

# Thermische Modellierung von Leistungstransformatoren zur Integration in ein dynamisches Verfügbarkeitsmanagement – Evaluierung von Konzepten

## DIPLOMARBEIT

zur Erlangung des akademischen Grades

**Diplom-Ingenieur (Dipl.-Ing.)**

im Rahmen des Studiums

**Energie- und Automatisierungstechnik**

eingereicht von

Ing. **Werner Hofbauer**, BSc.

Matrikelnummer: 0525222

am

Institut für Energiesysteme und Elektrische Antriebe (E370)

an der

Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik der Technischen Universität Wien

Betreuung: Univ.-Prof. Dr.-Ing. **Wolfgang GAWLIK**

Dipl.-Ing.(FH) Dr.techn. **Hans-Peter VETÖ**

Wien, im Mai 2017

\_\_\_\_\_  
(Unterschrift Verfasser)

\_\_\_\_\_  
(Unterschrift Betreuer)



## Code of Conduct

Hiermit erkläre ich, dass die vorliegende Arbeit gemäß dem Code of Conduct – Regeln zur Sicherung guter wissenschaftlicher Praxis (in der aktuellen Fassung des jeweiligen Mitteilungsblattes der TU Wien), insbesondere ohne unzulässige Hilfe Dritter und ohne Benutzung anderer als der angegebenen Hilfsmittel, angefertigt wurde. Die aus anderen Quellen direkt oder indirekt übernommenen Daten und Konzepte sind unter Angabe der Quelle gekennzeichnet.

Die Arbeit wurde bisher weder im In– noch im Ausland in gleicher oder in ähnlicher Form in anderen Prüfungsverfahren vorgelegt.

Wien, im Mai 2017

---

(Ing. Werner Hofbauer, BSc.)



# Inhaltsverzeichnis

<b>Danksagung</b> .....	<b>I</b>
<b>Kurzfassung</b> .....	<b>II</b>
<b>Abstract</b> .....	<b>III</b>
<b>Begriffsdefinitionen</b> .....	<b>IV</b>
<b>Abkürzungen</b> .....	<b>V</b>
<b>1 Einleitung</b> .....	<b>1</b>
<b>2 Aufbau von Leistungstransformatoren</b> .....	<b>4</b>
2.1 Magnetischer Kreis .....	4
2.2 Wicklungsaufbau.....	5
2.3 Wärmeentwicklung und Verluste .....	7
2.3.1 Eisenverluste.....	8
2.3.1.1 Ummagnetisierungsverluste bzw. Hystereseverluste .....	8
2.3.1.2 Wirbelstromverluste .....	10
2.3.2 Kupferverluste (Stromwärmeverluste).....	11
2.3.3 Zusätzliche Verluste in Gehäuseteilen.....	13
2.3.4 Verlustverhältnis und Wirkungsgrad .....	13
2.4 Materialien und Alterungsprozesse.....	14
2.4.1 Isolieröl .....	15
2.4.2 Isolierpapier .....	15
2.4.2.1 Alterungsberechnung (Lebensdauerverbrauch) .....	18
2.4.2.2 Überprüfung anhand realer Messergebnisse .....	20
2.5 Ölgekühlte Transformatoren .....	22
2.5.1 Heißpunkt (Hotspot) .....	23
2.5.2 Thermische Auslegung.....	27
2.5.3 Kühlungsarten und Bezeichnungen .....	28
2.5.4 Aufbau der Radiatoren/Lüfter .....	35
2.6 Schutzsysteme/Fehlererkennung .....	37
<b>3 Überlastgrenzen von Leistungstransformatoren</b> .....	<b>40</b>
3.1 Kurzfristiger Notbetrieb .....	41
3.2 Notbetrieb über längere Zeit .....	43
<b>4 Thermische Modellierung von Leistungstransformatoren</b> .....	<b>44</b>
4.1 Übersicht der Möglichkeiten der Modellierung .....	44
4.2 IEC60076-7 Differentialgleichungsmodell .....	45
4.2.1 Deckelöltemperaturmodell .....	47

4.2.2	Heißpunktmodell .....	48
4.2.3	Parametrierung der Modelle .....	49
4.2.4	Parametrierung mittels Regressionsanalyse .....	54
4.3	Thermoelektrische Analogiemodelle .....	54
4.3.1	Parameterbestimmung für thermoelektrische Analogiemodelle - Allgemeines .....	66
4.3.2	Parameterbestimmung für Deckelöltemperaturmodell .....	68
4.3.3	Parameterbestimmung für Heißpunkttemperaturmodell .....	69
4.3.4	Vorgangsweise zur Bestimmung der Modellparameter aus gemessenen Zeitreihen.....	70
4.3.5	Rechnerische Bestimmung der Ölzeitkonstante .....	71
4.4	Modellierung mittels Neuronaler Netze .....	72
4.5	Bewertungskriterien für thermische Modelle .....	74
4.5.1	Zeitreihendarstellung / Visuelle Kontrolle .....	74
4.5.2	Sensitivitätsanalyse .....	75
4.5.3	Fehlermaße bestimmen .....	75
4.5.4	Angabe eines Toleranzbereichs .....	76
<b>5</b>	<b>Ergebnisse .....</b>	<b>78</b>
5.1	Allgemeines.....	78
5.2	Mögliche zusätzliche Einflussfaktoren.....	81
5.3	Anwendungsbeispiel der Modellierungsergebnisse.....	83
<b>6</b>	<b>Schlussfolgerung .....</b>	<b>84</b>
	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>85</b>
	<b>Anhang A – Gesamtüberblick thermische Modellierung .....</b>	<b>91</b>

## Danksagung

An dieser Stelle möchte ich all jenen danken, die mich im Rahmen dieser Diplomarbeit aber vor allem auch während der gesamten Zeit meines Studiums an der TU Wien unterstützt, ermutigt und begleitet haben.

Ganz besonders möchte ich natürlich meinem Hauptbetreuer Herrn Univ.-Prof. Dr.-Ing. Wolfgang Gawlik danken, der meine Arbeit durch seine fachliche und persönliche Unterstützung begleitet hat und mir immer wieder bei wichtigen Richtungsentscheidungen geholfen hat. Das gute und konstruktive Verhältnis zu ihm hat es mir erst ermöglicht diese Arbeit in der geplanten Zeit abzuschließen.

Für das angenehme, kollegiale und unterstützende Arbeitsklima in unserer Projektgruppe danke ich Dipl.-Ing.(FH) Dr.techn. Hans-Peter Vetö, Michael Schrammel Bsc. und für die vielen sehr hilfreichen Gespräche, vor allem zu Ende meiner Arbeit hin, Dipl.-Ing. Irina Lupandina. Ebenso möchte ich, stellvertretend für die Maschinenfabrik Reinhausen, Dr. Karsten Viereck danken, ohne dessen Initiative dieses Projekt nicht zustande gekommen wäre.

Mein großer persönlicher Dank gilt natürlich meiner Familie, meinen Eltern Gerhard und Hermi, sowie meiner Schwester Astrid und all meinen FreundInnen die in dieser Zeit eine wichtige Stütze für mich waren und ohne deren Rückhalt dieses Studium so nicht möglich gewesen wäre. Ihr habt mich als eine beständige Konstante durch diesen interessanten, aber in großen Teilen sehr fordernden, Lebensabschnitt begleitet und hattet immer ein offenes Ohr für mich wenn es darauf angekommen ist.

Ebenfalls danken möchte ich meinem engen Freund und Studienkollegen Christian, der mich in den letzten Jahren bei Prüfungsvorbereitungen immer wieder durch sein breites fachliches Wissen unterstützt hat, sowie meiner Studienkollegin Esther, für die vielen gemeinsamen Stunden an der Bibliothek und die amüsanten und motivierenden Kaffeepausen während des Entstehens dieser Arbeit.

## Kurzfassung

Die thermische Modellierung des Wicklungsheißpunktes ist eine grundlegende Anforderung für die Anwendbarkeit einer Vielzahl erfolgversprechender Konzepte um die wirtschaftliche Ausnutzung und Betriebssicherheit von Leistungstransformatoren zu erhöhen. Beispiele für derartige Konzepte sind unter anderem Realtime Thermal Rating (RTR), dynamisches Verfügbarkeitsmanagement bzw. auch eine HI-Bewertung (Health Index) und darauf aufbauend zustandsbasierte Wartung.

Im Zuge des Gesamtprojekts „Dynamisches Verfügbarkeitsmanagement“ wurde daher der aktuelle Stand der Entwicklung zur thermischen Modellierung von ölgekühlten Leistungstransformatoren recherchiert und deren praxistaugliche Eignung zur Anwendung für die genannten Szenarien evaluiert, indem die Modelle mittels MATLAB® umgesetzt wurden.

Dabei wurden einerseits die aus den aktuellen Versionen der Normen IEEE C57-91:2011 und IEC 60076-7:2008 bekannten Modelle betrachtet, sowie als zweite große Gruppe Differentialgleichungsmodelle, die an Hand von thermoelektrischen Analogiemodellen hergeleitet werden. In beiden Bereichen hat es in den letzten 20 Jahren unzählige Vorschläge für Weiterentwicklungen der Grundmodelle und Berücksichtigung zusätzlicher Einflussgrößen, wie nichtlineare thermische Übergangswiderstände, Sonneneinstrahlung, Windgeschwindigkeit, asymmetrische Belastung, harmonische Frequenzen und Feuchtigkeit in Öl bzw. in der Wicklungsisolation gegeben. Als dritte Gruppe wurden Verfahren betrachtet, die auf Methoden der künstlichen Intelligenz beruhen, wobei zwischen unterstützenden Methoden zur Modellfehlerprognose und völlig eigenständigen Methoden unterschieden werden muss. Für eine Bewertung der Modelle wurden verschiedene Fehlermaße definiert und deren Eignung anhand der Modelle überprüft.

Auf Basis zuverlässiger Modellergebnisse wird dadurch eine optimale Auslastung der Infrastruktur möglich, bzw. eine kurz- oder langfristige beabsichtigte Überlastung, um eine zusätzliche Reserve im Fehlerfall zu erreichen und so Ausfallsdauer und Ausfallsenergie zu reduzieren, ohne die - kostenintensive und zeitaufwändig zu ersetzende - Infrastruktur einem unannehmbaren Risiko auszusetzen.

Schlüsselwörter: Ölgekühlte Leistungstransformator, Thermische Modellierung, Heißpunkttemperatur, Deckelöltemperatur, Transformatorwicklungen, Lebensdauerverbrauch, Polymerisationsgrad, Überlastbarkeit von Transformatoren, Kühlung von Transformatoren, Laststufenschalter, Dynamisches Verfügbarkeitsmanagement, Thermoelektrische Analogie, Neuronale Netze

## Abstract

Thermal modelling of the winding-hotspot is a necessary prerequisite for using numerous promising concepts which help to ensure the most economic utilization and the highest reliability of power transformers. Examples are Realtime Thermal Rating (RTR), dynamic availability management as well as HI-Rating (Health Index), and based on this condition triggered maintenance.

The state of the art of thermal modelling of oil immersed power transformers was researched as part of the project „dynamic availability management“, and evaluated in respect of the practicability for application in the above scenarios, by implementing the selected models in MATLAB®.

For this reason, and representing the first group of thermal models, the ones proposed in the latest release of the standards IEEE C57-91:2011 and IEC 60076-7:2008 have been evaluated. The second group are differential equations, derived from thermoelectric analogy models. In both groups, there has been a huge number of proposed improvements of the basic models by considering additional influences, like nonlinear thermal resistance, solar radiation, wind speed, unbalanced loading conditions, harmonic distortion and moisture in the paper-oil-isolation-system.

The third group describes methods that are based on artificial intelligence. Their application is divided into two scenarios. On the one hand they can be used to support the IEC 60076-7 and thermoelectric analogy model to implement an additional error prediction model and improve the obtained results. On the other hand, they can be used as stand-alone model for temperature prediction. To compare the mentioned models, different error metrics are defined and tested with the implemented models.

The results of these model calculations allow for a more optimal utilization of the existing infrastructure. Furthermore, by incorporating the thermal models for precisely planned short- and long-term overloading, an additional fault tolerance can be achieved without putting the valuable and time-consuming to replace infrastructure under unacceptable risk. This way, outage time and costs can be reduced.

Keywords: Oil immersed power transformers, Thermal modelling, Hotspot temperature, Top oil temperature, Transformer windings, Loss of Life, Degree of polymerization, Transformer overload capability, Transformer cooling, On-load tap-changers, Dynamic availability management, Thermoelectric analogy model, Neuronal networks

# Begriffsdefinitionen

Einige wichtige, in diesem Dokument verwendete, Begriffe sind hier definiert.

## **Verteiltransformator**

*„Leistungstransformator mit einer maximalen Bemessungsleistung von 2 500 kVA dreiphasig oder 833 kVA einphasig“ [1, S. 7]*

## **Transformator mittlerer Leistung**

*„Leistungstransformator mit einer maximalen Bemessungsleistung von 100 MVA dreiphasig oder 33,3 MVA einphasig“ [1, S. 7]*

## **Transformator hoher Leistung**

Leistungstransformator mit einer Bemessungsleistung über 100 MVA dreiphasig oder 33,3 MVA einphasig [1, S. 7]

## **Kurzzeitiger Notbetrieb**

*„ungewöhnlich starke Belastung bei einem Übergangsvorgang (weniger als 30 min) aufgrund eines oder mehrerer außergewöhnlicher Ereignisse, die die normale Systembelastung stark stören“ [1, S. 8]*

## **Heißpunkt**

*„falls es nicht besonders festgelegt ist, bedeutet „Heißpunkt“ die heißeste Stelle in der Wicklung“ [1, S. 8]*

## **Relativer Lebensdauerverbrauch**

*„Erhöhung oder Verringerung des Lebensdauerverbrauches der Transformatorisolierung bei einer bestimmten Heißpunkttemperatur, verglichen mit dem Lebensdauerverbrauch bei Referenz-Heißpunkttemperatur“ [1, S. 8]*

## **Lebensdauer der Transformatorisolierung**

*„Gesamtzeit zwischen dem Anfangszustand, wenn die Isolierung neu ist, und dem Endzustand, wenn nach thermischer Alterung, Spannungsbeanspruchung, Kurzschlussbeanspruchung oder Bewegung, die beim Normalbetrieb auftreten können, die Gefahr eines elektrischen Versagens hoch ist.“ [1, S. 8]*

## **prozentualer Lebensdauerverbrauch**

*„äquivalente Alterung in Stunden über einem Zeitabschnitt (gewöhnlich 24 h) multipliziert mit 100, geteilt durch die erwartete Lebensdauer der Transformatorisolierung. Die äquivalente Alterung in Stunden wird erhalten, indem der relative Lebensdauerverbrauch mit der Stundenzahl multipliziert wird.“ [1, S. 8]*

### **nicht gerichteter Ölfluss OF**

*„gibt an, dass das von den Wärmetauschern oder Kühlern abgepumpte Öl frei innerhalb des Kessels fließt und nicht gezwungen wird, durch die Wicklungen zu fließen (das Öl kann innerhalb der Wicklungen entweder axial in senkrechten Kühlkanälen oder zickzackförmig in waagerechten Kühlkanälen fließen)“ [1, S. 8]*

### **nicht gerichteter Ölfluss ON**

*„gibt an, dass das von den Wärmetauschern oder Kühlern zuströmende Öl frei innerhalb des Kessels fließt und nicht gezwungen wird, durch die Wicklungen zu fließen (das Öl kann innerhalb der Wicklungen entweder axial in senkrechten Kühlkanälen oder zickzackförmig in waagerechten Kühlkanälen fließen)“ [1, S. 9]*

### **gerichteter Ölfluss OD**

*„gibt an, dass der größte Teil des von den Wärmetauschern oder Kühlern abgepumpten Öls gezwungen wird, durch die Wicklungen zu fließen (das Öl kann innerhalb der Wicklungen entweder axial in senkrechten Kühlkanälen oder zickzackförmig in waagerechten Kühlkanälen fließen)“ [1, S. 9]*

### **Auslegungs-Umgebungstemperatur**

*„Umgebungstemperatur, für die die zulässige mittlere Wicklungstemperatur, die Temperatur der obersten Ölschicht und die Heißpunkttemperatur über der Umgebungstemperatur definiert sind“ [1, S. 9]*

### **Primärseite des Transformators**

Jene Wicklung des Transformators an der die Einspeisung der Energie erfolgt

## **Abkürzungen**

AF..... Air Forced

ANN ..... Artificial Neural Network

AN ..... Air Natural

CFD ..... Computational Fluid Dynamics

DGA..... Dissolved Gas Analysis

DP ..... Degree of Polymerization

DLR..... Dynamic Line Rating

GIC ..... Geomagnetic Induced Currents

HRT ..... Heat Run Test

IEC..... International Electrotechnical Commission

IED ..... Intelligent Electronic Device  
OD..... Oil Directed  
OF ..... Oil Forced  
ON..... Oil Natural  
RMS ..... Root Mean Square  
RTR..... Realtime Thermal Rating  
SVM ..... Support Vector Machine  
THNM ..... Thermohydraulic Network Model  
VIF..... Varianzinflationsfaktor

# 1

# Einleitung

Der fortschreitende Ausbau erneuerbarer, volatiler Energiequellen wie Windkraft und Photovoltaik ist mit steigenden Anforderungen an die Netzinfrastruktur verbunden. Weniger planbare Einspeisungen stellen eine Herausforderung für den Netzbetrieb dar und erfordern ein steigendes Maß an Flexibilität, vor allem solange keine rentable und effiziente Speicherung erneuerbarer Energien möglich ist.

Zusätzlich ist in den kommenden Jahren mit einer weiter steigenden Gesamtbelastung der Netze durch den zunehmenden Ausbau der Ladeinfrastruktur für elektrische Mobilität - und damit deren Verbreitung in eine größere Nutzergruppe - zu rechnen. Großflächig einsetzbare und kompatible Konzepte zur Steuerung dieser Verbraucher sind derzeit noch nicht absehbar.

Die zuverlässige Versorgung mit elektrischer Energie stellt in unserer derzeitigen, großteils digitalisierten Versorgungsinfrastruktur die Basis für beinahe alle weiteren Dienstleistungen dar.

In den letzten 20 Jahren hat sich diese Abhängigkeit durch die Optimierung und Vereinfachung von Prozessen, den Einsatz von vernetzter IT in allen Bereichen und damit oft einem Einsatz von cloudbasierten oder generell Netzwerk-Lösungen noch verstärkt.

Ausfälle der EDV bzw. der Kommunikationsstruktur durch Versagen der elektrischen Energieversorgung führen daher zu hohen Stillstandkosten und enormen wirtschaftlichen Schäden, da ein Großteil der zu erledigenden Aufgaben davon abhängig geworden ist. Dies wiederum stellt eine treibende Kraft hinter dem Einsatz eines dynamischen Verfügbarkeitsmanagements dar um das derzeitige - in Mitteleuropa sehr hohe - Niveau der Versorgungssicherheit aufrecht erhalten zu können.

## **Dynamisches Verfügbarkeitsmanagement – Kontext der Arbeit**

Projekte im Energieversorgungsbereich benötigen lange Vorlaufzeiten und sind zeit- und geldintensiv. Eine optimale Auslastung vorhandener Betriebsmittel, eine zuverlässige Überwachung und Konzepte für zustandsbasierte Wartung sind wichtige Voraussetzungen um fundierte Entscheidungen über die Priorisierung anstehender Investitionen zu treffen um so die begrenzten Ressourcen dort zu investieren, wo der größte Effekt für die Netzstabilität und Ausfallssicherheit erreicht werden kann.

In begrenztem Ausmaß können durch verbesserte Ausnutzung vorhandener Betriebsmittel auch geplante Verstärkungen der Netzinfrastruktur verzögert oder gänzlich obsolet gemacht werden.

Diese Arbeit ist im Rahmen des Projektes „Dynamisches Verfügbarkeitsmanagement“ am Institut für Energiesysteme und elektrische Antriebe (ESEA) der Technischen Universität Wien entstanden. Projektziel ist es, die Auslastung von Betriebsmitteln der elektrischen Energieversorgungsinfrastruktur zu optimieren, indem Komponenten entsprechend ihres realen Zustandes, und nicht entsprechend der nominellen Leistungsgrenzen, beansprucht werden. Das Hauptaugenmerk der Betrachtungen liegt auf der Übertragungsnetzebene.

Methoden diese Art werden in der Literatur als Realtime Thermal Rating (RTR) oder Dynamic Line Rating (DLR) bezeichnet. Freileitungen bieten im Verhältnis gegenüber Transformatoren oder Energiekabeln das größte Potential für die Anwendung von RTR. [2, S. 754]

Einfluss auf die maximal zulässige Auslastung einzelner Betriebsmittel (Freileitungen, Kabel, Transformatoren) hat in erster Linie die Umgebungstemperatur, sowie Wind und direkte Sonneneinstrahlung.

Es wird - auch in diese Arbeit - grundsätzlich zwischen zwei Bereichen unterschieden. Einerseits dem sogenannten RTR, im Sinne der maximal zulässigen Dauerbelastung, die einem Betriebsmittel in den aktuellen Umgebungsbedingungen zugemutet werden kann, ohne jedoch die Betriebsmitteltemperatur über Nennwerte zu erhöhen. Andererseits die Nutzung thermischer Wärmespeichervermögen der Komponenten für kurzfristige Überlastungen im Sinne von Notfallmaßnahmen. Hier wird eine Erwärmung über den Nennbereich und damit eine beschleunigte Alterung in Kauf genommen, da es sich um zeitlich begrenzte Vorgänge handelt. In diesem Szenario gilt es den idealen Trade-off zwischen dem Risiko durch die Überlastung des Betriebsmittels und dem Nutzen durch die Vermeidung von Restriktion für die Netzteilnehmer zu finden.

Ein wichtiger Bestandteil für die Implementierung derartiger Mechanismen ist eine exakte Kenntnis aller Zustandsvariablen der Systemkomponenten in Echtzeit. Dies wird, wenn möglich durch Nutzung vorhandener Online-Monitoring-Lösungen oder durch den Einbau zusätzlicher Sensoren erreicht. Für allgemeine Daten wie Umgebungstemperatur bzw. Windgeschwindigkeiten können teilweise auch meteorologische Daten anderer Dienste herangezogen werden.

Des Weiteren müssen aber auch Modelle erstellt werden um Prognosen für die Auswirkungen von Überlastungen erstellen zu können bzw. um fehlende Messdaten zu ersetzen.

Ziel ist es, auf Grund exakter Kenntnis aller aktuellen Systemparameter die vorhandenen Betriebsmittel entsprechend ihrer physikalischen Grenzen optimal auslasten zu können, ohne dabei unkalkulierbare Risiken einzugehen.

Diese Arbeit beschäftigt sich mit der Thematik der thermischen Modellierung von Leistungstransformatoren (Transformatoren mittlerer bis hoher Leistung). Es werden verschiedene Ansätze die dem aktuellen Stand der Forschung entsprechen, vorgestellt und deren Einsatzbereiche evaluiert. Diese sind vor allem durch die geforderte Genauigkeit bzw. die Beschränktheit der Daten über die zu modellierende Komponente definiert.

Der Aufbau der Arbeit gliedert sich in einen allgemeinen Teil (Kapitel 2), in dem die theoretischen Grundlagen zur Konstruktion von Leistungstransformatoren, inklusive Alterungsprozesse der verwendeten Isolierstoffe, sowie die thermischen Rahmenbedingungen, zusammengefasst werden, bevor auf die unterschiedlichen Kühlungsarten und die Konstruktion des Kühlsystems eingegangen wird. Kapitel 3 beschreibt darauf aufbauend die konstruktiven und thermischen Grenzen für kurzfristigen Notbetrieb bzw. Notbetrieb über längere Zeit. Der zentrale Inhalt, die betrachteten Methoden zur thermischen Modellierung, inklusive möglicher Erweiterungen, werden in Kapitel 4 genau beschrieben und es werden auch jeweils Methoden zur Parameterabschätzung präsentiert. Eine abschließende Betrachtung der Ergebnisse aus der Evaluierung der Modelle erfolgt in Kapitel 5.

# 2

# Aufbau von Leistungs- transformatoren

In diesem Kapitel sind einige Teilaspekte der Funktionsweise und Konstruktion von Leistungstransformatoren herausgegriffen, die für die thermische Modellierung eine besondere Bedeutung haben und für das Verständnis der Arbeit hilfreich sind. Das Hauptaugenmerk liegt hier dem Thema entsprechend auf den thermischen Zusammenhängen, also Verlustmechanismen und Kühlung.

## 2.1 Magnetischer Kreis

Als Bauform von Transformatoren sind grundsätzlich, wie in Abbildung 1 dargestellt, Mantel- und Kerntyp möglich. Für Leistungstransformatoren hat sich, unter anderem auf Grund des komplizierteren Kernaufbaus des Manteltyps, der Kerntransformator durchgesetzt, weshalb Manteltransformatoren in dieser Arbeit nicht berücksichtigt werden.

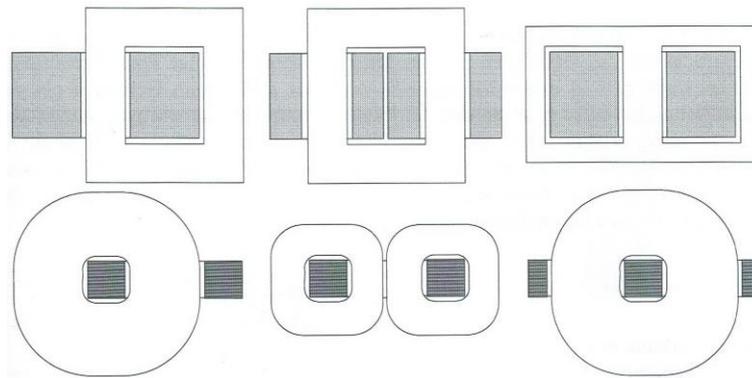


Abbildung 1: Aufbau von Wechselstromtransformatoren. Grundaufbau (Links), Kerntransformator (Mitte), Manteltransformator (Rechts) [3]

Abhängig von den geforderten Spezifikationen werden die Eisenblechpakete, die der Flussführung im Dreiphasen-Kerntransformator dienen, nur mittels der drei wicklungstragenden Schenkel ausgeführt oder es sind zwei zusätzliche Schenkel links und rechts vorgesehen (Fünfschenkel-Ausführung). Diese beiden Varianten sind in Abbildung 2 dargestellt. Die fünfschenkelige Ausführung kann vor allem bei hohen Leistungen vorteilhaft sein, da ein Teil des Flusses über die Rückschlusschenkel geführt wird und so der Jochquerschnitt um ca. 40% kleiner ausfallen kann. Das, die Transportierbarkeit von Großtransformatoren begrenzende, Bahnprofil kann dadurch besser ausgenutzt werden. [4, S. 15-17] Unter dem Aspekt der thermischen Modellierung ist vor allem die durch den geänderten Querschnitt veränderte Eisenmasse, und in Folge dessen die Änderung der thermischen Zeitkonstanten, von Bedeutung.

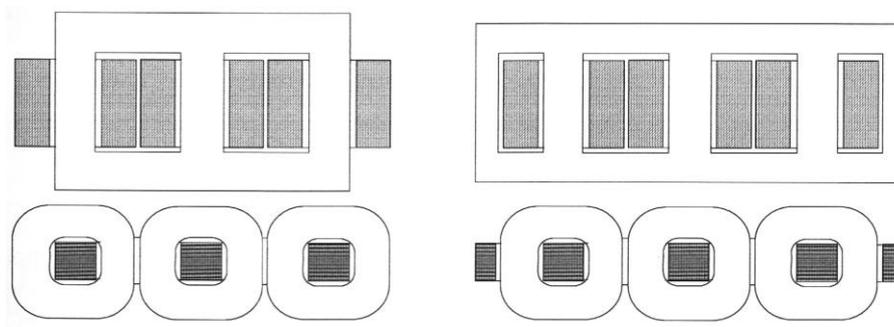


Abbildung 2: Drehstromtransformator mit Drei- und Fünfschenkelkern [3]

## 2.2 Wicklungsaufbau

Durch den Wicklungsaufbau bzw. die Auslegung der Kühlkanäle zwischen den Wicklungen wird maßgeblich der Wärmeübergang der, vorrangig durch Stromwärmeverluste erzeugten, Wärme von den Kupferwicklungen auf das Kühlmedium (Isolieröl) beeinflusst. Der resultierende thermische Übergangswiderstand charakterisiert dadurch die Übertemperatur des Hotspots über der Öltemperatur. [4, S. 20-23]

Zu unterscheiden sind zwei grundsätzliche Hauptwicklungsarten: Zylinderwicklungen und die seltener angewendete Scheibenwicklung (Abbildung 3). Entsprechend dem Anforderungsprofil, der

Spannungshöhe, der Leistung und anderer Einflussfaktoren ergibt sich in der Detailkonstruktion eine Vielzahl an Ausführungsmöglichkeiten. [5, S. 104]

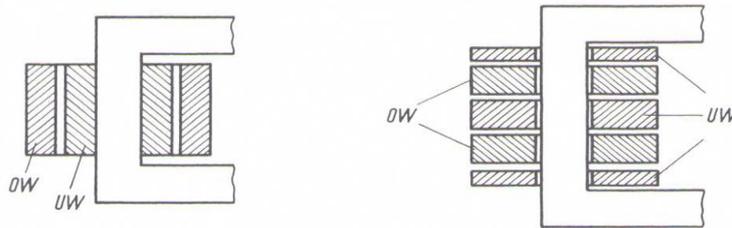
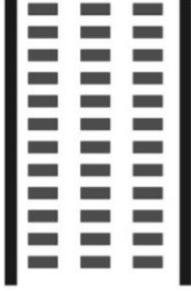
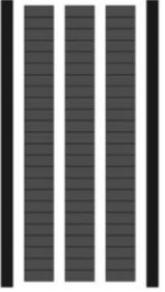
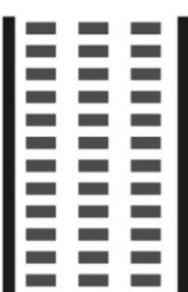


Abbildung 3: Zylinderwicklung (links) und Scheibenwicklung (rechts) [5, S. 104]

Auf Grund der Komplexität der Wicklungsgeometrie ist eine exakte Berechnung der Wärmeübergangszahl  $\alpha$  in der praktischen Anwendung, im Zuge der thermischen Modellierung, nicht möglich bzw. mit zu großem Aufwand verbunden. Es kann jedoch anhand von Messungen an Versuchswicklungen ähnlicher Bauart auf die Wärmeübergangszahl geschlossen werden. [6, S. 6-8] Es werden daher verschiedene empirisch ermittelte Koeffizienten verwendet, die im Allgemeinen nur von der Kühlungsart ONAN/ONAF/OD/OF abhängig sind. Die Wicklungsgeometrie wird zumeist nur insofern beachtet als dass z.B. bei bekanntermaßen sehr engen Kühlkanälen ein zusätzlicher Faktor berücksichtigt wird. [1, S. 28] Im Zuge der CIGRE-Working-Group A2.38 wurden 9 gebräuchliche Wicklungstypen gelistet die in Tabelle 1 beschrieben sind.

Tabelle 1: Möglichkeiten für Wicklungsaufbau

Wicklungsart	Axial	Axial und radial	Zick-Zack	Labyrinth
Zylinderwicklung	 <p>Abbildung 4: Zylinderwicklung, axial gekühlt [7, S. 40]</p>	 <p>Abbildung 5: Zylinderwicklung, axial und radial gekühlt [7, S. 40]</p>	 <p>Abbildung 6: Zylinderwicklung, Zick-Zack-Kühlung [7, S. 40]</p>  <p>Abbildung 7: Zylinderwicklung, Zick-Zack-Kühlung [7, S. 40]</p>	

<p><b>Scheibenwicklung</b></p>	 <p>Abbildung 8: Scheibenwicklung, axial gekühlt [7, S. 40]</p>	 <p>Abbildung 9: <i>Scheibenwicklung, axial und radial gekühlt [7, S. 40]</i></p>	 <p>Abbildung 10: Scheibenwicklung, Zick-Zack-Kühlung [7, S. 40]</p>	 <p>Abbildung 11: <i>Scheibenwicklung mit "Labyrinth"- Ölfluss [7, S. 40]</i></p>
<p><b>Doppelt- konzentrische Scheibenwicklung</b></p>			 <p>Abbildung 12: <i>Doppelt- konzentrische Scheibenwicklung, Zick-Zack-Kühlung [7, S. 40]</i></p>	

Um Streuflüsse klein zu halten sind Ober- und Unterspannungswicklung zumeist auf einem Schenkel angeordnet, wobei die Oberspannungswicklung aus isolationstechnischen Gründen meist über der Unterspannungswicklung liegt. Die Streuflüsse sind hierbei umso kleiner, je kleiner der Luftspalt zwischen den übereinanderliegenden Wicklungen ist. Dies widerspricht der Anforderung großer Kühlkanäle um den Wärmeübergang und -abtransport zu verbessern. Es muss daher bei der Wicklungsauslegung ein Optimum der teils gegenläufigen elektrischen und mechanischen Anforderungen gefunden werden. [8, S. 124]

### 2.3 Wärmeentwicklung und Verluste

Im deutschen Sprachgebrauch wird zwischen Eisenverlusten und Kupferverlusten unterschieden. Im englischen Sprachraum ist es üblicher von Leerlaufverlusten (no-load losses) sowie Belastungsverlusten (load losses) zu sprechen. Die Leerlaufverluste entsprechen hierbei nicht exakt den Eisenverlusten, da prinzipiell auch im Leerlauf ohmsche Verluste in den Wicklungen auftreten. Deren Anteil an den Leerlaufverlusten ist jedoch nur bei Transformatoren sehr kleiner Leistung (~20VA) nicht vernachlässigbar. Aus diesem Grund werden die Begriffe Leerlauf- und Eisenverluste im Weiteren synonym verwendet. [9, S. 9] [9, S. 11]

Leistungstransformatoren im Bereich von 100kW bis 100MW erreichen bei reiner Wirkbelastung Wirkungsgrade von 97,7% bis 99,5%. Die Kupferverluste  $P_{Cu}$  haben bei konstanten Werten für Spannung und Leistungsfaktor eine quadratische Abhängigkeit von der Leistung. Die Eisenverluste  $P_{Fe}$  hingegen sind proportional der angelegten Spannung  $U_1$ , und damit unabhängig von der Belastung ständig vorhanden. [5, S. 106]

### 2.3.1 Eisenverluste

Unter dem Begriff Eisenverluste  $P_{Fe}$  sind zwei Verlustmechanismen, die Hystereseverluste  $P_H$  und die Wirbelstromverluste im Eisenkern  $P_W$ , zusammengefasst, denen gemein ist, dass sie auch im Leerlauf auftreten und näherungsweise unabhängig vom Laststrom sind.

$$P_{Fe} = P_H + P_W \quad (2.1)$$

Da sie durch den Leerlaufversuch bestimmt werden können, werden die Eisenverluste auch Leerlaufverluste bezeichnet.

Die Höhe dieser Verluste wird bestimmt durch:

- Die primärseitige Spannung  $U_1$
- Den Magnetisierungsbedarf des Kerns und die spezifische magnetische Flussdichte im (Eisen-)Kernquerschnitt, d.h. die Induktion  $B$  in Tesla
- Die Frequenz des Wechselstroms bzw. des Wechselfelds
- Die magnetischen Eigenschaften des Kernblechs
- Die Verarbeitung der Bleche und deren Anordnung im Kern

[10, S. 10]

#### 2.3.1.1 Ummagnetisierungsverluste bzw. Hystereseverluste

Wird an eine um einen Eisenkern gewickelte Spule eine Wechselspannung angelegt, so wird sich ein Magnetisierungsstrom einstellen, welcher wiederum im Eisenkern ein magnetisches Wechselfeld mit derselben Frequenz erzeugt. Das magnetische Wechselfeld führt im ferromagnetischen Eisenkern zu einer periodischen Umpolung der Elementarmagnete. Die Permeabilität in ferromagnetischen Materialien ist nicht konstant sondern hängt vom Betrag der magnetischen Spannung  $H$  ab. [11, S. 141-146] Hierdurch entsteht die spezifische Form der Hysteresekurve in Abbildung 13.

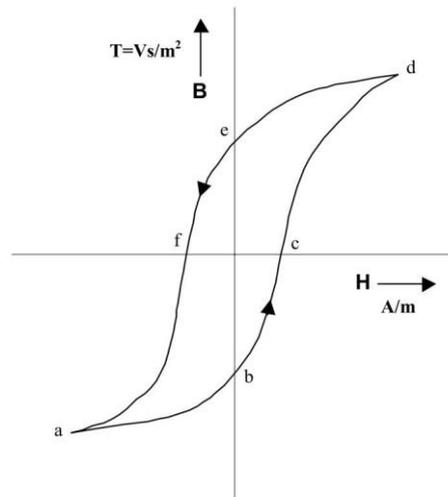


Abbildung 13: Hysteresekurve [11, S. 142]

Für das Umpolen der Elementarmagnete muss laufend Energie zugeführt werden. Diese wird im Zuge des Umpolungsvorganges – die Elementarmagnete werden gegen innere Reibungskräfte im Eisen umorientiert - in Wärme umgewandelt und führt so zu einer Erwärmung des Kerns. [11, S. 141-146]

Die volumenspezifischen Verluste im Eisenkern, die pro vollständigem Umpolungsvorgang (Abbildung 13: Kurve a-b-c-d-e-f-a) entstehen, entsprechen der Fläche innerhalb der Hysteresekurve. Demzufolge haben Materialien mit einer schmalen Hysteresekurve (gleichbedeutend mit geringer Koerzitivfeldstärke) auch geringere Hystereseverluste. [11, S. 141-146]

Die Hystereseverluste steigen proportional mit der Frequenz, da entsprechend der Frequenz der Spulenspannung von z.B. 50 Hz auch die Hysteresekurve 50 mal pro Sekunde durchlaufen wird. Die magnetische Flussdichte  $B$  im Eisenkern steigt proportional zur angelegten Spannung  $U_1$ . Die Energie die für eine vollständige Drehung der Elementarmagnete nötig ist, steigt näherungsweise proportional mit dem Quadrat der magnetischen Flussdichte  $B$ . Daher steigen auch die Hystereseverluste quadratisch mit der angelegten Spannung. [8, S. 115-122]

$$P_H \sim U_1^2 \cdot f \quad (2.2)$$

In Abbildung 13 ist auch zu erkennen, dass die Steigung der Kurve mit steigender magnetischer Spannung  $H$  abnimmt, wobei sie schlussendlich den Wert  $\mu_0$  (Permeabilität des leeren Raumes) erreicht. Man spricht hierbei von magnetischer Sättigung. Es ist auch durch weitere Steigerung der magnetischen Spannung keine Erhöhung des magnetischen Flusses mehr erreichbar, da bereits alle Elementarmagnete im Eisenkern ausgerichtet sind. [11, S. 141-146]

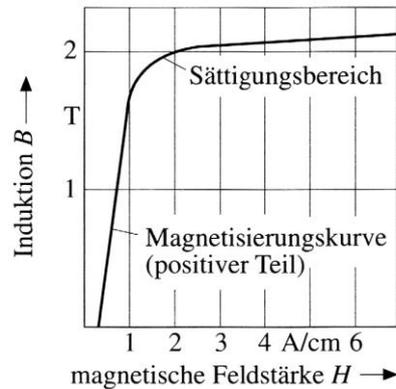


Abbildung 14: Magnetisierungskurve eines Elektroblechs [10, S. 11]

In Abbildung 14 ist ein Ausschnitt der Hysteresekurve eines Elektroblechs, wie es in der Praxis für Transformatoren verwendet wird, zu sehen. Im Bereich bis knapp unterhalb einer magnetischen Flussdichte von ca. 2 Tesla ist die magnetische Feldstärke  $H$  für die Magnetisierung des Blechs sehr gering. Kommt es im Betrieb eines Transformators durch eine Erhöhung der Induktion, zum Beispiel durch Anheben der primärseitigen Betriebsspannung, zum Erreichen des sogenannten Sättigungsbereichs, so bewirkt dies eine überproportionale Erhöhung des Strombedarfs für die Magnetisierung. Dies muss daher durch entsprechende Auslegung jedenfalls vermieden werden. [10, S. 10-12]

Der Vollständigkeit halber sei an dieser Stelle noch erwähnt, dass die tatsächlichen Leerlaufverluste im Allgemeinen höher sein werden als die rechnerischen. Dies liegt an erzwungenen Umlenkungen der Flussrichtung, Stoßstellen der Bleche, mechanische Spannungen, Schneidegrate und Stanzlöcher. Diese Einflüsse verschlechtern die Grundeigenschaften und führen zu lokalen Flussdichteerhöhungen. [10, S. 10-12]

### 2.3.1.2 Wirbelstromverluste

Sind metallische Körper magnetischen Wechselfeldern ausgesetzt so entstehen elektrische Ströme, die den sich ändernden magnetischen Fluss umfassen.

Bildet man einen Querschnitt des Eisenkerns, so kann man sich eine Leiterschleife in die Querschnittsfläche gelegt vorstellen. Diese umfasst – zumindest einen Teil – des wechselnden, magnetischen Flusses. Gemäß dem Induktionsgesetz induziert dieser in der gedachten Schleife eine elektrische Spannung und treibt einen elektrischen Kreisstrom. Da die Schleife ohmschen Widerstand hat entstehen hier Stromwärmeverluste.

Ströme dieser Art fließen in konzentrischen Kreisen über die gesamte Querschnittsfläche des Eisenkerns. Da sie den magnetischen Fluss umkreisen, werden sie Wirbelströme genannt, und die von ihnen herrührende Verlustleistung Wirbelstromverluste. Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 15 dargestellt. [8, S. 115-122]

Um Wirbelstromverluste klein zu halten muss die Ausbildung der Wirbelströme erschwert werden. Dies erfolgt indem der massive Eisenkern durch eine Stapelung von dünnen, gegeneinander isolierten Blechen ersetzt wird. Die Bleche sind parallel zu den magnetischen Flusslinien ausgerichtet und

unterbrechen so die Wirbelstrombahnen. Von einem theoretischen Standpunkt aus wäre eine Schichtung möglichst dünner Bleche ideal. Aus produktionstechnischen Gründen kann die Blechdicke nicht auf unter 0,25mm reduziert werden. Es fließen dabei in kleinen Bereichen noch immer Wirbelströme, jedoch sind die zugehörigen Verluste stark reduziert. Ein weiteres Mittel die Verluste zu reduzieren, ist dem Eisen Silizium zuzusetzen um den spezifischen ohmschen Widerstand zu erhöhen. Auch dies ist nur in begrenztem Ausmaß möglich da die Bleche ansonsten zu spröde werden und die Verarbeitung erschwert wird. [8, S. 115-122]

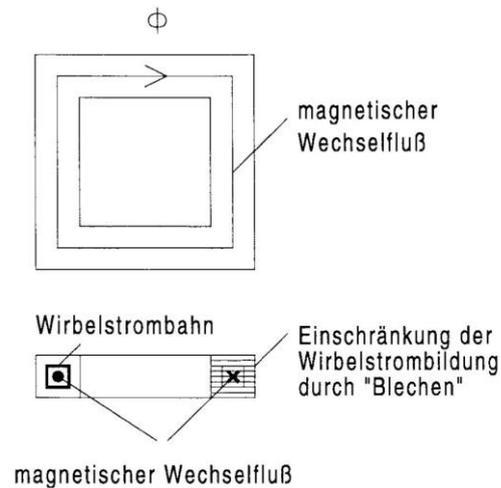


Abbildung 15: Wirbelstromverluste [8, S. 118]

Da die Stromwärmeverluste durch die Wirbelströme mit dem Quadrat des Stromes steigen, die Wirbelströme direkt proportional der induzierten Spannung sind und diese wiederum über das Induktionsgesetz proportional dem Fluss ist, steigen die Stromwärmeverluste mit dem Quadrat des magnetischen Flusses. Dieser ist wiederum proportional der Eingangsspannung, wodurch sich eine quadratische Abhängigkeit der Stromwärmeverluste von der Eingangsspannung ergibt.

Ebenso ist die induzierte Spannung in der „Wirbelstrom-Leiterschleife“ proportional der Frequenz des magnetischen Flusses und damit der Frequenz der Eingangsspannung. Da die Stromwärmeverluste proportional mit dem Quadrat des Wirbelstromes steigen, ergibt sich somit eine ebenfalls quadratische Abhängigkeit der Stromwärmeverluste von der Frequenz der Eingangsspannung. [8, S. 115-122]

$$P_W \sim U_1^2 \cdot f^2 \quad (2.3)$$

### 2.3.2 Kupferverluste (Stromwärmeverluste)

Die in den Wicklungen entstehenden Verluste setzen sich aus den ohmschen Verlusten und den Wirbelstromverlusten, die durch magnetische Streufelder in den Leitern erzeugt werden, zusammen. Mittels des spezifischen elektrischen Widerstandes des Leitermaterials können die ohmschen Verluste bestimmt werden. Als typischer Kaltleiter steigt der Widerstand mit steigender Temperatur an. Zusätzlich führt die Stromverdrängung durch den Skin-Effekt zu einer Widerstandszunahme. [10, S. 12-14]

In Leitern, die magnetischen Wechselfeldern ausgesetzt sind entstehen zusätzlich Wirbelstromverluste. (Abbildung 16) Deren weitere negative Auswirkung ist, dass die Stromdichte in den Leitern ungleichmäßig verteilt wird, was wiederum die Stromwärmeverluste erhöht.

Die magnetische Flussdichte der Streufelder variiert radial und sinkt mit größerer Distanz zum Kern. Daher entstehen in den näher beim Eisenkern liegenden Wicklungen größere Verluste und eine dementsprechend stärkere Erwärmung.

Durch eine, der radialen Ungleichmäßigkeit noch überlagerte, axial ungleichmäßigen Verteilung der magnetischen Streufelder über die Wicklung ergibt sich eine ebensolche Verteilung der Verluste über die gesamte Wicklung (Abbildung 17). [10, S. 12-14]

Um beide genannten Verlustmechanismen zu reduzieren, werden Wicklungsleiter aus einzelnen voneinander isolierten Einzelleitern aufgebaut. Dadurch können sich Wirbelströme nur in geringerem Ausmaß ausbilden und auch der Effekt der Stromverdrängung ist stark eingeschränkt. Zusätzlich wechseln die einzelnen Drähte in Laufrichtung in kurzen Abständen ihre Lage im Bündel (Verdrillung). [10, S. 12-14]

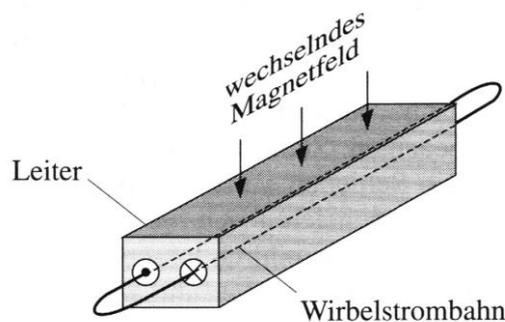


Abbildung 16: Wirbelstrom in Wicklungsleiter [10, S. 13]

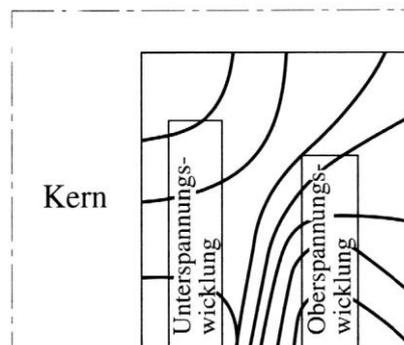


Abbildung 17: Streuflussverlauf [10, S. 13]

Die ohmschen Verluste Kupferverluste  $P_{Cu}$  nehmen entsprechend der beschriebenen Zusammenhänge mit dem Quadrat des Wicklungsstroms zu.

$$P_{Cu,ohmsch} \sim I_1^2 \quad (2.4)$$

Die Wirbelstromverluste steigen annähernd linear mit dem Wicklungsstrom

$$P_{Cu,Wirbel} \sim I_1 \quad (2.5)$$

Auf Grund ihrer starken Belastungsabhängigkeit sind die Kupferverluste auch der limitierende Faktor für die Auslastung des Transformators. Auf diese Zusammenhänge wird in Kapitel 2.5.1 noch näher eingegangen. [8, S. 123]

### 2.3.3 Zusätzliche Verluste in Gehäuseteilen

Auf Grund der endlichen magnetischen Leitfähigkeit des Eisenkerns wird der magnetische Fluss nicht ausschließlich im Kern geführt. Es bildet sich sogenannter Streufluss aus, der sich über metallische Gehäuseteile schließt. Dieser ist im Gegensatz zum mit beiden Wicklungen verketteten Hauptfluss dadurch charakterisiert, dass er jeweils mit nur einer Wicklung verkettet ist. [8, S. 124-130] Die Streuflüsse rufen in den Gehäuseteilen Wirbelströme hervor und führen so zu Stromwärmeverlusten. Diese Verluste können reduziert werden, indem z.B. Flussleitbleche im Inneren des Trafos (vor der Kesselwand) vorgesehen werden. Diese Bleche bestehen z.B. aus parallel geschichteten schmalen Streifen aus Magnetblech und führen den Fluss, so dass ein Eindringen in die Kesselwand verhindert wird. Auf Grund der geblechten Ausführung entstehen in den Blechen selbst nur vernachlässigbar geringe Wirbelstromverluste. [7, 12–15]

Im allgemeinen Sprachgebrauch werden die Kurzschlussverluste oft mit den Kupferverlusten synonym verwendet. Tatsächlich bestehen die bei einem Kurzschlussversuch gemessenen Verluste aus den Kupferverlusten plus den Zusatzverlusten. Dadurch werden die Zusatzverluste zwar oft nicht explizit angeführt, finden jedoch trotzdem implizit bei den Kupferverlusten Berücksichtigung. Die Zusatzverluste steigen proportional mit dem Wicklungsstrom  $I_1$ . [10, 15-16]

$$P_{Zusatz} \sim I_1 \quad (2.6)$$

### 2.3.4 Verlustverhältnis und Wirkungsgrad

Das Verhältnis von Eisen- zu Kupferverlusten wird über das Verlustverhältnis  $a$  ausgedrückt. [5, S. 106-108]

$$a = \frac{P_{FeN}}{P_{CuN}} \quad (2.7)$$

Der Kehrwert wird in der Literatur (IEC 60076-7) auch als „Verhältnis der Lastverluste bei Bemessungsstrom zu den Leerlaufverlusten“ bezeichnet und mit  $R$  abgekürzt. [1, S. 10]

$$R = \frac{1}{a} = \frac{P_{CuN}}{P_{FeN}} \quad (2.8)$$

Das Verlustverhältnis bestimmt auch die Lage und den Maximalwert der Wirkungsgradkurve des Transformators. [5, S. 106-108]

Ausgehend von der aufgenommenen Leistung  $P_1$

$$P_1 = U_1 \cdot I_1 \cdot \cos(\varphi_1) \quad (2.9)$$

sowie den Gesamtverlusten

$$P_V = P_{FeN} + P_{CuN} \cdot \left(\frac{P_1}{P_{1N}}\right)^2 \quad (2.10)$$

ergibt sich der Wirkungsgrad

$$\eta = 1 - \frac{P_V}{P_1} = 1 - \frac{a + \left(\frac{P_1}{P_{1N}}\right)^2}{P_1} P_{CuN} \quad (2.11)$$

Dieser Zusammenhang ist in Abbildung 18 aufgetragen.

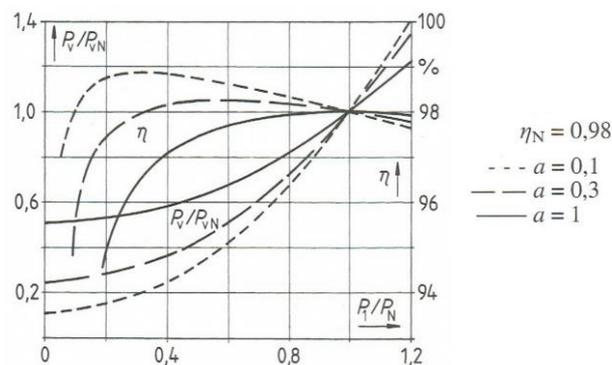


Abbildung 18: Relative Teillastverluste und Wirkungsgrad von Transformatoren [5, S. 107]

In Abbildung 18 erkennt man den Einfluss des Verlustverhältnisses. Mit steigendem Anteil der Eisenverluste, steigt auch das Verlustverhältnis  $a$  und der Wirkungsgrad  $\eta$  (aufgetragen auf der Sekundärachse) im Teillastbereich sinkt. Im Punkt des maximalen Wirkungsgrades sind die Kupferverluste und die Eisenverluste gleich groß. [5, S. 106-108]

## 2.4 Materialien und Alterungsprozesse

Natürgemäß unterliegen alle verwendeten Materialien in Transformatoren Alterungsprozessen, wobei bei Einhaltung aller Qualitätsstandards, die maximale Lebensdauer jedenfalls durch die Alterung der Isolierstoffe begrenzt ist. Im Gegensatz zum Austauschen/Trocknen des Isolieröls ist ein Erneuern der Wicklungsisolierung nicht wirtschaftlich möglich, wodurch eine Ausmusterung unumgänglich wird.

Durch thermische Beanspruchung verlieren feste Isolierstoffe sowie Isolierflüssigkeiten im Laufe der Zeit ihre ursprüngliche Qualität. Obwohl Wärme nicht das einzige Kriterium für das Nachlassen des Isoliervermögens ist, so ist sie trotzdem das weitaus bedeutendste, wobei Feuchtigkeit, Sauerstoffgehalt und andere gelöste chemische Substanzen den Alterungsprozess zusätzlich beschleunigen können.

Des Weiteren altern Isolierstoffe in Transformatoren übermäßig, wenn Teilentladungen auftreten. [10, S. 25-29]

Alterungseffekte spielen im Zuge dieser Arbeit insofern eine wichtige Rolle als mithilfe der thermischen Modelle und der gesamten Belastungshistorie eines Transformators auf seine Restlebensdauer geschlossen werden kann. Außerdem sind sie ein Maßstab für die Verwendbarkeit des Transformators im Zuge des dynamischen Verfügbarkeitsmanagements (Kapitel 3)

### 2.4.1 Isolieröl

Transformatoröl ist durch gelösten Luftsauerstoff, erhöhte Temperatur sowie der Anwesenheit von Katalysatoren einem Oxidationsvorgang unterworfen, der als Alterung bezeichnet wird. Eingesetzt werden hierbei neben den klassischen Mineralölen auch in zunehmenden Maße natürliche bzw. synthetische Ester.

Im Zuge des Alterungsprozesses entstehen dabei höhermolekulare Verbindungen, die nach Überschreitung ihrer Löslichkeitsgrenze als Schlamm ausfallen, wobei dieser Vorgang durch Verwendung spezieller Raffinationsverfahren vermindert werden kann. Zur Erhöhung der Alterungsbeständigkeit können ebenso Oxidationsinhibitoren oder Alterungsschutzstoffe verwendet werden, bzw. vermindert auch ein völliger hermetischer Abschluss des Transformator-Ölraums den Alterungsprozess.

Eine Bewertung des Alterungszustandes kann durch Messung der Neutralisationszahl bzw. des elektrischen Verlustfaktors erfolgen. (Kapitel 3) [10, S. 25-29]

### 2.4.2 Isolierpapier

Der Grundstoff für Isolierpapier, Zellulose, ist eine Polymerkette welche aus sich wiederholenden Glukoseringen besteht. Die durchschnittliche Anzahl an Glukose-Monomeren pro Kette wird als Grad der Polymerisation (DP – degree of polymerisation) bezeichnet. Der DP-Wert für neuwertiges Isolierpapier liegt üblicherweise bei ca. 1000. Im Laufe des Alterungsvorganges brechen die langen Ketten in kleinere Einheiten auf und der DP-Wert sinkt stetig. [12, S. 12-14]

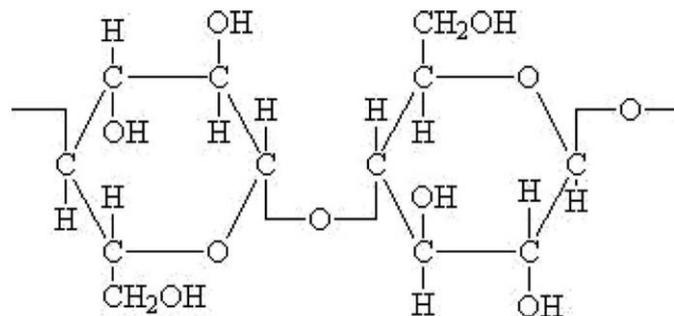


Abbildung 19: Zellulosekette [12, S. 13]

Als untere Grenze für den sicheren Betrieb existieren verschiedene Bewertungsansätze:

- 50 % verbleibende Zugfestigkeit der Isolierung (65 000h)
- 25 % verbleibende Zugfestigkeit der Isolierung (135 000h)
- verbleibender Polymerisationsgrad der Isolierung von 200 (150 000h)

- Auswertung von Ergebnissen bezüglich der Funktionslebensdauer von Verteilungstransformatoren (180 000h)

[1, S. 16]

Der am häufigsten verwendete Ansatz ist der DP-Grenzwert von 200. Unterhalb dieses Wertes hat das Papier seine mechanische Festigkeit verloren. Dies führt nicht direkt zu einem Ausfall des Transformators, jedoch besteht, vor allem unter dem Einfluss von Fehlerzuständen, eine hohe Wahrscheinlichkeit der mechanischen Zerstörung der Isolationsschicht. [12, S. 12-14] Bei sehr geringen DP-Werten erhöht sich dementsprechend auch die Wahrscheinlichkeit, dass Vibrationen und Erschütterungen, die im normalen Betrieb auftreten, zu einem Zerfall der Isolation führen. [13, S. 317]

Im Zuge der Alterung ändern sich auch die elektrischen Eigenschaften der Isolation. Die Durchbruchsspannung sinkt. Dazu ist jedoch zu sagen, dass eine geringere Durchbruchsspannung nicht automatisch einen Ausfall des Transformators einleitet. [13, S. 317]

Die Geschwindigkeit mit der die Alterung verläuft hängt von mehreren Faktoren ab:

- Isolieröltyp
- Typ des Isolationspapiers
- Temperatur
- Feuchtigkeitsgehalt
- Konzentration von Sauerstoff und Säuren im Öl

Der Alterungsvorgang selbst kann hierbei als Kombination dreier Hauptprozesse gesehen werden:

- Hydrolyse: Bricht die Polymerketten mit Hilfe von Wasser und Säuren auf.
- Oxidation: Sauerstoff im Isolieröl beschleunigt mittels verschiedensten Oxidationsprozessen, die gleichzeitig auftreten können, die Alterung der Isolation.
- Pyrolyse: Beschreibt die Zersetzung von organischen Materialien die über 140°C auftritt.

Es entstehen Reaktionsprodukte wie Kohlenstoffmonoxid (CO), Kohlenstoffdioxid (CO<sub>2</sub>), organische Säuren, Wasser sowie freie Glukose-Moleküle. Die Glukose-Moleküle können sich weiter, in sogenannte „Furane“ zersetzen. Während es nicht möglich ist, den DP Wert eines in Betrieb befindlichen Transformators direkt zu ermitteln, kann durch Messung der Furan-Wert im Isolieröl bestimmt werden und somit ein Rückschluss auf den Alterungszustand des Isolierpapiers gezogen werden. Für nicht-thermisch stabilisiertes Papier kann der DP-Wert aus der Konzentration der Komponente 2-Furfural ermittelt werden. (Abbildung 20) [12, S. 12-14]

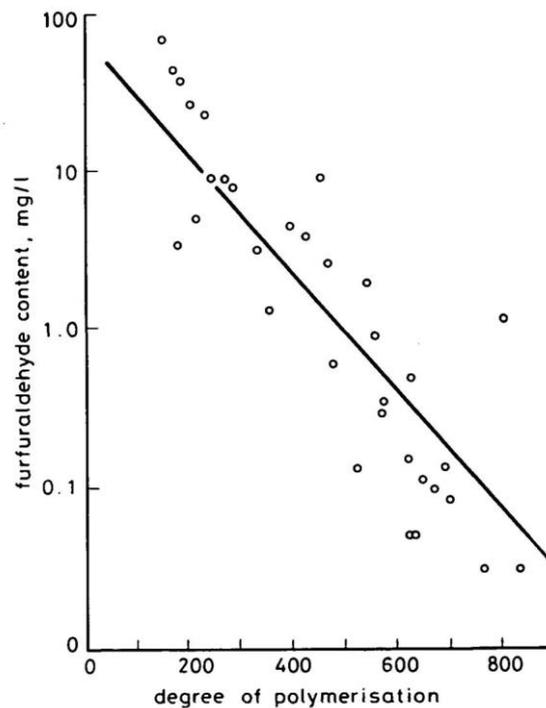


Abbildung 20: Furan über DP [13, S. 317]

### Thermisch stabilisiertes Isolierpapier

Als thermisch stabilisiert wird Isolierpapier auf Zellulosebasis bezeichnet, das chemisch verändert wurde, um die Zersetzungsgeschwindigkeit herabzusetzen. [1, S. 8] Ziel ist die Neutralisation der Säureproduktion durch Hydrolyse, welche bei erhöhten Temperaturen verstärkt eintritt. [1, S. 13-14]

Die Mindestanforderungen um ein Isolierpapier als thermisch stabilisiert zu bezeichnen sind als „Lebensdauerkriterien“ in ANSI/IEEE C57.100 definiert. „Erhalt der Zugfestigkeit von 50% nach 65 000 Stunden in einem geschlossenen Gefäß bei 110°C oder einer anderen Kombination von Zeit/Temperatur nach folgender Gleichung:“ [1, S. 8]

$$\text{Zeit(h)} = e^{\left(\frac{15000}{\theta_h+273} - 28,082\right)} \approx 65000 \cdot e^{\left(\frac{15000}{\theta_h+273} - \frac{15000}{110+273}\right)} \quad (2.12)$$

Prinzipiell existieren zwei Gruppen von Prozessen zur thermischen Stabilisierung. Einerseits Verfahren die auf teilweisem Entzug wasserbildender Mittel aufbauen, wie bei Zyanoethylierung. Hier wird die Zellulose chemisch modifiziert indem einige weniger stabile wasserbildende Hydroxylgruppen in der Zellulosekette durch stabilere Zyanoethylgruppen ersetzt werden. [14, S. 120-121] Andererseits Verfahren, die durch Unterbinden der Wasserbildung durch Einsatz von Stabilisierungsmittel (wie durch Aminzusatz, Dizyandizyamid) arbeiten. Hierbei werden mittels nukleophiler Addition dem Papier Stickstoffverbindungen zugesetzt. Diese unterdrücken den autokatalytischen Charakter der Reaktion indem die Produkte des Alterungsprozesses mit den Stabilisierungsmitteln reagieren und es dabei aufbrauchen. [14, S. 120-121] Als Konsequenz der hierbei derzeit hauptsächlich verwendeten Veredelungschemikalien kann der Grad der chemischen Veränderung auf Grund der enthaltenen Stickstoffmenge im behandelten Isolierpapier angegeben werden. (ca. 1-4%) [1, S. 8]

Mit den veränderten Alterungsbedingungen des Isolationspapiers in natürlichen Transformatorölen gegenüber synthetischen Isolierölen haben sich *Biçen et.al.* in ihrer Arbeit auseinandergesetzt. Auf Grund der höheren Feuchtigkeitskapazität von Ester soll eine signifikante Verlangsamung der Isolationsdegeneration erreichbar sein. [15]

#### 2.4.2.1 Alterungsberechnung (Lebensdauerverbrauch)

Für einen Zeitbereich konstanter Temperatur, Feuchtigkeit und Sauerstoffgehaltes kann mittels der Arrhenius-Gleichung die äquivalente Alterung unter Berücksichtigung der Umgebungstemperatur berechnet werden. Die Arrhenius-Gleichung beschreibt allgemein die Temperaturabhängigkeit bei chemischen oder physikalischen Prozessen bei denen eine Aktivierungsenergie überwunden werden muss. [16]

$$\frac{1}{DP_{ende}} - \frac{1}{DP_{start}} = A \cdot t \cdot e^{-\frac{E}{RT}} \quad (2.13)$$

$E$  ... Aktivierungsenergie  $\left[\frac{J}{mol}\right]$

$T$  ... Temperatur des Papiers [K]

$R$  ... Gaskonstante  $8,314 \left[\frac{J}{mol}\right]$

$DP_{start}$  ... DP – Wert zu Beginn der Durchrechnungszeit

$DP_{ende}$  ... DP – Wert zu Ende der Durchrechnungszeit

$t$  ... Durchrechnungszeitraum

In Abhängigkeit der Umgebungsbedingungen stellt sich entweder Hydrolyse oder Oxidation als dominanter Prozess ein. [12, S. 12-14]

In Abbildung 21 sind berechnete Alterungsverläufe und gemessene Punkte des Polymerisationsgrades von thermisch stabilisiertem und thermisch nicht stabilisiertem Papier, bei einer Temperatur von 150°C, aufgetragen. Deutlich zu erkennen ist der enorme Unterschied im Anfangsgradienten der beiden Kurven.

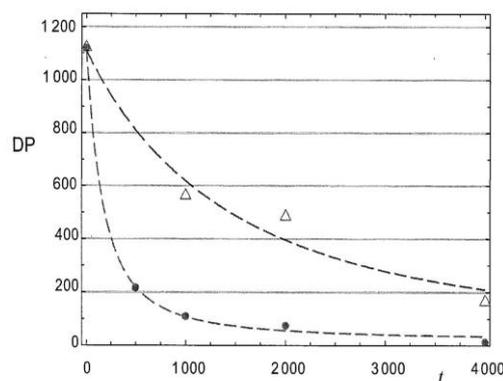


Abbildung 21: Thermisch stabilisiertes versus nicht stabilisiertes Isolierpapier in Mineralöl bei 150°C gealtert. [1, S. 14]

In nachfolgender Tabelle 2 ist der Einfluss der Umgebungsbedingungen (Feuchtigkeit und Sauerstoff) auf die Alterung zu erkennen. Bei Berücksichtigung realitätsnaher Bedingungen ergibt sich für thermisch stabilisiertes Papier eine deutlich längere Lebensdauer.

Tabelle 2: Lebensdauer von Papier unter verschiedenen Bedingungen [13, S. 318]

Papierart	Temperatur	Trocken und luftfrei	Mit Luft und 2% Feuchtigkeit
Zellstoff	80	118	5,7
	90	38	1,9
	98	15	0,8
Thermisch stabilisierter Zellstoff	80	72	76
	90	34	27
	98	18	12

Ein Problem bei der Einschätzung der Lebensdauer ist, dass in den Wicklungen große Temperaturgradienten vorhanden sind, so dass Isolationsteile unterschiedlich schnell altern. Für die Ermittlung der Alterung wird daher immer der heißeste Punkt in der Wicklung herangezogen da dieser dem stärksten Abbau unterworfen ist. [1, S. 15-16]

Für die rechnerische Ermittlung im Zuge der Modelle wird meist mit dem „relativen Lebensdauerverbrauch“ gearbeitet. Dieser multiplikative Faktor berücksichtigt die Beschleunigung oder Verlangsamung der Alterung durch die Umgebungstemperatur.

**Für nicht thermisch stabilisiertes Papier:**

$$V = 2^{\frac{\theta_h - 98}{6}} \quad (2.14)$$

$\theta_h$  ... Heißpunkttemperatur [°C]

Als Faktor geht in diese Gleichung die Referenztemperatur von 98°C für nicht thermisch stabilisiertes Papier ein.

**Für thermisch stabilisiertes Papier:**

$$V = e^{\left(\frac{B}{110+273} - \frac{B}{\theta_h+273}\right)} \quad (2.15)$$

$\theta_h$  ... Heißpunkttemperatur [°C]

$B$  ... Alterungszeitkonstante

[1, S. 15-16]

Für thermisch stabilisiertes Papier beträgt die Referenztemperatur 110°C. Der meist verwendete Wert von 15000 für die Alterungszeitkonstante  $B$  ergibt sich als Mittelwert aus dem empirisch ermittelten

Werten in mehreren Studien. Er wurde in IEEE C57.91-1995 erstmals empfohlen und in der IEC 60076-7-2011 ebenfalls übernommen. [17, S. 92]

Tabelle 3: Relativer Lebensdauerverbrauch abhängig von der Heißpunkttemperatur [1, S. 15-16]

	Isolierung aus nicht thermisch stabilisiertem Papier	Isolierung aus thermisch stabilisiertem Papier
Temperatur [°C]	V	V
80	0,125	0,036
86	0,25	0,073
92	0,5	0,145
98	1	0,282
104	2	0,536
110	4	1
116	8	1,83
122	16	3,29
128	32	5,8
134	64	10,1
140	128	17,2

Die Werte in Tabelle 3 ergeben sich aus Anwendung der beiden Formeln für thermisch stabilisiertes und thermisch nicht stabilisiertes Papier.

Mittels des relativen Lebensdauerverbrauchs, der bei einer bestimmten Temperatur auftritt, kann durch Integration der Temperatur-Zeitverläufe bzw. durch Aufsummierung der diskreten Verläufe der gesamte Lebensdauerverbrauch ermittelt werden.

$$L = \int_{t_1}^{t_2} V dt \quad (2.16)$$

$$L \approx \sum_{n=1}^N V_n \cdot t_n \quad (2.17)$$

$V_n$  ... relativer Lebensdauerverbrauch im Zeitabschnitt  $n$

$t_n$  ... der  $n$  - te Zeitabschnitt

$n$  ... die Nummer des jeweiligen Zeitabschnittes

$N$  ... Gesamtzahl der Zeitabschnitte in der betrachteten Periode

[1, S. 15-16]

In Abhängigkeit der verwendeten Lebensdauerdefinition ergibt sich somit eine geschätzte Gesamtlebensdauer des Isolierpapiers, auf Basis derer mittels des Lebensdauerverbrauchs eine nachvollziehbare Zustandsbewertung des Transformators vorgenommen werden kann.

#### 2.4.2.2 Überprüfung anhand realer Messergebnisse

Mehrere Gruppen haben sich bereits mit der Verifikation der Alterungsberechnung beschäftigt. Probleme sind hierbei einerseits die meist fehlenden Langzeitmessdaten der Belastungshistorie, so

dass die Jahresdauerlinie nur mittels Extrapolation aus aktuellen Messdaten geschätzt werden kann, da für die Alterungsberechnung die Hotspot-Temperatur ausschlaggebend ist, eine Messung dieser aber bei bereits länger in Betrieb befindlichen Transformatoren so gut wie nie vorhanden ist. Andererseits führt auch deren Modellierung zu weiteren Unsicherheiten. Die überproportionale Zunahme des Lebensdauer verbrauchs bei Übertemperatur verfälscht insofern die Ergebnisse, als dass wiederholte, über mehrere Tage andauernde Überlastperioden mit entsprechend hohen Ölbertemperaturen bereits einen signifikanten Einfluss auf den Lebensdauerverbrauch haben können. [18, S. 2077]

Feng et.al. kommen in ihrer Arbeit zu dem Ergebnis, dass die Methodologie der Berechnung der Alterung zwar stimmt, der Hotspot-Faktor in den Normen, und somit die effektive Hotspot-Temperatur jedoch zu gering angenommen werden. Dies führt zu einer Unterschätzung der Alterungseffekte. In der Studie wurden 35 ausgemusterte Transformatoren untersucht und ihre DP-Werte an verschiedenen Stellen ermittelt. Es wurde dabei - wie beschrieben - mit durchschnittlichen und extrapolierten Auslastungen der vergangenen Jahre gerechnet und mittels des IEC6076-7-Differentialgleichungsmodells die Hotspot-Temperatur, der Lebensdauerverbrauch und der resultierende DP-Wert ermittelt. Anschließend wurden unter Variation des Hotspot-Faktors mehrere Iterationsschritte durchgeführt bis gemessene und errechneter DP-Werte übereinstimmten. Die Autoren kamen so zu einem Medianwert von 2,95 für den Hotspot-Faktor, entgegen dem in der Norm vorgeschlagenen Wert von 1,3. Als ein Grund für die Modellabweichungen wird von Feng et.al. die vereinfachte Annahme der thermischen Verhältnisse im Transformator, wie in Abbildung 22 dargestellt, angesehen. Die vereinfachte Annahme eines konstanten Gradienten  $G_r$  zwischen Wicklungstemperatur und Öltemperatur über den gesamten vertikalen Wicklungsverlauf (durchgezogene Linie) ist dem annähernd realen Verlauf der Wicklungs- und Öltemperatur gegenübergestellt (strichliert) [18, S. 2084]

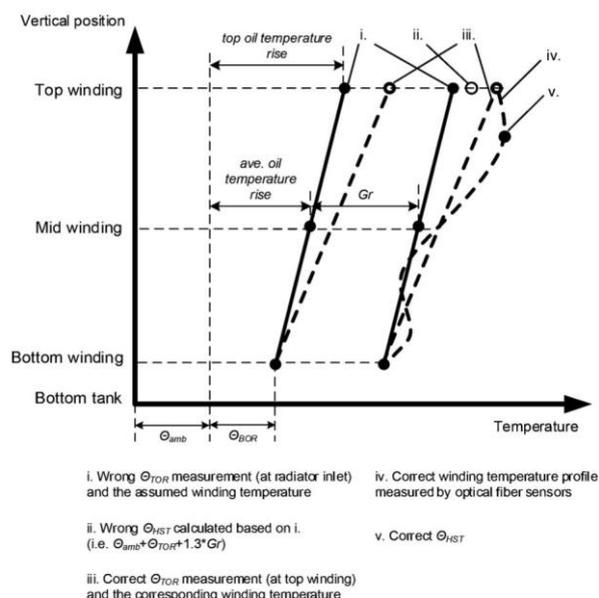


Abbildung 22: Korrigiertes Hotspot-Diagramm [18, S. 2082]

## 2.5 Ölgekühlte Transformatoren

Die Herausforderung bei der Erstellung eines zuverlässigen thermischen Modells liegt vor allem in der Abbildung der breiten Palette an Kühlmöglichkeiten mittels eines ausreichend parametrierbaren Modells mit zufriedenstellender Genauigkeit. Trockentransformatoren (Gießharztransformatoren) werden nicht betrachtet, da sie in der Energieübertragung nur eine untergeordnete Rolle spielen.

Die thermischen und thermohydraulischen Zusammenhänge, die allen nachfolgend erwähnten (physikalischen) Modellen zugrunde liegen, sind in diesem Kapitel zusammengefasst.

Die in den Komponenten des Transformators erzeugte Wärmeenergie wird mittels dreier Wärmetransportmechanismen an das Kühlmedium bzw. die Umgebung abgeführt:

Konduktion (Wärmeleitung): Beschreibt einen Vorgang, bei dem der Wärmestrom innerhalb des Werkstoffs transportiert wird. Eine quantitative Erfassung dieser Werkstoffeigenschaft ist über die Wärmeleitfähigkeit (Wärmeleitfähigkeit) (Wärmeleitfähigkeit) möglich.

$$\lambda \text{ in } \frac{W}{cm K} \text{ oder } \frac{W}{m K}$$

Konvektion (Wärmemitführung): Hier findet der Wärmeaustausch zwischen einem festen Körper und den ihn berührenden Medien (Öl, Luft, Gas, Wasser) statt. Charakterisiert wird dieser Vorgang durch die Wärmeübergangszahl.

$$\alpha \text{ in } \frac{W}{cm^2 K}$$

Strahlung: Überträgt die Wärme in Form von elektromagnetischen Wellen (infrarot). Kennzeichnung ist die Wärmeübertragungszahl.

$$\alpha_s \text{ in } \frac{W}{m^2 K}$$

[10, S. 42]

In den betrachteten thermischen Modellen wird Strahlungswärme vernachlässigt.

Durch die Wärmeübergangszahlen der Bauteile im Trafo entstehen Temperatursprünge zwischen Wicklungs- Öl- und Umgebungstemperatur. Zusätzlich bildet sich auf Basis der natürlichen Konvektion ein Temperaturgradient von der untersten Ölschicht im Kessel zur obersten. Diese Zusammenhänge sind in Abbildung 23 vereinfacht dargestellt.

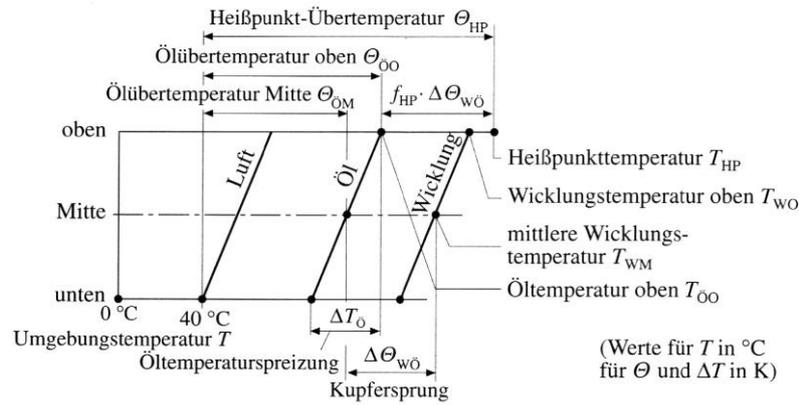


Abbildung 23: Temperaturgradienten in Transformatoren [10, S. 42]

Eine, die Temperatur der obersten Ölschicht übersteigende, Heißpunkttemperatur wird definiert als der heißeste Punkt im Transformator. Da ihr Wert die maximale thermische Materialbeanspruchung angibt, stellt sie somit die kritische Grenze für die thermische Auslegung dar.

### 2.5.1 Heißpunkt (Hotspot)

Die maximal gewünschte Hotspot-Temperatur für Dauerbelastung hängt von der thermischen Beständigkeit der verwendeten Isolationsmaterialien ab und liegt wie in Kapitel 2.4.2 erläutert bei thermisch nicht stabilisiertem Papier bei  $98^{\circ}\text{C}$  bzw. bei thermisch stabilisiertem Papier bei  $110^{\circ}\text{C}$ .

Da der Hotspot per Definition der heißeste Punkt im Trafo ist, ist er somit auch der kritische Punkt für die Festlegung der Belastungsgrenze, die durch die Wicklungserwärmung definiert ist (Kapitel 2.3).

Die Heißpunkttemperatur wird meist als Übertemperatur bezogen auf die Temperatur der obersten Ölschicht im Kessel angegeben. Eine exaktere Definition wäre theoretisch durch die Übertemperatur gegenüber der obersten Ölschicht in der Wicklung gegeben, welche jedoch im praktischen Einsatz nicht gemessen wird. Versuchsweise Messungen haben gezeigt, dass die Öltemperatur in der obersten Wicklung teilweise  $15\text{K}$  höher sein kann als die Mischtemperatur der obersten Ölschicht im Kessel. [1, S. 20]

Der Heißpunkt selbst ist insofern schwierig zu messen als dass seine Position zwar prinzipiell am oberen Ende der Wicklung liegt, aber die exakte Position auf Grund der inhomogenen Feldverteilung und den Streuflüssen am Wicklungsende variieren kann (Abbildung 24). Zur Bestimmung müssen daher Messungen an mehreren Punkten im oberen Teil der Wicklung erfolgen und der Punkt höchster Temperatur, dessen Position mit unterschiedlicher Auslastung auch variieren kann, als Hotspot definiert werden. [1, S. 21-23]

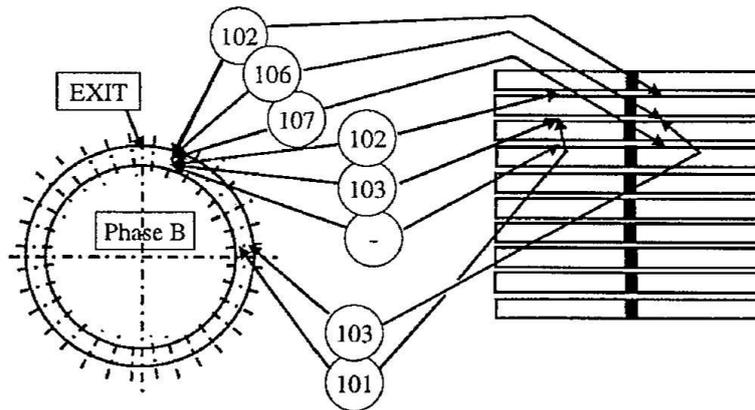


Abbildung 24: Verteilung der Übertemperaturen in einer 120kV-Wicklung [1, S. 22]

Seit Mitte der achtziger Jahre ist eine direkte Messung mittels Lichtwellenleiter-Messfühlern möglich und wird seitdem vor allem zu experimentellen Zwecken ausgeführt. Eine serienmäßige Verwendung der direkten Temperaturmessung hat sich auf Grund des Aufwandes und der daraus resultierenden zusätzlichen Kosten jedoch nicht durchgesetzt. [1, S. 21-23]

#### **Heißpunktfaktor:**

Der Heißpunktfaktor  $H$  ist in IEC 60076-7 definiert als „das Verhältnis des Gradienten  $\Delta\vartheta_{hr}$  für den heißesten Messfühler zum Gradienten der mittleren Wicklungstemperatur zur mittleren Öltemperatur  $g_r$ .“ [1, S. 21-23]

Demnach ergibt sich die Heißpunktübertemperatur zu

$$\Delta\vartheta_h = \Delta\vartheta_o + H \cdot g_r \quad (2.18)$$

$\Delta\vartheta_h$  ... Übertemperatur des Heißpunktes gegenüber Deckelöltemperatur [K]

$\Delta\vartheta_o$  ... Deckelölübertemperatur gegenüber Umgebungstemperatur [K]

$g_r$  ... Differenz mittlere Wicklungsübertemperatur ggü. mittlere Ölübertemperatur [K]

$H$  ... Heißpunktfaktor

[19, S. 24-28]

$H$  ist wicklungsspezifisch und sollte, abhängig von den Anforderungen an das Modell, für jede Transformatortype neu bestimmt werden. In Studien hat sich, abhängig von Trafogröße, Wicklungsausführung und Kurzschlussimpedanz, eine Schwankungsbreite im Bereich von 1,0 bis 2,1 gezeigt. Zur Bestimmung des Hotspotfaktors kann entweder eine direkte Messung verwendet werden oder Berechnungsverfahren die auf Verlust- und Wärmeübertragungsgrundlagen beruhen und die die genauen Konstruktionsmerkmale der Wicklung und Kühlung berücksichtigen müssen. [1, S. 23-24]

Sind keine Details über den Aufbau bekannt so empfiehlt die IEC 60076-7 die Verwendung eines empirisch ermittelten Wertes. Es wird für Verteiltransformatoren  $H = 1,1$  und für Transformatoren mittlerer und hoher Leistung  $H = 1,3$  vorgeschlagen. [1, S. 23-24]

Der Heißpunktfaktor  $H$  kann als Produkt eines Faktors  $Q$  der die Wicklungs-Zusatzverluste beschreibt und eines Faktors  $S$ , der die Wirksamkeit der Flüssigkeitskühlkreise innerhalb der Wicklung beschreibt, ermittelt werden.

$$H = S \cdot Q \tag{2.19}$$

Ungleichmäßigkeiten der Verluste entstehen durch Streufelder sowie Variationen in der Isolationsdicke, die zu einer ungleichmäßigen Wärmeverteilung in der Wicklung führen. Ungleichmäßigkeiten der Kühlung entstehen durch Variationen in der Strömungsgeschwindigkeit des Öls durch die Kühlkanäle, wodurch unterschiedliche Öltemperaturen und unterschiedliche Wärmeübertragungskoeffizienten entstehen. [20, S. 3296]

Der Faktor  $Q$  kann bei Kenntnis des magnetischen Streufeldes sowie der genauen Konstruktionsmerkmale mittels der Methode der finiten Elemente individuell für jede Transformatorwicklung bestimmt werden. Alternativ können bei üblichen Geometrien und Spezifikationen auch tabellierte Erfahrungswerte verwendet werden. Ein Beispiel für Drehstrom-Kerntransformatoren bis 150MVA, 50Hz und Kurzschlussimpedanzen von 10% bis 14% ist in Abbildung 25 dargestellt. [19, S. 24-28]

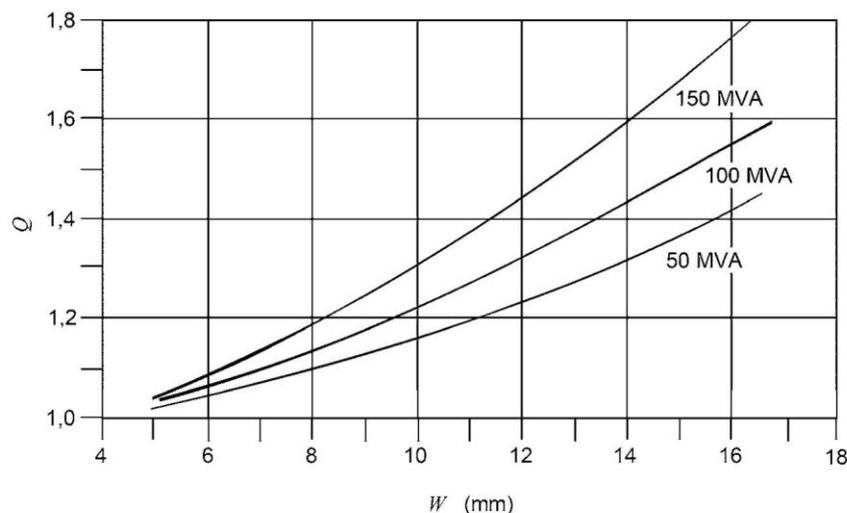


Abbildung 25:  $Q$  als Funktion der Bemessungsleistung und der axialen Leiterhöhe  $W$  [19, S. 30]

Die Ermittlung des Faktors  $S$  sollte mittels exakter hydraulischer Berechnungen erfolgen, um die komplexen Strömungsverhältnisse am oberen Ende der Wicklung berücksichtigen zu können. Unter bestimmten Voraussetzungen bzw. bei einfachen Kühlkanalauslegungen kann für  $S$  auch auf bekannte Werte zurückgegriffen werden. Bei rein vertikalen Kühlkanälen, ohne Strömungsumlenkscheiben, kann z.B.  $S = 1$  verwendet werden.

Eine realistische Ermittlung des Heißpunktfaktors  $H$  ergibt sich mittels der Faktoren  $S$  und  $Q$  jedoch nur, wenn die Wicklungsbereiche bei denen  $S$  und  $Q$  ihre Maximalwerte annehmen, übereinstimmen. [19, S. 24-28]

*Radakovic et.al.* sind der Meinung, dass die Berechnung eines HotSpot-Faktors aus S und Q nicht sinnvoll ist da die beiden Extremwerte an unterschiedlichen Stellen in der Wicklung auftreten können und daher bei der Ermittlung des HotSpot-Faktors ein zu hoher Wert ermittelt wird. Stattdessen sollte die Ermittlung des Faktors anhand eines THNM (Thermohydraulisches Netzwerkmodell) erfolgen. [21, S. 411]

Im Zuge der Cigre Working Group A2.38 wurde dieses Thema ebenfalls behandelt und ein alternativer Weg zur Berechnung der Faktoren S und Q, mittels Messdaten aus der Erwärmungsprüfung, vorgeschlagen. Im Gegensatz zur IEC 60076-2 bei der S und Q aus Wicklungsmodellen errechnet werden und danach der Hotspotfaktor  $H$  ermittelt wird, wird  $H$  hier direkt aus den bei der Erwärmungsprüfung gemessenen Temperaturen mittels der Formel

$$H = \frac{\theta_h - \theta_o}{\theta_w - \frac{\theta_o + \theta_b}{2}} \quad (2.20)$$

$\vartheta_h$  ... Heißpunkttemperatur [°C]

$\vartheta_o$  ... Deckelölübertemperatur [°C]

$\vartheta_b$  ... Öltemperatur am Kesselboden [°C]

$\vartheta_w$  ... mittlere Wicklungstemperatur [°C]

berechnet. Diese Variante hat den Vorteil, dass keine vollständige THNM-Modellierung der Wicklungen vorgenommen werden muss. Im nächsten Schritt wird der Faktor  $Q$  als skalare Funktion, bei definierter konstanter Belastung (und fixer Stufenstellerposition) in Kreiszyylinderkoordinaten definiert als

$$Q = \frac{Q(r, z, \varphi, T)}{Q_{ave}} \quad (2.21)$$

$r$  ... radiale Position [m]

$z$  ... axiale Position [m]

$\varphi$  ... Umfangswinkel [°]

$T$  ... lokale Temperatur im betrachteten Punkt [°C]

$Q_{ave}$  ... mittlere Wicklungsverluste bei mittlerer Temperatur  $\left[ \frac{W}{m^3} \right]$

Der Faktor  $S$  kann anschließend als Verhältnis

$$S = \frac{H}{Q} \quad (2.22)$$

ermittelt werden. [7, S. 11-14]

### **Einfluss des Stufenstellers auf den Heißpunktfaktor:**

Der Einfluss eines Laststufenschalters auf die Berechnung des Hotspot-Punktes mittels der Faktoren S und Q wurde unter anderem von *Radakovic et.al.* untersucht. Der Faktor S, der die Ungleichmäßigkeit der Kühlung beschreibt, wurde dabei in guter Näherung als unabhängig von der Stufenstellerposition angenommen. Der Faktor Q, der die Ungleichmäßigkeit der Verluste beschreibt, variiert jedoch mit der

Stufenstellerposition, da einige Windungen weg- bzw. hinzugeschaltet werden. Als Konsequenz ändert sich somit auch der Hotspot-Faktor H. [20, S. 3298-3299]

Swift *et.al.* haben bei ihrer Untersuchung des Einflusses von OLTC ebenfalls eine deutliche Abhängigkeit der Gesamtverluste von der Position des Stufenstellers festgestellt und empfehlen daher dies bei der Modellierung zu berücksichtigen. Hierfür wurden die Gesamtverluste für den Stufenstellerbereich von -8 bis +8 bei konstanter Leistung analysiert. Während sich die Verluste für positive Stufenstellerpositionen nur wenig änderten, ergaben sich für die Position -8 um 30% höhere Verluste. [22, S. 179-180]

Der Vollständigkeit halber sei auch erwähnt, dass andere Autoren, so zum Beispiel Yang *et.al.*, der Meinung sind, dass der Einfluss der Stufenstellerposition in Hinblick auf andere, gewichtigere Einflussfaktoren, nicht berücksichtigt werden muss. [23, S. 5]

**Einfluss der Auslastung auf den Heißpunktfaktor:**

Im Gegensatz dazu ändert sich mit variierender Auslastung auch der Faktor S, wohingegen der Faktor Q invariant gegenüber Schwankungen des Laststroms angenommen werden kann. [20, S. 3298-3299]

**2.5.2 Thermische Auslegung**

In Hinsicht auf die Ermittlung der Temperaturgradienten gegenüber Umgebungsluft stellt sich die Frage für welche Umgebungsbedingungen die Kühlsysteme ausgelegt sein müssen. Eine genaue Beschreibung zu den „üblichen Betriebsbedingungen“ ist in IEC 60076-1 angeführt. Bei Betrieb unter Umgebungsbedingungen, die sich nicht in dem hier definierten Rahmen bewegen, müssen spezielle Überlegungen im Zuge der Auslegung angestellt werden um die Rahmenbedingungen einhalten zu können. Beispiele für solche Bedingungen sind große Höhe, extrem hohe oder niedrige Kühlmitteltemperatur, ungewöhnliche Oberschwingungen oder starke Sonneneinstrahlung.

*Tabelle 4: Übliche Bedingungen gemäß IEC 60076-1 [24, S. 20-22]*

<b>Punkt</b>	<b>Beschreibung</b>
<b>Aufstellungsort</b>	Die Höhe über Normalnull übersteigt 1000 Meter nicht
<b>Kühlmitteltemperatur</b>	Die Kühllufttemperatur darf beim Eintritt in den Kühler die folgenden Werte nicht übersteigen: 40°C zu keiner Zeit 30°C als Monatsdurchschnitt im heißesten Monat 20°C als Jahresdurchschnitt Sie darf nicht unter den folgenden Werten liegen: -25°C im Fall eines Transformators für Außenaufstellung -5°C im Fall von Transformatoren für Innenaufstellung Andere, gesondert vereinbarte, Grenzwerte müssen am Typenschild vermerkt sein
<b>Wassertemperatur bei wassergekühlten Transformatoren</b>	25°C zu keiner Zeit 20°C als Jahresdurchschnitt

<b>Oberschwingungsgehalt der Spannung</b>	Eine angelegte sinusförmige Spannung mit einem gesamten Oberschwingungsgehalt nicht über 5 % und einem geradzahligen Oberschwingungsgehalt nicht über 1 %.
<b>Oberschwingungsgehalt des Laststroms</b>	Gesamtoberschwingungen des Laststroms nicht über 5 % des Bemessungsstroms.
<b>Symmetrie der angelegten Dreiphasenspannung</b>	Bei Dreiphasentransformatoren ein System von angelegten Dreiphasenspannungen, die annähernd symmetrisch sind. Dabei bedeutet annähernd symmetrisch, dass die höchste Leiter-Leiter-Spannung dauerhaft nicht mehr als 1 % höher sein darf als die niedrigste Leiter-Leiter-Spannung. Unter außergewöhnlichen Bedingungen darf sie, für einen kurzen Zeitraum (ungefähr 30 min), 2 % höher sein.
<b>Umgebungsverhältnisse am Aufstellungsort</b>	<p>Eine Umgebung mit einem Verschmutzungsgrad, die keine besondere Berücksichtigung bezüglich der äußeren Isolation der Transformatordurchführungen oder des Transformators selbst erfordert.</p> <p>Eine Umgebung, die keiner Erdbebenaktivität ausgesetzt ist.</p> <p>Wenn der Transformator in einem Gehäuse aufgestellt wird, das nicht vom Transformatorhersteller geliefert wird, abseits von der Kühlungseinrichtung, z. B. in einem Schallschutzgehäuse, darf die den Transformator umgebende Lufttemperatur zu keiner Zeit 40 °C überschreiten.</p> <p>Umgebungsbedingungen innerhalb der folgenden Festlegungen entsprechen IEC 60721-3-4:1995:</p> <ul style="list-style-type: none"> <li>– Klimabedingungen 4K2, ausgenommen, die niedrigste Umgebungstemperatur beträgt –25 °C</li> <li>– besondere Klimabedingungen 4Z2, 4Z4, 4Z7</li> <li>– biologische Bedingungen 4B1</li> <li>– chemisch aktive Substanzen 4C2</li> <li>– mechanisch aktive Substanzen 4S3</li> <li>– mechanische Bedingungen 4M4</li> </ul> <p>Bei Transformatoren, die für Innenraumaufstellung vorgesehen sind, können einige dieser Bedingungen nicht anwendbar sein.</p>

### 2.5.3 Kühlungsarten und Bezeichnungen

Das Bezeichnungsschema für die Kühlungsarten von flüssigkeitsgefüllten Transformatoren ist in IEC 60076-7 definiert.

Tabelle 5: Kennzeichnung der Kühlungsarten bei flüssigkeitsgefüllten Transformatoren [10, S. 37]

Inneres, mit den Wicklungen in Berührung stehendes Kühlmittel		Äußeres, mit dem Außensystem in Berührung stehendes Kühlmittel	
Art	Bewegung	Art	Bewegung
<b>O</b> Mineralöl oder synthetische Isolierflüssigkeit mit einem Brennpunkt $\leq 300\text{ °C}$	<b>N</b> natürliche Thermosiphon-Strömung durch Kühler und Wicklungen	<b>A</b> Luft	<b>N</b> natürliche Konvektion
<b>K</b> Isolierflüssigkeit mit einem Brennpunkt $> 300\text{ °C}$	<b>F</b> erzwungener Umlauf durch die Kühler, Thermosiphon-Strömung durch die Wicklungen	<b>W</b> Wasser	<b>F</b> erzwungener Umlauf (Ventilatoren, Pumpen)
<b>L</b> Isolierflüssigkeit mit nicht messbarem Brennpunkt.	<b>D</b> erzwungener Umlauf durch die Kühler, vom Kühler mindestens in die Hauptwicklungen geführt.		

Dabei sollte beachtet werden, dass ein Transformator mit wechselnden Kühlungsarten ausgestattet sein kann. In solchen Fällen muss die technische Dokumentation für alle Kühlungsarten Angaben über die Leistungswerte enthalten, für die der Transformator die zulässigen Übertemperaturen einhält. Als Bemessungsleistung des Transformators wird die Kühlungsart mit der größten Leistung herangezogen. [19, S. 12]

Beispiel hierfür wäre ein Transformator mit optional zuschaltbaren Ventilatoren, die bei hoher Belastung in Betrieb genommen werden. Dies würde einem ONAN/ONAF-Typ entsprechen. [19, S. 12]

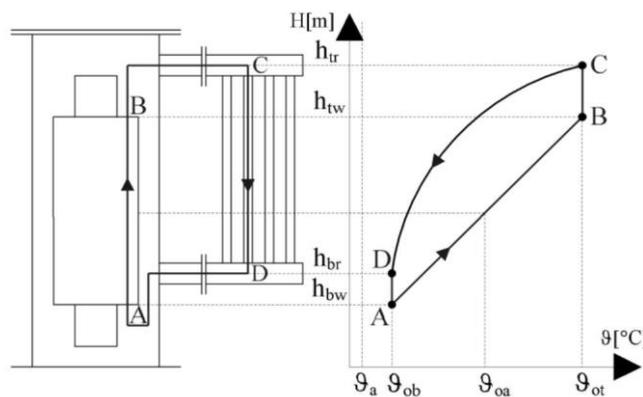


Abbildung 26: Temperaturverlauf entlang eines einfachen ONAN-Ölkreislaufes [7, S. 26]

Am Beispiel des einfachen Ölkreislaufs aus Abbildung 26 wird hier kurz das globale Druckgleichgewicht im Transformator beschrieben, da es eine wichtige Grundlage für die thermische Modellierung darstellt.

Das Öl wird beim Durchlauf durch die Wicklungen (Strecke A-B) erwärmt, läuft unter annähernd konstanter Temperatur (Wärmeabgabe vernachlässigt) zum Radiator (B-C), wo es abkühlt und absinkt (C-D) und wiederum bei annähernd konstanter Temperatur zur Wicklung zurückfließt (D-A).

Die thermische Antriebskraft  $p_T$  ergibt sich als Gewichtintegral über die Ölschleife

$$p_T = \oint \rho \cdot \vec{g} d\vec{l} = \oint \rho \cdot g \cdot \cos \varphi dl \quad (2.23)$$

$\rho$  ... Dicht des Öls  $\left[\frac{kg}{m^3}\right]$

$g$  ... Gravitationskonstante  $\left[\frac{m}{s^2}\right]$

$\varphi$  ... Winkel zwischen Geschwindigkeit und Erdanziehung  $[\circ]$

$\vec{l}$  ... Pfadvektor  $[m]$

In Abbildung 27 ist die Dichteänderung des Öls entlang des Kühlkreislaufes, die die treibende Kraft hinter dem Umlauf ist, dargestellt. Zur Vereinfachung kann das Integral auch in geschlossener Form angegeben werden als

$$p_T = \rho_r g \beta \Delta\theta_{Ol} \Delta H \quad (2.24)$$

$\rho_r$  ... Dicht des Öls  $\left[\frac{kg}{m^3}\right]$

$\beta$  ... Volumenexpansionskoeffizient  $\left[\frac{1}{\circ C}\right]$

$\Delta\theta_{Ol}$  ... vertikaler Temperaturgradient  $[\circ C]$

$\Delta H$  ... Höhendifferenz zwischen Mitte des Radiators und Mitte der Wicklung  $[m]$

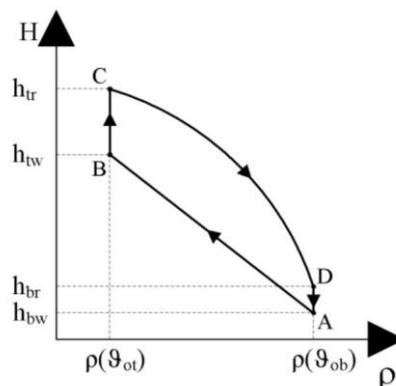


Abbildung 27: Änderung der Öldichte entlang des Kreislaufes [7, S. 27]

Bei Kühlung mit erzwungenem, gerichtetem Umlauf des Öls (OF) ergibt sich der gesamte Öldruck als Überlagerung der Thermosiphonwirkung und des Pumpendrucks zu

$$p_{prod} = p_T + p_P \quad (2.25)$$

$p_P$  ... Durch Umlaufpumpe erzeugter Druck  $\left[\frac{kg}{m^2}\right]$

Der gesamte Druckabfall im Ölkreislauf ergibt sich als Summe der einzelnen Druckverluste in den Elementen die das Öl passiert. Es werden dabei zwei Typen unterschieden:

- Verteilter Druckverlust beim Durchströmen gerader Segmente mit konstantem Querschnitt
- Lokaler Druckverlust in Bereichen, in denen der Strömungsverlauf des Öls verändert wird

Die Energiebilanzgleichung der Wicklung ist gegeben durch:

$$P_\gamma = \rho c_P Q (\vartheta_{Ot} - \vartheta_{Ob}) \quad (2.26)$$

$P_\gamma$  ... Verluste in der Wicklung [W]

$\rho$  ... Dicht des Öls  $\left[\frac{kg}{m^3}\right]$

$c_P$  ... spezifische Wärmekapazität des Öls  $\left[\frac{J}{kgK}\right]$

$Q$  ... Volumenstrom des Öls  $\left[\frac{m^3}{s}\right]$

Aus dieser Gleichung ist ersichtlich, dass eine Erhöhung des Volumenstroms zu einer Verringerung des Temperaturgradienten ( $\vartheta_{Ot} - \vartheta_{Ob}$ ) führt.

Die Kühlung im Radiator wird durch folgende Differentialgleichung der Energiebilanz beschrieben

$$k_P O (\vartheta_O(x) - \vartheta_a) dx = -\rho c_P Q_O d\vartheta_O(x) \quad (2.27)$$

$O$  ... Umfang des äußeren Kühlquerschnittes [m]

$k_P$  ... Gesamt – Wärmeübergangskoeffizient  $\left[\frac{W}{m^2K}\right]$

$\vartheta_O(x)$  ... Öltemperatur bei  $x$  [°C]

$\vartheta_a$  ... Umgebungstemperatur [°C]

$Q_O$  ... Volumenstrom des Öls durch den Radiator  $\left[\frac{m^3}{s}\right]$

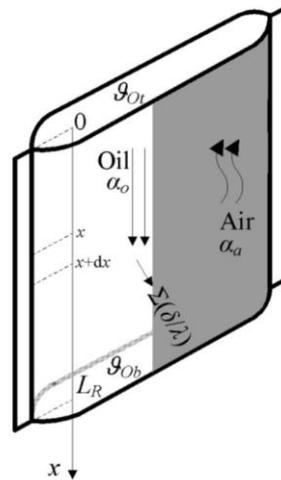


Abbildung 28: Energiebilanz im Radiator [7, S. 28]

Der Wärmeübergangskoeffizient  $k_P$  kann unter der Annahme einer eindimensionalen Wand (eine übliche Annahme in der Berechnung von Wärmetauschern) als konstant zu

$$k_P = \frac{1}{\frac{1}{\alpha_o} + \sum \frac{\delta_{Ri}}{\lambda_{Ri}} + \frac{1}{\alpha_a}} \quad (2.28)$$

$\alpha_o$  ... Wärmeübergangszahl Öl  $\rightarrow$  Radiator  $\left[ \frac{W}{m^2K} \right]$

$\sum \frac{\delta_{Ri}}{\lambda_{Ri}}$  ... Summe der Verhältnisse Dicke zu Wärmeleitfähigkeit

der Wand bzw. Lackierung  $\left[ \frac{W}{m^2K} \right]$

$\alpha_a$  ... Wärmeübergangszahl Radiator  $\rightarrow$  Luft  $\left[ \frac{W}{m^2K} \right]$

berechnet werden. Unter Berücksichtigung des Konstanten  $k_P$  kann die Radiator-Differentialgleichung gelöst werden zu

$$\vartheta_o(x) = \vartheta_a + (\vartheta_{ot} - \vartheta_a) e^{-\frac{k_P O}{\rho c_P Q} x} \quad (2.29)$$

Durch Integration der Kühlleistung im Radiator

$$P = \int_0^{L_R} (\vartheta_o(x) - \vartheta_a) k_P O dx \quad (2.30)$$

ergibt sich die gesamte Kühlleistung zu

$$P = \rho c_P Q (\vartheta_{ot} - \vartheta_a) \left( 1 - e^{-\frac{k_P O L_R}{\rho c_P Q}} \right) \quad (2.31)$$

Bei dieser Bestimmung des Kühlgleichgewichts wird eine zusätzliche Kühlung über die Kesseloberfläche vernachlässigt. Eisenverluste werden ebenfalls nicht berücksichtigt, es werden nur die Kupferverluste in den Wicklungen als Wärmequelle berücksichtigt.

Es wird ein Gleichgewicht der Radiatorkühlleistung und der Kupferverluste angenommen

$$P = P_{\gamma} \tag{2.32}$$

Dadurch können aus den vorhergehenden Gleichungen die Temperaturen und der Öl-Volumenstrom bestimmt werden. Die thermische Antriebskraft  $p_T$  kann mittels Integration oder der vereinfachten Gleichung bestimmt werden.

[7, S. 25-31]

**ONAN**

Der Ölkreislauf basiert hier rein auf der Thermosiphonwirkung, d.h. auf der Gewichts-differenz zwischen der leichteren Warmölsäule in der Wicklung und der schwereren Kaltölsäule, außen im Kühler. Die Effizienz der Wärmeübertragung vom Radiator zur Luft (Wärmeübergangszahl) ist in hohem Maße von der Öl-Übertemperatur gegenüber der Umgebungsluft abhängig. Daher sinkt die Effizienz der Kühlung in heißeren Ländern, da die zulässige Öl-Übertemperatur verringert werden muss. Die Radiatorkühlung erfolgt rein passiv durch natürliche Konvektion.

Besonders zu berücksichtigen ist das Anfahren aus dem kalten Zustand, da sich der Öl-Kühlkreislauf dabei erst in Gang setzen muss und bis zu diesem Zeitpunkt die Wärme durch Leitung und Strahlung übertragen wird, was beim Zuschalten mit hoher Auslastung zu lokal höheren Temperaturen führen kann.

ONAN-Transformatoren sind für kurzfristige Überlastungen besser gerüstet als andere Kühltypen, da sie konstruktionsbedingt über eine größere Ölmenge und damit eine höhere Wärmespeicherkapazität verfügen.

[10, S. 52-59]

**ONAF**

Im Gegensatz zur ONAN-Kühlung wird hier die Luft, die an den Radiatoren vorbeistreicht, künstlich bewegt. Dadurch ergibt sich eine bessere Wärmeübergangszahl zwischen Radiator und Luft als bei reiner ONAN-Kühlung.

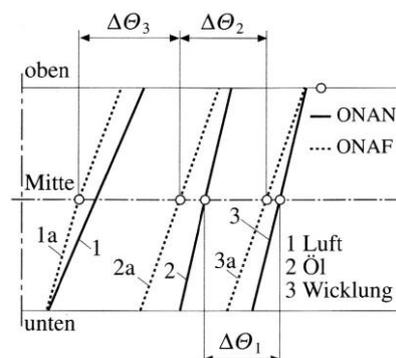


Abbildung 29: Temperaturdiagramm ONAN/ONAF [10, S. 61]

In Abbildung 29 ist der Unterschied zwischen ONAN und ONAF-Kühlung bei ein und demselben Transformator dargestellt, wobei im ONAF-Betrieb eine höhere Leistung abgerufen wird. Zu erkennen ist, dass trotz annähernd gleicher Temperatur der obersten Wicklung die mittlere Öltemperatur im ONAF-Betrieb niedriger ausfällt. Dies resultiert daraus, dass trotz Anhebung der Leistung, die Verbesserung des Wärmedurchgangs so groß ist, dass das aus dem Radiator zurückströmende Öl kühler ist als im ONAN-Betrieb. Dadurch steht für den Temperaturabstand zwischen Wicklung und Öl im ONAF-Betrieb eine größere Spanne zur Verfügung als bei ONAN, was erforderlich ist, um eine größere Wärmemenge durch dieselbe Radiatorfläche zu transportieren.

Als ungefähre Regel kann angenommen werden, dass sich, natürlich abhängig von der Luftgeschwindigkeit, die abgebbare Leistung im ONAF-Betrieb annähernd verdoppelt. Wird nun berücksichtigt, dass die Kupferverluste quadratisch mit der Leistung steigen, so kann, wiederum als ungefähre Regel, eine Transformatorauslegung mit 75% Leistung ONAN und 100% Leistung ONAF als realitätsnahes Beispiel herangezogen werden.

[10, S. 60-63]

### **OF (AN/AF)**

Bei dieser Kühlungsart wird der Ölkreislauf forciert und beruht nicht mehr alleine auf dem Thermosiphoneffekt.

Die erforderliche Pumpe dazu sitzt in der Rohrleitung, die das erwärmte Öl zum Radiator liefert. Die Kühlkanäle der Wicklung sind nicht direkt in das erzwungene Ölumlauflsystem integriert, wiewohl auch eine Unterstützung der Eigenthemik durch die Ölumlaufpumpe gegeben ist. [10, S. 64-67]

Das heißt, die Durchflussmenge des Öls durch die Wicklungen bleibt abhängig von der Belastung und steht in keinem direkten Zusammenhang mit der durch den Kühler gepumpten Menge. [19, S. 12]

Ein Effekt der auch bei ON-Kühlung auftritt wird im OF-Betrieb noch verstärkt, ein zusätzlicher Ölstrom zwischen Wicklung und Kesselwand, der sich nur geringfügig erwärmt und sich im oberen Bereich mit dem heißen Öl aus den Wicklungskanälen vermischt.

Die OF-Kühlung ergibt für die Wicklungskühlung kaum Vorteile, sondern ist nur sinnvoll als Unterstützung des äußeren Ölkreislaufes durch den Wärmetauscher und auch hier im Allgemeinen nur dann, wenn Radiatorbatterien weit entfernt vom Transformator aufgestellt werden sollen oder Spezialradiatoren mit erhöhtem Reibungswiderstand verwendet werden. Durch den Einsatz von Rippenrohrkühlern, die zwar einen erhöhten Strömungswiderstand haben, jedoch zu einer starken Oberflächenvergrößerung der Kühler führen und dadurch den Wärmedurchsatz vom Öl an die Kühlluft stark verbessern, können mit Hilfe von OF-Kühlung sehr raumsparende Kühllösungen entwickelt werden.

Soll es möglich sein OFAF-Transformatoren auch als ONAN oder ONAF zu betreiben, so darf die ausgeschaltete Pumpe den Ölfluss nicht behindern (Injektorpumpen, Flügelradpumpen).

Für einen optimalen Betrieb der Kühlungsart OF ist es wichtig, den Ölstrom richtig zu bemessen, da es bei zu geringem oder zu starkem Ölstrom zu einer deutlichen Erhöhung der Wicklungstemperatur kommen kann.

[10, S. 64-67]

**OD (AN/AF)**

Bei OD-Kühlung werden die Wicklungskanäle in den Öl-Zwangskreislauf miteinbezogen. Dazu wird die vom Kühler kommende Kaltölleitung bis zu einem die Wicklung umhüllenden Barrierensystem geführt, wodurch fast der gesamte Ölfluss durch die Wicklung geleitet wird. Dadurch wird die Strömungsgeschwindigkeit in der Wicklung erhöht und es kommt zu Verwirbelungen, die bei natürlicher Kühlung nicht auftreten. Diese beiden Effekte führen dazu, dass die Wärmeübergangszahl deutlich um ca. das Doppelte verbessert werden kann.

Durch den großen Öldurchsatz bei OD-Kühlung verringert sich die Temperaturspreizung zwischen Ölein- und austritt in die Wicklungen und dadurch auch die Temperaturdifferenz zwischen der obersten und der untersten Wicklungsleiter sowie die Heißpunktübertemperatur.

[10, S. 69-70]

Wichtig für die Modellierung ist, dass der Ölstrom nicht von der Temperatur oder Belastung abhängig ist, sondern durch die Ölpumpe definiert ist. Ein geringer Teil des Ölstromes wird oftmals auch bewusst als Nebenzweig an der Wicklung vorbei gerichtet um andere Konstruktionsteile zu kühlen. [19, S. 12]

**2.5.4 Aufbau der Radiatoren/Lüfter**

Grundsätzlich können zwei Arten von Radiatoren unterschieden werden: Plattenbauform (Abbildung 30) und Röhrenbauform (Abbildung 31)

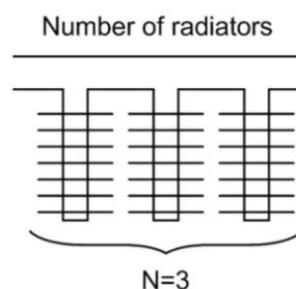


Abbildung 30: Radiator-Plattenbauform [7, S. 41]

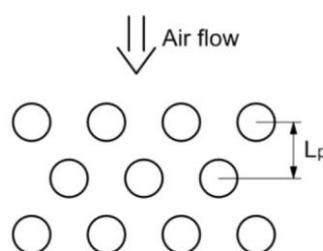


Abbildung 31: Radiator-Röhrenbauform [7, S. 41]

Abhängig von der Bauform gibt es noch verschiedene Varianten für die Lüfterausrichtung. Bei Plattenbauform können die Lüfter horizontal, vertikal oder horizontal und vertikal ausgerichtet sein, wohingegen bei Röhrenbauform standardmäßig eine horizontale Ausrichtung erfolgt. [7, S. 41]

Eine genauere Beschreibung der Radiatorauslegung und Kühlungsvarianten ist im Kontext dieser Arbeit nicht notwendig, da die Radiatoren im Allgemeinen durch ihre Wärmeübergangszahlen ausreichend genau beschrieben werden können ohne Details berücksichtigen zu müssen.

Ein wichtiger Punkt ist jedoch die Berücksichtigung unterschiedlicher Kühlmodi. Dies kann einerseits durch Übergang von ONAN zu ONAF-Kühlung notwendig sein oder auch durch sequentielle Zuschaltung weiterer Lüfter im ONAF-Betrieb.

Eine Änderung des Kühlungsmodus, z.B. der Übergang von AN zu AF-Kühlung kann durch geänderte Wärmeübergangszahlen der Radiatoren zu Luft berücksichtigt werden. Je nach Modell ist es dazu nötig einzelne Parameter anzupassen oder auch den Modellbildungsvorgang neu durchzuführen.

### **Verlust- und Kostenoptimal Lüftersteuerung**

Ziel der Lüftersteuerung ist es, einerseits die Gesamtverluste (Transformatorverluste + notwendige Kühlleistung) zu minimieren, andererseits, im Kontext eines dynamischen Verfügbarkeitsmanagements, auch die Bereithaltung von wirtschaftlich argumentierbaren Überlastungsreserven, um zusätzliche Flexibilität im operativen Betrieb zu gewinnen.

Die temperaturabhängigen Kurzschlussverluste eines Transformators steigen bei konstanter Belastung mit der Temperatur bzw. dem sich ändernden spezifischen Widerstand des Leitermaterials an.

Für die Kühlanlage ergibt sich eine umgekehrt proportional, mit zunehmendem Temperaturgradienten zwischen mittlerer Öltemperatur und Umgebungstemperatur ansteigende, Leistungsaufnahme.

Durch diese Zusammenhänge ergibt sich für jeden Auslastungszustand des Transformators ein verlust- bzw. kostenoptimaler Betriebspunkt für die Kühlanlage.

[6, S. 8-11]

Eine zusätzliche Variable, die bei der Optimierung berücksichtigt werden kann ist der Lebensdauerverbrauch basierend auf der Hotspot-Temperatur. Dies betrifft die Fragestellung des kostenoptimalen Kühlsystemarbeitspunktes, wobei die Kostenersparnis durch Verringerung des temperaturabhängigen Lebensdauerverbrauchs, den zusätzlichen Kosten die durch Erhöhung der Kühlleistung hervorgerufen werden, gegenübergestellt wird.

*Haque et.al.* stellt eine mögliche Umsetzung einer monetären Bewertung der Auslastung von Transformatoren dar, die für diese Zwecke adaptiert werden könnte um die Kostenersparnis durch zusätzliche Kühlung und damit einem verringerten Lebensdauerverbrauch als zusätzlichen Optimierungsparameter zu berücksichtigen. [25, S. 3]

## 2.6 Schutzsysteme/Fehlererkennung

Um einen sicheren Betrieb des Transformators sicherzustellen - und im Fehlerfall größeren Schaden oder eine irreparable Beschädigung zu vermeiden - sind Transformatoren mit unterschiedlichen Schutzsystemen ausgestattet. Bei geplanter Überlastung muss der Einfluss der Überströme bzw. Übertemperatur in diesen Systemen berücksichtigt werden um Selektivität und Sensitivität zu erhalten und nicht eine Fehlauslösung des Schutzes zu provozieren. Im Folgenden sind daher die, unter dem Aspekt des dynamischen Verfügbarkeitsmanagements und geplanter Überlastung, wichtigsten Schutzsysteme kurz beschrieben

### Buchholzrelais

Auch als Buchholzschutz oder Gasdruck-Relais bezeichnet. Es erfasst die Effekte von Fehlerzuständen, indem Gasbildung und Ölströmungen detektiert werden.

Fehler im Transformator wie z.B. Windungsschluss, Kurzschluss und Erdschluss führen im Allgemeinen zu Durchschlägen im Öl und führen dadurch zu einer lokal starken Erwärmung, deren Ergebnis eine Zersetzung und schließlich Vergasung der Wicklungsisolierung darstellt. Bis zu einem gewissen Grad wird das Gas wieder im Ölkessel absorbiert, darüber hinaus strömt es in ein Ausdehnungsgefäß welches über dem Transformator angeordnet ist. Auf dem Weg dorthin passiert es eine Strömungsschutzeinrichtung, in der die Intensität der Strömung durch eine Stauscheibe oder eine Membran gemessen wird.

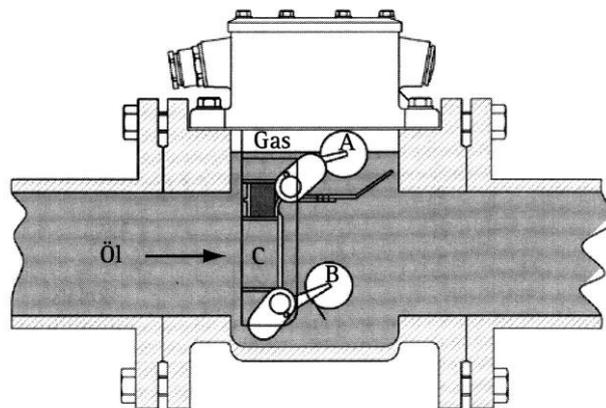


Abbildung 32: Buchholzrelais [4]

Im Buchholzschutz (Abbildung 32) ist im oberen Bereich ein Schwimmer angeordnet der bei kleineren Gasbildungen absinkt und eine Warnung (Buchholzwarnung) auslöst. Bei größeren Fehlern mit hinreichender Wärmeentwicklung, Gasbildung und Ölströmung kippt die Stauklappe und löst eine unverzügliche Abschaltung des Transformators über die Leistungsschalter aus.

Der untere Schwimmer sinkt bei Ölverlust ab und führt ebenfalls zu einer sofortigen Abschaltung des Transformators. Er schützt dadurch vor unbemerkten Leckstellen im Ölkreislauf.

Hat der Buchholzschutz einmal ausgelöst, so muss der Transformator im Allgemeinen einer genauen Prüfung/Ölanalyse unterzogen werden, da von einem gravierenden Defekt ausgegangen werden muss.

[4, S. 143-145]

### **Temperaturmessung**

Eine naheliegende Überwachung ist durch direkte Temperaturmessung gegeben. Meist erfolgt hier eine Messung der Temperatur in der obersten Ölschicht, die technisch relativ einfach umzusetzen ist.

Eine Messung der Hotspot-Temperatur gestaltet sich schwieriger. Sie kann entweder indirekt durch Messung der Temperatur der obersten Ölschicht und anschließender Hochrechnung auf Basis der Belastung erfolgen oder direkt durch Glasfasersensoren, die direkt in der Wicklung platziert sind. [11, S. 104-105]

Empfehlungen für eine direkte Temperaturmessung sind in Kapitel 2.5.1 detailliert angeführt.

### **Eingebaute Stromwandler**

In Leistungstransformatoren gehören Stromwandler zur Standardausstattung und werden meist direkt im Transformator integriert. Sie können dreiphasig, oder - wenn wie im Übertragungsnetz allgemein zulässig von symmetrischer Belastung ausgegangen werden kann - auch einphasig ausgeführt sein.

Für die thermische Modellierung ist die Strommessung neben der Öltemperaturmessung die wichtigste Eingangsgröße, da sie den Auslastungsgrad des Transformators angibt. [11, S. 105]

### **Überstromzeitschutz**

Der Überstromzeitschutz soll den Transformator vor Übertemperaturen und langfristigem Einwirken großer Stromkräfte schützen, die bei Kurzschlüssen auftreten können. Ein zentraler Punkt für die Auslegung ist hierbei die Selektivität zu vor- oder nachgeschalteten Schutzeinrichtungen die z.B. durch die Anwendung einer IDMT-Kennlinie erreicht werden kann.

Da die Einstellung für die Auslösung im Bereich des 1,5- bis zweifachen Nennstromes vorgenommen wird, wird durch den Überstromzeitschutz kein Überlastschutz für den Transformator erreicht. [4, S. 145-146]

### **Dehydrierende Entlüftung**

Es ist zwingend notwendig, den Feuchtigkeitsgehalt im Öl gering zu halten, da dieser einen entscheidenden Einfluss auf die Alterungsgeschwindigkeit der Isolation hat. Der Luftbereich im Konservator wird daher mit Hilfe einer Trocknungsvorrichtung belüftet. Hierfür existieren mittlerweile verschiedene technische Lösungen, unter anderem wartungsfreie, selbstregenerierende Trocknungseinrichtungen. [11, S. 105]

### **Öl-Konservierungssystem**

Als Alternative zu Trocknungseinrichtungen ist auch die Verwendung von Airbag- oder Membransystemen im Konservator möglich um einen direkten Kontakt des Öls mit der Umgebungsluft und somit auch eine Feuchtigkeitseinbringung zu vermeiden. [11, S. 105]

### **Ölstandsanzeiger**

Diese werden verwendet um den Ölstand im Öl-Konservator anzuzeigen, als direkt ablesbare Anzeige am Trafo. [11, S. 106]

### **Überdruckventil**

Bei Fehlern im Transformator kann es zur Ausbildung von Lichtbögen und damit starker Erwärmung des Isolieröls kommen. Auf Grund der Zersetzung und Vergasung des Öls kommt es zu einem starken Druckanstieg. Durch das Überdruckventil soll eine unkontrollierte Ölentweichung sowie eine Zerstörung des Tanks vermieden werden. [11, S. 106]

### **Überspannungsschutz**

Beschreibt das gesamte Schutzkonzept, beginnend von der Konstruktion (Gestaltung und Isolation der Wicklung sowie Einhaltung von Schutzabständen) bis hin zur Anwendung entsprechender Überspannungsableiter. [4, S. 148-150]

### **Gaswarngerät für brennbare Gase**

Mittels einer Membran wird Wasserstoff im Öl detektiert, um so frühzeitig auch langsame Gasbildung im Öl zu erkennen bevor es zu Blasenbildung, und damit zu lokalen Isolationsversagen, kommen kann. Im Gegensatz zum Buchholzschutz kann hierdurch schon eine frühere Warnung erreicht werden. [11, S. 107]

### **Öl-Strömungsanzeiger**

Um bei OF oder OD-Kühlung die Funktion der Pumpen zu kontrollieren können Öl-Strömungsanzeiger installiert werden. Dies wird auch bei wassergekühlten Transformatoren für die Wasserströmung genutzt. [11, S. 107]

### **Mindest-Trafo-Schutzanforderungen**

Als Mindestschutzausführung für Leistungstransformatoren gelten im Allgemeinen:

- Buchholzschutz mit Alarm und Schutzauslösung
- Öltemperaturmessung mit Alarm und Schutzauslösung
- Ölstandsanzeiger mit Alarm für zu hohen und zu niedrigen Stand

Zusätzliche Anforderungen für Laststufenschalter:

- Überwachungsgerät mit Schutzauslösung

Bei OF oder OD-Kühlung:

- Ölströmungsanzeiger mit Alarm

[11, S. 107]

# 3

# Überlastgrenzen von Leistungs- transformatoren

Wenn von Überlastbetrieb von Transformatoren gesprochen wird muss grundsätzlich zwischen kurzzeitigem Notbetrieb und lang andauerndem Notbetrieb unterschieden werden. Die betriebsmäßige, geplante Anpassung der Dauerleistung des Transformators mittels RTR stellt einen geplanten Dauerbetriebszustand dar und wird daher in diesem Kontext nicht als Überlastung im Sinne eines Notbetriebs gesehen.

Für beide Arten der Überlastung sollte der Vorzustand des Transformators evaluiert werden. Dies kann - wenn vorhanden - z.B. auf Basis von aufgezeichneten Belastungsverläufen über seine Lebensdauer erfolgen um die Alterungseffekte auf Öl und Isolation abzuschätzen. Diese Zustandsabschätzung kann jedoch auch auf Basis einer DGA, Feuchtigkeitsmessung bzw. Bestimmung der Ölqualität erfolgen. [26, S. 1020]

In Tabelle 6 (Tabelle 4 aus IEC 60076-7) erfolgt eine allgemeine Festlegung der Überlastbarkeitsgrenzen für Transformatoren verschiedener Leistungsklassen.

Tabelle 6: IEC 60076-7 – Tabelle 4 - Strom- und Temperaturgrenzwerte für die Belastung über die Bemessungsleistung hinaus [1, S. 17]

Belastungsarten	Verteilungs- transformatoren (siehe Anmerkung)	Transformatoren mittlerer Leistung (siehe Anmerkung)	Transformatoren hoher Leistung (siehe Anmerkung)
<b>Normale zyklische Belastung</b>			
Strom (bezogener Wert)	1,5	1,5	1,3
Heißpunkttemperatur der Wicklung und von Metallteilen, die in Kontakt mit zellulosehaltigem Isolierstoff stehen (°C)	120	120	120
Heißpunkttemperatur sonstiger Metallteile (in Kontakt mit Öl, Aramidpapier, Glasfaserstoffen) (°C)	140	140	140
Temperatur der obersten Ölschicht (°C)	105	105	105
<b>Notbetrieb über längere Zeit</b>			
Strom (bezogener Wert)	1,8	1,5	1,3
Heißpunkttemperatur der Wicklung und von Metallteilen, die in Kontakt mit zellulosehaltigem Isolierstoff stehen (°C)	140	140	140
Heißpunkttemperatur sonstiger Metallteile (in Kontakt mit Öl, Aramidpapier, Glasfaserstoffen) (°C)	160	160	160
Temperatur der obersten Ölschicht (°C)	115	115	115
<b>Kurzzeitiger Notbetrieb</b>			
Strom (bezogener Wert)	2,0	1,8	1,5
Heißpunkttemperatur der Wicklung und von Metallteilen, die in Kontakt mit zellulosehaltigem Isolierstoff stehen (°C)	siehe 7.2.1	160	160
Heißpunkttemperatur sonstiger Metallteile (in Kontakt mit Öl, Aramidpapier, Glasfaserstoffen) (°C)	siehe 7.2.1	180	180
Temperatur der obersten Ölschicht (°C)	siehe 7.2.1	115	115
ANMERKUNG Die Temperatur- und Stromgrenzwerte gelten nicht gleichzeitig. Der Strom kann auf einen niedrigeren Wert als angegeben begrenzt werden, um die Anforderungen an die Temperaturbegrenzung einzuhalten. Umgekehrt kann die Temperatur auf einen niedrigeren Wert als angegeben begrenzt werden, um die Anforderungen an die Strombegrenzung zu erfüllen.			

### 3.1 Kurzfristiger Notbetrieb

Kurzzeitiger Notbetrieb beschreibt den Einsatz des Transformators deutlich über seiner Bemessungsleistung um kurzfristig schwere Störungen im Netz abzuwenden. Hierbei wird in Kauf genommen, dass auf Grund deutlich höherer Betriebstemperaturen eine beschleunigte Alterung (erhöhter Lebensdauerverbrauch, siehe Kapitel 2.4.2.1) auftritt, sowie ein erhöhtes Ausfallrisiko welches jedoch auf die Zeitspanne der Überlastphase begrenzt ist.

Eine verlässliche thermische Modellierung bzw. im Idealfall eine Direktmessung der Heißpunkttemperatur ist hierbei unerlässlich um in diesem Grenzbetriebszustand die Belastungsgrenzen einzuhalten.

*„Ein kurzzeitiger Notbetrieb stellt immer ein hohes Risiko dar und eignet sich schon deshalb nicht für eine wirtschaftlichere Ausnutzung dieses Betriebsmittels.“ [6]*

Im folgenden Abschnitt sind die wichtigsten begrenzenden Faktoren erläutert:

### **Verringerung der Durchschlagsfestigkeit durch Bildung von Gasblasen**

Die größte Gefahr für Ausfälle stellt die Verringerung der Durchschlagfestigkeit durch die Bildung von Gasblasen auf Grund zu hoher Öltemperaturen dar. Dies kann in Bereichen hoher elektrischer Beanspruchung (d.h. hoher elektrischer Feldstärken) zu Isolationsversagen führen.

Die Grenztemperatur für die Bildung von Gasblasen (Blasenbildungstemperatur bzw. engl. „bubbling temperature“) ist vor allem abhängig vom Feuchtgehalt des Öls. Da zwischen Öl und Isolationspapier ein dynamischer Feuchtigkeitsaustauschprozess in Abhängigkeit von der Temperatur stattfindet ist die Feuchtigkeit im Öl wiederum stark von der Temperatur abhängig.

Zur mathematischen Formulierung der Blasenbildungstemperatur in Abhängigkeit des Öl-Feuchtegehalts werden Beziehungen mit empirisch ermittelten Faktoren, in Abhängigkeit des Isolieröltyps und dessen Alterungszustands verwendet. (siehe dazu auch [27, S. 393], [28], [29], [30])

Gasblasenbildung ist ebenfalls an der Oberfläche metallischer Konstruktionsteile möglich, die durch Streuflüsse erwärmt wurden bzw. auch durch Übersättigung des Öls. Da die so gebildeten Gasblasen jedoch im Allgemeinen in Bereichen niedriger elektrischer Beanspruchung liegen, müssen diese erst in Bereiche höherer elektrischer Beanspruchung wandern um die Durchschlagsfestigkeit zu beeinflussen. [1, S. 12]

### **Verringerung der Kurzschlussfestigkeit**

Ein Betrieb bei höherer Temperatur kann auf Grund der schlechteren mechanischen Eigenschaften die Kurzschlussfestigkeit des Transformators verringern. [1, S. 12]

In IEC 60076-7 wird dazu festgehalten: *„Während oder unmittelbar nach Betrieb mit einer Last über der Bemessungsleistung können Transformatoren möglicherweise nicht die Anforderungen bezüglich der thermischen Kurzschlussfestigkeit nach IEC 60076-5 erfüllen, die auf einer Kurzschlussdauer von 2 s beruhen. In den meisten Fällen ist jedoch die Dauer von Kurzschlussströmen im Betrieb kürzer als 2 s.“* [1, S. 18]

### **Ölausdehnung**

Die Ölausdehnung durch die Übertemperatur muss in der Konstruktion berücksichtigt sein und vom Ölausdehnungsgefäß aufgenommen werden können. [1, S. 18]

### **Stufenschalter**

Vorhandene Stufenschalter müssen für die kurzfristige auftretende hohe Strombelastung ausgelegt und geprüft sein. [1, S. 18]

### **Schutzsysteme**

Es sollte eine vorhergehende Prüfung aller Transformatorschutzsysteme, wie in Kapitel 2.6 beschrieben, erfolgen um die Zuverlässigkeit und Selektivität des Schutzes sicherzustellen.

### 3.2 Notbetrieb über längere Zeit

Da beim Notbetrieb über längere Zeit die Grenztemperaturen geringer angesetzt werden als im kurzzeitigen Notbetrieb ergeben sich im Allgemeinen nur geringfügig erhöhte Ausfallrisiken.

Das Hauptaugenmerk in diesem Betriebszustand liegt auf dem zusätzlichen Lebensdauerverbrauch, der durch die höhere Temperatur des Isolationspapiers bewirkt wird. Der dahinterliegende Mechanismus wurde bereits in Kapitel 2.4.2.1 behandelt. Ein Notbetrieb über längere Zeit stellt daher immer eine Abwägung zwischen den zusätzlichen Kosten durch erhöhten Lebensdauerverbrauch und den eingesparten Kosten durch verringerte Ausfallsenergie dar.

# 4

# Thermische Modellierung von Leistungs- transformatoren

Das Ziel der thermischen Modellierung ist es, eine einfache Lösung zu den komplexen, thermodynamischen Vorgängen im Transformator, in Form einer Temperatur für die oberste Ölschicht (Deckelöltemperatur) bzw. den Heißpunkt der Wicklung, anzugeben. [7, S. 82]

Angewendet werden sollen diese Modelle im Zuge des Projekts um kurzfristige Überlastungsreserven zu ermitteln bzw. um im Rahmen des RTR die Grenzen des Betriebsmittels im Betrieb laufend dynamisch neu festzulegen. Eine zusätzliche Möglichkeit ergibt sich durch Onlineüberwachung im Betrieb, sowie Verwendung der Daten zur Berechnung des Lebensdauerverbrauchs als Basis für zustandsbasierte Wartung im Zuge des Assetmanagements.

## 4.1 Übersicht der Möglichkeiten der Modellierung

In diesem Kapitel werden drei, grundsätzlich verschiedene, Ansätze zur thermischen Modellierung von Leistungstransformatoren beschrieben, die derzeit als Standardmodelle in der industriellen Anwendung im Gebrauch sind bzw. dem aktuellen Stand der wissenschaftlichen Forschung entsprechen.

Repräsentativ für die in den einschlägigen Normen beschriebenen thermischen Modelle aus C57.91-1995 bzw. C57.91-2011, sowie IEC 60354-1991 und IEC60076-7 wurde das Differentialgleichungsmodell aus IEC60076-7 gewählt.

Stellvertretend für die breite Gruppe der thermoelektrischen Analogiemodelle, welche zum großen Teil auf *Swift et.al.* basieren, wurden das Modell von *Susa*, sowie Erweiterungen von *Radakovic et.al.* zur Berücksichtigung der Stufenstellerposition als Repräsentanten gewählt. Zusätzlich wurde die von *Qi et.al.* vorgeschlagene Kombination des thermoelektrischen Analogiekonzepts mit einer Support-Vector-Machine zur Fehlerkorrektur als erweiternder Ansatz behandelt. Dabei wird dem thermischen Modell zusätzlich eine Support-Vector-Machine (SVM) nachgeschaltet, welche mittels Daten des Modellierungsfehlers trainiert wird und diesen auf Basis der aktuellen Eingangsdaten (Auslastung, Umgebungstemperatur) abschätzt. Mittels dieses Wertes sollen systematische Modellfehler reduziert werden.

Als dritte Gruppe werden Methoden der künstlichen Intelligenz (*Vilathong et.al.* [31]) betrachtet. Hier wurde der genaueren Betrachtung von neuronalen Netzen der Vorzug gegenüber der Anwendung von Genetic Programming, wie von *Seier et.al.* [32, S. 1019] vorgeschlagen, gegeben. Deren Einsatz wurde hier, im Gegensatz zur Kombination einer SVM mit einem thermoelektrischen Analogiemodell, als völlig eigenständiges Modell ohne physikalischen Hintergrund betrachtet.

Die Berechnung erfolgt bei diesen Modellen in zwei Schritten. Einerseits wird die Übertemperatur der obersten Ölschicht (Deckelöltemperatur) gegenüber der Umgebungstemperatur ermittelt ( $\Delta\vartheta_o$ ), andererseits die Übertemperatur des Heißpunktes gegenüber der Deckelöltemperatur ( $\Delta\vartheta_h$ ). Die absolute Heißpunkttemperatur ( $\vartheta_h$ ) ergibt sich somit als Summe

$$\vartheta_h = \vartheta_{amb} + \Delta\vartheta_o + \Delta\vartheta_h \quad (4.1)$$

wobei  $\vartheta_{amb}$  die Umgebungstemperatur darstellt.

## 4.2 IEC60076-7 Differentialgleichungsmodell

In IEC60076-Teil 7 (Leitfaden für die Belastung von ölgefüllten Leistungstransformatoren) werden sowohl ein Exponentialgleichungsmodell als auch ein Differentialgleichungsmodell für die Berechnung der Deckelöltemperatur, sowie der Heißpunkttemperatur, beschrieben, welche de facto den Industriestandard darstellen.

Die Darstellung als Differentialgleichung ist vor allem zur Implementierung in Softwarelösungen zur Berechnung der Heißpunkttemperatur aus kontinuierlichen Monitoring-Daten, gedacht. Die alternative Darstellung als Exponentialfunktionen wird für vereinfachte händische Berechnungen bzw. zur Berechnung in Tabellenkalkulationssoftware verwendet.

Die Wärmekapazitäten des Öls und der Wicklungen werden im Modell über die Zeitkonstanten  $\tau_o$  bzw.  $\tau_w$  berücksichtigt. Das Differentialgleichungsmodell in IEC 60076-7 ist eine Weiterentwicklung des Modells aus IEC 60354-1991. Es verfeinert die Ölzeitkonstante  $\tau_o$ , um den Stillstand des Öls im unteren Teil des Kessels bei ON-Kühlung abzubilden indem der Korrekturfaktor  $k_{11}$  eingefügt wurde. [7, S. 83-

84] Es wurde bereits in einer Vielzahl wissenschaftlicher Publikationen thematisiert, bzw. als Vergleichsmodell für Weiterentwicklungen betrachtet. Unter anderen haben es z.B. Yang und Strickland bewertet und als geeignetstes Modell empfohlen. [23, S. 6]

Diese Modelle benötigen neben empirisch ermittelten - in der Norm in Abhängigkeit vom Kühlungsmodus tabellierten - Werten nur einige wenige zusätzliche Parameter, die aus Standard-Werkstest ermittelt werden können. (Erwärmungsprüfung/Heat-Run-Test) Die für die Modellierung wichtigen Parameter sind hierbei die Deckelölübertemperatur ( $\Delta\vartheta_{or}$ ) sowie die Heißpunktübertemperatur ( $\Delta\vartheta_{hr}$ ), jeweils bei Bemessungsverlusten und die aus den Zeitverläufen des HRT ablesbaren Öl- und Wicklungszeitkonstanten  $\tau_o$  und  $\tau_w$ .

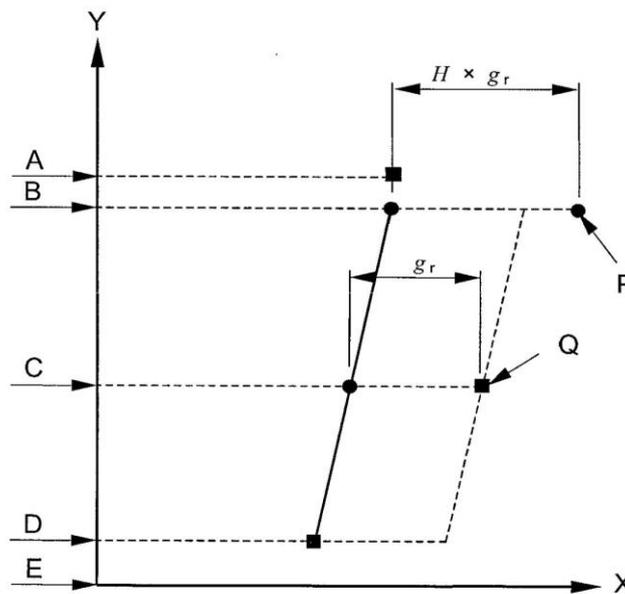


Abbildung 33: Diagramm der vereinfacht als linear angenommenen Temperaturverteilung im Transformatorkegel [1, S. 21]

A ... Temperatur der obersten Ölschicht, die aus dem Mittelwert der Temperatur des aus dem Kessel austretenden Öls und der Temperatur in der Öltasche des Kessels abgeleitet wird

B ... Ölmischtemperatur im Kessel an der Wicklungsoberkante  
(oft als gleiche Temp. wie A angenommen)

C ... mittlere Temperatur des Öls im Kessel

D ... Öltemperatur an der Wicklungsunterkante

E ... stellt den Kesselboden dar

$g_r$  ... Gradient mittlere Wicklungstemperatur zu mittlerer Öltemperatur  
bei Bemessungsstrom

H ... Heißpunktfaktor

P ... Heißpunkttemperatur

Q ... mittlere Wicklungstemperatur, die durch Widerstandsmessung ermittelt wird

Auf der Abszisse in Abbildung 33 ist die Über- und Untertemperatur aufgetragen, auf der Ordinate die vertikale Lage. Die Darstellung beschreibt die wichtigsten Punkte die im Zuge der thermischen Modellierung

verwendet werden und die vereinfachten, linearisierten Zusammenhänge (siehe dazu auch Kapitel 2.4.2.2).

[1, S. 20-21]

Es werden in diesem Modell grundsätzlich folgende Vereinfachungen für die Modellierung angenommen:

- Die angegebenen Differentialgleichungen wurden anhand eines vereinfachten thermischen Ersatzschaltbildes abgeleitet, das von einer linearen Temperaturverteilung innerhalb des Transformators ausgeht. Es wird dabei angenommen, dass der Temperaturunterschied von der untersten zur obersten Wicklung, unabhängig von der Kühlungsart, linear ansteigt und der Temperatursprung  $g_r$  zwischen Wicklung und Öl über die gesamte Höhe der Wicklung konstant ist.
- Die Differenz zwischen der Temperatur der obersten Ölschicht (Deckelöltemperatur) und der Eintrittstemperatur in den Radiator wird vernachlässigt.
- Die Temperaturabhängigkeit der thermischen Übergangswiderstände wird vernachlässigt.
- Die Temperaturabhängigkeit der Ölviskosität wird vernachlässigt

[1, S. 20-21]

Wie in Abbildung 33 zu erkennen ist wird die Übertemperatur des Heißpunktes gegenüber der Öltemperatur höher als die Übertemperatur der obersten Wicklung angenommen. Diese Annahme ist dadurch begründet, dass ein Zuschlag für Inhomogenität des Streuflusses, des Ölflusses sowie der Wicklungsisololation vorgesehen werden muss.

[7, S. 82]

Zusätzliche Erweiterungen für dieses Modell, wie die von *Das et.al.* vorgestellte Berücksichtigung von harmonischen Frequenzen und unsymmetrischer Belastung werden nicht verwendet, da diese Effekte für den Übertragungsnetzbereich nur von untergeordneter Bedeutung sind. [33, S. 5-7]

#### 4.2.1 Deckelöltemperaturmodell

Eingangsgrößen für das Differentialgleichungsmodell nach IEC60076-7 sind der Auslastungsfaktor  $K$  sowie die Umgebungstemperatur  $\vartheta_a$  als Messdaten bzw. prognostizierten Daten in Form von Zeitreihen.

Die Differentialgleichung zur Beschreibung der Deckelöltemperatur ist grundsätzlich nur für OD-Kühlung linear, da hier der Ölstrom richtigerweise als unabhängig von der Temperatur angenommen werden kann. Bei natürlichem Ölumlauf würde die Ölgeschwindigkeit von der Temperatur abhängen, wodurch die Differentialgleichung nichtlinear wäre.

Gleiches gilt für die Kühlung. Ausgehend von der Annahme von Luft als externes Kühlmedium wäre nur bei Zwangskühlung, also beim Vorhandensein von Lüftern (AF) die Strömungsgeschwindigkeit der Luft

unabhängig von der Temperatur. Bei natürlicher Konvektion (AN) würde die Abhängigkeit der Luftgeschwindigkeit von der Temperatur wiederum auf eine nichtlineare Differentialgleichung führen.

Dadurch würde kein rein exponentielles Verhalten der Übertemperatur der obersten Ölschicht bzw. der Übertemperatur des Heißpunktes auftreten. Zur Vereinfachung wurde im vorliegenden Modell die Annahme getroffen, dass nur der Endwert vom Kühlungsmodus (ON, OF, OD) beeinflusst wird, die exponentielle Form der Zeitfunktion jedoch erhalten bleibt. Der dadurch entstehende Fehler kann vernachlässigt werden.

[1, S. 40]

Mit diesen Annahmen ergibt sich die lineare Differentialgleichung

$$\left(\frac{1 + K^2 \cdot R}{1 + R}\right)^x \cdot \Delta\vartheta_{or} = k_{11} \cdot \tau_0 \cdot \frac{d\vartheta_o}{dt} + (\vartheta_o - \vartheta_a) \quad (4.2)$$

$K$  ... Auslastungsfaktor

$R$  ... Verlustverhältnis

$x$  ... Ölexponent

$\Delta\vartheta_{or}$  ... Übertemperatur der obersten Ölschicht bei Bemessungsverlusten [K]

$k_{11}$  ... Korrekturfaktor für  $\tau_0$

$\vartheta_o$  ... Temperatur der obersten Ölschicht [°C]

$\vartheta_a$  ... Umgebungstemperatur [°C]

$\Delta\vartheta_{or}$  ... Übertemperatur der obersten Ölschicht bei Bemessungsverlusten [K]

bzw. für die Implementierung in MATLAB® Simulink®, als

$$\frac{d\vartheta_o}{dt} = \left(\frac{1 + K^2 \cdot R}{1 + R}\right)^x \cdot \frac{\Delta\vartheta_{or}}{k_{11} \cdot \tau_0} - \frac{(\vartheta_o - \vartheta_a)}{k_{11} \cdot \tau_0} \quad (4.3)$$

[1, S. 29]

#### 4.2.2 Heißpunktmodell

Das Heißpunktmodell wird durch eine lineare Differentialgleichung zweiter Ordnung beschrieben, die für eine vereinfachte Implementierung in zwei Differentialgleichungen erster Ordnung aufgeteilt werden kann. Es wurde durch Berücksichtigung der Überschwingung verfeinert, die auf Grund der Massenträgheit, in auf natürlicher Konvektion basierenden Kühlsystemen, entsteht. (Überschwingfaktoren  $k_{21}$  und  $k_{22}$ )

[7, S. 83-84]

Als Eingangswert wird hier nur die Auslastung  $K$  verwendet. Die beiden Gleichungen

$$k_{21} \cdot K^y \cdot \Delta\vartheta_{hr} = k_{22} \cdot \tau_w \cdot \frac{d\vartheta_{h1}}{dt} + \Delta\vartheta_{h1} \quad (4.4)$$

und

$$(k_{21} - 1) \cdot K^y \cdot \Delta\vartheta_{hr} = \frac{\tau_o}{k_{22}} \cdot \frac{d\vartheta_{h2}}{dt} + \Delta\vartheta_{h2} \quad (4.5)$$

werden mittels

$$\Delta\vartheta_h = \Delta\vartheta_{h1} - \Delta\vartheta_{h2} \quad (4.6)$$

zusammengefasst und ergeben so die Übertemperatur  $\Delta\vartheta_h$  des Heißpunktes.

$k_{21}$  ... *Überschwingfaktor*

$k_{22}$  ... *Überschwingfaktor*

$y$  ... *Wicklungsexponent*

$\Delta\vartheta_h$  ... *Übertemperatur des Heißpunktes [K]*

$\Delta\vartheta_{hr}$  ... *Übertemperatur des Heißpunktes bei Bemessungsverlusten [K]*

$\Delta\vartheta_{h1}$  ... *1. Teilfaktor für Übertemperatur des Heißpunktes [K]*

$\Delta\vartheta_{h2}$  ... *2. Teilfaktor für Übertemperatur des Heißpunktes [K]*

$\tau_w$  ... *Wicklungszeitkonstante [min]*

In den Gleichungen (4.4) und (4.5) wird zusätzlich zur Wärmeträgheit die mechanische Trägheit des Kühlmediums Öl berücksichtigt, deren Stärke vom Kühlungstyp abhängig ist. Bei natürlicher Kühlung (ON) ist der Effekt am stärksten, kleiner bei erzwungener Ölzirkulation (OF) und vernachlässigbar bei gerichtetem Ölfluss (OD).

[1, S. 40-41]

Als Standardform der Gleichungen (4.4) und (4.5) für die Implementierung in MATLAB® Simulink® ergibt sich somit

$$\frac{d\vartheta_{h1}}{dt} = \frac{k_{21} \cdot K^y \cdot \Delta\vartheta_{hr}}{k_{22} \cdot \tau_w} - \frac{\Delta\vartheta_{h1}}{k_{22} \cdot \tau_w} \quad (4.7)$$

und

$$\frac{d\vartheta_{h2}}{dt} = \frac{(k_{21} - 1) \cdot K^y \cdot k_{22}}{\tau_o} \cdot \Delta\vartheta_{hr} - \frac{k_{22}}{\tau_o} \cdot \Delta\vartheta_{h2} \quad (4.8)$$

### 4.2.3 Parametrierung der Modelle

Wie bereits beschrieben basiert die Parametrierung im Allgemeinen auf empirisch ermittelten, tabellierten Daten und Messergebnissen aus der Erwärmungsprüfung des Transformators.

#### Tabellierte Werte

Abhängig von der Kühlungsart werden die Parameter  $x$ ,  $y$ ,  $k_{11}$ ,  $k_{21}$ ,  $k_{22}$ ,  $\tau_w$ ,  $\tau_o$  aus Tabelle 7 abgelesen.

Tabelle 7: Empfohlene thermische Kennwerte [1, S. 51]

	Verteilungs- transformatoren	Transformatoren mittlerer und hoher Leistung			
	ONAN	ONAN	ONAF	OF	OD
Ölexponent $\chi$	0,8	0,8	0,8	1	1
Wicklungsexponent $\gamma$	1,6	1,3	1,3	1,3	2
Konstante $k_{11}$	1	0,5	0,5	1	1
Konstante $k_{21}$	1	2	2	1,3	1
Konstante $k_{22}$	2	2	2	1	1
Zeitkonstante $\tau_o$	180	210	150	90	90
Zeitkonstante $\tau_w$	4	10	7	7	7

„ANMERKUNG Bei ON- und OF-Kühlung wirkt die Veränderung der Ölviskosität den Auswirkungen der Schwankung des ohmschen Widerstandes der Leiter entgegen. Tatsächlich ist die Kühlwirkung der Veränderung der Ölviskosität stärker als die Heizwirkung der Widerstandsänderung. Dieser Umstand wurde durch den Wicklungsexponenten von 1,3 in der nachfolgenden Tabelle 5 berücksichtigt. Bei OD-Kühlung ist der Einfluss der Ölviskosität auf die Übertemperaturen schwach und die Auswirkungen der Schwankung des ohmschen Widerstandes sind zu berücksichtigen. Ein angenäherter Korrekturterm (mit Vorzeichen) für die Übertemperatur des Heißpunktes bei OD ist  $0,15 \cdot (\Delta\vartheta_h - \Delta\vartheta_{hr})$ .“ [1, S. 25]

Je nach vorhandenen zusätzlichen Daten ist eine Verbesserung durch Anpassung der empirischen Werte an die realen Transformator- und Kühlungseigenschaften möglich.

Eine nichtlineare Least-Square-Regressionsanalyse zur Anpassung der thermischen Konstanten  $k_{11}$ ,  $k_{21}$ ,  $k_{22}$  mittels Daten der Erwärmungsprüfung, ausgehend von den tabellierten Werten, an den realen Transformator schlagen Susa und Nordmann vor, um die als zu konservativ eingeschätzten Ergebnisse zu verbessern. [34]

### Berücksichtigung der Aufstellbedingungen

Bei Transformatoren, die nicht freistehend, sondern in zusätzlichen Einhausungen bzw. Gebäuden aufgestellt werden, muss eine zusätzliche Übertemperatur, die ca. die Hälfte der Übertemperatur der Luft in diesem Gehäuse beträgt, berücksichtigt werden. Dazu sollte die Ölübertemperatur bei Bemessungsverlusten  $\Delta\vartheta_{or}$  durch  $\Delta\vartheta_{or}'$  ersetzt werden.

$$\Delta\vartheta_{or}' = \Delta\vartheta_{or} + \Delta(\Delta\vartheta_{or}) \quad (4.9)$$

$\Delta(\Delta\vartheta_{or})$  ...zusätzliche Übertemperatur bei Bemessungsverlusten [K]

Die zusätzliche Übertemperatur sollte durch Messung vor Ort bestimmt werden. Ersatzweise können auch die Werte aus Tabelle 8 verwendet werden. Diese Werte müssen durch zwei geteilt werden, um die ungefähre zusätzliche Übertemperatur  $\Delta(\Delta\vartheta_{or})$  zu erhalten. [1, S. 30-31]

Tabelle 8: Korrekturwerte für erhöhte Umgebungstemperatur durch Gehäuse [1, S. 30-31]

Gehäuseart	Anzahl der installierten Transformatoren	Korrektur K (zur gewichteten Umgebungstemperatur zu addieren)			
		Transformatorgröße			
		250 kVA	500 kVA	750 kVA	1000 kVA
<b>Unterirdische Gewölbe mit natürlicher Belüftung</b>	1	11	12	13	14
	2	12	13	14	16
	3	14	17	19	22
<b>Keller und Gebäude mit schlechter natürlicher Belüftung</b>	1	7	8	9	10
	2	8	9	10	12
	3	10	13	15	17
<b>Gebäude mit guter natürlicher Belüftung und unterirdische Gewölbe und Keller mit Zwangsbelüftung</b>	1	3	4	5	6
	2	4	5	6	7
	3	6	9	10	13
<b>Kompaktstationen (siehe Anmerkung 2)</b>	1	10	15	20	

ANMERKUNG 1: Die oben angegebenen Korrekturzahlen für die Temperatur wurden für übliche Lastbedingungen von Stationen unter Anwendung repräsentativer Werte für Transformatorverluste geschätzt. Sie beruhen auf den Ergebnissen einer Reihe von Prüfungen mit natürlicher Kühlung und Zwangskühlung in unterirdischen Gewölben und Stationen, und auf zufälligen Messungen in Stationen und Kompaktstationen.

ANMERKUNG 2: Diese Korrektur ist für Kompaktstationen nicht erforderlich, wenn die Erwärmungsprüfung am Transformator mit Einhausung als vollständige Einheit durchgeführt wurde.

### Berücksichtigung der Stufenstellerposition

Da die Kurzschlussverluste eines Transformators von der gewählten Anzapfung abhängig sind, wird für die Modellierung ein vereinfachter Ansatz angewandt, um den Einfluss auf das Verlustverhältnis zu modellieren.

Dieser allgemeingültige Ansatz ist in Abbildung 34 dargestellt.

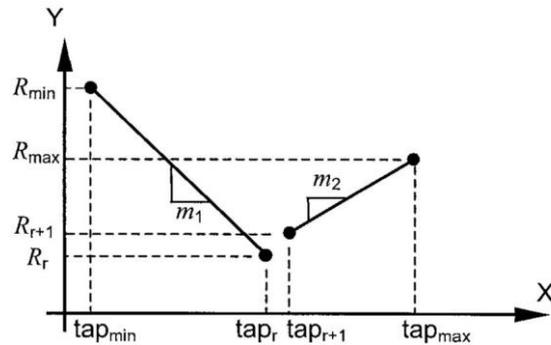


Abbildung 34: Prinzipielle Abhängigkeit der Verluste von der gewählten Anzapfung [1, S. 32]

Es wird vereinfacht zwischen der Bemessungsstellung und kleinster bzw. größter Anzapfung ein linearer Verlauf angenommen.

Da die Leerlaufverluste als konstant angenommen werden können, wirkt sich die Änderung direkt proportional auf das Verlustverhältnis aus, welches die Übertemperatur der obersten Ölschicht beeinflusst.

Es werden dazu die Steigungen der beiden linearen Funktionen ermittelt zu

$$m_1 = \frac{R_r - R_{\min}}{\text{tap}_r - \text{tap}_{\min}} \quad (4.10)$$

$R_r$  ... Verlustverhältnis bei Bemessungsstellung

$R_{\min}$  ... Verlustverhältnis bei kleinster Anzapfung

$\text{tap}_r$  ... Bemessungsstellung des Stufenstellers

$\text{tap}_{\min}$  ... kleinste Anzapfung des Stufenstellers

und

$$m_2 = \frac{R_{\max} - R_{r+1}}{\text{tap}_{\max} - \text{tap}_{r+1}} \quad (4.11)$$

$R_{\max}$  ... Verlustverhältnis bei oberster Anzapfung

$R_{r+1}$  ... Verlustverhältnis bei erster Anzapfung oberhalb der Bemessungsstellung

$\text{tap}_{\max}$  ... größte Anzapfung des Stufenstellers

$\text{tap}_{r+1}$  ... erste Anzapfung oberhalb der Bemessungsstellung

Das Verlustverhältnis als Funktion der Stufenstellerposition  $R(\text{tap})$  ergibt sich damit für Stufenstellerpositionen oberhalb der Bemessungsstellung ( $\text{tap}_{r+1}$  bis  $\text{tap}_{\max}$ ) zu

$$R(\text{tap}) = R_{r+1} + (\text{tap} - \text{tap}_{r+1}) \cdot m_2 \quad (4.12)$$

und für Positionen unterhalb der Bemessungsstellung ( $\text{tap}_{\min}$  bis  $\text{tap}_r$ ) zu

$$R(\text{tap}) = R_r + (\text{tap} - \text{tap}_r) \cdot m_1 \quad (4.13)$$

wobei  $t_{ap}$  die aktuell gewählte Stufenstellerposition bezeichnet.

[1, S. 32]

### Berechnung der Wicklungs- und Ölzeitkonstante

Als Alternative zu den tabellierten Werten können diese Zeitkonstanten bei Bekanntsein der erforderlichen Konstruktionsparameter auch berechnet werden.

Die **Wicklungszeitkonstante**  $\tau_w$  kann aus Messungen zu einem bestimmten Lastfall bestimmt werden zu

$$\tau_w = \frac{m_w \cdot c \cdot g}{60 \cdot P_w} \quad (4.14)$$

$\tau_w$  ... Wicklungszeitkonstante bei betrachteter Last [min]

$m_w$  ... Masse der Wicklung [kg]

$c$  ... spez. Wärmekapazität der Leiterwerkstoffes  $\left[\frac{Ws}{kg}\right]$

z. B. : 390 für Cu, 890 für Al

$g$  ... Gradient der Wicklungstemperatur bei betrachteter Last [K]

$P_w$  ... Wicklungsverluste bei betrachteter Last [W]

Die **Ölzeitkonstante** wird nach den Vorgaben der IEEE C57.91-2011 Belastungsrichtlinie für ölgefüllte Transformatoren berechnet.

Für natürliche Ölzirkulation (ONAN und ONAF) entspricht die Wärmekapazität  $C$

$$C = 0,132 \cdot m_A + 0,0882 \cdot m_T + 0,400 \cdot m_O \quad (4.15)$$

$m_A$  ... Masse von Kern und Wicklungen [kg]

$m_T$  ... Masse von Kessel und Armaturen die in Kontakt mit erwärmten Öl stehen [kg]

$m_O$  ... Masse des Öls [kg]

Für erzwungenen Ölumlaufl (OF und OD) beträgt die Wärmekapazität  $C$

$$C = 0,132 \cdot (m_A + m_T) + 0,580 \cdot m_O \quad (4.16)$$

Die Ölzeitkonstante  $\tau_o$  errechnet sich damit zu

$$\tau_o = \frac{C \cdot \Delta\vartheta_{om} \cdot 60}{P} \quad (4.17)$$

$\tau_o$  ... mittlere Ölzeitkonstante [min]

$\Delta\vartheta_{om}$  ... mittlere Ölüber Temperatur über Umgebungstemperatur bei betrachteter Last [K]

$P$  ... Verluste bei betrachteter Last [W]

[1, S. 33-34]

#### 4.2.4 Parametrierung mittels Regressionsanalyse

Alternativ zur Verwendung der tabellierten empirischen Daten, sowie den Ergebnissen aus der Erwärmungsprüfung, besteht die Möglichkeit - wie auch bei den thermoelektrischen Analogiemodellen üblich - die Modellparameter mittels Regressionsanalyse zu bestimmen.

Mit verschiedenen Verfahren der Parameterbestimmung für das IEC 60076-7 Differentialgleichungsmodell haben sich *Chittock et.al.* in ihrer Arbeit auseinandergesetzt. [35]

Vorgeschlagen wird dabei, im Gegensatz zur üblichen Anwendung der Methode der kleinsten Quadrate die Verwendung einer gewichteten Regressionsfunktion um die Bedeutung verschiedener Abweichungen bewerten zu können. Hierbei werden mehrere Fehlerbewertungen für verschiedene Datensätze durchgeführt, deren Ergebnisse normalisiert und diese dann mit Gewichtungen beaufschlagt. Die gewichtete Vorgehensweise trägt laut *Chittock et.al.* dazu bei, einen Parametersatz zu bestimmen mit dem die maximale Temperatur weniger oft unterschätzt wird. Eine vorgeschlagene Gewichtung ist in Tabelle 9 aufgezeigt. [35]

Tabelle 9: Gewichtungsbeispiel für die Regressionsanalyse [35]

Funktion	Gewichtung
Quadratisches Fehlermittel über eine Woche	12
Quadratisches Fehlermittel für Tag mit höchster Temperatur	3
Abweichung der Spitzenwerte – Gemittelt über eine Woche	8
Abweichung der Spitzenwerte – Gemittelt über eine Woche	2
Zeitdifferenz der Spitzenwerte (Medianwerte) – Gemittelt über eine Woche	3
Zeitdifferenz der Spitzenwerte (Medianwerte) – Tag mit höchster Temperatur	1

### 4.3 Thermoelektrische Analogiemodelle

Das Konzept der thermischen Modellierung in Analogie zu elektrischen Schaltkreisen für die Verwendung in Bezug auf Leistungstransformatoren wurde als Erstes von *Swift et.al.* aufgegriffen. [36, S. 171-173] In der Folge wurde dieser Ansatz von verschiedensten Autoren aufgegriffen und weiterentwickelt. (*Susa* [37], *Tang et.al.* [38], *Zhu et.al.* [39], *Qi et.al.* [40], *Ben-Gang et.al.* [41], *Weigen et.al.* [42], *Radakovic et.al.* [43]) Im Hinblick auf die praktische Anwendung im Kontext des dynamischen Verfügbarkeitsmanagement und der im realen Einsatz beschränkten Verfügbarkeit der - in vielen Modellen notwendigen - zusätzlichen Trafo-Kenndaten, wurde aus der großen Gruppe vorhandener und betrachteter Modelle das von *Susa* [37] vorgestellte, und auf *Swift et.al.* [36, S. 171-173] basierende Modell, als Basis für die weiteren Betrachtungen verwendet.

Als zusätzliche Erweiterung wird die von *Radakovic et.al.* [43] vorgestellte Berücksichtigung der Stufenstellerposition betrachtet.

Ein weiterer Schwerpunkt liegt auf der Kombination des thermoelektrischen Analogiemodells mit einer Support-Vector-Machine wie von *Qi et.al.* [40] vorgeschlagen.

### Allgemeines zu thermoelektrischen Analogiemodellen

Thermoelektrische Analogiemodelle werden in vielen Bereichen angewendet um thermische Zusammenhänge in übersichtlicher, und für elektrotechnisch ausgebildete Personen intuitiver Form darzustellen [36]

Ausgehend von der umgeformten Energiebilanzgleichung eines thermischen Prozesses

$$q = C_{th} \cdot \frac{d\vartheta}{dt} + \frac{\vartheta - \vartheta_{amb}}{R_{th}} \quad (4.18)$$

$q$  ... Wärmestrom [W]

$C_{th}$  ... Wärmespeichervermögen  $\left[\frac{J}{K}\right]$

$\vartheta$  ... Temperatur [ $^{\circ}C$ ]

$R_{th}$  ... thermischer Übergangswiderstand  $\left[\frac{K}{W}\right]$

$\vartheta_{amb}$  ... Umgebungstemperatur [ $^{\circ}C$ ]

kann durch direkte Gegenüberstellung mit der Gleichung

$$i = C_{el} \cdot \frac{du}{dt} + \frac{u}{R_{el}} \quad (4.19)$$

$i$  ... el. Strom [A]

$C_{el}$  ... el. Kapazität [F]

$u$  ... el. Spannung [V]

$R_{el}$  ... el. Widerstand [ $\Omega$ ]

eines einfachen RC-Schaltkreises, wie in Abbildung 35 dargestellt, die folgende Analogie abgeleitet werden.

Tabelle 10: Thermoelektrische Analogie [37, S. 21-23]

Thermisch			Elektrisch		
Wärmeleistung	$q$	$W$	Strom	$i$	$A$
Temperatur	$\vartheta$	$^{\circ}C$	Spannung	$u$	$V$
Widerstand	$R_{th}$	$\frac{K}{W}$	Widerstand	$R_{el}$	$\Omega$
Kapazität	$C_{th}$	$\frac{J}{K}$	Kapazität	$C_{el}$	$F$

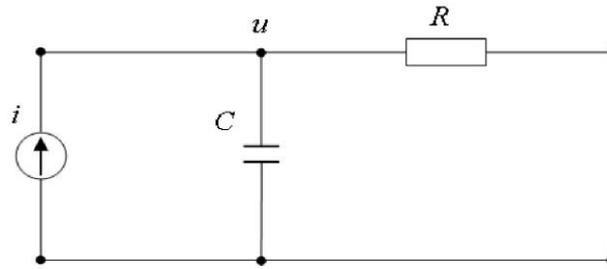


Abbildung 35: Einfacher elektrischer RC-Schaltkreis [37, S. 22]

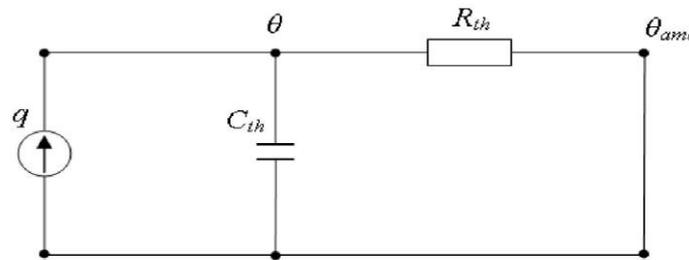


Abbildung 36: Analoger thermischer Schaltkreis [37, S. 22]

Im Sinne der Analogie entspricht die thermische Kapazität demnach dem Wärmespeichervermögen des Materials, und der thermische Übergangswiderstand beschreibt die Wärmeübergangseigenschaften des Materials. [37, S. 21-23]

Es ergeben sich daher auch die grundlegenden, thermischen Zusammenhänge entsprechend den elektrischen Grundgleichungen. [36]

Tabelle 11: Grundgleichungen thermoelektrische Analogie

Thermisch	Elektrisch
$\vartheta = R_{th} \cdot q$	$u = R_{el} \cdot i$
$q = C_{th} \cdot \frac{d\vartheta}{dt}$	$i = C_{el} \cdot \frac{du}{dt}$

**Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der thermischen Parameter**

In den grundlegenden Gleichungen wird Temperaturunabhängigkeit vorausgesetzt. *Swift et.al.* haben in ihrem Erstwerk zu thermoelektrischen Analogiemodellen bereits eine Temperaturabhängigkeit des Wärmeübergangs mittels des Parameters *n* berücksichtigt. [36]

Als Beispiel ist in Tabelle 12 die Temperaturabhängigkeit einiger wichtiger Trafoparameter angegeben. Daraus ist die Sinnhaftigkeit der Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit klar ersichtlich. [37, S. 21-23]

Tabelle 12: Thermische Eigenschaften von Transformatoröl [37, S. 21-23]

Temperatur	Dichte	Spezifische Wärmekapazität	Thermische Leitfähigkeit	Ausdehnungskoeffizient	Viskosität
$^{\circ}\text{C}$	$\frac{\text{kg}}{\text{m}^3}$	$\frac{\text{Ws}}{\text{kgK}}$	$\frac{\text{W}}{\text{mK}}$	$\frac{1}{^{\circ}\text{C}}$	$\frac{\text{kg}}{\text{ms}}$
-15	896.885	1900	0.1262	$8.6 \times 10^{-4}$	0.0694
-5	890.295	1940	0.1247	$8.6 \times 10^{-4}$	0.0463
5	883.705	1980	0.1232	$8.6 \times 10^{-4}$	0.0318
15	877.115	2020	0.1217	$8.6 \times 10^{-4}$	0.0224
25	870.525	2060	0.1201	$8.6 \times 10^{-4}$	0.0162
35	863.935	2100	0.1186	$8.6 \times 10^{-4}$	0.0119
45	857.345	2140	0.1171	$8.6 \times 10^{-4}$	0.0089
55	850.755	2180	0.1156	$8.6 \times 10^{-4}$	0.0068
65	844.165	2220	0.1140	$8.6 \times 10^{-4}$	0.0053
75	837.575	2260	0.1125	$8.6 \times 10^{-4}$	0.0042
85	830.985	2300	0.1110	$8.6 \times 10^{-4}$	0.0033
100	821.100	2360	0.1087	$8.6 \times 10^{-4}$	0.0024

Im Modell von Susa wird dies über einen nichtlinearen thermischen Übergangswiderstand  $R_{th-oil}$  berücksichtigt.

$$R_{th-oil} = \frac{1}{h \cdot A} = \frac{\Delta\vartheta_{oil}}{q} \quad (4.20)$$

$h$  ... Wärmeübergangskoeffizient  $\left[ \frac{\text{W}}{\text{m}^2\text{K}} \right]$

$A$  ... Fläche  $[\text{m}^2]$

$\Delta\vartheta_{oil}$  ... Gradient der Öltemperatur  $[\text{K}]$

$q$  ... Wärmestrom  $[\text{W}]$

Die Nichtlinearität des Übergangswiderstands entsteht hierbei über die invers proportionale Abhängigkeit vom Wärmeübergangskoeffizient  $h$ , welcher wiederum eine im Folgenden beschriebene nichtlineare Abhängigkeit von der Temperatur besitzt.

Die Beschreibung von natürlichen Konvektionsstrom-Ölflüssen entlang vertikaler, geneigter und horizontaler Flächen kann mittels der folgenden empirischen Gleichung beschrieben werden.

$$N_u = C \cdot (G_r \cdot P_r)^n \quad (4.21)$$

Wobei  $C$  und  $n$  empirische Konstanten sind, die beschreiben ob die Ölströmung laminar oder turbulent verläuft.

Tabelle 13: Empirische Konstanten C und n

Ölzirkulation	C	N
Laminar	0,59	0,25
Turbulent	0,10	0,33

Durch Einsetzen der 3 Beziehungen für Nußelt-Zahl  $N_u$ , Prandtl-Zahl  $P_r$  und Grashof-Zahl  $G_r$

$$N_u = \frac{h \cdot L}{k} \quad (4.22)$$

$$P_r = \frac{c_{oil} \cdot \mu}{k} \quad (4.23)$$

$$G_r = \frac{L^3 \cdot \rho_{oil}^2 \cdot g \cdot \beta \cdot (\Delta\vartheta_{oil})}{\mu^2} \quad (4.24)$$

ergibt sich folgender Zusammenhang

$$\frac{h \cdot L}{k} = C \cdot \left( \left( \frac{c_{oil} \cdot \mu}{k} \right) \cdot \left( \frac{L^3 \cdot \rho_{oil}^2 \cdot g \cdot \beta \cdot (\Delta\vartheta_{oil})}{\mu^2} \right) \right)^n \quad (4.25)$$

$L$  ... charakteristische Länge der durchströmten Geometrie [m]

$g$  ... Gravitationskonstante  $\left[ \frac{m^3}{kg \cdot s^2} \right]$

$k$  ... Wärmeleitfähigkeit von Öl  $\left[ \frac{W}{m \cdot K} \right]$

$\rho_{oil}$  ... Dichte von Öl  $\left[ \frac{kg}{m^3} \right]$

$\beta$  ... Wärmeausdehnungskoeffizient von Öl  $\left[ \frac{1}{K} \right]$

$c_{oil}$  ... spezifische Wärmekapazität von Öl  $\left[ \frac{J}{kg \cdot K} \right]$

$\mu$  ... Ölviskosität  $\left[ \frac{kg}{m \cdot s} \right]$

$\Delta\vartheta_{oil}$  ... Öltemperaturgradient [K]

Da die Veränderung der Viskosität mit der Temperatur alle anderen Parameterschwankungen bei weitem übersteigt werden alle anderen Parameter in einer Konstanten zusammengefasst und nur die Viskosität explizit als temperaturabhängiger Parameter im Modell betrachtet. Dies führt auf folgende Gleichung für  $h$ :

$$h = C_1 \cdot \left( \frac{\Delta\vartheta_{oil}}{\mu} \right)^n \quad (4.26)$$

wobei die Konstante  $C_1$  mittels

$$C_1 = C \cdot \left( \rho_{oil}^2 \cdot g \cdot \beta \cdot k^{\frac{1-n}{n}} \cdot L^{\frac{3 \cdot n - 1}{n}} \cdot c_{oil} \right)^n \quad (4.27)$$

bestimmt werden kann.

Die Abhängigkeit der Viskosität von der Temperatur ist gegeben durch

$$\mu = A_1 \cdot e^{\left(\frac{A_2}{\vartheta_{oil} + 273}\right)} \quad (4.28)$$

wobei die empirischen Parameter  $A_1$  und  $A_2$  gemäß IEEE C57-91 definiert sind als:

Tabelle 14: Ölkonstanten

Ölkonstante	Transformatoröl	Silikone
$A_1$	$0,13573 \times 10^{-5}$	$0,12127 \times 10^{-3}$
$A_2$	2797,3	1782,3

[37, S. 24-26]

### Herleitung des Deckelöl-Differentialgleichungsmodells nach Susa [37]

Das zugrundeliegende thermische Ersatzschaltbild für die Deckelöltemperatur ist in Abbildung 37 dargestellt. Es besteht aus zwei idealen Wärmequellen für Eisen- und Kupferverluste, sowie konzentrierten Elementen für die thermische Wärmespeicherkapazität und dem thermischen Übergangswiderstand von Öl zu Luft.

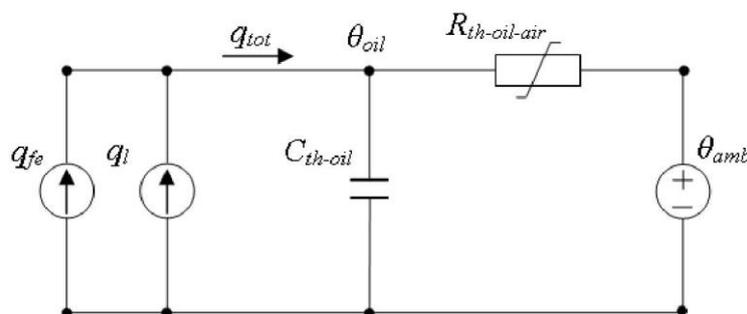


Abbildung 37: Thermisches Modell für die Deckelöltemperatur [37, S. 27]

$q_{fe}$  ... Verlustwärme durch Leerlaufverluste [W]

$q_l$  ... Verlustwärme durch Kupferverluste [W]

$q_{tot}$  ... Gesamter Wärmestrom [W]

$C_{th-oil}$  ... Wärmespeichervermögen  $\left[\frac{Wh}{K}\right]$

$\vartheta_{oil}$  ... Öltemperatur [°C]

$R_{th-oil-air}$  ... nichtlinearer thermischer Übergangswiderstand  $\left[\frac{K}{W}\right]$

$\vartheta_{amb}$  ... Umgebungstemperatur [°C]

Ausgehend von diesem Ersatzschaltbild kann auf Basis der thermoelektrischen Analogietheorie die entsprechende Differentialgleichung direkt abgelesen werden.

$$q_{fe} + q_l = C_{th-oil} \cdot \frac{d\vartheta_{oil}}{dt} \cdot \frac{(\vartheta_{oil} - \vartheta_{amb})}{R_{th-oil-air}} \quad (4.29)$$

Durch einsetzen von (4.20) für den nichtlinearen thermischen Widerstand  $R_{th-oil-air}$ , ergibt sich

$$q_{fe} + q_l = C_{th-oil} \cdot \frac{d\vartheta_{oil}}{dt} \cdot \frac{(\vartheta_{oil} - \vartheta_{amb})}{\frac{1}{h \cdot A}} \quad (4.30)$$

Und durch Einsetzen von Gl. (4.26) für den Wärmeübergangskoeffizient  $h$

$$q_{fe} + q_l = C_{th-oil} \cdot \frac{d\vartheta_{oil}}{dt} \cdot \frac{(\vartheta_{oil} - \vartheta_{amb}) \cdot C_1 \cdot \Delta\vartheta_{oil}^n \cdot A}{\mu^n} \quad (4.31)$$

bzw.

$$(q_{fe} + q_l) \cdot \left( \frac{\mu^n}{C_1 \cdot A} \right) = \left( \frac{\mu^n}{C_1 \cdot A} \right) \cdot C_{th-oil} \cdot \frac{d\vartheta_{oil}}{dt} + (\vartheta_{oil} - \vartheta_{amb})^n \quad (4.32)$$

Im Folgenden wird die Ölviskosität  $\mu$  durch die bezogene Schreibweise ersetzt

$$\mu = \mu_{pu} \cdot \mu_{rated} \quad (4.33)$$

und die Beziehung (4.34) für den thermischen Übergangswiderstand bei Nennbelastung verwendet

$$R_{th,oil-air,rated} = \frac{1}{C_1 \cdot A} \cdot \left( \frac{\mu_{rated}}{\Delta\vartheta_{rated}} \right)^n \quad (4.34)$$

Dies führt ausgehend von Gl. (4.32) auf

$$\begin{aligned} (q_{fe} + q_l) \cdot R_{th,oil-air,rated} \cdot \Delta\vartheta_{oil,rated}^n \cdot \mu_{pu}^n &= \\ &= \mu_{pu}^n \cdot R_{th,oil-air,rated} \cdot \Delta\vartheta_{oil,rated}^n \cdot C_{th-oil} \cdot \frac{d\vartheta_{oil}}{dt} \\ &+ (\vartheta_{oil} - \vartheta_{amb})^{1+n} \end{aligned} \quad (4.35)$$

Zuerst wird nun  $R_{th,oil-air,rated}$  und  $C_{th-oil}$  zur Zeitkonstante  $\tau_{oil,rated}$  zusammengefasst

$$\tau_{oil,rated} = R_{th,oil-air,rated} \cdot C_{th-oil} \quad (4.36)$$

und mittels der Beziehung

$$(q_{fe,R} + q_{l,R}) = \frac{1}{R_{th,oil-air,rated}} \cdot \Delta\vartheta_{oil,rated} \quad (4.37)$$

die für Nennbelastung formuliert ist wird  $R_{th,oil-air,rated}$  in Gl. (4.35) ersetzt. Dies ergibt dann

$$\frac{(q_{fe} + q_l)}{(q_{fe,R} + q_{l,R})} \cdot \Delta\vartheta_{oil,rated} \cdot \mu_{pu}^n = \mu_{pu}^n \cdot \tau_{oil,rated} \cdot \frac{d\vartheta_{oil}}{dt} + \frac{(\vartheta_{oil} - \vartheta_{amb})^{1+n}}{\Delta\vartheta_{oil,rated}^n} \quad (4.38)$$

Da bekannt ist, dass die Eisenverluste näherungsweise als unabhängig von der Belastung angenommen werden können, wohingegen sich die Kupferverluste quadratisch mit dem Strom verändern, gelten die Beziehungen

$$q_{fe} \sim q_{fe,R} \quad (4.39)$$

$$q_l \sim K^2 \cdot q_{l,R} \quad (4.40)$$

Mit den Näherungen (4.39) und (4.40) ergibt sich die folgende Vereinfachung

$$\frac{(q_{fe} + q_l)}{(q_{fe,R} + q_{l,R})} \approx \frac{(q_{fe,R} + K^2 \cdot q_{l,R})}{(q_{fe,R} + q_{l,R})} \quad (4.41)$$

Durch Einführen des Verlustverhältnisses  $R$

$$R = \frac{q_l}{q_{fe}} \quad (4.42)$$

ergibt sich ausgehend von Gl. (4.41)

$$\frac{(q_{fe,R} + K^2 \cdot q_{l,R})}{(q_{fe,R} + q_{l,R})} = \frac{1 + K^2 \cdot R}{1 + R} \quad (4.43)$$

$K$  ... Auslastung des Transformators in p. u.

$R$  ... Verlustverhältnis

die Differentialgleichung für das thermische Modell

$$\frac{1 + K^2 \cdot R}{1 + R} \cdot \mu_{pu}^n \cdot \Delta\vartheta_{oil,rated} = \mu_{pu}^n \cdot \tau_{oil,rated} \cdot \frac{d\vartheta_{oil}}{dt} + \frac{(\vartheta_{oil} - \vartheta_{amb})^{1+n}}{\Delta\vartheta_{oil,rated}^n} \quad (4.44)$$

Um die Temperaturabhängigkeit der Kupferverluste zu berücksichtigen wird der zusätzliche Faktor  $P_{l,pu}(\vartheta_e)$  eingefügt

$$P_{l,pu}(\vartheta_e) = P_{dc,pu} \cdot \frac{\vartheta_e + \vartheta_k}{\vartheta_{e,rated} + \vartheta_k} + P_{a,pu} \cdot \frac{\vartheta_{e,rated} + \vartheta_k}{\vartheta_e + \vartheta_k} \quad (4.45)$$

$P_{a,pu}$  ... Zusatzverluste (Wirbelstrom – und Streuverluste) in p. u.

$P_{dc,pu}$  ... Kupferverluste in p. u.

$\vartheta_e$  ... Temperatur für die die Verluste bestimmt werden [°C]

$\vartheta_{e,rated}$  ... Referenztemperatur für Verluste [°C]

$\vartheta_k$  ... Temperaturwert für Korrektur der Verluste (225 für Al, 235 für Cu)[°C]

wobei  $\vartheta_e$  als Mittelwert der Heißpunkttemperatur von Hoch- und Niederspannungswicklung berechnet wird

$$\vartheta_e = \frac{\vartheta_{hs,lv} + \vartheta_{hs,hv}}{2} \quad (4.46)$$

Dies führt auf

$$\frac{1 + P_{L,pu}(\vartheta_e) \cdot K^2 \cdot R}{1 + R} \cdot \mu_{pu}^n \cdot \Delta\vartheta_{oil,rated} = \mu_{pu}^n \cdot \tau_{oil,rated} \cdot \frac{d\vartheta_{oil}}{dt} + \frac{(\vartheta_{oil} - \vartheta_{amb})^{1+n}}{\Delta\vartheta_{oil,rated}^n} \quad (4.47)$$

bzw. für die Implementierung in MATLAB® Simulink® umgeformt auf die Gleichung

$$\frac{d\vartheta_{oil}}{dt} = \frac{1 + K^2 \cdot R}{1 + R} \cdot \frac{\Delta\vartheta_{oil,rated}}{\tau_{oil,rated}} - \frac{(\vartheta_{oil} - \vartheta_{amb})^{1+n}}{\Delta\vartheta_{oil,rated}^n \cdot \mu_{pu}^n \cdot \tau_{oil,rated}} \quad (4.48)$$

die das Basismodell für die Berechnung der Deckelöltemperatur beschreibt. Berücksichtigt ist hierbei die Änderung des thermischen Übergangswiderstands, und damit auch der Ölzeitkonstante, mit der Ölviskosität bzw. der Temperatur. [37, S. 27-30]

### **Festlegung des empirischen Kühlungsparameters n für das Deckelöltemperaturmodell**

Der Parameter n berücksichtigt die Nichtlinearität des Wärmeübergangs von Öl zum Kühlmedium Luft. D.h. bei Anstieg der Differenztemperatur auf das Doppelte steigt die Wärmeübertragung um mehr als das Doppelte an. [36]

Es wird hierbei stets von einer laminaren Strömung ausgegangen. Der Parameter n ist rein empirisch bestimmt und beschreibt den Einfluss des Kühlungsmodus. Er hängt davon ab, ob der Ölumlau frei (ON) oder erzwungen (OF) ist bzw. ob es sich beim Ölkühler um natürliche Konvektion (AN) oder Zwangslüftung (AF) handelt.

Die zu wählenden Werte können aus Tabelle 15 entnommen werden.

*Tabelle 15: Empirische Konstante n für Deckelöltemperaturmodell*

Ölzirkulation	n		
	Mit externer Kühlung		Ohne externer Kühlung
	ONAF/OFAF	ONAN	ONAN
Kaltstart (keine vorhergehende Ölzirkulation)	0,5	0	0,25
Warmstart (vorhergehende Ölzirkulation)	0,2	0,25	0,25

[37, S. 27-30]

### **Herleitung des Heißpunkt-Differentialgleichungsmodells nach Susa [37]**

Von den beiden vorgestellten Modellen in Susa's Arbeit wird hier das „klassische“ Modell, welches auf der Wärmeübertragung basiert, behandelt. Das andere vorgestellte Modell, welches stärker die Konstruktionsmerkmale der Wicklung berücksichtigt, wird hier nicht thematisiert, da es für den praktischen Einsatz auf zu detaillierten Daten aufsetzt, die im Allgemeinen nicht bekannt sind.

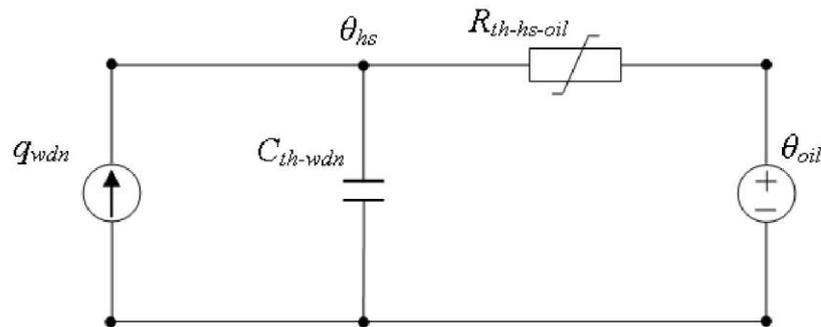


Abbildung 38: Thermisches Modell für Heißpunkttemperatur [37, S. 31]

$q_{wdn}$  ... Verlustwärme durch Wicklungsverluste [W]

$C_{th-wdn}$  ... Wärmespeichervermögen der Wicklung  $\left[\frac{Wh}{K}\right]$

$R_{th-hs-oil}$  ... nichtlinearer thermischer Übergangswiderstand  $\left[\frac{K}{W}\right]$

$\vartheta_{oil}$  ... Deckelöltemperatur [°C]

$\vartheta_{hs}$  ... Heißpunkttemperatur [°C]

Das im Folgenden hergeleitete Modell für die Heißpunkt-Übertemperatur ähnelt dem thermischen Modell für die Deckelöltemperatur und baut auch auf diesem auf.

Das thermische Ersatzschaltbild in Abbildung 38 besteht aus einer idealen Wärmequelle  $q_{wdn}$ , die die Wicklungsverluste darstellt. Da das Heißpunkt-Modell auf dem Deckelöltemperaturmodell aufbaut, wird dieses als ideale Temperaturquelle  $\vartheta_{oil}$  berücksichtigt.

Zusätzlich besteht es wiederum aus einer Wärmespeicherkapazität  $C_{th-wdn}$  und dem nichtlinearen thermischen Übergangswiderstand  $R_{th-hs-oil}$  von der Wicklung zum umgebenden Öl.

Der thermische Übergangswiderstand  $R_{th-hs-oil}$  ist definiert als die Serienschaltung der drei Teilwiderstände

$$R_{th-hs-oil} = R_{th-wdn} + R_{th-insul} + R_{th-insul-oil} \quad (4.49)$$

$R_{th-wdn}$  ... therm. Übergangswiderstand der Wicklung  $\left[\frac{K}{W}\right]$

$R_{th-insul}$  ... therm. Übergangswiderstand der Isolation  $\left[\frac{K}{W}\right]$

$R_{th-insul-oil}$  ... nichtlin. therm. Übergangswiderstand Isolation zu Öl  $\left[\frac{K}{W}\right]$

Unter Berücksichtigung der Zusammenhänge

$$R_{th-insul-oil} \gg R_{th-wdn} \quad (4.50)$$

$$R_{th-insul-oil} \gg R_{th-insul} \quad (4.51)$$

ergibt sich die vereinfachte Berücksichtigung von  $R_{th-hs-oil}$  analog zum Deckelöltemperaturmodell zu

$$R_{th-hs-oil} = \frac{1}{h \cdot A} \quad (4.52)$$

Dementsprechend erfolgt auch die Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten  $h$  gleich wie (4.26)

$$h = C_1 \cdot \left( \frac{\Delta\vartheta_{hs}}{\mu} \right)^n \quad (4.53)$$

Das Differentialgleichungsmodell, das aus dem thermischen Ersatzschaltbild Abbildung 38 abgelesen werden kann folgt zu

$$q_{wdn} = C_{th-wdn} \cdot \frac{d\vartheta_{hs}}{dt} + \frac{(\vartheta_{hs} - \vartheta_{oil})}{R_{th-hs-oil}} \quad (4.54)$$

Durch Einsetzen der Gleichungen (4.52) und (4.53) in (4.54) ergibt sich

$$q_{wdn} \cdot \left( \frac{\mu^n}{A \cdot C_1} \right) = \left( \frac{\mu^n}{A \cdot C_1} \right) \cdot C_{th-wdn} \cdot \frac{d\vartheta_{hs}}{dt} + (\vartheta_{hs} - \vartheta_{oil})^{n+1} \quad (4.55)$$

Die Viskosität wird gleich dem Deckelöl-Temperaturmodell ersetzt durch

$$\mu = \mu_{pu} \cdot \mu_{rated} \quad (4.56)$$

sowie die Beziehung

$$R_{th,hs-oil-air,rated} = \frac{1}{C_1 \cdot A} \cdot \left( \frac{\mu_{rated}}{\Delta\vartheta_{hs,rated}} \right)^n \quad (4.57)$$

für den nichtlinearen thermischen Übergangswiderstand bei Nennbelastung verwendet.

Zusätzlich wird die quadratische Abhängigkeit der Wicklungsverluste  $q_{wdn}$  von der Belastung näherungsweise durch

$$q_{wdn} \sim q_{wdn,rated} \cdot K^2 \quad (4.58)$$

beschrieben. Dies ergibt

$$\begin{aligned} q_{wdn,rated} \cdot K^2 \cdot R_{th,hs-oil-air,rated} \cdot (\Delta\vartheta_{hs,rated})^n \cdot (\mu_{pu})^n &= \\ &= R_{th,hs-oil-air,rated} \cdot (\Delta\vartheta_{hs,rated})^n \cdot (\mu_{pu})^n \cdot C_{th-wdn} \cdot \frac{d\vartheta_{hs}}{dt} \\ &+ (\vartheta_{hs} - \vartheta_{oil})^{n+1} \end{aligned} \quad (4.59)$$

Die beiden Beziehungen

$$\Delta\vartheta_{hs,rated} = q_{wdn,rated} \cdot R_{th,hs-oil-air,rated} \quad (4.60)$$

$$\tau_{wdn,rated} = R_{th,hs-oil-air,rated} \cdot C_{th-wdn} \quad (4.61)$$

in Gl. (4.59) eingesetzt, ergibt

$$K^2 \cdot (\Delta\vartheta_{hs,rated})^{1+n} \cdot (\mu_{pu})^n = \tau_{wdn,rated} \cdot (\Delta\vartheta_{hs,rated})^n \cdot (\mu_{pu})^n \cdot \frac{d\vartheta_{hs}}{dt} + (\vartheta_{hs} - \vartheta_{oil})^{n+1} \quad (4.62)$$

Wie beim thermischen Modell für die Deckelöltemperatur soll wiederum die Temperaturabhängigkeit der Verluste berücksichtigt werden. Dazu wird der Skalierungsfaktor  $P_{wdn,pu}(\vartheta_{hs})$  berücksichtigt

$$P_{wdn,pu}(\vartheta_{hs}) = P_{dc,pu} \cdot \frac{\vartheta_{hs} + \vartheta_k}{\vartheta_{hs,rated} + \vartheta_k} + P_{eddy,pu} \cdot \frac{\vartheta_{hs,rated} + \vartheta_k}{\vartheta_{hs} + \vartheta_k} \quad (4.63)$$

Die finale Differentialgleichung für das Heißpunktmodell ergibt sich damit zu

$$K^2 \cdot P_{wdn,pu}(\vartheta_{hs}) \cdot (\mu_{pu})^n \cdot \Delta\vartheta_{hs,rated} = \tau_{wdn,rated} \cdot (\mu_{pu})^n \cdot \frac{d\vartheta_{hs}}{dt} + \frac{(\vartheta_{hs} - \vartheta_{oil})^{n+1}}{(\Delta\vartheta_{hs,rated})^n} \quad (4.64)$$

und berücksichtigt, ebenso wie das thermische Modell für die Deckelöltemperatur, die Änderung des thermischen Übergangswiderstands sowie der Wicklungszeitkonstante, die in Abhängigkeit der Änderung der Ölviskosität mit der Temperatur erfolgt.

[37, S. 31-36]

### **Festlegung des empirischen Kühlungsparameters n für das Heißpunkttemperaturmodell**

Ebenso wie beim thermischen Modell für die Deckelöltemperatur, wird der Einfluss des Kühlungsmodus ONAN/ONAF über die Konstante n berücksichtigt.

Die zu wählenden Werte können aus Tabelle 16 entnommen werden. Dies sind wiederum rein empirische Werte.

Tabelle 16: Empirische Konstante n für Heißpunkttemperaturmodell

Ölzirkulation	n	
	Mit externer Kühlung	Ohne externer Kühlung
	ONAF/ONAN/OFAF	ONAN
Kaltstart (keine vorhergehende Ölzirkulation)	2	0,25
Warmstart (vorhergehende Ölzirkulation)	0,2	0,25

[37, S. 31-36]

### 4.3.1 Parameterbestimmung für thermoelektrische Analogiemodelle - Allgemeines

#### **Berücksichtigung der Stufenstellerposition**

Ein allgemeiner Überblick zum Einfluss der Stufenstellerposition auf die Verluste, und damit auch das Verlustverhältnis, wurde bereits in Kapitel 2.5.1 gegeben, daher wird hier auf die Berücksichtigung im Modell eingegangen.

*Radakovic et.al.* haben eine Variante vorgeschlagen um den Einfluss der Stufenstellerposition berücksichtigen zu können. [20, S. 3293-3308]

Um eine Modellierung zu ermöglichen, müssen jedoch über den üblichen Umfang hinausgehende Messdaten der Wicklungswiderstände bzw. Verlustverhältnisse in verschiedenen Stufenstellerpositionen vorhanden sein.

Die Modellierung kann auf verschiedenen Ansätzen basieren:

1. Simulation auf Basis thermohydraulischer Netzwerkmodelle.  
Dies ist dann möglich, wenn exakte Konstruktionsdaten vorhanden sind.
2. Messdaten aus erweiterten Standardtests  
Sind zusätzlich zur Erwärmungsprüfung noch Messdaten für verschiedene Stufenstellerpositionen vorhanden - im Normalfall Minimum-, Bemessungs- und Maximalposition - so kann durch lineare Interpolation der Zwischenstufen eine Abschätzung vorgenommen werden.
3. Verwendung empirischer Werte aus Normen

[43][20, S. 3293-3308]

Eine praxistaugliche Berücksichtigung der Stufenstellerposition läuft auf einen zusätzlichen Parameter im vorgestellten, thermischen Modell hinaus, der die Kupferverluste an die aktuelle Stufenstellerposition anpasst. Obgleich die Änderung der Anzapfung im Weiteren auch die Lage des Heißpunktes in der Wicklung beeinflusst, wird diese Verschiebung in Hinblick auf den, für den praktischen Einsatz unrealistischen, zusätzlichen, exakten Datenbedarf vernachlässigt.

#### **Beispiel für Berücksichtigung der Stufenstellerposition:**

Auf Grund der durch unterschiedlichste Konstruktionsmerkmale erreichbaren Impedanz- bzw. Verlustkurven in Abhängigkeit von der Stufenstellerposition (siehe auch [44, S. 174-180]) ist eine Berücksichtigung nur auf möglichst allgemein gehaltener Ebene sinnvoll.

Es kann im Allgemeinen davon ausgegangen werden, dass exakte Konstruktionsdaten nicht vorliegen bzw. eine aufwendige Modellierung und thermohydraulische Simulation des Transformators zur Bestimmung der Parameter nicht gewünscht ist. In diesen Fällen wird davon ausgegangen, dass zumindest Daten aus Kurzschlussversuchen für die drei in der Auflistung genannten Stufenstellerpositionen vorhanden sind (Minimum, Bemessung, Maximum). Ausgehend von diesen Daten kann der Einfluss der Stufenstellerposition abgeschätzt und für alle Zwischenstellungen linear interpoliert werden. [43, S. 3-4]

Im Modell erfolgt die Berücksichtigung über die zusätzliche, von der Stufenstellerposition  $tap_{pos}$  abhängige Funktion  $P_{l,tap,pu}(tap_{pos})$ . Diese ist definiert als

$$P_{l,tap,pu}(tap_{pos}) = \frac{P_l(tap_{pos})}{P_l(0)} \quad (4.65)$$

und gibt somit das Verhältnis der Kupferverluste der aktuellen Stufenstellerposition zur Bemessungsstellung an.

Die dabei verwendete Funktion  $P_l(tap_{pos})$  liefert die Kupferverluste für die Position  $tap_{pos}$  und ist, ähnlich zu [1, S. 31-32]), separat für positive und negative Stellungen definiert.

Für die Bemessungsstellung sowie alle positiven Positionen gilt

$$P_l(tap_{pos}) = P_{l,0} + tap_{pos} \cdot \frac{P_{l,max} - P_{l,0}}{tap_{max}} \quad (4.66)$$

Für negative Positionen gilt sinngemäß

$$P_l(tap_{pos}) = P_{l,0} - tap_{pos} \cdot \frac{P_{l,0} - P_{l,min}}{tap_{min}} \quad (4.67)$$

$P_{l,max}$  ... Kupferverluste bei oberster Stufenstellerposition [W]

$P_{l,min}$  ... Kupferverluste bei unterster Stufenstellerposition [W]

$P_{l,0}$  ... Kupferverluste bei Bemessungsstellung [W]

$tap_{min}$  ... unterste Stufenstellerposition

$tap_{max}$  ... oberste Stufenstellerposition

$tap_{pos}$  ... aktuelle Stufenstellerposition

Auf Grund der Änderung der Kupferverluste ergibt sich auch ein neues Verlustverhältnis R. Für dieses gilt

$$R(tap_{pos}) = \frac{P_l(tap_{pos})}{P_{fe}} \quad (4.68)$$

wobei die Eisenverluste  $P_{fe}$  als unabhängig von der Stufenstellerposition angenommen werden.

[43, S. 3-4]

Wird nun der Faktor  $P_{l,tap,pu}(tap_{pos})$  für die Abhängigkeit der Kupferverluste von der Stufenstellerposition sowie  $R(tap_{pos})$  in die Deckelöl-Differenzialgleichung Gl. (4.47) eingesetzt, so ergibt dies

$$\begin{aligned} & \frac{1 + P_{l,tap,pu}(tap_{pos}) \cdot P_{l,pu}(\vartheta_e) \cdot K^2 \cdot R(tap_{pos})}{1 + R(tap_{pos})} \cdot \mu_{pu}^n \cdot \Delta\vartheta_{oil,rated} = \\ & = \mu_{pu}^n \cdot \tau_{oil,rated} \cdot \frac{d\vartheta_{oil}}{dt} + \frac{(\vartheta_{oil} - \vartheta_{amb})^{1+n}}{\Delta\vartheta_{oil,rated}^n} \end{aligned} \quad (4.69)$$

Gleichermaßen würde eine Berücksichtigung im thermischen Modell für die Heißpunktberechnung erfolgen, wodurch sich Gl. (4.64) zu

$$\begin{aligned}
 K^2 \cdot P_{l,tap,pu}(tap_{pos}) \cdot P_{wdn,pu}(\vartheta_{hs}) \cdot (\mu_{pu})^n \cdot \Delta\vartheta_{hs,rated} &= \\
 = \tau_{wdn,rated} \cdot (\mu_{pu})^n \cdot \frac{d\vartheta_{hs}}{dt} + \frac{(\vartheta_{hs} - \vartheta_{oil})^{n+1}}{(\Delta\vartheta_{hs,rated})^n} & \quad (4.70)
 \end{aligned}$$

ergibt.

#### 4.3.2 Parameterbestimmung für Deckelöltemperaturmodell

Für die Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der Ölviskosität und der Temperaturabhängigkeit der Verluste sowie der Abhängigkeit der Verluste von der Stufenstellerposition gilt gleichermaßen, dass diese optional sind. Falls keine Daten für deren Bestimmung vorhanden sind, werden diese Funktionen in der Modellierung durch Konstanten (1) ersetzt.

Als Basis für diese Betrachtungen dient Gl. (4.47)

Eingangsparameter:

$K$  ... Auslastung des Transformators in p. u.  
 $\vartheta_{amb}$  ... Umgebungstemperatur [°C]

Tabellierte Parameter:

$n$  ... empirischer Kühlungsparameter  
 $A_1, A_2$  (für Temperaturabhängigkeit der Ölviskosität)

Zusätzlich zu bestimmende Modellparameter:

$R$  ... Verlustverhältnis  
 $\Delta\vartheta_{oil,rated}$  ... Übertemperatur der obersten Ölschicht bei Bemessungsverlusten [K]  
 $\tau_{oil,rated}$  ... Ölzeitkonstante bei Bemessungsverlusten [min]

In Abhängigkeit davon, welche technischen Daten und Messungen des Transformators verfügbar sind, kann die Bestimmung der zusätzlichen notwendigen Parameter für die Modellierung entweder durch Berechnung erfolgen (z.B. für die Ölzeitkonstante), oder im einfachsten Fall durch univariate Minimierungsalgorithmen, bzw. andere Lösungsverfahren für Minimierungsprobleme. Ein Beispiel zur Lösung dieses Minimierungsproblems durch Anwendung von Methoden der künstlichen Intelligenz wurde von *Tang et al.* durch den Einsatz von „Particle Swarm Optimiser with Passive Congregation“ (PSOPC) geliefert. [45, S. 2745]

*Chittock et al.* schlagen in ihrer Arbeit anstelle der üblichen „Methode der kleinsten Quadrate“ zur Parameterbestimmung eine gewichtete Regressionsmethode vor, mittels derer einzelnen Datenabschnitten bzw. speziellen Datenpunkten eine höhere Bedeutung in der Ermittlung des Modellierungsfehlers zugewiesen werden kann. Auf diese Weise kann z.B. ein Parametersatz ermittelt werden, mittels dessen Lastspitzen exakter abgebildet werden, wohingegen die allgemeine Performance hinter jener eines anderen Parametersatzes liegen würde. (siehe auch 4.2.3) [35, S. 4]

Soll zusätzlich die **Temperaturabhängigkeit der Verluste**  $P_{l,pu}(\vartheta_e)$  berücksichtigt werden so sind noch folgende Parameter notwendig:

$P_{a,pu}$  ... Zusatzverluste (Wirbelstrom – und Streuverluste) in p. u.

$P_{dc,pu}$  ... Kupferverluste in p. u.

$\vartheta_{e,rated}$  ... Referenztemperatur für Verluste [ $^{\circ}C$ ]

$\vartheta_k$  ... Temperaturwert für Korrektur der Verluste (225 für Al, 235 für Cu)[ $^{\circ}C$ ]

Wobei berücksichtigt werden muss, dass hierfür zwingend eine Modellierung der Heißpunkttemperatur notwendig ist, da über diese die mittlere Heißpunkttemperatur  $\vartheta_e$  (bei getrennter Heißpunktberechnung für Hochspannungs- und Niederspannungswicklung) bestimmt wird.

Für die Berücksichtigung der **Abhängigkeit der Verluste von der Stufenstellerposition** sind die folgenden zusätzlichen Parameter notwendig:

$P_{l,max}$  ... Kupferverluste bei oberster Stufenstellerposition [W]

$P_{l,min}$  ... Kupferverluste bei unterster Stufenstellerposition [W]

$P_{l,0}$  ... Kupferverluste bei Bemessungsposition [W]

$tap_{min}$  ... unterste Stufenstellerposition

$tap_{max}$  ... oberste Stufenstellerposition

$tap_{pos}$  ... aktuelle Stufenstellerposition

$P_{fe}$  ... Eisenverluste [W]

### 4.3.3 Parameterbestimmung für Heißpunkttemperaturmodell

Ebenso wie für das thermische Modell der Deckelöltemperatur gilt für die Heißpunktmodellierung dass die Berücksichtigung der Temperaturabhängigkeit der Ölviskosität und der Temperaturabhängigkeit der Verluste optional ist. Falls keine Daten für deren Bestimmung vorhanden sind, werden diese Funktionen in der Modellierung wiederum durch Konstanten (1) ersetzt.

Als Basis für diese Betrachtungen dient Gl. (4.64)(4.47)

Eingangsparameter:

$K$  ... Auslastung des Transformators in p. u.

$\vartheta_{oil}$  ... Deckelöltemperatur [ $^{\circ}C$ ]

Tabelliert Parameter:

$n$  ... empirischer Kühlungsparameter

$A_1, A_2$  (für Temperaturabhängigkeit der Ölviskosität)

Zusätzlich zu bestimmende Modellparameter:

$\Delta\vartheta_{hs,rated}$  ... Übertemperatur des Heißpunktes bei Bemessungsverlusten [K]

$\tau_{wdn,rated}$  ... Wicklungszeitkonstante bei Bemessungsverlusten [min]

Soll zusätzlich die **Temperaturabhängigkeit der Verluste**  $P_{l,pu}(\vartheta_e)$  berücksichtigt werden so sind noch folgende Parameter notwendig:

$P_{a,pu}$  ... Zusatzverluste (Wirbelstrom – und Streuverluste) in p. u.

$P_{dc,pu}$  ... Kupferverluste in p. u.

$\vartheta_{e, rated}$  ... Referenztemperatur für Verluste [°C]

$\vartheta_k$  ... Temperaturwert für Korrektur der Verluste (225 für Al, 235 für Cu)[°C]

Hierbei wird bei getrennter Heißpunktberechnung für Hochspannungs- und Niederspannungswicklung die mittlere Heißpunkttemperatur  $\vartheta_e$  bestimmt.

Für die Berücksichtigung der **Abhängigkeit der Verluste von der Stufenstellerposition** sind die folgenden zusätzlichen Parameter notwendig:

$P_{l, max}$  ... Kupferverluste bei oberster Stufenstellerposition [W]

$P_{l, min}$  ... Kupferverluste bei unterster Stufenstellerposition [W]

$P_{l, 0}$  ... Kupferverluste bei Bemessungsposition [W]

$tap_{min}$  ... unterste Stufenstellerposition

$tap_{max}$  ... oberste Stufenstellerposition

$tap_{pos}$  ... aktuelle Stufenstellerposition

#### 4.3.4 Vorgangsweise zur Bestimmung der Modellparameter aus gemessenen Zeitreihen

Wie in den vorherigen Punkten erläutert, erfolgt die Bestimmung der Modellparameter für die thermoelektrischen Analogiemodelle üblicherweise mittels Anpassung an gemessene Zeitreihen. Die erwähnte Vorgangsweise ist im Folgenden nochmals genauer erläutert.

##### Datenaufbereitung

Aus den Zeitreihen zu Umgebungstemperatur, Auslastung, Deckelöltemperatur, etc. werden Fehlwerte sowie Ausreißer mittels statistischer Standardverfahren herausgefiltert.

##### Methodik der Parameterabschätzung

Die Festlegung der Modellparameter auf Basis von Messdaten stellt ein Anpassungsproblem dar. Diese Anpassung erfolgt z.B. mit der Methode der kleinsten Fehlerquadrate. Dabei wird für jeden Parametersatz die quadrierte Abweichung der berechneten Temperaturwerte von den gemessenen Werten aufsummiert und als Zielfunktion minimiert. Durch die Quadrierung wird erreicht, dass große Abweichungen stärker gewichtet werden als kleine. Zur Parametervariation wird eine univariate Suchtechnik verwendet.

$$\min \sum_{i=1}^n (F(\bar{x})_i - M_i)^2 \quad (4.71)$$

$i$  ... Messpunkt  $i$

$n$  ... Gesamtzahl der Messpunkte

$\bar{x}$  ... Vektor mit den zu optimierenden Parametern

$F(\bar{x})_i$  ... Berechnete Deckelöltemperatur

$M_i$  ... Gemessene Deckelöltemperatur zum Zeitpunkt  $i$

[22, S. 178]

#### **Bewertung der generierten Modellparameter bzw. der Trainingsdaten:**

Nachdem für die Parameterbestimmung nur ein beschränkter Datensatz aus den gesamten verfügbaren Messdaten verwendet wird, beeinflusst die Auswahl dieses Ausschnitts naturgemäß stark das Ergebnis.

Anhand einiger objektive Bewertungskriterien soll eine Bewertung der Brauchbarkeit der erhaltenen Parameter und somit auch des verwendeten Trainingsdatensatzes erfolgen. Dies ist insofern wichtig als dass durch – bei der Datenaufbereitung nicht erkannte - Messfehler bzw. Fehldaten die abgeschätzten Parameter unbrauchbar sein können. Die Prüfung der Modellparameter erfolgt anhand eines anderen als des Trainingsdatensatzes.

- Nach der Parameterbestimmung kann der VIF (Varianzinflationsfaktor) bestimmt werden um eine Aussage über die Multikollinearität des Modells zu erhalten. Werte des VIF über 10 deuten auf eine zu hohe Multikollinearität und einen unbrauchbaren Parametersatz hin.

$$VIF = \frac{1}{1 - R_i^2}$$

Wobei  $R_i$  das Bestimmtheitsmaß darstellt.

- Des Weiteren kann die Tauglichkeit über 3 statistische Parameter beurteilt werden:
  - Die statistische Verteilung des Modellierungsfehlers sollte einer Normalverteilung um Null entsprechen.
  - Der Erwartungswert sollte Null betragen.
  - Die Darstellung im Wahrscheinlichkeitsnetz sollte einer Geraden entsprechen.
- Zeitkonstante: Hat die Zeitkonstanten eine realistische Größenordnung?
- Zusätzlich kann mit den bestimmten Modellparametern der maximal mögliche Dauerlastfaktor bestimmt werden, bei dem der Transformator die thermischen Grenzwerte nicht verletzt.

Anhand dieser Kriterien kann aus mehreren Trainingsdatensätzen derjenige gewählt werden, der die geforderten Bedingungen am besten erfüllt.

[46] [47]

#### **4.3.5 Rechnerische Bestimmung der Ölzeitkonstante**

Bei Vorliegen genauer Konstruktionsparameter des Transformators ist es möglich, die Ölzeitkonstante direkt zu bestimmen, bzw. auf diese Weise die Ausgangsgröße für den folgenden Parameterabschätzvorgang zu ermitteln.

Die Vorgangsweise zur Berechnung entspricht hierbei der in IEC 60076-7 vorgeschlagenen Methode zur Berechnung der Ölzeitkonstante, die in Abschnitt 4.2.3 angegeben ist. (bzw. in [37, S. 44-50])

## 4.4 Modellierung mittels Neuronaler Netze

Im Gegensatz zu den beiden anderen Modelltypen entbehren neuronale Netze jeglichem physikalischen Bezug. Ihr Einsatzzweck wird im Rahmen dieser Arbeit vor allem dort gesehen wo keine Modelldaten vorhanden sind bzw. wo eine möglichst einfache Modellierung anhand von gemessenen Daten erfolgen soll. Evaluiert werden soll neben dem Standalone-Einsatz von neuronalen Netzen ebenfalls die Anwendung zur Korrektur von Prognosefehlern beim IEC60076-7-Differenzialgleichungsmodell bzw. dem Thermoelektrischen Analogiemodell.

Die Basis für die hier beschriebene Anwendung stellt die Arbeit von *Vilaithong et.al.* ([31]) dar, in welcher der Einsatz von neuronalen Netzen zur thermischen Modellierung beschrieben wird.

Künstliche neuronale Netze sind vernetzte Gruppen aus künstlichen Neuronen. Die Namensgebung beruht auf dem Konzept der Informationsverarbeitung, das Eigenschaften biologischer Neuronen nachahmt. Sie können verwendet werden um komplexe Beziehungen zwischen Ein- und Ausgängen abzubilden bzw. um Muster in Daten zu erkennen. Ein Anreiz ist, dass diese Netze teilweise sehr gut geeignet sind um Probleme zu lösen, die mit üblichen Berechnungsmethoden nur schwierig zu beherrschen sind.

Für die konkrete Umsetzung stehen verschiedenste Implementierungsmöglichkeiten zu Verfügung. Für die Anwendung zur thermischen Modellierung wird die - auch in sonstigen Bereichen am meisten verwendete - Feedforward-Architektur gewählt. Sie besteht aus einer definierten Anzahl von parallel arbeitenden Elementen (Neuronen). Diese sind untereinander über Gewichtungen verbunden. Diese Gewichtungen stellen die Intelligenz des Netzwerks dar. Ihre Anpassung (Lernen) erfolgt über Trainingsalgorithmen mittels bekannter Eingangs- Ausgangskombinationen.

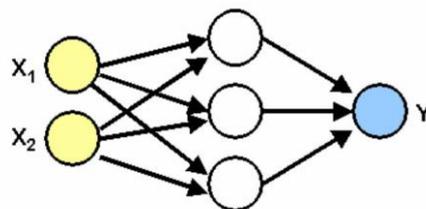


Abbildung 39: Schema eines einfachen Feedforward-Netzwerks [31]

Die Rohdaten werden dem Netzwerk über eine Eingangsebene zugeführt, die - über eine oder mehrere sogenannte „versteckte Schichten“ - mit einer Ausgangsebene verbunden sind. Die Anzahl der versteckten Schichten und die Anzahl der Neuronen pro Schicht werden vor dem Trainieren vom Anwender festgelegt, wobei hier generell versucht werden sollte das bestmögliche Ergebnis mit der kleinstmöglichen Parameteranzahl zu erreichen. Ein Effekt, der auftritt wenn eine zu große Parameteranzahl gewählt wird, ist die sogenannte Überanpassung. Dabei erfolgt eine zu starke Spezialisierung des Netzes auf die Trainingsdaten, was dazu führt, dass das Netz verlernt zu generalisieren und dadurch nicht mehr entsprechend auf neue Eingangsdaten reagieren kann.

Jedes Neuron einer Schicht ist mit allen Neuronen der nächsten Schicht verbunden, wobei jede dieser Verbindungen eine Gewichtung besitzt. Daten passieren das Netz Schicht für Schicht bis zum Ausgang,

wobei entsprechend der Feedforward-Architektur keinerlei Rückkopplung erfolgt. Ebenso ist kein Neuron mit einem anderen in derselben Schicht verbunden. Der Ausgang eines jeden Neurons kann als Linearkombination der Eingangssignale und ihrer Gewichtungen, die dann einer Aktivierungsfunktion zugeführt werden, ermittelt werden, wobei hier nichtlineare Funktionen, wie der Tangens Hyperbolicus oder Sigmoidfunktionen als Aktivierungsfunktionen verwendet werden.[31]

### Training neuronaler Netze

Wie bereits beschrieben werden nach dem Festlegen der Netzwerkarchitektur die Gewichtungen zwischen den Neuronen mittels Trainingsalgorithmen angepasst. Dazu werden während des Trainings die Trainingsdaten (Eingangs-Ausgangs-Korrelation) wiederholt in das Netzwerk eingespielt und mittels einer Lernregel die Gewichtungen verändert. Der Trainingsprozess wird solange wiederholt bis ein definiertes Ziel, z.B. Minimieren der Summe der Fehlerquadrate zwischen simuliertem und gewünschtem Ausgangssignal, erreicht wird oder eine maximale Anzahl an Trainingsdurchläufen erreicht wurde.

Das Ergebnis, sowie die Lerndauer, hängen stark vom Lernalgorithmus als auch der gewählten Netzwerkkonfiguration ab. Im Rahmen dieser Arbeit wurde mit der Gruppe der Backpropagation-Verfahren, die zu den überwachten Lernverfahren zählen, gearbeitet. Wie in der Arbeit von *Vilaithong et.al.* gezeigt liefert hier der Trainingsalgorithmus „Automated Bayesian Regularization“ (trainbr) gute und stabile Ergebnisse, mit nur geringer Abhängigkeit von der Anzahl der verwendeten Neuronen. [31]

Die „Neural Network Toolbox“ in MATLAB® stellt die in Tabelle 17 gelisteten Trainingsalgorithmen für Neuronale Netze zur Verfügung.

*Tabelle 17: Verfügbare Trainingsalgorithmen in MATLAB® [48]*

<b>Funktionsname</b>	<b>Algorithmus</b>
<b>trainlm</b>	Levenberg-Marquardt
<b>trainbr</b>	Bayesian Regularization
<b>trainbfg</b>	BFGS Quasi-Newton
<b>trainrp</b>	Resilient Backpropagation
<b>trainscg</b>	Scaled Conjugate Gradient
<b>traincgb</b>	Conjugate Gradient with Powell/Beale Restarts
<b>traingcf</b>	Fletcher-Powell Conjugate Gradient
<b>traingcp</b>	Polak-Ribière Conjugate Gradient
<b>trainoss</b>	One Step Secant
<b>traingdx</b>	Variable Learning Rate Gradient Descent
<b>traingdm</b>	Gradient Descent with Momentum
<b>traingd</b>	Gradient Descent

Zusätzlich beeinflusst wird die Verwendbarkeit des trainierten Neuronalen Netzwerks von der Auswahl der Trainingsdaten. Es sollten daher in den für das Training verwendeten Daten möglichst alle auch später in den realen Daten auftretenden Lastsprünge/Temperaturgradienten/etc. vorhanden sein.

Zu Testzwecken kann das Training mit unterschiedlicher Trainingsdatenauswahl bzw. –größe durchgeführt werden und die Ergebnisse anhand der in 4.3.4 vorgestellten Metriken verglichen werden.

## 4.5 Bewertungskriterien für thermische Modelle

In mehreren Publikationen wurde die Thematik der Tauglichkeitsbewertung thermischer Modelle bereits behandelt. Hier sind unter anderem die Arbeiten von *Rao et.al.* [46] [49, S. 3], sowie *Djamali et.al.* [47] hervorzuheben.

Für eine Zuverlässigkeitsbewertung der Modellergebnisse sind die entsprechenden Direktmessungen der modellierten Größen notwendig, was vor allem für die Bewertung der Heißpunktmodelle ein Problem darstellt, da diese Daten im Allgemeinen nicht verfügbar sind und nur in Ausnahmefällen (Versuchsanordnungen, Pilotprojekte, etc.) vorhanden sind.

### 4.5.1 Zeitreihendarstellung / Visuelle Kontrolle

Als erster Schritt sollte eine grundsätzliche visuelle Bewertung der Zeitreihen von gemessener und berechneter Temperatur, sowie Umgebungstemperatur und Auslastungsfaktor, erfolgen. Hierbei kann auf einen Blick eine Bewertung auf realistisches Folgen von Lastsprüngen, stationäre Abweichungen, und direkt erkennbare systematische Fehler erfolgen, bzw. auch ob Ausreißer zuverlässig gefiltert wurden.

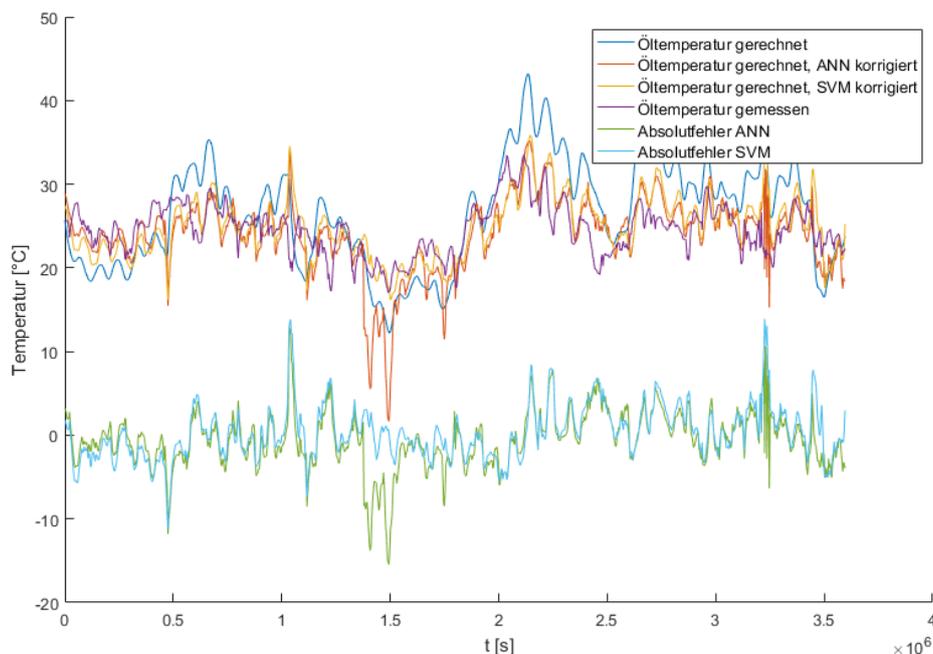


Abbildung 40: Beispielhafter Verlauf einer Zeitreihendarstellung berechneter und gemessener Werte zu visueller Kontrolle. Die um 0 schwankenden Werte stellen direkt den Modellfehler dar.

### 4.5.2 Sensitivitätsanalyse

Mittels einer klassischen Sensitivitätsanalyse kann der Einfluss der Modellparameter auf die Ausgangswerte analysiert werden. In Abbildung 41 wurden dabei beispielhaft die Modellparameter jeweils um +/- 20% variiert und die Änderung der berechneten Überladungsdauer visualisiert.

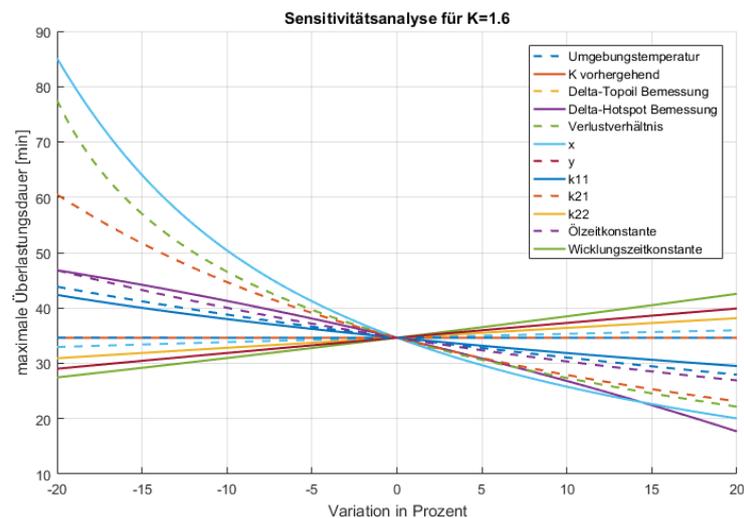


Abbildung 41: Sensitivitätsanalyse des Modells auf Parameterschwankungen von +/- 20%

### 4.5.3 Fehlermaße bestimmen

Um die Brauchbarkeit der Modelle objektiv zu bewerten, werden mehrere statistische Fehlermaße für jedes betrachtete Modell berechnet.

#### RMS-Fehler

Das quadratische Fehlermittel wird zur Bewertung der Modelle benutzt, da dadurch größere Abweichungen stärker gewichtet werden.

$$RMS_{error} = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - y_i)^2} \quad (4.72)$$

$\hat{y}_i$  ... Gemessener Wert zum Zeitpunkt  $i$

$y_i$  ... Berechneter Wert zum diskreten Zeitpunkt  $i$

#### Residuendiagramm

Im Residuendiagramm werden die Residuen über die berechneten Temperaturwerte aufgetragen. Für ein verlässliches Modell sollte das Residuendiagramm ein horizontales Band darstellen.

Hat das Residuendiagramm einen V-förmigen Verlauf, wie in Abbildung 42 so enthält der zu modellierende Prozess offensichtlich nichtlineare Zusammenhänge, die das betrachtete Modell nicht zuverlässig abbilden kann. [46]

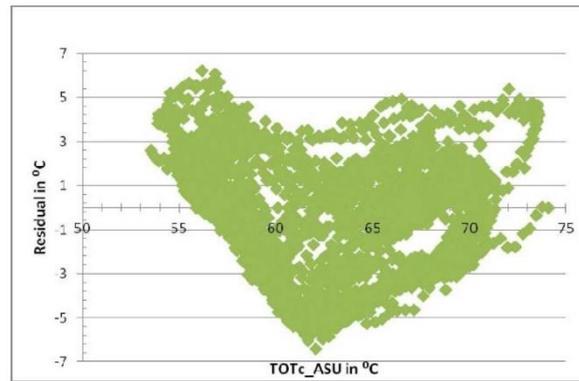


Abbildung 42: Residuendiagramm eines unzuverlässigen Modells [46, S. 4]

### Bestimmtheitsmaß $R^2$

Aus dem Bestimmtheitsmaß  $R^2$  kann abgelesen werden wie gut die Eingangsvariablen bzw. das lineare Regressionsmodell an sich geeignet sind, die Variation der Ausgangsdaten der jeweiligen Datenpunkte vorherzusagen.

$R^2$  ist definiert als der Quotient der Variation der Regresswerte durch die Variation der gemessenen Werte

$$R^2 = \frac{\sum_{i=1}^n (\hat{y}_i - y_i)^2}{\sum_{i=1}^n (y_i - \bar{y})^2} \quad (4.73)$$

$\hat{y}_i$  ... Berechneter Wert zum diskreten Zeitpunkt  $i$

$y_i$  ... Gemessener Wert zum Zeitpunkt  $i$

Sein Wert liegt im Bereich von Null bis Eins, wobei Null eine schlechte Modellanpassung bedeutet und ein Wert nahe Eins aussagt, dass das Modell gut angepasst ist. [50]

#### 4.5.4 Angabe eines Toleranzbereichs

Ausgehend von der Bestimmung des Residuums  $r$

$$r_i = \hat{y}_i - y_i \quad (4.74)$$

$\hat{y}_i$  ... Berechneter Wert zum diskreten Zeitpunkt  $i$

$y_i$  ... Gemessener Wert zum Zeitpunkt  $i$

kann die empirische Standardabweichung des Residuums ermittelt werden.

### Empirische Standardabweichung des Residuums

Die Standardabweichung  $s$  des errechneten Temperaturverlaufs vom gemessenen wird mittels

$$s = \sqrt{\frac{1}{n} \sum_{i=1}^n (r_i - \bar{r})^2} \quad (4.75)$$

bestimmt. Wobei der empirische Mittelwert  $\bar{r}$  definiert ist als

$$\bar{r} = \frac{1}{n} \sum_{i=1}^n r_i \quad (4.76)$$

Diese ermöglicht es ein Toleranzband für die berechnete Deckelöl- bzw. Heißpunkttemperatur anzugeben um das Risiko im Zuge der Überlastung besser abschätzen zu können.

Aus der empirischen Standardabweichung  $s$  wird auf Grund des Umfangs der Stichprobe auf die Standardabweichung  $\sigma$  der Grundgesamtheit geschlossen, wodurch, je nach Anforderung, ein sinnvoller Toleranzbereich von  $\bar{r} \pm \sigma$  bis  $\bar{r} \pm 3\sigma$  angegeben werden kann.

Zusätzlich beachtet werden muss die begrenzte Gültigkeit des Toleranzbereichs die natürlich von den verwendeten Testdaten für die Ermittlung der Standardabweichung abhängig ist. Für deren Ermittlung sollten daher möglichst universelle Daten verwendet werden.

# 5

## Ergebnisse

### 5.1 Allgemeines

Bereits im Rahmen der Diplomarbeit wurde die Beschaffung ausreichend detaillierter Daten für die Modellierung als kritischer Punkt erkannt und kann auch auf den Praxiseinsatz der Modelle übertragen werden. Für die betrachteten Modelle können unterschiedliche Verfahren zur Bestimmung der Modellparameter angewendet werden. Teilweise existieren ausreichend genaue, empirisch ermittelte, tabellierte Werte, teilweise können die notwendigen Parameter durch Optimierungsverfahren bestimmt werden.

Die Entscheidung, welche Messungen als Eingangsgrößen für die Berechnung der Temperaturen verwendet werden sollen, hängt von mehreren Faktoren ab. Grundsätzlich begrenzt natürlich bereits die oftmalige Nichtverfügbarkeit zusätzlicher Messungen (z.B. Stufenstellerposition) deren Anwendbarkeit, andererseits kann es auch von Vorteil sein eine zu ungenaue bzw. zu unzuverlässige Messgröße bei der thermischen Modellierung bewusst zu ignorieren.

In einigen Bereichen existieren widersprüchliche Studien zur Notwendigkeit der Berücksichtigung zusätzlicher Transformator-Messwerte. So werden z.B. zur Berücksichtigung der Stufenstellerposition (wie bereits in Kapitel 2.5.1 erwähnt) konträre Meinungen vertreten bzw. auch zur Notwendigkeit bei geänderten Kühlungsverhältnissen neue Parametersätze für das thermoelektrische Analogiemodell zu bestimmen. [51]

Als Abschluss soll hier nochmals ein kurzer Überblick über die betrachteten Modelle, die dafür notwendigen Transformator- und Transformatordaten und den sich daraus ergebenden Einsatzbereichen gegeben werden.

In Tabelle 18 ist ein Überblick über die betrachteten Modelle, sowie die jeweils für die Modellierung notwendigen bzw. hilfreichen Daten zu finden.

Tabelle 18: Überblick Modelle und notwendige Daten

	Allgemeiner Trafoaufbau	Daten aus Erwärmungs- prüfung	Messdaten- protokolle	Informationen über Kühlsystem (Schwellwerte Kühlstufen, etc.)
IEEE C57.91	X	X	(X)	(X)
IEC60076-7 ExpGlg.	X	X	(X)	(X)
IEC60076-7 DiffGlg.	X	X	(X)	(X)
Thermoelektrische Analogie	(X)	(X)	X	(X)
Neuronale Netze	(X)	-	X	(X)
Genetic Programming	(X)	-	X	(X)
X ... notwendig				
(X) ... hilfreich				
- ... nicht notwendig				

Im Zuge der Arbeit wurden die drei - in Kapitel 4 beschriebenen - Modelle genauer bezüglich ihres Implementierungsaufwands bzw. der Parameterbestimmung betrachtet. Alle Modelle inklusive Parameterabschätzung bzw. Trainingsalgorithmen wurden in MATLAB® bzw. MATLAB® Simulink® implementiert. Dabei zeigten sich die Vor- und Nachteile der verschiedenen Modelltypen.

### Einsatzzwecke

Als Einsatzzweck/Einsatzbereich der thermischen Modellierung von Leistungstransformatoren können im Allgemeinen drei Ebenen unterschieden werden:

#### 1. Betriebsmittelentwurf

Beschreibt den Prozess der Entwicklung des Transformators beim Hersteller. Hierbei werden vor allem CFD-Verfahren (Computational Fluid Dynamics) und THNM (Thermohydraulic Network Model) mit exakten Konstruktionsdaten für die thermische Auslegung verwendet. Beispiele für derartige Ansätze sind in [52], [53], [54], [55] und [56] zu finden.

#### 2. Betriebsmitteleinsatz operativ

Beschreibt den Bereich der Überwachung/Steuerung/Optimierung der Betriebsmittel während ihrer Lebensdauer im Rahmen des operativen Netzbetriebs.

#### 3. Langfristige Planung/Assetmanagement

Im Bereich der langfristigen Planung ist vor allem die, mittels der berechneten Heißpunkttemperatur ermittelte, Alterung der Betriebsmittel von Bedeutung um eine zustandsbasierte Wartung zu ermöglichen. ([57])

Der Einsatz der beschriebenen Modelle erfolgt im operativen Netzbetrieb, wobei die dabei ermittelten Daten im Weiteren für die langfristige Planung bzw. Wartung der Betriebsmittel verwendet werden. (Lebensdauerverbrauch auf Basis der Heißpunkttemperatur)

Zusätzlich differenziert werden muss, in welchem Bereich der Messdatenverarbeitung das thermische Modell für die Echtzeitüberwachung eingesetzt werden soll. Einerseits ist hier, im Sinne eines IED („Intelligent Electronic Device“) die Implementierung direkt am Transformator im vorhandenen Steuerungssystem möglich, alternativ können alle benötigten Messdaten auch zuerst in das Leitsystem übertragen und dort berechnet werden. Die Vor- und Nachteile liegen hierbei auf der Hand: Bei Berechnung direkt am Transformator ergibt sich die Möglichkeit die erhaltenen Temperaturdaten direkt in das Schutzsystem zu integrieren und der Aufwand für die Datenübertragung wird - wenn gewünscht - geringer. Andererseits ergeben sich dadurch, abhängig vom Modelltyp und zusätzlicher Funktionen, höhere Anforderungen an die Hardware.

Im Zuge der Parametrierung der Modelle sind teilweise rechenintensive Lern- bzw. Anpassungsalgorithmen notwendig. Sollen diese vor Ort durchgeführt werden bzw. teilweise auch wiederholt werden, um eine laufende Anpassung des Modells an geänderte thermische Eigenschaften (Alterung, durchschnittliche Umgebungsbedingungen, etc.) zu ermöglichen, so ist einerseits ein Kontroll- und Bedienaufwand gegeben, andererseits wiederum höhere Anforderungen an die eingesetzte Hardware.

Als zentrale Faktoren für die Anwendung der Modelle in der Praxis sind daher die folgenden Punkte zu sehen

1. Parametrierungsaufwand
2. Rechenaufwand
3. Bedienaufwand
4. Notwendige Eingangsdaten
5. Genauigkeit

### **Modellempfehlungen**

Sind die notwendigen Daten aus der Erwärmungsprüfung vorhanden, so sollte im Allgemeinen auf das IEC60076-7-Differentialgleichungsmodell, welches de facto den Industriestandard darstellt, zurückgegriffen werden. Dieses Modell liefert eine gute Genauigkeit, bei relativ geringem Parametrierungsaufwand und wurde bereits in einer Vielzahl von Arbeiten mit unterschiedlichsten Datensätzen geprüft. ([23, S. 6], [35, S. 4], [7, S. 83-84], [18, S. 2078-2079], [33, S. 3-5], [34], [58], [59], [60])

Für Einsatzzwecke in denen die Parameter des Modells an vorhandene Messreihen der Zielfunktion (Deckelöltemperatur, Heißpunkttemperatur) angepasst werden sollen, lassen sich mit Thermoelektrischen Analogiemodellen gute Ergebnisse erreichen. ([36, S. 171-173], [61, S. 1962], [62], [41, S. 1-2], [39, S. 591], [45, S. 2747-2748], [63, S. 871], [64], [65]) Das in der Arbeit betrachtete Modell von *Susa* ([37]) ist zusätzlich um die Berücksichtigung des nichtlinearen thermischen Übergangswiderstands erweitert. Durch Kombination mit Methoden der künstlichen Intelligenz (ANN bzw. SVM) können die erhaltenen Ergebnisse noch in beschränktem Umfang verbessert werden. ([40, S. 1933]) Die Anwendung dieser Methoden zur Verbesserung der prognostizierten Werte stellt eine praxistaugliche Möglichkeit zur Verbesserung der Ergebnisse dar.

Dies ist auch der einzige empfohlene praktische Einsatzzweck für Methoden der künstlichen Intelligenz. Einem Stand-Alone Einsatz dieser Techniken steht der Aufwand des Trainings gegenüber, der nur schwer vollautomatisch erfolgen kann und - abhängig von den Trainingsdaten - auf Grund der fehlenden physikalischen Zusammenhänge, bei unerwarteten Eingangsdaten zu völlig falschen Ergebnissen führen wird. Im Verlauf der Arbeit wurden neuronale Netze mit unterschiedlicher Neuronenanzahl und mit einer Vielzahl von Trainingsalgorithmen getestet. Dabei zeigte sich vor allem das Problem, dass ohne universelle Trainingsdaten, die Festlegung der idealen Anzahl an Neuronen im Hidden-Layer und dem passenden Trainingsalgorithmus kein brauchbares Modell zu erhalten ist, bzw. bei variierenden Testdaten starke Variationen in der Fehlermetrik entstehen. Für den praktischen Einsatz wird diese Variante daher nicht empfohlen da eine praxistaugliche, zuverlässige Modellierung nicht möglich scheint.

Für alle Modelle gilt, dass bei Vorhandensein zuverlässiger, zusätzlicher Daten diese natürlich im Modell berücksichtigt werden sollten. Nichtsdestotrotz wird es im praktischen Einsatz selten der Fall sein, dass z.B. die Variation des Verlustverhältnisses in Abhängigkeit der Stufenstellerposition exakt bekannt ist.

Im Speziellen gilt dies für Änderungen des Kühlungszustandes. Bei Transformatoren mit ONAN/ONAF-Umschaltung bzw. schrittweise zuschaltbarer Kühlung sollte dies jedenfalls während der Modellbildung berücksichtigt werden. Die Modellparameter müssen dabei eventuell in Abhängigkeit von der aktuellen Öltemperatur angepasst werden. Mit den Herausforderungen die dabei für die Parameterabschätzung bei thermoelektrischen Analogiemodellen - primär in Hinsicht auf die verfügbaren Trainingsdaten - entstehen, haben sich *Rao et.al.* [49, S. 3] auseinandergesetzt.

## 5.2 Mögliche zusätzliche Einflussfaktoren

Die im Folgenden gelisteten, zusätzlichen Möglichkeiten wurden bereits von Autoren evaluiert, im Rahmen dieser Arbeit jedoch auf Grund der eingeschränkten praktischen Anwendungsmöglichkeiten nicht weiter evaluiert.

### **Feuchtigkeit in Öl:**

*Cui et.al.* empfehlen in ihrer Arbeit, die Feuchtigkeit im Öl bzw. Papier auch in der Modellierung zu berücksichtigen und schlagen zu diesem Zweck vor, einen feuchtigkeitsabhängigen, thermischen Übergangswiderstand einzufügen. [66]

Bei Vorhandensein einer direkten Öl-Feuchtigkeitsmessung im Transformator sollte dieser Ansatz im weiteren Verlauf des Projektes jedenfalls auf Praxistauglichkeit geprüft werden.

Indirekt wird der Einfluss der Feuchtigkeit auf die Überlastbarkeit des Transformators, auch durch Herabsetzen der Blasenbildungstemperatur berücksichtigt (Kapitel 3.1)

Die Vorgänge in Hinsicht auf den dynamischen Feuchtigkeitsaustausch zwischen Isolieröl und Wicklungsisolationspapier, als Basis für die Berücksichtigung in der Modellierung, wurden von *Vasilevskij* [67] modelliert.

**Windverhältnisse/Sonneneinstrahlung:**

*Arifianto et.al.* berücksichtigen in ihrer Arbeit den Einfluss von Wind, indem zusätzliche, von der Windgeschwindigkeit abhängige, thermische Übergangswiderstände im IEC60076-7 Differentialgleichungsmodell eingefügt werden. Dadurch sollen, vor allem an sehr windreichen Tagen, geringfügig bessere Ergebnisse erzielbar sein. [58]

Der Einfluss von Wind und Sonneneinstrahlung auf die thermische Modellierung wurde jedoch in anderen Studien als vernachlässigbar eingestuft. ([35, S. 3]) Deshalb, und auf Grund der nur geringfügigen Verbesserung der Modellergebnisse in *Arifianto's* Arbeit, wird eine Berücksichtigung von Wind und Sonneneinstrahlung nicht empfohlen.

**Beeinflussung durch Gleichströme:**

Wie von Halbedl et.al. für das österreichische Übertragungsnetz analysiert, entstehen durch geomagnetische Störungen induzierte Ströme mit sehr niedrigen Frequenzen (0,1mHz - 1Hz) im Energienetz, auch als GIC (Geomagnetic Induced Currents) bezeichnet. [68] Unabhängig davon welche Quelle den beeinflussenden (Semi-)Gleichströmen zugrunde liegt, können diese den Arbeitspunkt der magnetischen Kennlinie des Transformator-kerns verschieben und so zu Halbwellensättigung führen. Es genügen hierbei bereits wenige hundert Milliampere Gleichstromanteil um deutliche Sättigungseffekte zu erhalten. [69] Diese Aspekte betreffen primär die Betriebssicherheit und Zuverlässigkeit der Transformatoren, auf Grund der geänderten Verlustverhältnisse bei Verschiebung des Arbeitspunktes könnte eine Berücksichtigung in der thermischen Modellierung vorteilhaft sein, wurde bisher jedoch noch in keiner Arbeit genau analysiert.

### 5.3 Anwendungsbeispiel der Modellierungsergebnisse

In Anhang A ist ein Gesamtüberblick dargestellt, der unter anderem die Einsatzmöglichkeiten der Modellierungsergebnisse im operativen Netzbetrieb, die im Rahmen des Gesamtprojekts „Dynamisches Verfügbarkeitsmanagement“ evaluiert wurden, darstellt. Auf einen wichtigen Einsatzzweck der thermischen Modelle soll hier noch gesondert hingewiesen werden. Dabei handelt es sich um die Überlast-Zeit-Kurve, die als Ergebnis von Lastsprüngen, ausgehend vom aktuellen thermischen Zustand des Transformators und dessen Umgebungsbedingungen, berechnet werden kann und damit dessen momentane thermische Kapazität für Überlastungen darstellt.

Zur Erstellung der Überlastkurve werden - ausgehend von einer definierten Umgebungstemperatur und einem Auslastungsvorzustand - Lastsprünge auf eine konstante (Über)last angenommen und die Zeit bis zum Erreichen des Heißpunkt- Temperaturlimits bestimmt.

Anhand der Überlastkurve kann somit die maximal mögliche Überlastdauer für eine bestimmte Auslastung („Time for Load“) bzw. die maximale Auslastung für eine gegebene Zeitspanne („Load for Time“) abgelesen werden, ohne die, diesen Betriebszustand begrenzende, Blasenbildungstemperatur zu erreichen.

In Abbildung 43 ist diese Kurve exemplarisch für unterschiedliche Transformatortypen dargestellt. Die Stützpunkte der Kurve wurden hierbei - in seiner Funktion als quasi-Referenzmodell- mittels des IEC60076-7 Modells berechnet.

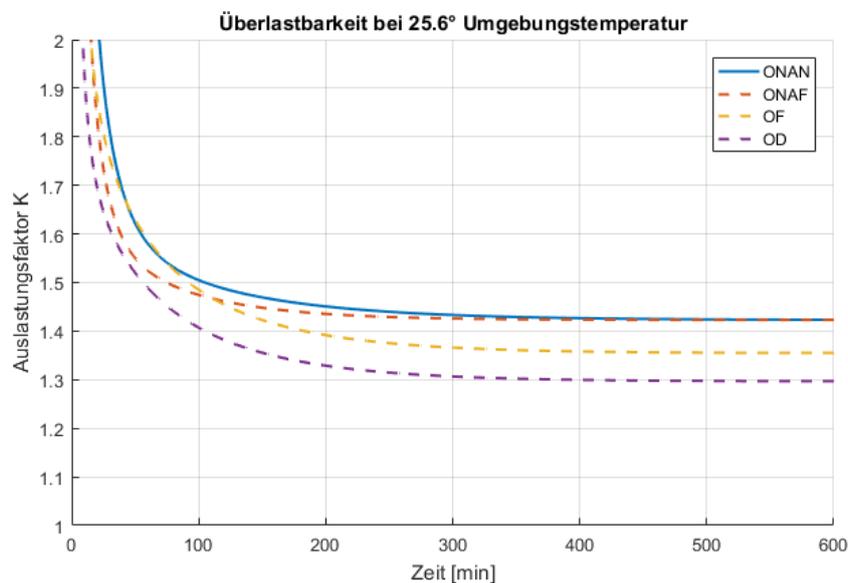


Abbildung 43: Exemplarische Überlastkurve für 25,6°C Umgebungstemperatur, einer vorhergehenden Auslastung von 100% und einem Temperaturlimit von 160°C

Dieses Ergebnis aus der thermischen Modellierung dient - in diskretisierter Form - in weiterer Folge als Basis für die Berücksichtigung der kurzfristigen Überlastbarkeit der Komponenten in der Lastflusssimulation bzw. im weiteren Sinne auch für Zuverlässigkeitsberechnungen, indem ausgehend von den Überlastkurven und Umgebungsbedingungen statistische Mittelwerte für die Häufigkeitsverteilung der Überlastfähigkeit ermittelt werden können.

# 6

## Schlussfolgerung

Im Zuge dieser Arbeit wurde aufgezeigt, welche Varianten der thermischen Modellierung von Leistungstransformatoren möglich sind und wie sich diese in Hinblick auf ihre praktische Anwendbarkeit und den Parametrierungsaufwand unterscheiden. Als empfohlene Modelle für den betrachteten Einsatzbereich haben sich das IEC60076-7 Differentialgleichungsmodell sowie das Thermoelektrische Analogiemodell nach *Susa* mit Berücksichtigung der Stufenstellerposition nach *Radakovic et.al.* sowie Korrektur der Modellwerte mittels Fehlerprognose durch ANN oder SVM (*Qi et.al.*) herauskristallisiert. Methoden der künstlichen Intelligenz werden nur als Ergänzung für physikalische Modelle empfohlen und nicht als Stand-Alone-Variante für die direkte Modellierung, da deren Ergebnisse bei unbekanntem Eingangsdaten zu unvorhersehbar erscheinen.

Die beschriebenen Modelle inklusive Parameterabschätzung wurden in MATLAB® implementiert und stellen einen wichtigen Teil dar um einerseits im weiteren Verlauf des Gesamtprojektes die nötigen Überlastkurven für die Zuverlässigkeitsberechnung zu erstellen, sowie andererseits im Online-Monitoring eine Überwachung der Heißpunkttemperatur zu ermöglichen.

Als weiterer notwendiger Schritt ergibt sich die detaillierte Betrachtung der Abhängigkeit des kritischen Übertemperaturgrenzwertes vom Trafozustand im Allgemeinen und dem Feuchtigkeitsgehalt im Speziellen, da nur in Kombination mit der zuverlässigen Kenntnis dieses zustandsabhängigen Grenzwertes eine kontrollierte Überlastung der Betriebsmittel möglich ist. In den bis dato vorliegenden Studien wurde diese Thematik nicht erschöpfend geklärt.

Auf Grund der Vielzahl an möglichen Einflussfaktoren, der nicht vergleichbaren Testbedingungen und der oftmals widersprüchlichen Aussagen betreffend deren Berücksichtigung und des Potentials zur Verbesserung der Modellierungsergebnisse, wäre eine umfangreiche Studie mit mehreren größeren Einheiten, deren detaillierte Kenndaten und Zeitreihen aller wichtigen Parameter bekannt sind, angeraten um objektive Bewertungen der Grundmodelle sowie der vorgestellten möglichen Erweiterungen durchführen zu können.

## Literaturverzeichnis

- [1] *Leistungstransformatoren Teil 7: Leitfaden für die Belastung von ölgefüllten Leistungstransformatoren*, 60076-7, 2008.
- [2] A. Michiorri, P. Taylor, S. Jupe, and C. Berry, "Investigation into the influence of environmental conditions on power system ratings," (English), *Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part M: Journal of Engineering for the Maritime Environment*, vol. 223, no. 4, pp. 743–757, <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-70450211195&partnerID=40&md5=960dcab54914528f5d01c06d05ded3b6>, 2009.
- [3] G. Herold, *Parameter elektrischer Stromkreise, Leitungen, Transformatoren*, 2nd ed. Wilburgstetten: Schlembach, 2008.
- [4] P. Baier, *Dreiphasen-Leistungstransformatoren: Magnetisierungserscheinungen, Harmonische, Betriebsvorgänge, Stell- und Stromrichtertransformatoren*. Berlin: VDE-Verl., 2010.
- [5] R. Fischer, *Elektrische Maschinen*, 16th ed. s.l.: Carl Hanser Fachbuchverlag, 2013.
- [6] M. Schäfer, K. Feser, and E. Cardillo, *Thermisches Verhalten und Überlastbarkeit von Leistungstransformatoren*.
- [7] Conseil international des grands réseaux électriques, *Transformer thermal modelling*. Paris: Cigré, 2016.
- [8] E. Spring, *Elektrische Maschinen: Eine Einführung*. Berlin, Heidelberg: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2009.
- [9] J. Nipkow and G. Schnyder, *Verminderung der Verluste von Netztransformatoren*.
- [10] H. Vosen, *Kühlung und Belastbarkeit von Transformatoren: Erläuterungen zu DIN VDE 0532*. Berlin: VDE-Verl., 1997.
- [11] ABB, *Transformer Handbook*, 2004.
- [12] N. Lelekakis, W. Guo, D. Martin, J. Wijaya, and D. Susa, "A field study of aging in paper-oil insulation systems," (English), *IEEE Electrical Insulation Magazine*, vol. 28, no. 1, pp. 12–19, <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-84856380558&partnerID=40&md5=48e0e7b23f190494044daa14deb80c75>, 2012.
- [13] D. H. Shroff and A. W. Stannett, "A review of paper aging in power transformers," *IEE Proceedings C - Generation, Transmission and Distribution*, vol. 132, no. 6, pp. 312–319, 1985.
- [14] T. A. Prevost, "Thermally upgraded insulation in transformers," in *Proceedings / Electrical Insulation Conference and Electrical Manufacturing Conference: Indiana Convention Center, Indianapolis, Indiana, October 23 - 26, 2005*, Piscataway, NJ: IEEE Operations Center, 2005, pp. 120–125.

- [15] Y. Biçen, Y. Çilliyüz, F. Aras, and G. Aydugan, "Aging of Paper Insulation in Natural Ester & Mineral Oil," *EEE*, vol. 2, no. 3, pp. 141–146, 2012.
- [16] H. Czichos, *Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften*, 31st ed. Berlin, Heidelberg, s.l.: Springer Berlin Heidelberg, 2000.
- [17] *IEEE Guide for loading mineral-oil-immersed transformers*, C57.91-1995, 1995.
- [18] D. Feng, Z. Wang, and P. Jarman, "Evaluation of power transformers' effective hot-spot factors by thermal modeling of scrapped units," (English), *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 29, no. 5, pp. 2077–2085, <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-84907570984&doi=10.1109%2FTPWRD.2014.2339282&partnerID=40&md5=3db2bca379abb0c44fccb471e0b60855>, 2014.
- [19] *Leistungstransformatoren Teil 2: Übertemperaturen für flüssigkeitsgefüllte Transformatoren*, 60076-2, 2012.
- [20] Z. Radakovic and S. Tenbohlen, "Thermal model of oil power transformers with a tap changer," *Turk J Elec Eng & Comp Sci*, vol. 24, pp. 3293–3308, 2016.
- [21] Z. Radakovic, U. Radoman, and P. Kostic, "Decomposition of the Hot-Spot Factor," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 30, no. 1, pp. 403–411, 2015.
- [22] G. Swift, T. S. Molinski, R. Bray, and R. Menzies, "A fundamental approach to transformer thermal modeling. II. Field verification," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 16, no. 2, pp. 176–180, 2001.
- [23] J. Yang and D. Strickland, "Thermal modelling for dynamic transformer rating in low carbon distribution network operation," (English), *7th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives, PEMD 2014*, <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-84907413019&partnerID=40&md5=2b55948ca14f5761f969740568ac5549>, 2014.
- [24] *Leistungstransformatoren Teil 1: Allgemeines*, 60076-1, 2012.
- [25] A. Haque, D. S. Shafiullah, P. H. Nguyen, and F. W. Bliet, "Real-time congestion management in active distribution network based on dynamic thermal overloading cost," *Power Systems Computation Conference, Institute of Electrical and Electronics Engineers et al. 2016 – 19th Power Systems Computation Conference*, pp. 1–7, 2016.
- [26] T. C. Raymond, "Power Transformer Thermal Ratings - An Overview: 2003 IEEE Transmission & Distribution Conference - Dallas, Texas," (English), *Proceedings of the IEEE Power Engineering Society Transmission and Distribution Conference*, vol. 3, <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-0842266776&partnerID=40&md5=39eb4bfe40327990e3a5684eb2296f22>, 2003.
- [27] W. A. Fessler, T. O. Rouse, W. J. McNutt, and O. R. Compton, "A refined mathematical model for prediction of bubble evolution in transformers," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 4, no. 1, pp. 391–404, 1989.
- [28] C. Y. Perkasa, N. Lelekakis, T. Czaszejko, D. Martin, and T. Saha, "Moisture-bubbling of vegetable oil impregnated paper at transformer overload temperatures," in *2015 IEEE 11th International*

- Conference on the Properties and Applications of Dielectric Materials (ICPADM)*: IEEE, 2015, pp. 76–79.
- [29] M. Koch and S. Tenbohlen, “Evolution of bubbles in oil–paper insulation influenced by material quality and ageing,” *IET Electr. Power Appl.*, vol. 5, no. 1, p. 168, 2011.
- [30] *2001 IEEE/PES Transmission and Distribution Conference and Exposition. Developing New Perspectives (Cat. No.01CH37294)*: IEEE, 2001.
- [31] R. Vilaithong, S. Tenbohlen, and T. Stirl, *Neural Network for Transformer Top-oil Temperature Prediction*.
- [32] A. b. Seier, P. b. Hines, and J. b. Frolik, “Data-driven thermal modeling of residential service transformers,” (English), *IEEE Transactions on Smart Grid*, vol. 6, no. 2, pp. 1019–1025, <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-84923779011&doi=10.1109%2fTSG.2015.2390624&partnerID=40&md5=9bd717db05692d03c012607fb6efb5cb>, 2015.
- [33] B. Das, T. S. Jalal, and F. J. S. McFadden, “Comparison and extension of IEC thermal models for dynamic rating of distribution transformers,” pp. 1–8, 2016.
- [34] D. Susa and H. Nordman, “IEC 60076-7 loading guide thermal model constants estimation,” *Int. Trans. Electr. Energ. Syst.*, vol. 23, no. 7, pp. 946–960, 2013.
- [35] D. Strickland, L. Chittock, J. Mourik, C. Harrap, and J. Yang, “Distribution network transformer thermal modelling parameter determination for dynamic rating applications,” *8th IET International Conference on Power Electronics, Machines and Drives (PEMD 2016)*, pp. 1–6, 2016.
- [36] G. Swift, T. S. Molinski, and W. Lehn, “A fundamental approach to transformer thermal modeling. I. Theory and equivalent circuit,” *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 16, no. 2, pp. 171–175, 2001.
- [37] D. Susa, *Dynamic thermal modelling of power transformers*. Espoo: Helsinki University of Technology, 2005.
- [38] W. H. Tang, Q. H. Wu, and Z. J. Richardson, “Equivalent heat circuit based power transformer thermal model,” *IEE Proceedings - Electric Power Applications*, vol. 149, no. 2, pp. 87–92, 2002.
- [39] L. Zhu, H. Li, X. Yao, and S. Ji, “Improvement and application of dynamic thermal circuit model for oil-immersed power transformer,” pp. 591–594, 2014.
- [40] X. Qi, K. Li, J. Wang, and K. Sun, “Transformer top-oil temperature combination modeling based on thermal circuit and support vector machine,” pp. 1933–1937, 2016.
- [41] W. Ben-Gang *et al.*, “The improved thermal-circuit model for hot-spot temperature calculation of oil-immersed power transformers,” (English), *Proceedings of 2016 IEEE Information Technology, Networking, Electronic and Automation Control Conference, ITNEC 2016*, <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-84991018112&doi=10.1109%2fITNEC.2016.7560473&partnerID=40&md5=9095a19e43be38759e6570702a1b716a>, 2016.

- [42] C. Weigen, P. Chong, and Y. Yuxin, "Power transformer top-oil temperature model based on thermal-electric analogy theory," *Euro. Trans. Electr. Power*, vol. 19, no. 3, pp. 341–354, 2009.
- [43] Z. Radakovic, U. Radoman, D. Vukotic, and S. Tenbohlen, "Dynamic top oil thermal model of oil-immersed power transformers with tap changer," pp. 1–6, 2016.
- [44] M. J. Heathcote, *The J & P transformer book: A practical technology of the power transformer*, 13th ed. Amsterdam, Oxford: Elsevier; Newnes, 2008.
- [45] W. H. Tang, S. He, E. Prempain, Q. H. Wu, and J. Fitch, "A Particle Swarm Optimiser with Passive Congregation Approach To Thermal Modelling For Power Transformers," pp. 2745–2751, 2005.
- [46] S. Rao, M. Zhang, and D. Tylavsky, "Model screening metrics for thermal models of substation distribution transformers," in *North American Power Symposium (NAPS), 2013: 22 - 24 Sept. 2013, Manhattan, KS, USA*, Piscataway, NJ: IEEE, 2013, pp. 1–6.
- [47] M. Djamali and S. Tenbohlen, "A priori metrics to select best training dataset of top-oil temperature models of power transformers," in *2014 International Conference on High Voltage Engineering and Application (ICHVE): 8 - 11 Sept. 2014, Poznan, Poland*, Piscataway, NJ: IEEE, 2014, pp. 1–4.
- [48] MathWorks, *Train and Apply Multilayer Neural Networks - MATLAB & Simulink - MathWorks Deutschland*. [Online] Available: <https://de.mathworks.com/help/nnet/ug/train-and-apply-multilayer-neural-networks.html>. Zuletzt geprüft am: Mai. 05 2017.
- [49] S. Rao *et al.*, "Methods to detect incorrect fan status for transformer thermal models," (English), 2014 *North American Power Symposium, NAPS 2014*, <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-84918544027&doi=10.1109%2fNAPS.2014.6965406&partnerID=40&md5=13d578d2fc0f4126d04ac5b4ef663986>, 2014.
- [50] D. C. Montgomery, E. A. Peck, and G. G. Vining, *Introduction to Linear Regression Analysis*, 5th ed. s.l.: Wiley, 2013.
- [51] R. Vilaithong, S. Tenbohlen, and T. Stirl, "Modelle zur online Berechnung der Deckelöltemperatur von Leistungstransformatoren," September 2006.
- [52] Z. Radakovic, M. Sorgic, W. van der Veken, and G. Claessens, "Ratings of Oil Power Transformer in Different Cooling Modes," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 27, no. 2, pp. 618–625, 2012.
- [53] J. Ricardo da Silva, J. P. A. Bastos, N. Sadowsky, and J. V. Leite, "Electromagnetic and thermal simulation of an oil insulated power transformer," in *2014 18th International Symposium on Electrical Apparatus and Technologies (SIELA): 29 - 31 May 2014, Bourgas, Bulgaria*, Piscataway, NJ: IEEE, 2014, pp. 1–4.
- [54] H. M. R. Campelo, L. F. Brana, and X. M. Lopez-Fernandez, "Thermal hydraulic network modelling performance in real core type transformers," in *International Conference on Electrical Machines (ICEM), 2014: 2 - 5 Sept. 2014, Berlin, Germany ; proceedings*, Piscataway, NJ: IEEE, 2014, pp. 2275–2281.

- [55] A. S. Reddy and M. Vijaykumar, "Hottest spot and life evaluation of power transformer design using finite element method," *Journal of Theoretical and Applied Information Technology*, pp. 238–243, 2008.
- [56] J. R. Silva and J. P. A. Bastos, "On-line Evaluation of Power Transformer Temperatures using Magnetic and Thermodynamics Numerical Modeling," *IEEE Trans. Magn.*, p. 1, 2017.
- [57] Y. Biçen, F. Aras, and H. Kirkici, "Lifetime estimation and monitoring of power transformer considering annual load factors," *IEEE Trans. Dielect. Electr. Insul.*, vol. 21, no. 3, pp. 1360–1367, 2014.
- [58] I. Arifianto *et al.*, "Investigation of transformer top-oil temperature considering external factors," in *International Conference on Condition Monitoring and Diagnosis (CMD), 2012: 23 - 27 Sept. 2012, [Sanur], Bali, Indonesia*, Piscataway, NJ: IEEE, 2012, pp. 198–201.
- [59] M. Djamali and S. Tenbohlen, "Malfunction Detection of the Cooling System in Air-Forced Power Transformers Using Online Thermal Monitoring," *IEEE Trans. Power Delivery*, p. 1, 2016.
- [60] A. Y. Arabul *et al.*, "An Investigation on Hot-Spot Temperature Calculation Methods of Power Transformers," *International Journal of Environmental, Chemical, Ecological, Geological and Geophysical Engineering*, volume = 9, no. 8, pp. 1036–1040, <http://waset.org/Publications?p=104>, 2015.
- [61] D. Susa and M. Lehtonen, "Dynamic thermal modeling of power transformers: Further development - Part I," (English), *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 21, no. 4, pp. 1961–1970, <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-33750132541&partnerID=40&md5=3c2aeed4e87b8e62af4d633a0bb514c0>, 2006.
- [62] D. Susa and M. Lehtonen, "Dynamic thermal modeling of power transformers: Further development - Part II," (English), *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 21, no. 4, pp. 1971–1980, <https://www.scopus.com/inward/record.uri?eid=2-s2.0-33750110700&partnerID=40&md5=be05deb936f6768ef61b43d8abe4944f>, 2006.
- [63] L. Jauregui-Rivera and D. J. Tylavsky, "Acceptability of Four Transformer Top-Oil Thermal Models—Part II: Comparing Metrics," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 23, no. 2, pp. 866–872, 2008.
- [64] W. H. Tang and Q. H. Wu, *Condition Monitoring and Assessment of Power Transformers Using Computational Intelligence*. London: Springer-Verlag London Limited, 2011.
- [65] L. Jauregui-Rivera and D. J. Tylavsky, "Acceptability of Four Transformer Top-Oil Thermal Models—Part I: Defining Metrics," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 23, no. 2, pp. 860–865, 2008.
- [66] Y. Cui, H. Ma, T. Saha, C. Ekanayake, and D. Martin, "Moisture-Dependent Thermal Modelling of Power Transformer," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 31, no. 5, pp. 2140–2150, 2016.
- [67] V. V. Vasilevskij, "Dynamics model of moisture in paper insulation-transformer oil system in non-stationary thermal modes of the power transformer," *Elektroteh. elektromeh.*, vol. 0, no. 3, p. 17, 2016.

- [68] T. Halbedl, H. Renner, R. L. Bailey, R. Leonhardt, and G. Achleitner, "Analysis of the impact of geomagnetic disturbances on the Austrian transmission grid," in *2016 Power Systems Computation Conference (PSCC)*: IEEE, 2016, pp. 1–5.
- [69] U. Sundermann, M. Schühle, M. Beltle, and S. Tenbohlen, "Das Verhalten von Leistungstransformatoren bei Beanspruchung mit Gleichströmen,"

# Anhang A – Gesamtüberblick thermische Modellierung

