl 40.40.80 mm

Bleche S 355 J2G3
Walzträger S 235 JRG2

Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2



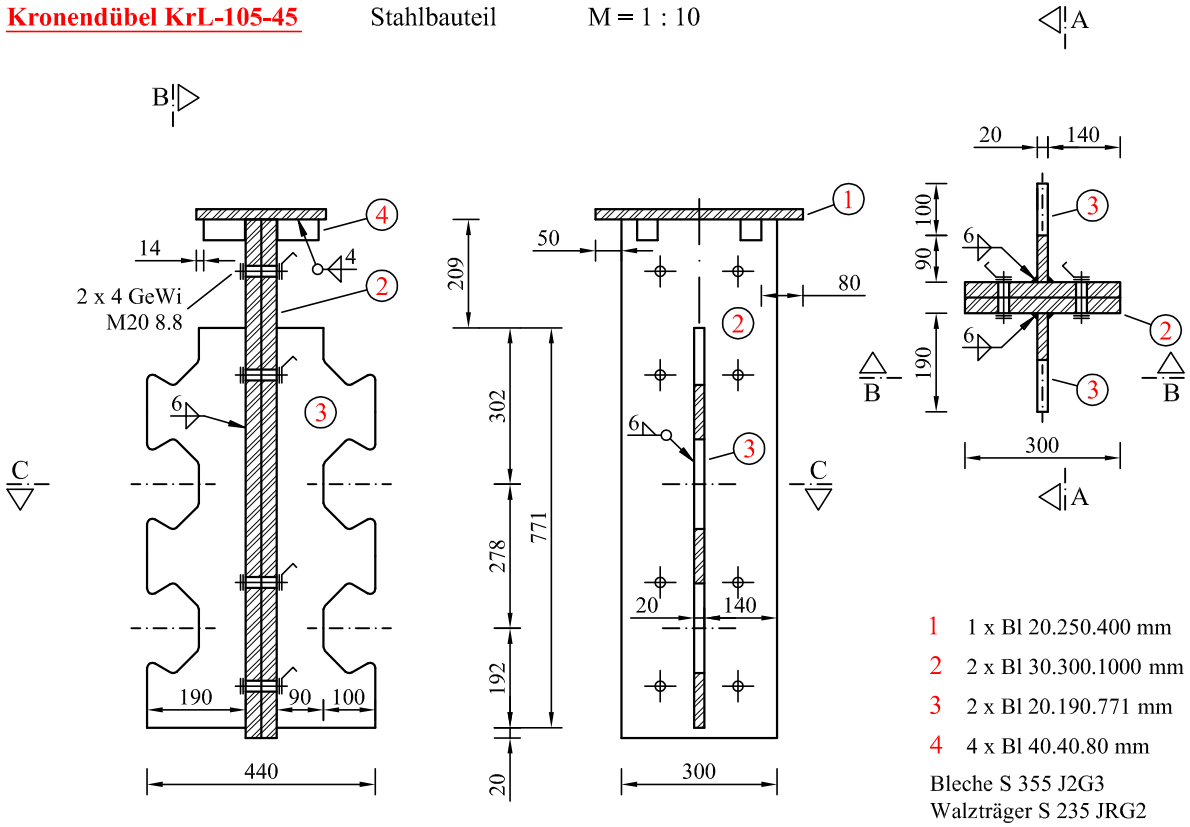




23 x 27 mm
Breite Kanal 15 mm
Frästiefe 2 mm

DMS-Applizierung
M = 1 : 10

# A.11 Stahlbauwerkstück KrL-105-45, Serie 3

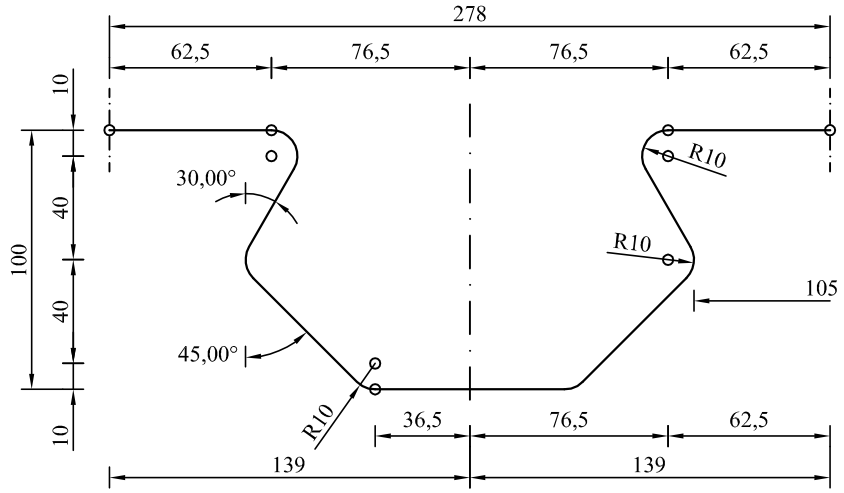
**Kronendübel KrL-105-45** Stahlbauteil M = 1 : 10

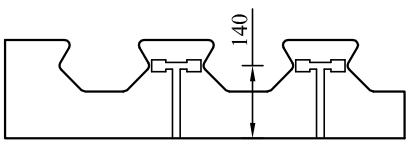



1 1 x Bl 20.250.400 mm
2 2 x Bl 30.300.1000 mm
3 2 x Bl 20.190.771 mm
4 4 x Bl 40.40.80 mm

Bleche S 355 J2G3
Walzträger S 235 JRG2

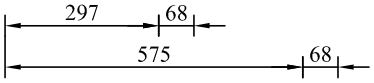
Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2



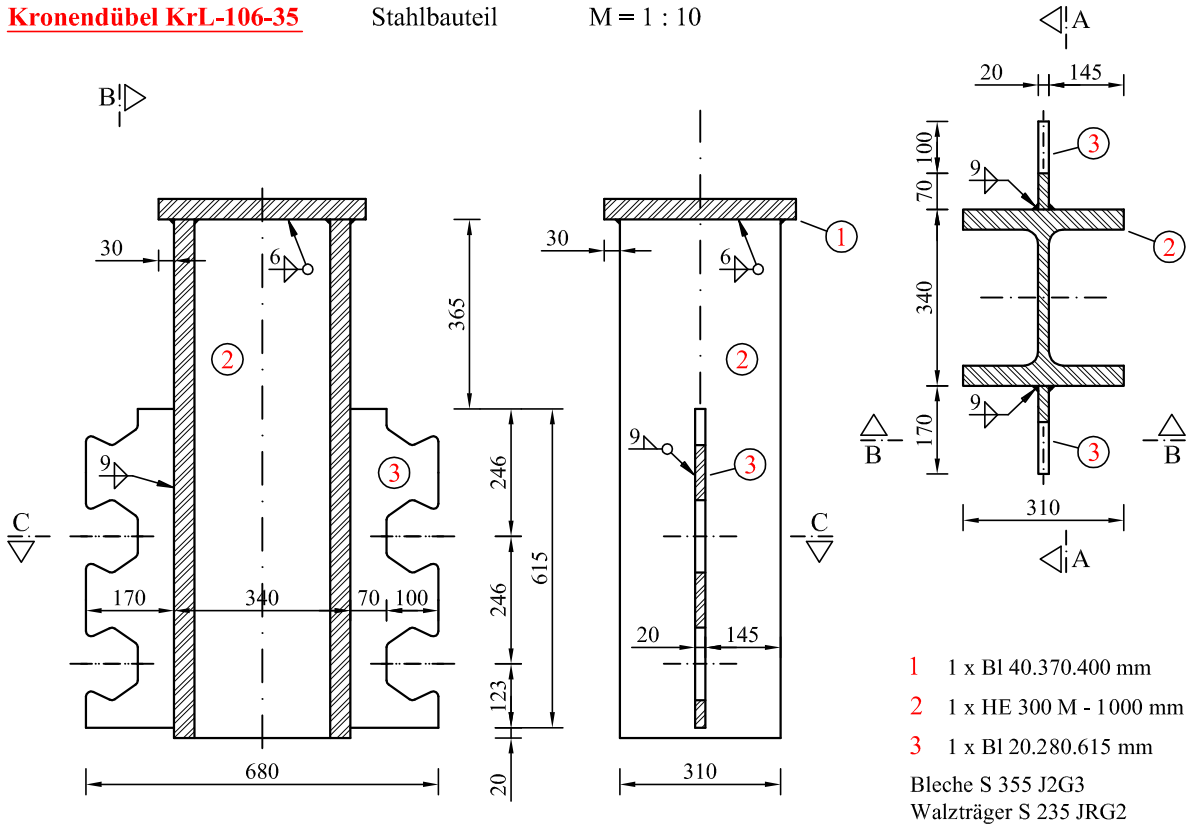

23 x 27 mm
Breite Kanal 15 mm
Frästiefe 2 mm

DMS-Applizierung
M = 1 : 10



# A.12 Stahlbauwerkstück KrL-106-35, Serie 1 und 2

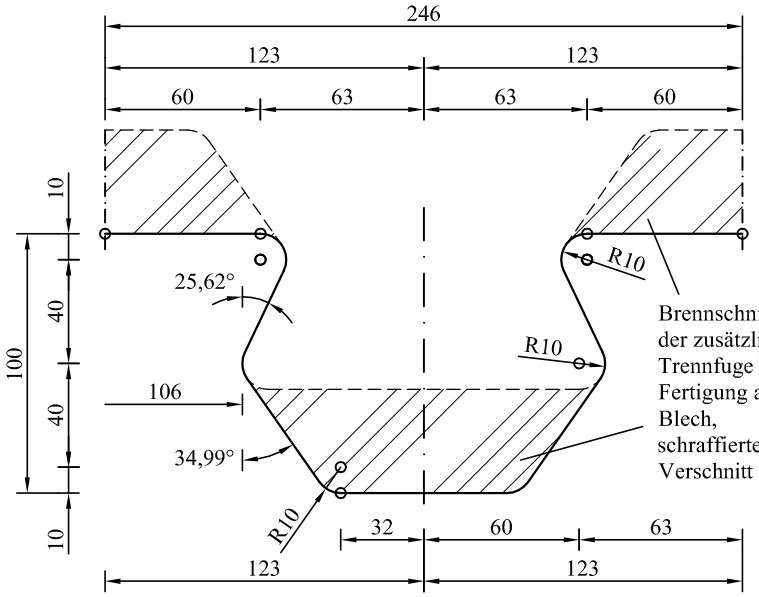
**Kronendübel KrL-106-35** Stahlbauteil M = 1 : 10

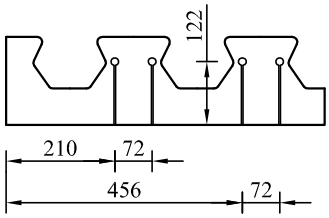



1 1 x Bl 40.370.400 mm
2 1 x HE 300 M - 1000 mm
3 1 x Bl 20.280.615 mm

Bleche S 355 J2G3
Walzträger S 235 JRG2

Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2



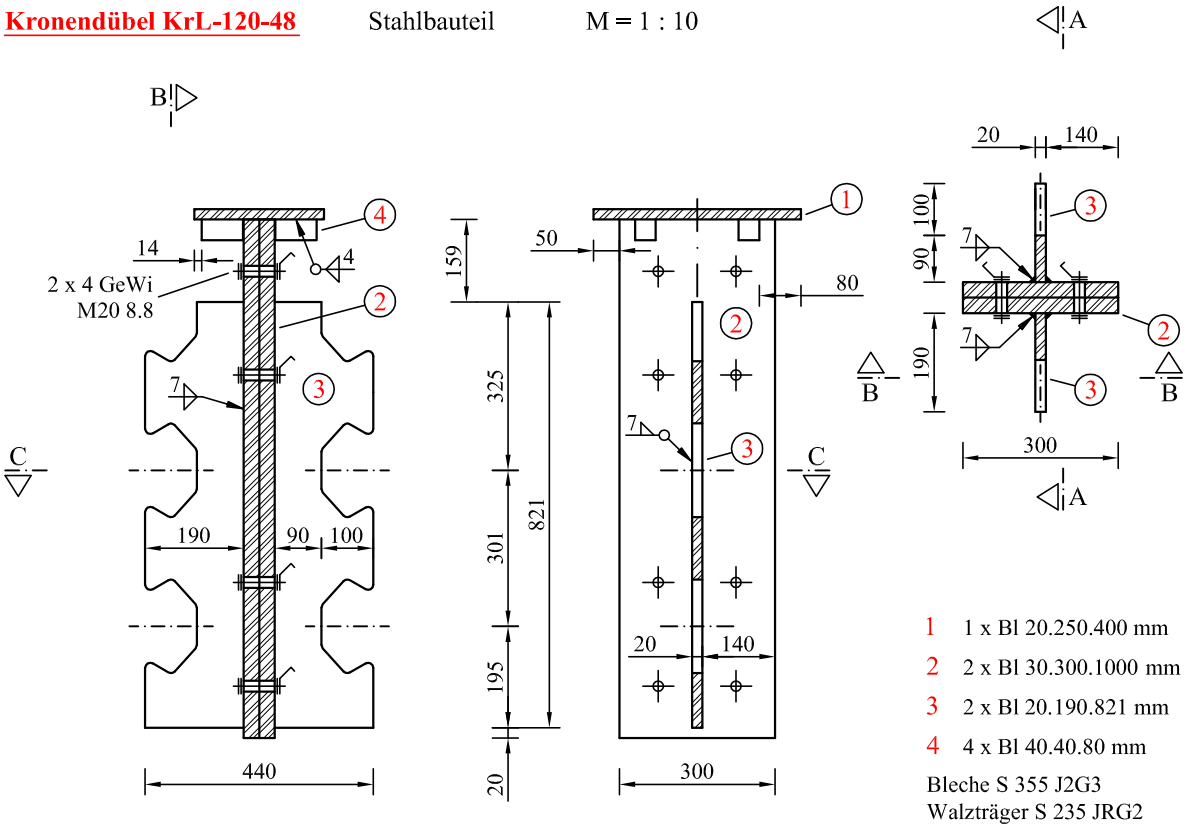




Ø 15 mm
Breite Kanal 3 mm
Frästiefe 2 mm

DMS-Applizierung
M = 1 : 10

# A.13 Stahlbauwerkstück KrL-120-48, Serie 3

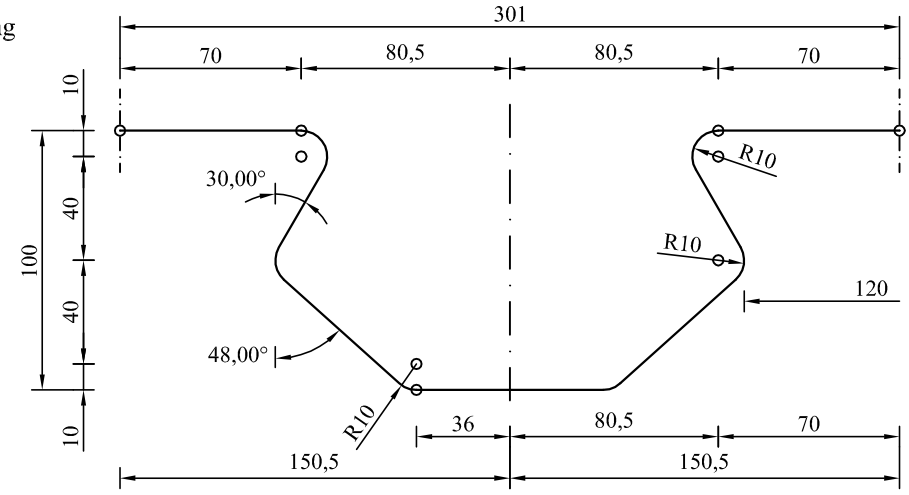
**Kronendübel KrL-120-48** Stahlbauteil M = 1 : 10

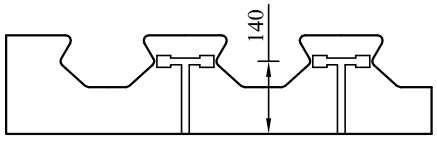



1 1 x Bl 20.250.400 mm
2 2 x Bl 30.300.1000 mm
3 2 x Bl 20.190.821 mm
4 4 x Bl 40.40.80 mm

Bleche S 355 J2G3
Walzträger S 235 JRG2

Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2



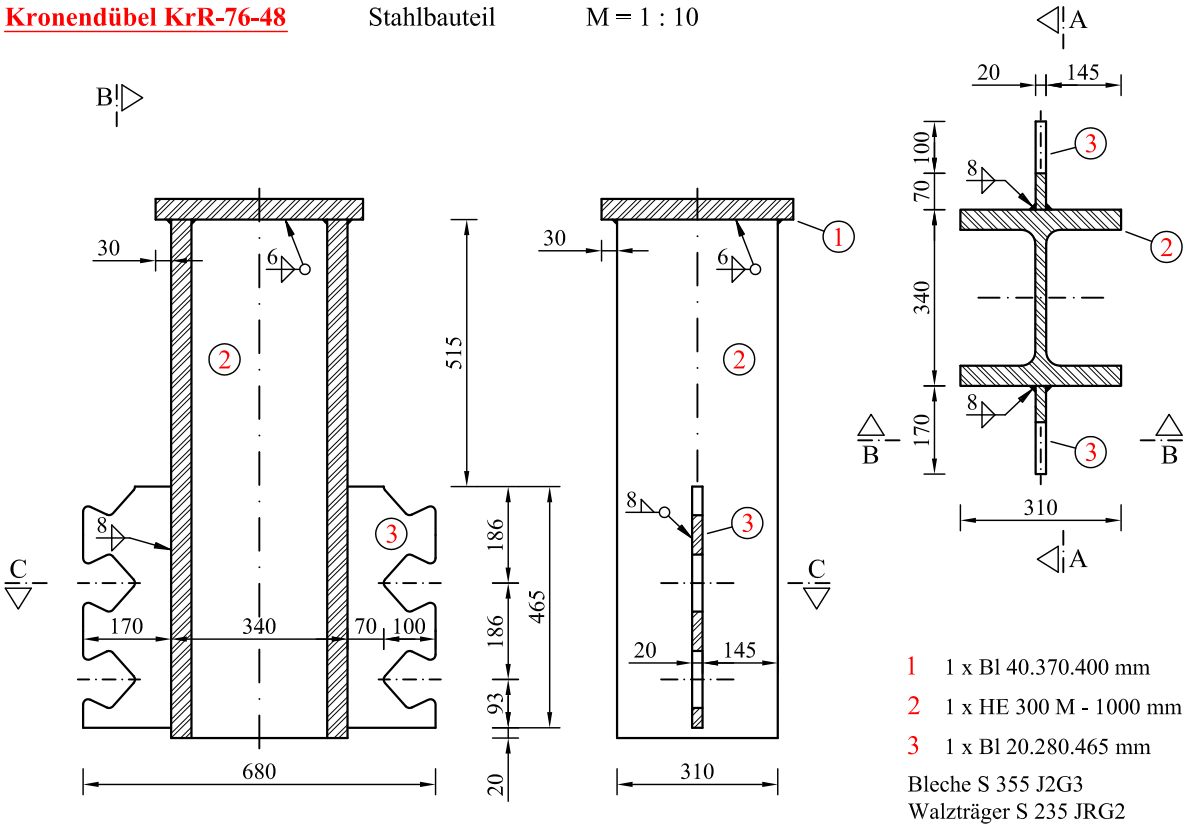




23 x 27 mm
Breite Kanal 15 mm
Frästiefe 2 mm

DMS-Applizierung
M = 1 : 10

# A.14 Stahlbauwerkstück KrR-76-48, Serie 1 und 2

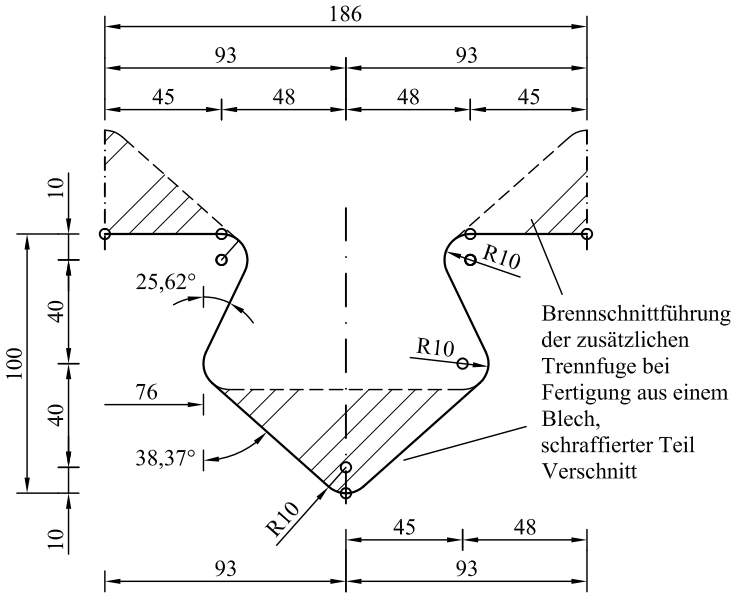
**Kronendübel KrR-76-48** Stahlbauteil M = 1 : 10

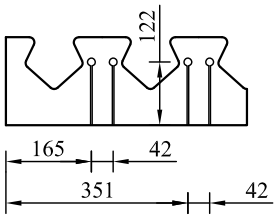



1 1 x Bl 40.370.400 mm
2 1 x HE 300 M - 1000 mm
3 1 x Bl 20.280.465 mm

Bleche S 355 J2G3
Walzträger S 235 JRG2

Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2



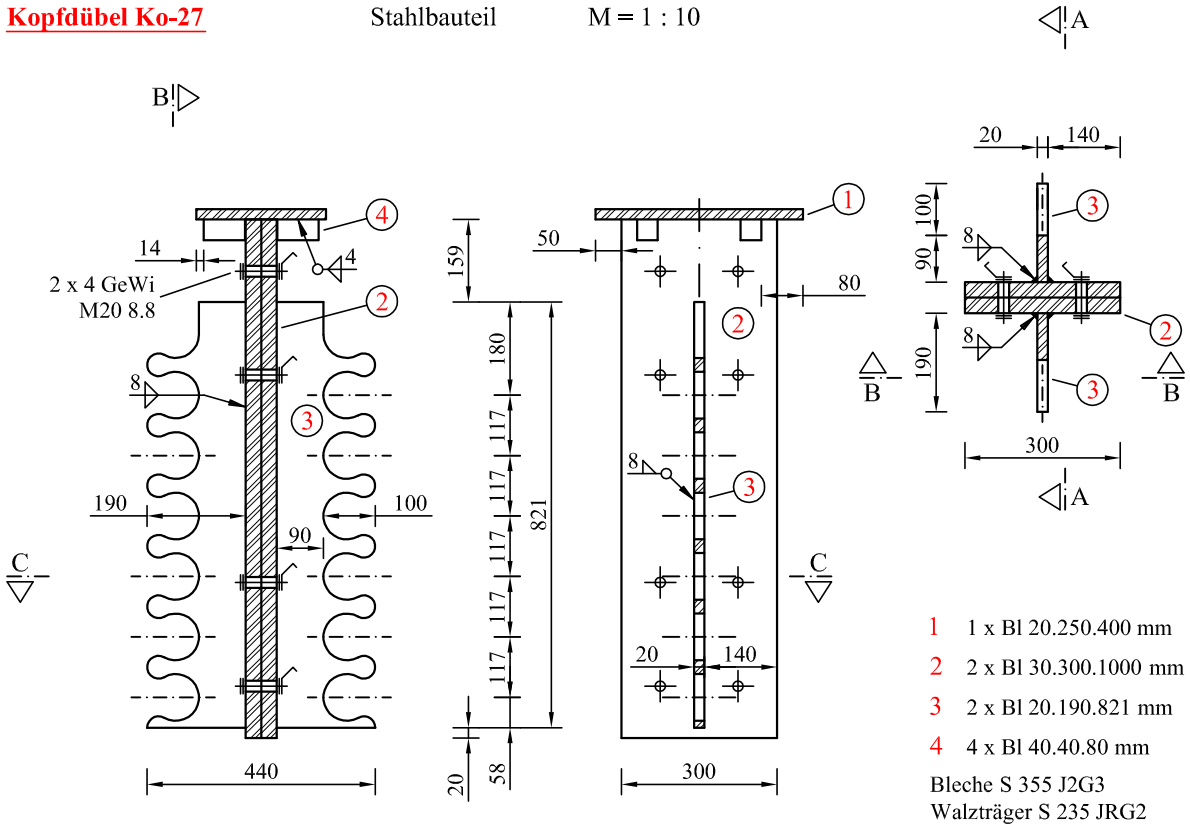




Ø 15 mm
Breite Kanal 3 mm
Frästiefe 2 mm

DMS-Applizierung
M = 1 : 10

# A.15 Stahlbauwerkstück Ko-27, Serie 3

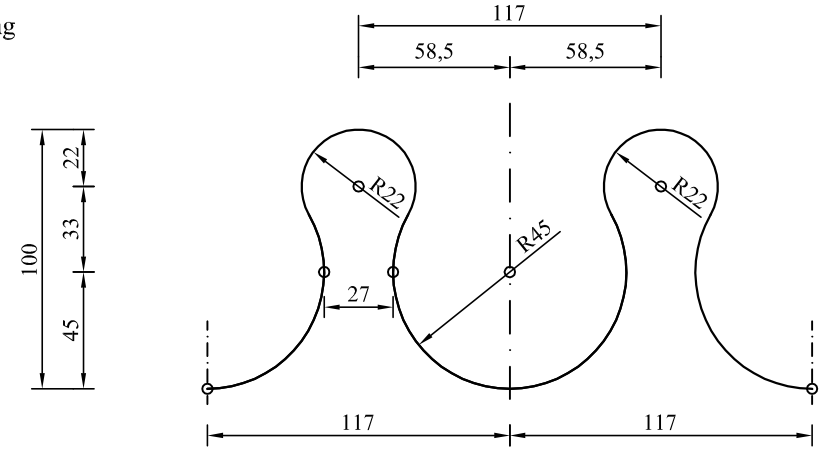
**Kopfdübel Ko-27** Stahlbauteil M = 1 : 10




1 1 x Bl 20.250.400 mm
2 2 x Bl 30.300.1000 mm
3 2 x Bl 20.190.821 mm
4 4 x Bl 40.40.80 mm

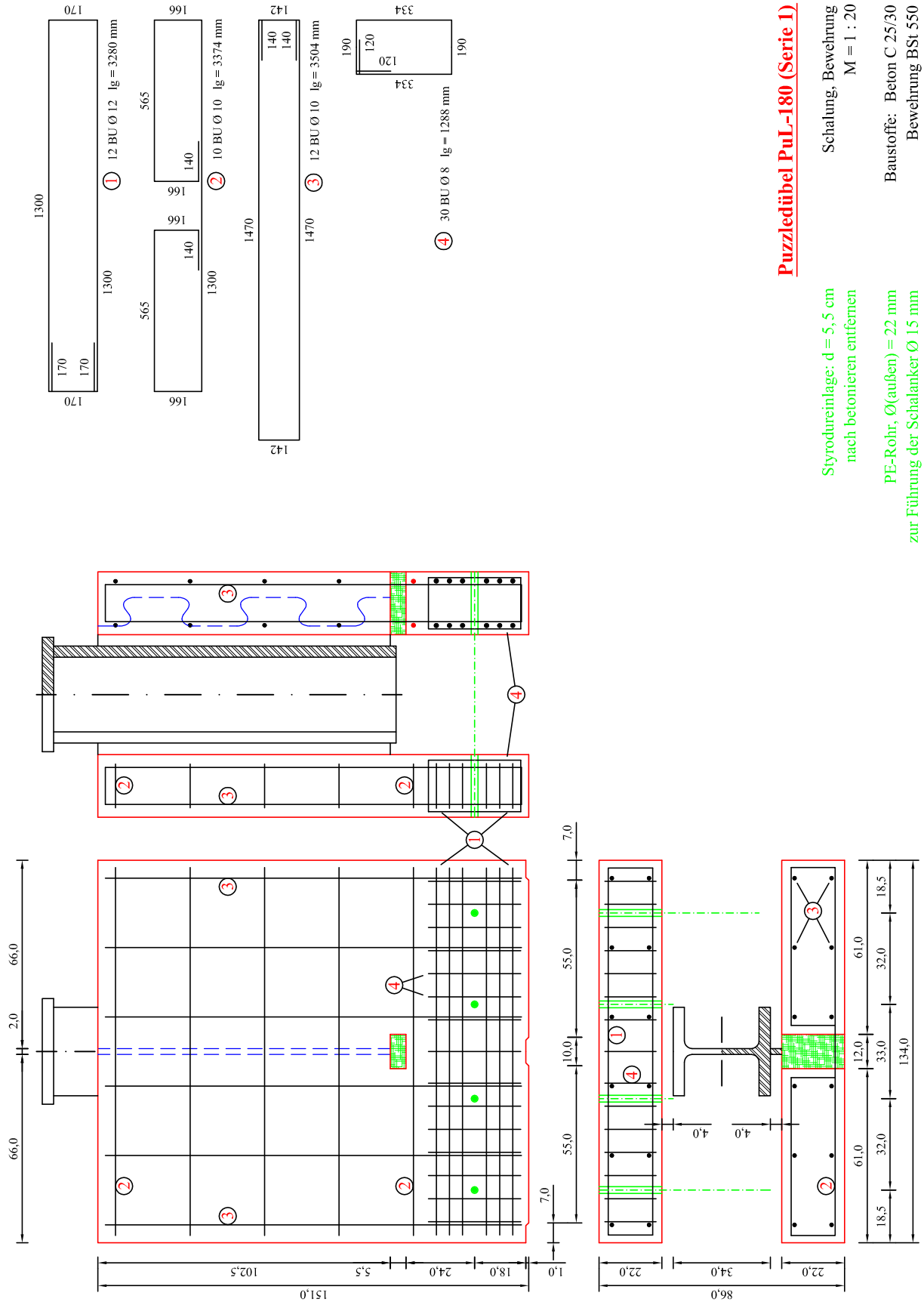
Bleche S 355 J2G3
Walzträger S 235 JRG2

Detail Dübelausnehmung
M = 1 : 2

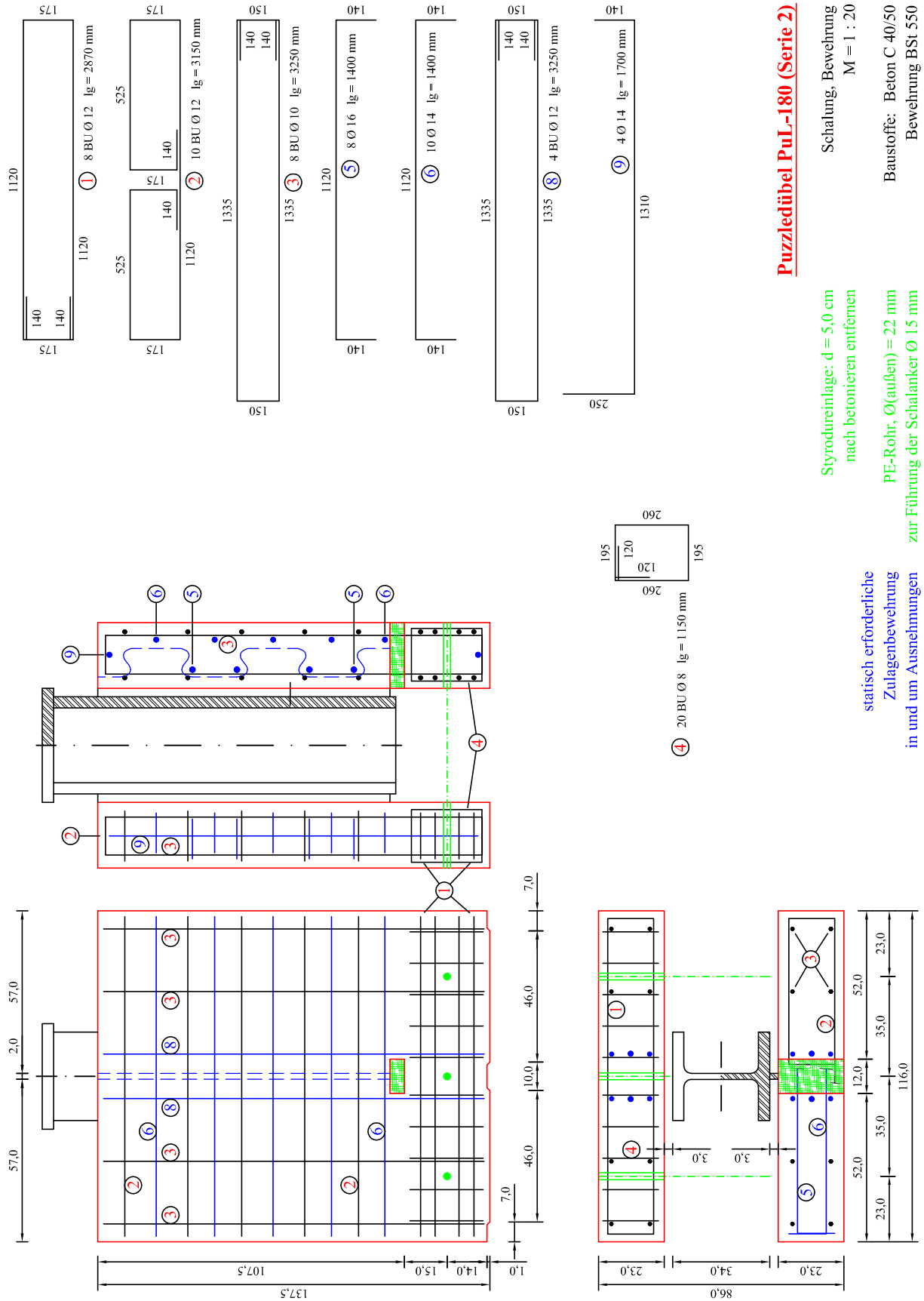



keine Dehnungsmessstreifen geklebt

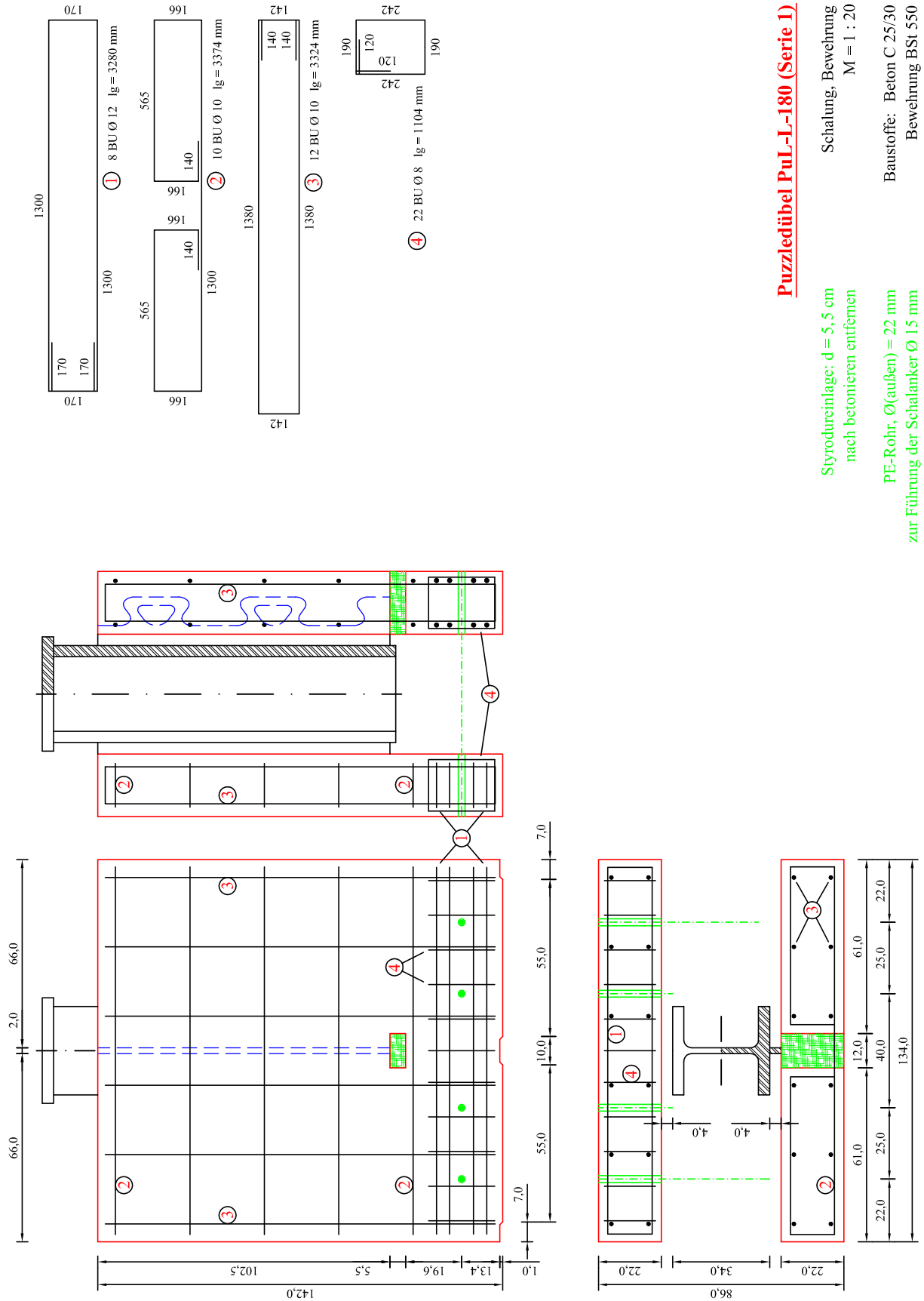
# A.16 Push-Out Versuchskörper PuL-180, Serie 1



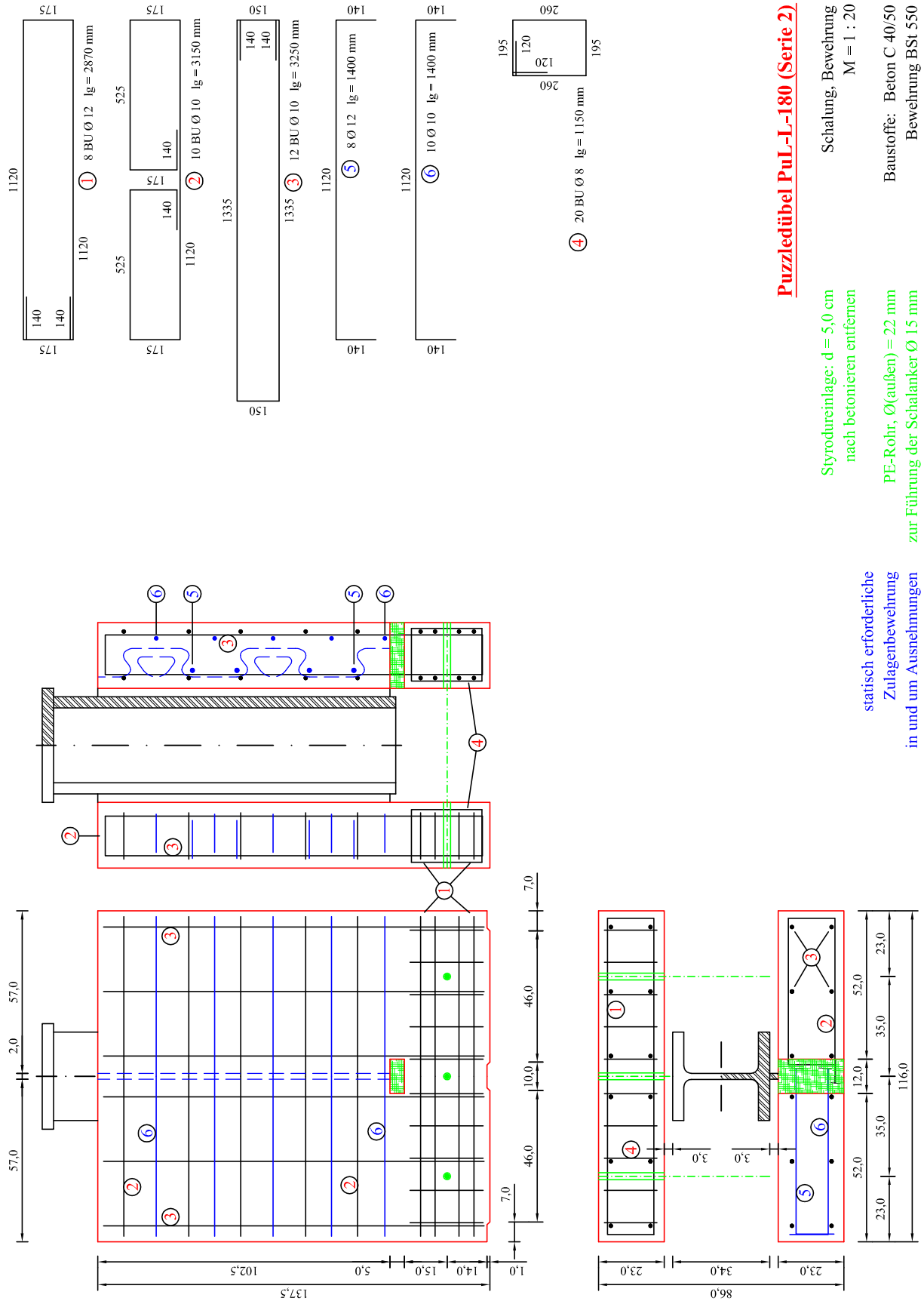
# A.17 Push-Out Versuchskörper PuL-180, Serie 2



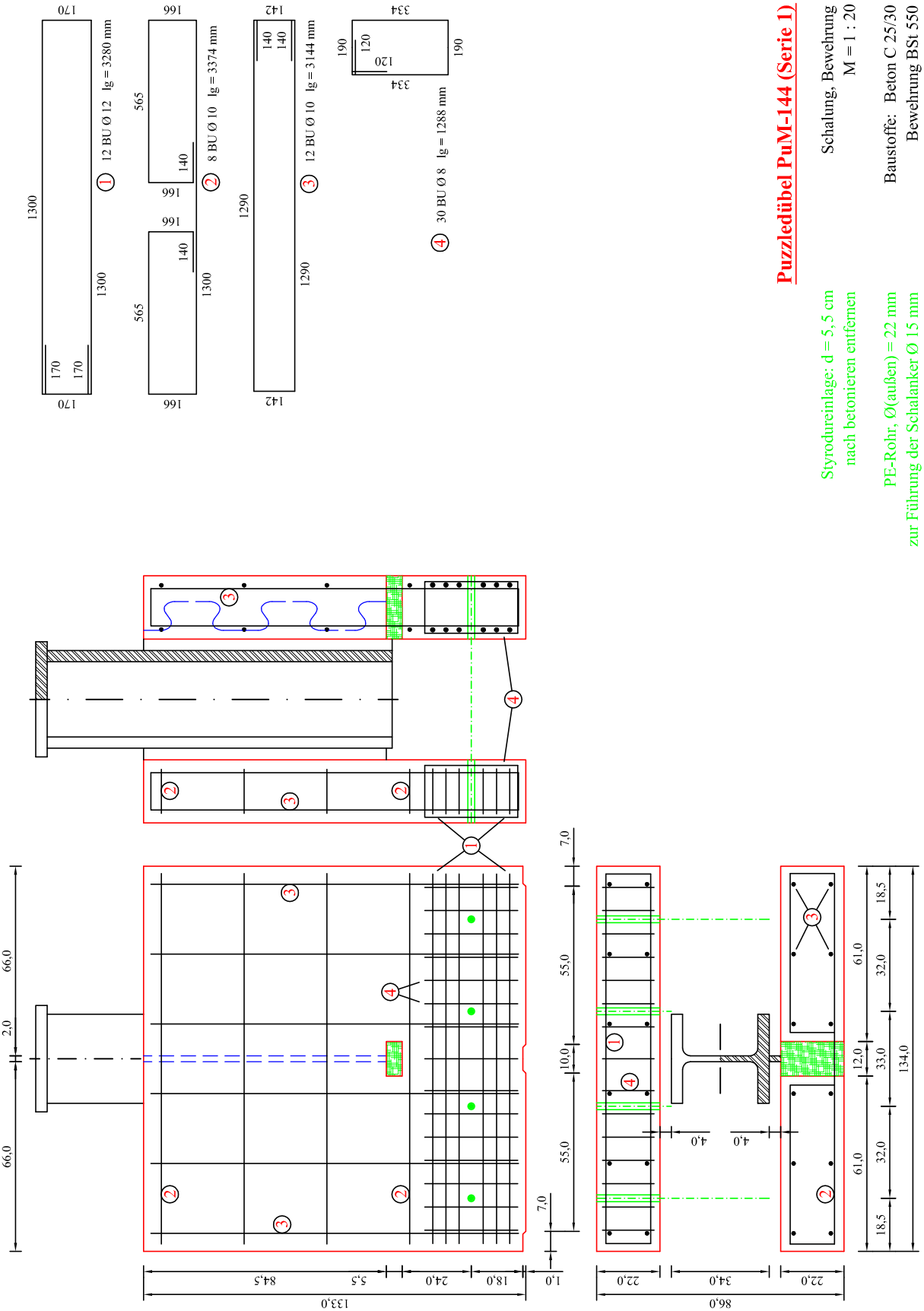
# A.18 Push-Out Versuchskörper PuL-L-180, Serie 1



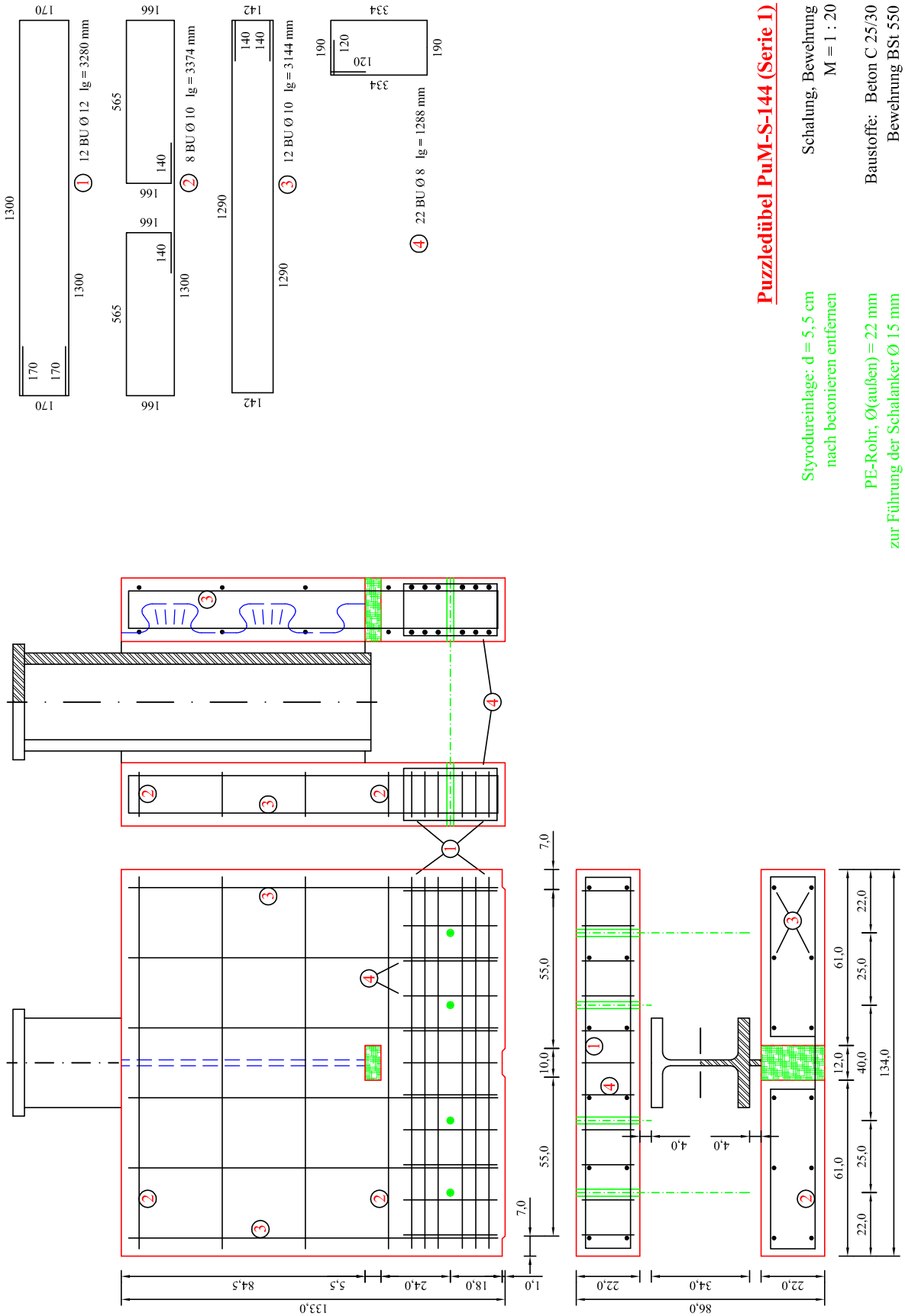
# A.19 Push-Out Versuchskörper PuL-L-180, Serie 2



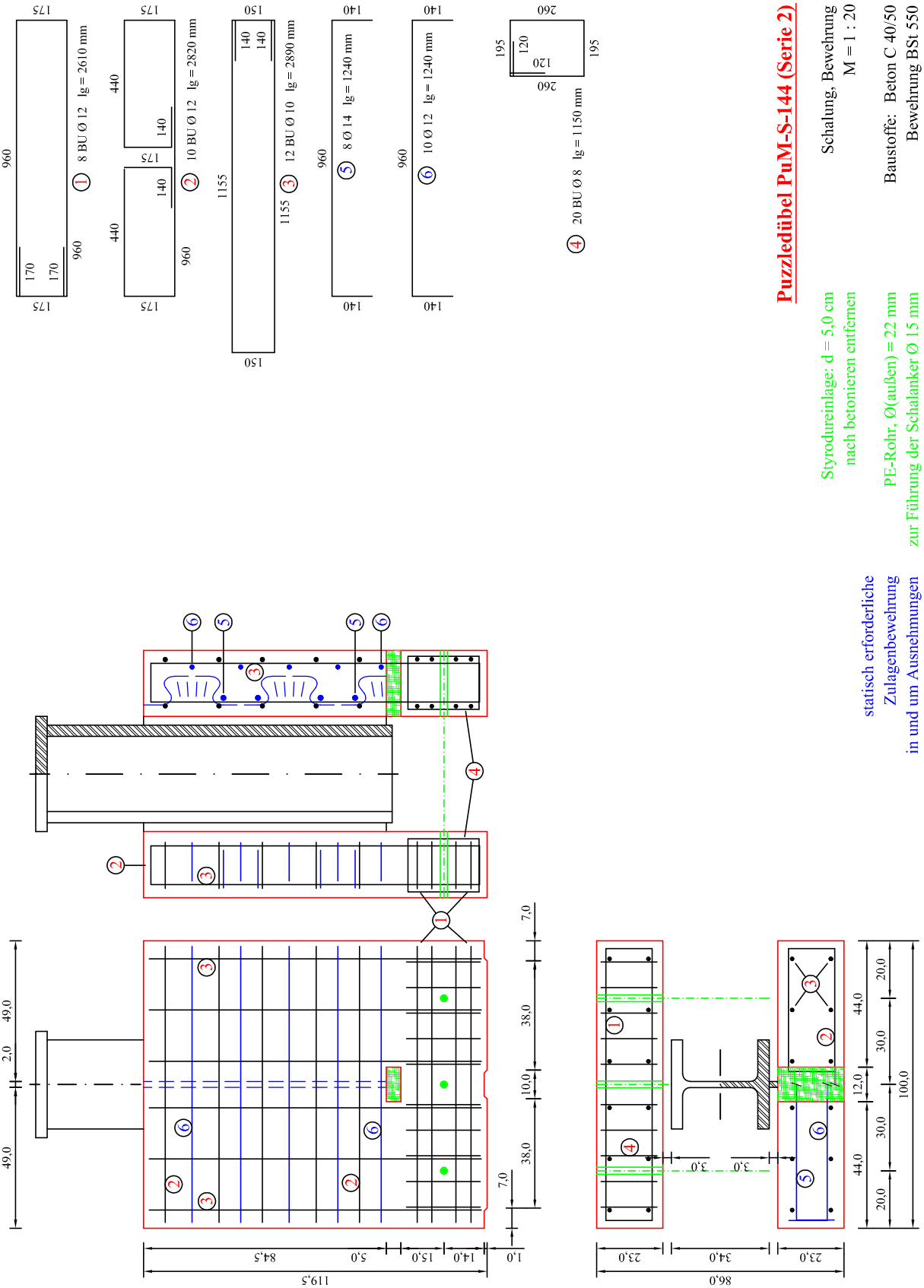
# A.20 Push-Out Versuchskörper PuM-144, Serie 1



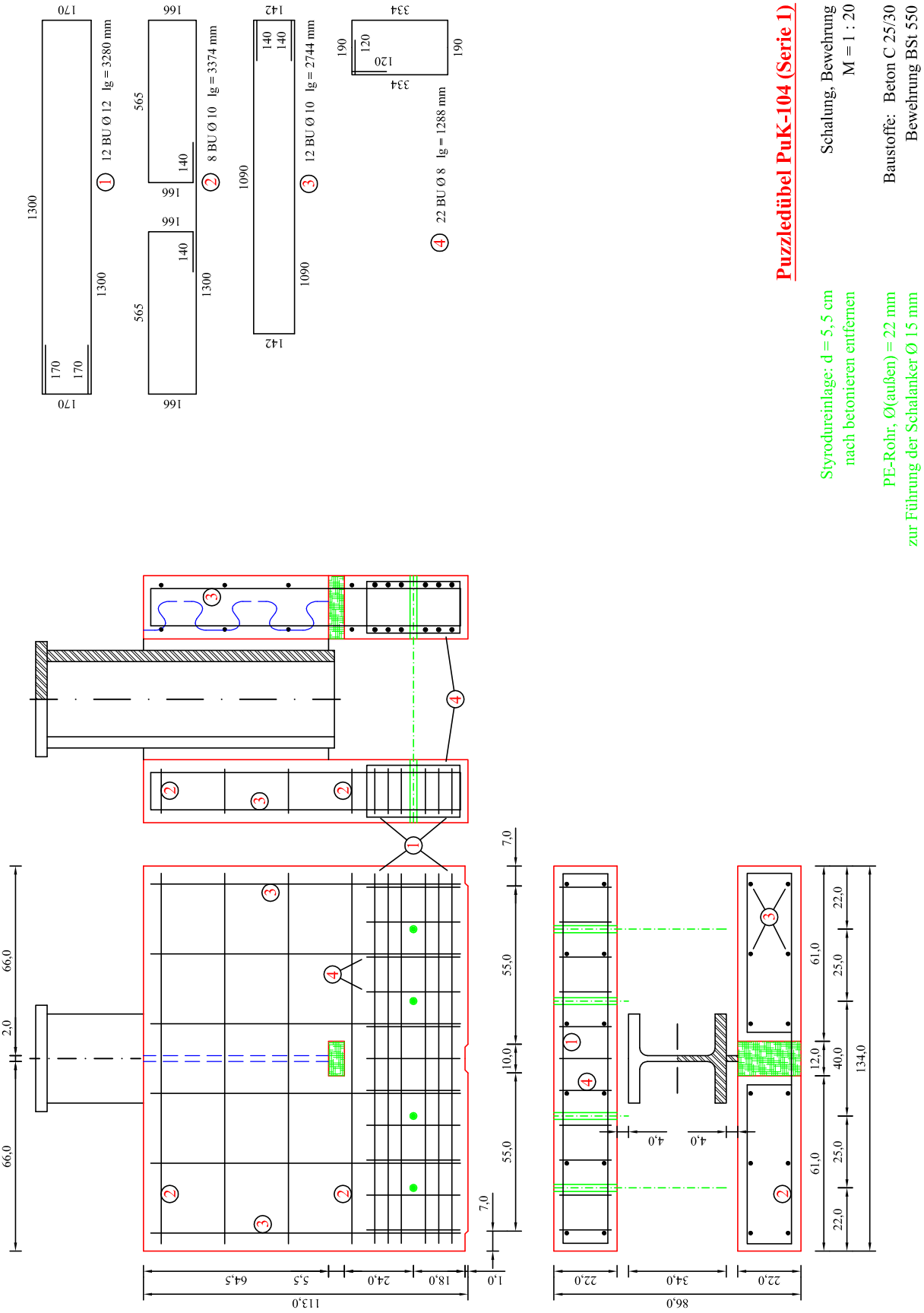
# A.21 Push-Out Versuchskörper PuM-S-144, Serie 1



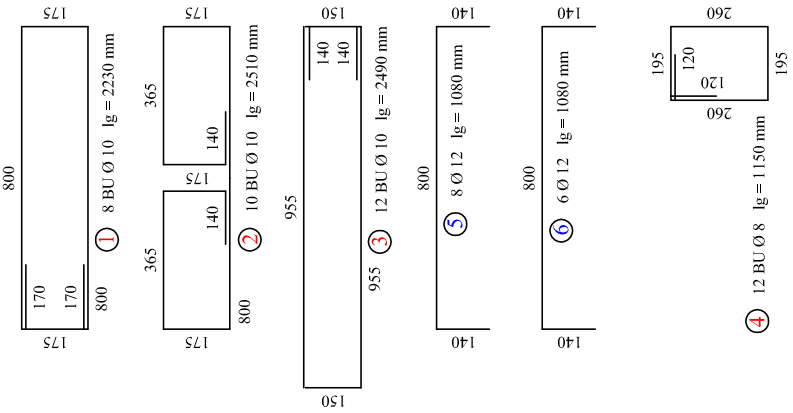
# A.22 Push-Out Versuchskörper PuM-S-144, Serie 2



# A.23 Push-Out Versuchskörper PuK-104, Serie 1



# A.24 Push-Out Versuchskörper PuK-104, Serie 2




**Puzzledübel PuK-104 (Serie 2)**

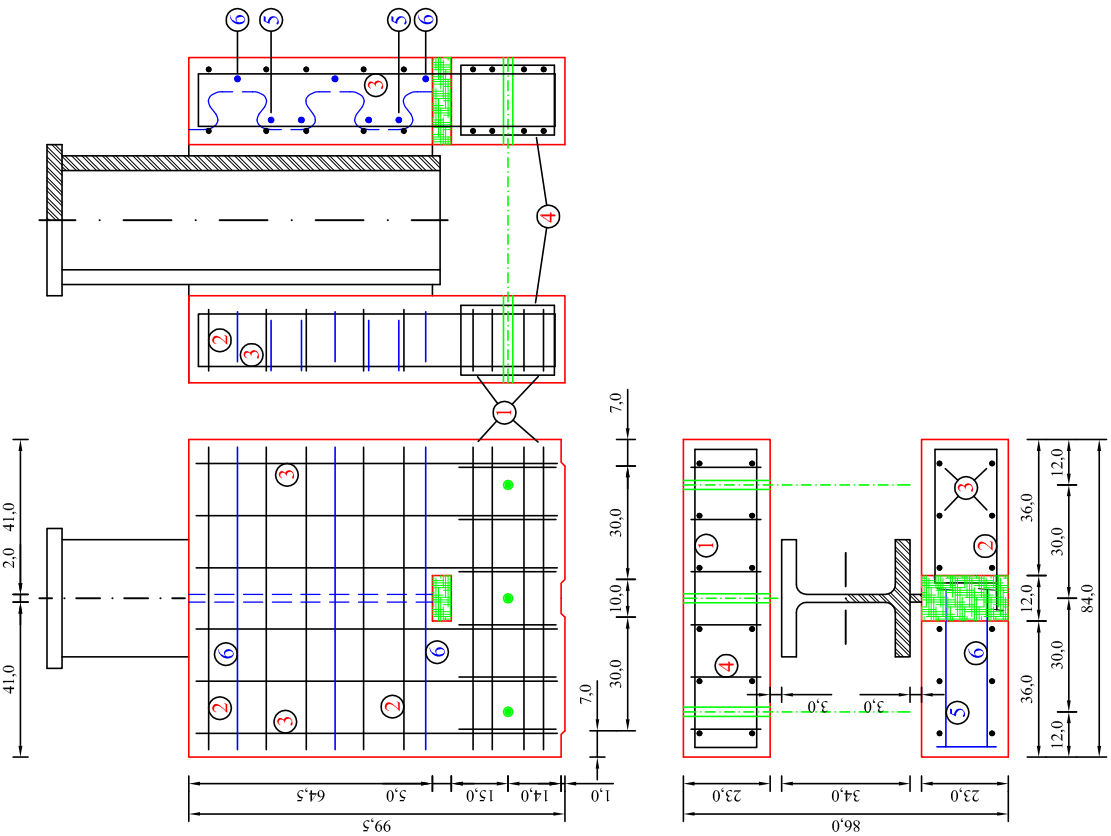
Schalung, Bewehrung
M = 1 : 20

Baustoffe: Beton C 40/50
Bewehrung BSt 550

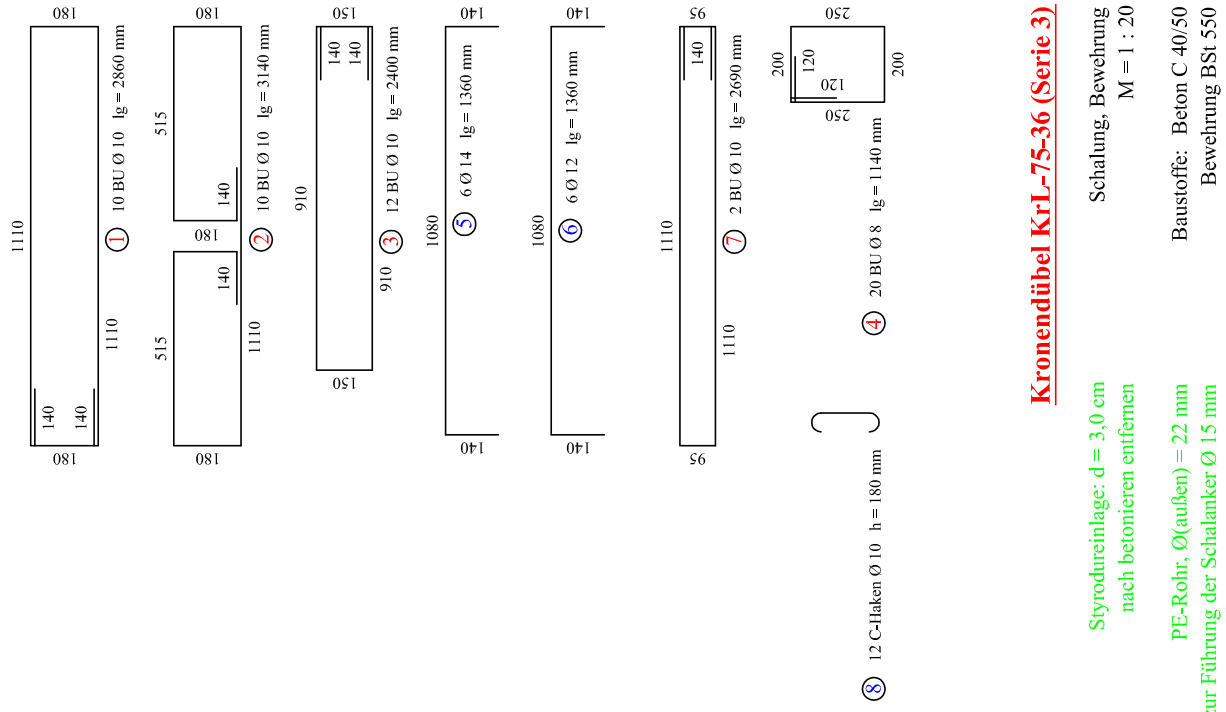
Styrodureinlage: d = 5,0 cm
nach betonieren entfernen

PE-Rohr, Ø(außen) = 22 mm
zur Führung der Schalanker Ø 15 mm

statisch erforderliche
Zulagenbewehrung
in und um Ausnehmungen



# A.25 Push-Out Versuchskörper KrL-75-36, Serie 3




**Kronendübel KrL-75-36 (Serie 3)**

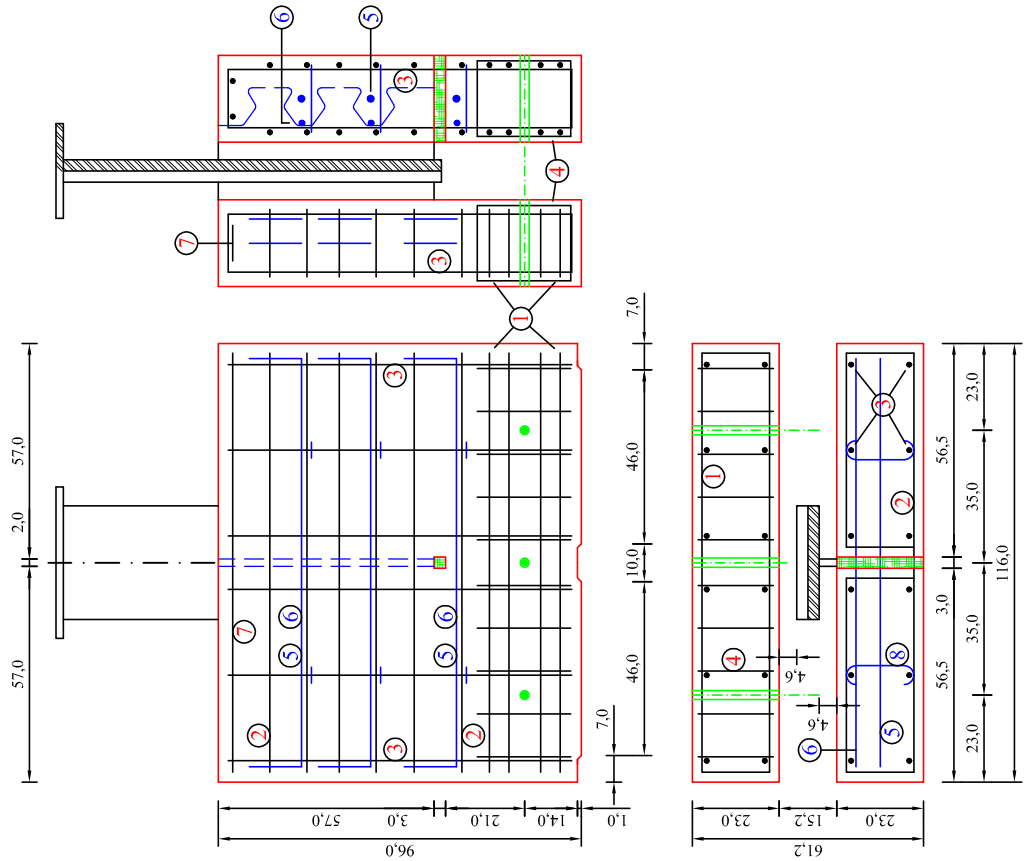
Schalung, Bewehrung
M = 1 : 20

Baustoffe: Beton C 40/50
Bewehrung BSt 550

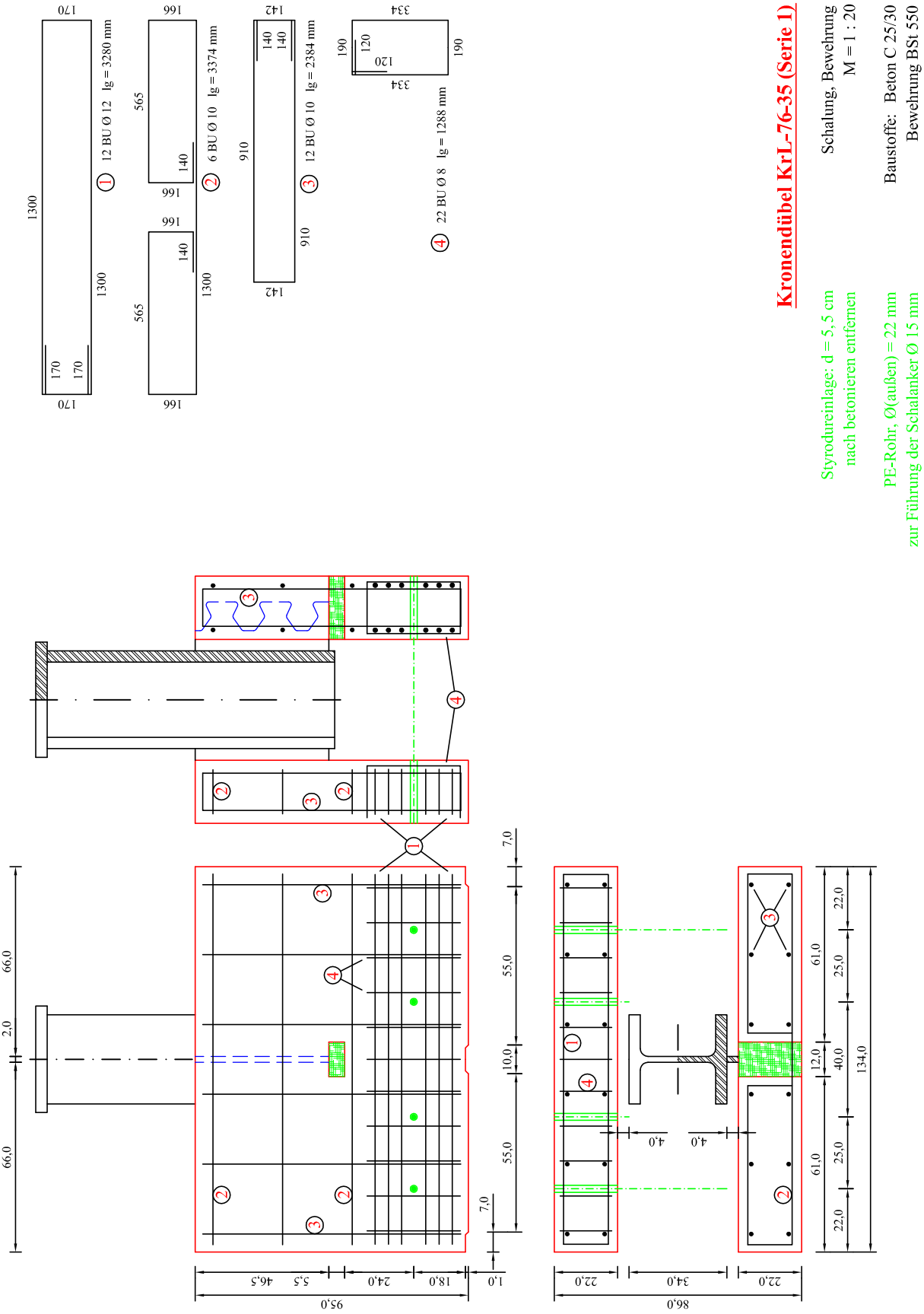
Styrodureinlage: d = 3,0 cm
nach betonieren entfernen

PE-Rohr, Ø(außen) = 22 mm
zur Führung der Schalanker Ø 15 mm

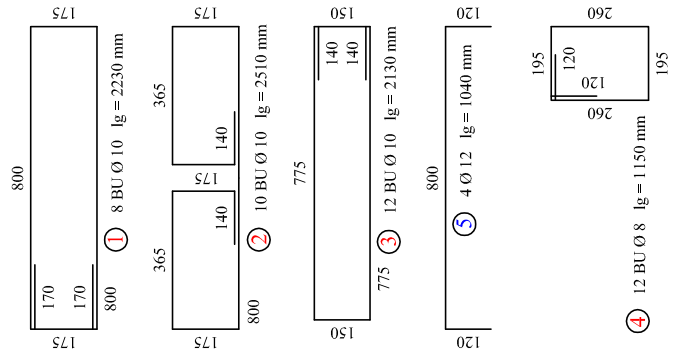
statisch erforderliche
Zulagenbewehrung
in und um Ausnehmungen



# A.26 Push-Out Versuchskörper KrL-76-35, Serie 1



# A.27 Push-Out Versuchskörper KrL-76-35, Serie 2




**Kronendübel KrL-76-35 (Serie 2)**

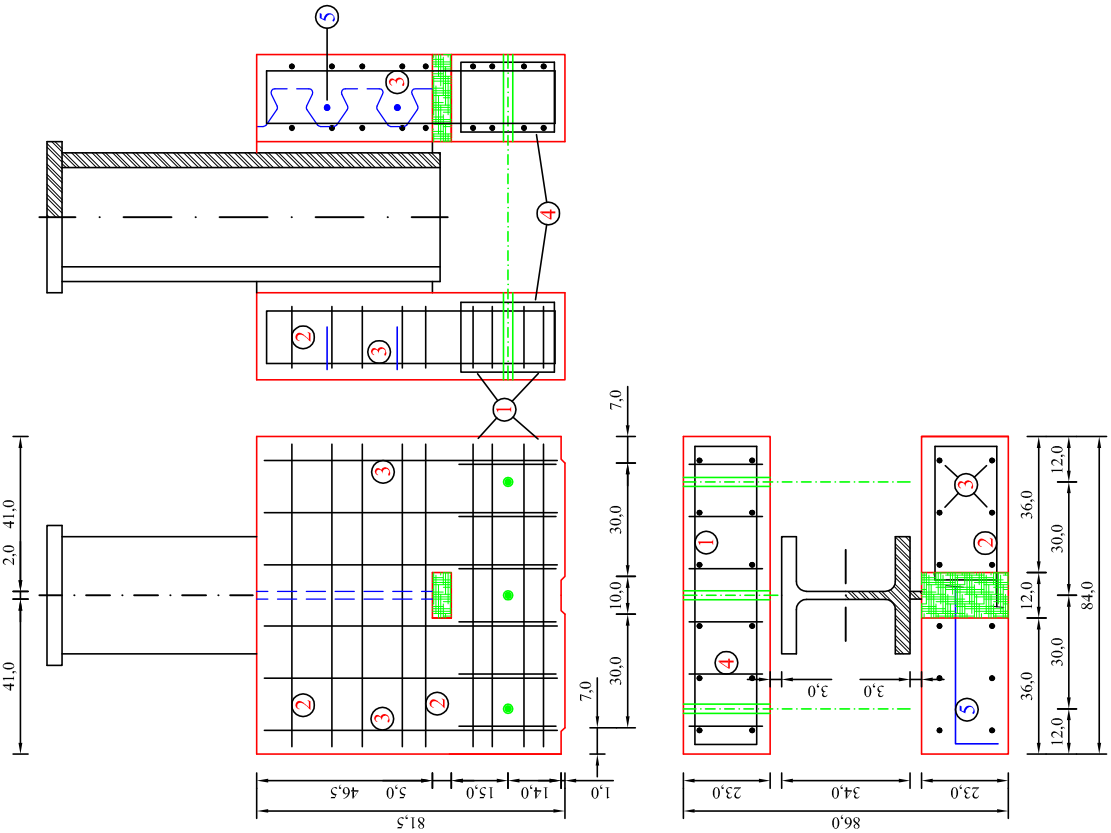
Schalung, Bewehrung
M = 1 : 20

Baustoffe: Beton C 40/50
Bewehrung BSt 550

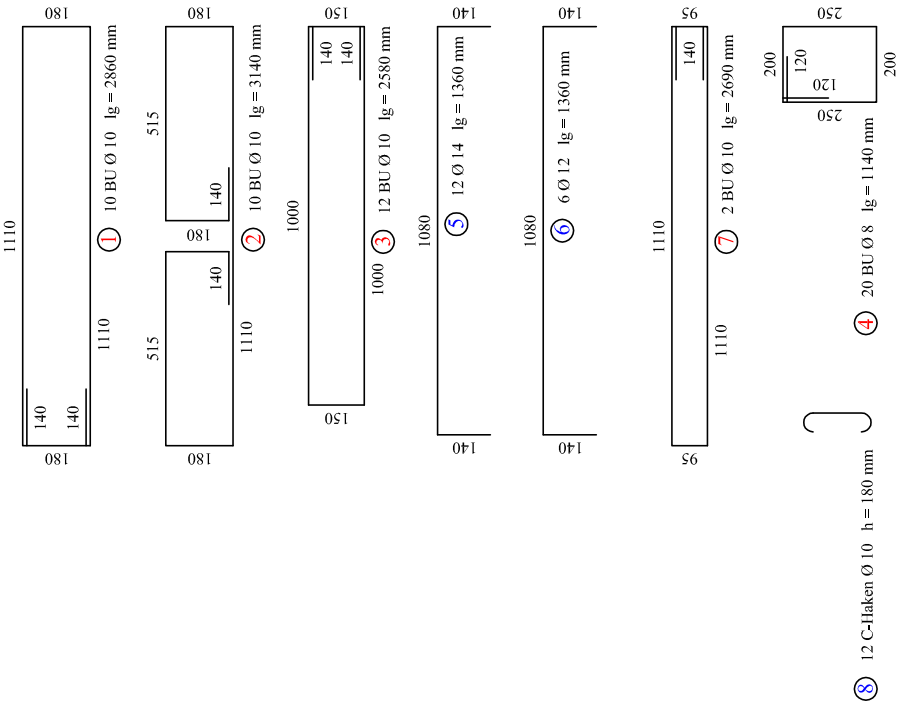
Styrodureinlage: d = 5,0 cm
nach betonieren entfernen

PE-Rohr, Ø(außen) = 22 mm
zur Führung der Schalanker Ø 15 mm

statisch erforderliche
Zulagenbewehrung
in und um Ausnehmungen



# A.28 Push-Out Versuchskörper KrL-90-40, Serie 3




**Kronendübel KrL-90-40 (Serie 3)**

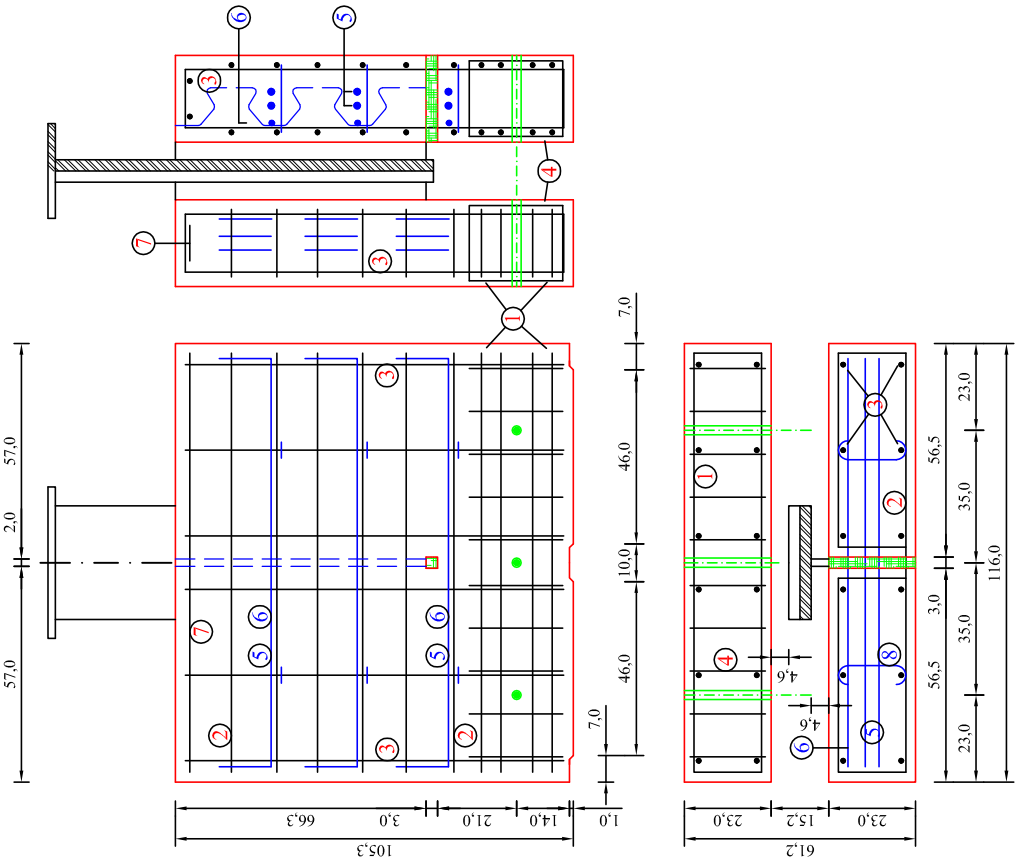
Schalung, Bewehrung
M = 1 : 20

Baustoffe: Beton C 40/50
Bewehrung BSt 550

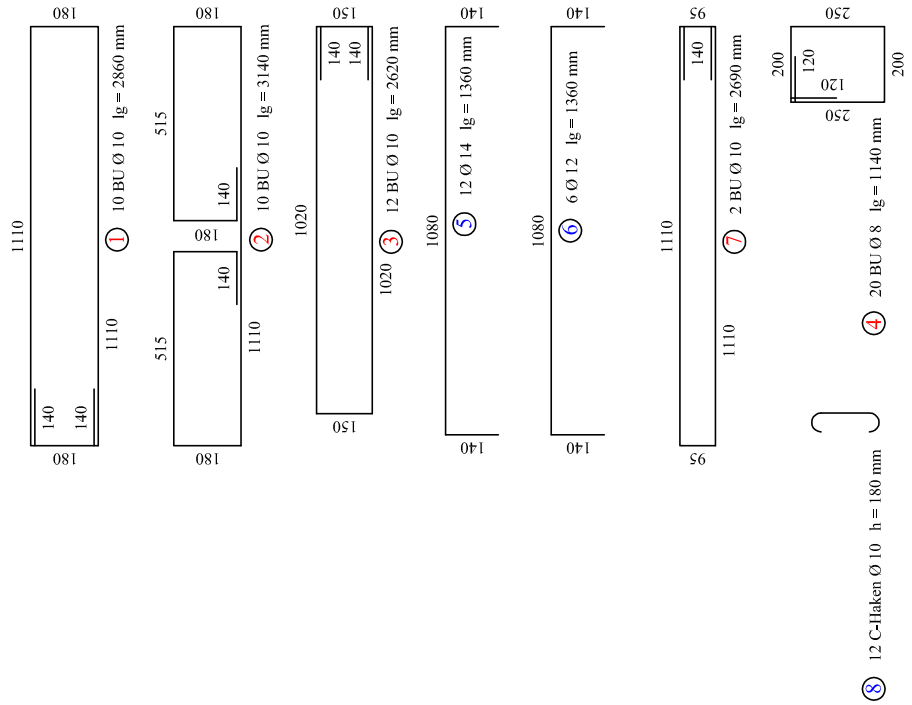
Styrodureinlage: d = 3,0 cm
nach betonieren entfernen

PE-Rohr, Ø(außen) = 22 mm
zur Führung der Schalanker Ø 15 mm

statisch erforderliche
Zulagenbewehrung
in und um Ausnehmungen



# A.29 Push-Out Versuchskörper KrL-105-35, Serie 3




**Kronendübel KrL-105-35 (Serie 3)**

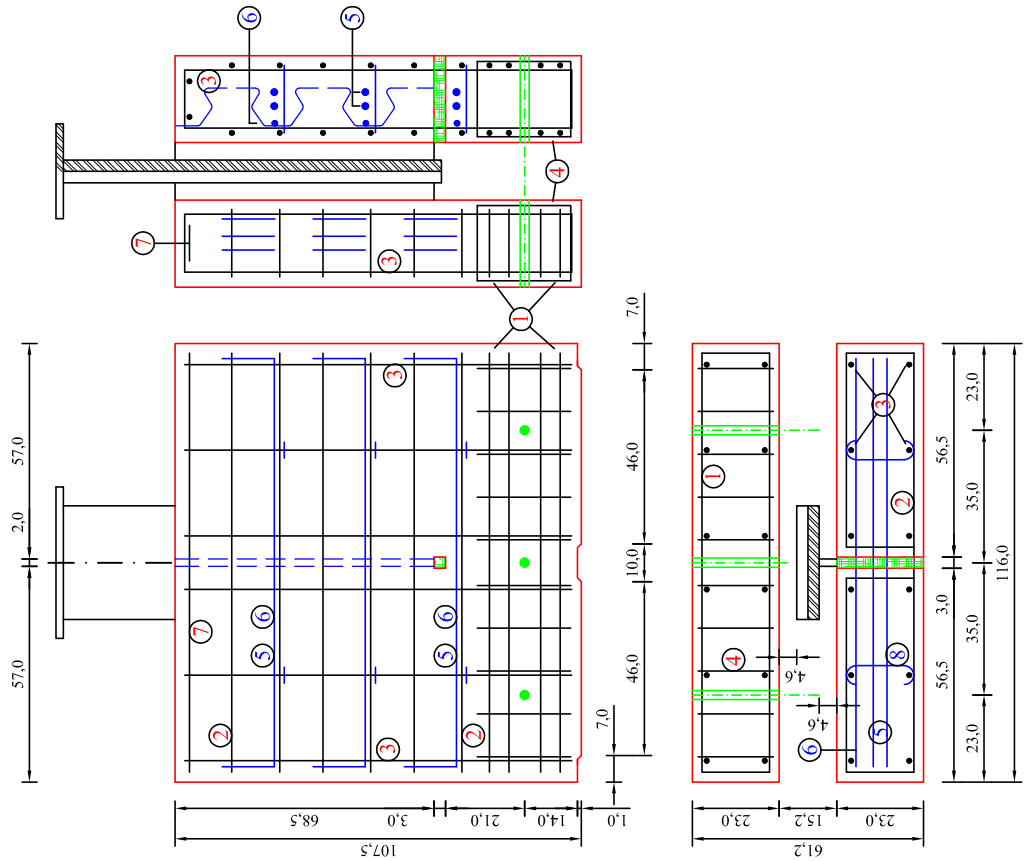
Schalung, Bewehrung
M = 1 : 20

Baustoffe: Beton C 40/50
Bewehrung BSt 550

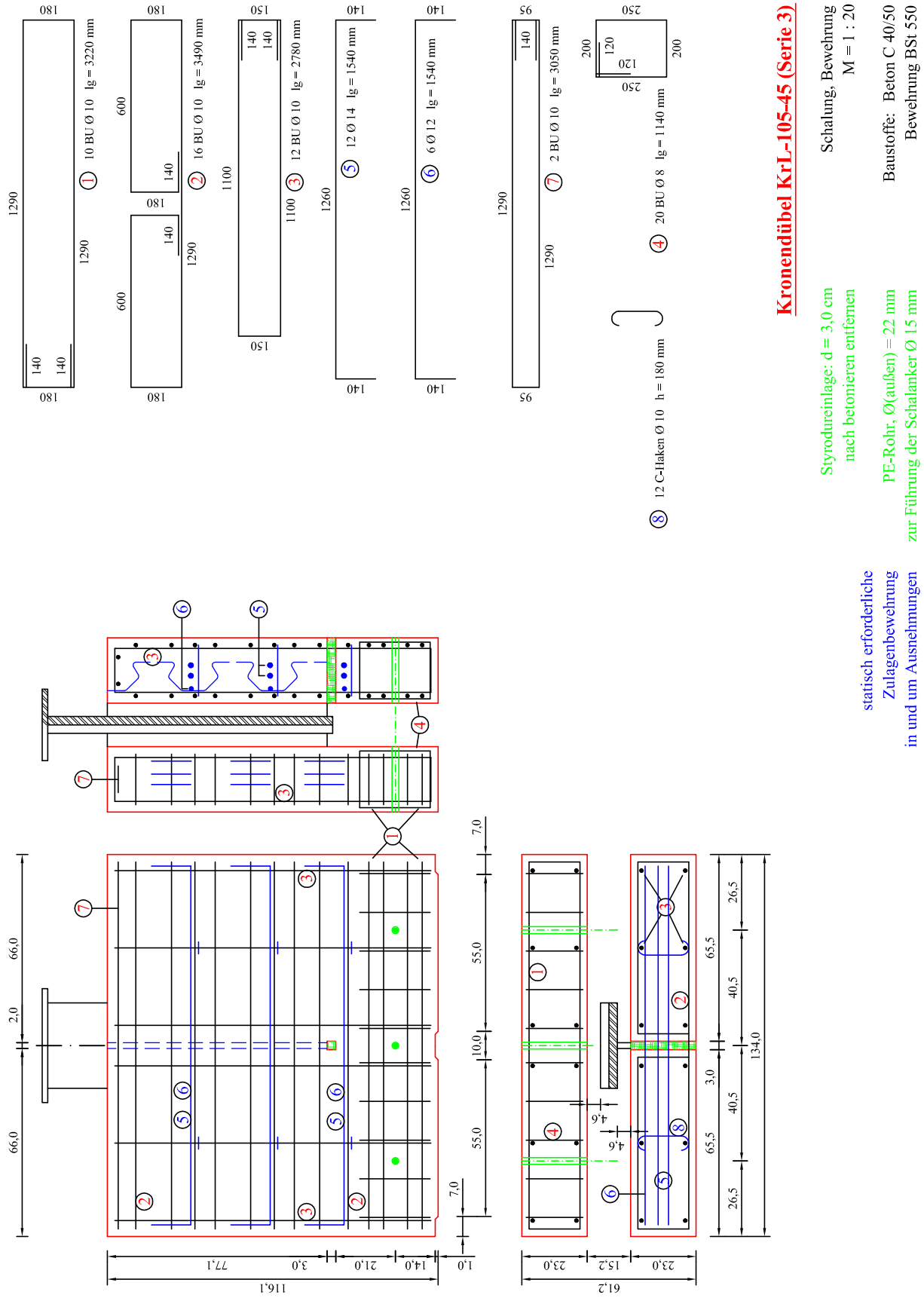
Styrodureinlage: d = 3,0 cm
nach betonieren entfernen

PE-Rohr, Ø(außen) = 22 mm
zur Führung der Schalanker Ø 15 mm

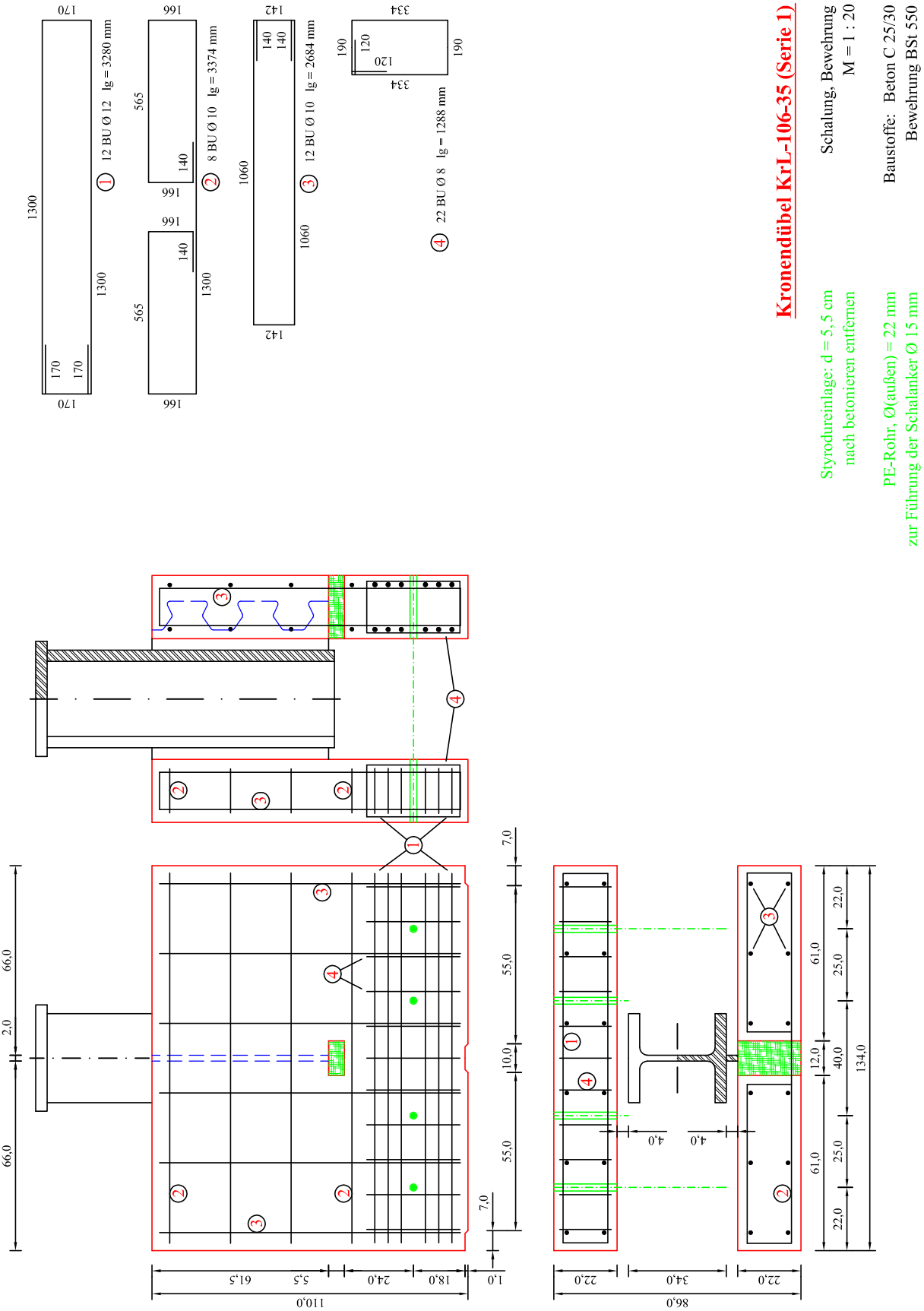
statisch erforderliche
Zulagenbewehrung
in und um Ausnehmungen



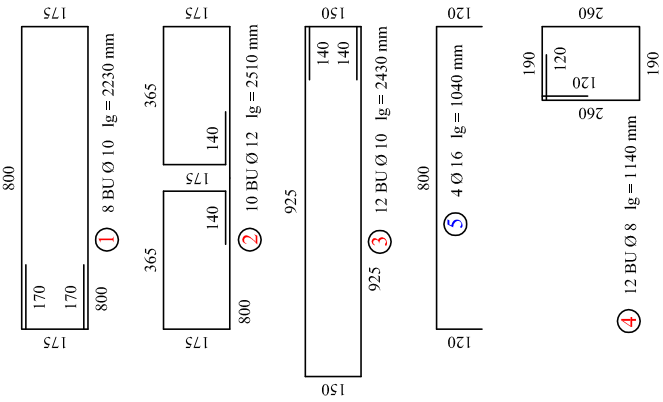
# A.30 Push-Out Versuchskörper KrL-105-45, Serie 3



# A.31 Push-Out Versuchskörper KrL-106-35, Serie 1



# A.32 Push-Out Versuchskörper KrL-106-35, Serie 2




**Kronendübel KrL-106-35 (Serie 2)**

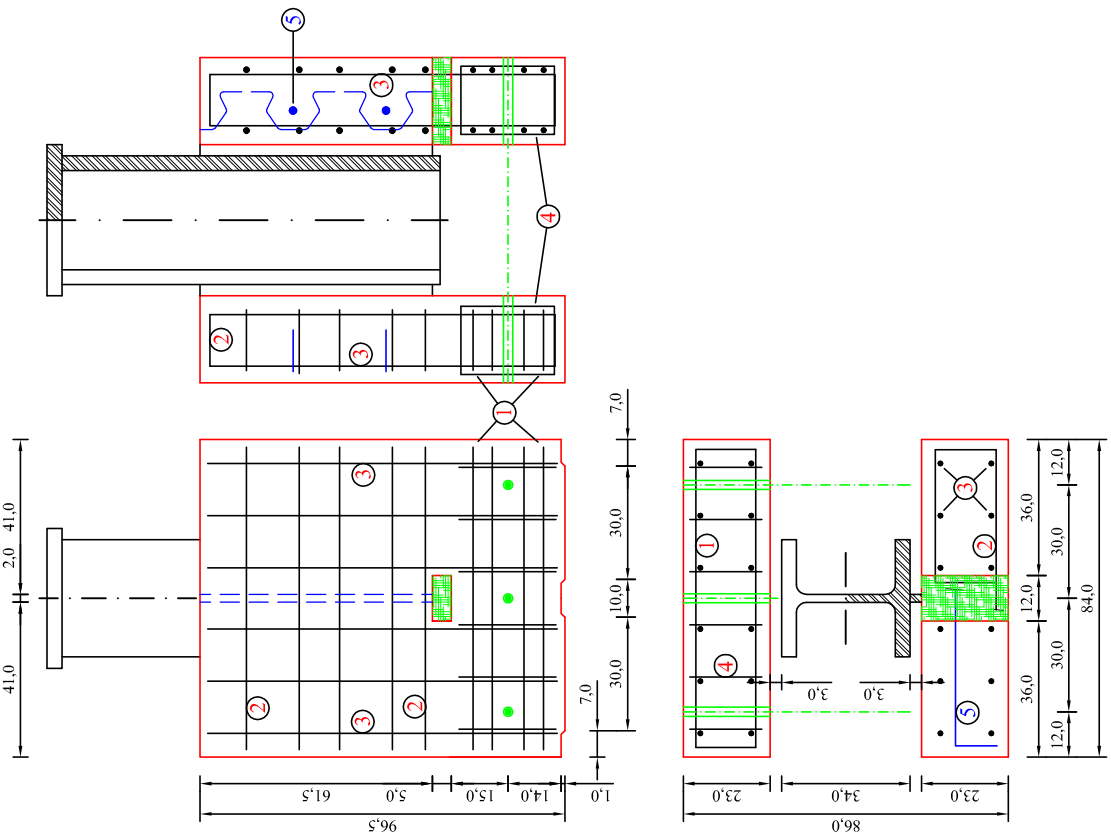
Schalung, Bewehrung
M = 1 : 20

Baustoffe: Beton C 40/50
Bewehrung BSt 550

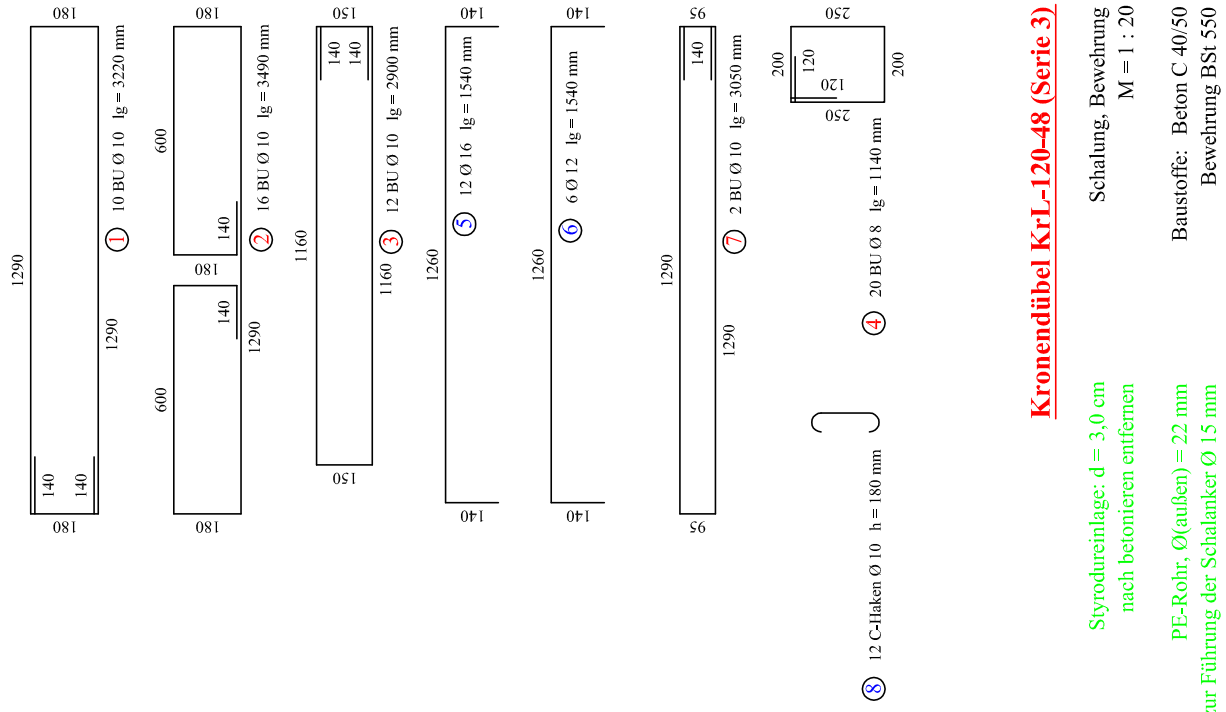
Styrodureinlage: d = 5,0 cm
nach betonieren entfernen

PE-Rohr, Ø(außen) = 22 mm
zur Führung der Schalanker Ø 15 mm

statisch erforderliche
Zulagenbewehrung
in und um Ausnehmungen



# A.33 Push-Out Versuchskörper KrL-120-48, Serie 3




**Kronendübel KrL-120-48 (Serie 3)**

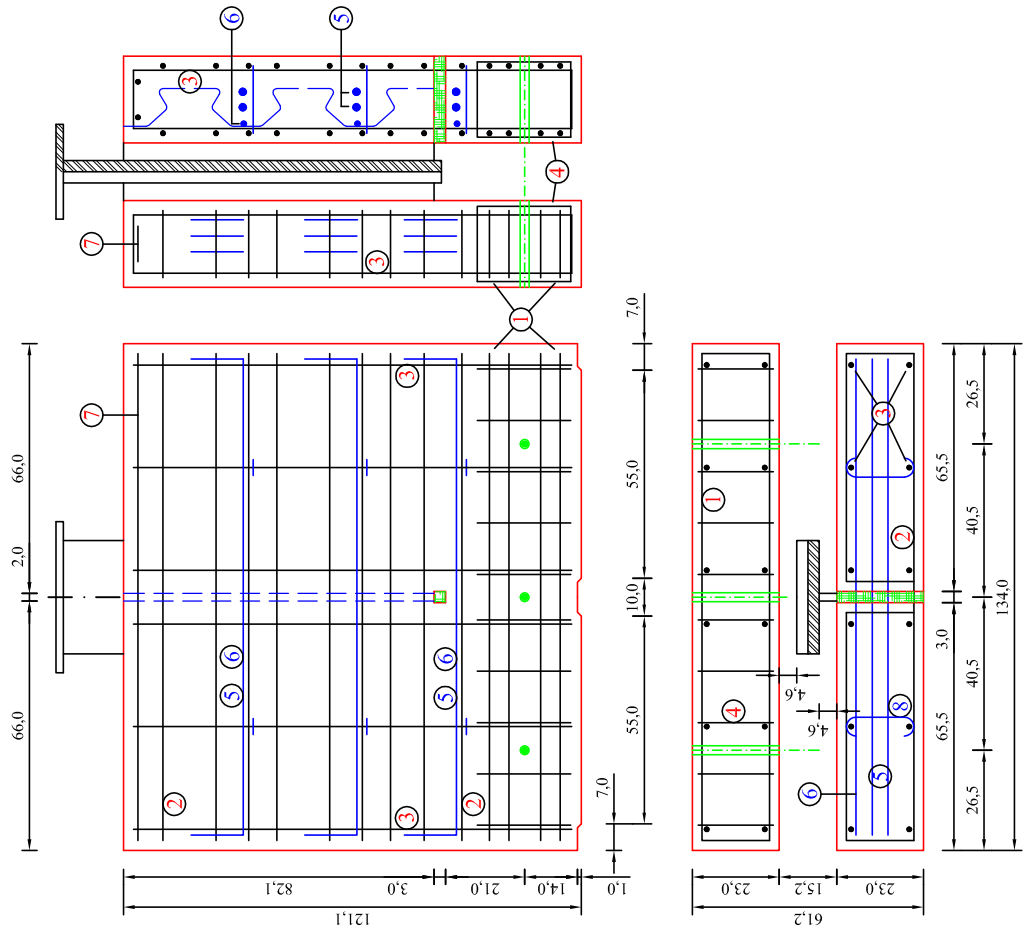
Schalung, Bewehrung
M = 1 : 20

Baustoffe: Beton C 40/50
Bewehrung BSt 550

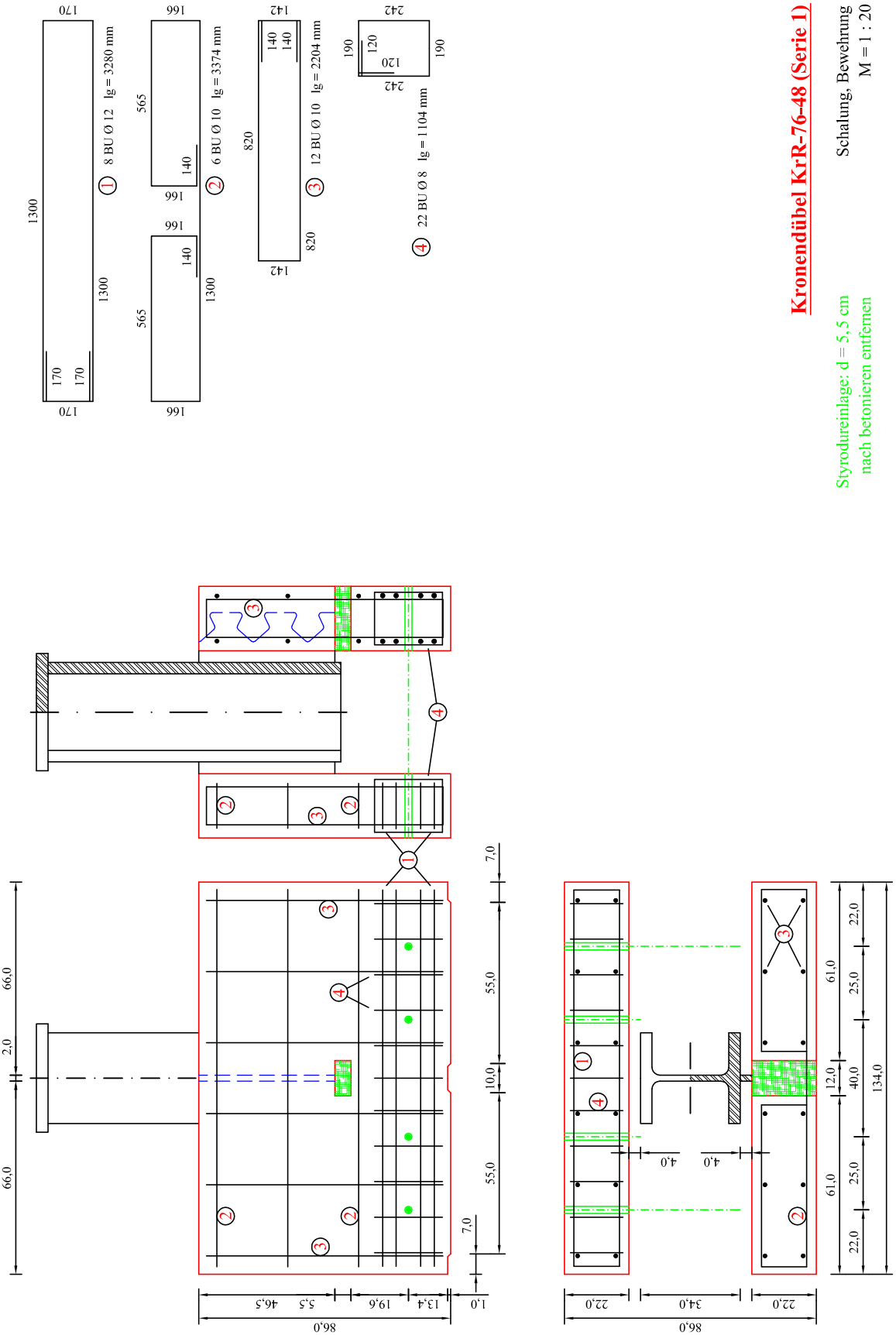
Styrodureinlage: d = 3,0 cm
nach betonieren entfernen

PE-Rohr, Ø(außen) = 22 mm
zur Führung der Schalanker Ø 15 mm

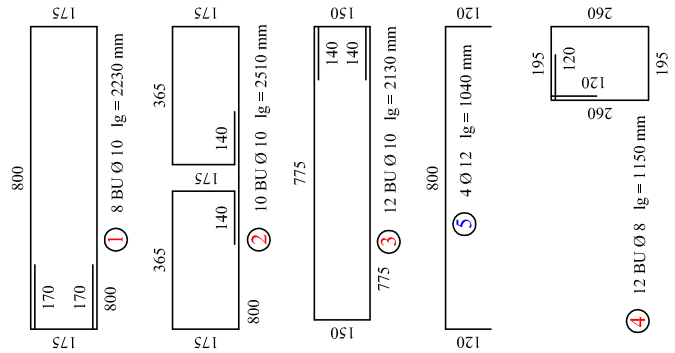
statisch erforderliche
Zulagenbewehrung
in und um Ausnehmungen



# A.34 Push-Out Versuchskörper KrR-76-48, Serie 1



# A.35 Push-Out Versuchskörper KrR-76-48, Serie 2




**Kronendübel KrR-76-48 (Serie 2)**

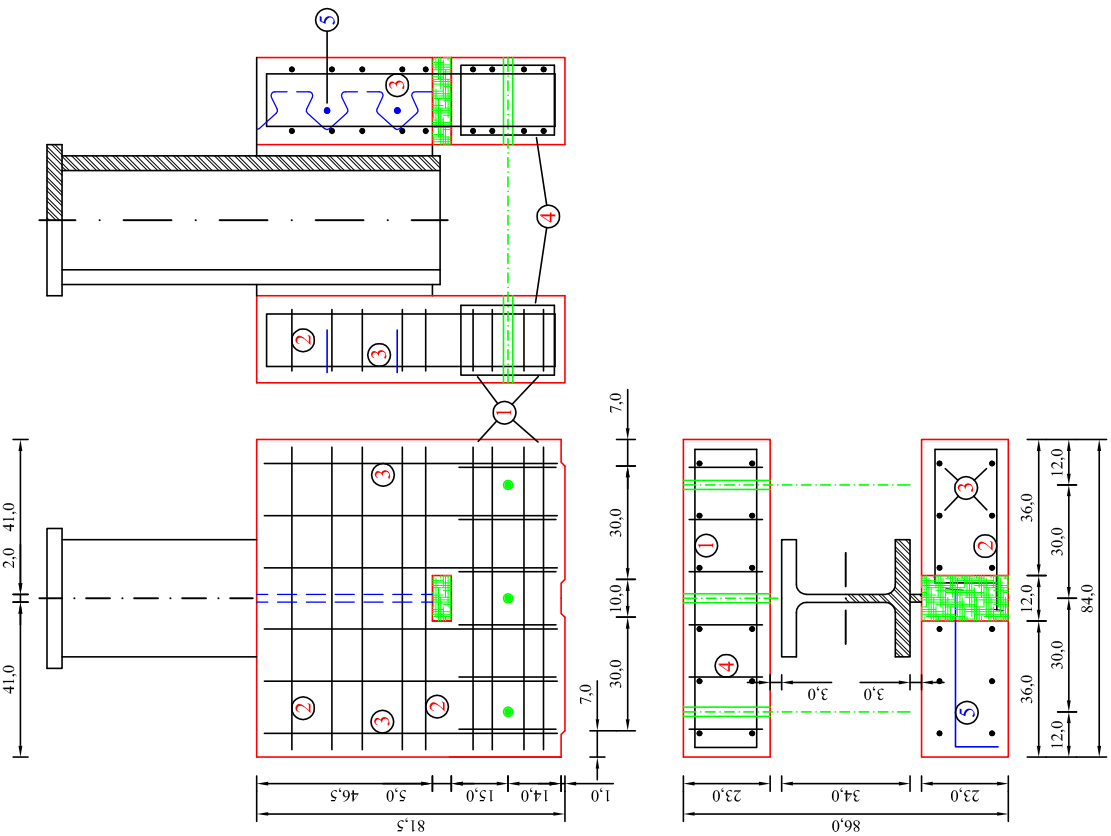
Schalung, Bewehrung
M = 1 : 20

Baustoffe: Beton C 40/50
Bewehrung BSt 550

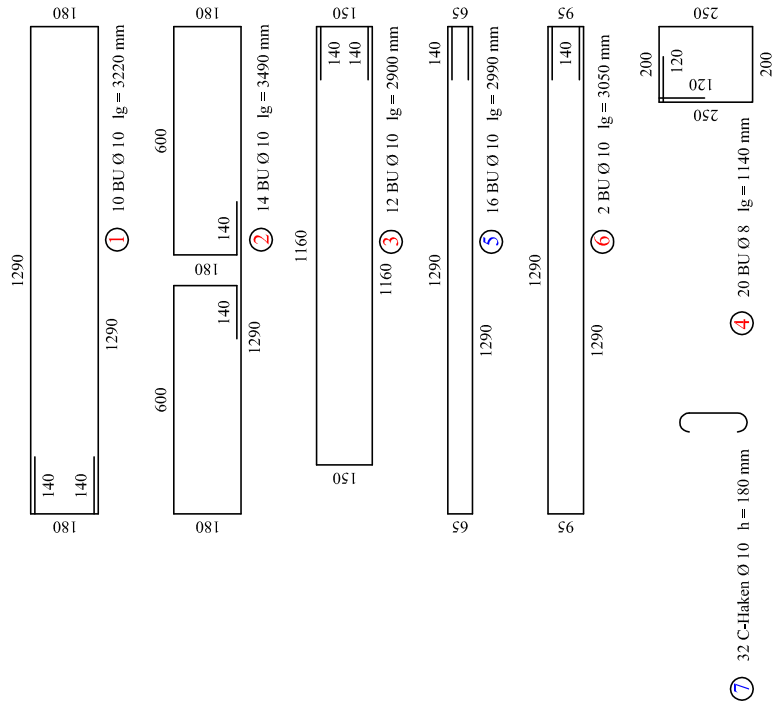
Styrodureinlage: d = 5,0 cm
nach betonieren entfernen

PE-Rohr, Ø(außen) = 22 mm
zur Führung der Schalanker Ø 15 mm

statisch erforderliche
Zulagenbewehrung
in und um Ausnehmungen



# A.36 Push-Out Versuchskörper Ko-27, Serie 3




**Kopfdübel Ko-27 (Serie 3)**

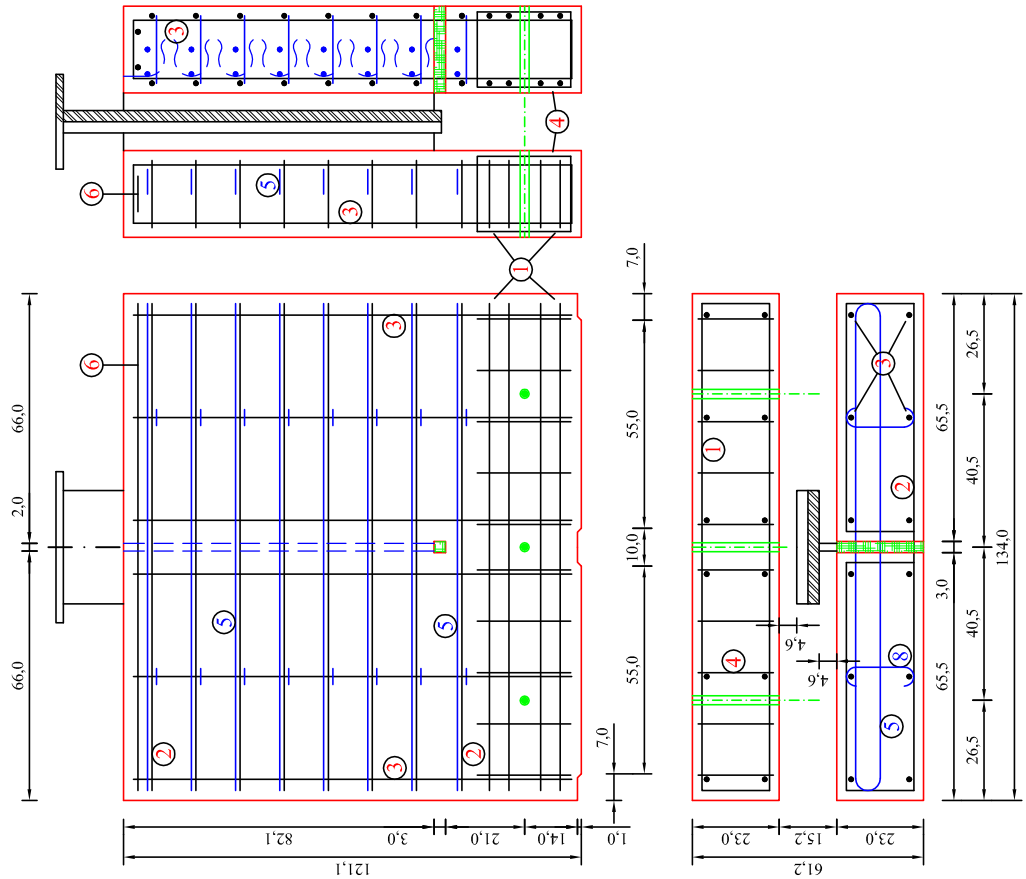
Schalung, Bewehrung
M = 1 : 20

Baustoffe: Beton C 40/50
Bewehrung BSt 550

Styrodureinlage: d = 3,0 cm
nach betonieren entfernen

PE-Rohr, Ø(außen) = 22 mm
zur Führung der Schalanker Ø 15 mm

statisch erforderliche
Zulagenbewehrung
in und um Ausnehmungen



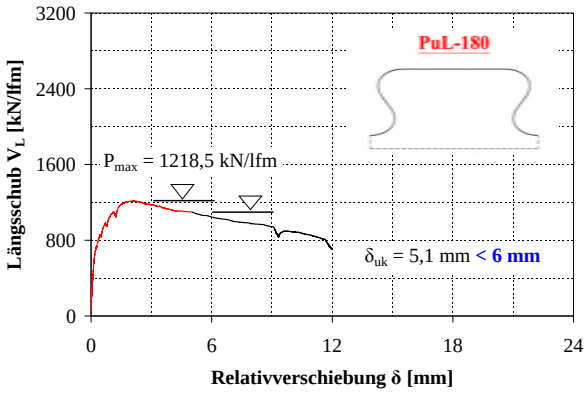
# Anhang B

# Versuchsergebnisse

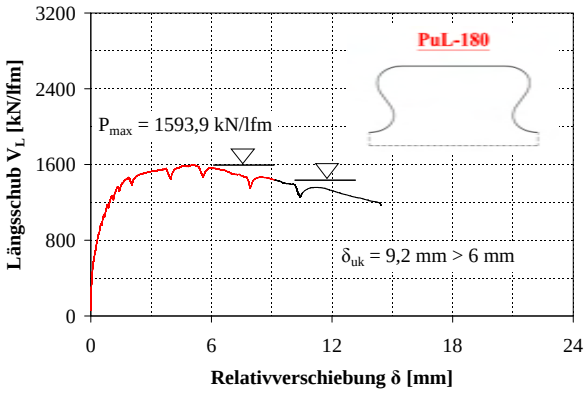
## Allgemeines

Die Versuchsergebnisse werden nachfolgend für alle durchgeführten Push-Out Versuche anhand der ausgewerteten Dübelkennlinien dargestellt.

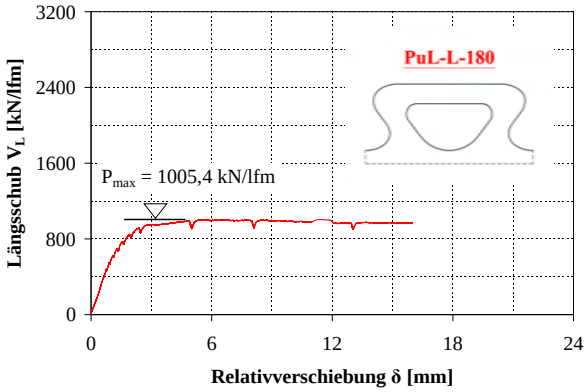
Der rot abgebildete Abschnitt jeder Kennlinie definiert jenen Bereich, der das charakteristische Verformungsvermögen $\delta_{uk}$ des betrachteten Dübels beschreibt. Entsprechend den Vorgaben nach [EC405a], Anhang B.2.5, ist dieser mit Wiedererreichen der um 10% reduzierten maximalen Tragfähigkeit $P_{max}$ begrenzt.



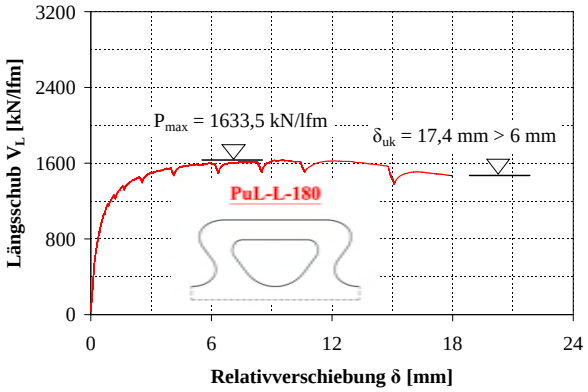

(a) PuL-180 - Serie 1



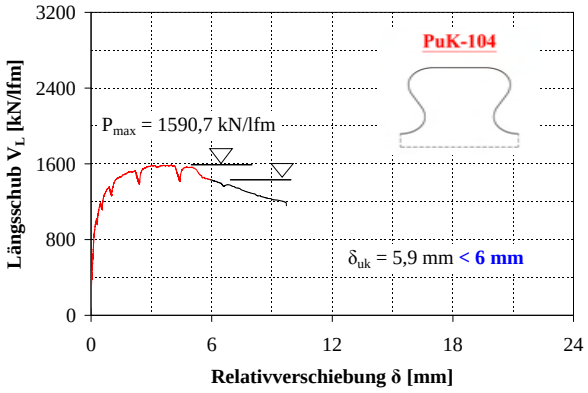

(b) PuL-180 - Serie 2



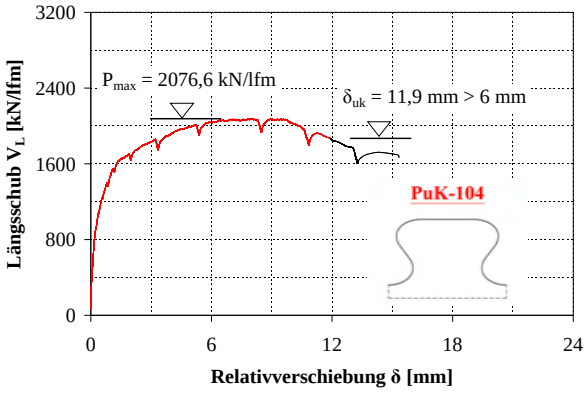

(c) PuL-L-180 - Serie 1




(d) PuL-L-180 - Serie 2

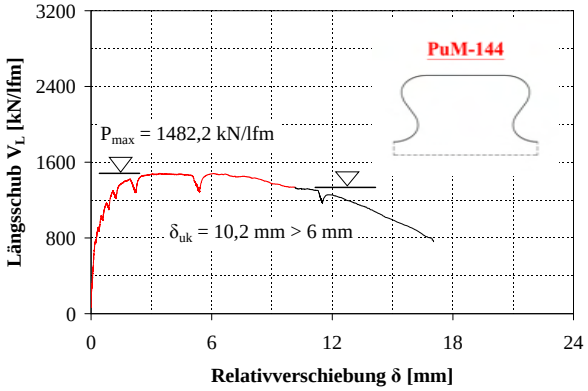



(e) PuK-104 - Serie 1

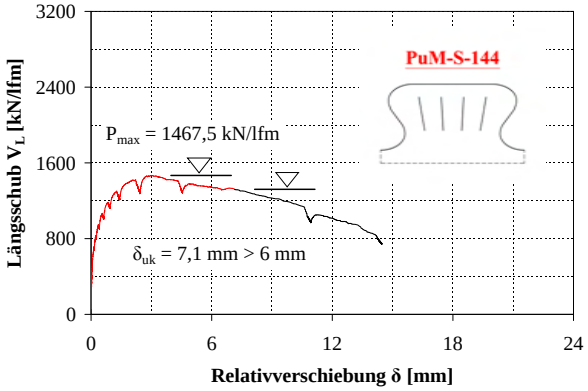



(f) PuK-104 - Serie 2

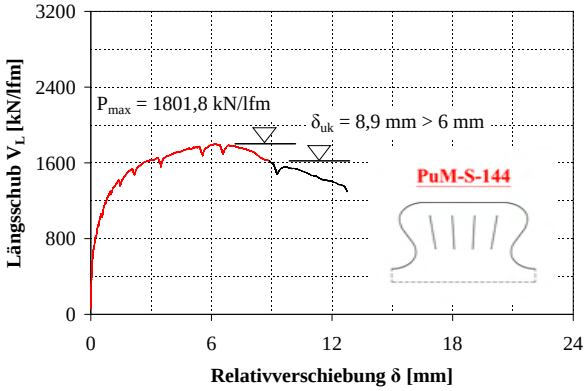
Abbildung B.1: Dübelkennlinien für Puzzeldübel der Serien 1 und 2




(a) PuM-144 - Serie 1

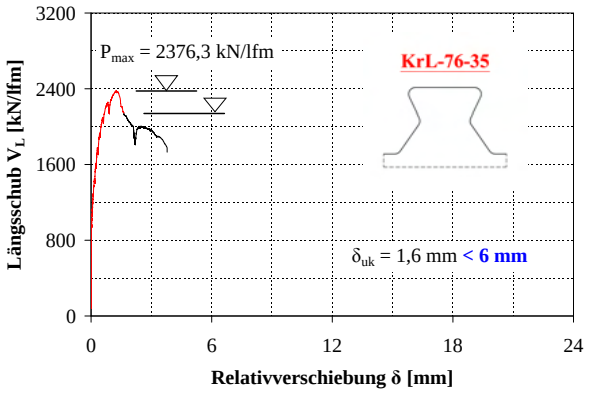



(b) PuM-S-144 - Serie 1

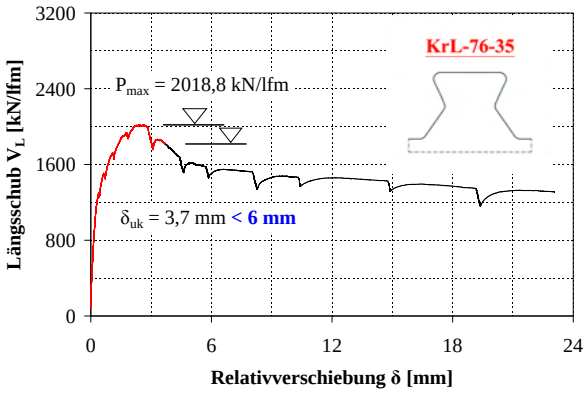



(c) PuM-S-144 - Serie 2

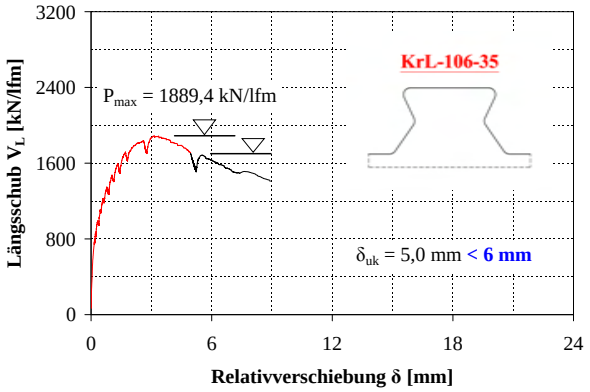
Abbildung B.2: Dübelkennlinien für Puzzeldübel der Serien 1 und 2



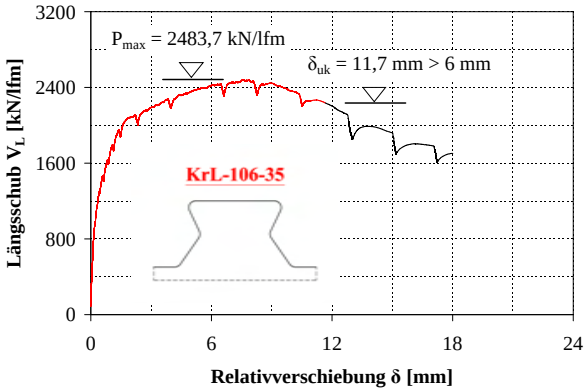

(a) KrL-76-35 - Serie 1



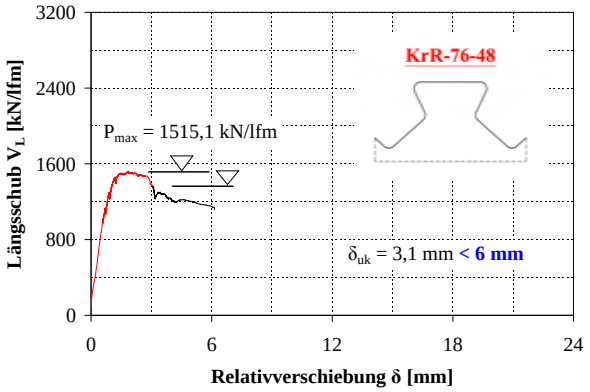

(b) KrL-76-35 - Serie 2



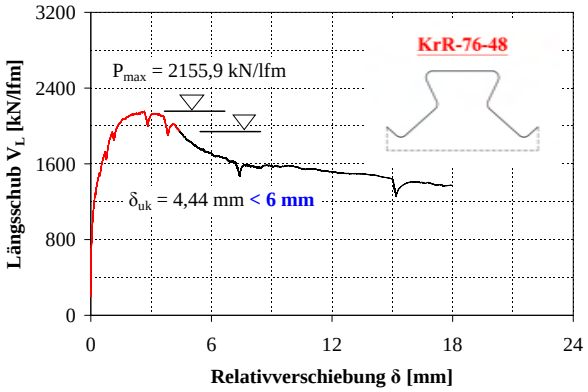

(c) KrL-106-35 - Serie 1




(d) KrL-106-35 - Serie 2

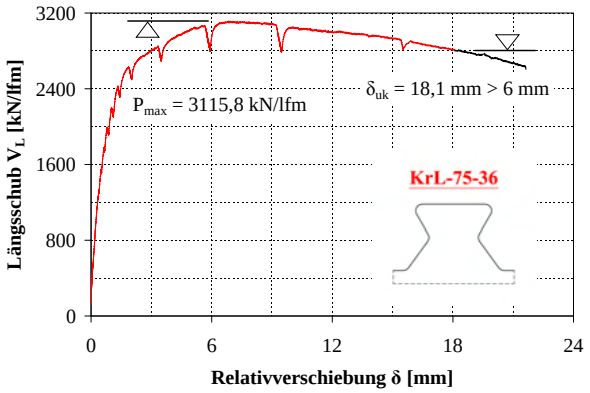



(e) KrR-76-48 - Serie 1

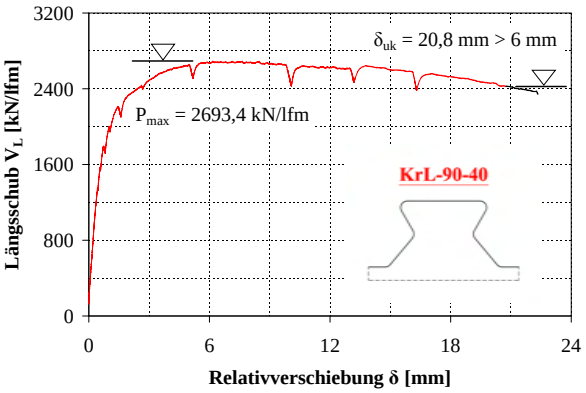



(f) KrR-76-48 - Serie 2

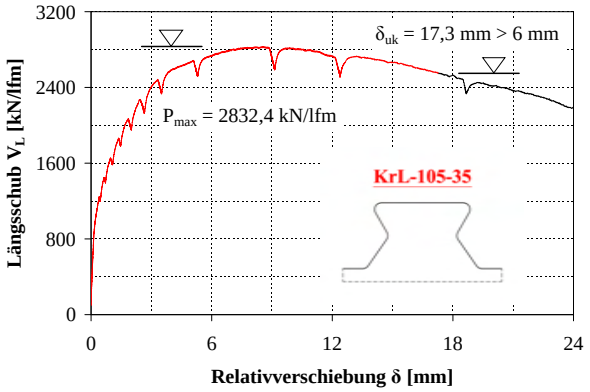
Abbildung B.3: Dübelkennlinien für Kronendübel der Serien 1 und 2



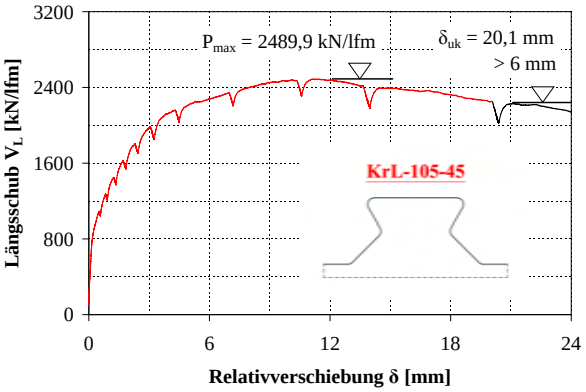

(a) KrL-75-36 - Serie 3



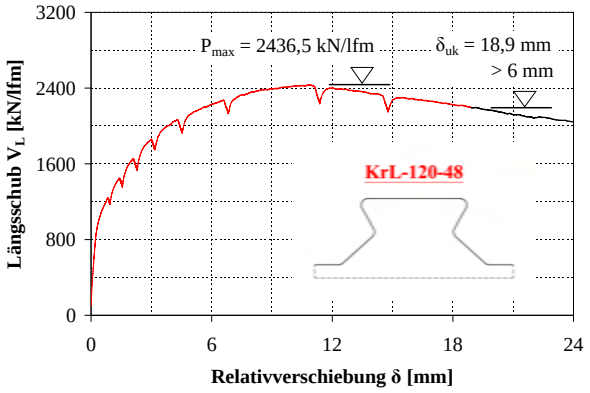

(b) KrL-90-40 - Serie 3



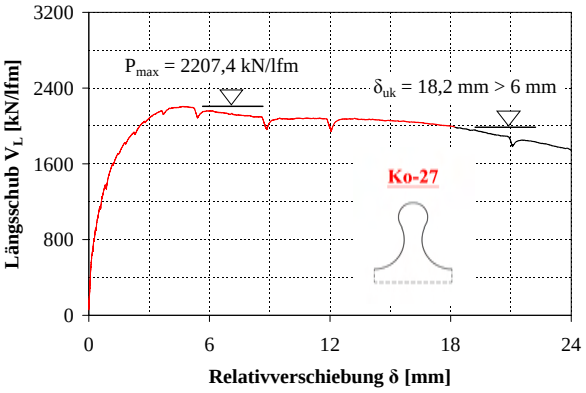

(c) KrL-105-35 - Serie 3




(d) KrL-105-45 - Serie 3




(e) KrR-120-48 - Serie 3




(f) Ko-27 - Serie 3

Abbildung B.4: Dübelkennlinien für Kronen- und Kopfdübel der Serie 3

# Anhang C

# Auswertung der DMS-Messung an den Dübelleisten

## C.1 Allgemeines

Zu allen durchgeführten Push-Out Versuchen, für die die auf den Dübelleisten aufgeklebten DMS-Rosetten verwertbare Messwerte lieferten, sind die mittels Auswertung der gemessenen Verzerrungen $\varepsilon^{(i)}$, $i = 1, 2, 3$, ermittelten Verzerrungskomponenten $\varepsilon_{ij}$ graphisch dargestellt. Von Beginn an fehlerhafte Verzerrungsmessungen sind nicht angeführt. Messungen, deren Messwerte $\varepsilon^{(i)}$ ab einem gewissen Zeitpunkt als unbrauchbar einzustufen waren, sind nur bis zu diesem dargestellt. Gründe dafür sind durch die hohe Messgenauigkeit und der daraus resultierenden Sensibilität der DMS auf äußere Einflüsse zahlreiche. Beobachtete Schäden waren schadhafte Klebestellen, abgebrochene Lötpunkte, gerissene Verdrahtung oder Kontakt der Verdrahtung untereinander oder mit dem Stahl der Dübelleiste bzw. Druck des umgebenden Betons oder des Abdichtungsmaterials auf den DMS.

In Abb. C.2 sind die Richtungen der ausgewerteten Verzerrungen $\varepsilon_{ij}$ mit dem Koordinatensystem $x_i$, $i = 1, 2$, definiert. Die Transformation der mittels der drei DMS gemessenen

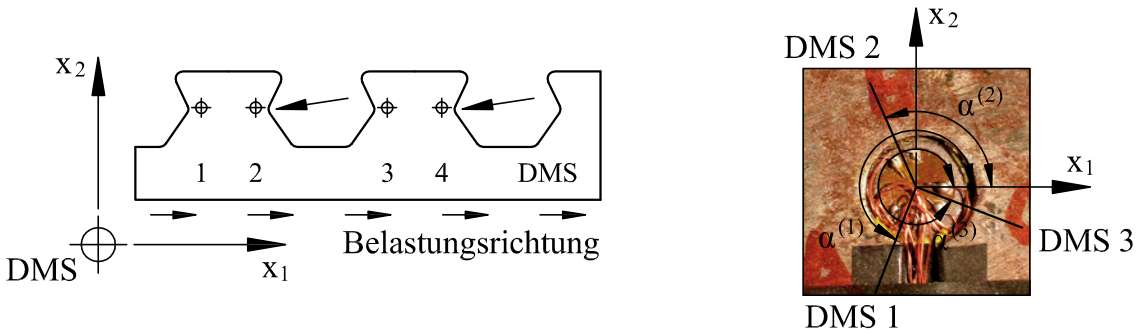



Abbildung C.1: Definition der Richtungen für die Verzerrungskomponenten $\varepsilon_{ij}$ (li.), DMS-Rosette (re.)

Verzerrungen $\varepsilon^{(i)}$, $i = 1, 2, 3$, die man pro Rosette erhält, erfolgt samt den zugehörigen Winkeln $\alpha^{(i)}$, $i = 1, 2, 3$ (Abb. C.2), die aus der Anordnung der DMS bekannt sind, mit den nachfolgend angegebenen Beziehungen für den ebenen Verzerrungszustand.

$$\begin{aligned}
\varepsilon^{(1)} &= \varepsilon_{11} \cdot \cos^2 \alpha^{(1)} + \varepsilon_{22} \cdot \sin^2 \alpha^{(1)} + 2\varepsilon_{12} \cdot \sin \alpha^{(1)} \cdot \cos \alpha^{(1)} \\
\varepsilon^{(2)} &= \varepsilon_{11} \cdot \cos^2 \alpha^{(2)} + \varepsilon_{22} \cdot \sin^2 \alpha^{(2)} + 2\varepsilon_{12} \cdot \sin \alpha^{(2)} \cdot \cos \alpha^{(2)} \\
\varepsilon^{(3)} &= \varepsilon_{11} \cdot \cos^2 \alpha^{(3)} + \varepsilon_{22} \cdot \sin^2 \alpha^{(3)} + 2\varepsilon_{12} \cdot \sin \alpha^{(3)} \cdot \cos \alpha^{(3)}
\end{aligned} \tag{C.1}$$

Positive Werte für die Verzerrungskomponenten $\varepsilon_{ij}$ stellen Dehnungen dar, negative Werte Stauchungen.

## C.2 Puzzledübel PuL-180 - Serie 1

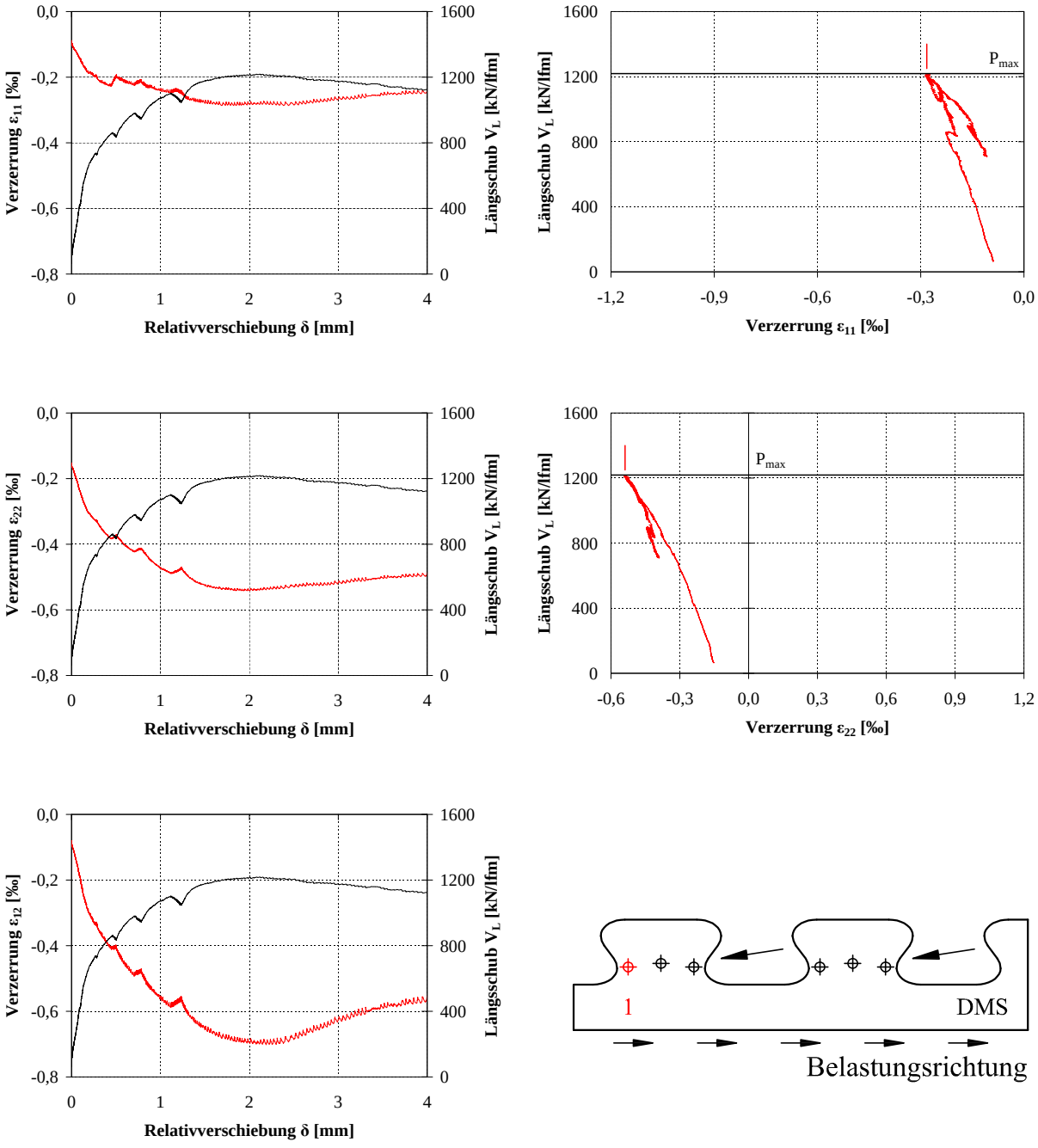



Abbildung C.2: Ausgewertete Verzerrungen Puzzledübel *PuL-180*, Serie 1

# C.3 Puzzledübel PuL-180 - Serie 2

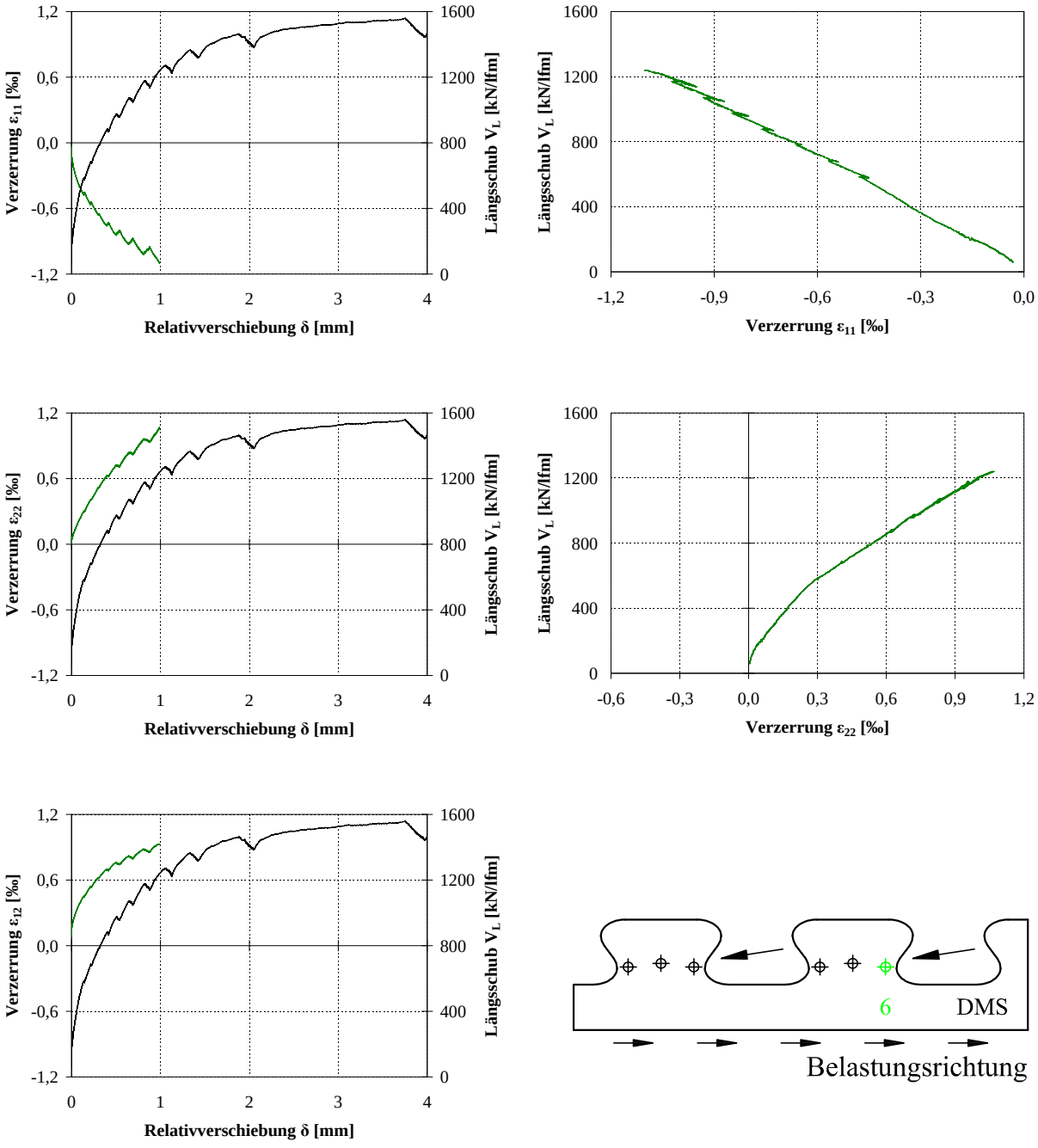



Abbildung C.3: Ausgewertete Verzerrungen Puzzledübel *PuL-180*, Serie 2

# C.4 Puzzledübel PuL-L-180 - Serie 2

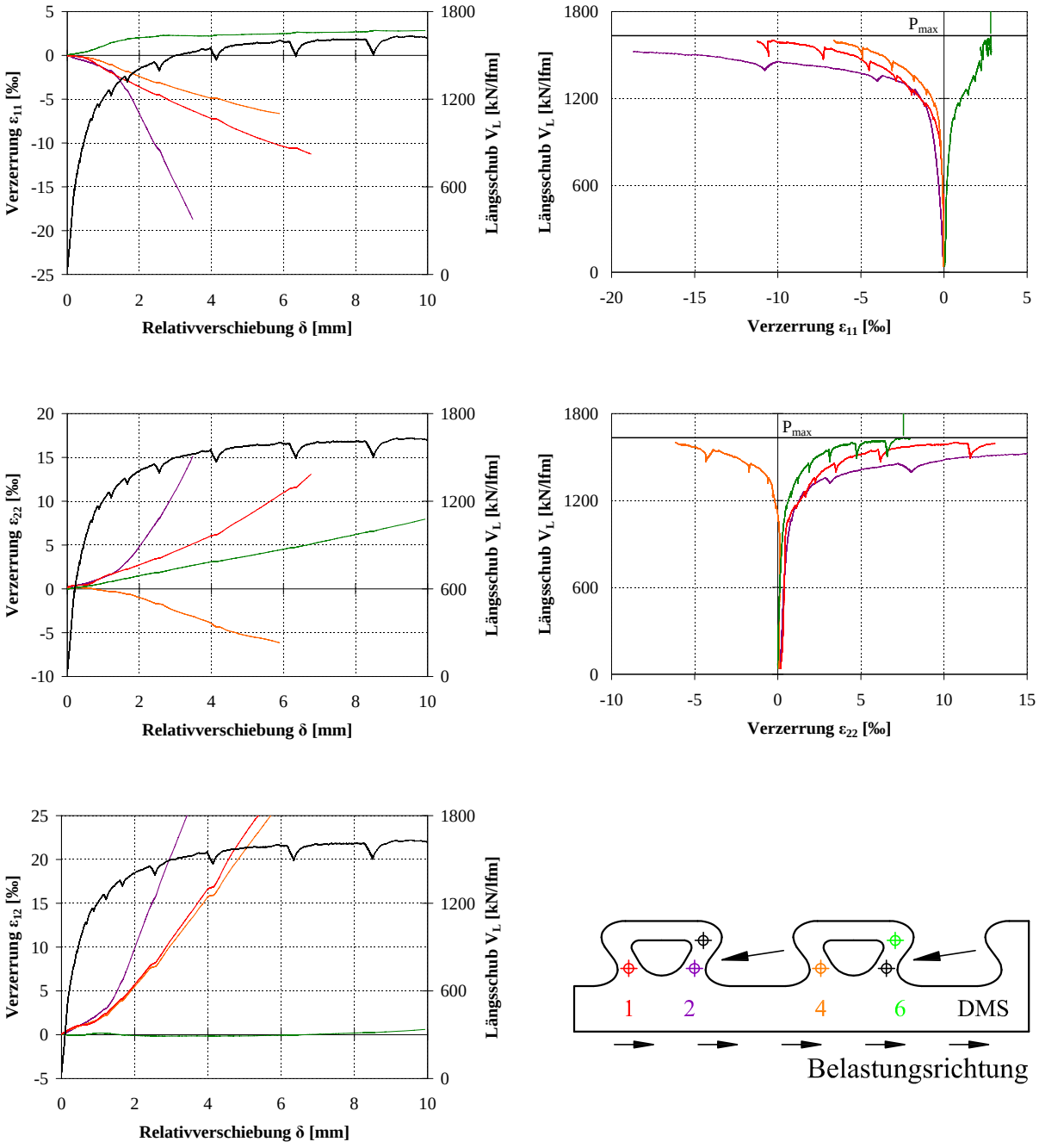



Abbildung C.4: Ausgewertete Verzerrungen Puzzledübel *PuL-L-180*, Serie 2

# C.5 Puzzledübel PuM-144 - Serie 1

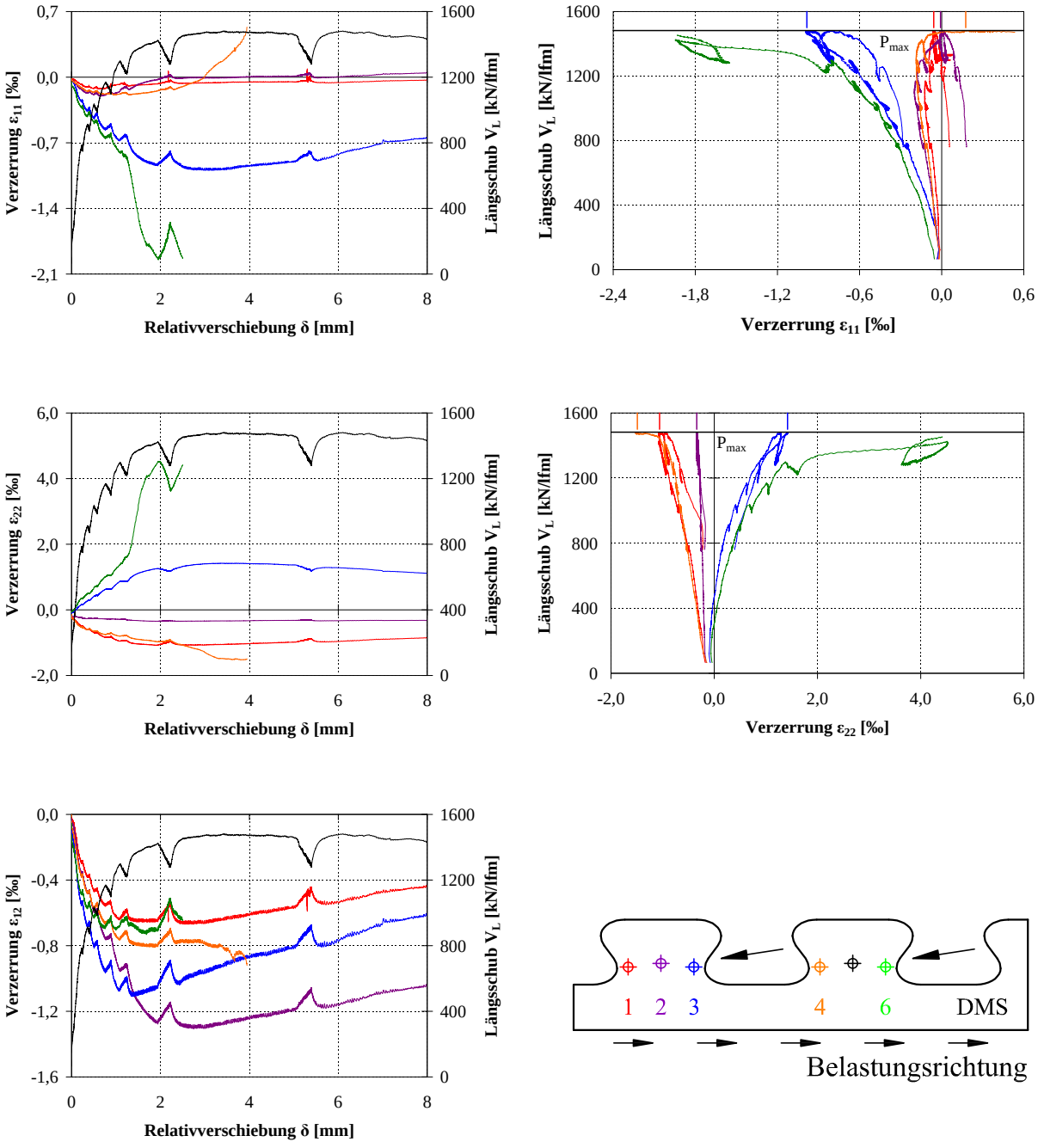



Abbildung C.5: Ausgewertete Verzerrungen Puzzledübel *PuM-144*, Serie 1

# C.6 Puzzledübel PuM-S-144 - Serie 2

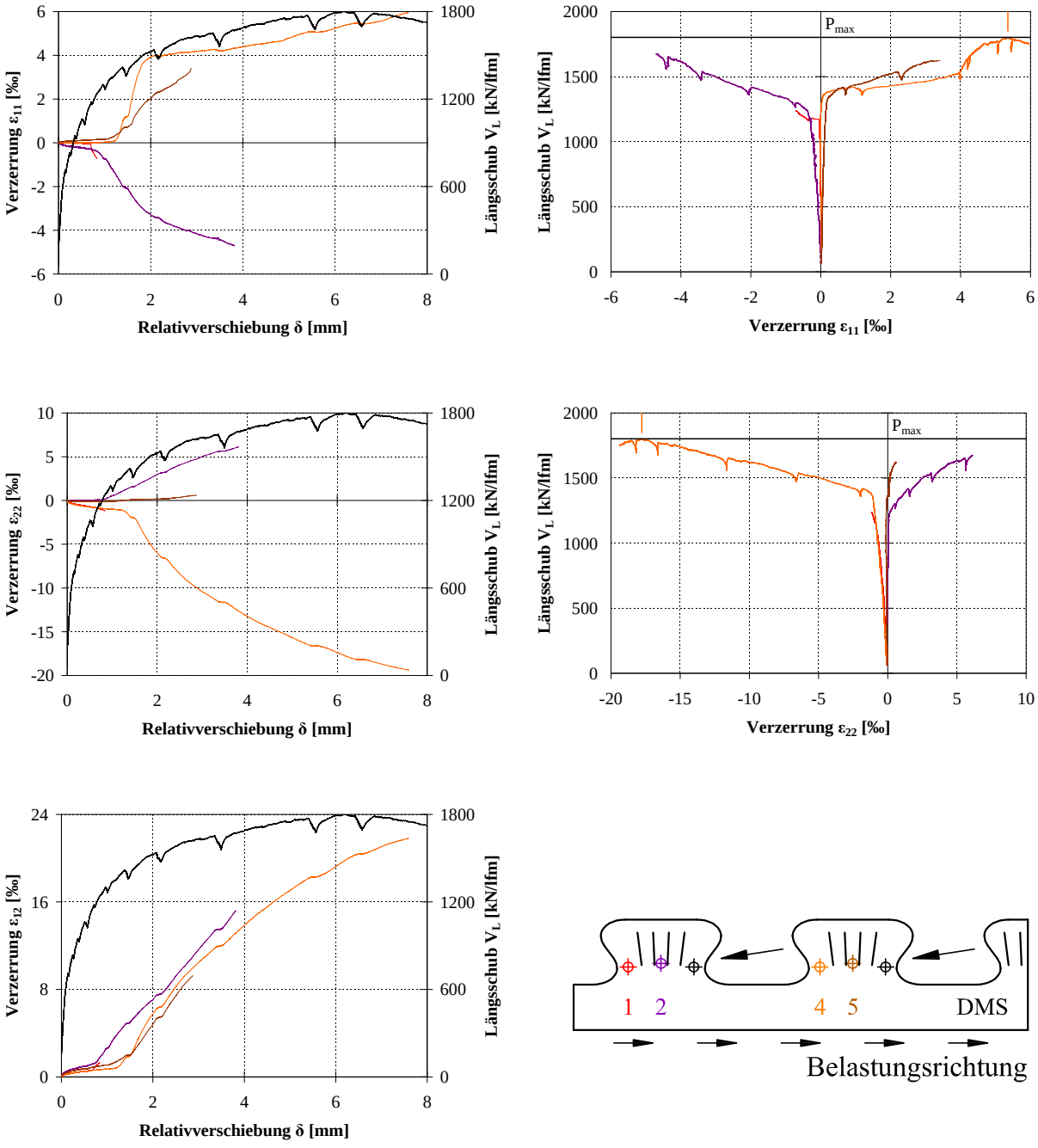



Abbildung C.6: Ausgewertete Verzerrungen Puzzledübel *PuM-S-144*, Serie 2

# C.7 Puzzledübel PuK-104 - Serie 1

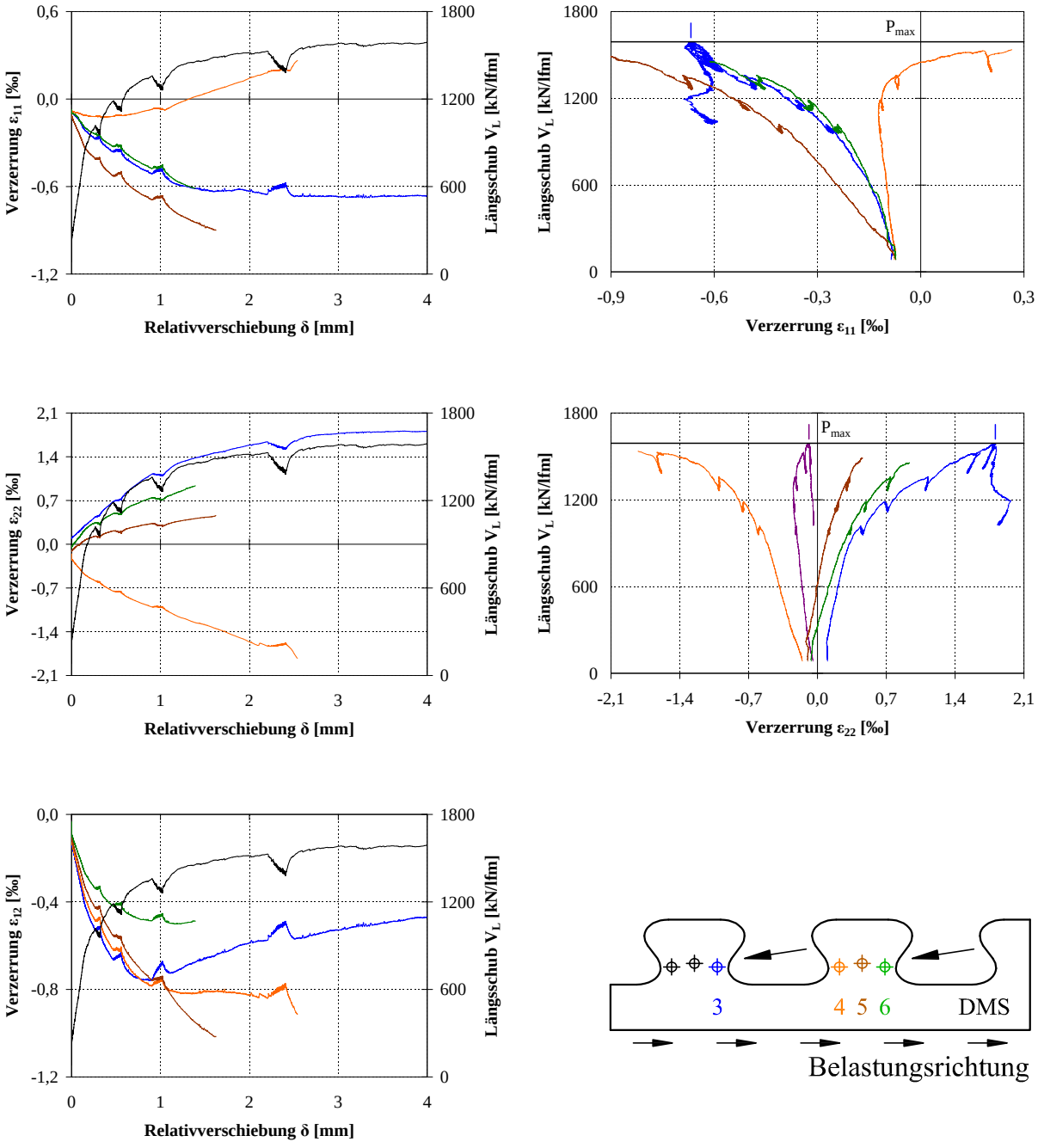



Abbildung C.7: Ausgewertete Verzerrungen Puzzledübel *PuK-104*, Serie 1

# C.8 Puzzledübel PuK-104 - Serie 2

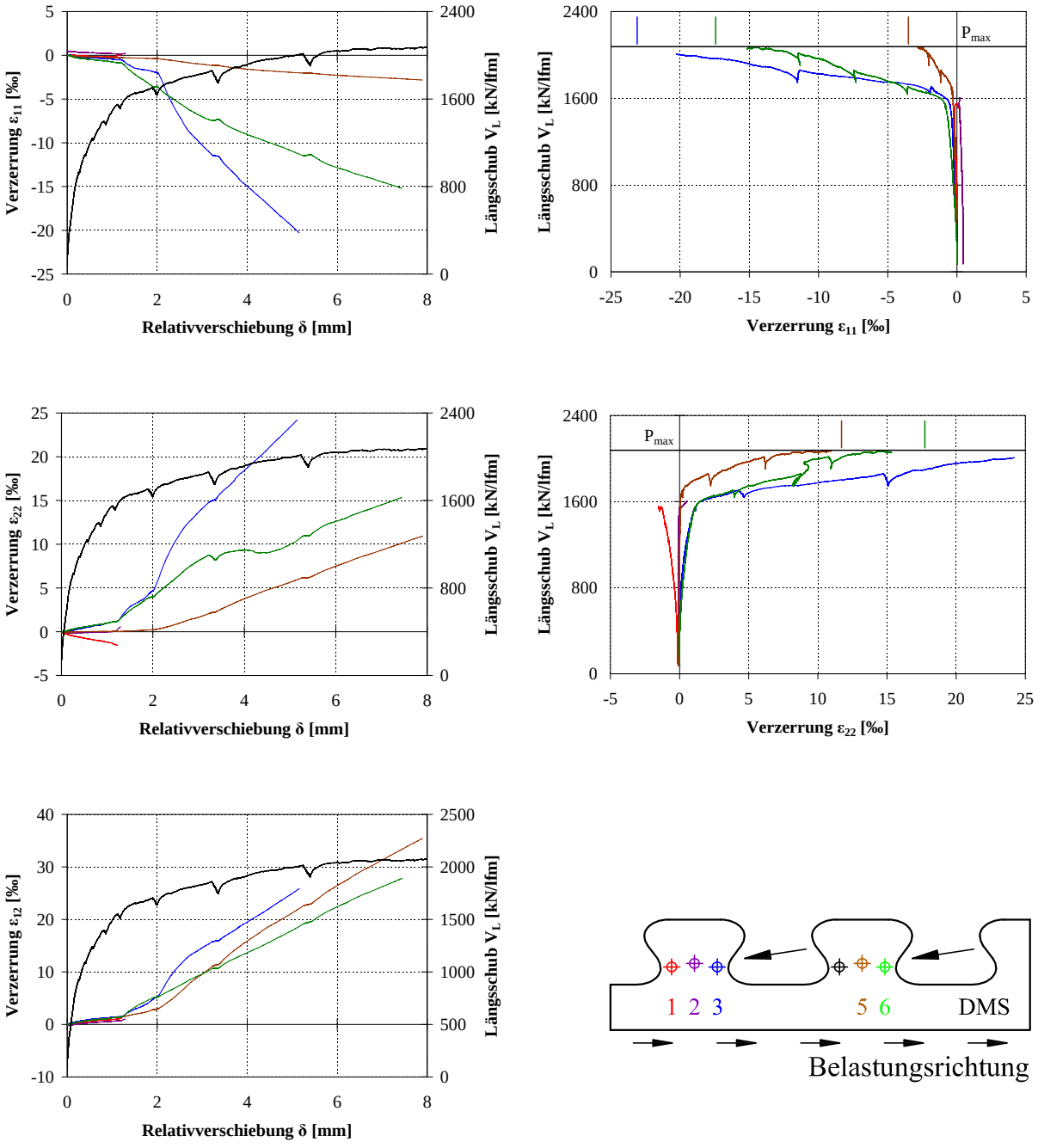



Abbildung C.8: Ausgewertete Verzerrungen Puzzledübel *PuK-104*, Serie 2

# C.9 Kronendübel KrL-75-36 - Serie 3

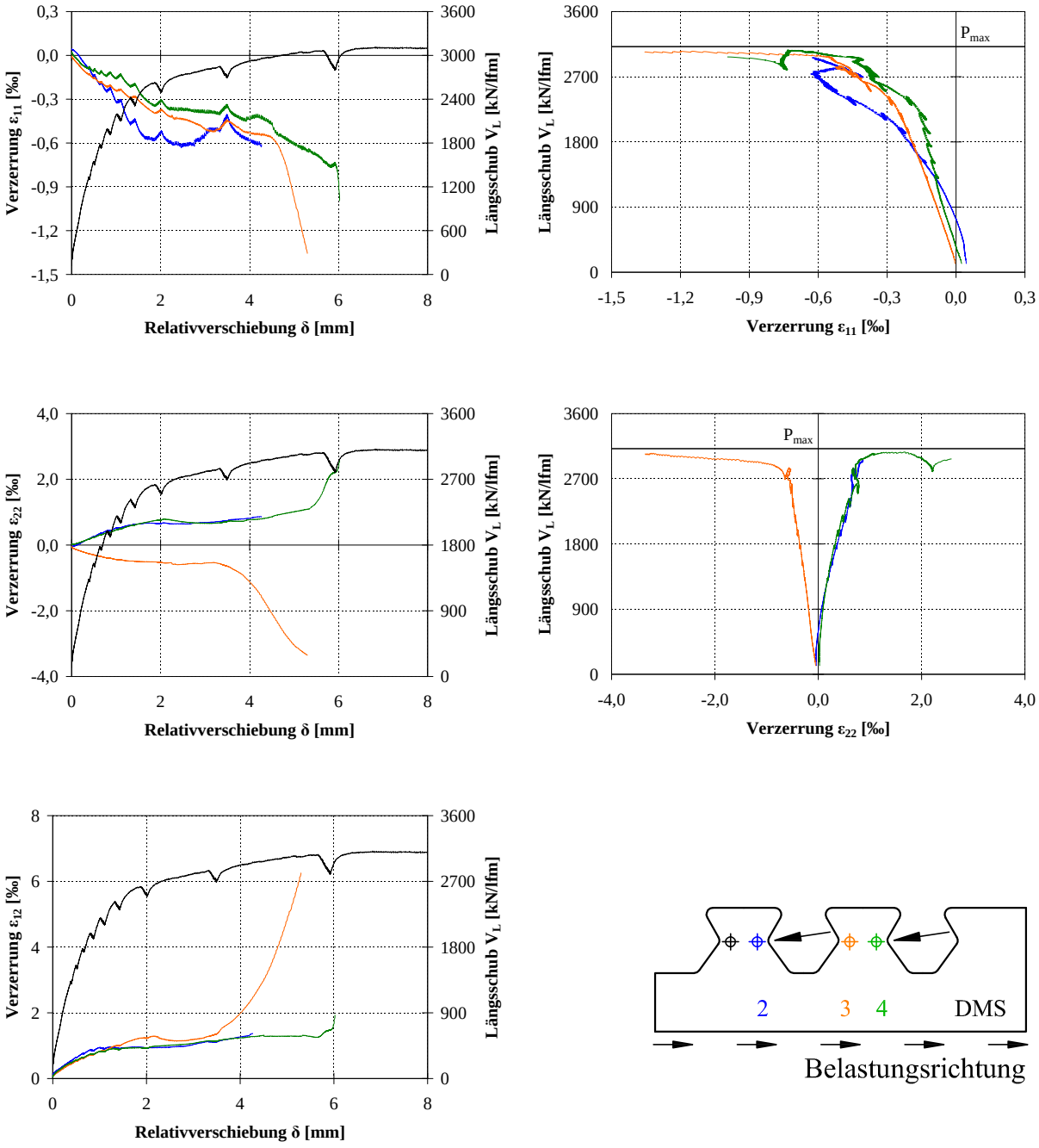



Abbildung C.9: Ausgewertete Verzerrungen Kronendübel *KrL-75-36*, Serie 3

# C.10 Kronendübel KrL-76-35 - Serie 2

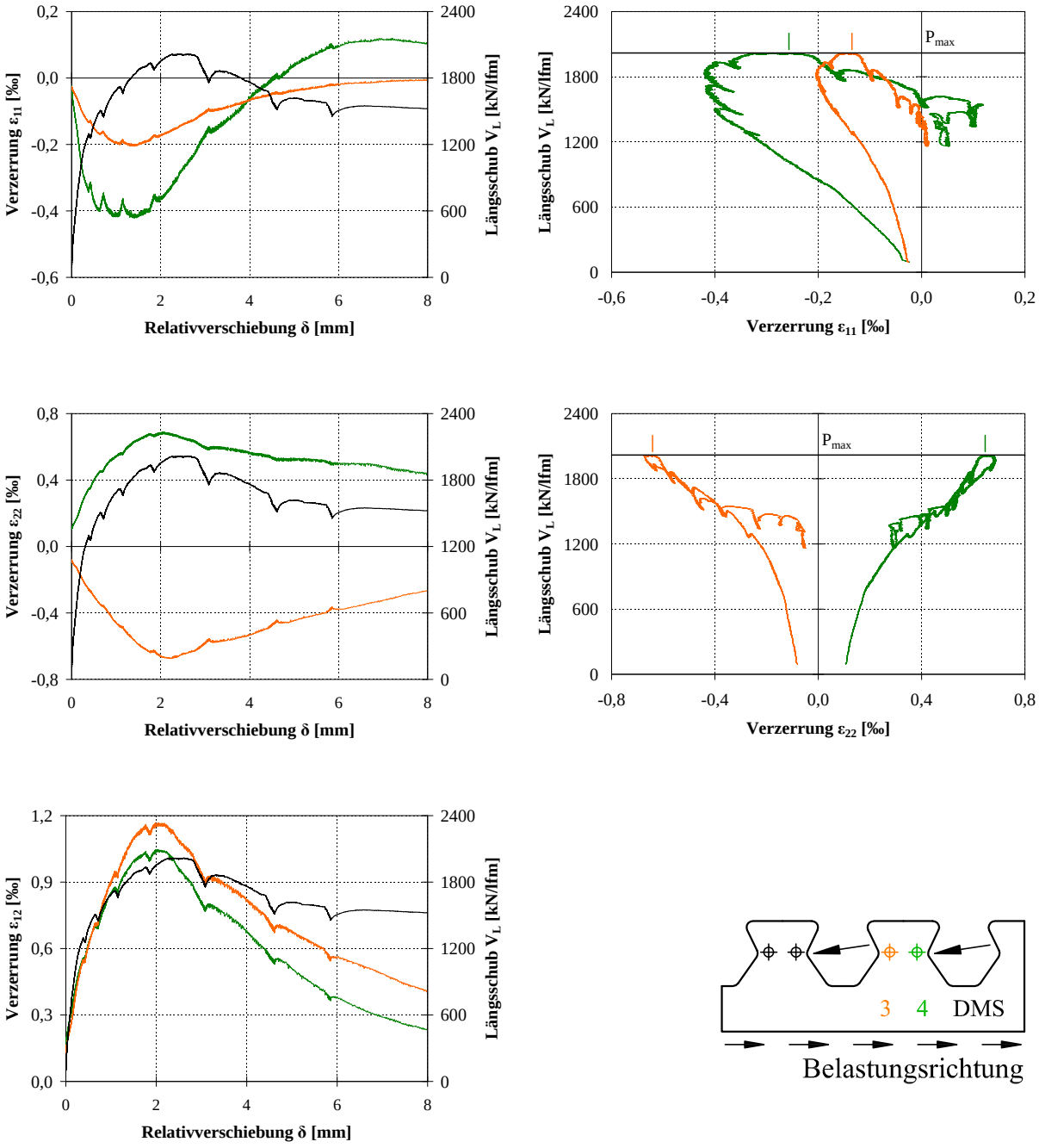



Abbildung C.10: Ausgewertete Verzerrungen Kronendübel *KrL-76-35*, Serie 2

# C.11 Kronendübel KrL-90-40 - Serie 3

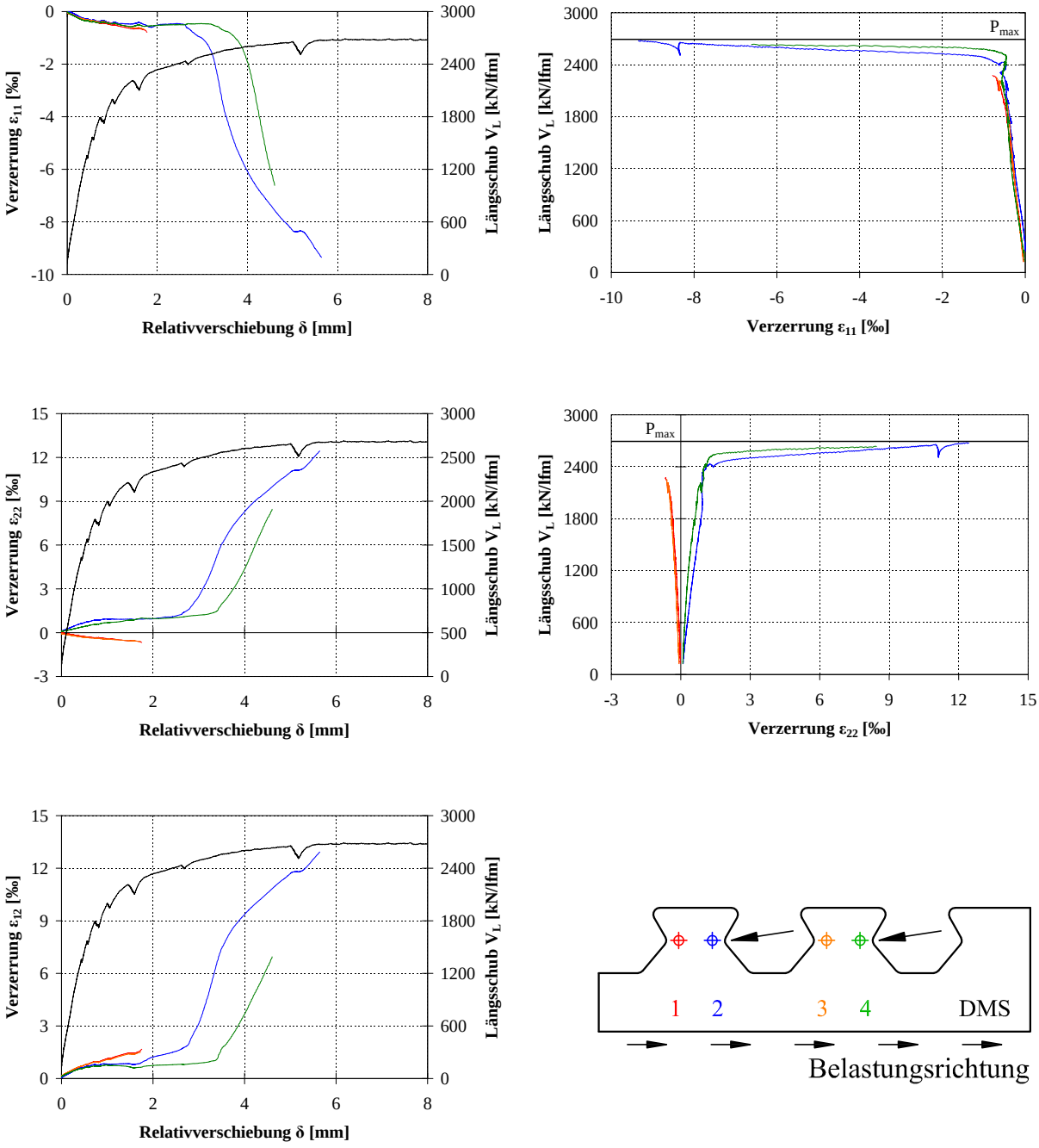



Abbildung C.11: Ausgewertete Verzerrungen Kronendübel *KrL-90-40*, Serie 3

# C.12 Kronendübel KrL-105-35 - Serie 3

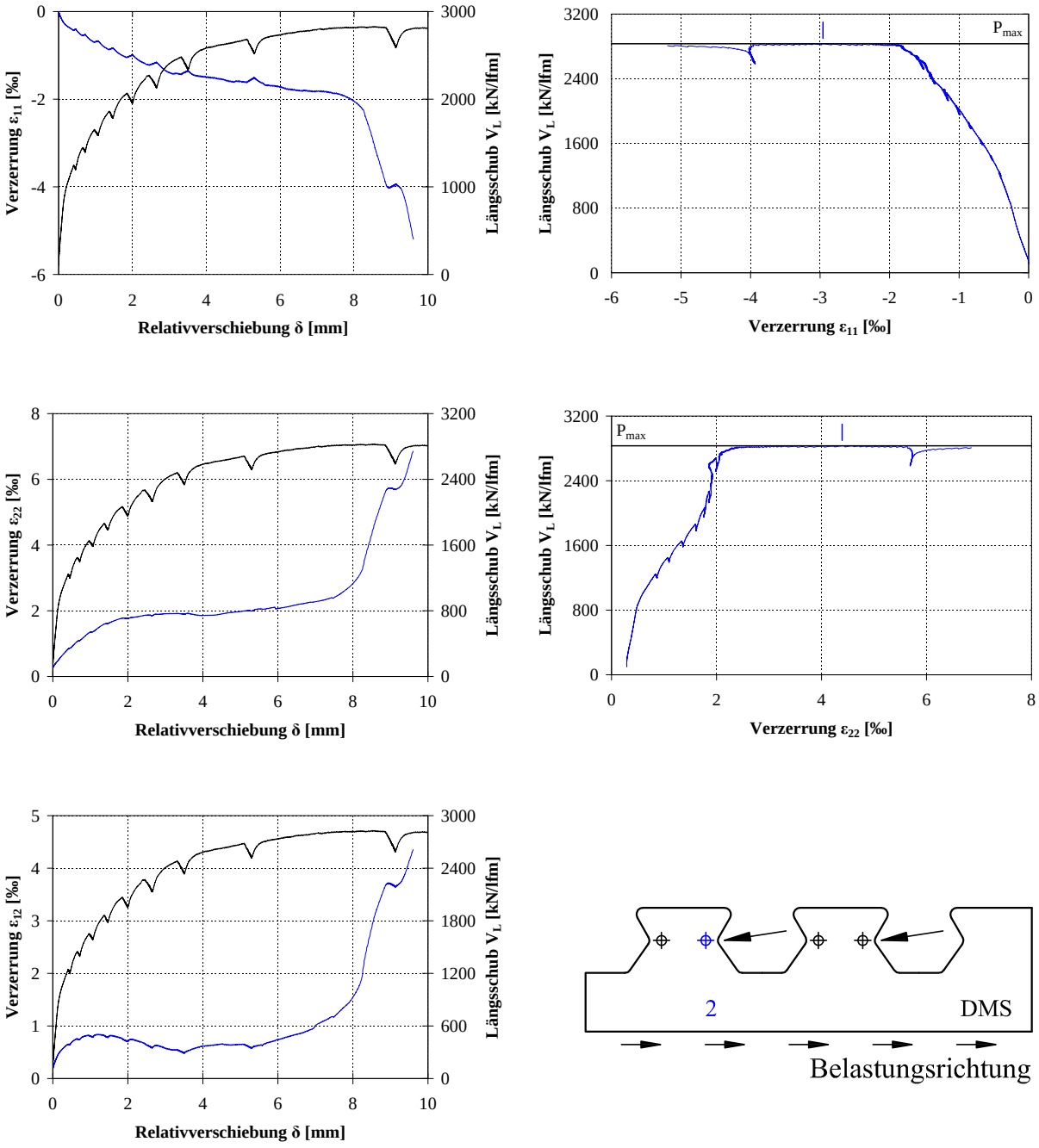



Abbildung C.12: Ausgewertete Verzerrungen Kronendübel *KrL-105-35*, Serie 3

# C.13 Kronendübel KrL-105-45 - Serie 3

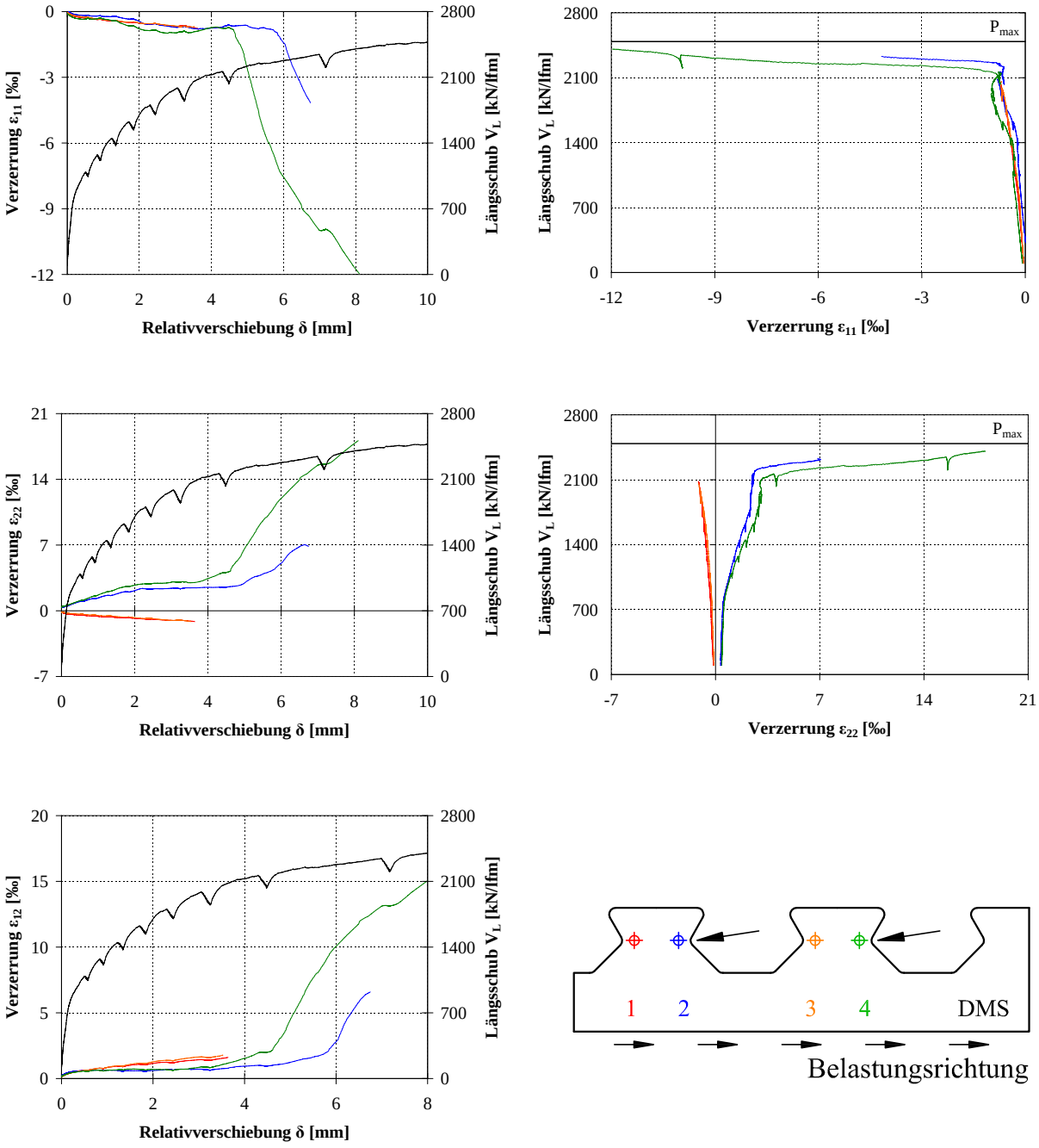



Abbildung C.13: Ausgewertete Verzerrungen Kronendübel *KrL-105-45*, Serie 3

# C.14 Kronendübel KrL-106-35 - Serie 2

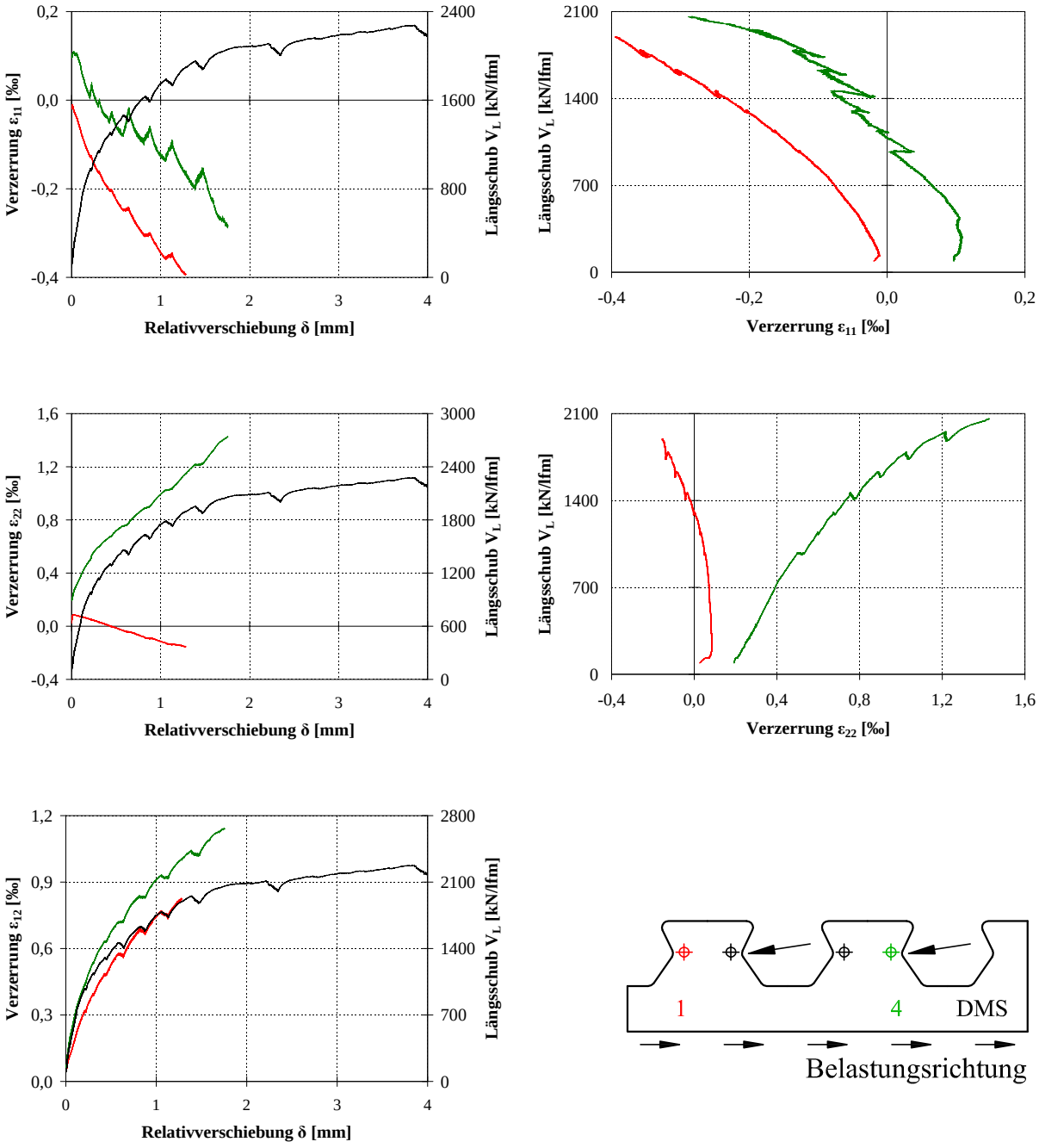



Abbildung C.14: Ausgewertete Verzerrungen Kronendübel *KrL-106-35*, Serie 2

# C.15 Kronendübel KrL-120-48 - Serie 3

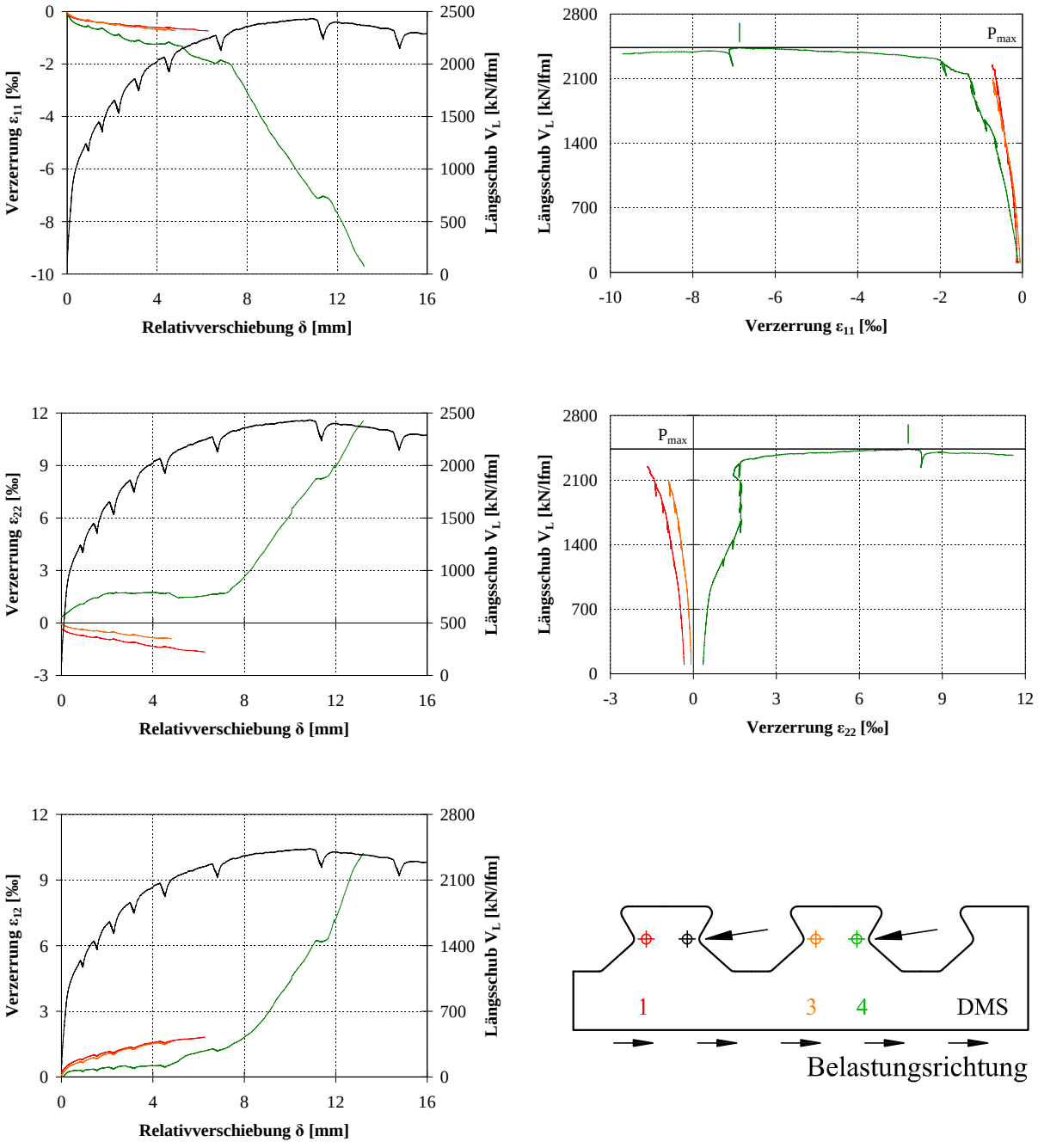



Abbildung C.15: Ausgewertete Verzerrungen Kronendübel *KrL-120-48*, Serie 3

# C.16 Kronendübel KrR-76-48 - Serie 2

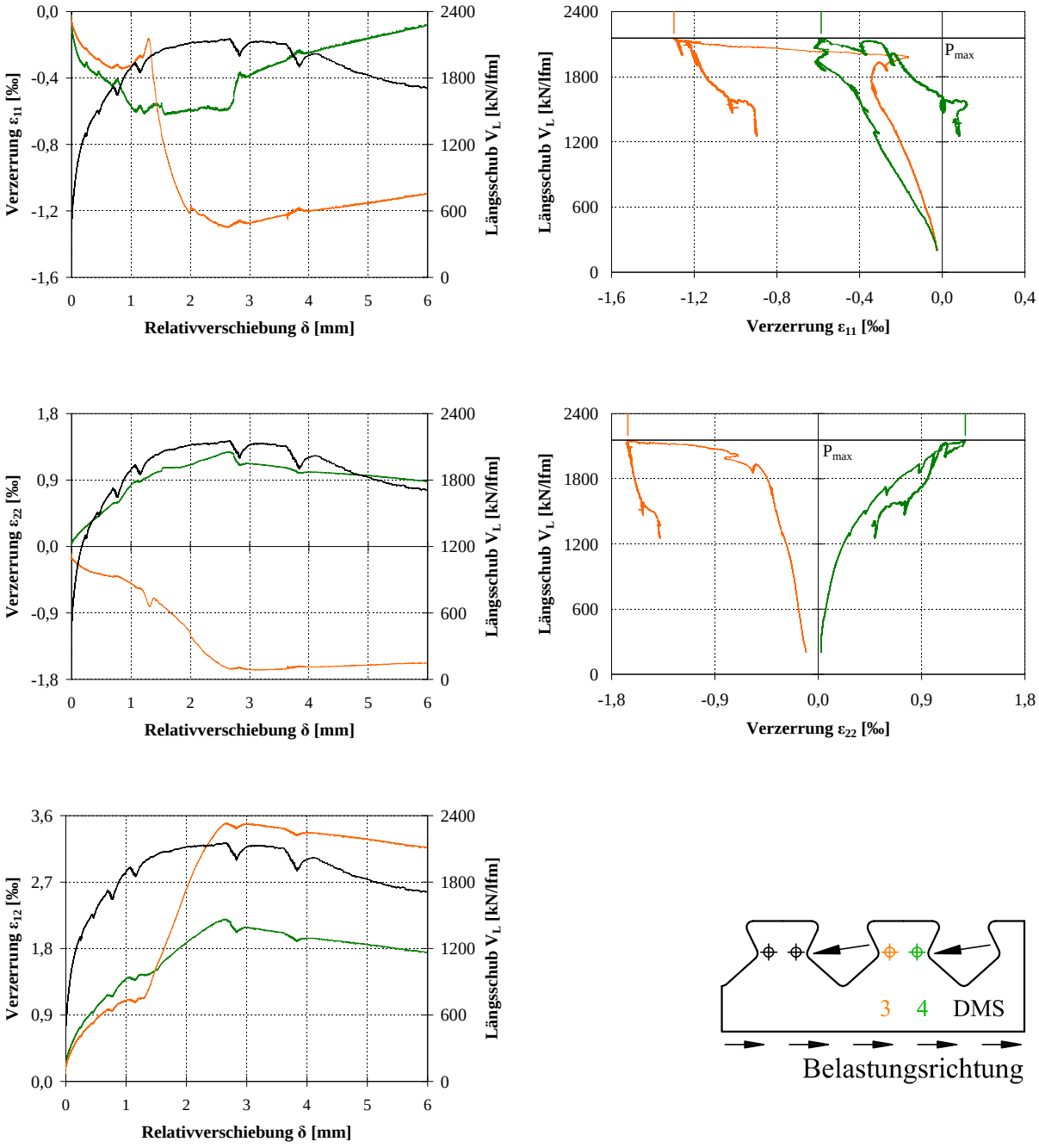



Abbildung C.16: Ausgewertete Verzerrungen Kronendübel *KrR-76-48*, Serie 2

# Anhang D

# Anwendung der Modelle nach Kapitel 3 an den Push-Out Körpern der Serie 3 mit Kronendübel als Schubverbinder

## Allgemeines

- Anhang D.1: Ermittlung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,i-max}$ für alle Stahlkronenvarianten der Push-Out Versuche der Serie 3.

  Die Berechnung von $V_{L,i-max}$ erfolgte für jede der fünf geometrisch unterschiedlich gestalteten Stahlkronen mit dem in Kapitel 3.3.6 vorgestellten Lösungsweg. Die Ermittlung der plastischen Grenztragfähigkeit des jeweils betrachteten Stahlquerschnitts basierte in allen Fällen sowohl auf dem Fließkriterium nach *Huber*, *Mises* und *Hencky* als auch auf einer reduzierten Streckgrenze $f_{y,red}$ nach *EC3* [EC306]. Weiters wurden alle in Kapitel 3.3.3 angeführten Modelle zur Einleitung der Druckstrebenkräfte $D_{c,i}$ angewendet. Dies erfolgte immer in Kombination mit den aus den vertikalen Abtriebskräften $V_{s,i}$ resultierenden Druckstrebenkräften $D_i$ (Kapitel 3.3.4).

  Alle Berechnungen wurden sowohl für die exakte Stahlkronengeometrie als auch für deren vereinfachte Formgebung durchgeführt.

- Anhang D.2: Nachrechnung aller Push-Out Versuche der Serie 3 mit Stahlkronen als Schubverbinder zur Ermittlung der maßgebenden Versagenskriterien mittels den in den Kapiteln 3.3.2 bis 3.3.6 vorgestellten Modellen.

  Ausgangswert aller Berechnungen waren die in Tab. 5.5 zusammengefassten maximal erzielten Versuchslasten $P_{max}$. Der sich im Druck-Druck-Druck Knoten im Bereich vor der Krafteinleitungsfläche der Stahlkronen einstellende Spannungszustand nach Kapitel 3.3.5 wurde ebenso wie der Beanspruchungszustand der Kronen selbst (Kapitel 3.3.6) mit den Druckstrebenkräften $D_{c,i}$ bzw. $D_{c,i}$ und $D_i$ ermittelt. Die Berech-

nung dieser erfolgte mit der in Kapitel 3.3.2 beschriebenen Fachwerkanalogie für den Betongurt. Wie in Anhang D.1 wurden bei der Nachrechnung eines jeden Versuchs alle in Kapitel 3.3.3 angeführten Modelle zur Einleitung der Druckstrebenkräfte $D_{c,i}$ in die Stahlkrone angewendet. Die Ermittlung der Querschnittsbeanspruchung im Schnitt 1 der Schubverbinder (Abb. 3.42) mittels $M - N - V$-Interaktion erfolgte sowohl basierend auf dem Fließkriterium nach *Huber*, *Mises* und *Hencky* als auch auf einer reduzierten Streckgrenze $f_{y,red}$ nach *EC3* [EC306].

Alle Berechnungen wurden sowohl für die exakte Stahlkronengeometrie als auch für deren vereinfachte Formgebung durchgeführt.

# D.1 Ermittlung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,2-max}$ des Zahns 2 für alle Stahlkronenvarianten der Push-Out Versuche der Serie 3

## D.1.1 Erläuterungen zur Vorgehensweise

Aufgrund des Kraftflusses im Betongurt, beschrieben mit den in Kapitel 3.3.2 vorgestellten Fachwerkanalogien, ist in allen Fällen Zahn 2 (siehe Abb. D.1 und Abb. D.2) als der höher beanspruchte (Druckstrebenkräfte $D_{c,2}$, zusätzlich Druckstrebenkräfte $D_1$ resultierend aus den von Zahn 1 aufzunehmenden Druckstrebenkräften $D_{c,1}$) und in Folge dessen auch als der maßgebende Stahlzahn anzusehen. Alle zur Ermittlung von $V_{L,2-max}$ erforderlichen Berechnungen mussten damit immer für beide Schubverbinder des jeweils betrachteten Push-Out Versuchskörpers durchgeführt werden. Eine Übersicht zur generellen Vorgehensweise ist nachfolgend dargestellt.

- Schritt 1: Festlegen der Druck- und Zugstreben im Betongurt incl. aller resultierenden Winkel $\theta_{h,1}$, $\theta_{h,2}$, $\theta_{v,1}$, $\theta_{v,2}$, $\beta$, $\gamma_{h,1}$ und $\gamma_{v,1}$.

  Abb. D.1 zeigt dies am Beispiel des Versuches *KrL-75-36* mit Hilfe des in Anhang A dargestellten Bewehrungsplans. Wie anhand der Abbildung deutlich wird, ist es notwendig, zur Angabe der Winkel $\theta_{h,i}$ und $\theta_{v,i}$ die Lage der Druckpunkte im Bereich vor den Krafteinleitungsflächen der beiden Stahlzähne zu kennen. Da dies vorweg nicht möglich ist, wurden die Punkte vorweg näherungsweise nach Abb. D.2 festgelegt.

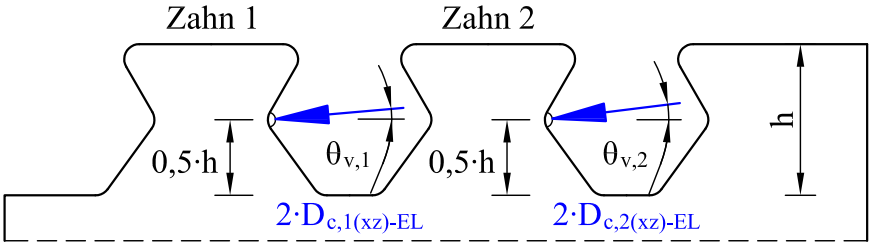



Abbildung D.2: Vorweg näherungsweise festgelegte Lage der Druckpunkte

- Schritt 2: Annahme eines beliebig gewählten Wertes für $\Delta N_{c,i-EL}$.

  Grundlage war das in Abb. D.1 abgebildete Kraftmodell. Durch die weggesteuerte Versuchsdurchführung wurde näherungsweise davon ausgegangen, dass bei zwei pro Versuchskörperhälfte aktiv an der Lastübertragung beteiligten Schubverbindern gilt:

$$\Delta N_{c,i-EL} = \Delta N_{c,1-EL} = \Delta N_{c,2-EL} \tag{D.1}$$

- Schritt 3: Berechnung der Druckstrebenkräfte $D_{c,1(xz)-EL}$ und $D_{c,2(xz)-EL}$ und der von diesen direkt abhängigen Druckstrebenkräfte $D_{1(xz)-EL}$ und $D_{2(xz)-EL}$ mittels der in Kapitel 3.3.2 angegebenen Gleichungen.

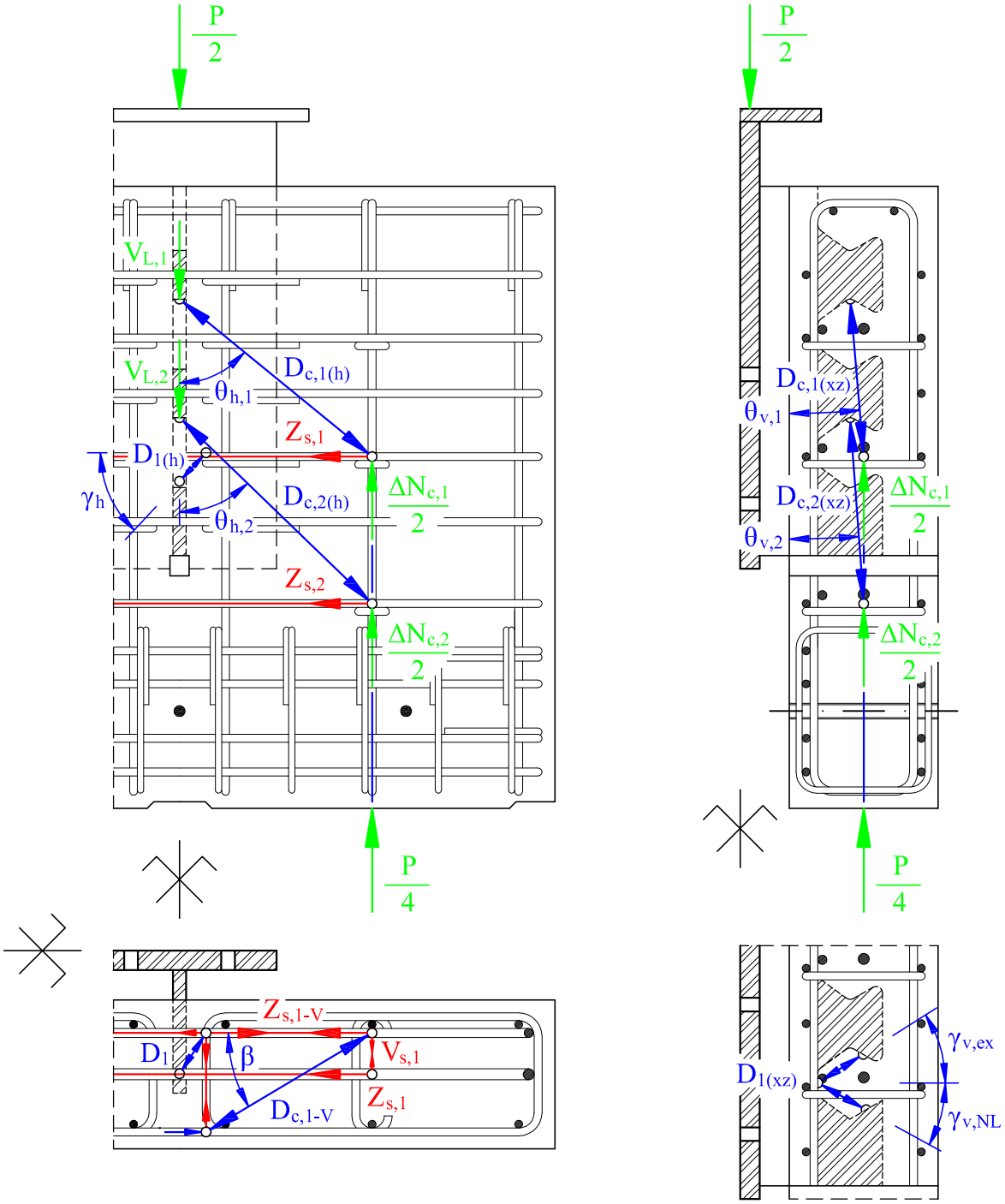


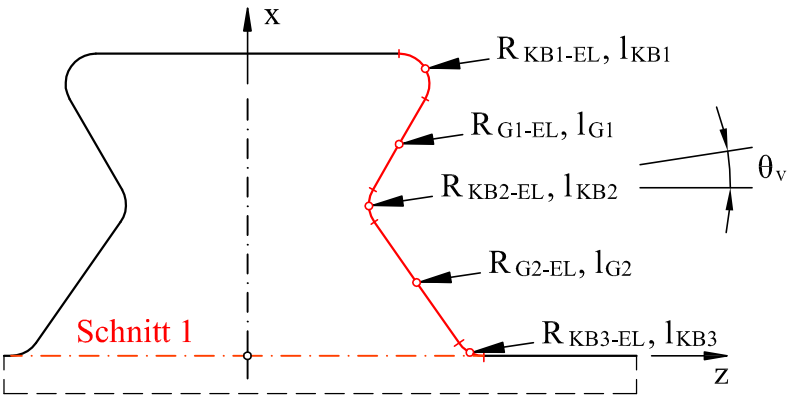

Abbildung D.1: Festlegung der Zug- und Druckstreben und aller resultierenden Winkel im Betongurt anhand der in Anhang A dargestellten Bewehrungspläne am Viertel des doppeltsymmetrischen Push-Out Körpers

- Schritt 4: Berechnung des an der Hinterschneidung der Stahlkronen resultierenden Drucks $p_{EL}$.

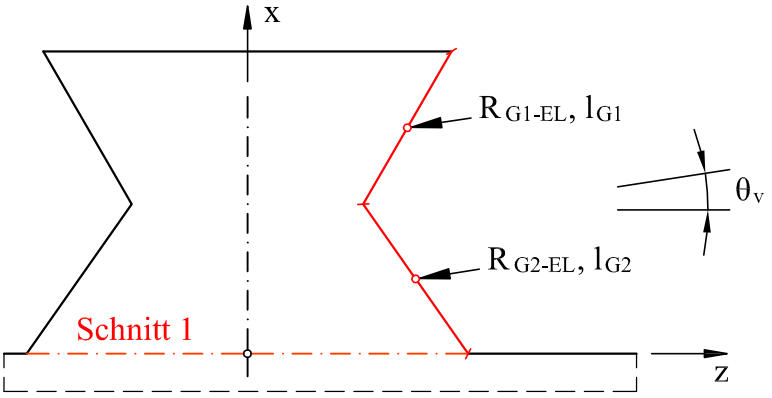
  Der Druck $p_{EL}$ ist abhängig vom angesetzten Lastmodell. Die Berechnung erfolgte nach den in Kapitel 3.3.3 angegebenen Bestimmungsgleichungen. Alle dafür erforderlichen Geometrieparameter wurden den in Anhang A dargestellten Konstruktionszeichnungen entnommen.

- Schritt 5: Berechnung der Einzelresultierenden $R_{i-EL}$ und den von den Winkeln $\theta_v$, $\alpha_u$ und $\alpha_o$ abhängigen zugehörigen Horizontal- und Vertikalkomponenten $V_{i-EL}$ und $N_{i-EL}$.

  Abb. D.3 zeigt beispielhaft für das „Starrkörpermodell mit Berücksichtigung eines Reibungskoeffizienten $\mu$“ nach Kapitel 3.3.3.1 die Einzellängen der drei Kreisbögen und zwei Geraden für die exakte Stahlkronengeometrie bzw. die beiden Geraden für deren vereinfachte Formgebung mit den jeweils zugehörigen Einzelresultierenden $R_{i-EL}$.




(a) exakte Stahlkronengeometrie




(b) vereinfachte Stahlkronengeometrie

Abbildung D.3: Ermittlung der Einzelresultierenden an der Krafteinleitungsfläche der Stahlkrone

- Schritt 6: Ermittlung der Abstände $x_{DP}$ und $z_{DP}$.

  Dazu wurden die jeweils parallel wirkenden Horizontal- und Vertikalkomponenten $V_{i-EL}$ bzw. $N_{i-EL}$ der Einzelresultierenden $R_{i-EL}$ getrennt betrachtet. Der Schnittpunkt der Wirkungslinien ihrer Resultierenden definiert für das angesetzte Lastmodell den resultierenden Druckpunkt im Bereich vor der Krafteinleitungsfläche des betrachteten Stahlzahns. Die Angriffspunkte der Einzelkräfte sind durch die Streckenmitten der zugehörigen Kreisbögen bzw. Geraden bestimmt.

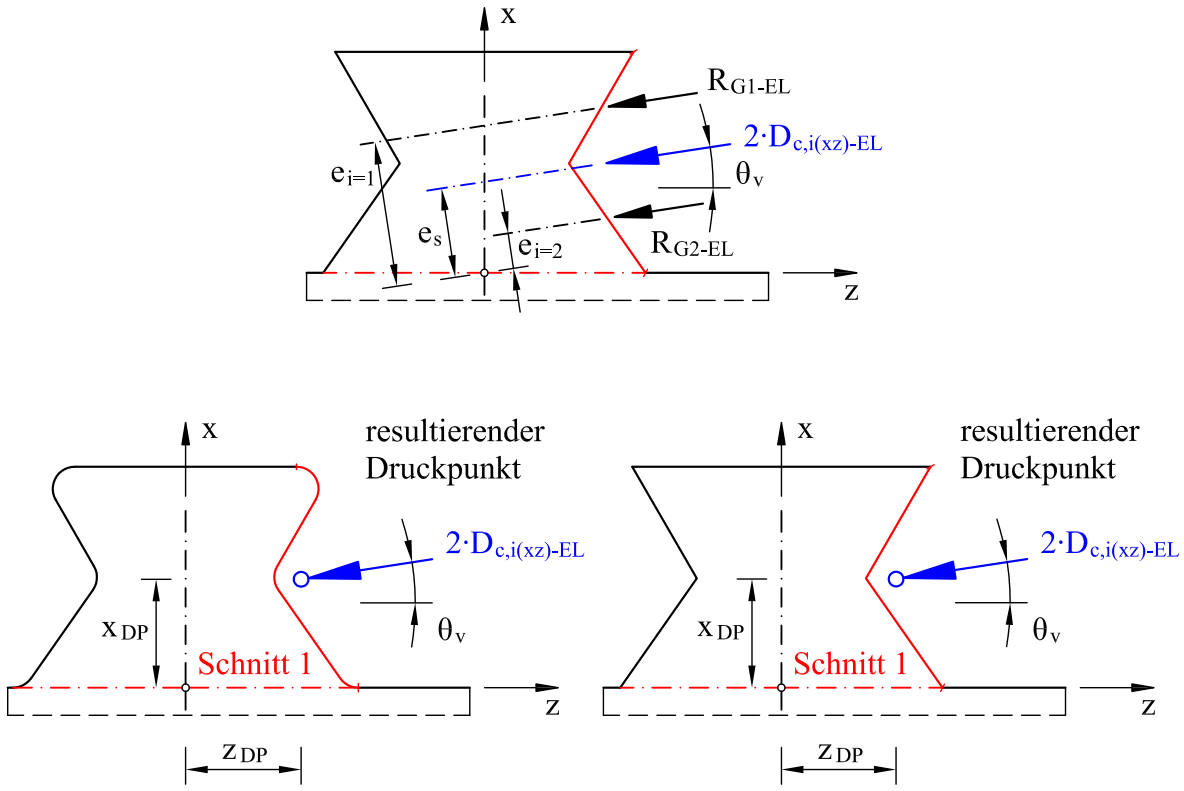



Abbildung D.4: Resultierender Druckpunkt: exakte Stahlzahngeometrie - vereinfachte Formgebung

Die rechnerische Bestimmung der Lage der Resultierenden $R_{EL}$ erfolgte nach Abb. D.4 mit Hilfe der Momentengleichgewichtsbedingung

$$\sum_i (R_{i-EL} \cdot e_i) - e_s \cdot \sum_i R_{i-EL} = 0 \tag{D.2}$$

Mit dieser ergaben sich die beiden Abstände $x_{DP}$ und $z_{DP}$ zu

$$x_{DP} = \frac{\sum (V_{i-EL} \cdot x_i)}{\sum V_{i-EL}} \tag{D.3}$$

und

$$z_{DP} = \frac{\sum (N_{i-EL} \cdot z_i)}{\sum N_{i-EL}} \tag{D.4}$$

Als Bezugsachsen wurden für die z-Achse der Schnitt 1 nach Abb. 3.42 und für die x-Achse die Stabachse der Stahlkrone gewählt. Abb. D.4 zeigt beispielhaft den resultierenden Druckpunkt, der sich für die mit dem Winkel $\theta_v$ am Stahlzahn angreifenden Druckstreben $D_{c,i(xz)-EL}$ ergibt.

Mittels eines Iterationsprozesses wurden die Schritte 1 bis 6 so oft wiederholt, bis sich die Lage des Druckpunktes im Bereich der Krafteinleitungsfläche des Zahns 1 bzw. des Zahns 2 mit hinreichender Genauigkeit nicht mehr änderte. Die in weiterer Folge angeführten Berechnungsschritte wurden aufgrund der eingangs dieses Kapitels angeführten Gründe nur mehr für Stahlkrone 2 durchgeführt.

- Schritt 7: Berechnung der in den Schnitten $Si,\ i = 1,\ 2,\ 3,\ 4$ wirkenden Einzelmomente $M_{i-EL,Si}$.

  Unter Berücksichtigung der Drehrichtung ergeben sich diese mit den Horizontal- und Vertikalkomponenten der Einzelresultierenden $R_{i-EL}$ und den zugehörigen Abständen vom betrachteten Schnitt zu

  $$M_{i-EL,Si} = V_{i-El} \cdot x_i \pm N_{i-EL} \cdot z_i \tag{D.5}$$

- Schritt 8: Berücksichtigung des Lastmodells „Druckstrebenkräfte $D_{1(xz)-EL}$ aufgrund vertikaler Abtriebskräfte $V_{s,1}$“ nach Kapitel 3.3.4.

  Eine Befolgung der in Kapitel 3.3.2 vorgestellten Fachwerkanalogie würde mit dem betrachteten Lastmodell zu einer einseitigen Beanspruchung der Krone führen. Dies hätte einen extrem ungünstigen Beanspruchungszustand zur Folge, der in der Wirklichkeit aber nicht eintritt. Deshalb wurde entgegen der Analogie die Druckstrebenkraft $D_{1(xz)-EL}$ beidseitig am Kronenkopf des Zahns 2 in gleicher Größe wirkend nach Abb. 3.30 angesetzt. Damit reduzierte sich die Beanspruchung der Stahlkrone auf eine vertikal wirkende Zugbeanspruchung durch die Vertikalkomponente $D^v_{1(xz)-EL}$.

- Schritt 9: Zusammenfassung der Einzelschnittgrößen $V_{i-EL}$, $N_{i-EL}$ und $M_{i-EL-Si}$ bzw. $D^v_{1(xz)-EL}$ zu den in den Schnitten 1 bis 4 resultierenden Einheitsschnittgrößen $V_{EL,Si}$, $N_{EL,Si}$ und $M_{EL-Si}$ nach Abb. 3.43.

- Schritt 10: Ermittlung von Laststeigerungsfaktoren $\chi_{Si}$ mittels M-N-V Interaktion zum Erreichen der plastischen Querschnittsgrenztragfähigkeiten in den Schnitten 1 bis 4.

- Schritt 11: Festlegung der maximalen Längsschubtragfähigkeit $V_{L,2-max}$ der betrachteten Stahlkronenvariante.

Die beschriebene Vorgehensweise wurde für alle getesteten Stahlkronen der Serie 3 EDV-gestützt durchgeführt. Der Eingangswert für $\Delta N_{c,i-EL}$ wurde für alle Berechnungen mit

$$\Delta N_{c,i-EL} = 100\,kN \tag{D.6}$$

angenommen. Nachfolgend sind die erhaltenen Rechenergebnisse sowohl tabellarisch als auch in Diagrammen zusammengefasst dargestellt. Zusätzlich werden auch einige Eingangsparameter angegeben.

Die in Tab. D.3, Tab. D.5, Tab. D.7, Tab. D.9 und Tab. D.11 angegebenen Werte für den Druck auf der Krafteinleitungsfläche sind im Sinne besserer Vergleichbarkeit alle auf $\Delta N_{c,i-EL} = 100\,kN$ bezogen. Die Berechnungsergebnisse sind Resultat des Schrittes 4.

In Tab. D.4, Tab. D.6, Tab. D.8, Tab. D.10 und Tab. D.12 sind die Ergebnisse der Schritte 9 und 10 zusammengefasst für die Schnitte 1 bis 4 dargestellt. Weiters ist die mit dem Laststeigerungsfaktor des jeweils betrachteten Schnitts berechnete Längsschubtragfähigkeit für den Schnitt 1 angegeben. Basierend auf Gl. 3.136 erfolgte die Berechnung nach Gl. D.7.

$$\left.\begin{array}{l} Schnitt\ 1: \\ Schnitt\ 2: \\ Schnitt\ 3: \\ Schnitt\ 4: \end{array}\right\} \; V_{(S1)-maßg} = Minimum \left\{\begin{array}{l} V_{(S1)} = V_{EL(S1)} \cdot \chi_{S1} \\ V_{(S1)} = V_{EL(S1)} \cdot \chi_{S2} \\ V_{(S1)} = V_{EL(S1)} \cdot \chi_{S3} \\ V_{(S1)} = V_{EL(S1)} \cdot \chi_{S4} \end{array}\right. \tag{D.7}$$

Eine graphische Aufarbeitung dieser Berechnungsergebnisse ist in Abb. D.6 bis Abb. D.15 abhängig vom Krafteinleitungsmodell, vom Fließkriterium und von der Beschreibung der Krafteinleitungsfläche zusammengefasst dargestellt.

### D.1.2 Eingangsdaten und Ergebnisse

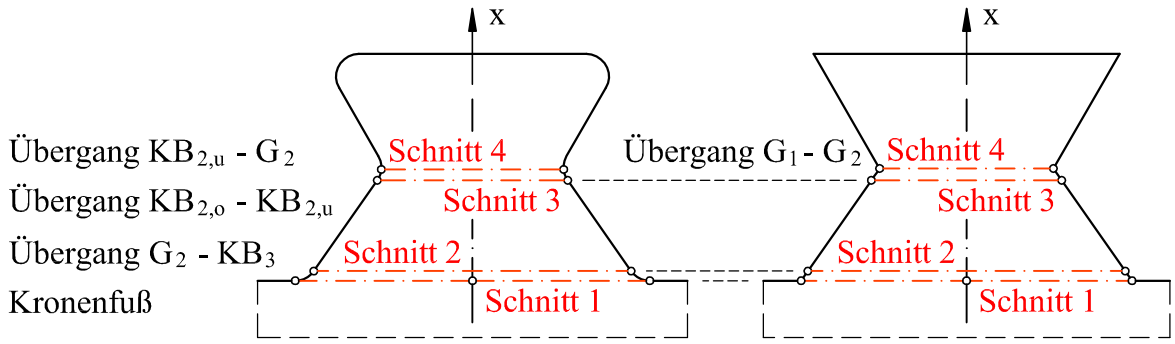



Abbildung D.5: Lage der in den Berechnungen betrachteten Schnitte 1 bis 4 nach Abb. 3.42 entlang der Achse der Stahlkrone für die exakte Geometrie bzw. deren vereinfachter Formgebung

| Schnitt | KrL-75-36 | | KrL-90-40 | | KrL-105-35 | | KrL-105-45 | | KrL-120-48 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | ex. | einf. | ex. | einf. | ex. | einf. | ex. | einf. | ex. | einf. |
| | Formgebung [mm] | | | | | | | | | |
| $L_{S1}$ | 153,1 | 142,9 | 177,1 | 167,8 | 181,0 | 170,6 | 205,0 | 196,7 | 228,9 | 221,2 |
| $L_{S2}$ | 137,0 | | 161,8 | | 164,6 | | 190,9 | | 215,5 | |
| $L_{S3}$ | 78,8 | | 94,7 | | 108,6 | | 110,9 | | 126,6 | |
| $L_{S4}$ | 75,0 | 72,2 | 90,0 | 85,7 | 105,0 | 101,3 | 105,0 | 100,0 | 120,0 | 114,6 |

Tabelle D.1: Resultierende Querschnittslängen der über die Kronenhöhe H verteilten Schnitte 1 bis 4 für die exakte Kronengeometrie bzw. deren vereinfachter Formgebung; durch die Verschneidung der beiden Geraden $G_1$ und $G_2$ stimmt die x-Koordinate des Schnitts 4 für die angenäherte Kronengeometrie nicht exkt mit derjenigen für die exakte Geometrie überein

| Druck-punkt | KrL-75-36 | | KrL-90-40 | | KrL-105-35 | | KrL-105-45 | | KrL-120-48 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | ex. | einf. | ex. | einf. | ex. | einf. | ex. | einf. | ex. | einf. |
| | Formgebung [mm] | | | | | | | | | |
| $x_{DP}$ | 50,0 | 49,4 | 50,0 | 48,9 | 50,0 | 49,5 | 50,0 | 48,4 | 50,0 | 48,0 |
| $z_{DP}$ | 37,5 | 35,6 | 45,0 | 42,8 | 52,5 | 50,7 | 52,5 | 50,0 | 60,0 | 57,3 |

Tabelle D.2: Zusammenfassung der in den Berechnungen vorweg näherungsweise angenommenen Lage der Druckpunkte für alle untersuchten Kronengeometrien

### D.1.2.1 Berechnungsergebnisse für Kronendübel KrL-75-36, Serie 3

| Lastmodell | | Starrk., μ | Starrk., μ=0 | Starrk. modif. | Fluid | Starrk. + Fluid | Starrk. einf. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Lage des resultierenden Druckpunktes [mm] | | | | | | | |
| $x_{DP}$ | exakt | 49,1 | 56,3 | 46,5 | 50,8 | 49,7 | 48,9 |
| $z_{DP}$ | | 52,3 | 96,5 | 63,4 | 60,3 | 50,0 | --- |
| $x_{DP}$ | vereinf. | 49,2 | 49,4 | 50,0 | 50,0 | 51,3 | 49,2 |
| $z_{DP}$ | | 51,9 | 64,9 | 68,2 | 69,0 | 61,5 | --- |
| Druck an der Krafteinleitungsfläche resultierend aus den Druckstreben $D_{c,2}$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{starr,\mu}$ | exakt | 3,98 | | 2,21 | | | 3,97 |
| $p_{starr,\mu}$ | vereinf. | 4,20 | | -2,43 | | | 4,18 |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | exakt | | 7,15 | | | | |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 4,87 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | exakt | | 3,47 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 5,13 | | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | exakt | | | 3,99 | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | vereinf. | | | 7,43 | | | |
| $p_{Fluid}$ | exakt | | | | 6,26 | | |
| $p_{Fluid}$ | vereinf. | | | | 5,00 | | |
| $p_{komb}$ | exakt | | | | | 4,45 | |
| $p_{komb}$ | vereinf. | | | | | 4,66 | |
| Druck am Kronenkopf resultierend aus den Druckstreben $D_1$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | exakt | 0,82 | 0,67 | 0,99 | 0,83 | 0,82 | --- |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | vereinf. | 0,47 | 0,50 | 0,48 | 0,49 | 0,54 | --- |

Tabelle D.3: Zusammenfassung: Resultierende Druckpunktlage, Druck an der Krafteinleitungsfläche infolge der Druckstreben $D_{c,2}$ und infolge der Druckstreben $D_1$

| Modell | | 1 - Starrkörper, μ | | 2 - Starrkörper, μ=0 | | 3 - Starrk. modif. | | 4 - Betonfluid | | 5 - Starrk. + Fluid | | 6 - Starrk. einf. | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | |
| Schnitt 1 | $V_{EL,S1}$ | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | kN |
| | $N_{EL,S1}$ | 1,6 | 1,5 | 1,4 | 1,9 | 2,3 | 0,0 | 2,1 | 3,3 | 1,6 | 1,4 | --- | --- | kN |
| | $M_{EL,S1}$ | 448,6 | 449,9 | 501,4 | 439,5 | 406,0 | 432,7 | 463,7 | 454,7 | 448,2 | 467,4 | 488,9 | 491,5 | kNcm |
| | $\chi_{1,HMH}$ | 5,6237 | 5,1267 | 5,4156 | 5,1661 | 5,7897 | 5,1944 | 5,5545 | 5,1071 | 5,6176 | 5,0589 | 5,4653 | 4,9634 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **562,4** | **512,7** | **541,6** | **516,6** | **579,0** | **519,4** | **556,9** | **510,7** | **562,8** | **505,9** | **546,5** | **496,3** | kN |
| | $\chi_{1,EC3}$ | 5,6414 | 5,1862 | 5,5056 | 5,2127 | 5,7501 | 5,2296 | 5,5906 | 5,1739 | 5,6336 | 5,1425 | 5,5384 | 5,0797 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **564,1** | **518,6** | **550,6** | **521,3** | **575,0** | **523,0** | **560,6** | **517,3** | **564,4** | **514,2** | **553,8** | **508,0** | kN |
| Schnitt 2 | $V_{EL,S2}$ | 92,5 | 95,7 | 97,0 | 95,8 | 98,2 | 95,9 | 100,0 | 95,9 | 91,8 | 95,3 | 92,5 | 95,7 | kN |
| | $N_{EL,S2}$ | 2,2 | 1,9 | 7,2 | 5,0 | 2,3 | 4,5 | 2,1 | 6,3 | 2,2 | 1,8 | --- | --- | kN |
| | $M_{EL,S2}$ | 413,9 | 412,0 | 503,1 | 420,7 | 365,1 | 423,5 | 422,4 | 435,3 | 414,3 | 440,9 | 449,2 | 451,2 | kNcm |
| | $\chi_{2,HMH}$ | 5,2386 | 5,1335 | 4,7061 | 5,0928 | 5,2386 | 5,0780 | 4,9365 | 5,0262 | 5,2607 | 5,0261 | 5,0790 | 4,9658 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **523,9** | **513,3** | **470,6** | **509,3** | **523,9** | **507,8** | **495,0** | **502,6** | **527,1** | **502,6** | **507,9** | **496,6** | kN |
| | $\chi_{2,EC3}$ | 5,3253 | 5,1913 | 4,8870 | 5,1650 | 5,2150 | 5,1534 | 4,9802 | 5,1184 | 5,3548 | 5,1304 | 5,2200 | 5,0827 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **532,5** | **519,1** | **488,7** | **516,5** | **521,5** | **515,3** | **499,3** | **511,8** | **536,5** | **513,0** | **522,0** | **508,3** | kN |
| Schnitt 3 | $V_{EL,S3}$ | 53,3 | 54,4 | 69,3 | 54,7 | 48,6 | 55,9 | 58,7 | 55,9 | 55,0 | 57,0 | 53,3 | 54,4 | kN |
| | $N_{EL,S3}$ | 5,3 | 5,2 | 24,4 | 34,8 | 25,5 | 47,6 | 32,4 | 35,3 | 24,7 | 26,2 | --- | --- | kN |
| | $M_{EL,S3}$ | 139,4 | 129,6 | 279,4 | 280,5 | 196,5 | 352,8 | 246,1 | 288,5 | 239,7 | 266,1 | 157,6 | 151,0 | kNcm |
| | $\chi_{3,HMH}$ | 5,1962 | 5,2581 | 3,1920 | 3,4035 | 4,4764 | 2,8270 | 3,6210 | 3,3194 | 3,8253 | 3,5351 | 4,9597 | 4,9892 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **519,6** | **525,8** | **319,2** | **340,3** | **447,6** | **282,7** | **363,1** | **331,9** | **383,3** | **353,5** | **496,0** | **498,9** | kN |
| | $\chi_{3,EC3}$ | 5,2967 | 5,2996 | 3,5017 | 3,8524 | 4,9306 | 3,1701 | 4,0112 | 3,7583 | 4,2462 | 3,9596 | 5,1401 | 5,1219 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **529,7** | **530,0** | **350,2** | **385,2** | **493,1** | **317,0** | **402,2** | **375,8** | **425,4** | **396,0** | **514,0** | **512,2** | kN |
| Schnitt 4 | $V_{EL,S4}$ | 48,3 | 48,9 | 65,1 | 49,3 | 22,1 | 50,6 | 51,2 | 50,6 | 49,6 | 52,1 | 48,3 | 48,9 | kN |
| | $N_{EL,S4}$ | 5,7 | 5,6 | 28,8 | 38,7 | 25,5 | 53,3 | 34,8 | 39,2 | 26,4 | 29,7 | --- | --- | kN |
| | $M_{EL,S4}$ | 111,1 | 104,2 | 245,1 | 267,9 | 168,7 | 346,1 | 223,2 | 274,9 | 215,6 | 250,8 | 127,7 | 120,8 | kNcm |
| | $\chi_{4,HMH}$ | 5,6036 | 5,3916 | 3,2498 | 3,0873 | 5,5402 | 2,4798 | 3,6909 | 3,0126 | 3,8864 | 3,2447 | 5,3401 | 5,1347 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **560,4** | **539,2** | **325,2** | **308,7** | **554,0** | **248,0** | **370,1** | **301,3** | **389,4** | **324,5** | **534,0** | **513,5** | kN |
| | $\chi_{4,EC3}$ | 5,6563 | 5,4182 | 3,5589 | 3,4928 | 5,5452 | 2,6161 | 4,1432 | 3,4078 | 4,3473 | 3,6748 | 5,4853 | 5,2509 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **565,6** | **541,8** | **355,9** | **349,3** | **554,5** | **261,6** | **415,4** | **340,8** | **435,6** | **367,5** | **548,5** | **525,1** | kN |

Tabelle D.4: Zusammenfassung: Resultierende Einheitsschnittgrößen und Laststeigerungsfaktoren für die Schnitte 1 bis 4, max. aufnehmbarer Längsschub $V_{L,2-max}$ in Schnitt 1

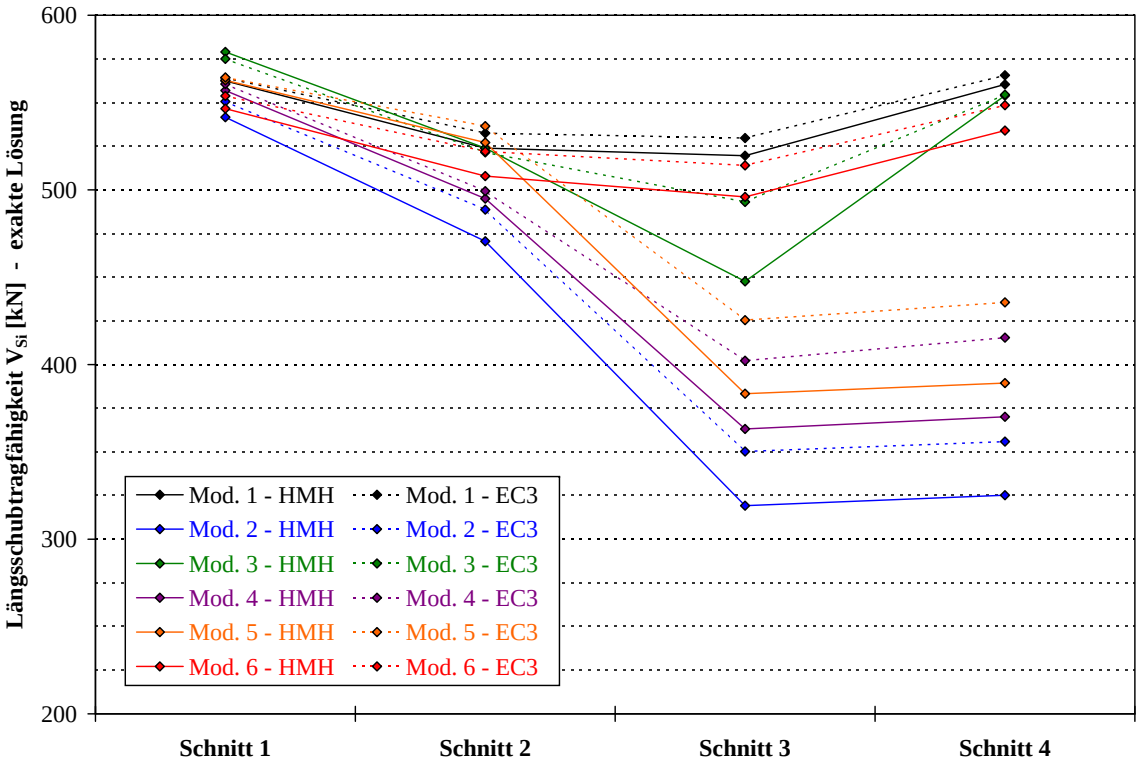



Abbildung D.6: Gegenüberstellung der Ergebnisse für den max. aufnehmbaren Längsschub $V_{L,2-max}$ im Schnitt 1 - exakte Kronengeometrie

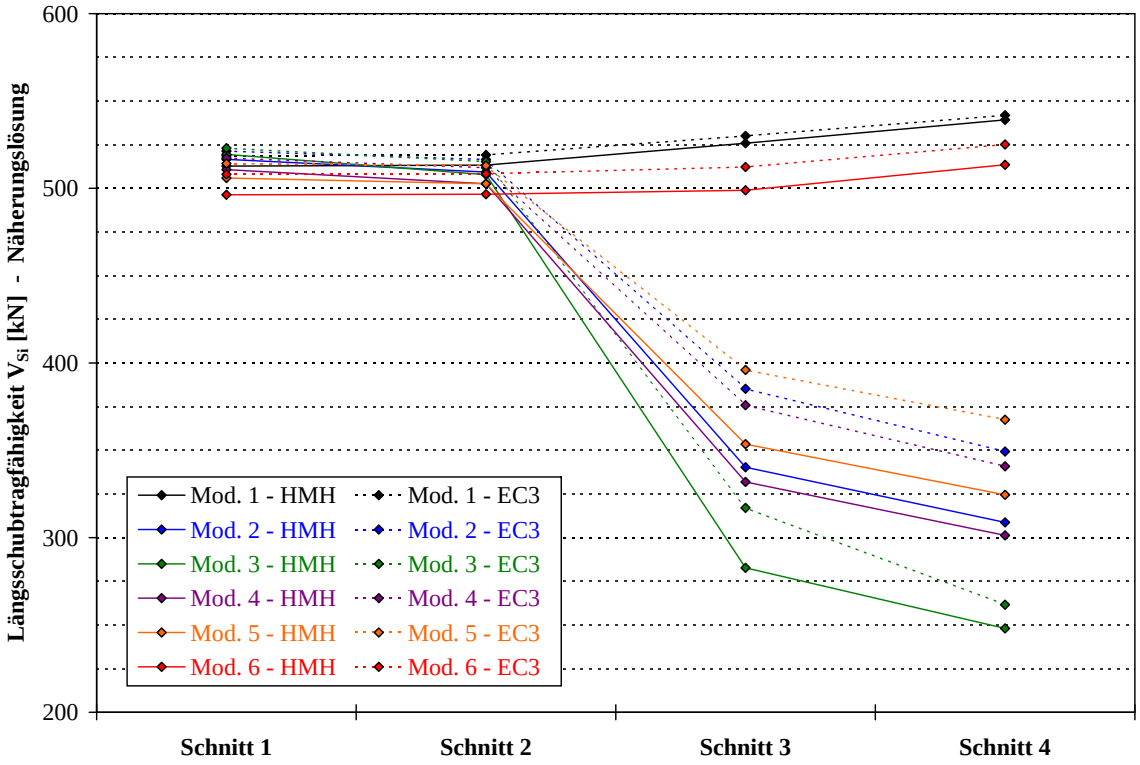



Abbildung D.7: Gegenüberstellung der Ergebnisse für den max. aufnehmbaren Längsschub $V_{L,2-max}$ im Schnitt 1 - vereinfachte Formgebung

### D.1.2.2 Berechnungsergebnisse für Kronendübel KrL-90-40, Serie 3

| Lastmodell | | Starrk., μ | Starrk., μ=0 | Starrk. modif. | Fluid | Starrk. + Fluid | Starrk. einf. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Lage des resultierenden Druckpunktes [mm] | | | | | | | |
| $x_{DP}$ | exakt | 48,5 | 57,2 | 47,7 | 54,0 | 49,0 | 48,3 |
| $z_{DP}$ | | 61,0 | 121,2 | 73,9 | 66,8 | 57,5 | --- |
| $x_{DP}$ | vereinf. | 48,5 | 51,6 | 50,0 | 53,5 | 50,5 | 48,5 |
| $z_{DP}$ | | 60,6 | 88,8 | 78,1 | 75,2 | 69,5 | --- |
| Druck an der Krafteinleitungsfläche resultierend aus den Druckstreben $D_{c,2}$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{starr,\mu}$ | exakt | 3,89 | | 3,15 | | | 3,88 |
| $p_{starr,\mu}$ | vereinf. | 4,08 | | 1,80 | | | 4,07 |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | exakt | | 7,48 | | | | |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 5,31 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | exakt | | 3,26 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 4,68 | | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | exakt | | | 2,64 | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | vereinf. | | | 3,20 | | | |
| $p_{Fluid}$ | exakt | | | | 6,83 | | |
| $p_{Fluid}$ | vereinf. | | | | 5,37 | | |
| $p_{komb}$ | exakt | | | | | 4,37 | |
| $p_{komb}$ | vereinf. | | | | | 4,56 | |
| Druck am Kronenkopf resultierend aus den Druckstreben $D_1$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | exakt | 0,74 | 0,58 | 0,81 | 0,59 | 0,75 | --- |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | vereinf. | 0,38 | 0,37 | 0,38 | 0,32 | 0,45 | --- |

Tabelle D.5: Zusammenfassung: Resultierende Druckpunktlage, Druck an der Krafteinleitungsfläche infolge der Druckstreben $D_{c,2}$ und infolge der Druckstreben $D_1$

| Modell | | 1 - Starrkörper, μ | | 2 - Starrkörper, μ=0 | | 3 - Starrk. modif. | | 4 - Betonfluid | | 5 - Starrk. + Fluid | | 6 - Starrk. einf. | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | |
| Schnitt 1 | $V_{EL,S1}$ | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,3 | 100,0 | 100,2 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | kN |
| | $N_{EL,S1}$ | 0,4 | 0,4 | 0,3 | 0,4 | 0,5 | 0,4 | 0,4 | 0,4 | 0,4 | 0,4 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S1}$ | 439,5 | 439,3 | 501,1 | 452,4 | 417,5 | 442,1 | 502,1 | 487,6 | 438,3 | 455,6 | 483,4 | 484,7 | kNcm |
| | $\chi_{1,HMH}$ | 6,8148 | 6,3676 | 6,5766 | 6,3166 | 6,8987 | 6,3568 | 6,5608 | 6,1774 | 6,8108 | 6,3057 | 6,6448 | 6,1889 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **681,5** | **636,8** | **657,7** | **631,7** | **689,9** | **635,7** | **657,8** | **617,7** | **682,2** | **630,6** | **664,5** | **618,9** | kN |
| | $\chi_{1,EC3}$ | 6,7304 | 6,3166 | 6,5713 | 6,2828 | 6,7853 | 6,3093 | 6,5559 | 6,1923 | 6,7229 | 6,2756 | 6,6168 | 6,1995 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **673,0** | **631,7** | **657,1** | **628,3** | **678,5** | **630,9** | **657,3** | **619,2** | **673,4** | **627,6** | **661,7** | **619,9** | kN |
| Schnitt 2 | $V_{EL,S2}$ | 93,2 | 96,2 | 97,6 | 96,7 | 97,7 | 96,4 | 100,3 | 100,0 | 92,6 | 95,8 | 93,2 | 96,2 | kN |
| | $N_{EL,S2}$ | 0,9 | 0,7 | 5,5 | 3,2 | 0,5 | 2,3 | 0,4 | 0,4 | 1,0 | 0,7 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S2}$ | 409,8 | 406,6 | 509,5 | 440,4 | 382,2 | 422,8 | 466,3 | 451,9 | 409,4 | 435,0 | 448,9 | 449,7 | kNcm |
| | $\chi_{2,HMH}$ | 6,5195 | 6,3862 | 5,8913 | 6,2219 | 6,4134 | 6,3083 | 5,9626 | 6,0297 | 6,5547 | 6,2877 | 6,3432 | 6,2028 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **652,0** | **638,6** | **589,1** | **622,2** | **641,3** | **630,8** | **597,8** | **603,0** | **656,5** | **628,8** | **634,3** | **620,3** | kN |
| | $\chi_{2,EC3}$ | 6,4894 | 6,3339 | 5,9799 | 6,2158 | 6,3202 | 6,2761 | 5,9691 | 6,0185 | 6,5270 | 6,2783 | 6,3748 | 6,2134 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **648,9** | **633,4** | **598,0** | **621,6** | **632,0** | **627,6** | **598,5** | **601,8** | **653,8** | **627,8** | **637,5** | **621,3** | kN |
| Schnitt 3 | $V_{EL,S3}$ | 52,7 | 53,7 | 71,5 | 59,2 | 51,7 | 56,4 | 64,5 | 60,6 | 54,4 | 56,3 | 52,7 | 53,7 | kN |
| | $N_{EL,S3}$ | 3,9 | 3,9 | 27,4 | 34,6 | 17,2 | 23,8 | 30,4 | 33,5 | 22,4 | 24,0 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S3}$ | 137,5 | 127,2 | 311,4 | 330,0 | 190,6 | 254,9 | 286,9 | 331,5 | 248,0 | 275,7 | 157,1 | 149,8 | kNcm |
| | $\chi_{3,HMH}$ | 6,7150 | 6,7612 | 3,9361 | 4,0466 | 5,9217 | 4,8745 | 4,2719 | 4,0144 | 5,0381 | 4,6764 | 6,4453 | 6,4638 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **671,5** | **676,1** | **393,6** | **404,7** | **592,2** | **487,5** | **428,3** | **401,4** | **504,6** | **467,6** | **644,5** | **646,4** | kN |
| | $\chi_{3,EC3}$ | 6,6969 | 6,6835 | 4,2465 | 4,5376 | 6,2145 | 5,2947 | 4,6381 | 4,4914 | 5,4787 | 5,1410 | 6,5220 | 6,4889 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **669,7** | **668,3** | **424,7** | **453,8** | **621,5** | **529,5** | **465,0** | **449,1** | **548,8** | **514,1** | **652,2** | **648,9** | kN |
| Schnitt 4 | $V_{EL,S4}$ | 47,2 | 48,0 | 67,3 | 54,2 | 32,6 | 51,1 | 55,6 | 54,8 | 48,7 | 51,4 | 47,2 | 48,0 | kN |
| | $N_{EL,S4}$ | 4,3 | 4,3 | 67,3 | 38,8 | 17,2 | 26,7 | 33,6 | 38,3 | 24,4 | 28,1 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S4}$ | 107,4 | 101,8 | 274,0 | 318,6 | 158,7 | 239,1 | 263,3 | 322,3 | 224,4 | 265,3 | 125,0 | 122,5 | kNcm |
| | $\chi_{4,HMH}$ | 7,2819 | 6,8573 | 3,9886 | 3,5741 | 7,3962 | 4,4722 | 4,3587 | 3,5402 | 5,1191 | 4,1785 | 6,9900 | 6,5205 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **728,2** | **685,7** | **398,9** | **357,4** | **739,6** | **447,2** | **437,0** | **354,0** | **512,8** | **417,9** | **699,0** | **652,1** | kN |
| | $\chi_{4,EC3}$ | 7,2059 | 6,7748 | 4,3008 | 4,0548 | 8,2062 | 4,9653 | 4,8293 | 4,0160 | 5,6345 | 4,6947 | 7,0141 | 6,5537 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **720,6** | **677,5** | **430,1** | **405,5** | **820,6** | **496,5** | **484,2** | **401,6** | **564,4** | **469,5** | **701,4** | **655,4** | kN |

Tabelle D.6: Zusammenfassung: Resultierende Einheitsschnittgrößen und Laststeigerungsfaktoren für die Schnitte 1 bis 4, max. aufnehmbarer Längsschub $V_{L,2-max}$ in Schnitt 1

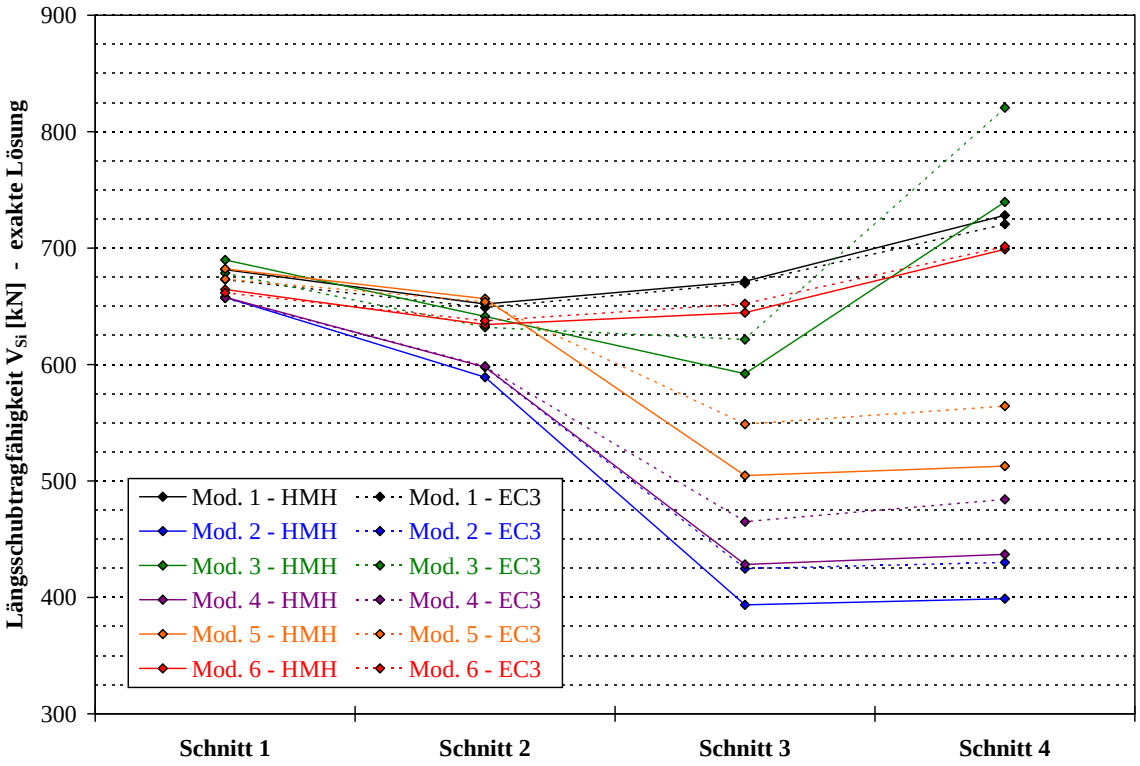



Abbildung D.8: Gegenüberstellung der Ergebnisse für den max. aufnehmbaren Längsschub $V_{L,2-max}$ im Schnitt 1 - exakte Kronengeometrie

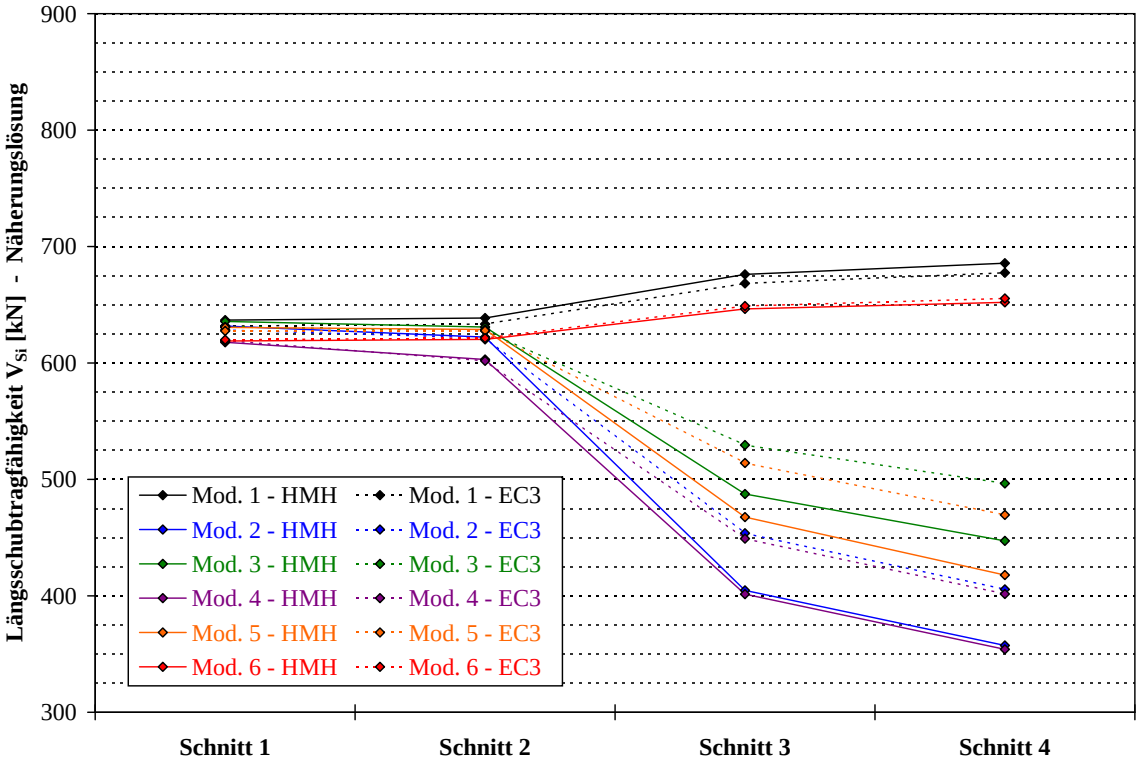



Abbildung D.9: Gegenüberstellung der Ergebnisse für den max. aufnehmbaren Längsschub $V_{L,2-max}$ im Schnitt 1 - vereinfachte Formgebung

### D.1.2.3 Berechnungsergebnisse für Kronendübel KrL-105-35, Serie 3

| Lastmodell | | Starrk., μ | Starrk., μ=0 | Starrk. modif. | Fluid | Starrk. + Fluid | Starrk. einf. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Lage des resultierenden Druckpunktes [mm] | | | | | | | |
| $x_{DP}$ | exakt | 49,2 | 56,4 | 46,8 | 50,5 | 49,8 | 49,0 |
| $z_{DP}$ | | 67,0 | 117,3 | 77,7 | 75,1 | 64,7 | --- |
| $x_{DP}$ | vereinf. | 49,3 | 49,6 | 50,0 | 50,0 | 51,4 | 49,3 |
| $z_{DP}$ | | 66,6 | 79,8 | 82,6 | 82,6 | 76,1 | --- |
| Druck an der Krafteinleitungsfläche resultierend aus den Druckstreben $D_{c,2}$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{starr,\mu}$ | exakt | 4,00 | | 2,35 | | | 3,99 |
| $p_{starr,\mu}$ | vereinf. | 4,22 | | -1,57 | | | 4,21 |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | exakt | | 7,19 | | | | |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 4,91 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | exakt | | 3,45 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 5,09 | | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | exakt | | | 3,78 | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | vereinf. | | | 6,57 | | | |
| $p_{Fluid}$ | exakt | | | | 6,22 | | |
| $p_{Fluid}$ | vereinf. | | | | 5,00 | | |
| $p_{komb}$ | exakt | | | | | 4,46 | |
| $p_{komb}$ | vereinf. | | | | | 4,67 | |
| Druck am Kronenkopf resultierend aus den Druckstreben $D_1$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | exakt | 0,68 | 0,50 | 0,76 | 0,65 | 0,68 | --- |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | vereinf. | 0,38 | 0,35 | 0,38 | 0,39 | 0,45 | --- |

Tabelle D.7: Zusammenfassung: Resultierende Druckpunktlage, Druck an der Krafteinleitungsfläche infolge der Druckstreben $D_{c,2}$ und infolge der Druckstreben $D_1$

| Modell | | 1 - Starrkörper, μ | | 2 - Starrkörper, μ=0 | | 3 - Starrk. modif. | | 4 - Betonfluid | | 5 - Starrk. + Fluid | | 6 - Starrk. einf. | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | |
| Schnitt 1 | $V_{EL,S1}$ | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,3 | 100,0 | 100,2 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | kN |
| | $N_{EL,S1}$ | 0,0 | 0,0 | 0,0 | 0,0 | 0,0 | 0,0 | 0,0 | 1,9 | 0,0 | 0,0 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S1}$ | 443,2 | 445,0 | 501,8 | 442,6 | 404,7 | 440,5 | 454,5 | 454,7 | 443,6 | 463,2 | 490,1 | 493,0 | kNcm |
| | $\chi_{1,HMH}$ | 6,9858 | 6,4797 | 6,7596 | 6,4888 | 6,9476 | 6,4968 | 6,9302 | 6,4414 | 6,9717 | 6,4089 | 6,8055 | 6,2923 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **698,6** | **648,0** | **676,0** | **648,9** | **694,8** | **649,7** | **694,8** | **644,1** | **698,8** | **640,9** | **680,6** | **629,2** | kN |
| | $\chi_{1,EC3}$ | 6,8915 | 6,4258 | 6,7415 | 6,4318 | 6,8178 | 6,4371 | 6,8474 | 6,4004 | 6,8761 | 6,3789 | 6,7716 | 6,3034 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **689,2** | **642,6** | **674,2** | **643,2** | **681,8** | **643,7** | **686,5** | **640,0** | **689,3** | **637,9** | **677,2** | **630,3** | kN |
| Schnitt 2 | $V_{EL,S2}$ | 92,3 | 95,6 | 96,9 | 95,7 | 98,0 | 95,7 | 100,3 | 95,7 | 91,7 | 95,1 | 92,3 | 95,6 | kN |
| | $N_{EL,S2}$ | 0,6 | 0,3 | 5,9 | 3,0 | 0,0 | 3,9 | 0,0 | 4,9 | 0,6 | 0,3 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S2}$ | 407,7 | 405,9 | 510,6 | 426,4 | 362,5 | 431,7 | 411,7 | 438,0 | 408,9 | 437,4 | 449,1 | 451,3 | kNcm |
| | $\chi_{2,HMH}$ | 6,7204 | 6,5590 | 6,0499 | 6,4689 | 6,4751 | 6,4433 | 6,3088 | 6,4142 | 6,7488 | 6,4488 | 6,5308 | 6,3660 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **672,0** | **655,9** | **605,0** | **646,9** | **647,5** | **644,3** | **632,5** | **641,4** | **676,5** | **644,9** | **653,1** | **636,6** | kN |
| | $\chi_{2,EC3}$ | 6,6816 | 6,4979 | 6,1355 | 6,4375 | 6,3556 | 6,4165 | 6,2337 | 6,3991 | 6,7156 | 6,4351 | 6,5576 | 6,3709 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **668,2** | **649,8** | **613,5** | **643,7** | **635,6** | **641,6** | **625,0** | **639,9** | **673,2** | **643,5** | **655,8** | **637,1** | kN |
| Schnitt 3 | $V_{EL,S3}$ | 53,4 | 54,5 | 69,4 | 54,9 | 48,9 | 55,7 | 58,0 | 55,7 | 55,0 | 57,0 | 53,4 | 54,5 | kN |
| | $N_{EL,S3}$ | 3,4 | 3,3 | 25,2 | 31,6 | 21,2 | 40,7 | 29,6 | 32,9 | 22,5 | 24,2 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S3}$ | 135,6 | 126,0 | 310,0 | 320,0 | 213,3 | 380,1 | 277,9 | 326,4 | 263,3 | 294,8 | 157,6 | 151,1 | kNcm |
| | $\chi_{3,HMH}$ | 7,9294 | 7,9243 | 4,9249 | 5,2892 | 5,7150 | 4,6561 | 5,5891 | 5,1870 | 5,9805 | 5,5399 | 7,6413 | 7,6150 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **792,9** | **792,4** | **492,5** | **528,9** | **571,5** | **465,6** | **560,3** | **518,7** | **599,5** | **554,0** | **764,1** | **761,5** | kN |
| | $\chi_{3,EC3}$ | 7,7962 | 7,7468 | 5,2178 | 5,8701 | 6,1797 | 5,2626 | 6,0219 | 5,7642 | 6,4158 | 6,0180 | 7,6052 | 7,5354 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **779,6** | **774,7** | **521,8** | **587,0** | **618,0** | **526,3** | **603,7** | **576,4** | **643,1** | **601,8** | **760,5** | **753,5** | kN |
| Schnitt 4 | $V_{EL,S4}$ | 48,5 | 49,1 | 65,3 | 49,6 | 23,5 | 50,5 | 50,8 | 50,5 | 49,8 | 52,1 | 48,5 | 49,1 | kN |
| | $N_{EL,S4}$ | 3,7 | 3,7 | 26,5 | 35,3 | 21,2 | 45,5 | 31,8 | 36,6 | 24,2 | 27,6 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S4}$ | 108,3 | 101,0 | 278,1 | 312,2 | 186,1 | 377,5 | 258,9 | 317,9 | 242,0 | 284,3 | 128,3 | 124,1 | kNcm |
| | $\chi_{4,HMH}$ | 8,6002 | 8,2685 | 5,0608 | 4,9223 | 7,1396 | 4,2288 | 5,7865 | 4,8270 | 6,1733 | 5,2190 | 8,2943 | 7,9224 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **860,0** | **826,9** | **506,1** | **492,2** | **714,0** | **422,9** | **580,1** | **482,7** | **618,8** | **521,9** | **829,4** | **792,2** | kN |
| | $\chi_{4,EC3}$ | 8,4086 | 8,0637 | 5,3599 | 5,5563 | 7,8306 | 4,7817 | 6,3519 | 5,4517 | 6,6912 | 5,7896 | 8,1996 | 7,8273 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **840,9** | **806,4** | **536,0** | **555,6** | **783,1** | **478,2** | **636,8** | **545,2** | **670,7** | **579,0** | **820,0** | **782,7** | kN |

Tabelle D.8: Zusammenfassung: Resultierende Einheitsschnittgrößen und Laststeigerungsfaktoren für die Schnitte 1 bis 4, max. aufnehmbarer Längsschub $V_{L,2-max}$ in Schnitt 1

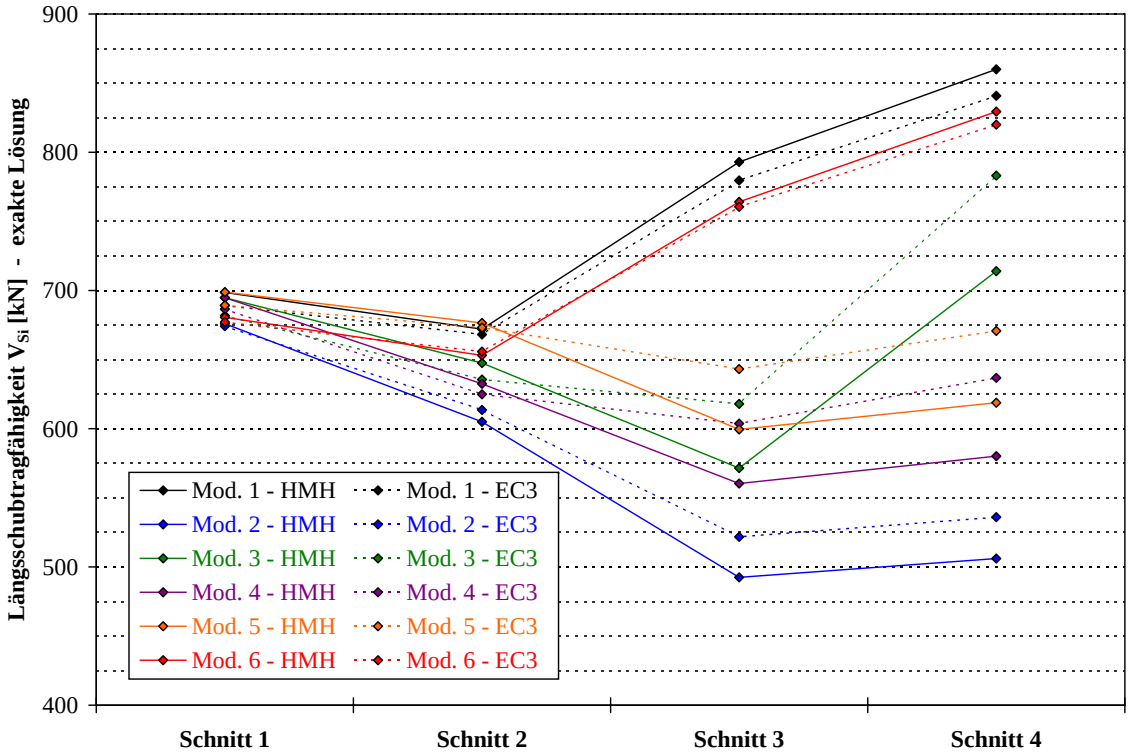



Abbildung D.10: Gegenüberstellung der Ergebnisse für den max. aufnehmbaren Längsschub $V_{L,2-max}$ im Schnitt 1 - exakte Kronengeometrie

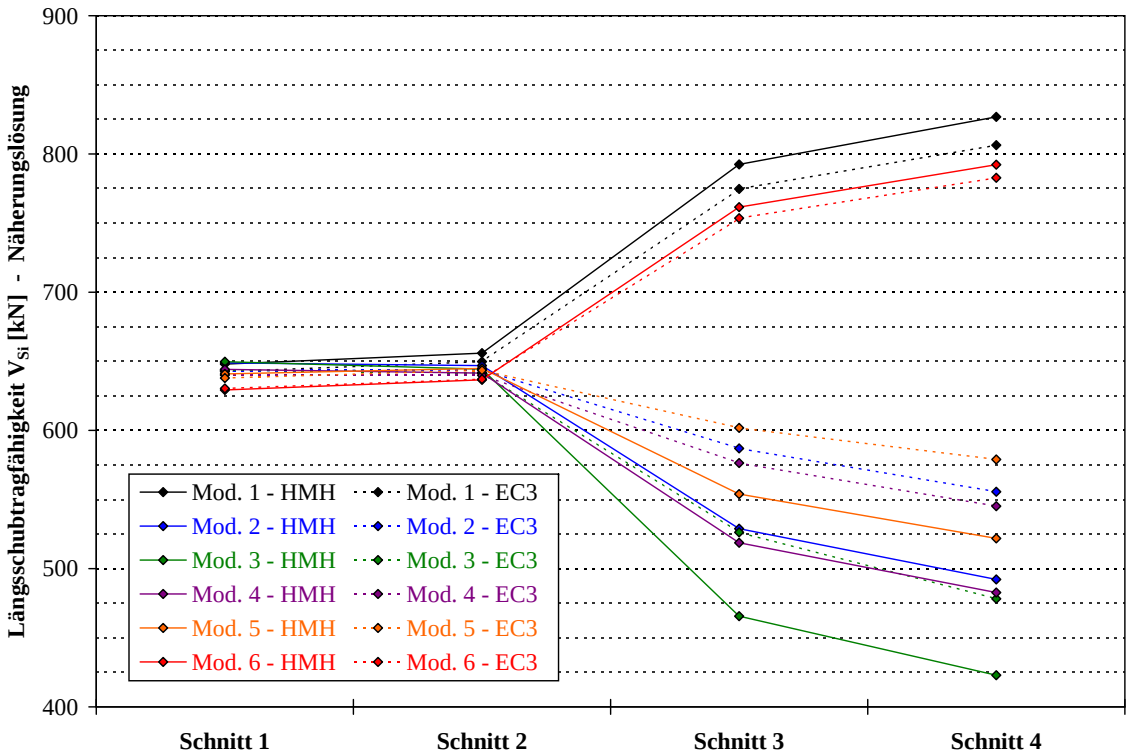



Abbildung D.11: Gegenüberstellung der Ergebnisse für den max. aufnehmbaren Längsschub $V_{L,2-max}$ im Schnitt 1 - vereinfachte Formgebung

### D.1.2.4 Berechnungsergebnisse für Kronendübel KrL-105-45, Serie 3

| Lastmodell | | Starrk., μ | Starrk., μ=0 | Starrk. modif. | Fluid | Starrk. + Fluid | Starrk. einf. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Lage des resultierenden Druckpunktes [mm] | | | | | | | |
| $x_{DP}$ | exakt | 47,7 | 58,2 | 48,5 | 55,0 | 48,0 | 47,5 |
| $z_{DP}$ | | 70,4 | 158,6 | 85,3 | 77,6 | 65,2 | --- |
| $x_{DP}$ | vereinf. | 47,5 | 53,9 | 50,0 | 57,4 | 49,2 | 47,5 |
| $z_{DP}$ | | 69,9 | 126,1 | 89,1 | 81,7 | 78,3 | --- |
| Druck an der Krafteinleitungsfläche resultierend aus den Druckstreben $D_{c,2}$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{starr,\mu}$ | exakt | 3,77 | | 3,92 | | | 3,76 |
| $p_{starr,\mu}$ | vereinf. | 3,92 | | 3,20 | | | 3,91 |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | exakt | | 7,88 | | | | |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 5,76 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | exakt | | 2,99 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 4,19 | | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | exakt | | | 1,54 | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | vereinf. | | | 1,80 | | | |
| $p_{Fluid}$ | exakt | | | | 7,39 | | |
| $p_{Fluid}$ | vereinf. | | | | 5,87 | | |
| $p_{komb}$ | exakt | | | | | 4,24 | |
| $p_{komb}$ | vereinf. | | | | | 4,41 | |
| Druck am Kronenkopf resultierend aus den Druckstreben $D_1$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | exakt | 0,71 | 0,52 | 0,70 | 0,44 | 0,72 | --- |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | vereinf. | 0,39 | 0,34 | 0,37 | 0,25 | 0,47 | --- |

Tabelle D.9: Zusammenfassung: Resultierende Druckpunktlage, Druck an der Krafteinleitungsfläche infolge der Druckstreben $D_{c,2}$ und infolge der Druckstreben $D_1$

| Modell | | 1 - Starrkörper, μ | | 2 - Starrkörper, μ=0 | | 3 - Starrk. modif. | | 4 - Betonfluid | | 5 - Starrk. + Fluid | | 6 - Starrk. einf. | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | |
| Schnitt 1 | $V_{EL,S1}$ | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,4 | 100,0 | 100,3 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | kN |
| | $N_{EL,S1}$ | -0,4 | -0,4 | -0,3 | -0,4 | -0,4 | -0,4 | -0,5 | -0,3 | -0,4 | -0,4 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S1}$ | 427,9 | 425,6 | 500,4 | 462,0 | 425,6 | 440,7 | 516,6 | 537,4 | 425,6 | 439,9 | 475,1 | 474,7 | kNcm |
| | $\chi_{1,HMH}$ | 8,1872 | 7,8015 | 7,9185 | 7,6683 | 8,1961 | 7,7464 | 7,8299 | 7,3765 | 8,1805 | 7,7496 | 8,0146 | 7,6192 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **818,7** | **780,2** | **791,8** | **766,8** | **819,6** | **774,6** | **786,5** | **737,7** | **820,1** | **775,0** | **801,5** | **761,9** | kN |
| | $\chi_{1,EC3}$ | 7,9941 | 7,6326 | 7,8087 | 7,5397 | 7,9997 | 7,5933 | 7,7387 | 7,3456 | 7,9824 | 7,5954 | 7,8736 | 7,5071 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **799,4** | **763,3** | **780,9** | **754,0** | **800,0** | **759,3** | **777,3** | **734,6** | **800,3** | **759,5** | **787,4** | **750,7** | kN |
| Schnitt 2 | $V_{EL,S2}$ | 94,1 | 96,8 | 98,2 | 97,5 | 97,7 | 97,1 | 100,4 | 100,0 | 93,6 | 96,4 | 94,1 | 96,8 | kN |
| | $N_{EL,S2}$ | 0,0 | -0,1 | 4,1 | 2,1 | -0,4 | 0,7 | -0,5 | -0,3 | 0,1 | -0,1 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S2}$ | 403,9 | 399,0 | 514,3 | 456,8 | 396,7 | 422,0 | 487,2 | 508,1 | 402,3 | 419,1 | 446,7 | 445,9 | kNcm |
| | $\chi_{2,HMH}$ | 7,9815 | 7,8256 | 7,2759 | 7,5469 | 7,7742 | 7,7157 | 7,2659 | 7,2081 | 8,0213 | 7,7710 | 7,7979 | 7,6402 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **798,2** | **782,6** | **727,6** | **754,7** | **777,4** | **771,6** | **729,8** | **720,8** | **804,2** | **777,1** | **779,8** | **764,0** | kN |
| | $\chi_{2,EC3}$ | 7,8251 | 7,6548 | 7,2506 | 7,4454 | 7,5979 | 7,5714 | 7,1889 | 7,1619 | 7,8649 | 7,6273 | 7,7027 | 7,5266 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **782,5** | **765,5** | **725,1** | **744,5** | **759,8** | **757,1** | **722,1** | **716,2** | **788,5** | **762,7** | **770,3** | **752,7** | kN |
| Schnitt 3 | $V_{EL,S3}$ | 51,6 | 52,6 | 74,2 | 64,1 | 54,0 | 57,1 | 70,7 | 66,9 | 53,4 | 55,0 | 51,6 | 52,6 | kN |
| | $N_{EL,S3}$ | 3,0 | 3,0 | 28,0 | 35,6 | 11,9 | 15,0 | 29,3 | 32,8 | 20,2 | 21,9 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S3}$ | 134,9 | 123,7 | 350,2 | 386,3 | 186,1 | 222,1 | 328,6 | 384,5 | 252,0 | 273,7 | 155,3 | 147,2 | kNcm |
| | $\chi_{3,HMH}$ | 8,3592 | 8,3889 | 4,6149 | 4,6055 | 7,3160 | 6,6003 | 4,8586 | 4,5669 | 6,4129 | 6,0570 | 8,0715 | 8,0766 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **835,9** | **838,9** | **461,5** | **460,6** | **731,6** | **660,0** | **488,0** | **456,7** | **642,9** | **605,7** | **807,1** | **807,7** | kN |
| | $\chi_{3,EC3}$ | 8,2246 | 8,1978 | 4,9174 | 5,1161 | 7,4183 | 6,8082 | 5,1703 | 5,0312 | 6,8304 | 6,5131 | 8,0333 | 7,9872 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **822,5** | **819,8** | **491,7** | **511,6** | **741,8** | **680,8** | **519,3** | **503,1** | **684,8** | **651,3** | **803,3** | **798,7** | kN |
| Schnitt 4 | $V_{EL,S4}$ | 45,7 | 46,6 | 69,9 | 59,5 | 39,2 | 51,6 | 60,0 | 60,6 | 47,3 | 50,2 | 45,7 | 46,6 | kN |
| | $N_{EL,S4}$ | 3,4 | 3,4 | 29,8 | 40,1 | 11,9 | 17,0 | 33,7 | 39,1 | 22,8 | 26,7 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S4}$ | 102,8 | 99,0 | 308,9 | 376,7 | 149,8 | 202,9 | 306,4 | 383,5 | 230,2 | 271,4 | 120,9 | 120,3 | kNcm |
| | $\chi_{4,HMH}$ | 9,1174 | 8,5330 | 4,6377 | 4,0233 | 8,9302 | 6,2423 | 4,9438 | 3,9658 | 6,4984 | 5,3335 | 8,8041 | 8,1774 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **911,7** | **853,3** | **463,8** | **402,3** | **893,0** | **624,2** | **496,6** | **396,6** | **651,5** | **533,3** | **880,4** | **817,7** | kN |
| | $\chi_{4,EC3}$ | 8,9171 | 8,3424 | 4,9437 | 4,5466 | 9,2725 | 6,5569 | 5,4128 | 4,4795 | 7,0430 | 5,9183 | 8,7061 | 8,0997 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **891,7** | **834,2** | **494,4** | **454,7** | **927,3** | **655,7** | **543,7** | **448,0** | **706,1** | **591,8** | **870,6** | **810,0** | kN |

Tabelle D.10: Zusammenfassung: Resultierende EH-Schnittgrößen und Laststeigerungsfaktoren für die Schnitte 1 - 4, max. aufnehmbarer Längsschub $V_{L,2-max}$ in Schnitt 1

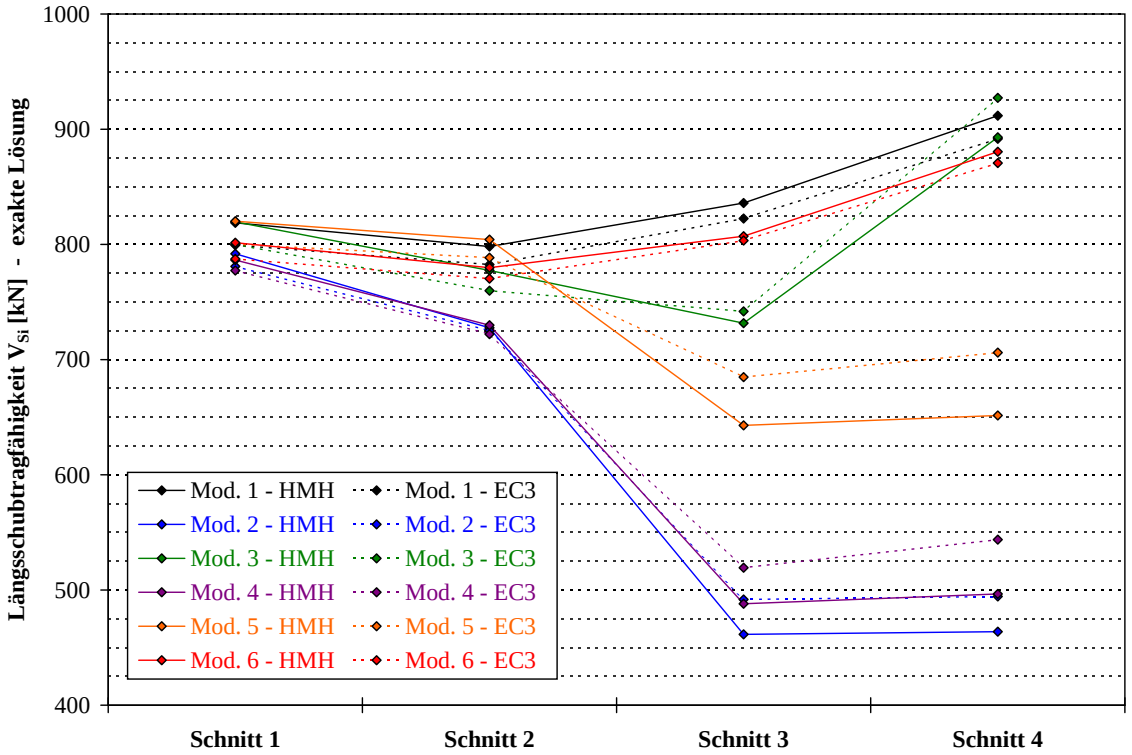



Abbildung D.12: Gegenüberstellung der Ergebnisse für den max. aufnehmbaren Längsschub $V_{L,2-max}$ im Schnitt 1 - exakte Kronengeometrie

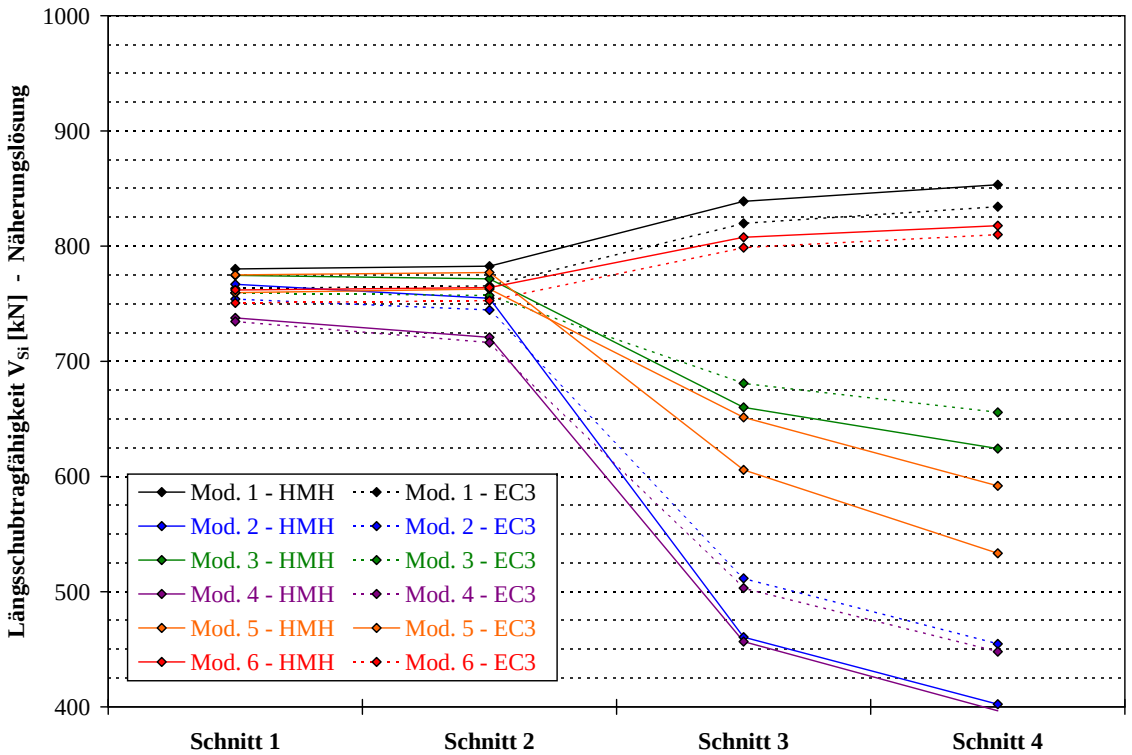



Abbildung D.13: Gegenüberstellung der Ergebnisse für den max. aufnehmbaren Längsschub $V_{L,2-max}$ im Schnitt 1 - vereinfachte Formgebung

### D.1.2.5 Berechnungsergebnisse für Kronendübel KrL-120-48, Serie 3

| Lastmodell | | Starrk., μ | Starrk., μ=0 | Starrk. modif. | Fluid | Starrk. + Fluid | Starrk. einf. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Lage des resultierenden Druckpunktes [mm] | | | | | | | |
| $x_{DP}$ | exakt | 47,1 | 58,8 | 48,8 | 57,7 | 47,3 | 46,9 |
| $z_{DP}$ | | 79,3 | 183,2 | 95,4 | 125,6 | 72,9 | --- |
| $x_{DP}$ | vereinf. | 46,8 | 55,1 | 50,0 | 59,1 | 48,4 | 46,8 |
| $z_{DP}$ | | 78,6 | 153,7 | 99,0 | 88,9 | 86,9 | --- |
| Druck an der Krafteinleitungsfläche resultierend aus den Druckstreben $D_{c,2}$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{starr,\mu}$ | exakt | 3,68 | | 4,12 | | | 3,67 |
| $p_{starr,\mu}$ | vereinf. | 3,80 | | 3,59 | | | 3,79 |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | exakt | | 8,10 | | | | |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 5,98 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | exakt | | 2,85 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 3,93 | | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | exakt | | | 1,26 | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | vereinf. | | | 1,41 | | | |
| $p_{Fluid}$ | exakt | | | | 7,66 | | |
| $p_{Fluid}$ | vereinf. | | | | 6,11 | | |
| $p_{komb}$ | exakt | | | | | 4,15 | |
| $p_{komb}$ | vereinf. | | | | | 4,31 | |
| Druck am Kronenkopf resultierend aus den Druckstreben $D_1$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | exakt | 0,69 | 0,50 | 0,67 | 0,40 | 0,71 | --- |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | vereinf. | 0,39 | 0,32 | 0,35 | 0,21 | 0,46 | --- |

Tabelle D.11: Zusammenfassung: Resultierende Druckpunktlage, Druck an der Krafteinleitungsfläche infolge der Druckstreben $D_{c,2}$ und infolge der Druckstreben $D_1$

| Modell | | 1 - Starrkörper, μ | | 2 - Starrkörper, μ=0 | | 3 - Starrk. modif. | | 4 - Betonfluid | | 5 - Starrk. + Fluid | | 6 - Starrk. einf. | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | |
| Schnitt 1 | $V_{EL,S1}$ | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | 100,5 | 100,0 | 100,3 | 100,0 | 100,0 | 100,0 | kN |
| | $N_{EL,S1}$ | -0,7 | -0,7 | -0,5 | -0,7 | -0,7 | -0,7 | -0,5 | -0,5 | -0,8 | -0,7 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S1}$ | 415,5 | 412,0 | 494,0 | 459,0 | 422,6 | 435,2 | 528,1 | 556,3 | 412,1 | 425,0 | 469,4 | 467,8 | kNcm |
| | $\chi_{1,HMH}$ | 9,3577 | 9,0085 | 9,0812 | 8,8434 | 9,3337 | 8,9280 | 8,9189 | 8,4799 | 9,3467 | 8,9643 | 9,1706 | 8,8109 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **935,8** | **900,9** | **908,1** | **884,3** | **933,4** | **892,8** | **896,5** | **848,0** | **937,3** | **896,4** | **917,1** | **881,1** | kN |
| | $\chi_{1,EC3}$ | 9,0834 | 8,7525 | 8,8828 | 8,6306 | 9,0651 | 8,6922 | 8,7570 | 8,3823 | 9,0692 | 8,7182 | 8,9449 | 8,6089 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **908,3** | **875,3** | **888,3** | **863,1** | **906,5** | **869,2** | **880,2** | **838,2** | **909,5** | **871,8** | **894,5** | **860,9** | kN |
| Schnitt 2 | $V_{EL,S2}$ | 94,6 | 97,1 | 98,5 | 98,0 | 97,9 | 97,4 | 100,5 | 100,0 | 94,2 | 96,7 | 94,6 | 97,1 | kN |
| | $N_{EL,S2}$ | -0,3 | -0,5 | 3,4 | 1,6 | -0,7 | 0,1 | -0,5 | -0,5 | -0,3 | -0,4 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S2}$ | 395,0 | 389,0 | 511,9 | 458,1 | 397,2 | 418,6 | 502,3 | 530,6 | 392,3 | 415,7 | 441,3 | 442,5 | kNcm |
| | $\chi_{2,HMH}$ | 9,2156 | 9,0433 | 8,4706 | 8,7167 | 8,9503 | 8,9058 | 8,3785 | 8,3041 | 9,2591 | 8,9719 | 9,0300 | 8,8407 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **921,6** | **904,3** | **847,1** | **871,7** | **895,0** | **890,6** | **842,2** | **830,4** | **928,5** | **897,2** | **903,0** | **884,1** | kN |
| | $\chi_{2,EC3}$ | 8,9679 | 8,7847 | 8,3466 | 8,5281 | 8,6998 | 8,6770 | 8,2321 | 8,1954 | 9,0091 | 8,7420 | 8,8353 | 8,6396 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **896,8** | **878,5** | **834,7** | **852,8** | **870,0** | **867,7** | **827,5** | **819,6** | **903,4** | **874,2** | **883,5** | **864,0** | kN |
| Schnitt 3 | $V_{EL,S3}$ | 50,8 | 51,7 | 75,7 | 66,5 | 54,9 | 57,4 | 73,8 | 70,1 | 52,6 | 54,0 | 50,8 | 51,7 | kN |
| | $N_{EL,S3}$ | 2,8 | 2,7 | 28,7 | 36,5 | 10,4 | 12,6 | 29,1 | 32,7 | 19,3 | 21,0 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S3}$ | 130,6 | 118,9 | 380,5 | 428,1 | 187,0 | 215,8 | 339,6 | 422,2 | 256,3 | 286,4 | 153,5 | 144,9 | kNcm |
| | $\chi_{3,HMH}$ | 10,0032 | 10,0037 | 5,3341 | 5,2626 | 8,6144 | 7,9773 | 5,6615 | 5,2255 | 7,7871 | 7,2888 | 9,6843 | 9,6657 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **1000,3** | **1000,4** | **533,4** | **526,3** | **861,4** | **797,7** | **569,1** | **522,6** | **780,9** | **728,9** | **968,4** | **966,6** | kN |
| | $\chi_{3,EC3}$ | 9,7563 | 9,7116 | 5,6261 | 5,7948 | 8,5931 | 8,0463 | 5,9003 | 5,6827 | 8,1713 | 7,7531 | 9,5341 | 9,4681 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **975,6** | **971,2** | **562,6** | **579,5** | **859,3** | **804,6** | **593,1** | **568,3** | **819,4** | **775,3** | **953,4** | **946,8** | kN |
| Schnitt 4 | $V_{EL,S4}$ | 44,6 | 45,6 | 71,3 | 62,2 | 41,2 | 52,0 | 62,1 | 63,5 | 46,3 | 49,3 | 44,6 | 45,6 | kN |
| | $N_{EL,S4}$ | 3,2 | 3,2 | 30,7 | 41,3 | 10,4 | 14,3 | 34,3 | 40,1 | 22,1 | 26,1 | 0,0 | 0,0 | kN |
| | $M_{EL,S4}$ | 98,0 | 95,1 | 337,9 | 421,7 | 148,5 | 196,3 | 317,3 | 430,3 | 237,0 | 289,7 | 118,1 | 118,5 | kNcm |
| | $\chi_{4,HMH}$ | 10,9687 | 10,2610 | 5,3426 | 4,6012 | 10,4617 | 7,6542 | 5,8277 | 4,5283 | 7,8974 | 6,4085 | 10,6266 | 9,8719 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,HMH}}$ | **1096,9** | **1026,1** | **534,3** | **460,1** | **1046,2** | **765,4** | **585,8** | **452,8** | **791,9** | **640,8** | **1062,7** | **987,2** | kN |
| | $\chi_{4,EC3}$ | 10,6530 | 9,9643 | 5,6430 | 5,1713 | 10,5770 | 7,8322 | 6,2575 | 5,0865 | 8,4564 | 7,0592 | 10,4069 | 9,6871 | -- |
| | $\mathbf{V_{S1,EC3}}$ | **1065,3** | **996,4** | **564,3** | **517,1** | **1057,7** | **783,2** | **629,0** | **508,7** | **848,0** | **705,9** | **1040,7** | **968,7** | kN |

Tabelle D.12: Zusammenfassung: Resultierende EH-Schnittgrößen und Laststeigerungsfaktoren für die Schnitte 1 - 4, max. aufnehmbarer Längsschub $V_{L,2-max}$ in Schnitt 1

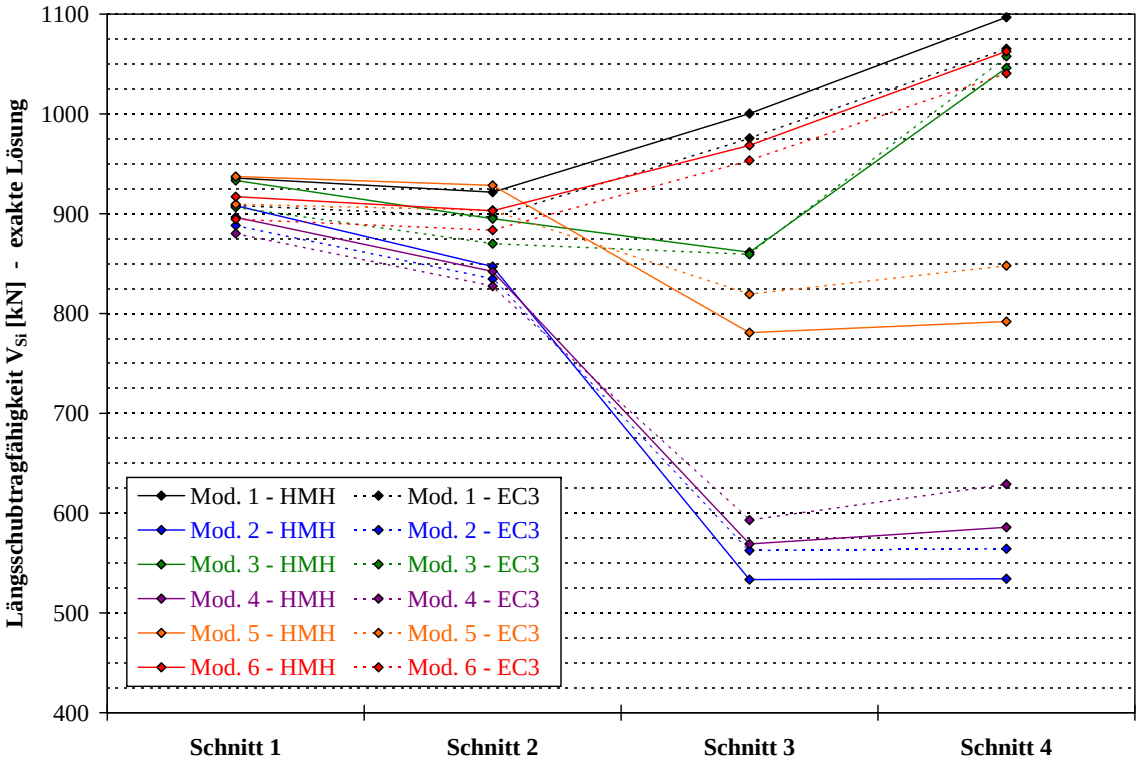



Abbildung D.14: Gegenüberstellung der Ergebnisse für den max. aufnehmbaren Längsschub $V_{L,2-max}$ im Schnitt 1 - exakte Kronengeometrie

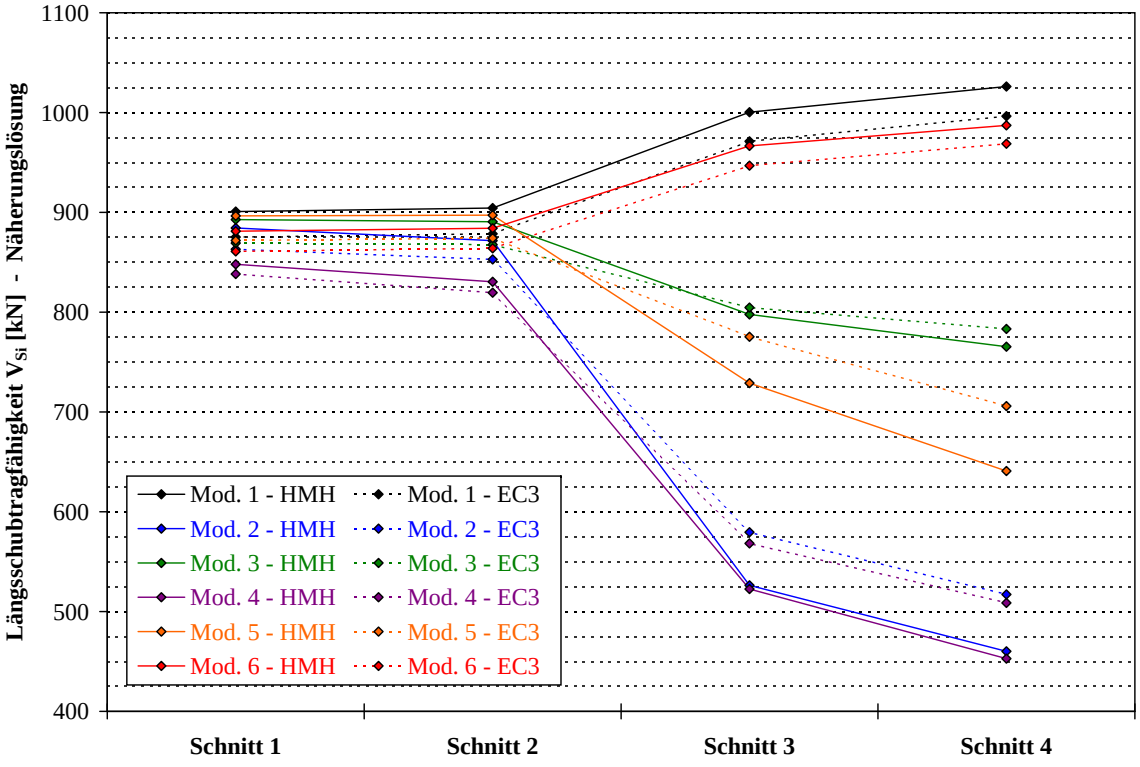



Abbildung D.15: Gegenüberstellung der Ergebnisse für den max. aufnehmbaren Längsschub $V_{L,2-max}$ im Schnitt 1 - vereinfachte Formgebung

# D.2 Nachrechnung aller Push-Out Versuche der Serie 3 mit Stahlkronen als Schubverbinder zur Ermittlung der maßgebenden Versagenskriterien

## D.2.1 Erläuterungen zur Vorgehensweise

Wie in Anhang D.1 erläutert, ist Zahn 2 (Abb. D.2) des Prüfkörpers wegen der ebenfalls in Anhang D.1 angeführten Gründe als der höher beanspruchte anzusehen. Deshalb wird nachfolgend wiederum nur für diesen der sich aufgrund der äußeren Belastung einstellende Beanspruchungszustand angegeben. Wegen der dafür in den Berechnungen zu berücksichtigenden Größen $D_{c,2}$ (am Zahn 2 direkt angreifende Druckstrebenkraft) und $D_1$ (resultiert aus der am Zahn 1 angreifenden Druckstrebenkraft) mussten trotzdem immer beide Schubverbinder des jeweiligen Push-Out Versuchskörpers betrachtet werden. Auch sind nachfolgend nur für den Zahn 2 die nachgerechneten Betonspannungen im Druck-Druck-Druck Knoten im Bereich vor dessen Krafteinleitungsfläche angegeben.

Dem vorangestellt ist anschließend allerdings zuerst eine Übersicht zur generellen Vorgehensweise dargestellt.

- Schritt 1: Übernahme des für die Nachrechnung des betrachteten Push-Out Versuches maßgebenden Ausgangswertes $P_{max}$ aus Tab. 5.5.

  Das Ansetzen der Kraft $P_{max}$ am Prüfkörper erfolgte entsprechend dem in Abb. D.1 abgebildeten Kraftmodell. Durch die weggesteuerte Versuchsdurchführung wurde näherungsweise davon ausgegangen, dass bei vier aktiv an der Lastübertragung beteiligten Schubverbindern gilt:

  $$V_{L,2} = \Delta N_{c,2} = \frac{P_{max}}{4} \; [kN] \tag{D.8}$$

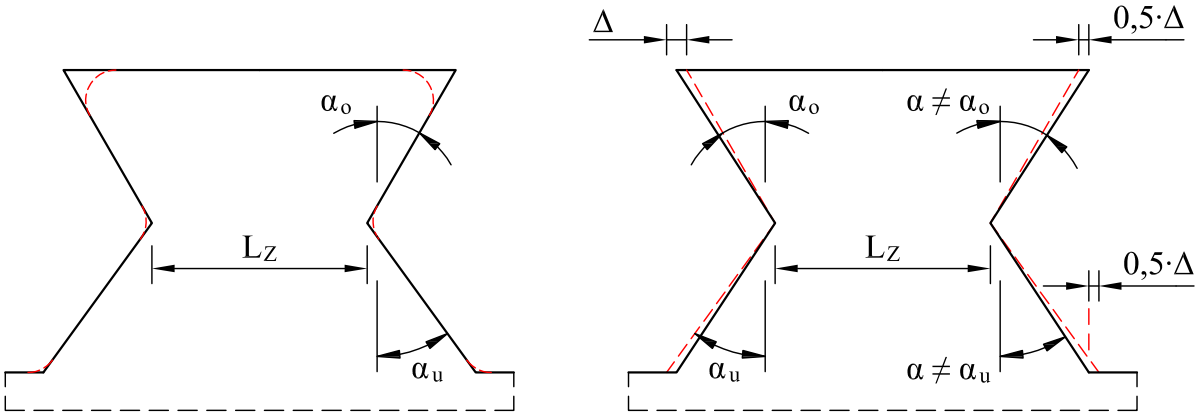
- Schritt 2: Übernahme der in Anhang D.1 bestimmten Winkel $\theta_{h,1}$, $\theta_{h,2}$, $\theta_{v,1}$, $\theta_{v,2}$, $\beta$, $\gamma_{h,1}$ und $\gamma_{v,1}$ (Abb. D.1).

  Dies war möglich, da die Lage der resultierenden Druckpunkte nur abhängig vom jeweils betrachteten Lastmodell und damit unabhängig von der Höhe der Last ist.

- Schritt 3: Berechnung aller sich im Betongurt einstellenden Druck- und Zugstrebenkräfte mittels der in Kapitel 3.3.2 angegebenen Gleichungen.

- Schritt 4: Ermittlung der resultierenden Schnittgrößen $V_{S1,2}$, $N_{S1,2}$ und $M_{S1,2}$ im Schnitt 1 (Abb. 3.43) des Zahns 2.

  Das Vorgehen entsprach dabei prinzipiell jenem, das bereits in Anhang D.1 mit den Schritten 4, 5, 7, 8 und 9 beschrieben wurde. Im Unterschied zu dort wurde hier aber mit tatsächlichen Kraftgrößen und nicht mit in ihrer Größe beliebig angesetzten Einheitslasten gerechnet.




(a) für Vereinfachung angepasste Geometrie

Abbildung D.16: Zur Knotenpunktsanalyse angenäherte Stahlzahngeometrien

- Schritt 5: Ermittlung des Beanspruchungszustandes im Schnitt 1 des Zahns 2 mit den in Kapitel 3.3.6 angegebenen Interaktionsformeln für eine Belastung zufolge Biegung und Normalkraft bei gleichzeitig wirkender Querkraft.

- Schritt 6: Festlegen der Stahlkronengeometrie zum Nachrechnen der Knotenspannungen nach Kapitel 3.3.5.

  Die Knotenpunktsanalyse im Bereich der Lasteinleitung in die Stahlkrone wurde sowohl mit der „exakten“ (Kapitel 3.3.5.2) als auch mit der „vereinfachten“ Vorgehensweise (Kapitel 3.3.5.3) zur Ermittlung der Knotenspannungen durchgeführt. Die dazu erforderlichen Adaptierungen der Stahlzahngeometrie sind am Beispiel des Schubverbinders *KrL-75-36* rot gezeichnet in Abb. D.16 dargestellt. Die zugehörige exakte Ausgangsgeometrie ist in Anhang A angegeben.

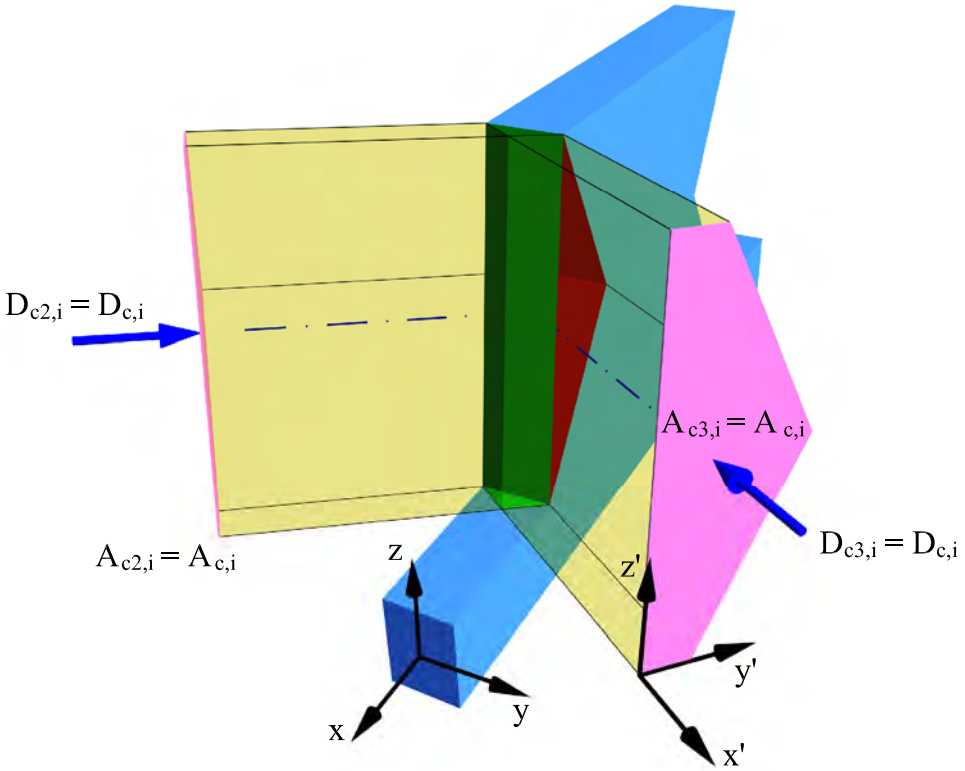
- Schritt 7: Graphische Ermittlung aller erforderlicher Flächen.

  Die Ermittlung erfolgte durch graphisches Konstruieren der Knoten mittels eines CAD-Programms und anschließendem Herausmessen der in Abb. D.17 und Abb. D.18 in Magenta dargestellten Flächen für $A_{c1,2}$, $A_{c2,2}$, $A_{c3,2}$, $A_{\sigma(xz),2}$ und $A_{c(\varepsilon),2}$.

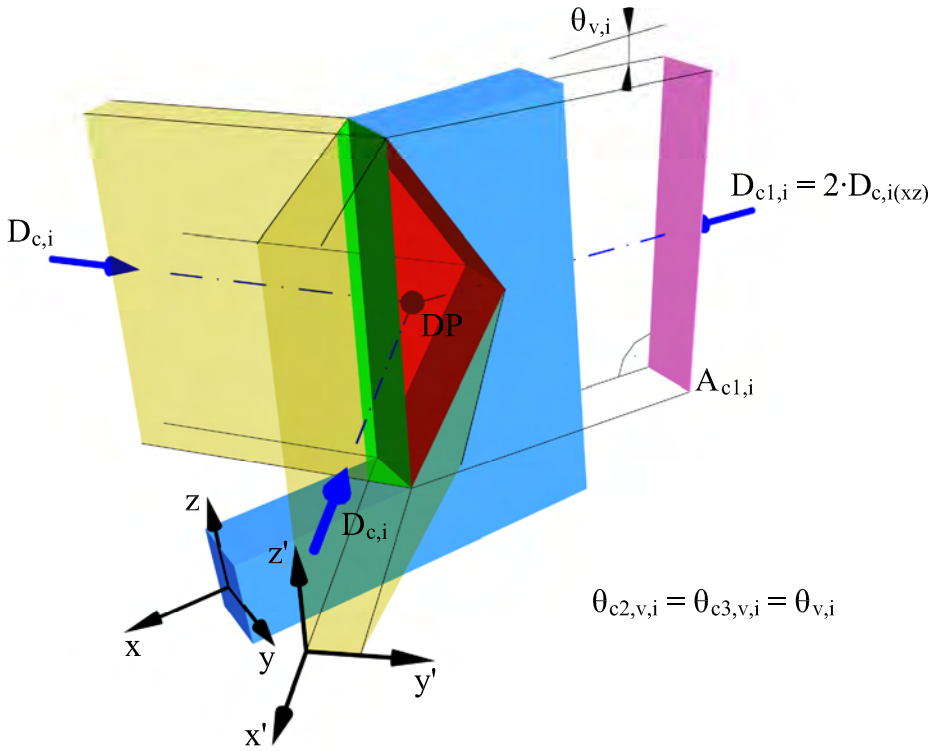
- Schritt 8: Koordinatensysteme und Bestimmung der Winkel $\varphi_i$ und $\varepsilon_i$.

  In Abb. D.19 sind das Referenzkoordinatensystem mit der Basis $\mathbf{e}_i$, $i = x, y, z$ und die zur Spannungstransformation erforderlichen Koordinatensysteme mit den Basen $\mathbf{e}'_i$, $i = x, y, z$ und $\mathbf{e}''_i$, $i = x, y, z$ dargestellt. Die schon bekannten Winkel $\theta_{h,2}$ und $\theta_{v,2}$ sind ebenso eingezeichnet wie die Winkel $\varphi_2$ und $\varepsilon_2$. Letztere wurden graphisch mittels eines CAD-Programms konstruiert und herausgemessen.

- Schritt 9: Berechnung der Richtungskosinus $n_{ij}$ und der Knotenhauptspannungen $\sigma_{1(2),2}$ sowie Ermittlung der Normalspannungskomponenten $N_{1,2}$ in den vertikal geführten Streben der den Betondübelbereich des Zahns 2 einfassenden Bewehrung mittels der in Kapitel 3.3.5 angegebenen Gleichungen.

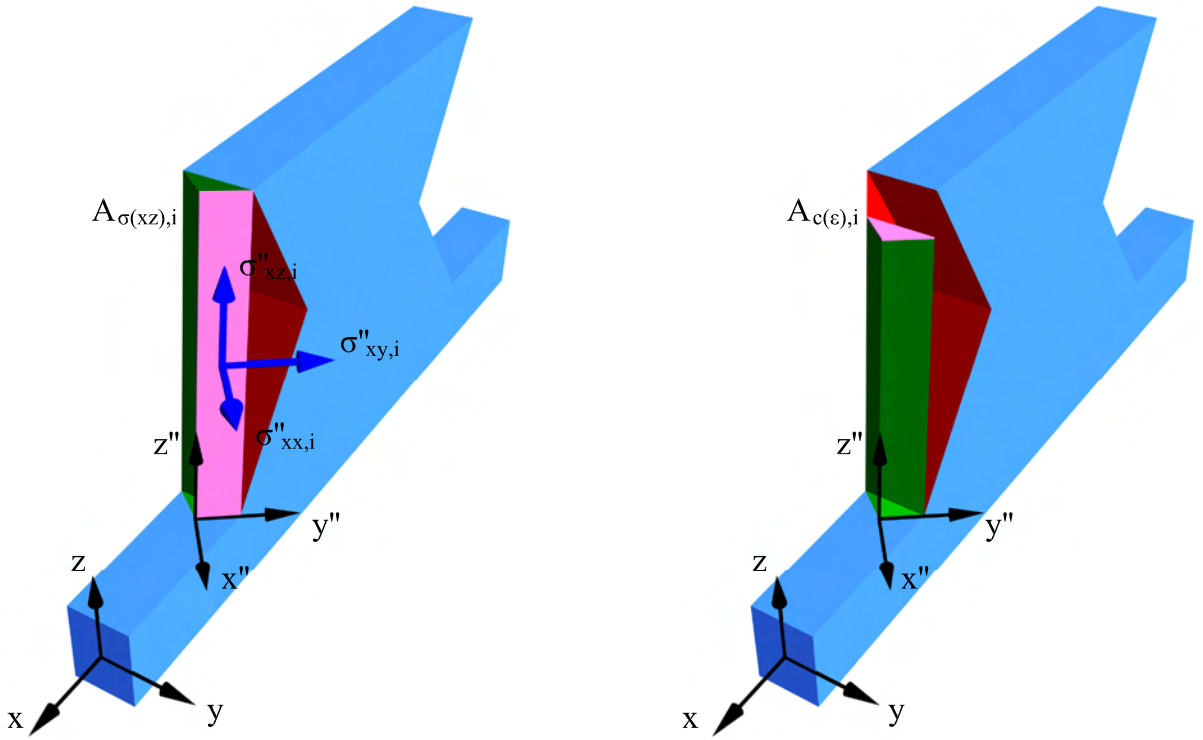



(a) Druckstrebenflächen



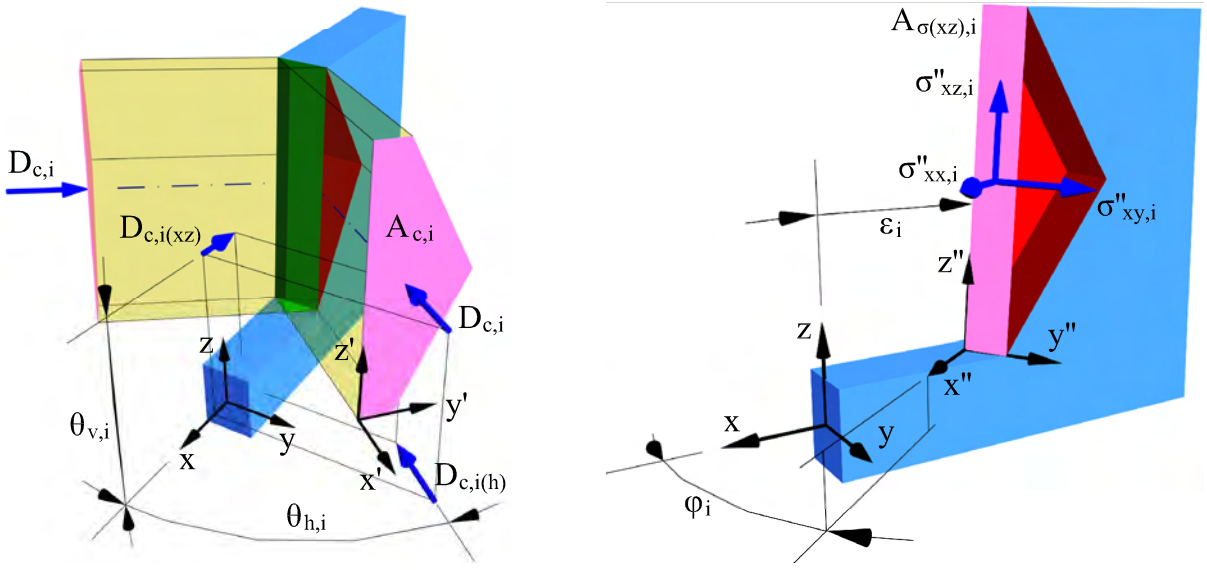

(b) Fläche am Stahlzahn

Abbildung D.17: Zur Berechnung von $\sigma_{c1,2}$, $\sigma_{c2,2}$ und $\sigma_{c3,2}$ erforderliche Flächen




(a) seitliche Knotenbegrenzungsfläche (b) Knotenquerschnittsfläche

Abbildung D.18: Zur Berechnung von $\sigma''_{xz,2}$ und $\sigma_{c(\varepsilon),2}$ erforderliche Flächen




(a) Koordinatensystem e' (b) Koordinatensystem e"

Abbildung D.19: Koordinatensysteme und die zur Spannungstransformation erforderlichen Winkel $\theta_{h,2}$, $\theta_{v,2}$, $\varphi_2$ und $\varepsilon_2$

- Schritt 10: Überlagerung der Normalspannungskomponenten $V_{s,1}$ (Fachwerkanalogie) und $N_{1,2}$ (Knotenpunktsanalyse) und anschließende Ermittlung der Stahlspannung $\sigma_{s,ges,2}$ in der Bewehrung.

Die beschriebene Vorgehensweise wurde für alle getesteten Stahlkronen der Serie 3 EDV-gestütz durchgeführt. Als Eingangswerte wurden die mit den jeweiligen Versuchen erzielten maximalen Versuchslasten $P_{max}$ und die mittels Materialuntersuchungen ermittelten echten Werte für $E_{cm(t)}$ (Tab. 4.10) und $R_{eH}$ (Tab. 4.11) herangezogen. Nachfolgend sind die erhaltenen Rechenergebnisse sowohl tabellarisch als auch in Diagrammen zusammengefasst dargestellt. Zusätzlich werden auch einige Eingangsparameter angegeben.

Die in Tab. D.14, Tab. D.16, Tab. D.18, Tab. D.20 und Tab. D.22 angegebenen Werte für den Druck auf der Krafteinleitungsfläche sind mit den jeweiligen maximalen Versuchslasten $P_{max}$ berechnet. Die Berechnungsergebnisse sind Resultat des Schrittes 4.

In Tab. D.14, Tab. D.16, Tab. D.18, Tab. D.20 und Tab. D.22 sind die Ergebnisse der Schritte 3 bis 10 zusammengefasst dargestellt.

Eine graphische Aufarbeitung dieser Berchnungsergebnisse ist in Abb. D.20 bis Abb. D.34 nochmals wiedergegeben. Im Detail erfolgte dies wie folgt beschrieben.

In Abb. D.20, Abb. D.23, Abb. D.26, Abb. D.29 und Abb. D.32 sind die Ergebnisse für die resultierenden Spannungen $\sigma_{c1}$ in der Krafteinleitungsfläche zum Nachweis der Teilflächenpressung nach Kapitel 5.4.4 und die Hauptspannungen $\sigma_1$ bzw. $\sigma_2$ im Knoten zum Nachweis der Umschnürungswirkung nach Kapitel 5.4.5 sowie die Betonspannungen $\sigma_{c2} = \sigma_{c3}$ an den Knotenbegrenzungsflächen zu den beiden Spannungsfeldern $D_{c2} = D_{c3}$ nach Abb. D.17 angegeben. Die Darstellung erfolgt abhängig vom betrachteten Krafteinleitungsmodell nach Kapitel 3.3.3 und von der Beschreibung der Krafteinleitungsfläche jeweils für den Knoten vor Zahn 2.

In Abb. D.21, Abb. D.24, Abb. D.27, Abb. D.30 und Abb. D.33 sind die Ergebnisse für die resultierenden Stahlspannungen $\sigma_{s,ges}$ (Kapitel 5.4.5) in den vertikalen Streben jener Bügelbewehrung, die den Krafteinleitungsbereich umschließt, angegeben. Zusätzlich ist mit $f_y = 55,0\,kN/cm^2$ die Fließgrenze für das verwendete Material $BST\,550$ dargestellt. Die Angaben erfolgen wiederum abhängig vom betrachteten Krafteinleitungsmodell nach Kapitel 3.3.3 und von der Beschreibung der Krafteinleitungsfläche jeweils für den Knoten vor Zahn 2.

In Abb. D.22, Abb. D.25, Abb. D.28, Abb. D.31 und Abb. D.34 sind die Ergebnisse für die Interaktionsbedingung zum Nachweis des Beanspruchungszustandes im Schnitt 1 des Zahns 2 zusammengefasst angegeben. Liegen diese über dem ebenfalls angegebenen Grenzwert der Interaktion von $1,0$, wurden im Versuch Lasten erzielt, mit denen die berechnete Beanspruchbarkeit im Stahlzahnquerschnitt überschritten wird.

### D.2.2 Eingangsdaten und Ergebnisse

Die Berechnungen zu den nachfolgend angeführten Ergebnissen wurden für Schnitt 1 nach Abb. D.5 durchgeführt. Die Längen der resultierenden Querschnitte aller betrachteten Stahlkronenvarianten sind in Tab. D.1 angegeben.

Mit der in D.13 angegebenen Querdehnzahl für Beton wird die überproportionale Zunahme der Querdehnung infolge einer Mikrorissbildung bei hohen Betondruckspannungen berücksichtigt [Rei05].

| Zahn | KrL-75-36 | | KrL-90-40 | | KrL-105-35 | | KrL-105-45 | | KrL-120-48 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | ex. | einf. | ex. | einf. | ex. | einf. | ex. | einf. | ex. | einf. |
| Stablängen [mm] | | | | | | | | | | |
| $l_c$ | 100,2 | 100,0 | 100,7 | 100,0 | 100,2 | 100,0 | 101,7 | 100,0 | 102,7 | 100,0 |
| $l_{s1} = l_{s2}$ | 178,0 | | 178,0 | | 178,0 | | 178,0 | | 178,0 | |
| Elatizitätsmoduli und Streckgrenze des Bewehrungsstahls [kN/cm$^2$] | | | | | | | | | | |
| $E_{cm(t)}$ | 32684 | | 32621 | | 32621 | | 32654 | | 32684 | |
| $E_s$ | 21000 | | | | | | | | | |
| $f_y$ | 55,0 | | | | | | | | | |
| Fläche der vertikal geführter Strebe der den Zahn 2 einfassenden Bewehrung [cm$^2$] | | | | | | | | | | |
| $A_s$ | $1 \varnothing 10 \equiv 0{,}79$ | | | | | | | | | |
| Querdehnzahl des Betons [---] | | | | | | | | | | |
| $\nu_c$ | 0,50 | | | | | | | | | |

Tabelle D.13: Zusammenfassung aller für das Modell zur Abbildung der Umschnürungswirkung des Knotens in Richtung **z** nach Abb. 3.37 erforderlichen Parameter

### D.2.2.1 Berechnungsergebnisse für Push-Out Versuch KrL-75-36, Serie 3

| Lastmodell | | Starrk., μ | Starrk., μ=0 | Starrk. modif. | Fluid | Starrk. + Fluid | Starrk. einf. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Druck an der Krafteinleitungsfläche resultierend aus den Druckstreben $D_{c,2}$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{starr,\mu}$ | exakt | 22,70 | | 12,60 | | | 22,63 |
| $p_{starr,\mu}$ | vereinf. | 23,94 | | -13,84 | | | 23,86 |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | exakt | | 40,78 | | | | |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 27,78 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | exakt | | 19,80 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 29,25 | | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | exakt | | | 22,72 | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | vereinf. | | | 42,35 | | | |
| $p_{Fluid}$ | exakt | | | | 35,69 | | |
| $p_{Fluid}$ | vereinf. | | | | 28,51 | | |
| $p_{komb}$ | exakt | | | | | 25,37 | |
| $p_{komb}$ | vereinf. | | | | | 26,58 | |
| Druck am Kronenkopf resultierend aus den Druckstreben $D_1$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | exakt | 4,67 | 3,80 | 5,66 | 4,74 | 4,70 | --- |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | vereinf. | 2,66 | 2,86 | 2,75 | 2,77 | 2,49 | --- |
| Flächen zur Spannungsermittlung im Zuge der Knotenpunktsanalyse [cm$^2$] | | | | | | | |
| $A_{c1,2}$ | exakt | 20,04 | 20,05 | 20,04 | 20,04 | 20,04 | 20,00 |
| $A_{c1,2}$ | vereinf. | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 |
| $A_{c2,2}$ | exakt | 25,56 | 25,14 | 25,48 | 25,50 | 25,50 | 25,28 |
| $A_{c2,2}$ | vereinf. | 25,51 | 25,42 | 24,87 | 25,39 | 25,44 | 25,26 |
| $A_{\sigma(xz),2}$ | exakt | 13,61 | 12,64 | 13,36 | 13,42 | 13,42 | 12,93 |
| $A_{\sigma(xz),2}$ | vereinf. | 13,57 | 13,28 | 12,29 | 13,20 | 13,35 | 12,92 |
| $A_{c(\varepsilon),2}$ | exakt | 0,92 | 0,77 | 0,88 | 0,89 | 0,89 | 0,82 |
| $A_{c(\varepsilon),2}$ | vereinf. | 0,92 | 0,87 | 0,71 | 0,86 | 0,88 | 0,82 |

Tabelle D.14: Zusammenfassung: Druck an der Krafteinleitungsfläche infolge der Druckstreben $D_{c,1}$ und infolge der Druckstreben $D_1$, erforderliche Flächen für die Spannungsermittlung im Druck-Druck-Druck Knoten

| Modell | 1 - Starrkörper, μ | | 2 - Starrkörper, μ=0 | | 3 - Starrk. modif. | | 4 - Betonfluid | | 5 - Starrk. + Fluid | | 6 - Starrk. einf. | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | |
| $P_{max}$ | 2280,8 | | 2280,8 | | 2280,8 | | 2280,8 | | 2280,8 | | 2280,8 | | kN |
| $Z_{s,1}$ | 371,3 | 370,7 | 441,9 | 388,7 | 390,4 | 399,0 | 386,9 | 400,9 | 387,2 | 387,5 | 348,9 | 348,8 | kN |
| $V_{s,1}$ | 27,4 | 27,2 | 22,3 | 29,2 | 33,2 | 28,2 | 27,8 | 28,3 | 27,5 | 25,4 | --- | --- | kN |
| $D_1$ | 18,1 | 17,3 | 14,7 | 18,5 | 21,9 | 17,9 | 18,3 | 17,9 | 18,2 | 16,1 | --- | --- | kN |
| $Z_1$ | 61,9 | 60,6 | 50,4 | 65,1 | 75,1 | 62,7 | 62,9 | 63,0 | 62,3 | 56,6 | --- | --- | kN |
| $D_{c,2}$ | 422,8 | 422,5 | 468,8 | 434,2 | 432,9 | 491,2 | 430,0 | 437,6 | 430,5 | 430,8 | 450,5 | 450,5 | kN |
| $V_{S1,2}$ | 570,2 | | 570,2 | | 570,2 | | 570,2 | | 570,2 | | 570,2 | | kN |
| $N_{S1,2}$ | 8,8 | 8,8 | 7,9 | 11,0 | 13,0 | 0,0 | 12,1 | 18,7 | 8,8 | 8,2 | --- | --- | kN |
| $M_{S1,2}$ | 2557,6 | 2565,6 | 2859,1 | 2506,1 | 2314,7 | 2467,3 | 2635,0 | 2592,8 | 2549,2 | 2665,0 | 2787,5 | 2802,6 | kNcm |
| **$Inter_{HMH}$:** | **1,0465** | **1,4989** | **1,1698** | **1,4643** | **0,9473** | **1,4412** | **1,0783** | **1,5160** | **1,0430** | **1,5569** | **1,1403** | **1,6370** | --- |
| **$Inter_{EC3}$:** | **1,0556** | **1,8112** | **1,1800** | **1,7695** | **0,9556** | **1,7414** | **1,0877** | **1,8322** | **1,0522** | **1,8814** | **1,1503** | **1,9781** | --- |
| $\theta_{h,2}$ | 47,53 | 47,49 | 52,51 | 48,88 | 48,72 | 54,46 | 48,40 | 49,27 | 48,46 | 48,50 | 50,74 | 50,74 | ° |
| $\theta_{v,2}$ | 4,60 | 4,58 | 3,68 | 4,76 | 5,35 | 5,64 | 4,36 | 4,69 | 4,64 | 4,28 | --- | --- | ° |
| $\varphi_2$ | 42,48 | 42,51 | 37,49 | 41,12 | 41,28 | 35,54 | 41,60 | 40,73 | 41,54 | 41,50 | 39,26 | 39,26 | ° |
| $\varepsilon_2$ | 3,80 | --- | 3,80 | --- | 3,80 | --- | 3,80 | --- | 3,80 | --- | 3,80 | --- | ° |
| **$\sigma_{c1,2}$** | **28,5** | **28,6** | **28,5** | **28,6** | **28,6** | **28,7** | **28,5** | **28,6** | **28,5** | **28,6** | **28,5** | **28,5** | kN/cm$^2$ |
| **$\sigma_{c2,2}=\sigma_{c3,2}$** | **16,5** | **16,6** | **18,7** | **17,1** | **17,0** | **19,8** | **16,9** | **17,2** | **16,9** | **16,9** | **17,8** | **17,8** | kN/cm$^2$ |
| cos(x''x') | 0,9961 | 0,9962 | 0,9658 | 0,9909 | 0,9915 | 0,9460 | 0,9930 | 0,9889 | 0,9927 | 0,9926 | 0,9787 | 0,9800 | --- |
| cos(y'x') | 0,0876 | 0,0867 | 0,2593 | 0,1349 | 0,1285 | 0,3241 | 0,1180 | 0,1485 | 0,1199 | 0,1218 | 0,2010 | 0,1990 | --- |
| cos(z''x') | 0,0094 | --- | -0,0014 | --- | 0,0178 | --- | 0,0065 | --- | 0,0097 | --- | -0,0420 | --- | --- |
| **$\sigma_{1,2}$** | **18,0** | **18,0** | **23,5** | **19,4** | **19,2** | **26,2** | **18,9** | **19,8** | **18,9** | **19,0** | **21,4** | **21,4** | kN/cm$^2$ |
| **$\sigma_{2,2}$** | **15,1** | **15,1** | **13,8** | **14,8** | **14,8** | **13,4** | **14,9** | **14,7** | **14,9** | **14,9** | **14,2** | **14,3** | kN/cm$^2$ |
| $\varepsilon_{z,2}$'' | 0,0050 | 0,0050 | 0,0057 | 0,0052 | 0,0051 | 0,0060 | 0,0051 | 0,0052 | 0,0051 | 0,0051 | -0,0054 | 0,0054 | --- |
| $\sigma_{xz,2}$'' | 0,2 | --- | 0,0 | --- | 0,3 | --- | 0,1 | --- | 0,2 | --- | -0,7 | --- | kN/cm$^2$ |
| P | 4,2 | --- | -0,6 | --- | 8,0 | --- | 2,9 | --- | 4,4 | --- | -18,9 | --- | kN |
| $N_2$ | 8,4 | 6,5 | 6,7 | 6,5 | 10,0 | 6,3 | 7,7 | 6,4 | 8,4 | 6,5 | 26,5 | 6,4 | kN |
| **$\sigma_{s,ges,2}$** | **45,2** | **42,7** | **36,6** | **45,2** | **54,6** | **43,6** | **45,0** | **44,0** | **45,5** | **40,4** | **33,5** | **8,1** | kN/cm$^2$ |

Tabelle D.15: Zusammenfassung: Resultierende Zug- und Druckstrebenkräfte, Beanspruchung der Stahlkrone im Schnitt 1, resultierende Größen zur Knotenpunktsanalyse

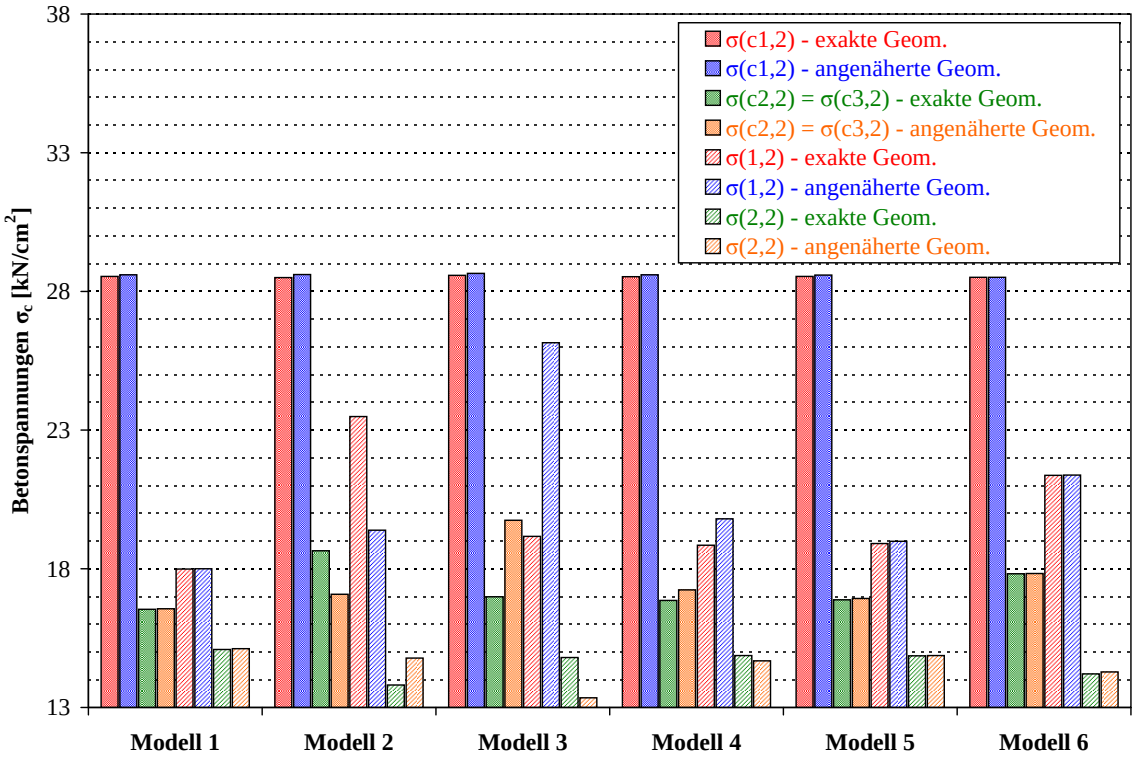



Abbildung D.20: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die resultierenden Betonspannungen an den Knotenbegrenzungsflächen und im Knoten

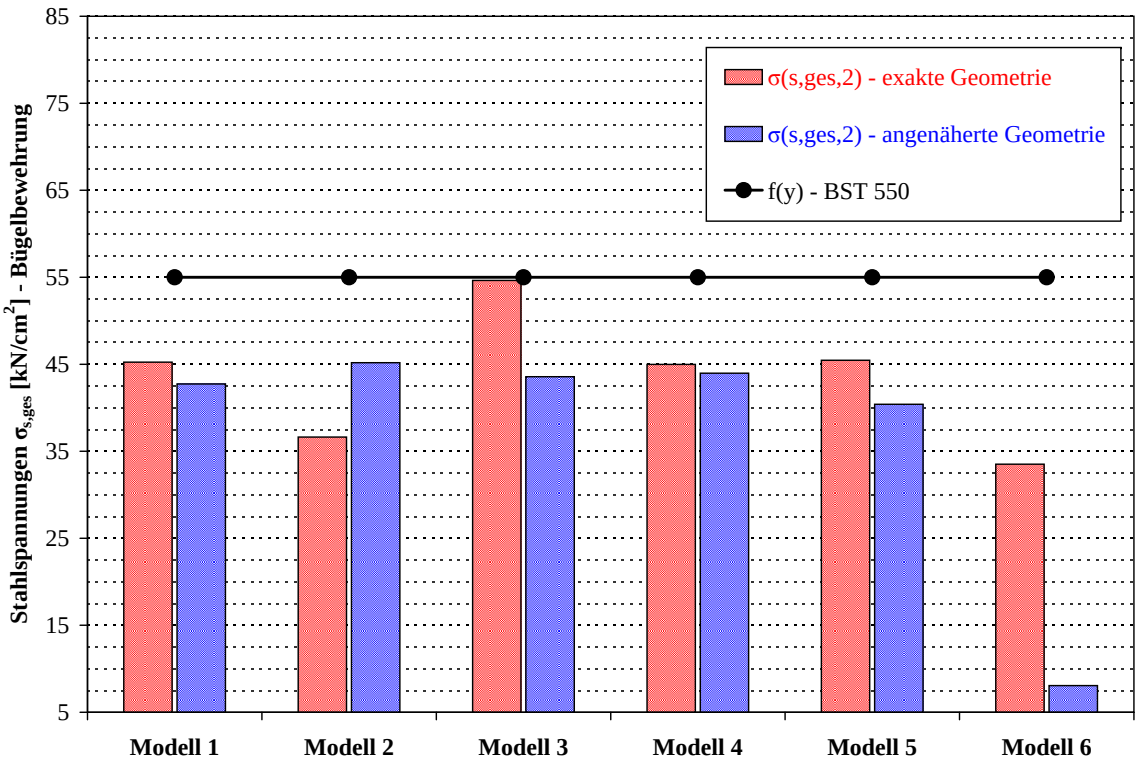



Abbildung D.21: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die resultierenden Spannungen in den vertikalen Streben der den Betondübelbereich des Zahns 2 einfassenden Bewehrung

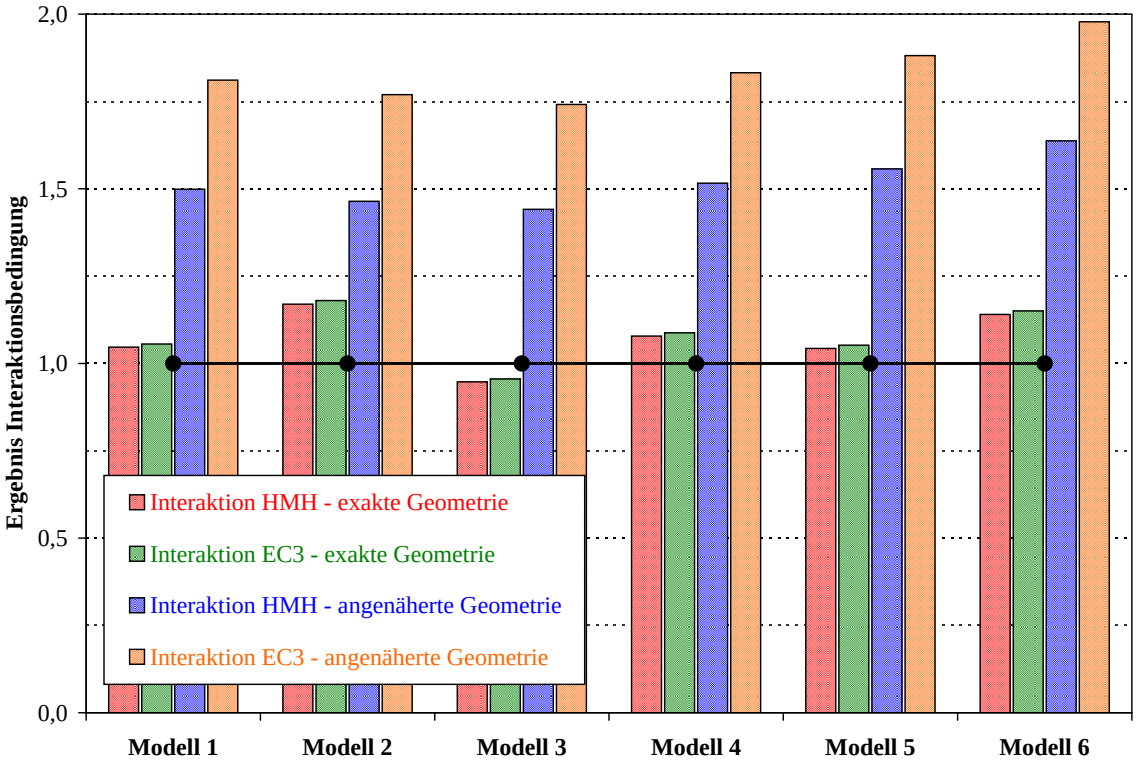



Abbildung D.22: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die Querschnittsbeanspruchung infolge kombinierter M-N-V Einwirkung in Schnitt 1

#### D.2.2.2 Berechnungsergebnisse für Push-Out Versuch KrL-90-40, Serie 3

| Lastmodell | | Starrk., μ | Starrk., μ=0 | Starrk. modif. | Fluid | Starrk. + Fluid | Starrk. einf. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Druck an der Krafteinleitungsfläche resultierend aus den Druckstreben $D_{c,2}$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{starr,\mu}$ | exakt | 23,81 | | 19,92 | | | 23,74 |
| $p_{starr,\mu}$ | vereinf. | 24,95 | | 10,99 | | | 24,88 |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | exakt | | 45,73 | | | | |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 32,45 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | exakt | | 19,92 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 28,60 | | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | exakt | | | 15,22 | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | vereinf. | | | 19,57 | | | |
| $p_{Fluid}$ | exakt | | | | 41,77 | | |
| $p_{Fluid}$ | vereinf. | | | | 32,83 | | |
| $p_{komb}$ | exakt | | | | | 26,70 | |
| $p_{komb}$ | vereinf. | | | | | 27,95 | |
| Druck am Kronenkopf resultierend aus den Druckstreben $D_1$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | exakt | 4,53 | 3,55 | 4,94 | 3,60 | 4,58 | --- |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | vereinf. | 2,33 | 2,24 | 2,32 | 1,97 | 2,20 | --- |
| Flächen zur Spannungsermittlung im Zuge der Knotenpunktsanalyse [cm$^2$] | | | | | | | |
| $A_{c1,2}$ | exakt | 20,12 | 20,10 | 20,12 | 20,10 | 20,12 | 20,00 |
| $A_{c1,2}$ | vereinf. | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 |
| $A_{c2,2}$ | exakt | 26,71 | 26,36 | 26,71 | 26,72 | 26,73 | 26,97 |
| $A_{c2,2}$ | vereinf. | 26,37 | 26,52 | 26,57 | 26,58 | 26,60 | 26,65 |
| $A_{\sigma(xz),2}$ | exakt | 13,97 | 12,84 | 14,01 | 14,15 | 14,12 | 14,64 |
| $A_{\sigma(xz),2}$ | vereinf. | 14,22 | 13,56 | 13,80 | 13,87 | 14,01 | 14,59 |
| $A_{c(\varepsilon),2}$ | exakt | 0,96 | 0,79 | 0,97 | 0,99 | 0,98 | 1,06 |
| $A_{c(\varepsilon),2}$ | vereinf. | 1,01 | 0,92 | 0,95 | 0,96 | 0,98 | 1,06 |

Tabelle D.16: Zusammenfassung: Druck an der Krafteinleitungsfläche infolge der Druckstreben $D_{c,1}$ und infolge der Druckstreben $D_1$, erforderliche Flächen für die Spannungsermittlung im Druck-Druck-Druck Knoten

| Modell | 1 - Starrkörper, μ | | 2 - Starrkörper, μ=0 | | 3 - Starrk. modif. | | 4 - Betonfluid | | 5 - Starrk. + Fluid | | 6 - Starrk. einf. | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | |
| $P_{max}$ | 2445,6 | | 2445,6 | | 2445,6 | | 2445,6 | | 2445,6 | | 2445,6 | | kN |
| $Z_{s,1}$ | 318,7 | 317,9 | 404,9 | 350,6 | 333,3 | 338,6 | 325,8 | 335,5 | 327,8 | 328,1 | 301,6 | 301,4 | kN |
| $V_{s,1}$ | 24,1 | 24,1 | 18,9 | 23,1 | 26,2 | 23,9 | 19,1 | 20,3 | 24,3 | 22,7 | --- | --- | kN |
| $D_1$ | 17,2 | 15,3 | 13,5 | 14,6 | 18,7 | 15,2 | 13,7 | 12,9 | 17,4 | 14,4 | --- | --- | kN |
| $Z_1$ | 54,5 | 53,6 | 42,7 | 51,3 | 59,3 | 53,2 | 43,2 | 45,2 | 55,0 | 50,4 | --- | --- | kN |
| $D_{c,2}$ | 431,3 | 430,7 | 492,8 | 453,3 | 440,8 | 444,1 | 435,5 | 441,7 | 437,1 | 437,2 | 419,9 | 419,8 | kN |
| $V_{S1,2}$ | 611,4 | | 611,4 | | 611,4 | | 611,4 | | 611,4 | | 611,4 | | kN |
| $N_{S1,2}$ | 2,3 | 2,3 | 2,0 | 2,5 | 3,0 | 2,4 | 2,2 | 2,5 | 2,4 | 2,2 | --- | --- | kN |
| $M_{S1,2}$ | 2687,0 | 2685,8 | 3063,5 | 2766,1 | 2552,9 | 2702,9 | 3059,7 | 2981,5 | 2673,6 | 2785,2 | 2955,5 | 2963,5 | kNcm |
| **$Inter_{HMH}$:** | **0,7105** | **0,8715** | **0,8100** | **0,8976** | **0,6750** | **0,8771** | **0,8090** | **0,9675** | **0,7069** | **0,9038** | **0,7815** | **0,9616** | --- |
| **$Inter_{EC3}$:** | **0,6464** | **0,8475** | **0,7370** | **0,8729** | **0,6142** | **0,8529** | **0,7361** | **0,9408** | **0,6432** | **0,8789** | **0,7110** | **0,9352** | --- |
| $\theta_{h,2}$ | 44,78 | 44,71 | 51,63 | 47,53 | 46,00 | 46,43 | 45,37 | 46,16 | 45,54 | 45,56 | 43,27 | 43,26 | ° |
| $\theta_{v,2}$ | 4,29 | 4,29 | 3,35 | 4,08 | 4,62 | 4,24 | 3,37 | 3,56 | 4,33 | 4,03 | --- | --- | ° |
| $\varphi_2$ | 43,80 | 45,29 | 38,37 | 42,47 | 44,00 | 43,57 | 44,63 | 43,84 | 44,46 | 44,44 | 46,73 | 46,74 | ° |
| $\varepsilon_2$ | 6,61 | --- | 6,61 | --- | 6,61 | --- | 6,61 | --- | 6,61 | --- | 6,61 | --- | ° |
| $\sigma_{c1,2}$ | 30,5 | 30,7 | 30,5 | 30,7 | 30,5 | 30,7 | 30,5 | 30,6 | 30,5 | 30,6 | 30,6 | 30,6 | kN/cm$^2$ |
| $\sigma_{c2,2}=\sigma_{c3,2}$ | 16,2 | 16,3 | 18,7 | 17,1 | 16,5 | 16,7 | 16,3 | 16,6 | 16,4 | 16,4 | 15,7 | 15,8 | kN/cm$^2$ |
| cos(x''x') | 0,9994 | 0,9999 | 0,9720 | 0,9961 | 0,9990 | 0,9988 | 0,9991 | 0,9992 | 0,9994 | 0,9998 | 0,9950 | 0,9982 | --- |
| cos(y'x') | 0,0194 | -0,0102 | 0,2322 | 0,0882 | 0,0369 | 0,0498 | 0,0161 | 0,0404 | 0,0210 | 0,0196 | -0,0534 | -0,0607 | --- |
| cos(z''x') | -0,0288 | --- | -0,0353 | --- | -0,0241 | --- | -0,0397 | --- | -0,0279 | --- | -0,0838 | --- | --- |
| $\sigma_{1,2}$ | 16,5 | 16,5 | 23,0 | 18,6 | 17,1 | 17,6 | 16,5 | 17,3 | 16,7 | 16,8 | 16,5 | 16,7 | kN/cm$^2$ |
| $\sigma_{2,2}$ | 15,8 | 16,2 | 14,3 | 15,6 | 15,9 | 15,9 | 16,0 | 16,0 | 16,0 | 16,1 | 14,8 | 14,8 | kN/cm$^2$ |
| $\varepsilon_{z,2}$'' | 0,0049 | 0,0049 | 0,0057 | 0,0052 | 0,0050 | 0,0051 | 0,0049 | 0,0050 | 0,0050 | 0,0050 | 0,0047 | 0,0048 | --- |
| $\sigma_{xz,2}$'' | -0,5 | --- | -0,6 | --- | -0,4 | --- | -0,7 | --- | -0,5 | --- | -1,3 | --- | kN/cm$^2$ |
| P | -13,0 | --- | -16,5 | --- | -11,1 | --- | -18,3 | --- | -12,9 | --- | -38,4 | --- | kN |
| $N_2$ | 14,1 | 7,0 | 15,7 | 6,7 | 13,2 | 6,8 | 17,4 | 6,8 | 14,2 | 6,9 | 29,2 | 7,0 | kN |
| $\sigma_{s,ges,2}$ | 48,3 | 39,3 | 43,8 | 37,7 | 49,9 | 38,9 | 46,2 | 34,3 | 48,8 | 37,4 | 37,0 | 8,9 | kN/cm$^2$ |

Tabelle D.17: Zusammenfassung: Resultierende Zug- und Druckstrebenkräfte, Beanspruchung der Stahlkrone im Schnitt 1, resultierende Größen zur Knotenpunktsanalyse

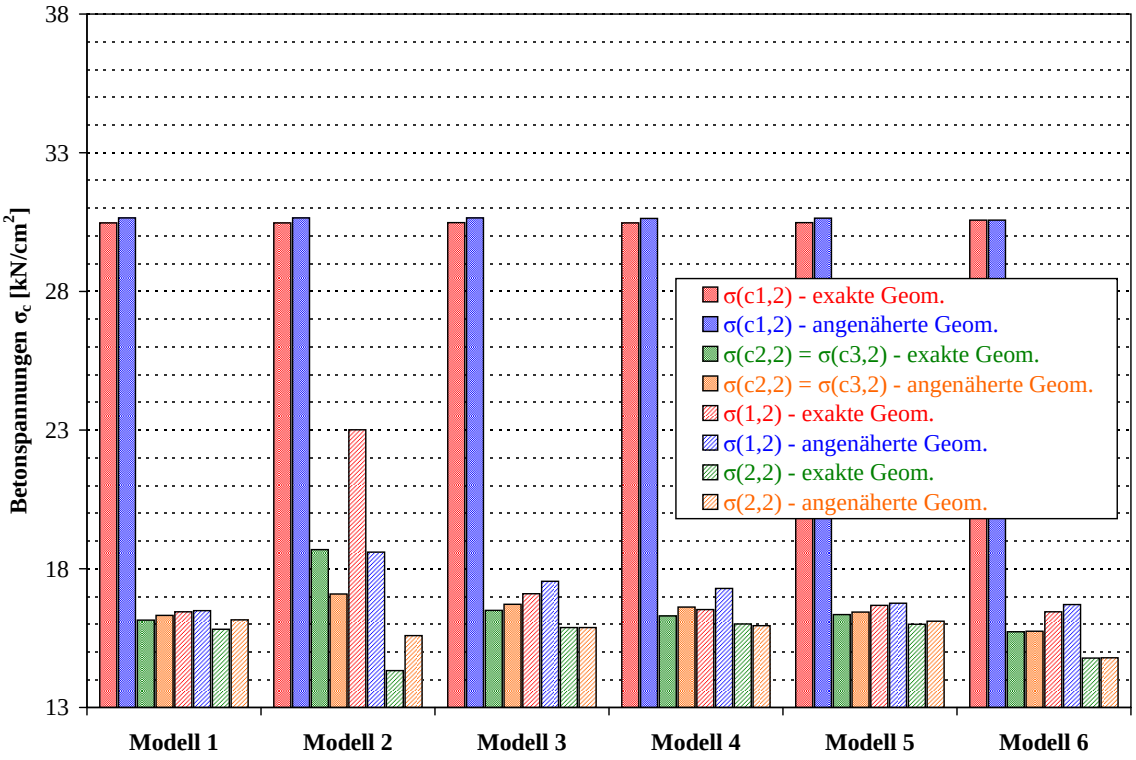



Abbildung D.23: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die resultierenden Betonspannungen an den Knotenbegrenzungsflächen und im Knoten

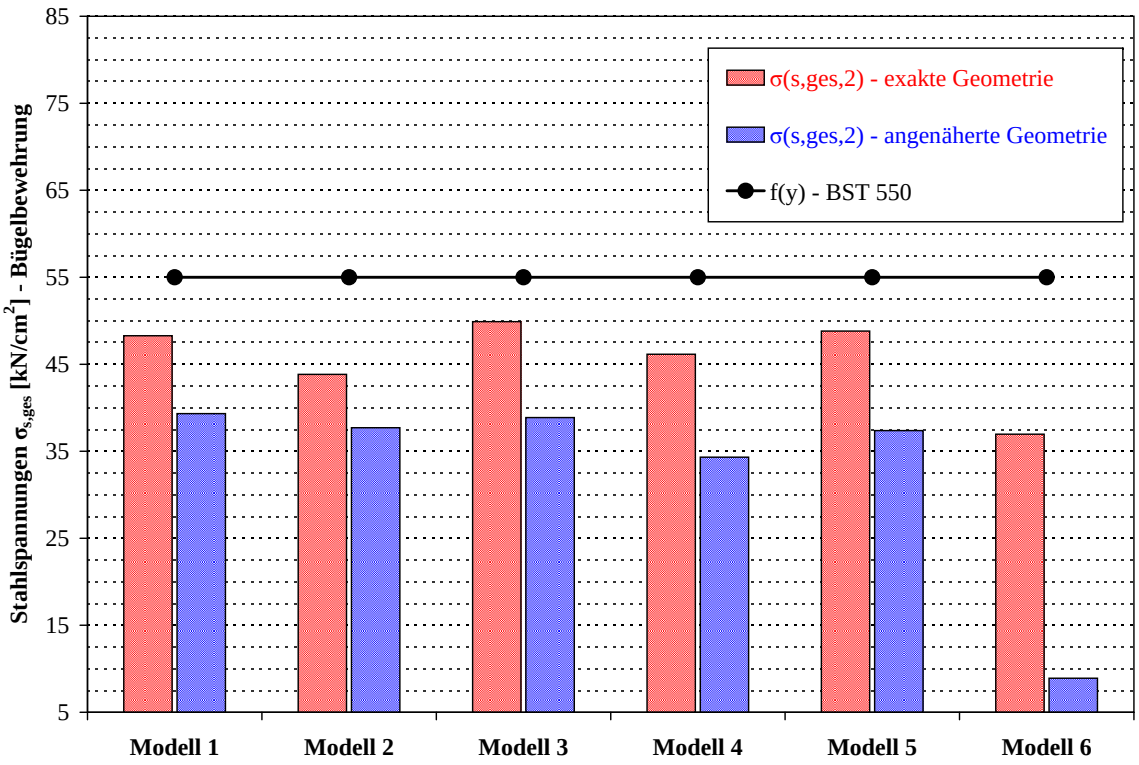



Abbildung D.24: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die resultierenden Spannungen in den vertikalen Streben der den Betondübelbereich des Zahns 2 einfassenden Bewehrung

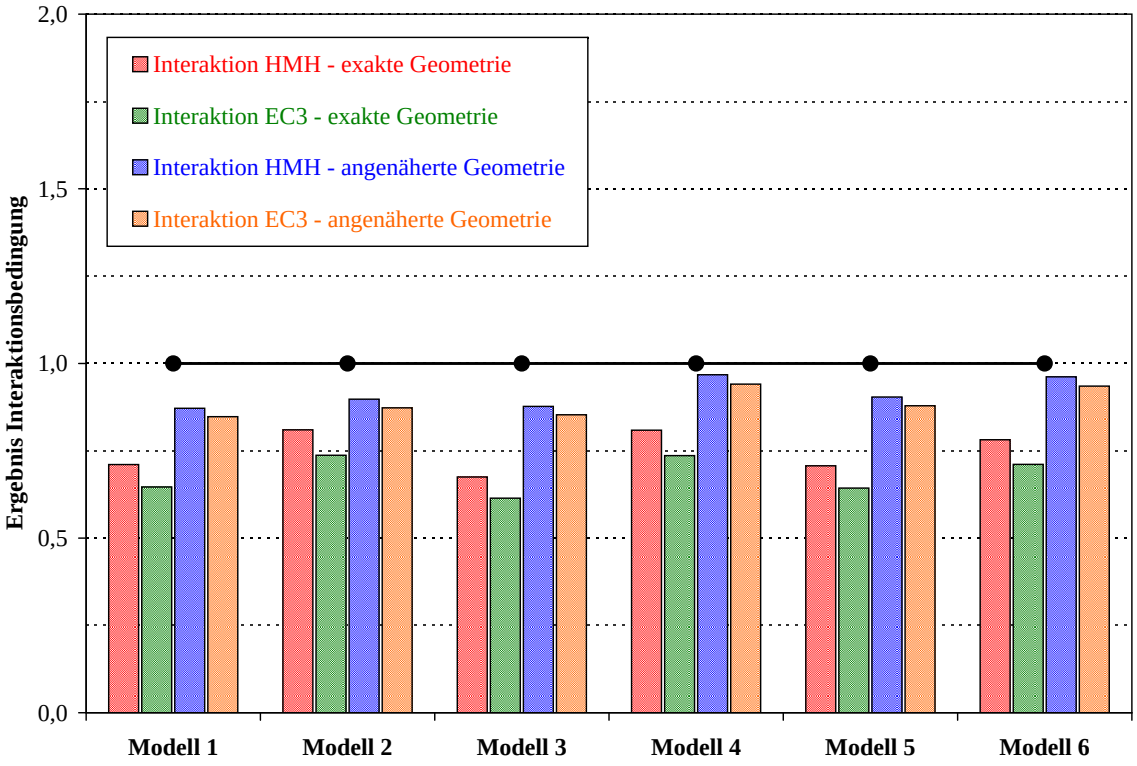



Abbildung D.25: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die Querschnittsbeanspruchung infolge kombinierter M-N-V Einwirkung in Schnitt 1

### D.2.2.3 Berechnungsergebnisse für Push-Out Versuch KrL-105-35, Serie 3

| Lastmodell | | Starrk., μ | Starrk., μ=0 | Starrk. modif. | Fluid | Starrk. + Fluid | Starrk. einf. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Druck an der Krafteinleitungsfläche resultierend aus den Druckstreben $D_{c,2}$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{starr,\mu}$ | exakt | 27,30 | | 21,47 | | | 27,23 |
| $p_{starr,\mu}$ | vereinf. | 28,82 | | 9,83 | | | 28,74 |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | exakt | | 51,81 | | | | |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 36,86 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | exakt | | 22,89 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 33,51 | | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | exakt | | | 19,61 | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | vereinf. | | | 25,43 | | | |
| $p_{Fluid}$ | exakt | | | | 42,48 | | |
| $p_{Fluid}$ | vereinf. | | | | 34,13 | | |
| $p_{komb}$ | exakt | | | | | 30,42 | |
| $p_{komb}$ | vereinf. | | | | | 31,89 | |
| Druck am Kronenkopf resultierend aus den Druckstreben $D_1$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | exakt | 4,64 | 3,40 | 5,17 | 4,45 | 4,67 | --- |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | vereinf. | 2,62 | 2,41 | 2,62 | 2,69 | 2,44 | --- |
| Flächen zur Spannungsermittlung im Zuge der Knotenpunktsanalyse [cm$^2$] | | | | | | | |
| $A_{c1,2}$ | exakt | 20,03 | 20,03 | 20,02 | 20,03 | 20,03 | 20,00 |
| $A_{c1,2}$ | vereinf. | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 |
| $A_{c2,2}$ | exakt | 25,47 | 25,09 | 25,43 | 25,43 | 25,43 | 25,50 |
| $A_{c2,2}$ | vereinf. | 25,44 | 25,37 | 25,39 | 25,35 | 25,39 | 25,49 |
| $A_{\sigma(xz),2}$ | exakt | 14,25 | 13,05 | 14,06 | 14,06 | 14,05 | 14,57 |
| $A_{\sigma(xz),2}$ | vereinf. | 14,22 | 13,89 | 14,00 | 13,83 | 14,00 | 14,56 |
| $A_{c(\varepsilon),2}$ | exakt | 1,01 | 0,83 | 0,99 | 0,99 | 0,98 | 1,06 |
| $A_{c(\varepsilon),2}$ | vereinf. | 1,01 | 0,96 | 0,98 | 0,96 | 0,98 | 1,06 |

Tabelle D.18: Zusammenfassung: Druck an der Krafteinleitungsfläche infolge der Druckstreben $D_{c,1}$ und infolge der Druckstreben $D_1$, erforderliche Flächen für die Spannungsermittlung im Druck-Druck-Druck Knoten

| Modell | 1 - Starrkörper, μ | | 2 - Starrkörper, μ=0 | | 3 - Starrk. modif. | | 4 - Betonfluid | | 5 - Starrk. + Fluid | | 6 - Starrk. einf. | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | |
| $P_{max}$ | 2730,4 | | 2730,4 | | 2730,4 | | 2730,4 | | 2730,4 | | 2730,4 | | kN |
| $Z_{s,1}$ | 337,8 | 337,5 | 409,5 | 354,3 | 347,7 | 348,6 | 347,3 | 357,1 | 347,9 | 348,4 | 322,4 | 322,3 | kN |
| $V_{s,1}$ | 24,8 | 24,6 | 18,2 | 22,6 | 27,6 | 24,6 | 23,7 | 25,2 | 24,9 | 22,9 | --- | --- | kN |
| $D_1$ | 17,7 | 16,7 | 12,9 | 15,4 | 19,7 | 16,7 | 16,9 | 17,1 | 17,8 | 15,6 | --- | --- | kN |
| $Z_1$ | 56,1 | 54,8 | 41,1 | 50,3 | 62,4 | 54,7 | 53,7 | 56,1 | 56,4 | 51,0 | --- | --- | kN |
| $D_{c,2}$ | 480,9 | 480,6 | 533,4 | 492,5 | 488,0 | 488,5 | 487,5 | 494,6 | 488,0 | 488,3 | 471,6 | 469,5 | kN |
| $V_{S1,2}$ | 682,6 | | 682,6 | | 682,6 | | 682,6 | | 682,6 | | 682,6 | | kN |
| $N_{S1,2}$ | 0,0 | 0,0 | 0,0 | 0,0 | 0,0 | 0,0 | 0,0 | 13,0 | 0,0 | 0,0 | --- | --- | kN |
| $M_{S1,2}$ | 3025,3 | 3037,6 | 3425,5 | 3021,3 | 2800,2 | 3007,2 | 3162,6 | 3104,0 | 3016,7 | 3162,0 | 3345,2 | 3365,5 | kNcm |
| **$Inter_{HMH}$:** | **0,9141** | **1,2611** | **1,0350** | **1,2544** | **0,8461** | **1,2485** | **0,9556** | **1,2892** | **0,9115** | **1,3128** | **1,0107** | **1,3973** | --- |
| **$Inter_{EC3}$:** | **0,9452** | **1,5421** | **1,0702** | **1,5339** | **0,8749** | **1,5267** | **0,9881** | **1,5767** | **0,9425** | **1,6053** | **1,0451** | **1,7086** | --- |
| $\theta_{h,2}$ | 44,71 | 44,68 | 50,19 | 46,07 | 45,53 | 45,61 | 45,50 | 46,29 | 45,54 | 45,59 | 43,64 | 43,36 | ° |
| $\theta_{v,2}$ | 4,15 | 4,12 | 3,05 | 3,79 | 4,62 | 4,12 | 3,97 | 4,22 | 4,18 | 3,84 | --- | --- | ° |
| $\varphi_2$ | 45,29 | 45,33 | 39,81 | 43,93 | 44,47 | 44,39 | 44,50 | 43,71 | 44,46 | 44,41 | 46,63 | 46,64 | ° |
| $\varepsilon_2$ | 3,14 | --- | 3,14 | --- | 3,14 | --- | 3,14 | --- | 3,14 | --- | 3,14 | --- | ° |
| **$\sigma_{c1,2}$** | **34,2** | **34,2** | **34,1** | **34,2** | **34,2** | **34,2** | **34,2** | **34,2** | **34,2** | **34,2** | **34,1** | **34,1** | kN/cm$^2$ |
| **$\sigma_{c2,2}=\sigma_{c3,2}$** | **18,9** | **18,9** | **21,3** | **19,4** | **19,2** | **19,2** | **19,2** | **19,5** | **19,2** | **19,2** | **18,5** | **18,4** | kN/cm$^2$ |
| cos(x''x') | 0,9999 | 0,9999 | 0,9836 | 0,9993 | 0,9997 | 0,9998 | 0,9998 | 0,9990 | 0,9997 | 0,9998 | 0,9979 | 0,9984 | --- |
| cos(y'x') | -0,0107 | -0,0113 | 0,1802 | 0,0373 | 0,0178 | 0,0211 | 0,0169 | 0,0451 | 0,0185 | 0,0206 | -0,0508 | -0,0571 | --- |
| cos(z''x') | 0,0126 | --- | -0,0010 | --- | 0,0182 | --- | 0,0103 | --- | 0,0127 | --- | -0,0396 | --- | --- |
| **$\sigma_{1,2}$** | **19,1** | **19,1** | **25,1** | **20,1** | **19,5** | **19,6** | **19,5** | **20,4** | **19,5** | **19,6** | **19,4** | **19,5** | kN/cm$^2$ |
| **$\sigma_{2,2}$** | **18,7** | **18,7** | **17,4** | **18,7** | **18,8** | **18,8** | **18,8** | **18,6** | **18,8** | **18,8** | **17,5** | **17,4** | kN/cm$^2$ |
| $\varepsilon_{z,2}$'' | 0,0057 | 0,0057 | 0,0064 | 0,0059 | 0,0058 | 0,0058 | 0,0058 | 0,0059 | 0,0058 | 0,0058 | 0,0056 | 0,0056 | --- |
| $\sigma_{xz,2}$'' | 0,2 | --- | 0,0 | --- | 0,4 | --- | 0,2 | --- | 0,2 | --- | -0,7 | --- | kN/cm$^2$ |
| P | 6,8 | --- | -0,6 | --- | 9,8 | --- | 5,5 | --- | 6,9 | --- | -21,3 | --- | kN |
| $N_2$ | 11,0 | 8,1 | 8,0 | 8,0 | 12,2 | 8,0 | 10,4 | 8,0 | 11,0 | 8,0 | 20,6 | 8,2 | kN |
| **$\sigma_{s,ges,2}$** | **45,3** | **41,4** | **33,2** | **38,7** | **50,4** | **41,3** | **43,2** | **42,0** | **45,5** | **39,2** | **26,0** | **10,4** | kN/cm$^2$ |

Tabelle D.19: Zusammenfassung: Resultierende Zug- und Druckstrebenkräfte, Beanspruchung der Stahlkrone im Schnitt 1, resultierende Größen zur Knotenpunktsanalyse

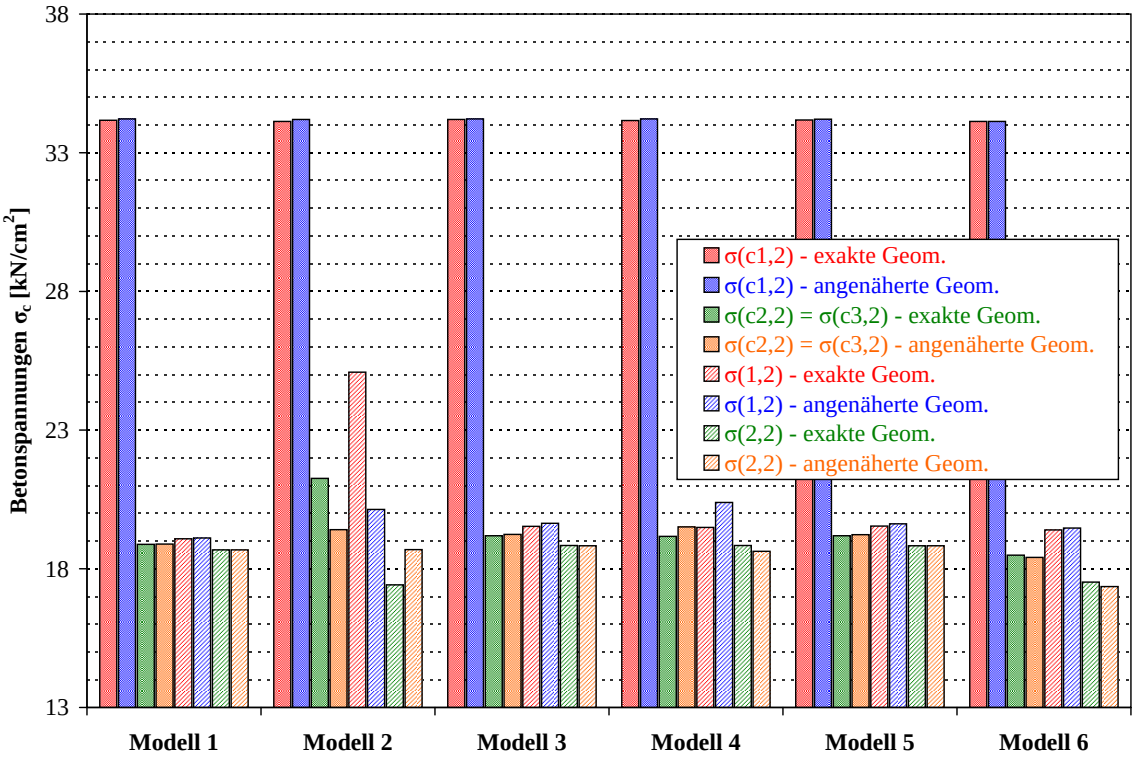



Abbildung D.26: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die resultierenden Betonspannungen an den Knotenbegrenzungsflächen und im Knoten

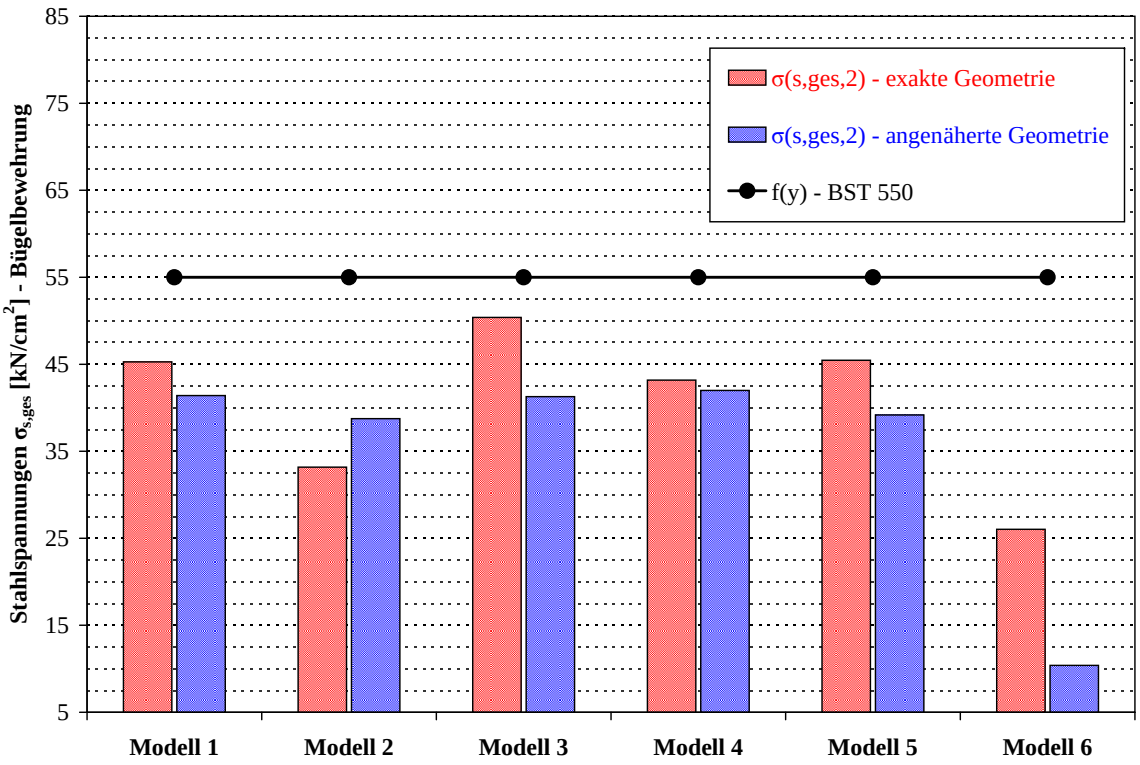



Abbildung D.27: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die resultierenden Spannungen in den vertikalen Streben der den Betondübelbereich des Zahns 2 einfassenden Bewehrung

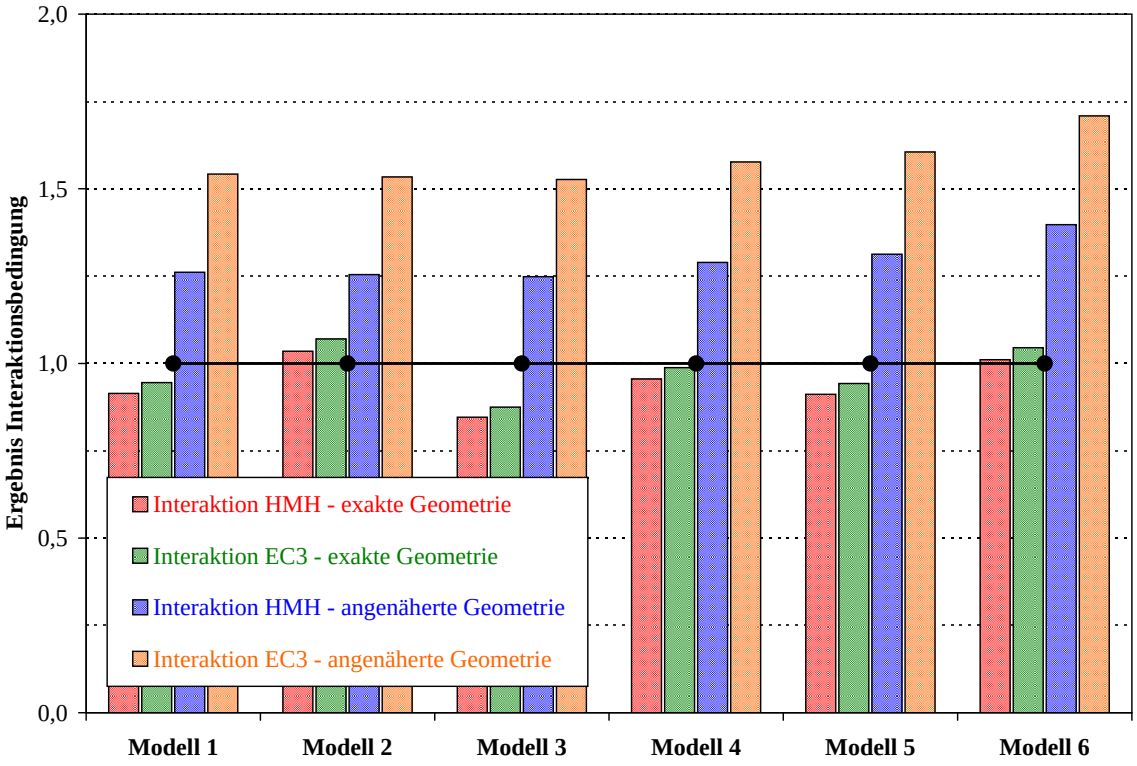



Abbildung D.28: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die Querschnittsbeanspruchung infolge kombinierter M-N-V Einwirkung in Schnitt 1

#### D.2.2.4 Berechnungsergebnisse für Push-Out Versuch KrL-105-45, Serie 3

| Lastmodell | | Starrk., μ | Starrk., μ=0 | Starrk. modif. | Fluid | Starrk. + Fluid | Starrk. einf. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Druck an der Krafteinleitungsfläche resultierend aus den Druckstreben $D_{c,2}$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{starr,\mu}$ | exakt | 26,07 | | 27,16 | | | 26,00 |
| $p_{starr,\mu}$ | vereinf. | 27,10 | | 22,18 | | | 27,03 |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | exakt | | 54,57 | | | | |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 39,88 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | exakt | | 20,73 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 28,98 | | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | exakt | | | 10,65 | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | vereinf. | | | 12,43 | | | |
| $p_{Fluid}$ | exakt | | | | 51,19 | | |
| $p_{Fluid}$ | vereinf. | | | | 40,60 | | |
| $p_{komb}$ | exakt | | | | | 29,34 | |
| $p_{komb}$ | vereinf. | | | | | 30,55 | |
| Druck am Kronenkopf resultierend aus den Druckstreben $D_1$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | exakt | 4,89 | 3,61 | 4,87 | 3,03 | 4,96 | --- |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | vereinf. | 2,73 | 2,37 | 2,58 | 1,71 | 2,60 | --- |
| Flächen zur Spannungsermittlung im Zuge der Knotenpunktsanalyse [cm$^2$] | | | | | | | |
| $A_{c1,2}$ | exakt | 20,23 | 20,16 | 20,21 | 20,15 | 20,21 | 20,00 |
| $A_{c1,2}$ | vereinf. | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 |
| $A_{c2,2}$ | exakt | 28,21 | 27,77 | 28,19 | 28,16 | 28,20 | 28,00 |
| $A_{c2,2}$ | vereinf. | 27,96 | 27,93 | 27,92 | 27,94 | 27,95 | 27,96 |
| $A_{\sigma(xz),2}$ | exakt | 14,18 | 12,51 | 13,88 | 14,06 | 14,02 | 15,48 |
| $A_{\sigma(xz),2}$ | vereinf. | 13,98 | 13,60 | 13,59 | 13,73 | 13,81 | 14,34 |
| $A_{c(\varepsilon),2}$ | exakt | 0,98 | 0,72 | 0,93 | 0,96 | 0,96 | 1,17 |
| $A_{c(\varepsilon),2}$ | vereinf. | 0,98 | 0,92 | 0,92 | 0,94 | 0,95 | 1,03 |

Tabelle D.20: Zusammenfassung: Druck an der Krafteinleitungsfläche infolge der Druckstreben $D_{c,1}$ und infolge der Druckstreben $D_1$, erforderliche Flächen für die Spannungsermittlung im Druck-Druck-Druck Knoten

| Modell | 1 - Starrkörper, μ | | 2 - Starrkörper, μ=0 | | 3 - Starrk. modif. | | 4 - Betonfluid | | 5 - Starrk. + Fluid | | 6 - Starrk. einf. | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | |
| $P_{max}$ | 2768,8 | | 2768,8 | | 2768,8 | | 2768,8 | | 2768,8 | | 2768,8 | | kN |
| $Z_{s,1}$ | 336,2 | 335,7 | 455,4 | 403,8 | 351,0 | 355,0 | 339,6 | 347,9 | 343,6 | 343,7 | 319,9 | 319,9 | kN |
| $V_{s,1}$ | 22,9 | 23,1 | 16,9 | 20,0 | 22,8 | 21,8 | 14,2 | 14,4 | 23,2 | 21,9 | --- | --- | kN |
| $D_1$ | 18,2 | 17,5 | 13,5 | 15,2 | 18,1 | 16,5 | 11,3 | 10,9 | 18,5 | 16,6 | --- | --- | kN |
| $Z_1$ | 58,5 | 58,2 | 43,2 | 50,4 | 58,2 | 54,9 | 36,2 | 36,3 | 59,3 | 55,4 | --- | --- | kN |
| $D_{c,2}$ | 496,3 | 495,8 | 592,2 | 510,9 | 508,2 | 511,4 | 499,1 | 505,4 | 502,2 | 502,2 | 455,9 | 482,9 | kN |
| $V_{S1,2}$ | 692,2 | | 692,2 | | 692,2 | | 692,2 | | 692,2 | | 692,2 | | kN |
| $N_{S1,2}$ | -2,5 | -2,5 | -2,0 | -2,5 | -2,8 | -2,6 | -2,8 | -2,0 | -2,6 | -2,4 | --- | --- | kN |
| $M_{S1,2}$ | 2961,6 | 2945,8 | 3463,5 | 3197,8 | 2946,2 | 3050,5 | 3690,7 | 3720,1 | 2937,5 | 3044,7 | 3288,7 | 3285,8 | kNcm |
| **$Inter_{HMH}$:** | **0,5663** | **0,6516** | **0,6623** | **0,7074** | **0,5634** | **0,6748** | **0,7057** | **0,8229** | **0,5617** | **0,6735** | **0,6288** | **0,7268** | --- |
| **$Inter_{EC3}$:** | **0,5053** | **0,6051** | **0,5909** | **0,6569** | **0,5026** | **0,6266** | **0,6297** | **0,7641** | **0,5012** | **0,6254** | **0,5611** | **0,6749** | --- |
| $\theta_{h,2}$ | 45,71 | 45,66 | 54,22 | 47,31 | 47,02 | 47,36 | 46,07 | 46,76 | 46,37 | 46,38 | 40,61 | 44,22 | ° |
| $\theta_{v,2}$ | 3,99 | 4,02 | 2,96 | 3,51 | 3,99 | 3,81 | 2,57 | 2,54 | 4,05 | 3,83 | --- | --- | ° |
| $\varphi_2$ | 44,29 | 44,34 | 35,78 | 42,69 | 42,98 | 42,64 | 43,93 | 43,24 | 43,63 | 43,62 | 49,39 | 55,11 | ° |
| $\varepsilon_2$ | 10,50 | --- | 10,50 | --- | 10,50 | --- | 10,50 | --- | 10,50 | --- | 10,50 | --- | ° |
| $\boldsymbol{\sigma_{c1,2}}$ | **34,3** | **34,7** | **34,4** | **34,7** | **34,3** | **34,7** | **34,4** | **34,6** | **34,3** | **34,7** | **34,6** | **34,6** | kN/cm$^2$ |
| $\boldsymbol{\sigma_{c2,2}=\sigma_{c3,2}}$ | **17,6** | **17,7** | **21,3** | **18,3** | **18,0** | **18,3** | **17,7** | **18,1** | **17,8** | **18,0** | **16,3** | **17,3** | kN/cm$^2$ |
| cos(x''x') | 0,9962 | 0,9997 | 0,9422 | 0,9967 | 0,9937 | 0,9966 | 0,9942 | 0,9981 | 0,9953 | 0,9988 | 0,9811 | 0,9820 | --- |
| cos(y'x') | 0,0352 | 0,0232 | 0,3262 | 0,0807 | 0,0805 | 0,0822 | 0,0497 | 0,0613 | 0,0581 | 0,0481 | -0,1349 | -0,1890 | --- |
| cos(z''x') | -0,0793 | --- | -0,0768 | --- | -0,0774 | --- | -0,0958 | --- | -0,0777 | --- | -0,1384 | --- | --- |
| $\boldsymbol{\sigma_{1,2}}$ | **18,1** | **18,2** | **28,1** | **19,8** | **19,4** | **19,8** | **18,4** | **19,2** | **18,7** | **18,8** | **18,1** | **20,5** | kN/cm$^2$ |
| $\boldsymbol{\sigma_{2,2}}$ | **16,9** | **17,3** | **14,3** | **16,8** | **16,5** | **16,8** | **16,7** | **17,0** | **16,7** | **17,1** | **13,8** | **14,0** | kN/cm$^2$ |
| $\varepsilon_{z,2}$'' | 0,0053 | 0,0054 | 0,0064 | 0,0055 | 0,0054 | 0,0055 | 0,0053 | 0,0055 | 0,0054 | 0,0054 | 0,0048 | 0,0052 | --- |
| $\sigma_{xz,2}$'' | -1,4 | --- | -1,5 | --- | -1,4 | --- | -1,7 | --- | -1,4 | --- | -2,2 | --- | kN/cm$^2$ |
| P | -39,4 | --- | -38,6 | --- | -38,5 | --- | -47,5 | --- | -38,6 | --- | -68,4 | --- | kN |
| $N_2$ | 29,9 | 7,4 | 28,2 | 7,3 | 29,1 | 7,3 | 34,4 | 7,3 | 29,3 | 7,3 | 47,7 | 7,5 | kN |
| **$\sigma_{s,ges,2}$** | **66,8** | **38,5** | **57,1** | **34,5** | **65,7** | **36,7** | **61,5** | **27,5** | **66,5** | **37,0** | **60,4** | **9,5** | kN/cm$^2$ |

Tabelle D.21: Zusammenfassung: Resultierende Zug- und Druckstrebenkräfte, Beanspruchung der Stahlkrone im Schnitt 1, resultierende Größen zur Knotenpunktsanalyse

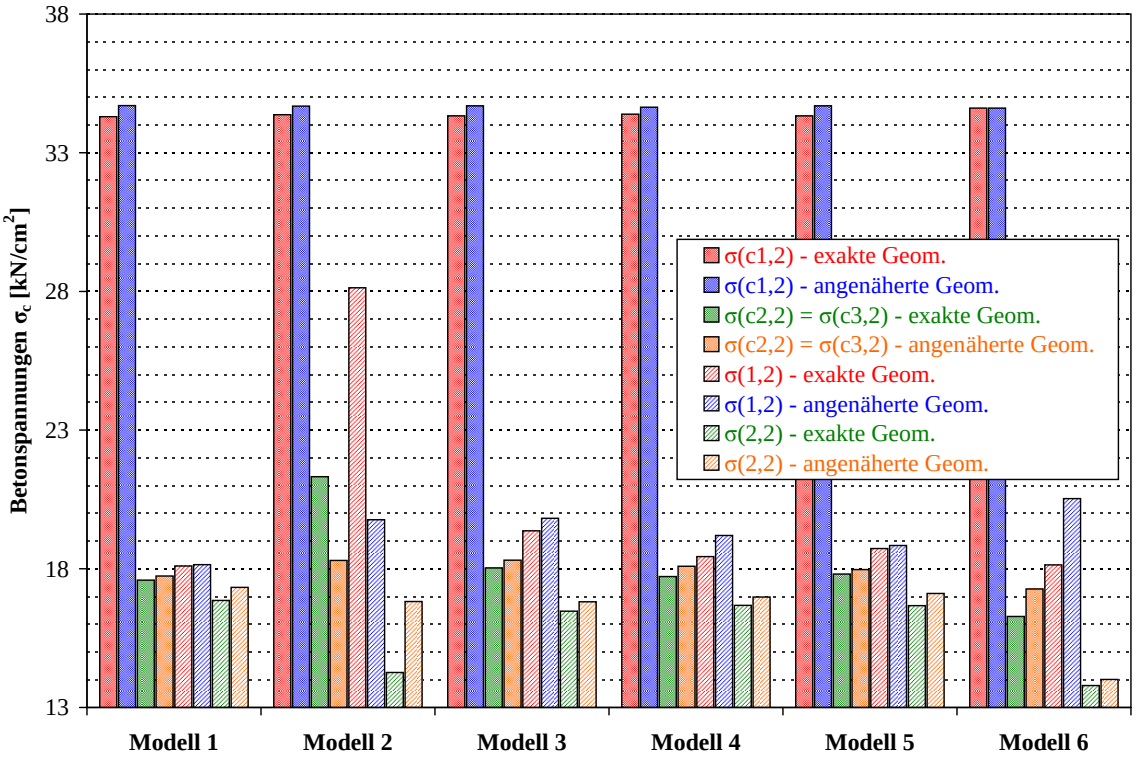



Abbildung D.29: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die resultierenden Betonspannungen an den Knotenbegrenzungsflächen und im Knoten

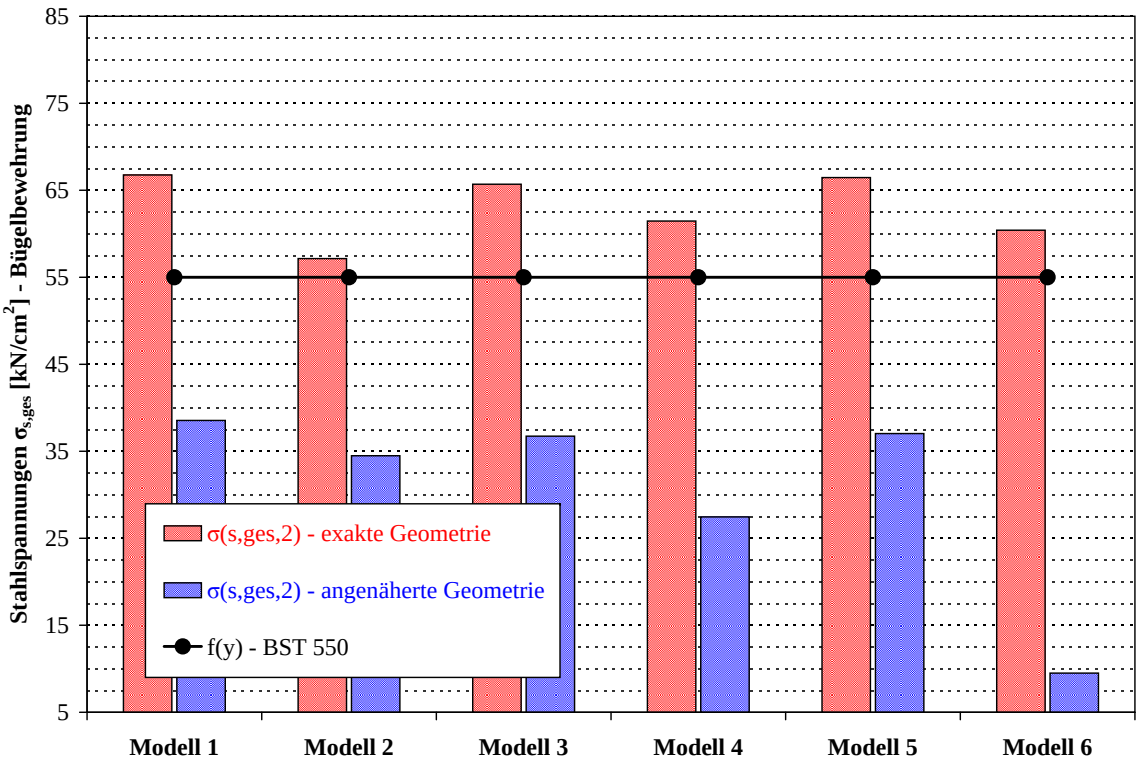



Abbildung D.30: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die resultierenden Spannungen in den vertikalen Streben der den Betondübelbereich des Zahns 2 einfassenden Bewehrung

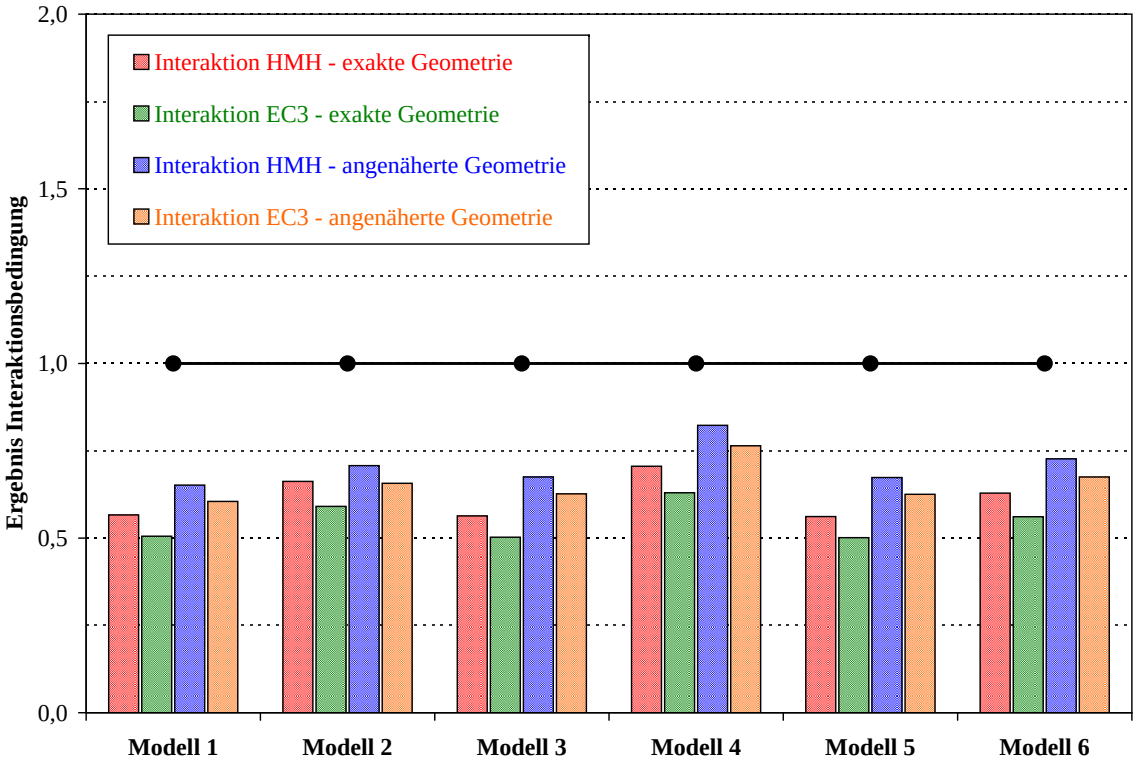



Abbildung D.31: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die Querschnittsbeanspruchung infolge kombinierter M-N-V Einwirkung in Schnitt 1

### D.2.2.5 Berechnungsergebnisse für Push-Out Versuch KrL-120-48, Serie 3

| Lastmodell | | Starrk., μ | Starrk., μ=0 | Starrk. modif. | Fluid | Starrk. + Fluid | Starrk. einf. |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| Druck an der Krafteinleitungsfläche resultierend aus den Druckstreben $D_{c,2}$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{starr,\mu}$ | exakt | 26,97 | | 30,23 | | | 26,90 |
| $p_{starr,\mu}$ | vereinf. | 27,90 | | 26,36 | | | 27,83 |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | exakt | | 59,37 | | | | |
| $p_{o,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 43,88 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | exakt | | 20,94 | | | | |
| $p_{u,starr,\mu=0}$ | vereinf. | | 28,85 | | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | exakt | | | 9,20 | | | |
| $p_{starr,\mu=0}$ | vereinf. | | | 10,31 | | | |
| $p_{Fluid}$ | exakt | | | | 56,51 | | |
| $p_{Fluid}$ | vereinf. | | | | 44,97 | | |
| $p_{komb}$ | exakt | | | | | 30,42 | |
| $p_{komb}$ | vereinf. | | | | | 31,60 | |
| Druck am Kronenkopf resultierend aus den Druckstreben $D_1$ [kN/cm$^2$] | | | | | | | |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | exakt | 5,09 | 3,70 | 4,89 | 2,91 | 5,18 | --- |
| $p_{l,\mu} = p_{r,\mu}$ | vereinf. | 2,84 | 2,37 | 2,60 | 1,51 | 2,72 | --- |
| Flächen zur Spannungsermittlung im Zuge der Knotenpunktsanalyse [cm$^2$] | | | | | | | |
| $A_{c1,2}$ | exakt | 20,28 | 20,21 | 20,27 | 20,17 | 20,28 | 20,00 |
| $A_{c1,2}$ | vereinf. | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 | 20,00 |
| $A_{c2,2}$ | exakt | 29,23 | 28,84 | 29,23 | 29,16 | 29,24 | 29,04 |
| $A_{c2,2}$ | vereinf. | 28,87 | 28,71 | 28,88 | 28,88 | 28,88 | 28,85 |
| $A_{\sigma(xz),2}$ | exakt | 14,41 | 12,45 | 14,07 | 14,30 | 14,25 | 14,24 |
| $A_{\sigma(xz),2}$ | vereinf. | 14,12 | 12,63 | 13,70 | 13,89 | 13,95 | 14,51 |
| $A_{c(\varepsilon),2}$ | exakt | 1,00 | 0,70 | 0,95 | 0,99 | 0,98 | 0,99 |
| $A_{c(\varepsilon),2}$ | vereinf. | 1,00 | 0,77 | 0,94 | 0,96 | 0,97 | 1,05 |

Tabelle D.22: Zusammenfassung: Druck an der Krafteinleitungsfläche infolge der Druckstreben $D_{c,1}$ und infolge der Druckstreben $D_1$, erforderliche Flächen für die Spannungsermittlung im Druck-Druck-Druck Knoten

| Modell | 1 - Starrkörper, μ | | 2 - Starrkörper, μ=0 | | 3 - Starrk. modif. | | 4 - Betonfluid | | 5 - Starrk. + Fluid | | 6 - Starrk. einf. | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | exakt | Näherung | |
| $P_{max}$ | 2933,6 | | 2933,6 | | 2933,6 | | 2933,6 | | 2933,6 | | 2933,6 | | kN |
| $Z_{s,1}$ | 332,3 | 331,7 | 475,1 | 427,6 | 347,1 | 350,5 | 337,6 | 341,5 | 338,8 | 338,8 | 316,5 | 316,5 | kN |
| $V_{s,1}$ | 23,2 | 23,5 | 16,8 | 19,6 | 22,3 | 21,5 | 13,2 | 12,5 | 23,6 | 22,5 | --- | --- | kN |
| $D_1$ | 18,9 | 18,3 | 13,7 | 15,2 | 18,2 | 16,7 | 10,8 | 9,7 | 19,2 | 17,5 | --- | --- | kN |
| $Z_1$ | 59,2 | 59,2 | 43,0 | 49,4 | 56,9 | 54,3 | 33,8 | 31,5 | 60,2 | 56,7 | --- | --- | kN |
| $D_{c,2}$ | 520,7 | 520,2 | 642,0 | 600,8 | 533,8 | 536,9 | 522,3 | 528,6 | 526,6 | 526,6 | 506,2 | 506,2 | kN |
| $V_{S1,2}$ | 733,4 | | 733,4 | | 733,4 | | 733,4 | | 733,4 | | 733,4 | | kN |
| $N_{S1,2}$ | -5,1 | -5,1 | -4,0 | -4,8 | -5,4 | -5,0 | -4,0 | -3,3 | -5,2 | -4,9 | --- | --- | kN |
| $M_{S1,2}$ | 3047,4 | 3021,7 | 3623,1 | 3366,6 | 3099,3 | 3192,1 | 3873,1 | 4079,8 | 3013,9 | 3116,6 | 3441,6 | 3431,0 | kNcm |
| **$Inter_{HMH}$:** | **0,4385** | **0,4846** | **0,5214** | **0,5400** | **0,4460** | **0,5120** | **0,5573** | **0,6543** | **0,4337** | **0,4999** | **0,4952** | **0,5503** | --- |
| **$Inter_{EC3}$:** | **0,3781** | **0,4265** | **0,4495** | **0,4752** | **0,3846** | **0,4506** | **0,4806** | **0,5759** | **0,3740** | **0,4399** | **0,4270** | **0,4843** | --- |
| $\theta_{h,2}$ | 45,16 | 45,11 | 55,15 | 52,36 | 46,55 | 46,86 | 45,38 | 46,06 | 45,79 | 45,80 | 43,58 | 43,58 | ° |
| $\theta_{v,2}$ | 4,01 | 4,06 | 2,93 | 3,43 | 3,89 | 3,74 | 2,32 | 2,21 | 4,08 | 3,89 | --- | --- | ° |
| $\varphi_2$ | 44,84 | 44,89 | 34,85 | 37,64 | 43,45 | 43,14 | 44,62 | 43,94 | 44,21 | 44,20 | 44,61 | 46,42 | ° |
| $\varepsilon_2$ | 13,10 | --- | 13,10 | --- | 13,10 | --- | 13,10 | --- | 13,10 | --- | 13,10 | --- | ° |
| $\sigma_{c1,2}$ | **36,3** | **36,8** | **36,3** | **36,7** | **36,3** | **36,8** | **36,4** | **36,7** | **36,3** | **36,8** | **36,7** | **36,7** | kN/cm$^2$ |
| $\sigma_{c2,2}=\sigma_{c3,2}$ | **17,8** | **18,0** | **22,3** | **20,9** | **18,3** | **18,6** | **17,9** | **18,3** | **18,0** | **18,2** | **17,4** | **17,6** | kN/cm$^2$ |
| cos(x''x') | 0,9935 | 1,0000 | 0,9264 | 0,9672 | 0,9913 | 0,9979 | 0,9907 | 0,9993 | 0,9930 | 0,9996 | 0,9864 | 0,9988 | --- |
| cos(y'x') | 0,0237 | 0,0037 | 0,3628 | 0,2540 | 0,0722 | 0,0650 | 0,0348 | 0,0369 | 0,0455 | 0,0278 | 0,0083 | -0,0494 | --- |
| cos(z''x') | -0,1115 | --- | -0,1009 | --- | -0,1101 | --- | -0,1314 | --- | -0,1094 | --- | -0,1641 | --- | --- |
| $\sigma_{1,2}$ | **18,0** | **18,1** | **30,1** | **26,2** | **19,4** | **19,8** | **18,2** | **19,0** | **18,6** | **18,7** | **17,1** | **18,4** | kN/cm$^2$ |
| $\sigma_{2,2}$ | **17,2** | **18,0** | **14,0** | **15,6** | **16,7** | **17,4** | **17,0** | **17,6** | **17,0** | **17,7** | **16,8** | **16,7** | kN/cm$^2$ |
| $\varepsilon_{z,2}$'' | 0,0053 | 0,0055 | 0,0067 | 0,0063 | 0,0055 | 0,0056 | 0,0053 | 0,0055 | 0,0054 | 0,0055 | 0,0051 | 0,0053 | --- |
| $\sigma_{xz,2}$'' | -2,0 | --- | -2,1 | --- | -2,0 | --- | -2,3 | --- | -2,0 | --- | -2,8 | --- | kN/cm$^2$ |
| P | 56,8 | --- | -51,8 | --- | -56,1 | --- | -66,7 | --- | -55,8 | --- | -80,4 | --- | kN |
| $N_2$ | 40,1 | 7,6 | 35,6 | 7,1 | 39,4 | 7,5 | 45,6 | 7,5 | 39,3 | 7,6 | 53,2 | 7,8 | kN |
| **$\sigma_{s,ges,2}$** | **80,1** | **39,3** | **66,3** | **33,8** | **78,0** | **36,7** | **74,5** | **25,3** | **79,6** | **38,0** | **67,3** | **9,8** | kN/cm$^2$ |

Tabelle D.23: Zusammenfassung: Resultierende Zug- und Druckstrebenkräfte, Beanspruchung der Stahlkrone im Schnitt 1, resultierende Größen zur Knotenpunktsanalyse

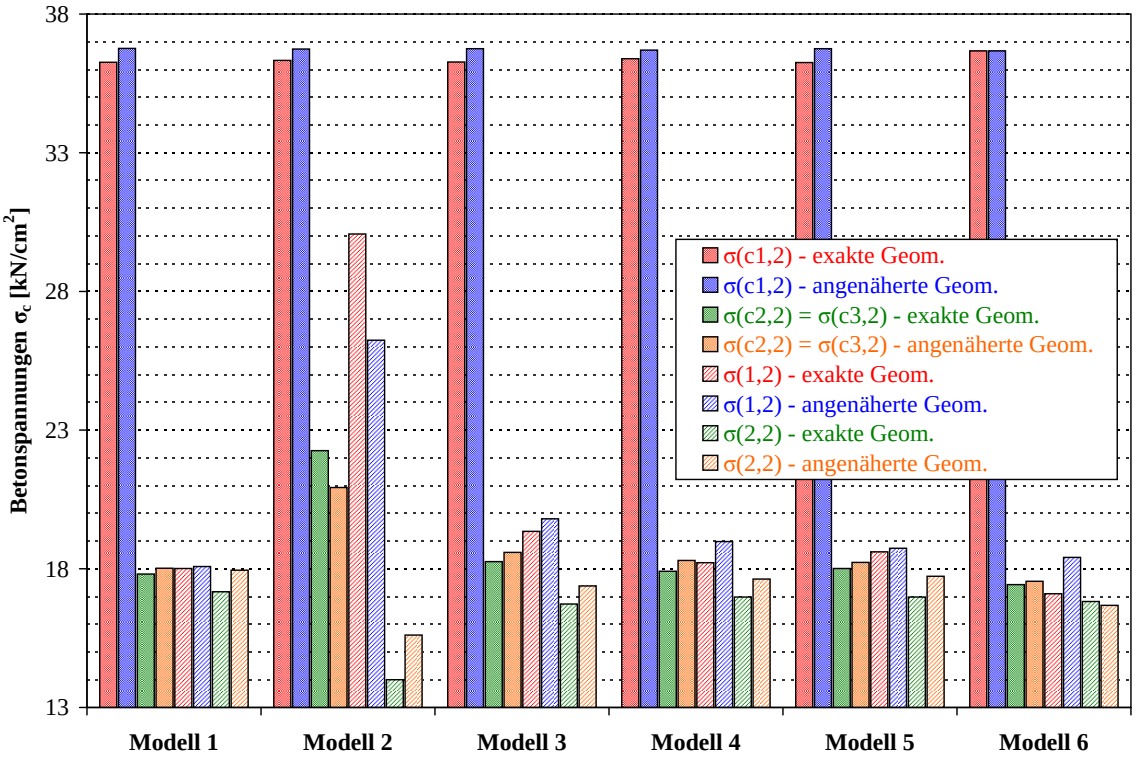



Abbildung D.32: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die resultierenden Betonspannungen an den Knotenbegrenzungsflächen und im Knoten

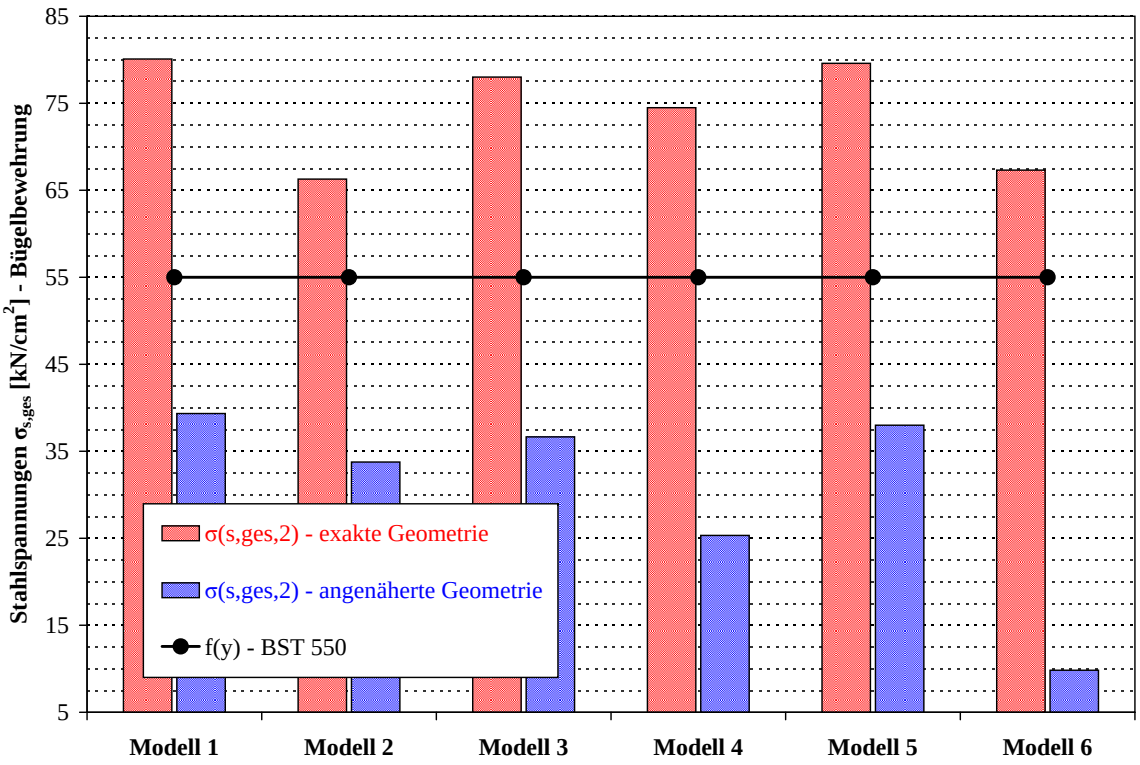



Abbildung D.33: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die resultierenden Spannungen in den vertikalen Streben der den Betondübelbereich des Zahns 2 einfassenden Bewehrung

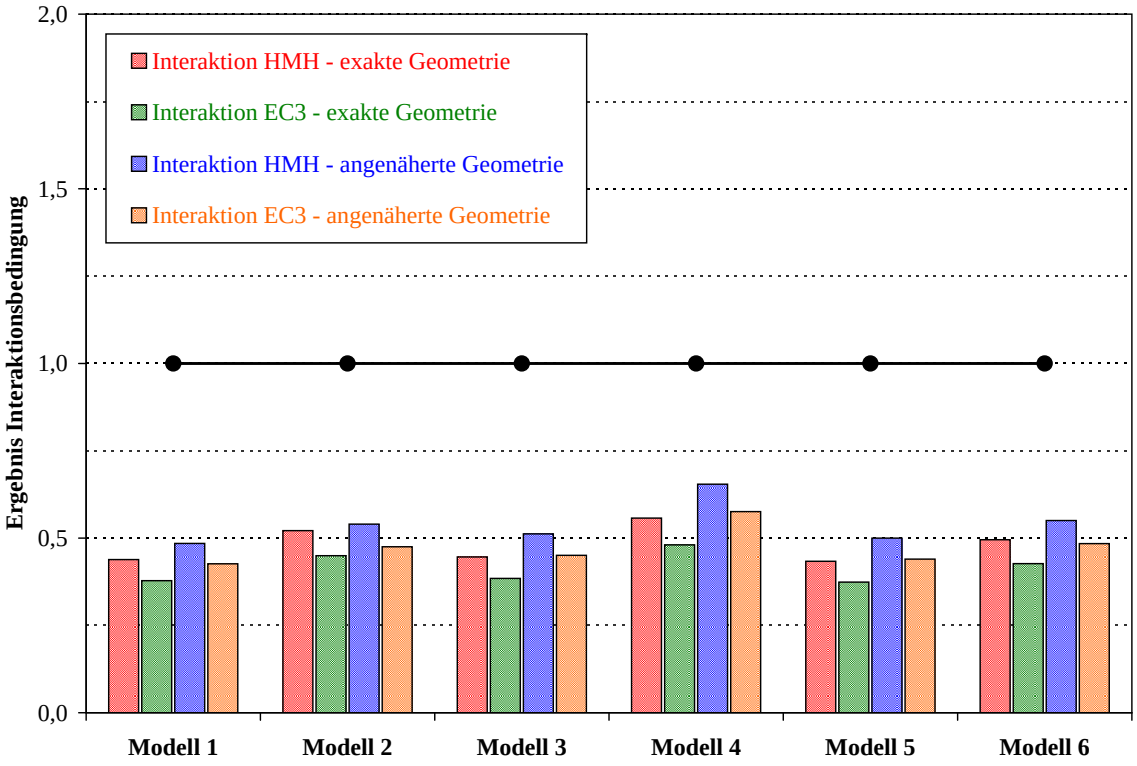



Abbildung D.34: Gegenüberstellung der Ergebnisse für die Querschnittsbeanspruchung infolge kombinierter M-N-V Einwirkung in Schnitt 1