



SIEMENS

Christoph Verban, BSc

**Dreidimensionale Finite-Elemente-Streulussanalyse
an Hochstrom-Industrietransformatoren**

MASTERARBEIT

zur Erlangung des akademischen Grades

Diplom-Ingenieur

Masterstudium Elektrotechnik

eingereicht an der

Technischen Universität Graz

in Kooperation mit

Siemens AG Österreich - Transformers Weiz

Betreuer

Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Oszkar Biro

Institut für Grundlagen und Theorie der Elektrotechnik

Dipl.-Ing. Hans Christian Loder

Siemens AG Österreich - Transformers Weiz

EIDESSTATTLICHE ERKLÄRUNG

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe. Das in TUGRAZonline hochgeladene Textdokument ist mit der vorliegenden Masterarbeit identisch.

09.09.2019

Datum

Verban Ch

Unterschrift

Danksagungen

An dieser Stelle möchte ich all jenen danken, die durch ihre fachliche und persönliche Unterstützung zum Gelingen dieser Arbeit beigetragen haben.

Mein besonderer Dank gilt Herrn Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Oszkar Biro für die ausgezeichnete Betreuung während meiner gesamten Masterarbeit. Des Weiteren möchte ich mich recht herzlich bei Herrn Dipl.-Ing. Hans Christian Loder für die hervorragende firmeninterne Betreuung und die stets konstruktive Unterstützung bedanken.

Neben fachlichen Danksagungen möchte ich mich auch ganz herzlich bei meiner Familie, insbesondere bei meinen Eltern, bedanken, welche mir mein Studium ermöglicht, sowie durch ihre ständige Unterstützung maßgeblich zu dessen Erfolg beigetragen haben. Ein besonderer Dank gilt Martina, die mir immer helfen konnte und jederzeit ein offenes Ohr für mich hat.

Kurzfassung

Hochstrom-Industrietransformatoren wie Ofen- und Schwerlast-Gleichrichtertransformatoren werden für die Energieversorgung von industriellen Anwendungen, wie zum Beispiel elektrische Lichtbogenöfen und Elektrolyseanlagen, benötigt. Aufgrund hoher Sekundärströme bei relativ niedrigem Unterspannungsniveau erfordern diese Transformatoren einen speziellen Designprozess. Neben dem Design der Hochstromwicklung spielen besonders die auftretenden Wirbelstrom- und Hysterese-, bzw. Eisenverluste in nicht aktiven Konstruktionsteilen eine entscheidende Rolle. Um die Auswirkungen dieser Zusatzverluste, die durch laststromabhängige Streuflüsse hervorgerufen werden, auf die Betriebssicherheit der Transformatoren zu untersuchen, bedarf es einer dreidimensionalen Finite-Elemente-Simulation.

Im Rahmen dieser Arbeit wurden die Auswirkungen der Modellierungsart von hochstromführenden Schaltleitungen sowie von Stromschienen auf die Zusatzverluste in nicht aktiven Stahlbauteilen, wie den Pressplatten, dem Kessel, den Zugstangen und den Schirmungen analysiert. Des Weiteren wurden zwei Modellierungsarten von Hochstromwicklungen untersucht und einander gegenübergestellt. Anschließend wurden die Auswirkungen der, von den untersuchten Hochstromwicklungen hervorgerufenen, Streuflüsse bezüglich Verluste und Erwärmung in inaktiven Konstruktionsteilen bestimmt und dokumentiert.

Abschließend wurde anhand von zwei ausgewählten Hochstrom-Industrietransformatoren eine Designvariation durchgeführt. Im Rahmen der Designvariation wurde die Notwendigkeit einer Kesselschirmung sowie die Ausführung der unterspannungsseitigen Kesselwand aus magnetischem und unmagnetischem Stahl geprüft.

Abstract

High-current industrial transformers, including furnace and heavy-duty rectifier transformers, are required for the power supply of industrial applications such as electric arc furnaces and electrolysis plants. Due to high secondary currents at relatively modest low voltage levels, these transformers require a special design process. In addition to the design of the high-current winding, the eddy current losses and the hysteresis or iron losses that occur in non-active structural parts play a decisive role. These additional losses, caused by load-current-dependent leakage fluxes from windings, busbars and leads, require a three-dimensional finite element simulation in order to investigate their effects on the operational safety of the transformer.

In this thesis, it has been analysed how the way of modelling the leads and busbars carrying high currents affects the additional losses in non-active steel parts, such as the clamping structure, the tank, the tie bars and the shieldings. Furthermore, two methods to model high-current windings have been investigated and compared. The effects of leakage fluxes caused by these high-current windings on losses and heating in non-active structural parts have then been determined and documented.

Finally, two high-current industrial transformers have been selected to vary the design. As part of the design variation, the necessity of a tank shielding as well as the design of the low-voltage tank wall made of magnetic and non-magnetic steel have been tested.

Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	6
Abkürzungsverzeichnis	9
1 Einleitung	10
1.1 Allgemeiner Aufbau von Hochstrom-Industrietransformatoren	10
1.2 Aktivteil	11
1.2.1 Kern.....	11
1.2.2 Pressplatten und Zugstangen	11
1.2.3 Wicklungen.....	11
1.3 Kessel.....	13
1.4 Streuflüsse in nicht aktiven Konstruktionsteilen	14
1.5 Zieldefinition	16
2 Berechnungsmethode und Modellierung.....	17
2.1 Stromschienenmodell	17
2.2 Transformatormodell.....	17
2.3 Mathematisches Modell	18
3 Verifizierung des Simulationsmodells anhand eines Ofentransformators.....	24
3.1 Simulation der Stromschienen	26
3.1.1 Feldbilder.....	27
3.1.2 Verluste	29
3.1.3 Schlussfolgerung	30
3.2 Gegenüberstellung der US-Wicklungsmodelle.....	30
3.2.1 Feldbilder.....	32
3.2.2 Verluste	35
3.2.3 Berücksichtigung der Schaltleitungen	38
3.2.4 Schlussfolgerung	45
3.3 Simulation der Durchführungstöpfe.....	45
3.3.1 Feldbilder.....	46

3.3.2	Verluste	48
3.3.3	Schlussfolgerung	49
3.4	Simulation der Zugstangen	50
3.4.1	Feldbilder	50
3.4.2	Verluste	52
3.4.3	Schlussfolgerung	55
4	Designvariation eines Ofentransformators	56
4.1	Technische Daten	56
4.2	Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung ..	56
4.2.1	Feldbilder	56
4.2.2	Verluste	58
4.2.3	Schlussfolgerung	59
4.3	Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung	59
4.3.1	Einfluss der Stärke der elektromagnetischen Schirmung	59
4.3.2	Schlussfolgerung	63
4.4	Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung	64
4.4.1	Feldbilder	64
4.4.2	Verluste	66
4.4.3	Schlussfolgerung	67
4.5	Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung.	68
4.5.1	Feldbilder	68
4.5.2	Verluste	71
4.5.3	Einfluss der Stärke der elektromagnetischen Schirmung	73
4.5.4	Schlussfolgerung	76
4.6	Pressplatten aus unmagnetischem Stahl	77
4.6.1	Feldbilder	77
4.6.2	Verluste	79
4.6.1	Schlussfolgerung	81
5	Designvariation eines Schwerlast-Gleichrichtertransformators	82
5.1	Technische Daten	82

5.2	Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung	83
5.2.1	Gegenüberstellung der US-Wicklungsmodelle	84
5.2.2	Berücksichtigung der Schaltleitungen	91
5.2.3	Schlussfolgerung	97
5.3	Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung	98
5.3.1	Feldbilder	98
5.3.2	Verluste	101
5.3.3	Schlussfolgerung	102
5.4	Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung	103
5.4.1	Feldbilder	103
5.4.2	Verluste	105
5.4.3	Schlussfolgerung	107
5.5	Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung	108
5.5.1	Feldbilder	108
5.5.2	Verluste	109
5.5.3	Schlussfolgerung	111
6	Zusammenfassung und Ausblick	112
6.1	Zusammenfassung	112
6.2	Ausblick	113
7	Literatur	115

Abkürzungsverzeichnis

b ... magnetische Oberflächenladungsdichte

p ... Leistungsdichte

I ... Strom

N_j ... Knotenformfunktion

P ... Wirkleistung, Verlustleistung

T ... Temperatur

α ... Wärmeübergangszahl

δ ... Eindringtiefe

λ ... Wärmeleitfähigkeit

μ ... Permeabilität

ρ ... spezifischer Widerstand

ρ_d ... Dichte von Stahl

σ ... elektrische Leitfähigkeit

ω ... Kreisfrequenz

Γ ... Oberfläche

Φ ... magnetisches Skalarpotential

Ω ... Volumen

\mathbf{n} ... Normalvektor

\mathbf{B} ... magnetische Flussdichte

\mathbf{E} ... elektrische Feldstärke

\mathbf{H} ... magnetische Erregung

\mathbf{J} ... Stromdichte

\mathbf{K} ... Oberflächenstromdichte

N_j ... Kantenformfunktion

\mathbf{T} ... Strömungsvektorpotential

1 Einleitung

Eine Vielzahl an industriellen Anwendungen, wie zum Beispiel elektrische Lichtbogenöfen und Elektrolyseanlagen, erfordern Hochstrom-Industrietransformatoren zur Versorgung von energieintensiven Prozessen. Zu Hochstrom-Industrietransformatoren zählen unter anderem Ofentransformatoren und Schwerlast-Gleich-/Umrichtertransformatoren, welche ein spezielles Design benötigen, um die geforderten Ströme bei niedrigem Unterspannungsniveau bereitstellen zu können. Ofentransformatoren werden so ausgelegt, dass sie hohen thermischen Beanspruchungen sowie wiederholten aus dem Lichtbogenprozess resultierenden Stromänderungen widerstehen können. Schwerlast-Gleich-/Umrichtertransformatoren werden oft mit einer Spannungsregelung ausgestattet, um die nachgeschalteten Komponenten mit variabler Spannung versorgen zu können. Die Spannungsregelung erfolgt auf der Oberspannungsseite mit einem Stufen- oder Laststufenschalter. Des Weiteren kann dem eigentlichen Hochstrom-Industrietransformator ein Spartransformator zur Spannungsanpassung vorgeschaltet werden [1].

1.1 Allgemeiner Aufbau von Hochstrom-Industrietransformatoren

Hochstrom-Industrietransformatoren bestehen grundsätzlich aus dem Kessel, der Schirmplatte, dem Ausdehnungsgefäß, dem Laststufenschalter, den Oberspannungs- (OS) und Unterspannungs- (US) Durchführungen sowie dem Aktivteil. Der Aktivteil wird im Wesentlichen weiter unterteilt in Wicklungen, Kern, Pressplatten und Zugstangen. Die Hauptkomponenten eines dreiphasigen Hochstrom-Industrietransformators sind in Abbildung 1 dargestellt.

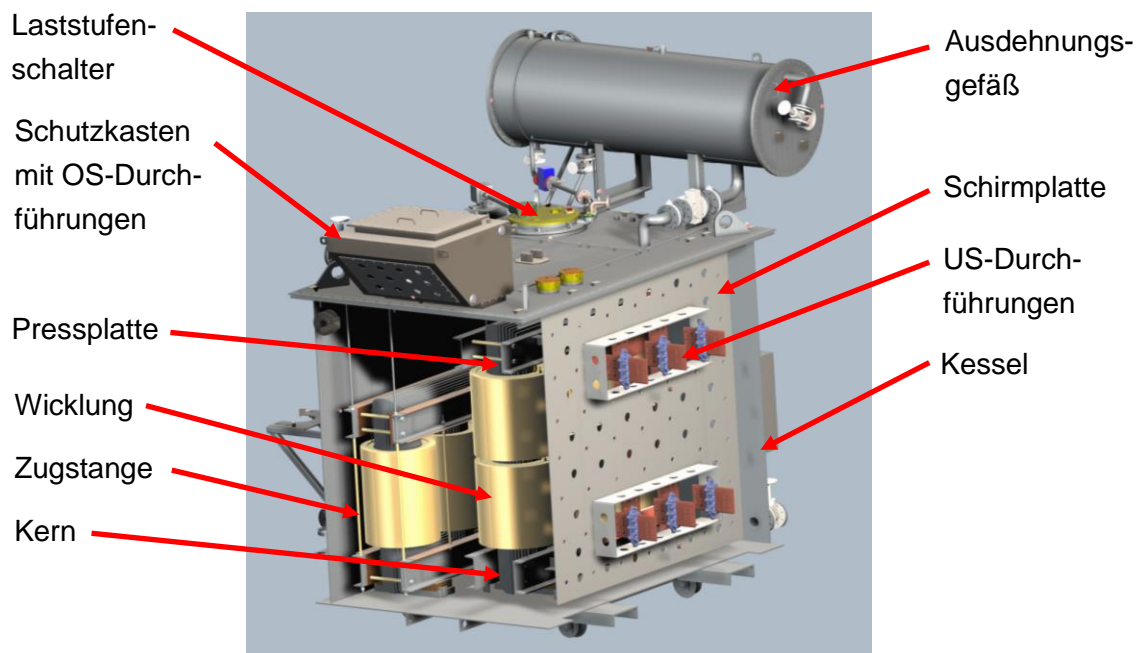


Abbildung 1: Hauptkomponenten eines dreiphasigen Hochstrom-Industrietransformators

(adaptiert nach [2])

1.2 Aktivteil

1.2.1 Kern

Der Eisenkern dient zur verlustarmen Führung des von den Wicklungen erzeugten Magnetfeldes. Er wird aus dünnen kaltgewalzten korn-orientierten Elektroblechen mit dazwischenliegender Isolation aufgebaut. Durch den geblechten Aufbau können die Wirbelstromverluste im Kern erheblich reduziert werden. Zur Beibehaltung der magnetischen Vorzugsrichtung der korn-orientierten Bleche und zur Erzielung einer optimalen magnetischen Leitfähigkeit werden die Bleche schräg geschnitten und verzapft zusammengesetzt [3].

1.2.2 Pressplatten und Zugstangen

Der Kern wird im Bereich des oberen und unteren Joches mittels Pressplatten stabilisiert. Die oberen und unteren Pressplatten werden jeweils mittels Zugstangen verbunden. Für die Pressplatten werden üblicherweise L- oder U-Stahlprofile verwendet. Treten in den Pressplatten hohe Verluste aufgrund von Wicklungs- oder Schaltleitungsstrefefeldern auf, werden sie aus unmagnetischem Stahl gefertigt. Für die Zugstangen wird magnetischer oder unmagnetischer Stahl verwendet [4].

1.2.3 Wicklungen

Bei Transformatorwicklungen wird grundsätzlich zwischen Zylinder- und Scheibenwicklungen unterschieden. Während Zylinderwicklungen radial um die Schenkelachse angeordnet werden, werden Scheibenwicklungen axial übereinandergeschichtet. Die üblichere Bauform ist generell die Zylinderwicklung, wobei die US-Wicklung meist nahe dem Kern ausgeführt wird [3]. Diese innenliegende Ausführung bietet erstens einen isolationstechnischen Vorteil und zweitens werden Wicklungsanzapfungen meist an der OS-Wicklung ausgeführt. Daher besitzt die US-Wicklung nur zwei Ausleitungen, die einfach realisiert werden können [5].

1.2.3.1 Unterspannungswicklungen von Hochstrom-Industrietransformatoren

US-Wicklungen von Hochstrom-Industrietransformatoren benötigen aufgrund der hohen Sekundärströme große Leiterquerschnitte und wenige Windungen. Daher wird die US-Wicklung üblicherweise aus mehreren parallel geschalteten Wicklungsblöcken und, im Gegensatz zu gewöhnlichen Transformatoren, als äußere Wicklung ausgeführt. Jeder Wicklungsblock besitzt die gleiche Anzahl an Windungen. Die Blöcke werden axial übereinander angeordnet und über Stromschiene parallelgeschaltet. Durch die Parallelschaltung teilt sich der hohe Sekundärstrom auf die einzelnen Blöcke auf und der benötigte Leiterquerschnitt wird verringert. Zur weiteren Reduzierung des Stromes in der Wicklung ist es vorteilhaft die US-Wicklung als Dreieckswicklung auszuführen. Des Weiteren ergeben sich durch die Aufteilung der Hochstromwicklung eine günstigere Steigung pro Windung und eine gute elektromagnetische Balance [5].

1.2.3.2 Oberspannungswicklungen von Hochstrom-Industrietransformatoren

Für viele Hochstrom-Anwendungen wird neben dem hohen Sekundärstrom auch eine genaue Regelung der Unterspannung gefordert. Aufgrund des hohen Sekundärstroms wird diese Spannungsregelung üblicherweise auf der Oberspannungsseite realisiert. Die Spannungsregelung erfolgt durch Änderung der Übersetzung des Transformators. Zur Erzielung eines gleichmäßigen Wicklungsaufbaus wird die OS-Wicklung in eine Stamm- und in eine Regelwicklung unterteilt. Mittels Anzapfungen und Laststufenschalter werden Windungen der OS-Regelwicklung weg- bzw. zugeschaltet. Um ein einfaches Ausleiten zu gewährleisten, werden die Anzapfungen der Regelwicklung vorteilhafterweise als separate weg- bzw. zuschaltbare Lagen ausgeführt. Die Regelung der Unterspannung mittels OS-Anzapfungen führt zu einer Änderung der Flussdichte im Kern. Besonders bei einem großen Spannungsstellbereich muss darauf geachtet werden, dass es bei keiner Stellung des Stufenschalters zur Überschreitung der maximal zulässigen Flussdichte im Kernblech kommt [5]. In Abbildung 2 ist ein schematischer Wicklungsaufbau eines Hochstrom-Industrietransformators mit außenliegender US-Wicklung und aufgeteilter OS-Wicklung dargestellt.

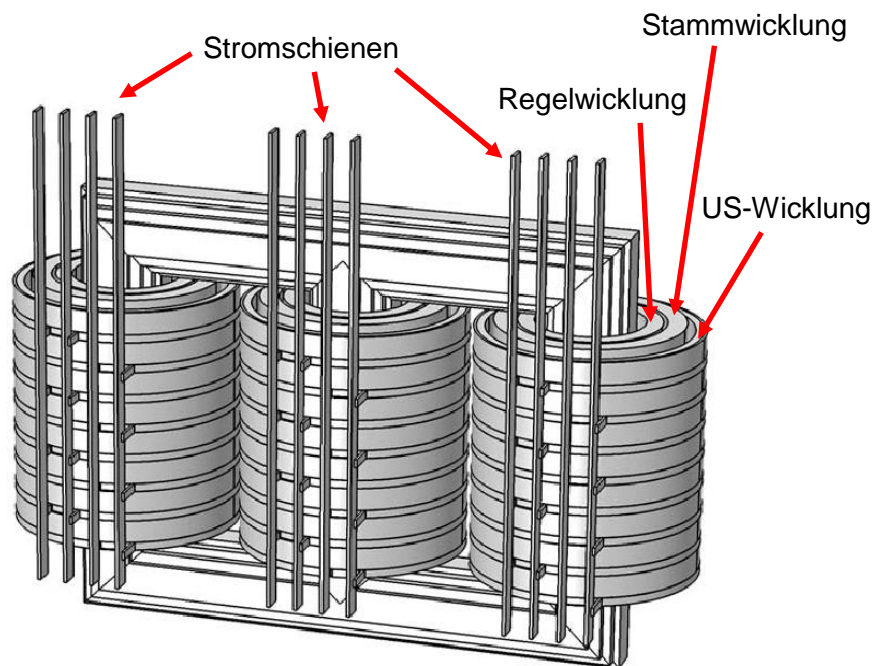


Abbildung 2: Schematischer Wicklungsaufbau eines Hochstrom-Industrietransformators (adaptiert nach [6])

Wird neben der Spannungsregelung auch eine Phasenschwenkung gefordert, besteht die Möglichkeit dem eigentlichen Hochstromtransformator einen Spartransformator mit Laststufenschalter vorzuschalten. Der Spartransformator übernimmt die Spannungsregelung und die OS-Wicklung des Hochstromtransformators kann entsprechend der geforderten Phasenschwenkung ausgelegt werden. Würde die Spannungsregelung sowie die Phasenschwenkung in der OS-Wicklung des Hochstromtransformators untergebracht, würde dies zu einer hohen Komplexität und schließlich zu einem unwirtschaftlichen Wicklungsaufbau führen.

1.3 Kessel

Der Transformator-kessel ist eine Stahlkonstruktion, die als Gehäuse für den Aktivteil und das Isolieröl dient. Verschlossen wird der Kessel mit einem abnehmbaren Deckel, der üblicherweise verschraubt und gelegentlich verschweißt ist [5].

Die im Transformator entstehende Wärme wird über das Isolieröl an den Kessel und die Umgebung abgegeben. Aufgrund von Temperaturschwankungen kommt es zu Volumenänderungen der Isolierflüssigkeit. Zum Ausgleich der Expansion und Kontraktion des Isolieröls werden bei großen Transformatoren Ausdehnungsgefäße verbaut. Bei Transformatoren kleinerer Baugröße wird die Volumenänderung durch Wellwände ausgeglichen [7]. Zusätzlich zum Ausgleich der Volumenänderung dienen die Wellwände zur Kühlung des Transformators [5]. Wird eine höhere Kühlleistung benötigt, werden die Transformatoren mit Glattwandkessel und aufgebauten Radiatoren oder Wärmetauschern ausgeführt. In Abbildung 3, links ist ein Transformator mit Wellwandkessel und in Abbildung 3, rechts ein Transformator mit Glattwandkessel und Radiatoren dargestellt.

Zur Verbindung des Aktivteils mit dem Außenbereich werden Durchführungen auf dem Deckel oder seitlich am Kessel angebracht [7]. Abhängig von der Ausführung der Durchführungen und den Anforderungen an den Transformator können am Kessel Kabelanschlusskästen montiert werden.



Abbildung 3: Kesselarten für Transformatoren; links: Transformator mit Wellwandkessel; rechts: Transformator mit Glattwandkessel und Radiatoren (adaptiert nach [1])

1.4 Streuflüsse in nicht aktiven Konstruktionsteilen

Laststromabhängige Streuflüsse von Wicklungen verursachen in elektrisch leitfähigen Teilen, wie in den Pressplatten und im Kessel, Wirbelstrom- und Hystereseverluste. Je geringer der Abstand zwischen den Wicklungen und den nicht aktiven Konstruktionsteilen, desto größer fallen diese Zusatzverluste aus. Des Weiteren nehmen die Zusatzverluste mit steigender Stromstärke in den Wicklungen zu. Nicht nur durch das Wicklungsstrefeld können Wirbelstrom- und Hystereseverluste hervorgerufen werden, auch Streufelder von Hochstromschaltleitungen können zu beachtlichen Zusatzverlusten führen. Vor allem in Durchführungen durch Kesselwände oder durch den Kesseldeckel können Streufelder, hervorgerufen von großen Strömen, unerwünscht hohe Verluste und lokale Erwärmungen erzeugen. Eine Möglichkeit diesen unerwünschten Effekten entgegenzuwirken, besteht darin, Platten oder Stege aus unmagnetischem Stahl im Bereich der Durchführungen einzuschweißen. Reichen diese Maßnahmen nicht aus, werden die betroffene Kesselwand bzw. der Kesseldeckel mit Kupfer- bzw. Aluminiumplatten oder mit Paketen aus Transformatorenblech abgeschirmt [4].

Schirmung von Streuflüssen

Bei der Schirmung von Streuflüssen kann grundsätzlich zwischen magnetischer (Schirmpakete aus Transformatorenblech) und elektromagnetischer (Kupfer- bzw. Aluminiumplatten) Schirmung unterschieden werden. Magnetische Schirme bestehen aus hochpermeablem Material und stellen den Feldlinien, im Gegensatz zu Stahlbauteilen, einen energetisch günstigeren Weg zur Verfügung. Es kommt daher zu einer Reduktion des Streuflusses in den Stahlbauteilen und damit zur Reduzierung der Zusatzverluste. Bei magnetischen Schirmen wird zwischen parallel und senkrecht gestapelten Schirmen unterschieden. Zur Ermittlung der optimalen Geometrie des magnetischen Schirms sollte eine Finite-Elemente-Analyse durchgeführt werden. Grundsätzlich kann jedoch festgehalten werden, dass die Höhe der magnetischen Schirmpakete höher als die Wicklungshöhe sein sollte [8].

Elektromagnetische Schirme bestehen hingegen aus elektrisch leitfähigem Material. Trifft der zeitlich veränderliche Streufluss auf die leitfähige Schirmplatte, beginnen im Schirm Wirbelströme zu fließen. Diese Wirbelströme rufen wiederum ein magnetisches Feld hervor, das dem einfallenden Streufluss entgegenwirkt. Ein Teil des ursprünglichen Streufeldes durchdringt den Schirm, der Großteil wird jedoch in Richtung Aktivteil zurückreflektiert. Durch den reflektierten Fluss kann es zu unerwünschten Verlusten und zu lokalen Erwärmungen in nicht geschirmten Stahlbauteilen kommen. Zusätzlich führen die Wirbelströme zu weiteren Verlusten und erwärmen somit die Schirmplatte. Für die Schirmung von Wicklungsstrefeldern werden grundsätzlich magnetische Schirmpakete eingesetzt. Ein Grund hierfür ist, dass die Verluste, die bei der magnetischen Schirmung von Wicklungsstrefeldern auftreten, meistens kleiner sind als die Summe der Verluste in nicht geschirmten Konstruktionsteilen und in einer elektromagnetischen Schirmplatte. Zur Schirmung von Streufeldern, welche von hochstromführenden Schaltleitungen hervorgerufen werden, werden hingegen bevorzugt elektromagnetische Schirme eingesetzt [8]. Des Weiteren bieten elektromagnetische Schirme den Vorteil, dass sie besser an spezielle Kesselformen angepasst werden können. Befinden sich beispielsweise die Durchführungen in der Seitenwand des Kessels oder kann die geforderte Mindesthöhe der

magnetischen Schirmpakete aufgrund der Geometrie des Kessels nicht realisiert werden, kann ein elektromagnetischer Schirm verwendet werden. Abbildung 4(a) zeigt einen Kessel mit eingezogener Bodenwanne, wodurch die benötigte Höhe des Schirms nicht erreicht werden kann. In Abbildung 4(b) ist ersichtlich, dass es aufgrund von seitlichen Durchführungstöpfen zu unerwünschten Unterbrechungen des magnetischen Schirms kommen kann.

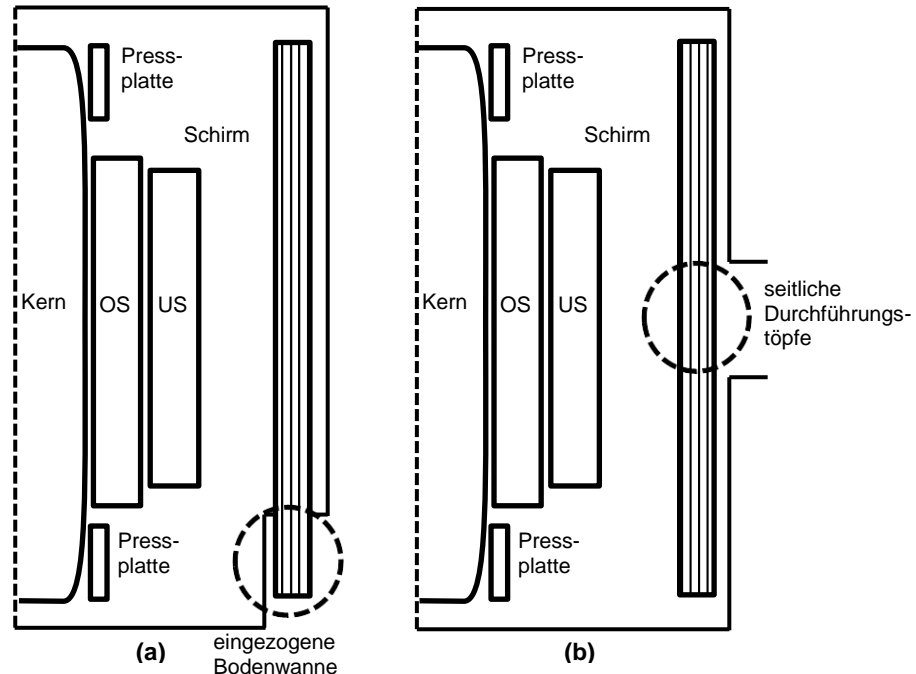


Abbildung 4: Magnetische Schirmung; a: Kessel mit eingezogener Bodenwanne; b: Kessel mit seitlichen Durchführungstöpfen

Um die Kesselwand dennoch zu schirmen, können elektromagnetische Schirme, wie in Abbildung 5(a) und Abbildung 5(b) gezeigt, eingesetzt werden.

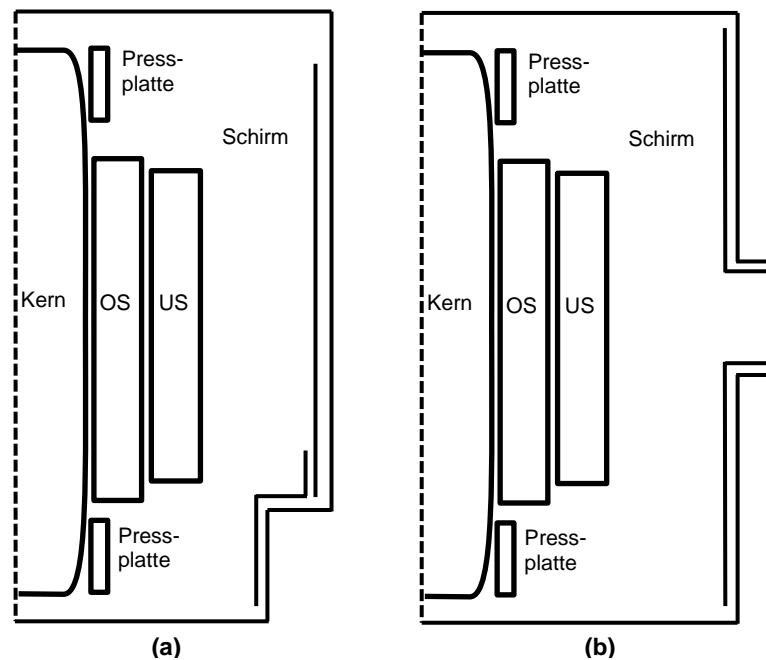


Abbildung 5: Elektromagnetische Schirmung; a: Kessel mit eingezogener Bodenwanne; b: Kessel mit seitlichen Durchführungstöpfen

Abschirmungsmaßnahmen werden in der Regel nur dann angewendet, wenn es zu unzulässig hohen Feldgrößen und/oder Übertemperaturen in nicht aktiven Konstruktionsteilen kommt. Generell wird die Durchführung einer Kosten-Nutzen-Analyse der verwendeten Abschirmungsmaßnahme empfohlen [8]. Anders als bei der Isolierflüssigkeit und den Wicklungen werden für Schirmungen und Stahlbauteile im Kessel keine Grenzwerte für zulässige Übertemperaturen festgelegt. Die Temperaturen sollten jedoch keine Werte erreichen, die zu unzulässiger Alterung der Isolierflüssigkeit oder zu Beschädigungen benachbarter Teile führen [9]. Über Temperaturen von 140 °C kann es zur Bildung von Gasblasen kommen, wodurch die Spannungsfestigkeit des Transformators gefährdet werden kann [10]. Die maximale Erwärmung von Konstruktionsteilen, die in Kontakt mit Isolieröl stehen, sollte daher immer unter dieser Temperatur (inkl. Sicherheit) liegen. Als maximal zulässige Erwärmung für inaktive Konstruktionsteile wird der firmeninterne Richtwert von 120 °C herangezogen.

Für die maximale magnetische Flussdichte in nicht aktiven Stahlbauteilen wird auf den firmeninternen Erfahrungswert von 1,7 T zurückgegriffen. Führen Stahlbauteile Flussdichten größer gleich 1,7 T können lokale Überhitzungen sowie unerwünscht hohe Verluste auftreten. Daher sollte bei hohen Flussdichten ein besonderes Augenmerk auf die Erwärmungen und die auftretenden Verluste gelegt werden.

1.5 Zieldefinition

Ziel dieser Arbeit ist es, die vorhandenen Möglichkeiten der dreidimensionalen Finite-Elemente-Simulation auf Hochstrom-Industrietransformatoren zu untersuchen und zu erweitern. Im ersten Schritt soll der Einfluss der Modellierungsart von hochstromführenden Schaltleitungen und Stromschienen auf Wirbelstrom- und Hystereseverluste in Stahlbauteilen analysiert und dokumentiert werden.

Anschließend sollen zwei Modellierungsarten für Hochstromwicklungen geprüft und einander gegenübergestellt werden. In weiterer Folge sollen die Auswirkungen von Wicklungs- und Schaltleitungsstrefefeldern auf inaktive Konstruktionsteile, wie Pressplatten, Zugstangen, Kessel und Durchführungstöpfe bezüglich Verluste und Erwärmung, untersucht werden.

Des Weiteren soll im Zuge einer Designvariation die Notwendigkeit einer Kesselschirmung im Bereich der Unterspannungsdurchführungstöpfe sowie die Ausführung der unterspannungsseitigen Kesselwand aus magnetischem und unmagnetischem Stahl geprüft werden.

2 Berechnungsmethode und Modellierung

Die möglichst genaue Berechnung der auftretenden Verluste spielt bei der Auslegung von Hochstrom-Industrietransformatoren eine entscheidende Rolle. Von besonderem Interesse sind Wirbelstrom- und Hystereseverluste in Stahlbauteilen wie in den Pressplatten, im Kessel, in Zugstangen und in Schirmungen.

Berechnet werden diese Zusatzverluste durch Integration der entsprechenden, vom elektromagnetischen Feld abhängigen, Verlustleistungsdichte, über das jeweilig betroffene Gebiet. Das elektromagnetische Feld, hervorgerufen durch Ströme in Wicklungen, Stromschienen und Schaltleitungen, wird mit Hilfe der Methode der finiten Elemente berechnet [11].

2.1 Stromschienenmodell

Zur Berechnung der Stromdichteverteilung in den Stromschienen wurde das in Abbildung 6 gezeigte Modell verwendet. Als Stromerregung dienen die dargestellten Stromfäden. Bei diesem quasistationären Modell wird das Magnetfeld nur durch den gegebenen Strom in den leitenden Stromschienen und den Stromfäden hervorgerufen.

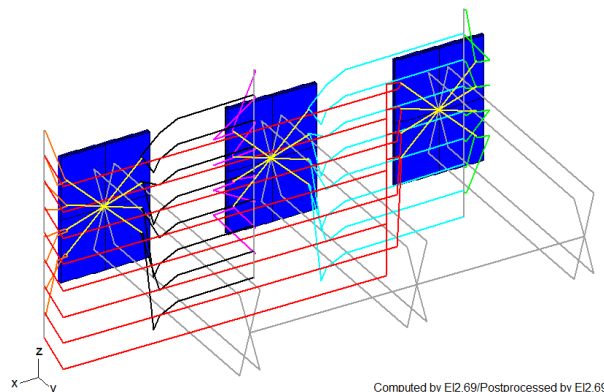


Abbildung 6: Modell zur Berechnung der Stromdichteverteilung in den Stromschienen (blau)

2.2 Transformatormodell

Ein typisches Finite-Elemente-Transformatormodell besteht aus dem Kern, den Wicklungen, den Pressplatten und dem Kessel. Bei Bedarf können diverse magnetische Schirmungen aus laminiertem Eisen eingefügt werden. Um die Rechenzeit zu minimieren, wird meist nur ein Halbmodell generiert. Der laminierte Kern wird elektrisch nicht leitfähig, magnetisch nichtlinear und anisotrop modelliert. Stahlbauteile wie der Kessel und die Pressplatten werden im Halbmodell elektrisch leitfähig, nichtlinear und isotrop angenommen [11]. Die Erstellung der Finite-Elemente-Transformatormodelle erfolgt mit dem Programm „TrafoLoss“.

Im Zuge dieser Arbeit wurden zusätzlich Zugstangen, seitliche Durchführungstöpfe und ein Aluminiumschirm, wie in Abbildung 7 in den Farben Magenta bzw. Orange ersichtlich, manuell eingefügt. Für die Zugstangen wird wahlweise magnetischer oder nicht magnetischer Stahl verwendet.

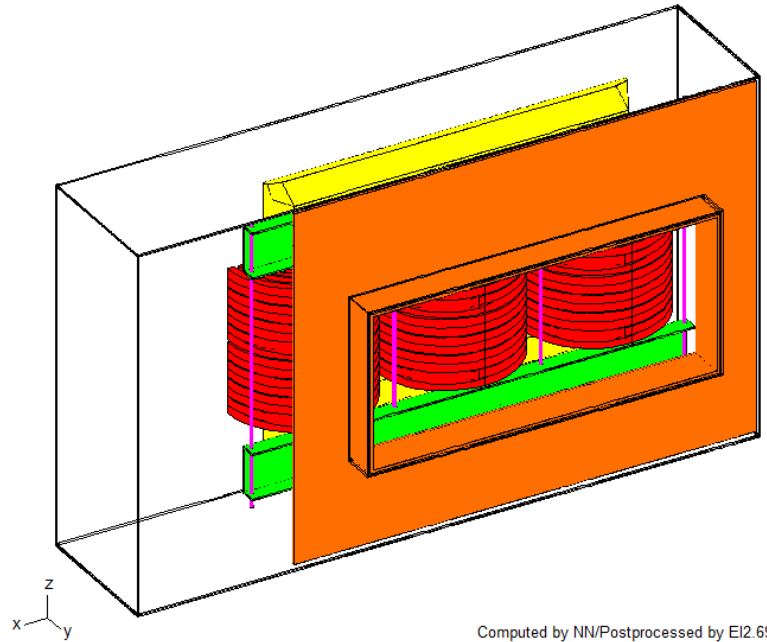


Abbildung 7: Transformatormodell

2.3 Mathematisches Modell

Das Stromschiene Modell in 2.1 wird in ein wirbelstrombehaftetes Gebiet Ω_l und in ein wirbelstromfreies Gebiet $\Omega_{i1} + \Omega_{i2}$ unterteilt (Abbildung 8). Die Stromschiene mit dem gegebenen Gesamtstrom bilden das wirbelstrombehaftete Gebiet. Die Umgebung um die Stromschiene hingegen bildet das wirbelstromfreie Gebiet. Die Stromquelle mit dem Gesamtstrom I dient zur Verdeutlichung der Stromerregung. Die Oberflächen Γ_E beschreiben Elektroden, Γ_H ist eine magnetische Wand und Γ_B ist eine Oberfläche parallel zu den Feldlinien. Die Grenzfläche zwischen dem wirbelstrombehafteten und dem wirbelstromfreien Gebiet wird durch Γ_{li} bezeichnet.

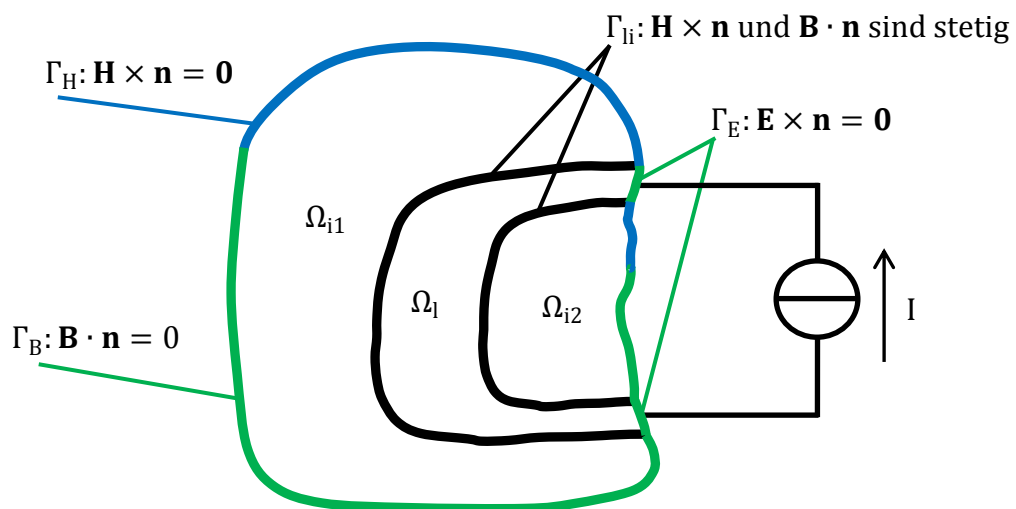


Abbildung 8: Feldmodell für Stromverdrängungsprobleme (adaptiert nach [12])

Das Transformatormodell in 2.2 lässt sich, ähnlich wie das Stromschienenmodell, in ein wirbelstrombehaftetes Gebiet Ω_1 und in ein wirbelstromfreies Gebiet Ω_i unterteilen. Zu dem Wirbelstromgebiet zählen der Kessel, die Pressplatten, der Aluminiumschirm und die Zugstangen. Das wirbelstromfreie Gebiet umfasst alle elektrisch nicht leitfähigen Elemente wie den Kern und eventuell vorhandene magnetische Schirme. Des Weiteren zählen auch das Öl, die Luft und die Wicklungen, da diese als wirbelstromfrei angenommen werden, zum wirbelstromfreien Gebiet [11]. In Abbildung 9 ist das zugehörige Feldmodell dargestellt. Die Grenzflächen Γ_E und Γ_{Hi} sind immer Symmetrieebenen und treten daher bei Feldproblemen ohne Symmetrie nicht auf. Die Oberfläche Γ_{Hi} beschreibt eine magnetische Wand mit gegebener Oberflächenstromdichte \mathbf{K} , Γ_{Hi} ist eine Oberfläche senkrecht zu den magnetischen Feldlinien und Γ_B beschreibt eine Oberfläche mit einer magnetischen Oberflächenladungsdichte b [12].

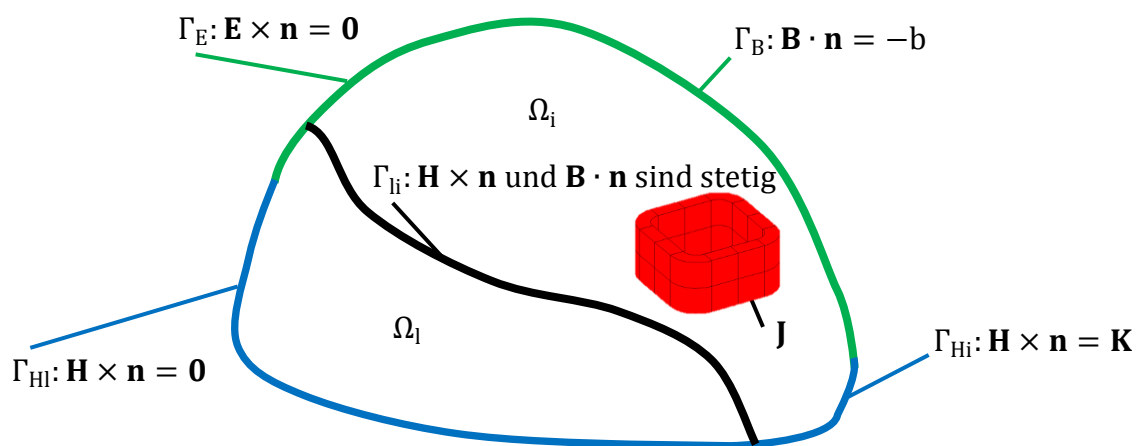


Abbildung 9: Feldmodell für Wirbelströme hervorgerufen durch ein externes Magnetfeld (adaptiert nach [12])

Die nachfolgende Erläuterung erfolgt allgemein, sodass sie für beide Feldmodelle gültig ist. Die Berechnung des quasistationären elektromagnetischen Feldes erfolgt im Frequenzbereich und führt zu folgenden vereinfachten Maxwell'schen Gleichungen für die komplexen Scheitelwerte:

$$\text{rot}\mathbf{H} = \mathbf{J} \quad (2.1)$$

$$\text{rot}\mathbf{E} = -j\omega\mathbf{B} \quad (2.2)$$

$$\text{div}\mathbf{B} = 0 \quad (2.3)$$

$$\text{div}\mathbf{J} = 0 \quad (2.4)$$

\mathbf{H} ist die magnetische Erregung, \mathbf{J} beschreibt die Stromdichte der Wirbelströme, \mathbf{E} ist die elektrische Feldstärke, ω ist die Kreisfrequenz und \mathbf{B} ist die magnetische Flussdichte.

Der Zusammenhang zwischen den Feldgrößen wird durch folgende Materialgleichungen beschrieben:

$$\mathbf{E} = \rho \mathbf{J} \quad (2.5)$$

$$\mathbf{B} = \mu \mathbf{H} \quad (2.6)$$

ρ ist der spezifische Widerstand und beschreibt den Zusammenhang zwischen \mathbf{E} und \mathbf{J} . Die Permeabilität μ beschreibt den nichtlinearen Zusammenhang zwischen \mathbf{B} und \mathbf{H} in magnetischem Material. Aufgrund dieser nichtlinearen Beziehung ist es grundsätzlich nicht möglich, dass \mathbf{B} und \mathbf{H} sinusförmig sind. Eine Berechnung im Frequenzbereich ist daher im Grunde genommen nicht erlaubt. Als Näherung wird jedoch angenommen, dass beide Feldgrößen sinusförmig sind und dass der nichtlineare Zusammenhang für ihre Scheitelwerte gültig ist [11].

Im nächsten Schritt wird ein Strömungsvektorpotential eingeführt und als Summe eines eingepprägten bekannten Potentials \mathbf{T}_0 und eines reduzierten Strömungsvektorpotentials \mathbf{T} geschrieben:

$$\mathbf{J} = \text{rot}(\mathbf{T} + \mathbf{T}_0) \text{ in } \Omega_1 \quad (2.7)$$

Das Einführen des Strömungsvektorpotential in (2.7) ist möglich, da \mathbf{J} aufgrund der quasistationären Näherung divergenzfrei ist. Das bekannte Potential \mathbf{T}_0 dient in Abbildung 9 zur Beschreibung der Stromdichte in den Wicklungen im wirbelstromfreien Gebiet. Im Wirbelstromgebiet gilt dann $\text{rot}(\mathbf{T}_0) = \mathbf{0}$ und \mathbf{T}_0 kann im Ansatz von \mathbf{J} weggelassen werden.

In Abbildung 8 hingegen wird $\text{rot}(\mathbf{T}_0)$ in Ω_1 zur Beschreibung einer beliebigen Stromdichteverteilung mit bekanntem Gesamtstrom und damit zur Berechnung von Stromverdrängungsproblemen verwendet.

Für \mathbf{H} im Wirbelstromgebiet ergibt sich mit Hilfe von (2.1) und (2.7) und durch Einführung des reduzierten magnetischen Skalarpotentials Φ :

$$\mathbf{H} = \mathbf{T}_0 + \mathbf{T} - \text{grad}\Phi \text{ in } \Omega_1 \quad (2.8)$$

Im wirbelstromfreien Gebiet ist $\mathbf{T} = \mathbf{0}$, daher kann für die magnetische Erregung

$$\mathbf{H} = \mathbf{T}_0 - \text{grad}\Phi \text{ in } \Omega_i \quad (2.9)$$

geschrieben werden.

Die Potentiale \mathbf{T} und Φ beschreiben das Feld im Wirbelstromgebiet und Φ beschreibt das Feld im wirbelstromfreien Gebiet. Die Einführung dieser Potentiale führt zur sogenannten \mathbf{T}, Φ - Φ Formulierung.

Mit Hilfe von (2.8) und (2.9) kann das Induktionsgesetz (2.2) als vektorielle Differentialgleichung geschrieben werden:

$$\text{rot}(\text{rot}\mathbf{T}) + j\omega\mu\mathbf{T} - j\omega\mu\text{grad}\Phi = -\text{rot}(\text{rot}\mathbf{T}_0) - j\omega\mu\mathbf{T}_0 \text{ in } \Omega_1 \quad (2.10)$$

Da in (2.10) zwei unbekannte Potentiale vorkommen, wird zur Lösung eine zweite Differentialgleichung benötigt.

Durch Einsetzen von (2.6) und (2.8) in (2.3) ergibt sich folgende skalare Differentialgleichung:

$$\operatorname{div}(\mu \mathbf{T} - \mu \operatorname{grad} \Phi) = -\operatorname{div}(\mu \mathbf{T}_0) \text{ in } \Omega_i \quad (2.11)$$

Im wirbelstromfreien Gebiet ergibt sich durch Kombination von (2.3), (2.6) und (2.9):

$$-\operatorname{div}(\mu \operatorname{grad} \Phi) = -\operatorname{div}(\mu \mathbf{T}_0) \text{ in } \Omega_i \quad (2.12)$$

Die Randbedingungen der Feldprobleme lauten:

$$\operatorname{rot} \mathbf{T} \times \mathbf{n} = -\operatorname{rot} \mathbf{T}_0 \times \mathbf{n} = \mathbf{0} \text{ auf } \Gamma_E \quad (2.13)$$

$$\mathbf{n} \cdot \mu(\mathbf{T} - \operatorname{grad} \Phi) = -\mathbf{T}_0 \cdot \mathbf{n} = 0 \text{ auf } \Gamma_E \quad (2.14)$$

$$\mathbf{n} \times \mathbf{T} = \mathbf{n} \times \mathbf{T}_0 = \mathbf{0} \text{ auf } \Gamma_{HI} \quad (2.15)$$

$$\Phi = \Phi_0 \text{ auf } \Gamma_{HI} \quad (2.16)$$

$$\mu \frac{\partial \Phi}{\partial \mathbf{n}} = b + \mu \mathbf{T}_0 \cdot \mathbf{n} \text{ auf } \Gamma_B \quad (2.17)$$

$$\Phi = \Phi_0 \text{ auf } \Gamma_{Hi} \quad (2.18)$$

$$\mathbf{n} \times \mathbf{T} = \mathbf{0} \text{ auf } \Gamma_{li} \quad (2.19)$$

$$\mathbf{n}_1 \cdot (\mu \mathbf{T}_0 + \mu \mathbf{T} - \mu \operatorname{grad} \Phi) + \mathbf{n}_i \cdot (\mu \mathbf{T}_0 - \mu \operatorname{grad} \Phi) = 0 \text{ auf } \Gamma_{li} \quad (2.20)$$

Die Potentiale werden mit Hilfe von Kanten- und Knotenformfunktionen approximiert:

$$\mathbf{T} \approx \mathbf{T}_n = \sum_{j=1}^{n_1} \mathbf{T}_j \cdot \mathbf{N}_j \quad (2.21)$$

$$\Phi \approx \Phi_n = \Phi_D + \sum_{j=1}^{n_2} \Phi_j \cdot \mathbf{N}_j \quad (2.22)$$

\mathbf{N}_j ($j = 1, 2, \dots, n_1$) sind die Kantenformfunktionen und \mathbf{N}_j ($j = 1, 2, \dots, n_2$) die Knotenformfunktionen. Die Kanten- und Knotenformfunktionen erfüllen die homogenen Dirichletschen Randbedingungen:

$$\mathbf{n} \times \mathbf{N}_j = \mathbf{0} \text{ auf } \Gamma_{HI} \text{ und auf } \Gamma_{li} \quad (2.23)$$

$$\mathbf{N}_j = 0 \text{ auf } \Gamma_{HI} \text{ und auf } \Gamma_{Hi} \quad (2.24)$$

Die Funktion Φ_D erfüllt die inhomogenen Dirichletschen Randbedingungen [12]:

$$\Phi_D = \Phi_0 \text{ auf } \Gamma_{HI} \text{ und auf } \Gamma_{Hi} \quad (2.25)$$

Zur Beschreibung des eingepprägten Strömungsvektorpotentials \mathbf{T}_0 werden ebenfalls Kantenformfunktionen verwendet:

$$\mathbf{T}_0 \approx \sum_{\text{Kante } i} t_i \cdot \mathbf{N}_i \quad (2.26)$$

Die Koeffizienten t_i werden durch Integration von \mathbf{T}_0 über die Kanten des Finiten-Elemente-Gitters berechnet [13]:

$$t_i = \int_{\text{Kante } i} \mathbf{T}_0 \cdot d\mathbf{l} \quad (2.27)$$

Die Anwendung der Galerkinschen Methode auf die Operatorgleichung (2.10) und, aus Symmetriegründen, auf die Zeitableitungen von (2.11) und (2.12) führt schließlich zu [12]:

$$\begin{aligned} \int_{\Omega_i} \text{rot} \mathbf{N}_i \cdot \rho \text{rot} \mathbf{T}_n \, d\Omega + \int_{\Omega_i} \mathbf{N}_i \cdot (j\omega\mu \mathbf{T}_n - j\omega\mu \text{grad} \Phi_n) \, d\Omega = \\ - \int_{\Omega_i} \text{rot} \mathbf{N}_i \cdot \rho \text{rot} \mathbf{T}_0 \, d\Omega - \int_{\Omega_i} \mathbf{N}_i \cdot j\omega\mu \mathbf{T}_0 \, d\Omega, \quad (i = 1, 2, \dots, n_1) \end{aligned} \quad (2.28)$$

$$\begin{aligned} \int_{\Omega_1 + \Omega_i} \text{grad} \mathbf{N}_i \cdot j\omega\mu \text{grad} \Phi_n \, d\Omega - \int_{\Omega_i} \text{grad} \mathbf{N}_i \cdot j\omega\mu \mathbf{T}_n \, d\Omega = \\ \int_{\Omega_1 + \Omega_i} \text{grad} \mathbf{N}_i \cdot j\omega\mu \mathbf{T}_0 \, d\Omega - \int_{\Gamma_B} \mathbf{N}_i \cdot j\omega b \, d\Gamma, \quad (i = 1, 2, \dots, n_2) \end{aligned} \quad (2.29)$$

Das so erhaltene nichtlineare algebraische Gleichungssystem wird vorkonditioniert und mit Hilfe der Methode der konjugierten Gradienten gelöst. Aufgrund der nichtlinearen Beziehung zwischen der magnetischen Flussdichte und der magnetischen Erregung wird die Permeabilität in jedem Iterationsschritt aktualisiert.

Berechnung der Wirbelstrom-, Eisen- und Hystereseverluste

Zur Berechnung der Wirbelstromverluste P_{Wirbel} und der Eisenverluste P_{Eisen} werden anschließend folgende Integrale ausgewertet:

$$P_{\text{Wirbel}} = \frac{1}{2} \int_{\Omega_{\text{Wirbel}}} \rho |\mathbf{J}|^2 \, d\Omega \quad (2.30)$$

$$P_{\text{Eisen}} = \int_{\Omega_{\text{Eisen}}} \rho_d p |\mathbf{B}| \, d\Omega \quad (2.31)$$

Ω_{Wirbel} ist das Volumen des jeweiligen Wirbelstromgebiets und Ω_{Eisen} beschreibt das Volumen des jeweiligen Gebiets zur Berechnung der Eisenverluste in laminierten Eisenteilen. ρ_d ist die Dichte von Stahl und p ist eine Funktion von \mathbf{B} , die vom Hersteller bereitgestellt wird [11].

Die Hystereseverluste in nicht laminierten Teilen werden durch Integration einer in „TrafoLoss“ hinterlegten Funktion $p_{\text{Hysterese}}(\mathbf{B})$ berechnet.

Thermische Berechnung

Anschließend an die Wirbelstromberechnung kann eine thermische Analyse durchgeführt werden. Mit Hilfe der Stromdichte aus der Wirbelstromberechnung werden die stationären Temperaturen in elektrisch leitfähigen Gebieten berechnet. Hierzu wird folgende Differentialgleichung verwendet:

$$p = \frac{1}{2} \frac{|\mathbf{J}|^2}{\sigma} = -\operatorname{div}(\lambda \operatorname{grad} T) \text{ in } \Omega_1 \quad (2.32)$$

p ist die Leistungsdichte, σ ist die elektrische Leitfähigkeit (Kehrwert des spezifischen Widerstands ρ), T ist die unbekannte Temperatur und λ beschreibt die Wärmeleitfähigkeit der leitfähigen Materialien. Um die Wärmeabgabe der leitfähigen Teile an nicht leitfähige Gebiete mathematisch abzubilden, wird eine Cauchy-Randbedingung verwendet:

$$\lambda \frac{\partial T}{\partial n} = \alpha(T - T_0) \quad (2.33)$$

T_0 ist die Umgebungstemperatur und α die entsprechende Wärmeübergangszahl [14]. Die Temperatur T wird mit Knotenformfunktionen approximiert. Nach Anwendung der Galerkin'schen Methode auf die Differentialgleichung (2.32) wird das erhaltene algebraische Gleichungssystem mit Hilfe der Methode der konjugierten Gradienten gelöst.

3 Verifizierung des Simulationsmodells anhand eines Ofentransformators

Dieses Kapitel dient zur Verifizierung des Simulationsmodells. Im ersten Schritt wurde die Notwendigkeit der Implementierung der hochstromführenden Stromschienen geprüft. Danach wurden zwei Modellierungsarten von Hochstromwicklungen analysiert und einander gegenübergestellt. Um die Auswirkungen der Verschaltung der Wicklungen sowie die Verbindungen zu den Durchführungen untersuchen zu können, wurden im 3D-Modell zusätzlich Schaltleitungen eingefügt. Abschließend wurde der Einfluss der Modellierung von seitlichen Durchführungsstöpfen sowie von Zugstangen untersucht.

Die Verifizierung erfolgte anhand eines 10 MVA Ofentransformator mit der Schaltgruppe Dd0. Oberspannungsseitig wird der Transformator an einem Mittelspannungsnetz mit 20 kV und 50 Hz betrieben. Der US-Einstellbereich wird in einen Konstantleistungsbereich von 260 V bis 220 V und in einen Bereich mit konstantem US-Strom von 220 V bis 150 V aufgeteilt. In Tabelle 1 ist der US-Einstellbereich nochmals übersichtlich dargestellt. Zur Einstellung der unterspannungsseitigen Spannungsstufen ist der Transformator auf der Oberspannungsseite mit einem Laststufenschalter ausgestattet. Die Kurzschlussspannung variiert zwischen 8 % bei 260 V und 12 % bei 150 V. Der maximale Sekundärstrom beträgt 26,2 kA.

Tabelle 1: Spannungstabelle des Ofentransformators

Stufenschalter-Stellung	Scheinleistung	US-Spannung	US-Strom	OS-Spannung	OS-Strom
	in MVA	in V	in kA	in kV	in A
Stellung 1	10	260	22,2	20	288,7
Stellung 2	10	239	24,2	20	288,7
Stellung 3	10	220	26,2	20	288,7
Stellung 4	9,3	205	26,2	20	269,0
Stellung 5	8,7	191	26,2	20	250,6
Stellung 6	8,1	179	26,2	20	234,9
Stellung 7	7,6	168	26,2	20	220,4
Stellung 8	7,2	158	26,2	20	207,3
Stellung 9	6,8	150	26,2	20	196,8

Die Oberspannungswicklung besteht aus drei radial übereinander angeordneten Zylinderwicklungen. Die beiden inneren Wicklungen sind Regelwicklungen, welche für die Spannungsanpassung verwendet werden. Die äußerste Wicklung ist die Stammwicklung. Die Windungszahl der Stammwicklung bleibt über alle Stufenschalterstellungen konstant.

Die außenliegende Unterspannungswicklung ist eine einlagige Drillleiter-Hochstromwicklung. Sie besteht aus 8 axial übereinanderliegenden parallel geschalteten Wicklungsblöcken mit

Verifizierung des Simulationsmodells anhand eines Ofentransformators

jeweils 5 Windungen. Die Parallelschaltung der einzelnen Wicklungsblöcke sowie die Dreieckschaltung der Wicklung erfolgen über 3 Stromschienen.

Jede Stromschiene besteht aus zwei Kupferschienen mit den Abmessungen von jeweils 400 mm x 560 mm x 20 mm. Die Stromschienen sind mit der breiteren Seite parallel zur Transformatorlängswand (US-Kesselwand) angeordnet. Da der Transformator über unterspannungsseitige Durchführungstöpfe verfügt, wird zur Schirmung von Streufeldern ein Aluminiumschirm mit einer Stärke von 18 mm angebracht. In Abbildung 10 ist das Transformatormodell bestehend aus Kern, Pressplatten, Zugstangen, Wicklungen, Schaltleitungen, Kessel, Durchführungstöpfen und Aluminiumschirm dargestellt. Der Kessel und die beiden äußeren Zugstangen bestehen aus magnetischem Stahl. Die beiden inneren Zugstangen sind aus unmagnetischem Stahl ausgeführt. In Abbildung 11 ist zusätzlich die linke Ansicht des Transformatormodells dargestellt.

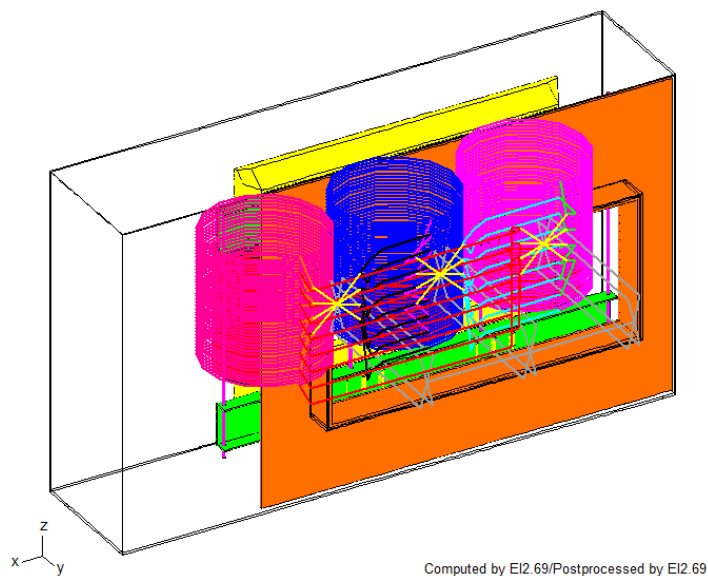


Abbildung 10: Ofentransformatormodell bestehend aus Kern, Pressplatten, Zugstangen, Wicklungen, Schaltleitungen, Kessel, Durchführungstöpfen und Aluminiumschirm

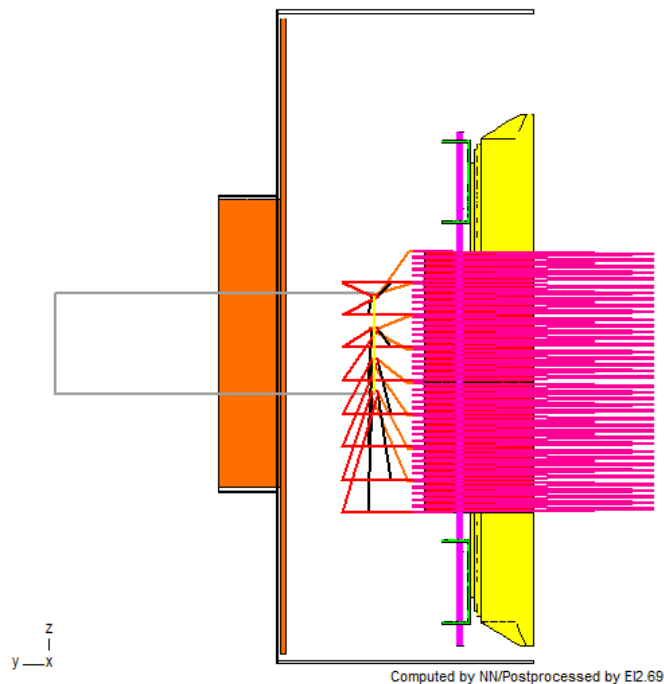


Abbildung 11: Ofentransformatormodell bestehend aus Kern, Pressplatten, Zugstangen, Wicklungen, Schaltleitungen, Kessel, Durchführungstöpfen und Aluminiumschirm (Ansicht von links)

3.1 Simulation der Stromschienen

Um die Notwendigkeit der Implementierung der hochstromführenden Stromschienen als massive Kupferschienen zu überprüfen, wurde eine Wirbelstromberechnung ohne sowie eine Wirbelstromberechnung mit modellierten Stromschienen durchgeführt. Verglichen wurden die Feldbilder der Fluss- und Stromdichten beider Modelle. Durch die Integration, der aus der magnetischen Flussdichte berechneten Verlustleistungsdichte über das jeweilige Gebiet, wurden anschließend die Eisenverluste berechnet. Für die Berechnung der Hystereseverluste wurde die in „TrafoLoss“ hinterlegte, von der magnetischen Flussdichte abhängige, Funktion herangezogen. Die Stromdichte wurde für die Berechnung der Wirbelstromverluste nach Formel (2.30) benötigt. Fallen die Unterschiede der Streuverluste sowie die Verteilung der Feldgrößen in den Bauteilen beider Modelle vernachlässigbar gering aus, könnte zukünftig bei ähnlichen Transformatoren auf die Modellierung der Stromschienen verzichtet werden. Für die Simulation wurde der oben beschriebene Ofentransformator herangezogen. Das Modell wurde jedoch etwas vereinfacht. Es wurden nur die US-Kesselwand, die Durchführungstöpfen, der unmittelbar davor angebrachte Aluminiumschirm, alle Schaltleitungen und die massiven aus Kupfer gefertigten Stromschienen simuliert.

Bevor die Wirbelstromberechnung mit Stromschienen durchgeführt werden konnte, wurde zuvor eine Strömungsfeldberechnung, die nur die Stromschienen und die Schaltleitungen beinhaltet (siehe Abbildung 6), ausgeführt. Mit dem in der Strömungsfeldberechnung generierten Vektor \mathbf{T}_0 wurde anschließend die Wirbelstromberechnung mit Kesselwand, Durchführungstöpfen und Aluminiumschirm durchgeführt. In Abbildung 12 ist die Geometrie für die Wirbelstromberechnung mit modellierten Stromschienen (blau) dargestellt.

Abbildung 13 zeigt die Draufsicht für die Wirbelstromberechnung ohne modellierte Stromschienen.

Alle Schaltleitungen sind als Stromfäden ausgeführt und entsprechen der Verschaltung der Wicklungen aus dem Halbmodell in Abbildung 10. Da die Wicklungen hier nicht simuliert wurden, wurden die Stromfäden an den Wicklungsenden kurzgeschlossen.

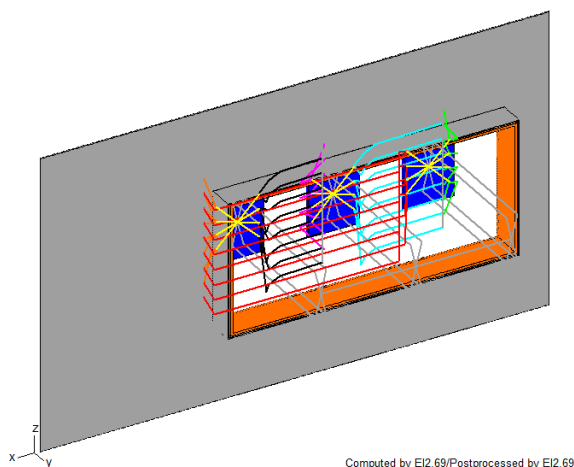


Abbildung 12: Modell für die Wirbelstromberechnung mit modellierten Stromschienen

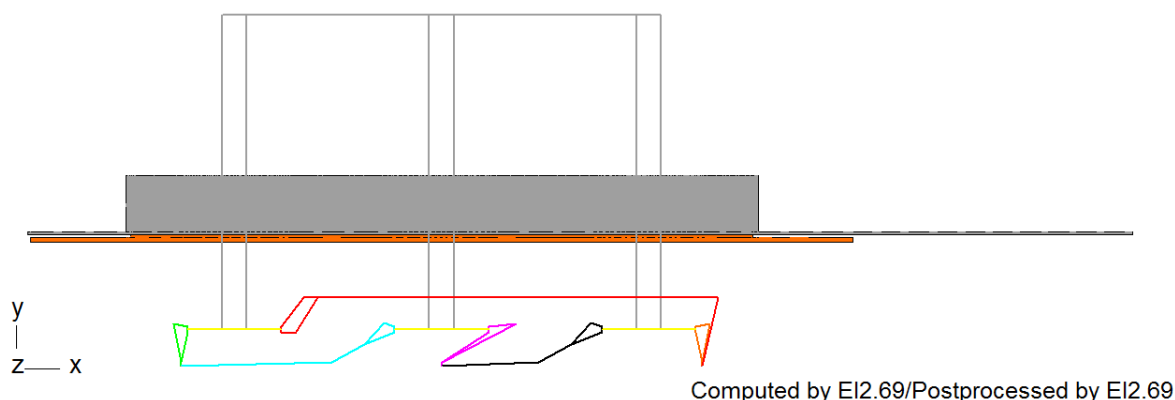


Abbildung 13: Modell für die Wirbelstromberechnung ohne modellierte Stromschienen (Draufsicht)

3.1.1 Felddbilder

In Abbildung 14 ist die maximale magnetische Flussdichte in der unterspannungsseitigen Kesselwand der beiden Modelle dargestellt. Wie in Abbildung 12 und Abbildung 13 ersichtlich, verlaufen die Stromfäden zur Verschaltung der einzelnen Wicklungsblöcke unterspannungsseitig vor dem Aluminiumschirm. Die Streufelder dieser Schaltleitungen führen, in ihrer unmittelbaren Nähe, zu einem Anstieg der Feldgrößen in der Kesselwand sowie im Aluminiumschirm. Durch diese Schaltleitungen fließt jedoch nur ein Teil jenes Stromes, der durch die Ausleitungen in den Durchführungsstöpfen fließt. Infolge der Schaltleitungsstrefelder der Ausleitungen zeigen insbesondere die Durchführungsstöpfe und der Bereich um die Durchführungsstöpfe hohe Fluss- und Stromdichten. Der Vergleich beider Modelle zeigt einen geringfügig höheren Maximalwert für die Berechnung mit modellierten Stromschienen (Abbildung 14, rechts). Der Feldverlauf der beiden Modelle ist jedoch nahezu identisch.

Verifizierung des Simulationsmodells anhand eines Ofentransformators

Der gleiche Trend lässt sich auch in Abbildung 15 für die maximale Stromdichte in der unterspannungsseitigen Kesselwand sowie in Abbildung 16 für die maximale Stromdichte im Aluminiumschirm erkennen.

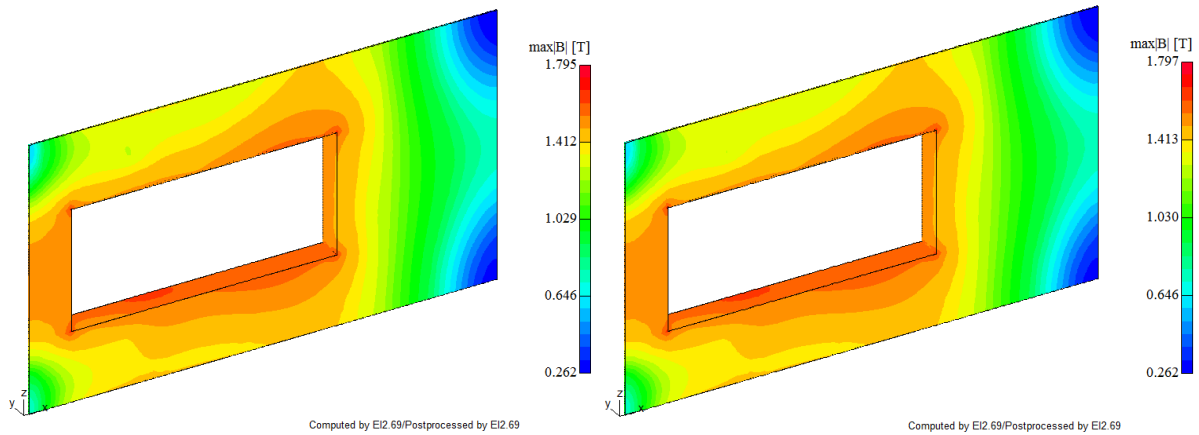


Abbildung 14: Wirbelstromberechnung: max. Flussdichte in der unterspannungsseitigen Kesselwand; links: ohne modellierte Stromschienen; rechts: mit modellierten Stromschienen

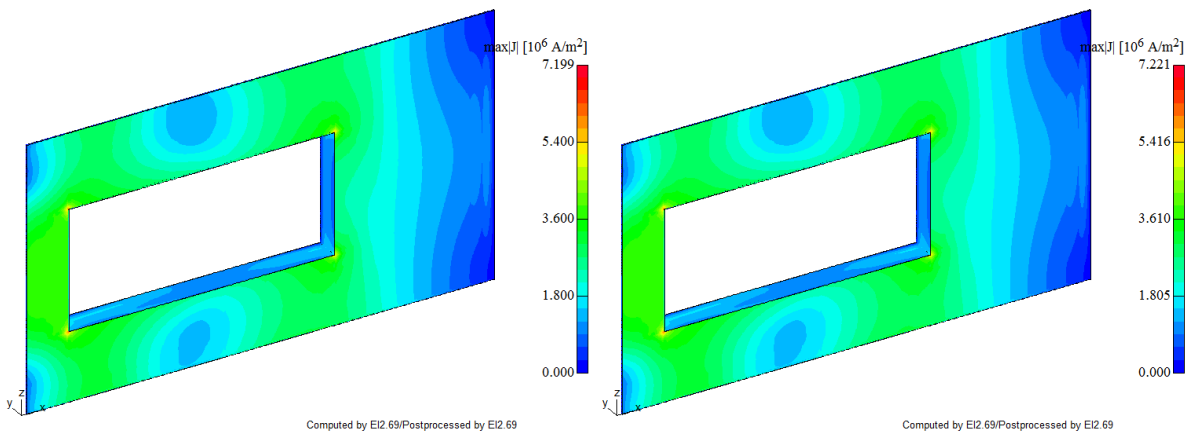


Abbildung 15: Wirbelstromberechnung: max. Stromdichte in der unterspannungsseitigen Kesselwand; links: ohne modellierte Stromschienen; rechts: mit modellierten Stromschienen

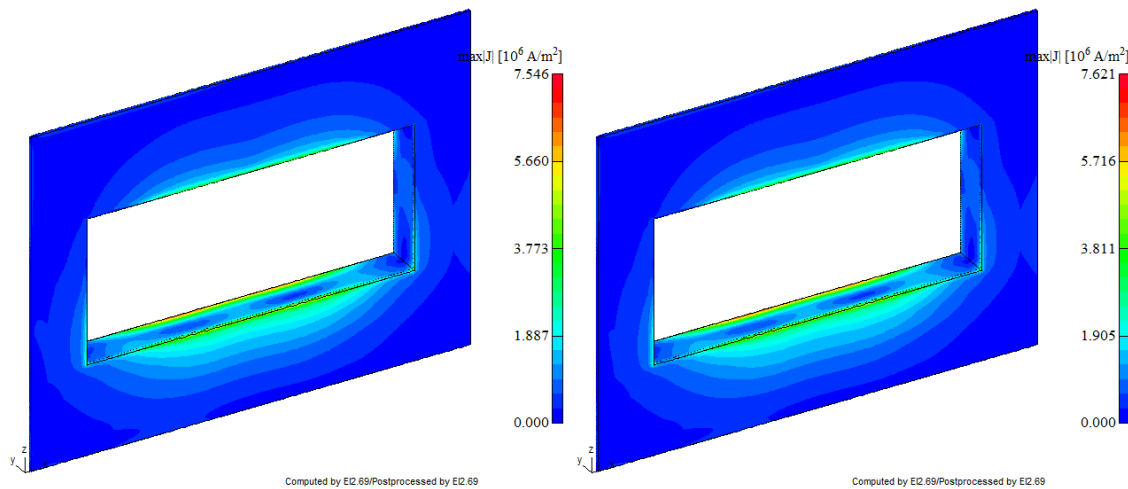


Abbildung 16: Wirbelstromberechnung: max. Stromdichte im Aluminiumschirm; links: ohne modellierte Stromschienen; rechts: mit modellierten Stromschienen

Abbildung 17 zeigt die maximale Stromdichte in den Stromschienen. Die Anschlusspunkte der Schaltleitungen für die einzelnen Wicklungsblöcke sowie die Schaltleitungen zur Dreieckschaltung der Wicklungen (siehe Abbildung 13) lassen sich im Plot gut erkennen. Eine besonders hohe Stromdichte zeigt der Bereich um die Anschlusspunkte der Schaltleitungen zu den Durchführungen. Diese hohe Stromdichte lässt sich einerseits durch die hohen Ströme in den Schaltleitungen erklären. Andererseits sei an dieser Stelle noch einmal darauf hingewiesen, dass die Schaltleitungen mit Hilfe von Stromfäden simuliert wurden und daher an den Anschlusspunkten durch die dünnen Stromfäden hohe lokale Stromdichten auftreten können.

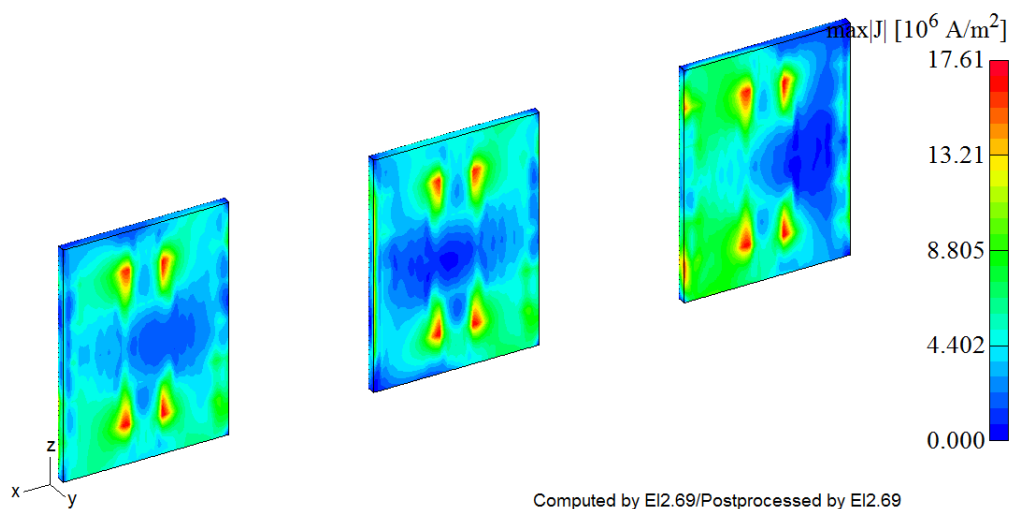


Abbildung 17: max. Stromdichte in den Stromschienen

3.1.2 Verluste

Der Vergleich der Verluste in Tabelle 2 und Tabelle 3 bestätigt den Trend aus den Feldbildern in Unterabschnitt 3.1.1. Die Streuverluste der einzelnen Bereiche im Modell mit modellierten Stromschienen (Tabelle 3) fallen aufgrund der geringfügig höheren Feldgrößen etwas höher aus als jene im Modell ohne modellierte Stromschienen (Tabelle 2). Werden die gesamten Verluste ohne die Wirbelstromverluste in den Stromschienen (Ableitverluste) gegenübergestellt, ergibt sich jedoch lediglich eine Differenz kleiner 1 %.

Tabelle 2: Streuverluste der Wirbelstromberechnung ohne modellierte Stromschienen

Bereich	Wirbelstrom-	Hysterese-	gesamte
	verluste	verluste	Streuverluste
	in W	in W	in W
Kesselwand unterspannungsseitig, gesamt	4407	4481	8888
Kesselwand unterspannungsseitig	2644	3373	6017
Kesselwand unterspannungsseitig, Durchführungstöpfe	1763	1108	2871
Aluminiumschirm, gesamt	1536	0	1536
Aluminiumschirm	360	0	360
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	1176	0	1176
gesamte Streuverluste	5943	4481	10424

Tabelle 3: Zusatzverluste der Wirbelstromberechnung mit modellierten Stromschienen

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysterese- verluste	gesamte Zusatzverluste
	in W	in W	in W
Kesselwand unterspannungsseitig, gesamt	4456	4485	8941
Kesselwand unterspannungsseitig	2673	3376	6049
Kesselwand unterspannungsseitig, Durchfüh- rungstöpfe	1783	1109	2892
Aluminiumschirm, gesamt	1553	0	1553
Aluminiumschirm	359	0	359
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	1194	0	1194
Stromschienen (Ableitverluste)	1251	0	1251
gesamte Zusatzverluste	7260	4485	11745

3.1.3 Schlussfolgerung

Wie in Unterabschnitt 3.1.1 beschrieben, treten aufgrund der hochstromführenden Ausleitungen besonders im Bereich der Durchführungstöpfe erhöhte Feldgrößen auf. Durch Integration der Verlustleistungsdichten über die entsprechenden Bereiche wurden anschließend die Verluste in den einzelnen Konstruktionsteilen ermittelt. Die Feldbilder in 3.1.1 und die Streuverluste in 3.1.2 beider Modelle zeigten jedoch keine signifikant hohen Unterschiede. Daher kann darauf geschlossen werden, dass die aufwändige Simulation hochstromführender Stromschienen entfallen kann. Die Approximation mit Stromfäden liefert für die Streuverluste in inaktiven Konstruktionsteilen ausreichend gute Ergebnisse. Sind jedoch auch die Ableitverluste der Stromschienen von Interesse, muss auf eine Simulation mit modellierten Stromschienen zurückgegriffen werden.

Aufgrund der oben angeführten Begründung sowie der Tatsache, dass sich diese Arbeit auf die Streuverluste in inaktiven Konstruktionsteilen beschränkt, wurde für die weiteren Betrachtungen auf die Modellierung und Simulation der Stromschienen verzichtet.

3.2 Gegenüberstellung der US-Wicklungsmodelle

In diesem Abschnitt erfolgte die Gegenüberstellung zweier Modellierungsarten von Hochstromwicklungen. Die Modelle unterscheiden sich nur im Aufbau der außenliegenden US-Wicklungen. Im ersten Modell wurde die US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung (US-Zylinderspulen) mit 8 axial übereinanderliegenden Zylinderspulen modelliert. In jeder Zylinderspule wurde eine Stromdichte von $2,61 \text{ E}+06 \text{ A/mm}^2$ vorgegeben. Diese Stromdichte errechnete sich mit Hilfe des Stromes von 1890,82 A, den 5 Windungen sowie mit den radialen und den axialen Abmessungen der Wicklungsblöcke. Für das zweite Modell wurden axial übereinanderliegende Helix-Wicklungen (US-Helix) verwendet. Der vorgegebene Strom (1890,82 A) konzentriert sich bei dieser Art der Modellierung auf einen Stromfaden, der sich mit konstanter Steigung um den Kernschenkel windet.

Verifizierung des Simulationsmodells anhand eines Ofentransformators

Die OS-Wicklung wurde generell als Zylinderspulenwicklung modelliert, da sie grundsätzlich als mehrlagige Wicklung mit hoher Windungszahl ausgeführt ist. Für die beiden inneren Wicklungen (Regelwicklungen) wurde eine Stromdichte von $7,04 \text{ E}+05 \text{ A/mm}^2$ bzw. $6,47 \text{ E}+05 \text{ A/mm}^2$ und für die äußerste Wicklung (Stammwicklung) von $1,24 \text{ E}+06 \text{ A/mm}^2$ vorgegeben. In Abbildung 18 und Abbildung 19 sind die Aktiveile der Modelle dargestellt.

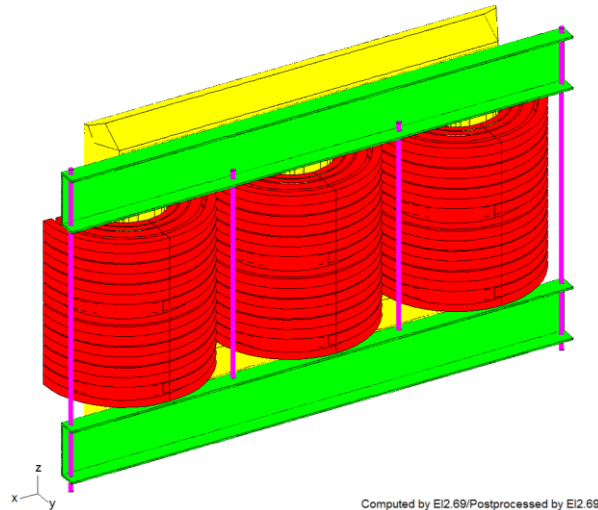


Abbildung 18: Aktivteil des Ofentransformatormodells mit US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung

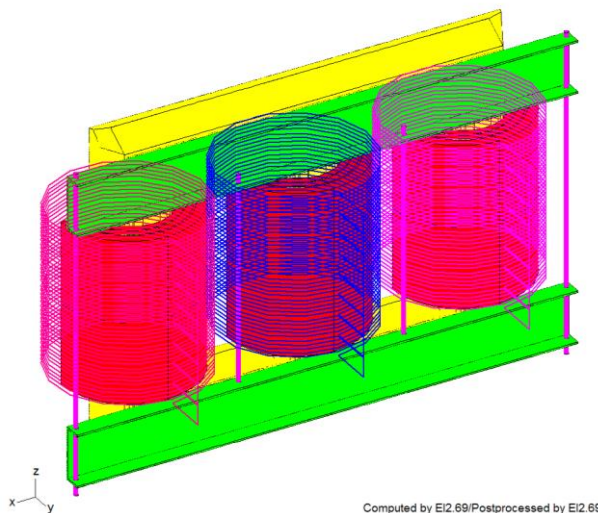


Abbildung 19: Aktivteil des Ofentransformatormodells mit US-Wicklung als Helix-Wicklung

Um auftretende Unterschiede der beiden Modelle aufzuzeigen, wurden, wie bereits in Abschnitt 3.1, die Feldbilder der Fluss- und Stromdichte sowie die auftretenden Streuverluste in den inaktiven Stahlbauteilen analysiert und verglichen. Da jedoch auch die Erwärmung der inaktiven Konstruktionsteile von Interesse ist, wurden zusätzlich die Temperaturen der Bauteile untersucht.

3.2.1 Felddbilder

Abbildung 20 zeigt die maximale magnetische Flussdichte in den Pressplatten und den Zugstangen beider Modelle. Für das Modell mit US-Zylinderspulen (Abbildung 20, links) ergibt sich ein geringfügig höherer Maximalwert. Bei der Simulation der US-Wicklung als Helix (Abbildung 20, rechts) ist eine leichte Asymmetrie zu erkennen, die auf einen unterschiedlichen Streuflussverlauf in den Modellen zurückzuführen ist. Beide Modelle zeigen hohe Maximalwerte, die jedoch nur lokal auftreten. Für weitere Aussagen sollten daher die Erwärmungen sowie die Verluste herangezogen werden.

Für die Stromdichte in Abbildung 21 kann eine ähnliche Aussage getroffen werden. Die Abweichung der maximalen Stromdichte ist jedoch höher und beträgt ca. 4 %.

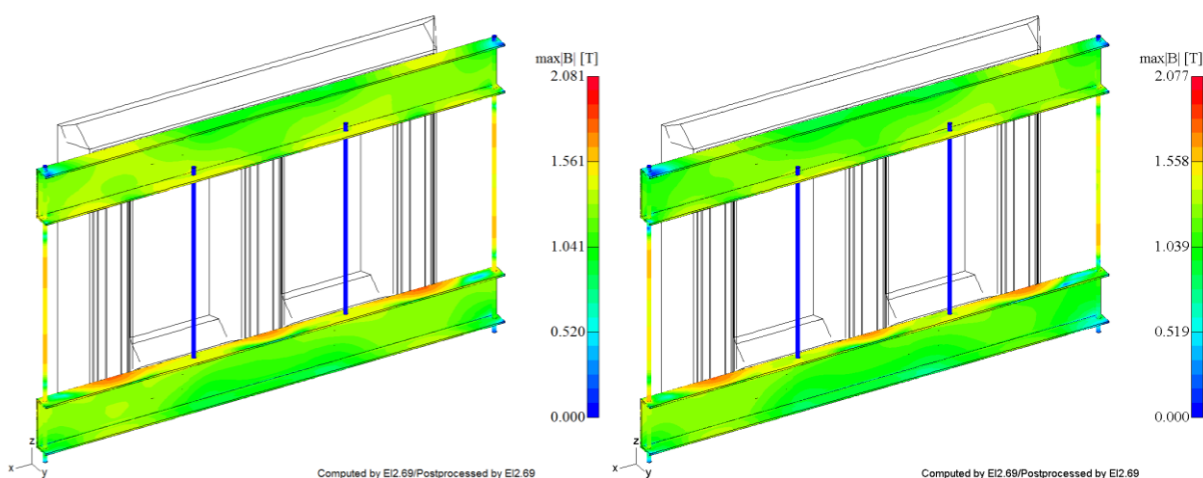


Abbildung 20: Ofentransformator: max. Flussdichte in den Pressplatten und Zugstangen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

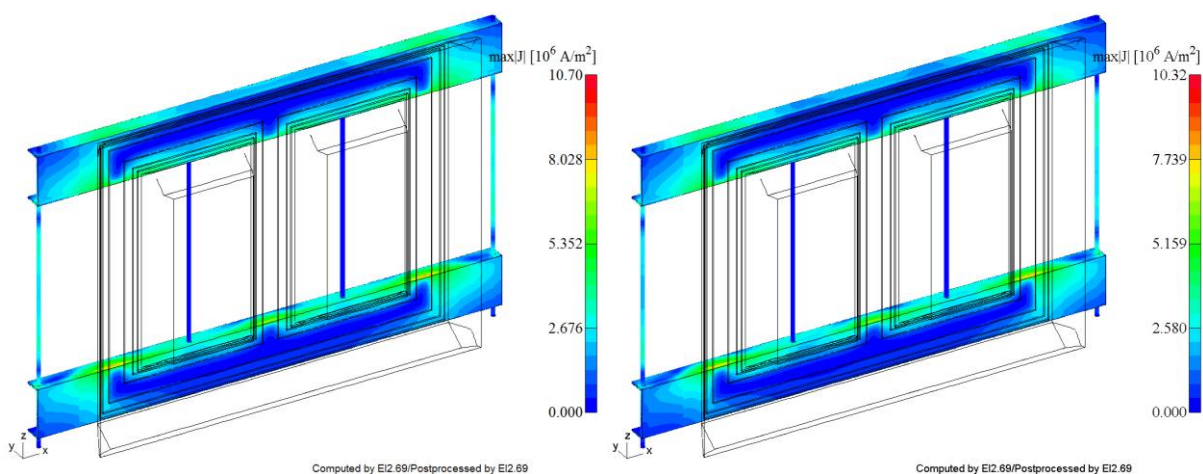


Abbildung 21: Ofentransformator: max. Stromdichte in den Pressplatten und Zugstangen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

Abbildung 22 zeigt hingegen, dass die maximal auftretende magnetische Flussdichte im Kessel im Modell mit US-Helix (Abbildung 22, rechts) geringfügig höher ausfällt. Im Modell mit US-Zylinderspulen (Abbildung 22, links) treten jedoch mehrere Punkte mit hoher Flussdichte auf, was durch die größeren Hystereseverluste in Tabelle 4 bestätigt wird. In beiden Modellen ist, durch den sprunghaften Anstieg der Flussdichte in der unterspannungsseitigen Kesselwand, zu erkennen, dass der Aluminiumschirm nicht die gesamte US-Kesselwand abdeckt. Zusätzlich ergeben sich im nicht geschirmten Bereich der Kesselwand aufgrund der unterschiedlichen Modellierungsarten der US-Wicklungen voneinander abweichende Flussdichten. Da sich die Wicklungen in z-Richtung nicht genau in der Mitte des Kessels befinden, zeigt die US-Kesselwand in Abbildung 22, links im unteren Bereich eine höhere Flussdichte als im oberen. In Abbildung 22, rechts wird das Wicklungstreufeld zusätzlich von den senkrechten Kurzschlussverbindungen der einzelnen Wicklungsblöcke beeinflusst. Daher ergeben sich im unteren Bereich der US-Kesselwand geringere Flussdichten.

Abbildung 23 und Abbildung 24 zeigen für beide Modelle die Stromdichte im Kessel und im Aluminiumschirm. Die durch das Wicklungstreufeld hervorgerufenen Wirbelströme im Kessel sowie im Schirm fallen aufgrund der großen Abstände zwischen Kessel und Aktivteil relativ niedrig aus. Einzig die linke Kesselwand zeigt, aufgrund der Tatsache, dass sich der Aktivteil nahe an der linken Stirnwand befindet, höhere Stromdichten. Der relativ hohe Unterschied der maximal auftretenden Stromdichten im Aluminiumschirm ist auf die senkrechten Kurzschlussverbindungen der einzelnen Wicklungsblöcke im Modell mit US-Helix zurückzuführen.

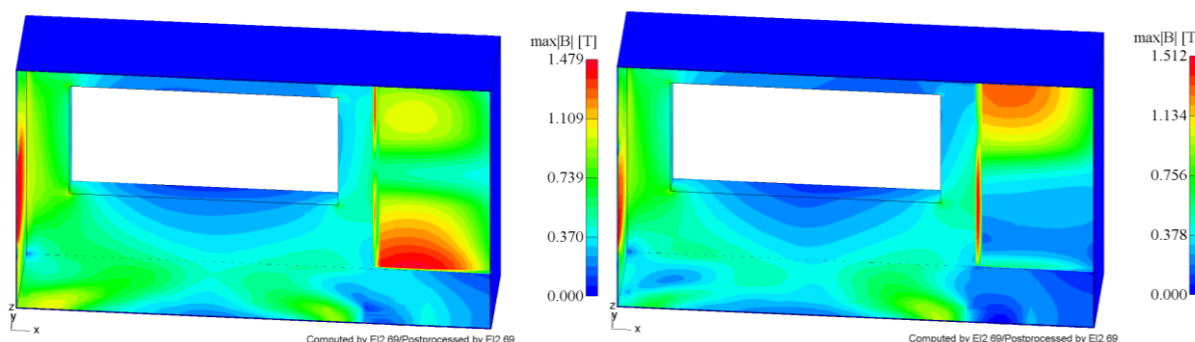


Abbildung 22: Ofentransformator: max. Flussdichte im Kessel; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

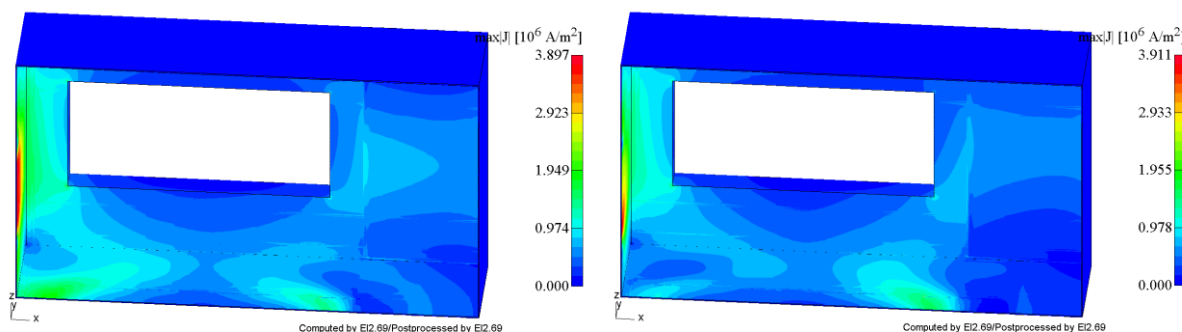


Abbildung 23: Ofentransformator: max. Stromdichte im Kessel; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

Verifizierung des Simulationsmodells anhand eines Ofentransformators

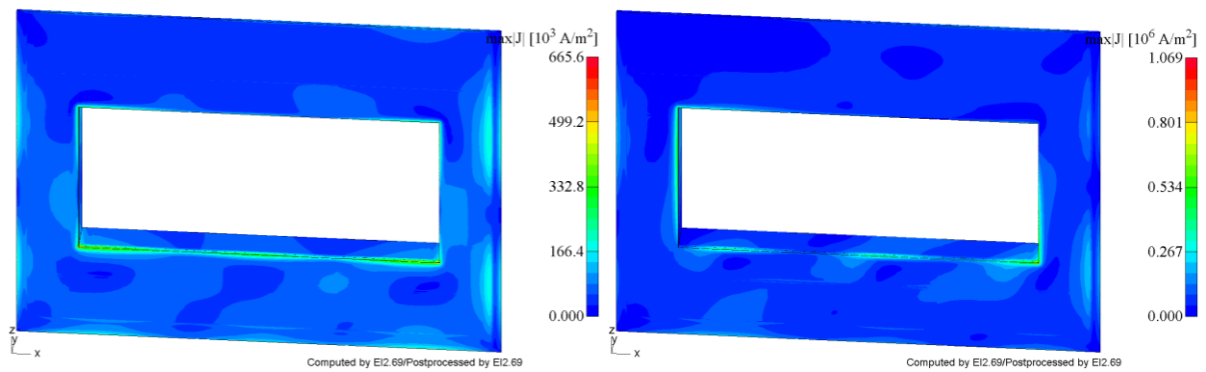


Abbildung 24: Ofentransformator: max. Stromdichte im Aluminiumschirm; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

In Abbildung 25 sind die thermischen Auswertungen der Pressplatten und der Zugstangen beider Modelle dargestellt. Abbildung 26 zeigt die Temperatur im Kessel. Die beiden Modelle zeigen sowohl in Abbildung 25 als auch in Abbildung 26 keine signifikant ausgeprägten Unterschiede. Für alle thermischen Berechnungen wurden eine Umgebungstemperatur von 40 °C und eine Öltemperatur von 100 °C angenommen. Wie nach Überprüfung der Fluss- und Stromdichten bereits erwartet, liegen die Temperatur Hot-Spots jeweils in den Pressplatten an den axialen Enden der beiden äußeren Wicklungen. Das Modell mit US-Zylinderspulen (Abbildung 25, links) liefert eine um 1,1 K höhere Hot-Spot-Temperatur, was auf einen geringfügig unterschiedlichen Streuflussverlauf deutet. Die erhöhten Temperaturen treten jedoch nur lokal auf. Für eine endgültige Aussage werden daher zusätzlich noch die Streuverluste der Modelle herangezogen.

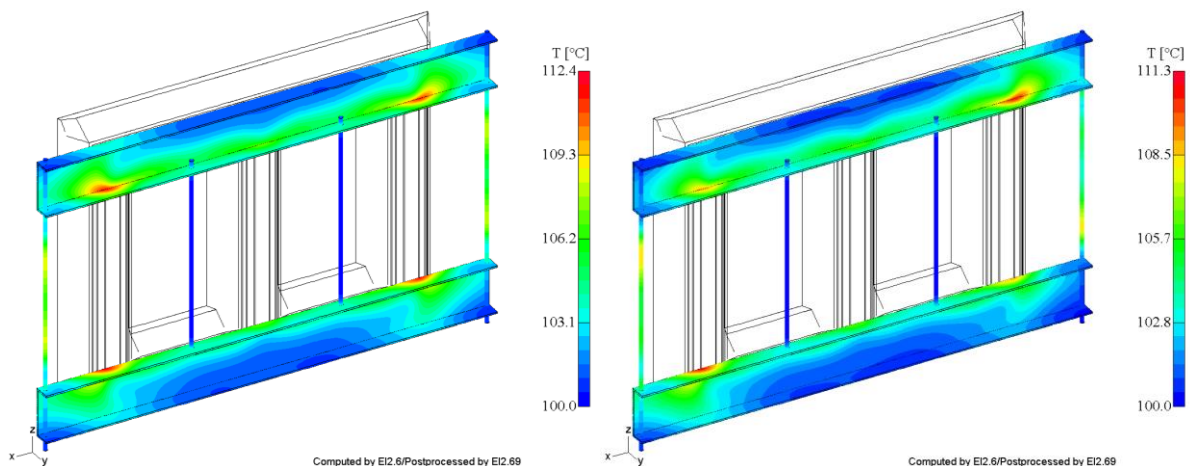


Abbildung 25: Ofentransformator: Temperatur der Pressplatten und Zugstangen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

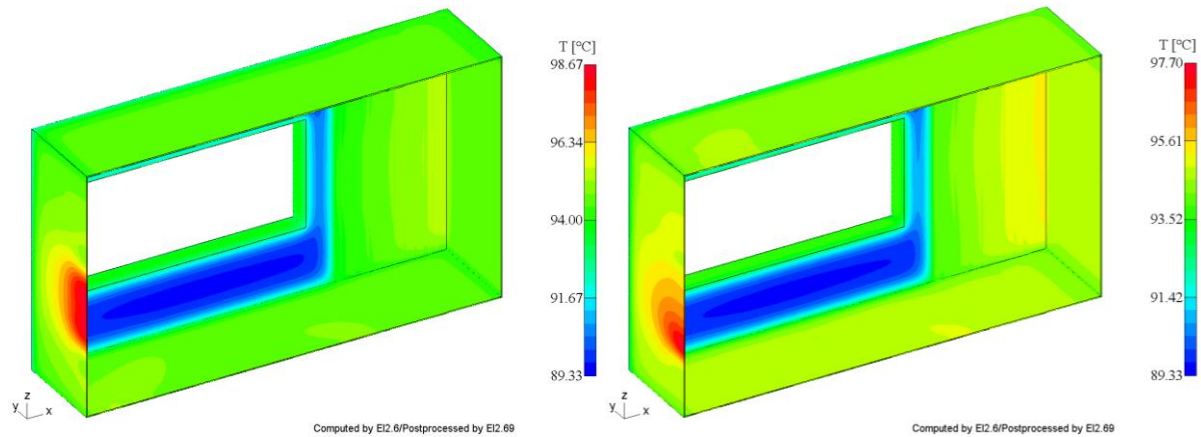


Abbildung 26: Ofentransformator: Temperatur des Kessels; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

3.2.2 Verluste

Der Vergleich der Wirbelstrom- und Hysterese-, bzw. Eisenverluste in Tabelle 4 und Tabelle 5 zeigt, dass im Modell mit US-Zylinderspulen (Tabelle 4) generell höhere Streuverluste auftreten. Die einzige Ausnahme bilden die Wirbelstromverluste im Aluminiumschirm, wobei der Unterschied vernachlässigbar klein ist. Besonders auffällig sind die Unterschiede der Wirbelstromverluste. Speziell in den Pressplatten und in den Zugstangen ergeben sich Unterschiede von ca. 28 % bzw. ca. 32 %. Der Vergleich der gesamten Streuverluste der Transformatorhalbmodelle liefert für das Modell mit US-Zylinderspulen um ca. 28 % höhere Streuverluste. Eine ausführliche Erklärung für die unterschiedlichen Ergebnisse folgt nach den beiden Verlust-Tabellen (Tabelle 4 und Tabelle 5). Die vom Wicklungsfeld hervorgerufenen Streuverluste fallen insgesamt nicht besonders hoch aus. Um jedoch eine detaillierte Aussage über die Höhe der Streuverluste tätigen zu können, sollten die Streuverluste in Bezug auf die Transformatorgesamtverluste betrachtet werden.

Tabelle 4: Streuverluste im Ofentransformator mit US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysterese-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	297	164	461
Kesselwand unterspannungsseitig	43	35	78
Kesselwand unterspannungsseitig, Durch- führungstöpfe	4	5	9
Kesselwand links (1/2)	191	80	271
Kesselwand rechts (1/2)	6	6	12
Kesseldeckel (1/2)	14	12	26
Kesselboden (1/2)	39	26	65
Aluminiumschirm, gesamt	6	0	6
Aluminiumschirm	4	0	4
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	2	0	2
Pressplatten, gesamt	1384	378	1762
Horizontale Platten, oben	261	77	338
Horizontale Platten, unten	250	73	323
Vertikale Platten, oben	449	116	565
Vertikale Platten, unten	424	112	536
Zugstangen, gesamt	103	27	130
Zugstangen, außen	102	27	129
Zugstangen, innen	1	0	1
Kern (1/2), gesamt	0	78	78
gesamte Streuverluste	1790	647	2437

Tabelle 5: Streuverluste im Ofentransformator mit US-Wicklung als Helix-Wicklung

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysterese-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	203	127	330
Kesselwand unterspannungsseitig	35	29	64
Kesselwand unterspannungsseitig, Durch- führungstöpfe	4	5	9
Kesselwand links (1/2)	121	58	179
Kesselwand rechts (1/2)	5	5	10
Kesseldeckel (1/2)	12	11	23
Kesselboden (1/2)	26	19	45
Aluminiumschirm, gesamt	7	0	7
Aluminiumschirm	5	0	5
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	2	0	2
Pressplatten, gesamt	1078	321	1399
Horizontale Platten, oben	205	65	270
Horizontale Platten, unten	195	62	257
Vertikale Platten, oben	350	99	449
Vertikale Platten, unten	328	95	423
Zugstangen, gesamt	78	22	100
Zugstangen, außen	77	22	99
Zugstangen, innen	1	0	1
Kern (1/2), gesamt	0	75	75
gesamte Streuverluste	1366	545	1911

Eine Erklärung für die unterschiedlichen Ergebnisse der beiden Wicklungsmodelle liefert der Vergleich der Anordnungen der US-Wicklungen in Abbildung 27 sowie die Stromdichteverteilung in den Wicklungen. Die Helix liegt in radialer Richtung gesehen in der Mitte der Zylinderspule, wodurch sich unterschiedliche Abstände zu den Pressplatten ergeben. Zudem konzentriert sich die Stromdichte auf einen dünnen Stromfaden. Die Drillleiter der US-Wicklung sind jedoch aus 41 Einzeldrähten mit einer Breite von 8,2 mm und einer Stärke von 2 mm aufgebaut. Da die Drillleiter folglich einen Querschnitt von ungefähr 672 mm² besitzen, wird das von den Drillleitern hervorgerufene Feld durch die Simulation mit US-Zylinderspulen und der damit erreichten Verteilung der Stromdichte besser nachgebildet. Somit kann daraus geschlossen werden, dass die Simulation mit US-Zylinderspulen in unmittelbarer Nähe der Wicklungen realistischere Werte liefert.

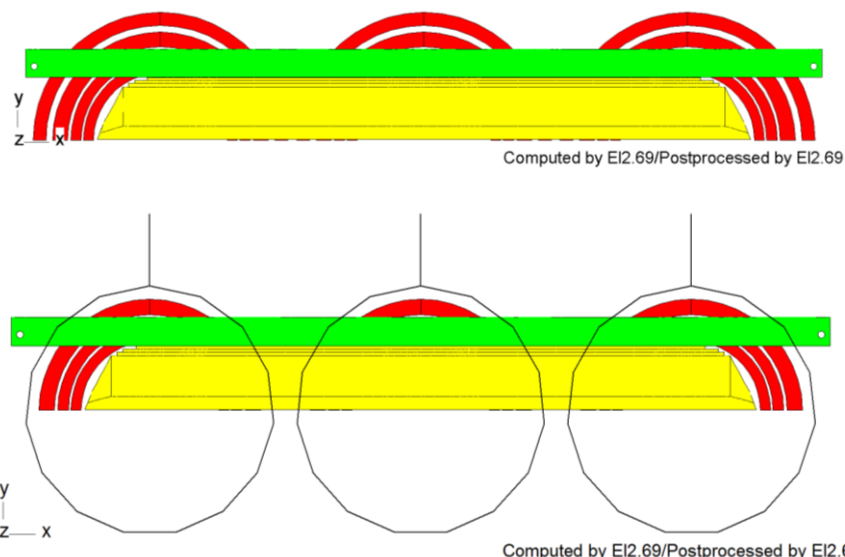


Abbildung 27: Aktivteil des Ofentransformatormodells (Draufsicht); oben: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; unten: US-Wicklung als Helix-Wicklung

3.2.3 Berücksichtigung der Schaltleitungen

Zur detaillierten Berechnung der Verluste sowie der Temperaturen im Aluminiumschirm, im Kessel und in den Durchführungstöpfen wurden in das Transformatormodell zusätzlich Schaltleitungen eingefügt. Die Schaltleitungen wurden mit Hilfe von Stromfäden modelliert. Sie stellen einerseits die Dreieckschaltung der US-Wicklung und andererseits die Verbindungen zu den Durchführungen dar. Bei Zylinderspulen besteht keine Möglichkeit Stromfäden anzuschließen. Grundsätzlich wäre eine Modellierung der Schaltleitungen mit Hilfe von Viertelkreisen und/oder Geradenstücken, wie z.B. in Abbildung 28 dargestellt, denkbar. Diese würden jedoch zu einer Verfälschung des Wicklungsfeldes führen. Des Weiteren ist bei dieser Art der Modellierung unklar wo die Stromfäden innerhalb der Wicklungsblöcke verlaufen sollen. Zusätzlich zu den eben genannten Gründen wurde aufgrund der relativ niedrigen Ströme in der OS-Wicklung auf die Modellierung der oberspannungsseitigen Schalt- und Zuleitungen verzichtet.

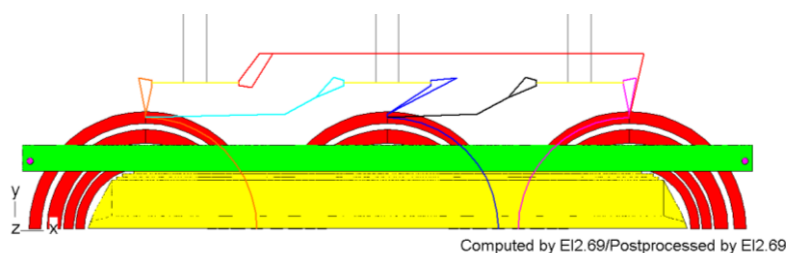


Abbildung 28: Ofentransformator mit US-Zylinderspulen und Schaltleitungen (Draufsicht)

Aufgrund der oben angeführten Begründungen wurde in diesem Unterabschnitt für die weiteren Betrachtungen grundsätzlich die Modellierungsart mit unterspannungsseitiger Helix herangezogen. Um die Stromfäden direkt an die Ausleitungen der US-Wicklung anschließen zu können, wurden die Kurzschlussbügel der einzelnen US-Wicklungsblöcke (siehe Abbildung 19) entfernt. Das verwendete Simulationsmodell entspricht somit dem Modell in Abbildung 10.

3.2.3.1 Feldbilder

Der Vergleich der magnetischen Flussdichte in den Pressplatten und den Zugstangen des Modells mit Schaltleitungen (Abbildung 29) mit dem Modell ohne Schaltleitungen (Abbildung 20, rechts) zeigt eine geringfügige Erhöhung der maximal auftretenden Flussdichte im Modell mit Schaltleitungen. Die Verschaltung der einzelnen Wicklungsblöcke erfolgt, wie in Abbildung 10 und in Abbildung 11 dargestellt, auf der Unterspannungsseite vor dem Aluminiumschirm. Da sich die Dreieckschaltung der Wicklung etwas näher an der oberen Pressplatte befindet, wirkt sich das Streufeld der Schaltleitungen auf die obere Pressplatte stärker aus. Im unteren Bereich der unteren Pressplatte nimmt die Flussdichte jedoch leicht ab. Die Flussdichte in den äußeren Zugstangen steigt aufgrund des relativ großen Abstandes zu den Schaltleitungen nur geringfügig.

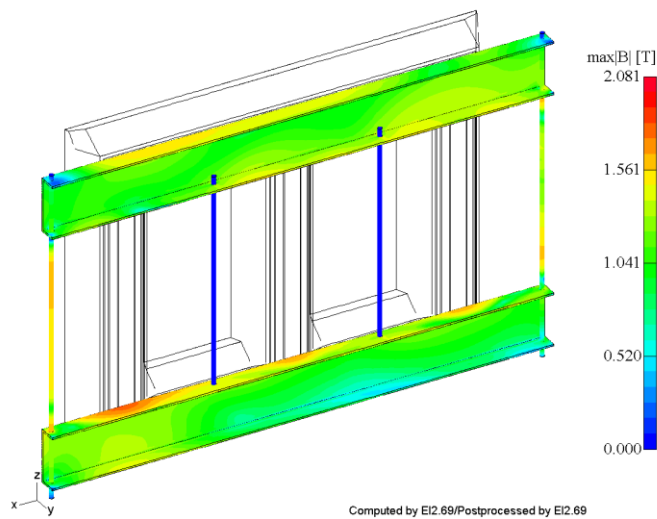


Abbildung 29: Ofentransformator mit Schaltleitungen: max. Flussdichte in den Pressplatten und Zugstangen

Werden die Stromdichten in den Pressplatten und in den Zugstangen der beiden Modelle (Abbildung 30 und Abbildung 21, rechts) verglichen, ist aufgrund der Schaltleitungen eine stärker ausgeprägte Asymmetrie sowie eine um ca. 14 % höhere maximale Stromdichte im Modell mit Schaltleitungen (Abbildung 30) ersichtlich.

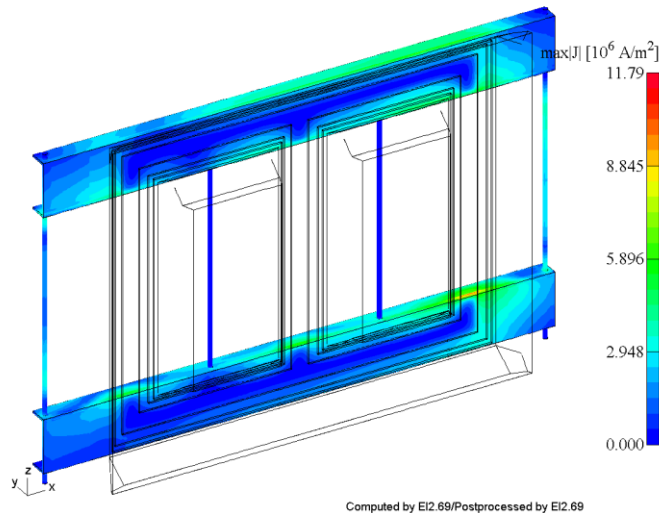


Abbildung 30: Ofentransformator mit Schaltleitungen: max. Stromdichte in den Pressplatten und Zugstangen

Wie die folgenden Feldbilder zeigen, wirkt sich die Simulation der Schaltleitungen auf die Feldgrößen im Kessel und im Aluminiumschirm stärker aus als auf die Stahlbauteile in Wicklungsnähe. Der Grund hierfür liegt an den relativ geringen Abständen zwischen den Schaltleitungen und dem Kessel bzw. dem Aluminiumschirm sowie an den hohen Strömen in den Schaltleitungen. In den Schaltleitungen in der Nähe der Pressplatten fließen jeweils nur Bruchteile jener Ströme, die durch die Stromfäden der Dreieckschaltung bzw. durch die Stromfäden in den Durchführungstöpfen fließen.

In Abbildung 31 ist die maximale Flussdichte im Kessel für das Modell mit Schaltleitungen dargestellt. Wird Abbildung 31 mit dem Modell ohne Schaltleitungen (Abbildung 22, rechts) verglichen, ist ein Anstieg der Flussdichte in allen Bereichen des Kessels ersichtlich. Besonders stark erhöht sich die Flussdichte durch die Streufelder der Schaltleitungen in der unterspannungsseitigen Kesselwand und in den Durchführungstöpfen. Da nun in einigen Bereichen Flussdichten größer 1,7 T auftreten, sollte auf die Erwärmung sowie auf die Streuverluste der US-Kesselwand besonderes Augenmerk gelegt werden. Treten in der unterspannungsseitigen Kesselwand neben der hohen Flussdichte auch unerwünscht hohe Erwärmung sowie Verluste auf, sollte der Wechsel auf eine unmagnetische US-Kesselwand in Betracht gezogen werden.

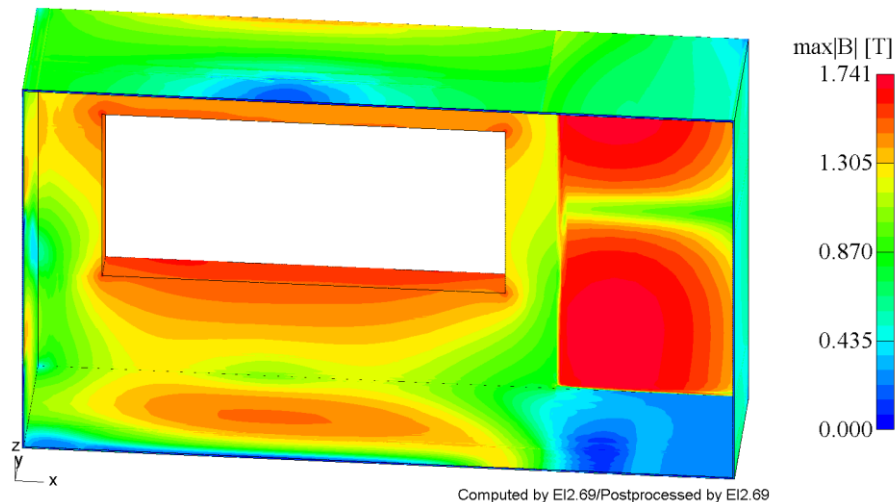


Abbildung 31: Ofentransformator mit Schaltleitungen: max. Flussdichte im Kessel

Durch das Streufeld der Schaltleitungen steigen auch die Stromdichten und damit die Wirbelströme, im Kessel und im Aluminiumschirm. Wie Abbildung 32 zeigt, nehmen die Wirbelströme gegenüber dem Modell ohne Schaltleitungen (Abbildung 23, rechts) besonders im Kesselboden, in der unterspannungsseitigen Kesselwand und in den Durchführungstöpfen zu.

Dem Vergleich von Abbildung 33 mit Abbildung 24, rechts ist zu entnehmen, dass auch die Wirbelströme in den Durchführungstöpfen des Aluminiumschirms ansteigen. Dies liegt daran, dass die hochstromführenden Ausleitungen direkt durch die Durchführungstöpfe des Schirms geleitet werden. Der von den Schaltleistungsstrefefeldern hervorgerufene Anstieg der Wirbelströme führt schließlich zu deutlich höheren Wirbelstromverlusten im Modell mit Schaltleitungen in Tabelle 6.

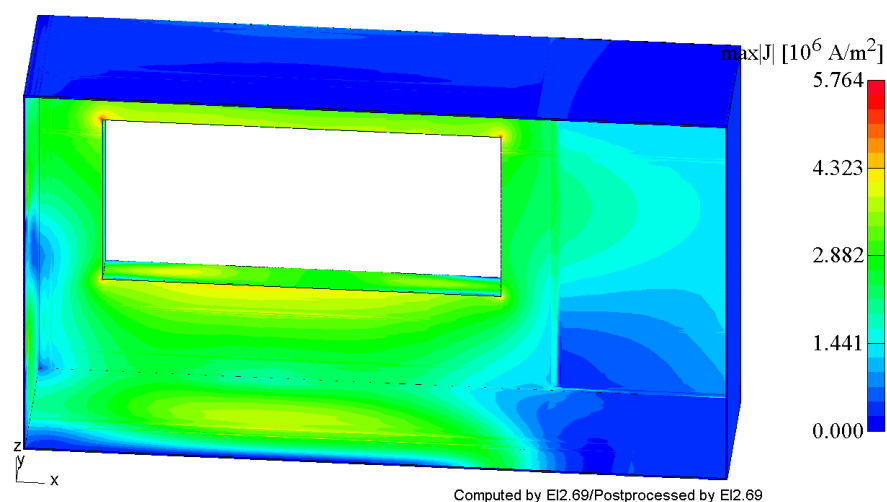


Abbildung 32: Ofentransformator mit Schaltleitungen: max. Stromdichte im Kessel

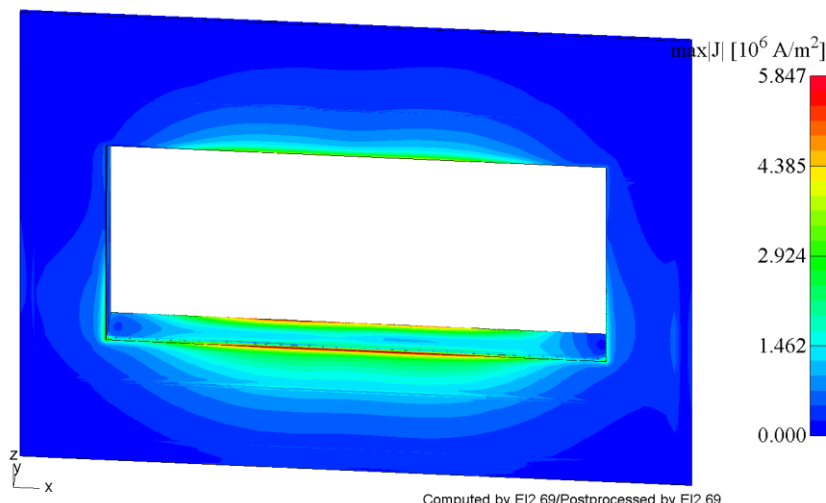


Abbildung 33: Ofentransformator mit Schaltleitungen: max. Stromdichte im Aluminiumschirm

Die thermische Auswertung des Modells mit Schaltleitungen in Abbildung 34 zeigt aufgrund der Helix-Wicklungen wieder eine Asymmetrie in den Pressplatten. Diese Asymmetrie ist besonders in der unteren Pressplatte stark ausgeprägt. Der Vergleich der Temperaturen des Modells mit Schaltleitungen (Abbildung 34) mit dem Modell ohne Schaltleitungen (Abbildung 25, rechts) zeigt eine Veränderung der Temperatur Hot-Spots sowie eine um 3,9 K höhere Hot-Spot-Temperatur für das Modell mit Schaltleitungen. Da es sich jedoch nur um eine lokal auftretende Erwärmung handelt, kann diese als unkritisch eingestuft werden.

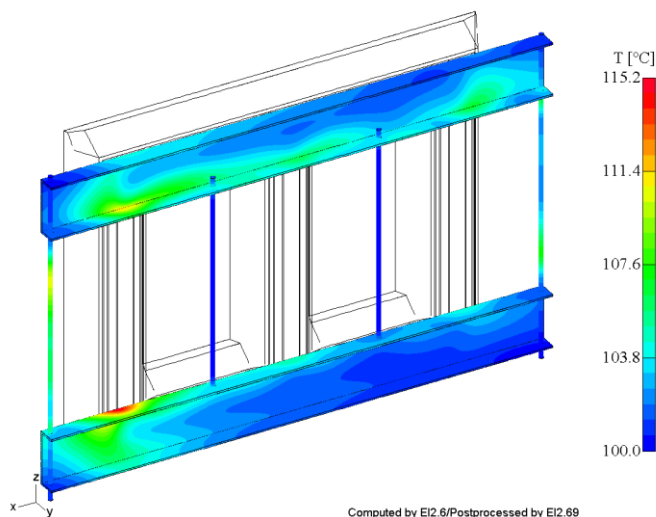


Abbildung 34: Ofentransformator mit Schaltleitungen: Temperatur der Pressplatten und Zugstangen

Die Temperatur des Kessels ist in Abbildung 35 dargestellt. Wie erwartet zeigt der Kessel gegenüber Abbildung 26, rechts besonders im Bereich der Durchführungstöpfe höhere Temperaturen. Die Temperaturen lassen sich durch die erhöhte Flussdichte und durch den Anstieg der Wirbelströme im Kessel erklären. Die auftretende Maximaltemperatur liegt jedoch um 8,3 K unter dem definierten Richtwert.

Abbildung 36 zeigt die Temperatur des Aluminiumschirms. Durch den Anstieg der Wirbelströme im Schirm steigt die Temperatur auch hier hauptsächlich im Bereich der Durchführungstöpfe. Die maximale Erwärmung des Schirms liegt allerdings um 10,4 K unter 120 °C. In den inaktiven Konstruktionsteilen treten durch die Berücksichtigung der Schaltleitungen somit keine unzulässig hohen Erwärmungen auf.

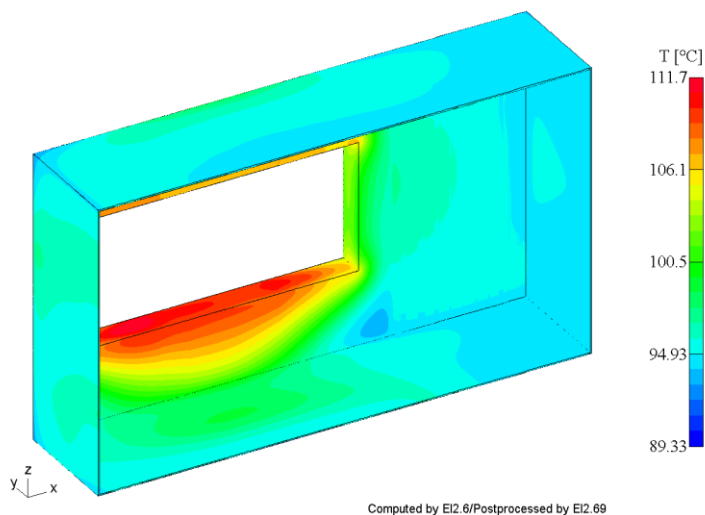


Abbildung 35: Ofentransformator mit Schaltleitungen: Temperatur des Kessels

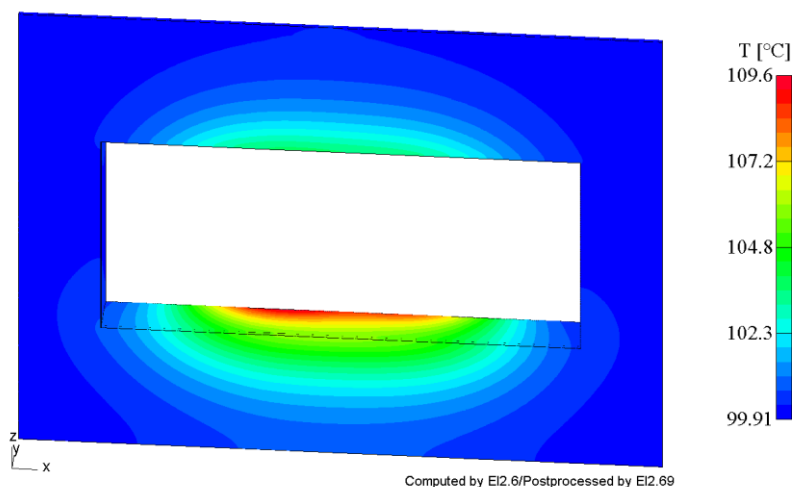


Abbildung 36: Ofentransformator mit Schaltleitungen: Temperatur des Aluminiumschirms

3.2.3.2 Verluste

Der Vergleich der Streuverluste des Modells mit Schaltleitungen (Tabelle 6) mit dem Modell ohne Schaltleitungen (Tabelle 5) zeigt, wie nach der Überprüfung der Feldbilder bereits erwartet, dass durch die Simulation von Schaltleitungen generell höhere Wirbelstrom- und Hystereseverluste auftreten. Besonders ausgeprägt ist der Anstieg der Verluste im Kessel, im Aluminiumschirm und in den Durchführungstöpfen. Die Streuverluste in den inaktiven Stahlbauteilen in unmittelbarer Wicklungsnähe steigen hingegen nicht so signifikant. Ursache hierfür sind die hohen Ströme in den Ausleitungen sowie die geringen Abstände zwischen den

Schaltleitungen und dem Kessel bzw. dem Aluminiumschirm. Die Gegenüberstellung der gesamten Streuverluste ergibt für die Simulation mit Schaltleitungen einen Anstieg von 7744 W (ca. 405 %). Den größten Anteil an den Gesamtstreuverlusten bilden die Wirbelstrom- bzw. Hystereseverluste im Kessel und im Schirm.

Werden die Verluste in den Pressplatten und den Zugstangen von Tabelle 6 mit den Verlusten im Modell mit US-Zylinderspulen (Tabelle 4) verglichen, fallen jene in Tabelle 4 höher aus. Der Grund hierfür liegt an der realistischeren Simulation des Wicklungsfeldes mit US-Zylinderspulen und am, im Vergleich zum Einfluss auf den Kessel und den Aluminiumschirm, geringen Einfluss der Schaltleitungen auf die Stahlbauteile in unmittelbarer Wicklungsnähe.

Tabelle 7 zeigt den Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für US-Zylinderspulen, US-Helix und US-Helix mit Schaltleitungen.

Tabelle 6: Streuverluste im Ofentransformator mit Schaltleitungen

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysterese-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	4516	2143	6659
Kesselwand unterspannungsseitig	2359	847	3206
Kesselwand unterspannungsseitig, Durch- führungstöpfe	1225	657	1882
Kesselwand links (1/2)	255	145	400
Kesselwand rechts (1/2)	46	36	82
Kesseldeckel (1/2)	162	190	352
Kesselboden (1/2)	469	268	737
Aluminiumschirm, gesamt	1294	0	1294
Aluminiumschirm	369	0	369
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	925	0	925
Pressplatten, gesamt	1181	341	1522
Horizontale Platten, oben	252	76	328
Horizontale Platten, unten	228	67	295
Vertikale Platten, oben	358	102	460
Vertikale Platten, unten	343	96	439
Zugstangen, gesamt	81	22	103
Zugstangen, außen	80	22	102
Zugstangen, innen	1	0	1
Kern (1/2), gesamt	0	77	77
gesamte Streuverluste	7072	2583	9655

Tabelle 7: Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für US-Zylinderspulen, US-Helix und US-Helix mit Schaltleitungen

Modell mit	Kessel (1/2), gesamt in W	Aluminium- schirm, gesamt in W	Press- platten, gesamt in W	Zugstan- gen, gesamt in W	Kern (1/2), gesamt in W	gesamte Streuver- luste in W
US-Zylinderspulen	461	6	1762	130	78	2437
US-Helix	330	7	1399	100	75	1911
US-Helix mit Schaltleitungen	6659	1294	1522	103	77	9655

3.2.4 Schlussfolgerung

Für die Modellierung hochstromführender US-Wicklungen als Helix spricht, dass die Wicklungen einlagig und mit einer geringen Windungszahl ausgeführt werden. Des Weiteren werden die Steigung bzw. die Steigung pro Windung bei der Helix-Wicklung abgebildet. Unterabschnitt 3.2.3 zeigte, dass zur Berücksichtigung von Schaltleitungen ein Modell mit unterspannungsseitiger Helix zu bevorzugen ist. Das Streufeld der Schaltleitungen hat besonders auf den Kessel, den Aluminiumschirm und die Durchführungstöpfe Einfluss. An dieser Stelle sei noch darauf hingewiesen, dass Streufelder von Schaltleitungen, je nach Abstand zu Pressplatten und Zugstangen, zu zusätzlichen Verlusten in wicklungsnahen Stahlbauteile führen können. Bei der Eingabe der Stromfäden müssen daher sowohl die Leitungsführung der Schaltleitungen als auch die Abstände zu Stahlbauteile bedacht werden.

Wie in Unterabschnitt 3.2.2 beschrieben, eignen sich US-Zylinderspulen jedoch besser für die Berechnung von Verlusten sowie von Temperaturen in unmittelbarer Wicklungsnähe.

Somit sollte je nach Problemstellung das passende Wicklungsmodell gewählt werden. In den meisten Fällen sind allerdings sowohl Auswertungen für Stahlbauteile in Wicklungsnähe als auch im Kessel, im Schirm und in den Durchführungstöpfen von Interesse. Daher sollten beide Modelle simuliert und ausgewertet werden.

3.3 Simulation der Durchführungstöpfe

Da „TrafoLoss“ derzeit keine Möglichkeit bietet seitliche Durchführungstöpfe automatisch zu erstellen, wurden diese manuell in das 3D-Modell mit US-Helix eingefügt. Durch den Vergleich der Modelle mit bzw. ohne Durchführungstöpfe, wurde die Notwendigkeit ihrer Modellierung überprüft. Abbildung 37 zeigt das Simulationsmodell ohne Durchführungstöpfe. Das Modell mit Durchführungstöpfen entspricht wieder dem Modell in Abbildung 10.

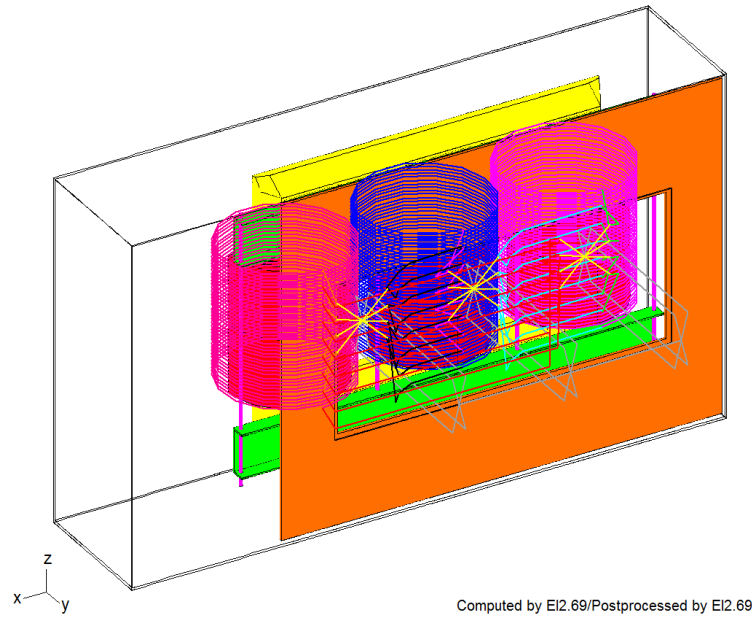


Abbildung 37: Ofentransformator mit Schaltleitungen, ohne Durchführungstöpfe

3.3.1 Feldbilder

Abbildung 38 zeigt die maximal auftretende magnetische Flussdichte im Kessel des Modells ohne Durchführungstöpfe. Das Modell zeigt im Vergleich zur Simulation mit Durchführungstöpfen in Abbildung 31 eine höhere maximale Flussdichte. Der Maximalwert tritt nach wie vor im nicht geschirmten Teil der US-Kesselwand auf. Daneben treten die hohen Flussdichten in Abbildung 31 im Wesentlichen in den Durchführungstöpfen auf. Werden diese nicht simuliert, können die Streufelder der Schaltleitungen ungehindert in den nicht geschirmten Bereich der Kesselwand eindringen. Somit konzentriert sich die Flussdichte anstatt in den Durchführungstöpfen hauptsächlich um das Loch in der unterspannungsseitigen Kesselwand.

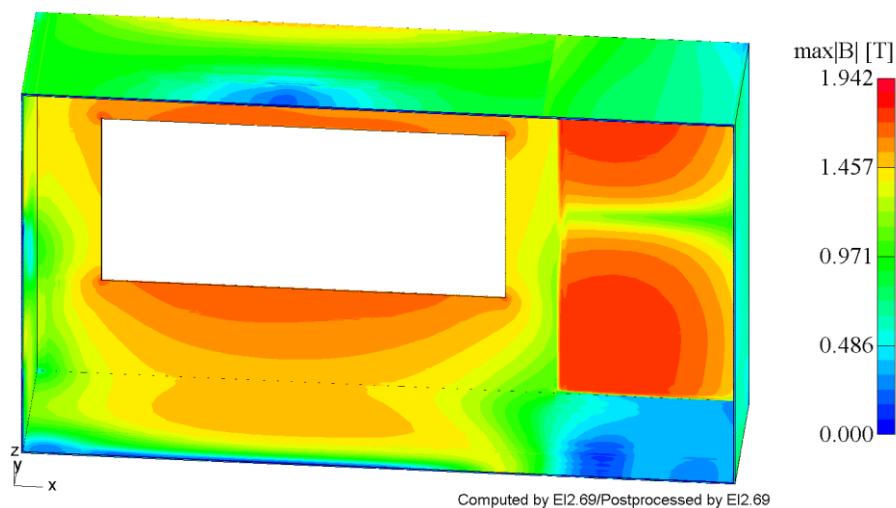


Abbildung 38: Ofentransformator mit Schaltleitungen, ohne Durchführungstöpfe: max. Flussdichte im Kessel

Verifizierung des Simulationsmodells anhand eines Ofentransformators

Neben der höheren Flussdichte in Abbildung 38 ist in Abbildung 39 auch ein Anstieg der Wirbelströme in der unterspannungsseitigen Kesselwand sowie im Kesselboden zu erkennen. Die Zunahme der Wirbelströme gegenüber dem Modell ohne Durchführungstöpfe (Abbildung 32) spiegelt sich auch in den höheren Wirbelstromverlusten in Tabelle 8 wider.

Des Weiteren ergeben sich infolge des Anstiegs der Stromdichte im Aluminiumschirm (Abbildung 40) höhere Wirbelstromverluste in der Schirmung.

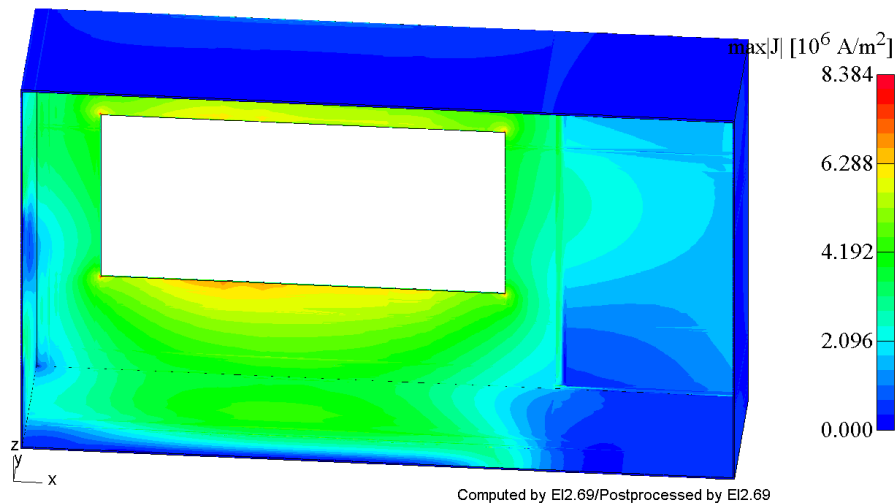


Abbildung 39: Ofentransformator mit Schaltleitungen, ohne Durchführungstöpfe: max. Stromdichte im Kessel

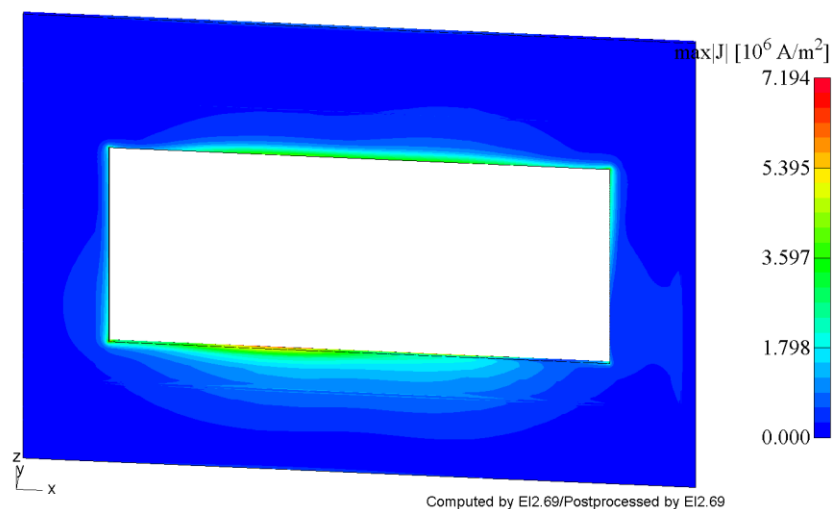


Abbildung 40: Ofentransformator mit Schaltleitungen, ohne Durchführungstöpfe: max. Stromdichte im Aluminiumschirm

Die thermische Auswertung des Kessels ist in Abbildung 41 dargestellt. Wie erwartet, zeigt insbesondere die US-Kesselwand höhere Temperaturen. Im Vergleich mit dem Modell mit Durchführungstöpfen (Abbildung 35) ergibt sich im Kessel eine um 19,8 K höhere Maximaltemperatur. Die Maximaltemperatur liegt somit deutlich über dem Richtwert von 120 °C. Bei

Verifizierung des Simulationsmodells anhand eines Ofentransformators

diesen hohen Temperaturen kann es unter Umständen bereits zur Bildung von Gasblasen im Isolieröl und damit zur Gefährdung der Spannungsfestigkeit des Transformators kommen.

Die Erwärmung im Aluminiumschirm in Abbildung 42 fällt im Vergleich zur Erwärmung der unterspannungsseitigen Kesselwand gering aus.

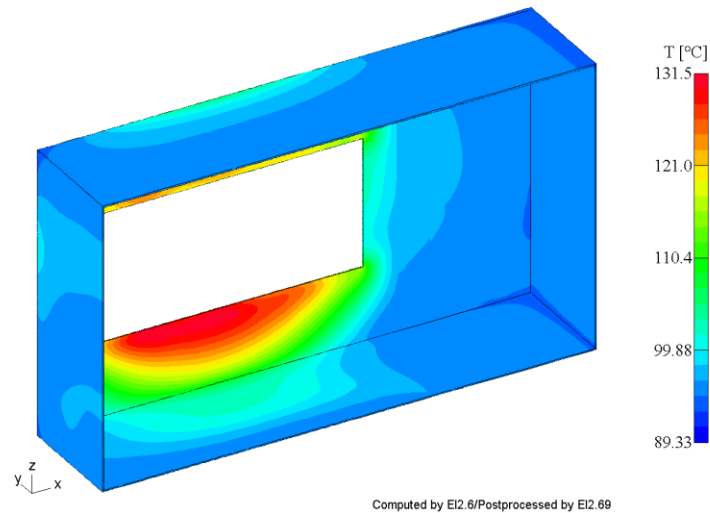


Abbildung 41: Ofentransformator mit Schaltleitungen, ohne Durchführungstöpfe: Temperatur des Kessels

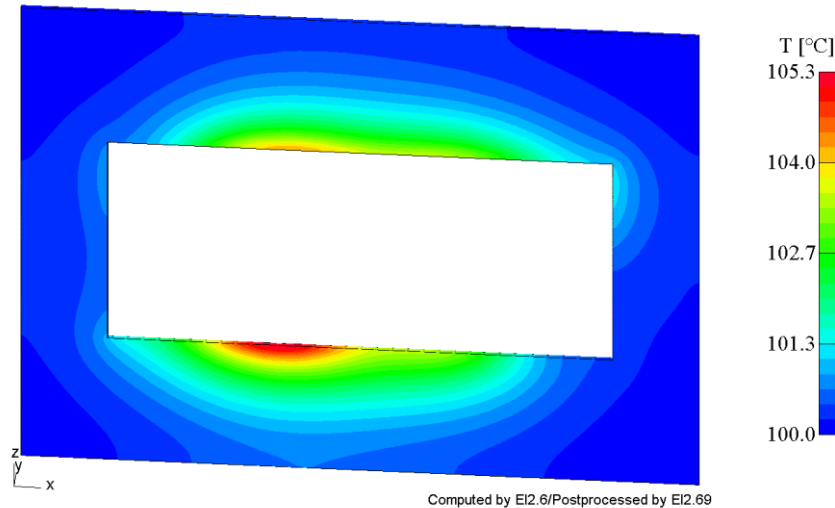


Abbildung 42: Ofentransformator mit Schaltleitungen, ohne Durchführungstöpfe: Temperatur des Aluminiumschirms

3.3.2 Verluste

Tabelle 8 zeigt die Streuverluste des Modells ohne Durchführungstöpfe. Werden die Durchführungstöpfe im Simulationsmodell nicht berücksichtigt, ergeben sich im Vergleich mit Durchführungstöpfen (Tabelle 6) im gesamten Kessel höhere Wirbelstrom- und Hystereseverluste. Dieser Anstieg der Verluste lässt sich durch die fehlende Schirmwirkung der Durchführungstöpfe des Aluminiumschirms erklären. Die Streuverluste in den Pressplatten und in den

Zugstangen bleiben von der Modellierung der Durchführungstöpfe hingegen weitgehend unbeeinflusst. Werden die Gesamtstreuverluste der beiden Halbmodelle verglichen, ergeben sich ohne modellierte Durchführungstöpfe um ca. 17 % höhere Verluste.

In Tabelle 9 sind die Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit bzw. ohne Durchführungstöpfe zusammengefasst.

Tabelle 8: Streuverluste im Ofentransformator mit Schaltleitungen, ohne Durchführungstöpfe

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysterese-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	6947	2201	9148
Kesselwand unterspannungsseitig	5431	1324	6755
Kesselwand links (1/2)	328	176	504
Kesselwand rechts (1/2)	63	47	110
Kesseldeckel (1/2)	313	278	591
Kesselboden (1/2)	812	376	1188
Aluminiumschirm, gesamt	437	0	437
Aluminiumschirm	437	0	437
Pressplatten, gesamt	1169	339	1508
Horizontale Platten, oben	241	74	315
Horizontale Platten, unten	230	67	297
Vertikale Platten, oben	350	101	451
Vertikale Platten, unten	348	97	445
Zugstangen, gesamt	81	22	103
Zugstangen, außen	80	22	102
Zugstangen, innen	1	0	1
Kern (1/2), gesamt	0	77	77
gesamte Streuverluste	8634	2639	11273

Tabelle 9: Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit bzw. ohne Durchführungstöpfe

Modell	Kessel (1/2), gesamt	Aluminium- schirm, gesamt	Pressplat- ten, gesamt	Zugstan- gen, gesamt	Kern (1/2), gesamt	gesamte Streuver- luste
	in W	in W	in W	in W	in W	in W
mit Durchführungstöpfen	6659	1294	1522	103	77	9655
ohne Durchführungstööpfe	9148	437	1508	103	77	11273

3.3.3 Schlussfolgerung

Im Modell mit Durchführungstöpfen verursachten die Streufelder der Schaltleitungen Wirbelstromverluste in den Durchführungstöpfen des Aluminiumschirms. Sind diese nicht vorhanden, kann der Schaltleitungsstreufeldfluss ungehindert in die US-Kesselwand, in den Deckel und in den Boden des Kessels eindringen. Es ist daher generell eine möglichst detaillierte Modellierung der Schirmung anzustreben.

3.4 Simulation der Zugstangen

Wie Durchführungstöpfe müssen auch Zugstangen manuell im 3D-Modell eingefügt werden. Da jede manuelle Programmeingabe einen hohen zeitlichen Aufwand darstellt, wurde in diesem Abschnitt der Unterschied zwischen verschiedenen Materialausführungen der Zugstangen untersucht. Treten in den Zugstangen keine hohen Verluste, Feldgrößen und Erwärmungen auf, könnte zukünftig bei ähnlich ausgeführten Transformatoren auf ihre Simulation verzichtet werden. Verglichen wurden die Berechnungen mit äußeren Zugstangen aus magnetischem und inneren Zugstangen aus unmagnetischem Stahl mit der Ausführung aller Zugstangen aus magnetischem Stahl. Zur Simulation wurde grundsätzlich das Modell mit US-Zylinderspulen gewählt. Um die Auswirkungen von Schaltleitungsstrefefeldern auf die inneren Zugstangen zu untersuchen wurde zusätzlich das Modell mit US-Helix ausgewertet.

3.4.1 Feldbilder

Abbildung 43 zeigt die maximale magnetische Flussdichte in den Pressplatten und in den Zugstangen beider Modelle. Das Modell mit US-Zylinderspulen ohne Schaltleitungen (Abbildung 43, links) zeigt in den inneren Zugstangen geringere Flussdichten als in den beiden äußeren. Mögliche Gründe hierfür sind unterschiedliche Abstände zwischen den Wicklungen und den Stahlbauteilen sowie die Tatsache, dass sich die Streuflüsse der um elektrisch 120° versetzten Wicklungen teilweise kompensieren. Der Vergleich der Flussdichte in Abbildung 43, links mit der Ausführung der inneren Zugstangen aus unmagnetischem Stahl (Abbildung 20, links) zeigt in den Pressplatten sowie in den beiden äußeren Zugstangen kaum Unterschiede.

Das Modell mit US-Helix und Schaltleitungen in Abbildung 43, rechts zeigt wieder eine Asymmetrie in den Pressplatten und in den Zugstangen. Durch die Asymmetrie ergeben sich in den beiden inneren Zugstangen unterschiedliche Flussdichten. Die maximal auftretende Flussdichte der inneren Zugstangen liegt nahe an den erwähnten 1,7 T. Für weitere Aussagen sollten jedoch noch die Erwärmungen sowie die Streuverluste herangezogen werden. Verglichen mit dem Modell mit unmagnetischen inneren Zugstangen (Abbildung 29) ergeben sich für die Flussdichte in den Pressplatten und in den äußeren Zugstangen wieder kaum Unterschiede.

Werden die beiden Modelle in Abbildung 43 miteinander verglichen, zeigt das Modell mit berücksichtigten Schaltleitungen in den inneren Zugstangen geringfügig höhere Flussdichten, was auch durch die Hystereseverluste in Tabelle 10 bzw. Tabelle 11 bestätigt wird.

Verifizierung des Simulationsmodells anhand eines Ofentransformators

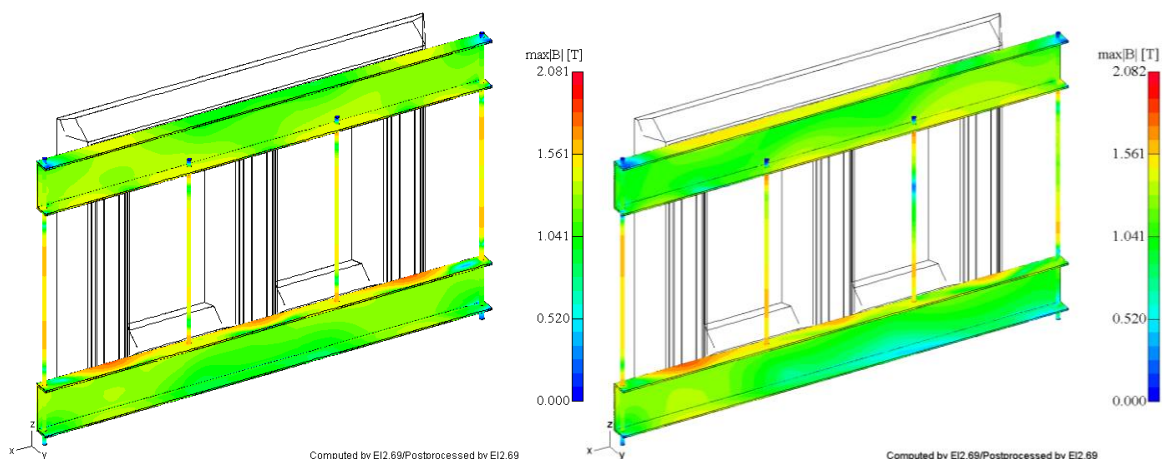


Abbildung 43: Ofentransformator mit Zugstangen aus magnetischem Stahl: max. Flussdichte in den Pressplatten und Zugstangen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung ohne Schaltleitungen; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung mit Schaltleitungen

Werden die maximal auftretenden Stromdichten der beiden Modelle mit US-Zylinderspulen ohne Schaltleitungen (Abbildung 44, links und Abbildung 21, links) verglichen, ergeben sich, wie bereits bei der Flussdichte, bis auf die Stromdichten in den inneren Zugstangen, kaum Unterschiede.

Die Auswirkungen der Schaltleitungen auf die inneren Zugstangen sind in Abbildung 44, rechts ersichtlich. In den inneren Zugstangen ist wieder eine Asymmetrie zu erkennen. Gegenüber dem Modell mit unmagnetischen inneren Zugstangen (Abbildung 30) ergeben sich nur geringfügige Unterschiede.

Der Vergleich der beiden Modelle in Abbildung 44 zeigt, dass durch Berücksichtigung der Schaltleitungen in den inneren Zugstangen geringfügig höhere Stromdichten auftreten.

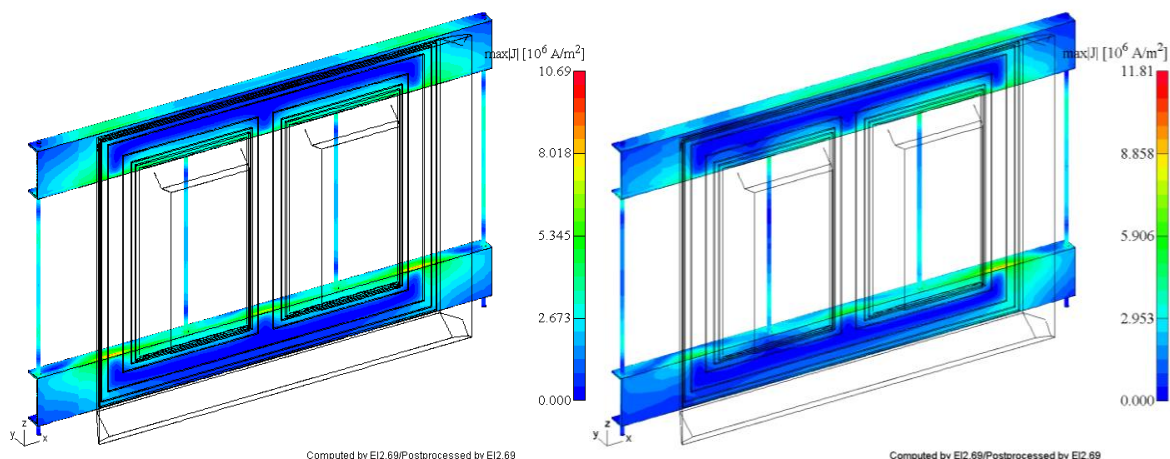


Abbildung 44: Ofentransformator mit Zugstangen aus magnetischem Stahl: max. Stromdichte in den Pressplatten und Zugstangen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung ohne Schaltleitungen; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung mit Schaltleitungen

In Abbildung 45 sind die Temperaturen der Pressplatten und der Zugstangen beider Modelle dargestellt. Auch die Temperaturverteilungen sowie die Temperatur Hot-Spots bleiben im Vergleich mit den Modellen mit unmagnetischen inneren Zugstangen Abbildung 25, links (US-Zylinderspulen) bzw. mit Abbildung 34 (US-Helix mit Schaltleitungen) nahezu unverändert. Die Temperaturen der inneren Zugstangen in Abbildung 45 fallen im Vergleich mit den äußeren jeweils ähnlich aus. Somit treten in beiden Modellen in den magnetisch ausgeführten inneren Zugstangen keine unerwünschten Erwärmungen auf.

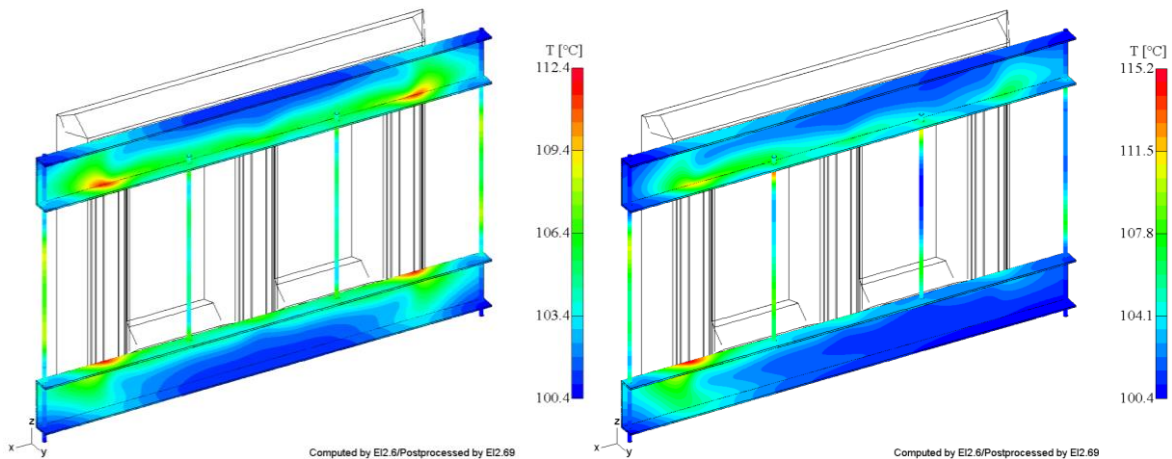


Abbildung 45: Ofentransformator mit Zugstangen aus magnetischem Stahl: Temperatur der Pressplatten und Zugstangen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung ohne Schaltleitungen; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung mit Schaltleitungen

3.4.2 Verluste

Tabelle 10 und Tabelle 11 zeigen die berechneten Streuverluste mit Ausführung aller Zugstangen aus magnetischem Stahl. Aufgrund der Ausführung aus magnetischem Stahl ergeben sich nun auch in den inneren Zugstangen Hystereseverluste.

Neben den auftretenden Hystereseverlusten ist im Vergleich mit Tabelle 4 (US-Zylinderspulen) bzw. Tabelle 6 (US-Helix mit Schaltleitungen) aufgrund der Werkstoffänderung jeweils ein Anstieg der Wirbelstromverluste der inneren Zugstangen zu erkennen. Die Verluste der äußeren Zugstangen bleiben hingegen unverändert. Durch die Werkstoffänderung ergeben sich in weiterer Folge Änderungen des Streuflusses. Diese Änderungen spiegeln sich im Anstieg der Pressplattenverluste wider.

Werden die Streuverluste der beiden Modelle mit magnetischen Zugstangen in Tabelle 10 (US-Zylinderspulen ohne Schaltleitungen) mit Tabelle 11 (US-Helix mit Schaltleitungen) verglichen, fallen in den äußeren Zugstangen bei US-Zylinderspulen ohne Schaltleitungen jeweils höhere Wirbelstrom- und Hystereseverluste an. Die Wirbelstromverluste fallen um ca. 28 % und die Hystereseverluste um ca. 23 % höher aus. Der Grund hierfür liegt, wie in Unterabschnitt 3.2.3.1 bereits erwähnt, in der Führung bzw. der Position der Schaltleitungen. Da der Abstand zwischen den Schaltleitungen und den äußeren Zugstangen relativ groß ausfällt, wirken sich die Schaltleitungsfelder hier nur geringfügig aus. Auf die inneren Zugstangen

Verifizierung des Simulationsmodells anhand eines Ofentransformators

haben die Streufelder der Schaltleitungen hingegen einen stärkeren Einfluss. Es fallen daher im Modell mit US-Helix mit Schaltleitungen in den inneren Zugstangen um ca. 30 % höhere Wirbelstrom- und um ca. 11 % höhere Hystereseverluste an. Die Gesamtstreuverluste in den Zugstangen fallen jedoch im Modell mit US-Zylinderspulen um ca. 2 % höher aus.

Da die Verluste im Kern, im Kessel und im Aluminiumschirm kaum Unterschiede zeigen, wird auf diese hier nicht näher eingegangen.

Tabelle 12 zeigt zusammenfassend den Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit US-Zylinderspulen, US-Helix mit Schaltleitungen, US-Zylinderspulen und magnetischen Zugstangen und US-Helix mit Schaltleitungen und magnetischen Zugstangen.

Tabelle 10: Streuverluste im Ofentransformator mit Zugstangen aus magnetischem Stahl; US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung ohne Schaltleitungen

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysterese-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	296	163	459
Kesselwand unterspannungsseitig	43	34	77
Kesselwand unterspannungsseitig, Durchführungstöpfe	4	5	9
Kesselwand links (1/2)	191	80	271
Kesselwand rechts (1/2)	6	6	12
Kesseldeckel (1/2)	14	12	26
Kesselboden (1/2)	38	26	64
Aluminiumschirm, gesamt	6	0	6
Aluminiumschirm	4	0	4
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	2	0	2
Pressplatten, gesamt	1397	379	1776
Horizontale Platten, oben	264	77	341
Horizontale Platten, unten	252	73	325
Vertikale Platten, oben	453	117	570
Vertikale Platten, unten	428	112	540
Zugstangen, gesamt	169	45	214
Zugstangen, außen	102	27	129
Zugstangen, innen	67	18	85
Kern (1/2), gesamt	0	77	77
gesamte Streuverluste	1868	664	2532

Tabelle 11: Streuverluste im Ofentransformator mit Zugstangen aus magnetischem Stahl; US-Wicklung als Helix-Wicklung mit Schaltleitungen

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysterese-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	4515	2143	6658
Kesselwand unterspannungsseitig	2359	847	3206
Kesselwand unterspannungsseitig, Durchführungstöpfe	1226	657	1883
Kesselwand links (1/2)	255	145	400
Kesselwand rechts (1/2)	46	36	82
Kesseldeckel (1/2)	161	190	351
Kesselboden (1/2)	468	268	736
Aluminiumschirm, gesamt	1294	0	1294
Aluminiumschirm	369	0	369
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	925	0	925
Pressplatten, gesamt	1195	343	1538
Horizontale Platten, oben	258	76	334
Horizontale Platten, unten	229	67	296
Vertikale Platten, oben	367	104	471
Vertikale Platten, unten	341	96	437
Zugstangen, gesamt	167	42	209
Zugstangen, außen	80	22	102
Zugstangen, innen	87	20	107
Kern (1/2), gesamt	0	77	77
gesamte Streuverluste	7171	2605	9776

Tabelle 12: Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit US-Zylinderspulen, US-Helix mit Schaltleitungen, US-Zylinderspulen und magnetischen Zugstangen und US-Helix mit Schaltleitungen und magnetischen Zugstangen

Modell mit	Kessel (1/2), gesamt	Aluminium- schirm, gesamt	Press- platten, gesamt	Zugstan- gen, gesamt	Kern (1/2), gesamt	gesamte Streu- verluste
	in W	in W	in W	in W	in W	in W
US-Zylinderspulen	461	6	1762	130	78	2437
US-Helix mit Schaltleitungen	6659	1294	1522	103	77	9655
US-Zylinderspulen und magne- tischen Zugstangen	459	6	1776	214	77	2532
US-Helix mit Schaltleitungen und magnetischen Zugstangen	6658	1294	1538	209	77	9776

3.4.3 Schlussfolgerung

Wie erwartet, zeigte die Ausführung mit inneren Zugstangen aus magnetischem Stahl höhere Verluste und Erwärmungen. Durch die Berücksichtigung von Schaltleitungen stiegen die Wirbelstrom- und Hystereseverluste der inneren Zugstangen im Vergleich mit US-Zylinderspulen weiter an. Aufgrund der zusätzlichen Induktion der Schaltleistungsfelder sollten die Abstände der Schaltleitungen zu den inneren Zugstangen besonders beachtet werden.

Grundsätzlich gilt, je detaillierter das 3D-Modell, desto aussagekräftiger sind die berechneten Verluste sowie die Erwärmungen. Die Feldbilder und die berechneten Verluste zeigten keine unerwünscht hohen Erwärmungen und Streuverluste der Zugstangen. Die maximal auftretende Flussdichte lag jedoch nahe 1,7 T. Eine generelle Aussage, ob Zugstangen für ähnlich ausgeführte Transformatoren mit einem Strom von bis zu 26,2 kA aus magnetischem Stahl ausgeführt werden können, ist aufgrund der variierenden Abstände zwischen Zugstangen und Wicklungen bzw. Schaltleitungen nicht möglich. Daher wird die Simulation der Zugstangen im 3D-Modell grundsätzlich empfohlen.

4 Designvariation eines Ofentransformators

In diesem Kapitel wurde unter Berücksichtigung der in Kapitel 3 erarbeiteten Erkenntnisse eine Designvariation des oben beschriebenen Ofentransformators durchgeführt. Untersucht wurde die Verwendung von magnetischem und unmagnetischem Stahl für die US-Kesselwand, die Ausführung des Transformators ohne Kesselschirmung und die Verwendung von unmagnetischen Pressplatten. Um die Modelle miteinander vergleichen zu können, wurden jeweils die Fluss- und Stromdichte, die Temperaturen und die Streuverluste der jeweiligen Konstruktionsteile dargestellt.

4.1 Technische Daten

Siehe Kapitel 3: Verifizierung des Simulationsmodells anhand eines Ofentransformators.

4.2 Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung

Das Transformatormodell mit US-Helix und Schaltleitungen in Abbildung 10 wurde dahin geändert, dass nun kein Aluminiumschirm im Modell vorhanden ist. Durch den Wegfall der Kesselschirmung ist mit höheren Feldgrößen sowie mit einem Anstieg der Streuverluste in der US-Kesselwand zu rechnen.

4.2.1 Feldbilder

Die Simulation ohne Aluminiumschirm in Abbildung 46 zeigt im Vergleich mit Abbildung 31 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm in Unterabschnitt 3.2.3.1) höhere magnetische Flussdichten. Durch den Wegfall der Kesselschirmung kann das Schaltleitungsstrefeld ungehindert in den magnetisch ausgeführten Kessel eindringen. Die Flussdichte erhöht sich daher besonders im Bereich der unterspannungsseitigen Kesselwand sowie in den Durchführungstöpfen. Diese hohe Flussdichte führt zur Sättigung des magnetischen Stahls und schließlich zu höheren Hystereseverlusten in Tabelle 14. Des Weiteren ist infolge der hohen Flussdichten besonders im Bereich der Durchführungstöpfe mit erhöhten Temperaturen zu rechnen.

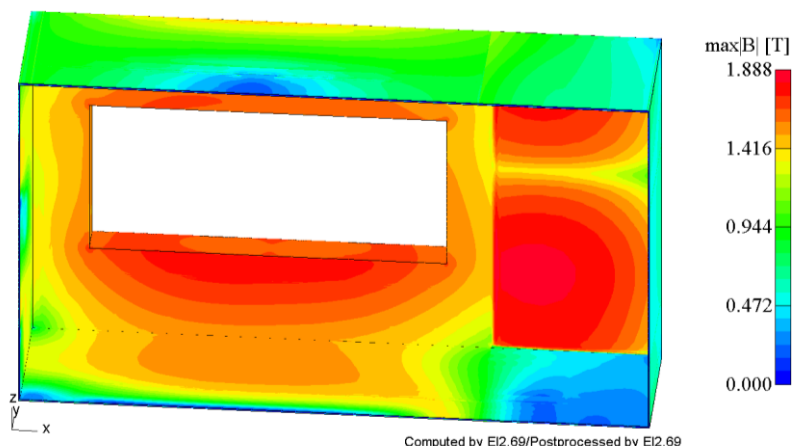


Abbildung 46: Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: max. Flussdichte im Kessel

Dem Vergleich von Abbildung 47 mit Abbildung 32 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm in Unterabschnitt 3.2.3.1) ist zu entnehmen, dass die Wirbelströme in der US-Kesselwand und in den Durchführungstöpfen stark ansteigen. Der Maximalwert der Stromdichte in Abbildung 47 steigt gegenüber Abbildung 32 um ca. 76 %.

Die Zunahme der Feldgrößen führt in weiterer Folge zur deutlichen Erwärmung des Kessels in Abbildung 48. Der Vergleich mit Abbildung 35 zeigt eine Zunahme der maximalen Temperatur im Kessel um 18,5 K. Bei hohen Temperaturen kann es zur Bildung von Gasblasen im Öl kommen, wodurch die Spannungsfestigkeit des Transformators gefährdet werden kann. Als besonders kritisch ist die Temperatur im unteren Bereich der Durchführungstöpfe einzustufen.

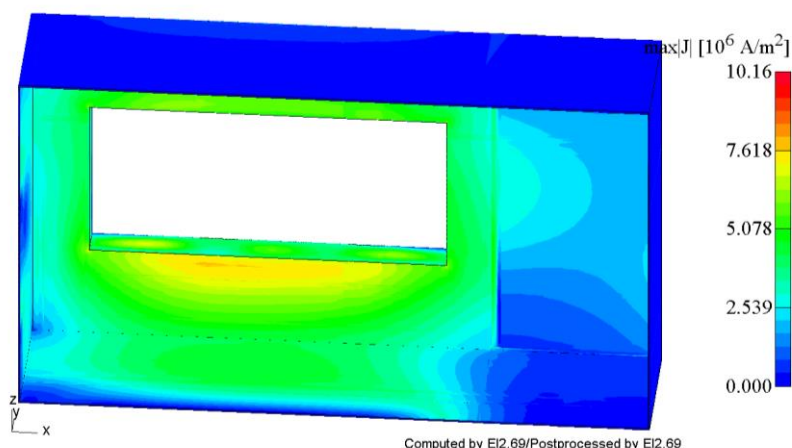


Abbildung 47: Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: max. Stromdichte im Kessel

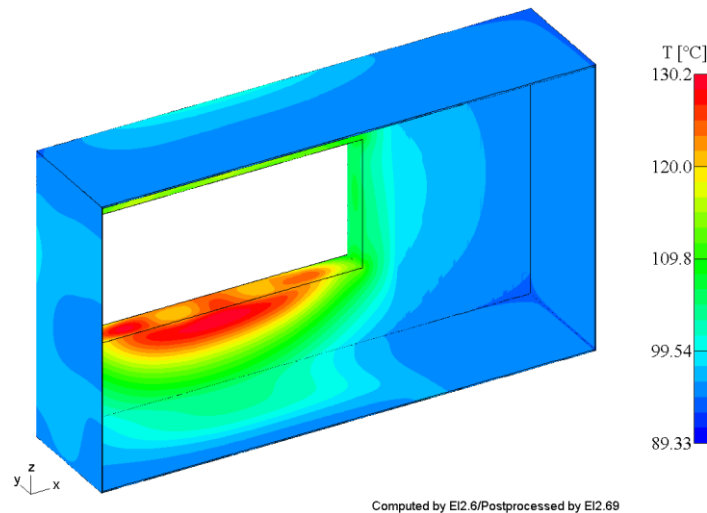


Abbildung 48: Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: Temperatur des Kessels

4.2.2 Verluste

Wie in Unterabschnitt 4.2.1 bereits erwähnt, führen die erhöhten Feldgrößen im Kessel zu deutlich höheren Wirbelstrom- und Hystereseverlusten in Tabelle 14. Der Vergleich von Tabelle 14 und Tabelle 6 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm in Unterabschnitt 3.2.3.2) zeigt, dass die gesamten Streuverluste von 9655 W auf 16163 W (ca. 67 %) ansteigen. Besonders ausgeprägt ist der Anstieg der Wirbelstromverluste in der unterspannungsseitigen Kesselwand und den Durchführungstöpfen.

In Tabelle 13 sind die Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung sowie mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung zusammenfassend aufgelistet.

Tabelle 13: Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung und mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung

Modell mit Kesselwand aus	Kessel (1/2), gesamt in W	Aluminium- schirm, gesamt in W	Pressplat- ten, gesamt in W	Zugstan- gen, gesamt in W	Kern (1/2), gesamt in W	gesamte Streuver- luste in W
magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung	6659	1294	1522	103	77	9655
magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung	14418	-	1563	104	78	16163

Tabelle 14: Streuverluste im Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung

Bereich	Wirbelstrom- verluste in W	Hysterese-/Eisen- verluste in W	gesamte Streuverluste in W
Kessel (1/2), gesamt	11277	3141	14418
Kesselwand unterspannungsseitig	6872	1442	8314
Kesselwand unterspannungsseitig, Durch- führungstöpfe	2749	832	3581
Kesselwand links (1/2)	336	176	512
Kesselwand rechts (1/2)	64	47	111
Kesseldeckel (1/2)	279	250	529
Kesselboden (1/2)	977	394	1371
Pressplatten, gesamt	1215	348	1563
Horizontale Platten, oben	248	75	323
Horizontale Platten, unten	246	71	317
Vertikale Platten, oben	367	100	467
Vertikale Platten, unten	354	102	456
Zugstangen, gesamt	82	22	104
Zugstangen, außen	81	22	103
Zugstangen, innen	1	0	1
Kern (1/2), gesamt	0	78	78
gesamte Streuverluste	12574	3589	16163

4.2.3 Schlussfolgerung

Die Ausführung des Ofentransformators mit magnetischer US-Kesselwand zeigte hohe Flussdichten sowie unzulässige Erwärmungen in der unterspannungsseitigen Kesselwand und in den Durchführungstöpfen. Des Weiteren führte dieses Modell zu hohen Stromdichten im Kessel und im Vergleich zum Modell mit Kesselschirmung (3.2.3) zu doch relativ hohen Gesamtstreuverlusten. Es wird daher von der Ausführung dieses Transformators mit magnetischer unterspannungsseitiger Kesselwand und ohne Aluminiumschirm abgeraten.

4.3 Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung

Siehe 3.2.3: Berücksichtigung der Schaltleitungen.

4.3.1 Einfluss der Stärke der elektromagnetischen Schirmung

In diesem Unterabschnitt wurde der Einfluss der Stärke des elektromagnetischen Schirms (Aluminiumplatte) auf seine Schirmwirkung untersucht. Hierzu wurden die Simulation des Modells in Unterabschnitt 3.2.3 für Aluminiumschirme mit Stärken von 12 mm und 6 mm wiederholt.

Aluminium besitzt bei 50 Hz eine Eindringtiefe δ_{AL} von ungefähr 13,2 mm. Daher empfiehlt es sich zur Schirmung von hochstromführenden Schaltleitungen sowie von Wicklungsstreu-

feldern die Schirmplatte zumindest mit der Stärke der Eindringtiefe auszuführen. Wird die Schirmung zu dünn ausgeführt, kann es aufgrund von hohen Stromdichten zu erhöhten Verlusten sowie zu unerwünschten Übertemperaturen im Schirm kommen [8].

Durch den Vergleich der Stromdichten sowie der Temperaturen des Aluminiumschirms wurden die Auswirkungen der Variation der Stärke des elektromagnetischen Schirms aufgezeigt. Zusätzlich wurden die auftretenden Streuverluste tabellarisch dargestellt.

4.3.1.1 Feldbilder

Abbildung 49 zeigt die maximale Stromdichte im Aluminiumschirm beider Modelle. Der Vergleich von Abbildung 49 mit Abbildung 33 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit 18 mm Aluminiumschirm in Unterabschnitt 3.2.3.1) zeigt einen Anstieg der maximalen Stromdichte für abnehmende Stärken des Aluminiumschirms.

Abbildung 50 veranschaulicht, dass mit zunehmender Stromdichte auch die Temperatur des Aluminiumschirms ansteigt. Besonders stark steigt die Temperatur in den Durchführungstöpfen. Bei der Ausführung des Aluminiumschirms mit 6 mm Stärke (Abbildung 50, rechts) treten im Schirm bereits Temperaturen über 120 °C auf. Es sollte bedacht werden, dass es bei zu hoher Erwärmung von Konstruktionsteilen, die in Kontakt mit Isolieröl stehen, zur Gasbildung im Öl kommen kann. Von der Ausführung des Aluminiumschirms mit 6 mm Stärke wird daher abgeraten.

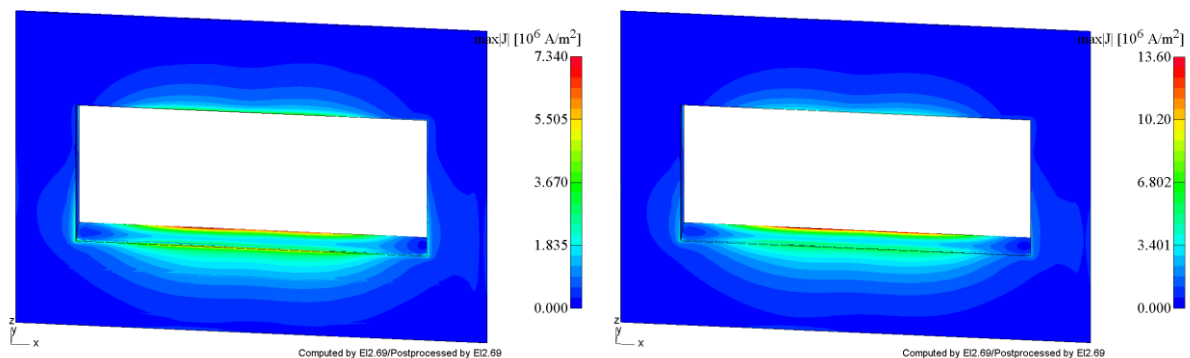


Abbildung 49: Ofentransformator mit Schaltleitungen: max. Stromdichte im Aluminiumschirm; links: 12 mm Aluminiumschirm; rechts: 6 mm Aluminiumschirm

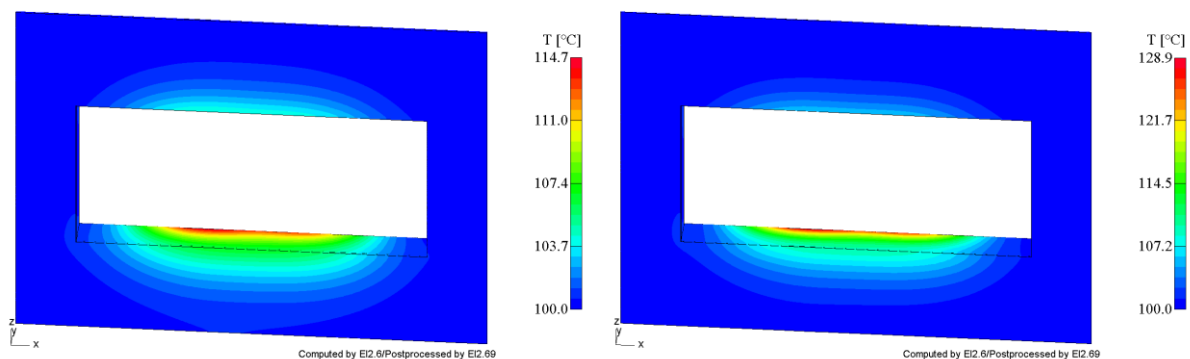


Abbildung 50: Ofentransformator mit Schaltleitungen: Temperatur des Aluminiumschirms; links: 12 mm Aluminiumschirm; rechts: 6 mm Aluminiumschirm

4.3.1.2 Verluste

Tabelle 16 und Tabelle 17 zeigen jeweils die Streuverluste der Modelle mit 12 mm bzw. 6 mm Aluminiumschirm. Die Ausführung des Aluminiumschirms mit geringerer Stärke führt zu einer Verschlechterung der Schirmwirkung und damit zum Anstieg der Wirbelstrom- und Hystereseverluste im Kessel. Durch den Anstieg der Stromdichte im Aluminiumschirm nehmen die Wirbelstromverluste in der Schirmung gegenüber dem Modell mit 18 mm Aluminiumschirm (Tabelle 6) um ca. 29 % bzw. um ca. 125 % zu. Der Vergleich der gesamten Streuverluste zeigt einen Anstieg von ca. 6 % bei Ausführung des Schirms mit einer Stärke von 12 mm und ca. 22 % bei einer Stärke von 6 mm. Der Anstieg der Gesamtstreuverluste sollte für eine detaillierte Aussage wieder in Bezug auf die Transformatorgesamtverluste betrachtet werden.

Tabelle 15 zeigt den Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung.

Tabelle 15: Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung

Modell mit Kesselwand aus	Kessel (1/2), gesamt in W	Aluminium- schirm, gesamt in W	Press- platten, gesamt in W	Zugstan- gen, gesamt in W	Kern (1/2), gesamt in W	gesamte Streuver- luste in W
magnetischem Stahl und mit 18 mm elektromagnetischer Schirmung	6659	1294	1522	103	77	9655
magnetischem Stahl und mit 12 mm elektromagnetischer Schirmung	6879	1665	1538	103	77	10262
magnetischem Stahl und mit 6 mm elektromagnetischer Schirmung	7148	2909	1547	103	77	11784

Tabelle 16: Streuverluste im Ofentransformator mit Schalleitungen, 12 mm Aluminiumschirm

Bereich	Wirbelstrom- verluste in W	Hysterese-/Eisen- verluste in W	gesamte Streuverluste in W
Kessel (1/2), gesamt	4695	2184	6879
Kesselwand unterspannungsseitig	2447	876	3323
Kesselwand unterspannungsseitig, Durchführungstöpfe	1257	656	1913
Kesselwand links (1/2)	260	146	406
Kesselwand rechts (1/2)	48	37	85
Kesseldeckel (1/2)	175	193	368
Kesselboden (1/2)	508	276	784
Aluminiumschirm, gesamt	1665	0	1665
Aluminiumschirm	348	0	348
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	1317	0	1317
Pressplatten, gesamt	1194	344	1538
Horizontale Platten, oben	255	76	331
Horizontale Platten, unten	231	68	299
Vertikale Platten, oben	361	103	464
Vertikale Platten, unten	347	97	444
Zugstangen, gesamt	81	22	103
Zugstangen, außen	80	22	102
Zugstangen, innen	1	0	1
Kern (1/2), gesamt	0	77	77
gesamte Streuverluste	7635	2627	10262

Tabelle 17: Streuverluste im Ofentransformator mit Schaltleitungen, 6 mm Aluminiumschirm

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysterese-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	4918	2230	7148
Kesselwand unterspannungsseitig	2592	906	3498
Kesselwand unterspannungsseitig, Durchführungstöpfe	1293	662	1955
Kesselwand links (1/2)	264	147	411
Kesselwand rechts (1/2)	49	38	87
Kesseldeckel (1/2)	184	195	379
Kesselboden (1/2)	536	282	818
Aluminiumschirm, gesamt	2909	0	2909
Aluminiumschirm	540	0	540
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	2369	0	2369
Pressplatten, gesamt	1202	345	1547
Horizontale Platten, oben	257	77	334
Horizontale Platten, unten	234	68	302
Vertikale Platten, oben	362	103	465
Vertikale Platten, unten	349	97	446
Zugstangen, gesamt	81	22	103
Zugstangen, außen	80	22	102
Zugstangen, innen	1	0	1
Kern (1/2), gesamt	0	77	77
gesamte Streuverluste	9110	2674	11784

4.3.2 Schlussfolgerung

Durch die Berücksichtigung einer elektromagnetischen Kesselschirmung konnten die auftretenden Feldgrößen sowie die Temperaturen im Kessel gegenüber dem Modell ohne Aluminiumschirm (4.2) reduziert werden. Die Maximaltemperatur des Kessels konnte unter 120 °C gesenkt werden. Trotz des 18 mm starken Aluminiumschirms ergaben sich im Kessel einige Bereiche mit Flussdichten größer 1,7 T. Des Weiteren sollte bei der Auslegung bedacht werden, dass auch Schaltleitungen, welche außerhalb des Transformators verlaufen, zu zusätzlichen Felderhöhungen und damit zu weiteren Verlusten und lokalen Überhitzungen in der magnetisch ausgeführten Kesselwand führen können.

Die Variation der Stärke der Schirmung zeigte, dass die Ausführung mit einem 6 mm starken Aluminiumschirm aufgrund der hohen Temperaturen nicht umgesetzt werden sollte. Eine Reduktion der Stärke des Aluminiumschirms auf bis zu 12 mm wäre unter der Bedingung, dass die Transformatorgesamtverluste durch die höheren Streuverluste nicht über vorgegebene Grenzen ansteigen, grundsätzlich denkbar. Aus wirtschaftlicher Sicht wäre die Reduktion der Stärke des Aluminiumschirms ebenfalls durchaus sinnvoll.

4.4 Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung

Die Simulation in Abschnitt 4.2 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung) führte zu hohen Flussdichten sowie zu unzulässigen Erwärmungen der unterspannungsseitigen Kesselwand und der Durchführungstöpfe. Die Berücksichtigung einer Kesselschirmung in Unterabschnitt 3.2.3 bzw. 4.3 führte zu geringeren Flussdichten sowie zu Kesseltemperaturen unter 120 °C. Für die Induktion im Kessel ergaben sich trotz des 18 mm starken Aluminiumschirms in einigen Bereichen Werte über 1,7 T. Des Weiteren könnten Streufelder von Schaltleitungen, welche außerhalb des Transformators verlaufen, zu zusätzlichen Felderhöhungen in der unterspannungsseitigen Kesselwand führen. Daher wurde in diesem Abschnitt die Ausführung der US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl überprüft. Hierzu wurden die magnetischen Materialeigenschaften sowie die Leitfähigkeit der US-Kesselwand im Simulationsmodell entsprechend angepasst.

4.4.1 Felddarstellungen

Abbildung 51 zeigt die maximale magnetische Flussdichte im Kessel des Ofentransformators mit unmagnetischer US-Kesselwand. Die unterspannungsseitige Kesselwand führt aufgrund der Ausführung aus unmagnetischem Stahl keinen magnetischen Fluss. Die maximal auftretende Flussdichte liegt nun unter 1,7 T. Daher ist auch mit einer Reduktion der Temperaturen im Kessel zu rechnen.

Im Deckel, im Boden und in der linken Seitenwand des Kessels nimmt die Flussdichte in Abbildung 51 infolge des veränderten Streuflusses gegenüber Abbildung 31 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm in Unterabschnitt 3.2.3.1) und Abbildung 46 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung in Unterabschnitt 4.2.1) jeweils ab. Diese Abnahme der Flussdichte spiegelt sich auch in den niedrigeren Hystereseverlusten in Tabelle 19 wider.

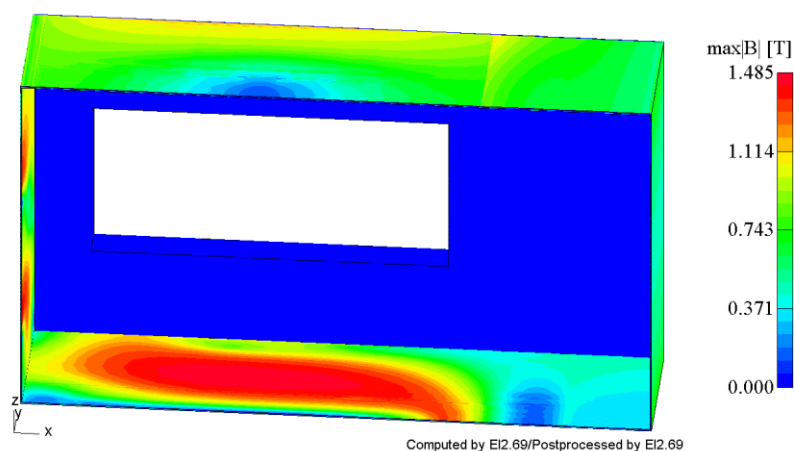


Abbildung 51: Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: max. Flussdichte im Kessel

Für die Stromdichte in Abbildung 52 kann eine ähnliche Aussage getätigt werden. Im Deckel, im Boden und in der linken Seitenwand nimmt die Stromdichte im Vergleich mit Abbildung 32 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) und Abbildung 47 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung) geringfügig ab. In der unterspannungsseitigen Kesselwand sowie in den Durchführungstöpfen werden die Wirbelströme durch die unmagnetische Kesselwand hingegen wesentlich reduziert.

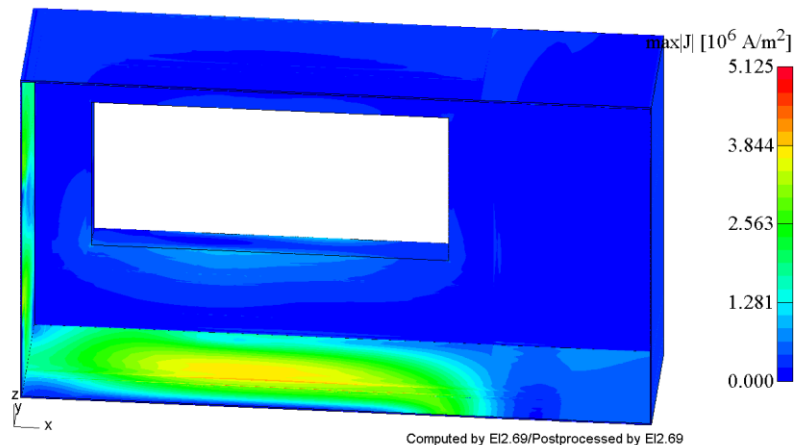


Abbildung 52: Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: max. Stromdichte im Kessel

Abbildung 53 zeigt den Temperaturverlauf des Kessels. Die Verwendung von unmagnetischem Stahl führt gegenüber Abbildung 35 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) zu einer um 4 K höhere Maximaltemperatur. Der Bereich mit Temperaturen größer als 110 °C fällt in Abbildung 53 jedoch wesentlich kleiner aus.

Gegenüber Abbildung 48 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung) ergibt sich eine wesentliche Verbesserung der auftretenden Temperaturen. Durch die Veränderung der Streuflussführung durch die unmagnetische Kesselwand tritt nicht nur eine geringere Maximaltemperatur auf, zusätzlich reduzieren sich auch die auftretenden Bereiche mit erhöhten Temperaturen.

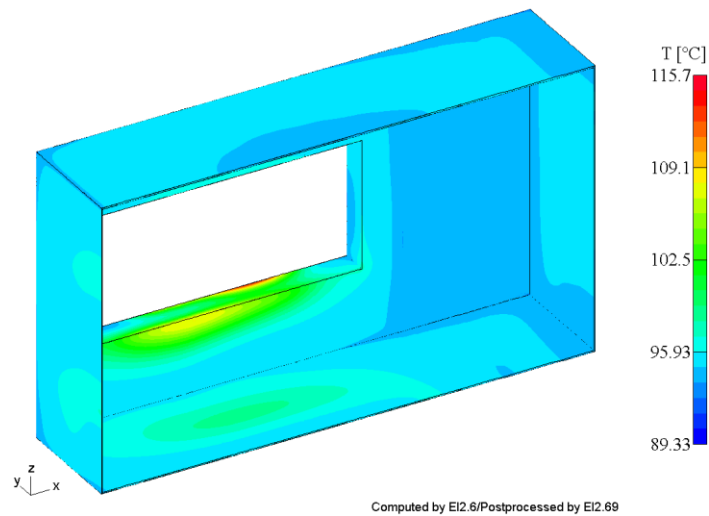


Abbildung 53: Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: Temperatur des Kessels

4.4.2 Verluste

In Tabelle 19 sind die Wirbelstrom- und Hysterese-, bzw. Eisenverluste des Transformatormodells mit unmagnetischer US-Kesselwand und ohne Aluminiumschirm dargestellt. Die reduzierte magnetische Fläche führt im Vergleich mit Tabelle 6 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm in Unterabschnitt 3.2.3.2) und Tabelle 14 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung in Unterabschnitt 4.4.2) zu geringeren Hystereseverlusten. Des Weiteren kommt es zu einer Reduktion der Stromdichte und damit zu geringeren Wirbelstromverlusten im Kessel.

Werden die gesamten Streuverluste der Halbmodelle betrachtet, ergibt sich gegenüber Tabelle 6 eine Reduktion von ca. 52 %. Gegenüber Tabelle 14 reduzieren sich die gesamten Streuverluste um ca. 72 %. Wie bereits in den vorherigen Abschnitten erwähnt, sollte für eine detaillierte Aussage wieder ein Bezug zu den Transformatorgesamtverlusten hergestellt werden.

In Tabelle 18 sind die Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung, mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung sowie mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung zusammenfassend dargestellt.

Tabelle 18: Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung, mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung sowie mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung

Modell mit Kesselwand aus	Kessel (1/2), gesamt in W	Aluminium- schirm, gesamt in W	Press- platten, gesamt in W	Zugstan- gen, gesamt in W	Kern (1/2), gesamt in W	gesamte Streuver- luste in W
magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung	6659	1294	1522	103	77	9655
magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung	14418	-	1563	104	78	16163
unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung	2798	-	1615	107	78	4598

Tabelle 19: Streuverluste im Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung

Bereich	Wirbelstrom- verluste in W	Hysterese-/Eisen- verluste in W	gesamte Streuverluste in W
Kessel (1/2), gesamt	2233	565	2798
Kesselwand unterspannungsseitig	848	0	848
Kesselwand unterspannungsseitig, Durchführungstöpfe	567	0	567
Kesselwand links (1/2)	210	124	334
Kesselwand rechts (1/2)	49	39	88
Kesseldeckel (1/2)	140	164	304
Kesselboden (1/2)	419	238	657
Pressplatten, gesamt	1259	356	1615
Horizontale Platten, oben	274	81	355
Horizontale Platten, unten	243	70	313
Vertikale Platten, oben	382	107	489
Vertikale Platten, unten	360	98	458
Zugstangen, gesamt	85	22	107
Zugstangen, außen	84	22	106
Zugstangen, innen	1	0	1
Kern (1/2), gesamt	0	78	78
gesamte Streuverluste	3577	1021	4598

4.4.3 Schlussfolgerung

Die Simulation mit unmagnetischer US-Kesselwand führte sowohl gegenüber dem Modell in Abschnitt 4.2 (Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung) als auch gegenüber der Simulation in 3.2.3 bzw. 4.3 (Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung) zu geringeren Feldgrößen im Deckel, im Boden und in der linken Kesselwand. Die unterspannungsseitige Kesselwand sowie die Durchführungs-

töpfe führten aufgrund der unmagnetischen Ausführung keinen magnetischen Fluss. Des Weiteren konnten die Wirbelströme durch die unmagnetische Kesselwand wesentlich reduziert werden. Daneben ergaben sich auch eine Verbesserung der auftretenden Temperaturen im Kessel und eine Reduktion der gesamten Streuverluste. Zusätzlich können außerhalb des Transformators verlaufende Schaltleitungen zu deutlich geringeren unerwünschten Wirkungen in der unterspannungsseitigen Kesselwand führen. Der Streufluss dringt jedoch beinahe ungehindert durch die unmagnetische Stahlwand und könnte zu unerwünschten Wirbelströmen in umliegenden Stahlbauteilen führen. Bei der unmagnetischen Ausführung der US-Kesselwand ist allerdings mit Mehrkosten zu rechnen.

4.5 Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung

Die Ausführung der unterspannungsseitigen Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung in Abschnitt 4.4 wirkte sich positiv auf die Feldgrößen, die Verluste und die Erwärmung im Kessel aus. In weiterer Folge wurde nun zusätzlich die Auswirkung einer Kesselschirmung untersucht. Der Aluminiumschirm wurde wie in Unterabschnitt 3.2.3 mit 18 mm Stärke ausgeführt. Anschließend wurde der Einfluss der Stärke der elektromagnetischen Schirmung wie in Unterabschnitt 4.3.1 untersucht.

4.5.1 Feldbilder

Die Simulation mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit 18 mm Aluminiumschirm in Abbildung 54 zeigt im Vergleich mit den anderen Simulationen (Abbildung 31, Abbildung 46 und Abbildung 51) den geringsten Maximalwert für die magnetische Flussdichte. Aufgrund der Ausführung der unterspannungsseitigen Kesselwand aus unmagnetischem Stahl führt diese wiederum keinen magnetischen Fluss.

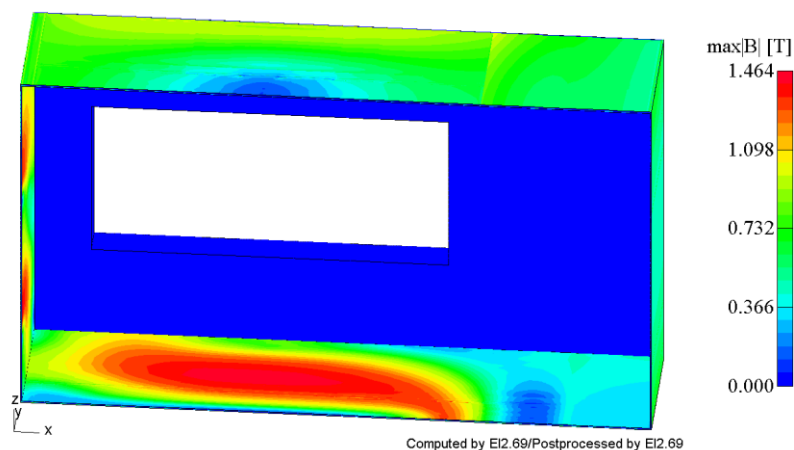


Abbildung 54: Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm: max. Flussdichte im Kessel

Designvariation eines Ofentransformators

In Abbildung 55 ist die Stromdichte im Kessel für die Ausführung des Transformators mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit 18 mm Aluminiumschirm dargestellt.

In der unterspannungsseitigen Kesselwand sowie in den Durchführungstöpfen kommt es im Vergleich mit Abbildung 32 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm in Unterabschnitt 3.2.3.1) und Abbildung 47 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung in Unterabschnitt 4.2.1) wieder zu wesentlich reduzierten Wirbelströmen.

Durch den Aluminiumschirm kann die Stromdichte in der unterspannungsseitigen Kesselwand gegenüber Abbildung 52 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung in Unterabschnitt 4.4.1) weiter reduziert werden. Die auftretenden Stromdichten im Deckel, im Boden und in der linken Kesselwand ändern sich nur geringfügig.

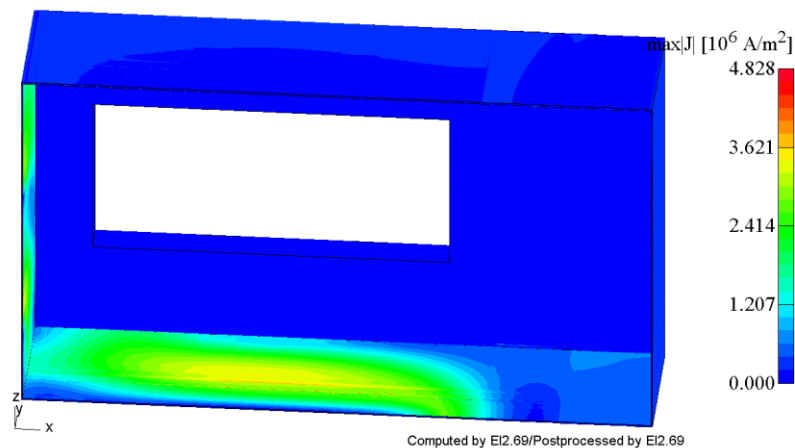


Abbildung 55: Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm: max. Stromdichte im Kessel

Der Maximalwert der Stromdichte im Aluminiumschirm in Abbildung 56 steigt gegenüber dem Maximalwert in Abbildung 33 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) um ca. 11 % an. Im Bereich der Durchführungstöpfe treten in Abbildung 33 jedoch mehrere Punkte mit erhöhter Stromdichte auf, was durch die höheren Wirbelstromverluste in Tabelle 6 bestätigt wird.

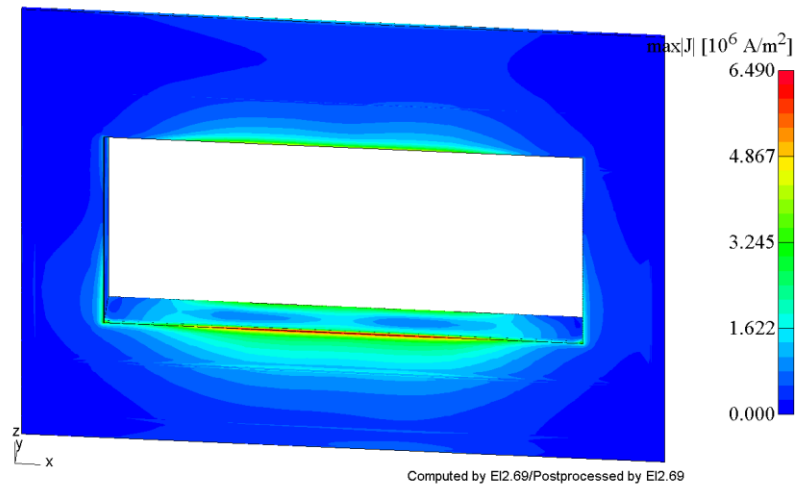


Abbildung 56: Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm: max. Stromdichte im Aluminiumschirm

In Abbildung 57 und Abbildung 58 sind die thermischen Auswertungen des Modells mit unmagnetischer Kesselwand und Aluminiumschirm dargestellt. Abbildung 57 zeigt sowohl gegenüber Abbildung 35 als auch gegenüber Abbildung 48 und Abbildung 53 die geringsten Temperaturen im Kessel. Besonders im Bereich der Durchführungstöpfe ergibt sich in Abbildung 57 im Vergleich mit den anderen Modellen eine erhebliche Temperaturreduktion.

Der Vergleich der Temperaturen des Kesselschirms in Abbildung 58 und Abbildung 36 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) bestätigt die Aussage über die Stromdichteverteilung. Die höhere Stromdichte in den Durchführungstöpfen führt schlussendlich zu den höheren Temperaturen in Abbildung 36.

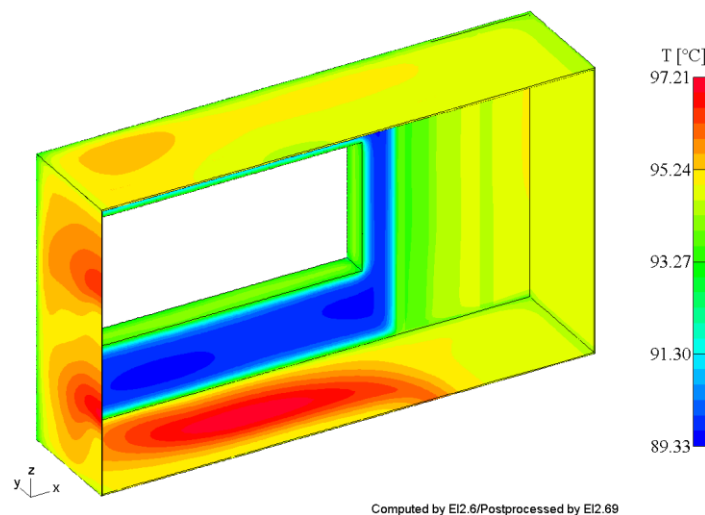


Abbildung 57: Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm: Temperatur des Kessels

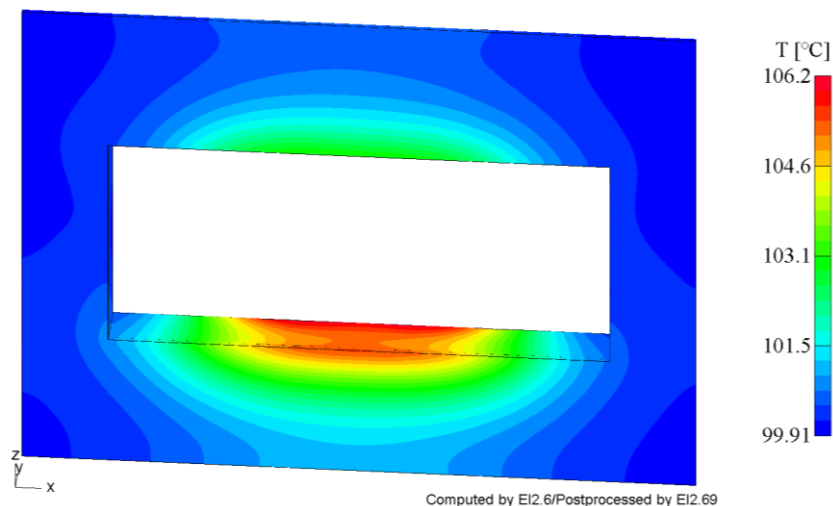


Abbildung 58: Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm: Temperatur des Aluminiumschirms

4.5.2 Verluste

Tabelle 21 zeigt im Vergleich mit Tabelle 6 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm in Unterabschnitt 3.2.3.2), Tabelle 14 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung in Unterabschnitt 4.4.2) und Tabelle 19 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung in Unterabschnitt 4.4.2) die geringsten Gesamtstreuverluste. Im Vergleich mit Tabelle 6 sinken die gesamten Streuverluste durch die reduzierte magnetische Fläche um ca. 58 %. Die Streuverluste im Kessel sinken um ca. 81 % und die Wirbelstromverluste im Aluminiumschirm um ca. 20 %.

Wie erwartet, zeigt der Vergleich mit Tabelle 14 infolge der nicht geschirmten und magnetisch ausgeführten US-Kesselwand den größten Unterschied in den Gesamtstreuverlusten. Die gesamten Streuverluste des Transformatorhalbmodells fallen in Tabelle 14 um ca. 75 % höher aus als in Tabelle 21.

Werden die beiden Simulationen mit unmagnetischer US-Kesselwand und mit bzw. ohne Aluminiumschirm (Tabelle 21 und Tabelle 19) verglichen, können die gesamten Streuverluste durch den Einsatz eines Aluminiumschirms um ca. 13 % gesenkt werden. Der Grund hierfür liegt darin, dass die im Aluminiumschirm fließenden Wirbelströme dem Streufeld der Schaltleitungen entgegenwirken und es daher zu weniger Streufluss im Kessel kommt.

Tabelle 20 zeigt zusammenfassend den Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung, mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung, mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung sowie mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung.

Tabelle 20: Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung, mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung, mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung sowie mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung

Modell mit Kesselwand aus	Kessel (1/2), gesamt in W	Aluminium- schirm, gesamt in W	Press- platten, gesamt in W	Zugstan- gen, gesamt in W	Kern (1/2), gesamt in W	gesamte Streuver- luste in W
magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung	6659	1294	1522	103	77	9655
magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung	14418	-	1563	104	78	16163
unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung	2798	-	1615	107	78	4598
unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung	1245	1038	1548	106	77	4014

Tabelle 21: Streuverluste im Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm

Bereich	Wirbelstrom- verluste in W	Hysterese-/Eisen- verluste in W	gesamte Streuverluste in W
Kessel (1/2), gesamt	764	481	1245
Kesselwand unterspannungsseitig	73	0	73
Kesselwand unterspannungsseitig, Durch- führungstöpfe	18	0	18
Kesselwand links (1/2)	188	113	301
Kesselwand rechts (1/2)	44	36	80
Kesseldeckel (1/2)	119	134	253
Kesselboden (1/2)	322	198	520
Aluminiumschirm, gesamt	1038	0	1038
Aluminiumschirm	460	0	460
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	578	0	578
Pressplatten, gesamt	1203	345	1548
Horizontale Platten, oben	260	78	338
Horizontale Platten, unten	229	67	296
Vertikale Platten, oben	368	104	472
Vertikale Platten, unten	346	96	442
Zugstangen, gesamt	84	22	106
Zugstangen, außen	83	22	105
Zugstangen, innen	1	0	1
Kern (1/2), gesamt	0	77	77
gesamte Streuverluste	3089	925	4014

4.5.3 Einfluss der Stärke der elektromagnetischen Schirmung

Um den Einfluss der Stärke der Aluminiumplatte auf ihre Schirmwirkung zu untersuchen, wurde die Simulation mit Aluminiumschirmen mit Stärken von 12 mm und 6 mm wiederholt. Da bereits im Modell mit magnetischer Kesselwand und mit Aluminiumschirm (Unterabschnitt 4.3.1) eine Reduktion der Stärke der Schirmplatte möglich war, sind auch in diesem Unterabschnitt ähnliche Ergebnisse zu erwarten.

4.5.3.1 Feldbilder

Der Vergleich von Abbildung 59 mit Abbildung 56 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit 18 mm Aluminiumschirm in Unterabschnitt 4.5.1) zeigt, wie bereits die Auswertung in Unterabschnitt 4.3.1, für abnehmende Stärken der Schirmung einen Anstieg der Wirbelströme.

Mit dem Anstieg der Stromdichte nehmen auch die Temperaturen in Abbildung 60 sowie die Wirbelstromverluste im Aluminiumschirm mit 12 mm in Tabelle 23 und 6 mm in Tabelle 24 zu.

Die Wirbelströme sowie die auftretenden Temperaturen im Aluminiumschirm fallen gegenüber der Ausführung des Transformators mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm (Abbildung 49 und Abbildung 50 in Unterabschnitt 4.3.1.1) jedoch geringer aus. Mögliche Gründe hierfür sind, dass es durch die Werkstoffänderung zu einer Veränderung des Streufeldes sowie zu unterschiedlichen Reflektionen des Streuflusses kommt.

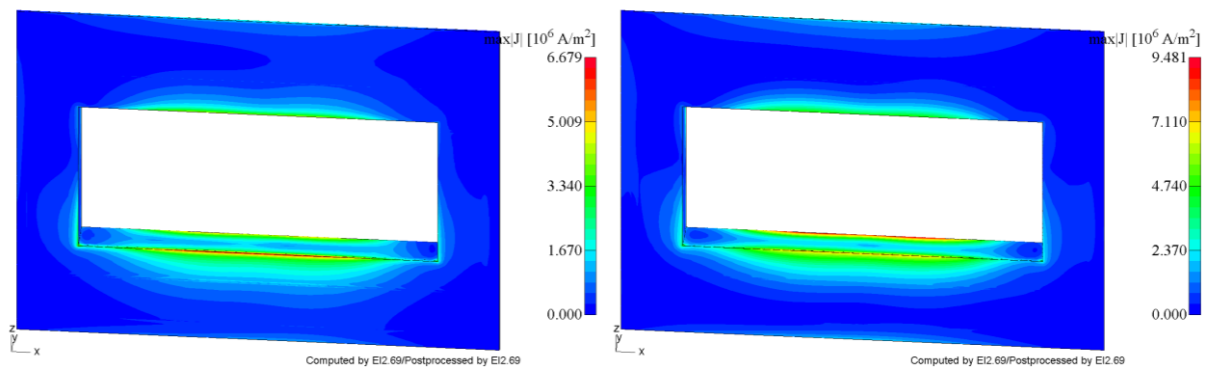


Abbildung 59: Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm: max. Stromdichte im Aluminiumschirm; links: 12 mm Aluminiumschirm; rechts: 6 mm Aluminiumschirm

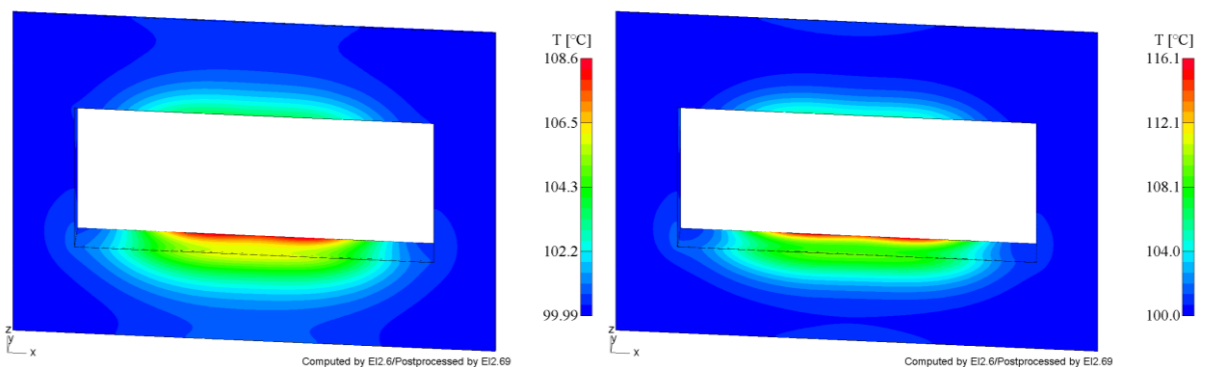


Abbildung 60: Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm: Temperatur des Aluminiumschirms; links: 12 mm Aluminiumschirm; rechts: 6 mm Aluminiumschirm

4.5.3.2 Verluste

In Tabelle 23 und Tabelle 24 sind die Wirbelstrom- und Hysterese-, bzw. Eisenverluste der Simulationen mit 12 mm bzw. 6 mm Aluminiumschirm dargestellt. Durch die schlechtere Schirmwirkung bei abnehmender Stärke der Schirmplatte steigen die Wirbelstromverluste im Kessel gegenüber dem Modell mit 18 mm Aluminiumschirm (Tabelle 21) an. Die Hystereseverluste ändern sich aufgrund der unmagnetischen Ausführung der US-Kesselwand nur sehr geringfügig. Die Wirbelstromverluste im Schirm steigen bei der Ausführung mit 12 mm Aluminiumschirm um ca. 12 % und bei 6 mm um ca. 73 %. Im Kessel nehmen die Wirbelstromverluste um ca. 4 % bzw. um ca. 13 % zu.

Werden die gesamten Streuverluste der Transformatorhalbmodelle betrachtet, steigen diese um ca. 4 % bzw. um ca.22 %.

In Tabelle 22 sind die Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung zusammengefasst.

Tabelle 22: Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung

Modell mit Kesselwand aus	Kessel (1/2), gesamt in W	Aluminium- schirm, gesamt in W	Press- platten, gesamt in W	Zugstan- gen, gesamt in W	Kern (1/2), gesamt in W	gesamte Streuver- luste in W
unmagnetischem Stahl und mit 18 mm elektromagnetischer Schirmung	1245	1038	1548	106	77	4014
unmagnetischem Stahl und mit 12 mm elektromagnetischer Schirmung	1278	1159	1555	106	77	4175
unmagnetischem Stahl und mit 6 mm elektromagnetischer Schirmung	1353	1798	1559	106	77	4893

Tabelle 23: Streuverluste im Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl, 12 mm Aluminiumschirm

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysterese-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	794	484	1278
Kesselwand unterspannungsseitig	80	0	80
Kesselwand unterspannungsseitig, Durch- führungstöpfe	30	0	30
Kesselwand links (1/2)	188	113	301
Kesselwand rechts (1/2)	45	36	81
Kesseldeckel (1/2)	121	135	256
Kesselboden (1/2)	330	200	530
Aluminiumschirm, gesamt	1159	0	1159
Aluminiumschirm	410	0	410
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	749	0	749
Pressplatten, gesamt	1209	346	1555
Horizontale Platten, oben	261	78	339
Horizontale Platten, unten	230	67	297
Vertikale Platten, oben	370	105	475
Vertikale Platten, unten	348	96	444
Zugstangen, gesamt	84	22	106
Zugstangen, außen	83	22	105
Zugstangen, innen	1	0	1
Kern (1/2), gesamt	0	77	77
gesamte Streuverluste	3246	929	4175

Tabelle 24: Streuverluste im Ofentransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl, 6 mm Aluminiumschirm

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysterese-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	864	489	1353
Kesselwand unterspannungsseitig	103	0	103
Kesselwand unterspannungsseitig, Durchführungstöpfe	67	0	67
Kesselwand links (1/2)	189	113	302
Kesselwand rechts (1/2)	45	36	81
Kesseldeckel (1/2)	123	137	260
Kesselboden (1/2)	337	203	540
Aluminiumschirm, gesamt	1798	0	1798
Aluminiumschirm	562	0	562
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	1236	0	1236
Pressplatten, gesamt	1212	347	1559
Horizontale Platten, oben	262	78	340
Horizontale Platten, unten	231	67	298
Vertikale Platten, oben	371	105	476
Vertikale Platten, unten	348	97	445
Zugstangen, gesamt	84	22	106
Zugstangen, außen	83	22	105
Zugstangen, innen	1	0	1
Kern (1/2), gesamt	0	77	77
gesamte Streuverluste	3958	935	4893

4.5.4 Schlussfolgerung

Bei der Ausführung des Transformators mit unmagnetischer US-Kesselwand und mit 18 mm Aluminiumschirm ließen sich die geringsten Gesamtstreuverluste erzielen. Auch hinsichtlich Erwärmung des Kessels sowie der Schirmplatte lieferte diese Variante die besten Ergebnisse. Aus kostentechnischer Sicht stellt diese Ausführung jedoch die schlechteste Variante dar.

Die Feldbilder und die Verluste in Unterabschnitt 4.5.3 zeigten, dass Schirme mit geringerer Stärke zu höheren Temperaturen und Verlusten führen. Gegenüber der Ausführung des Transformators mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm (Unterabschnitt 4.3.1) kam es jedoch zu geringeren Erwärmungen der Schirmung und zusätzlich zu geringeren Verlusten. Aus Sicht der Temperaturen wäre somit bei der Ausführung der US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl eine Reduktion der Stärke der Schirmung auf 6 mm denkbar. Es stellt sich dann allerdings die Frage, ob auf den Schirm nicht vollständig verzichtet werden sollte, da die gesamten Streuverluste des Transformatorhalbmodells höher ausfallen als jene im Modell mit unmagnetischer US-Kesselwand und ohne Aluminiumschirm (Tabelle 19).

4.6 Pressplatten aus unmagnetischem Stahl

Das Modell mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl lieferte bezüglich Verluste und Erwärmung im Transformator-kessel gute Ergebnisse. Auf den Mehrwert der erzielbaren Ergebnisse mit Aluminiumschirm wurde aufgrund der anfallenden Kosten verzichtet. Da in diesem Modell jedoch die größten Verluste in den Pressplatten anfielen, wurde abschließend eine Ausführung der Pressplatten aus unmagnetischem Stahl untersucht. Die bisherigen Untersuchungen in Kapitel 4 beschränkten sich aufgrund der Schalteleitungen auf Modelle mit US-Helix. Da aus Abschnitt 3.2 jedoch hervor ging, dass die Streuverluste in den Pressplatten mit US-Zylinderspulen berechnet werden sollten, wurde zusätzlich ein Modell mit US-Zylinderspulen ohne Schalteleitungen ausgewertet.

4.6.1 Felddarstellungen

In Abbildung 61 ist für beide Modelle die maximale magnetische Flussdichte in den Pressplatten und in den Zugstangen dargestellt. Die Pressplatten führen aufgrund der Ausführung aus unmagnetischem Stahl keinen magnetischen Fluss. Im Modell mit US-Helix mit Schalteleitungen (Abbildung 61, rechts) tritt in den äußeren Zugstangen, gegenüber dem Modell mit US-Zylinderspulen ohne Schalteleitungen (Abbildung 61, links), ein höherer Maximalwert auf. Das Modell mit US-Zylinderspulen zeigt jedoch insgesamt mehrere Punkte mit erhöhter Flussdichte, was durch die höheren Hystereseverluste der Zugstangen in Tabelle 26 bestätigt wird. Im Modell mit US-Helix mit Schalteleitungen ist wieder eine Asymmetrie zu erkennen. Die beschriebenen Unterschiede können wieder auf unterschiedliche Streuflussverläufe, welche infolge der verwendeten Modellierungsarten auftreten, zurückgeführt werden. Da beide Modelle hohe Flussdichten in den äußeren Zugstangen zeigen, sollten in weiterer Folge die Erwärmungen sowie die Verluste genauer betrachtet werden.

Für die Stromdichte in Abbildung 62 können ähnliche Aussagen getroffen werden.

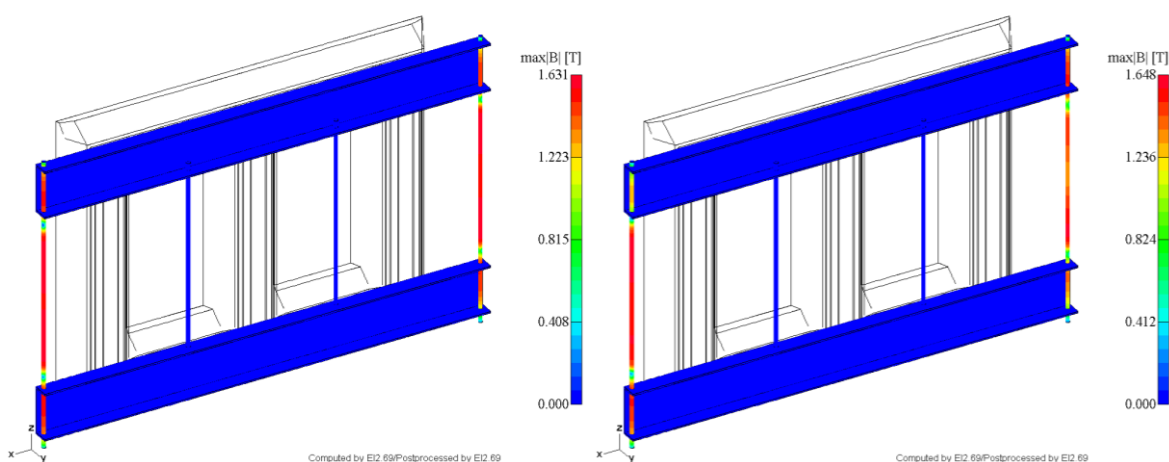


Abbildung 61: Ofentransformator mit unmagnetischen Pressplatten, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: max. Flussdichte in den Pressplatten und Zugstangen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung ohne Schalteleitungen; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung mit Schalteleitungen

Designvariation eines Ofentransformators

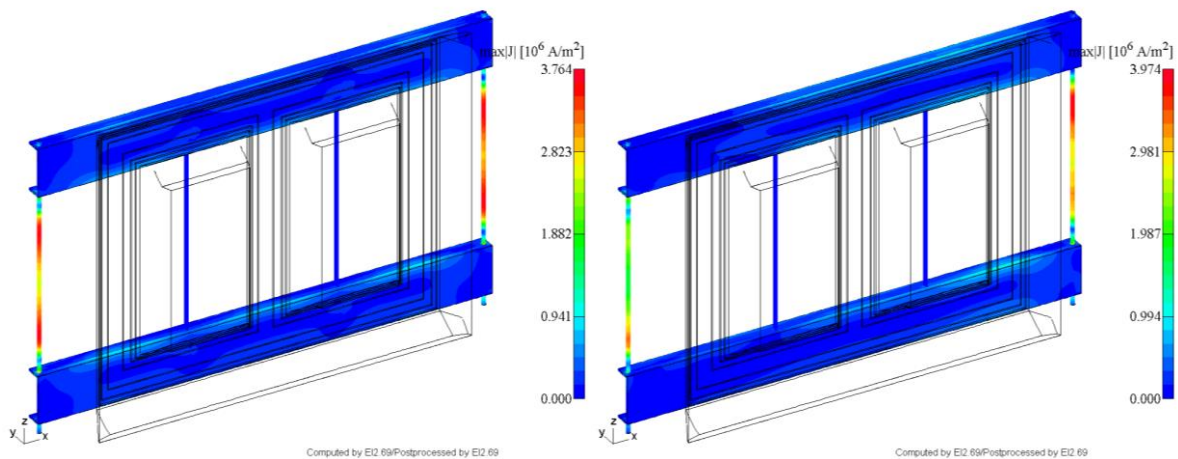


Abbildung 62: Ofentransformator mit unmagnetischen Pressplatten, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: max. Stromdichte in den Pressplatten und Zugstangen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung ohne Schaltleitungen; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung mit Schaltleitungen

Die thermischen Auswertungen der Pressplatten und der Zugstangen sind in Abbildung 63 dargestellt. Das Modell mit US-Helix mit Schaltleitungen (Abbildung 63, rechts) zeigt aufgrund der Helix-Wicklungen sowie der Schaltleitungen eine deutliche asymmetrische Temperaturverteilung. Des Weiteren ist in Abbildung 63, rechts eine um 1,1 K höhere Hot-Spot-Temperatur ersichtlich. Die Maximaltemperaturen liegen jedoch in beiden Modellen unter 120 °C.

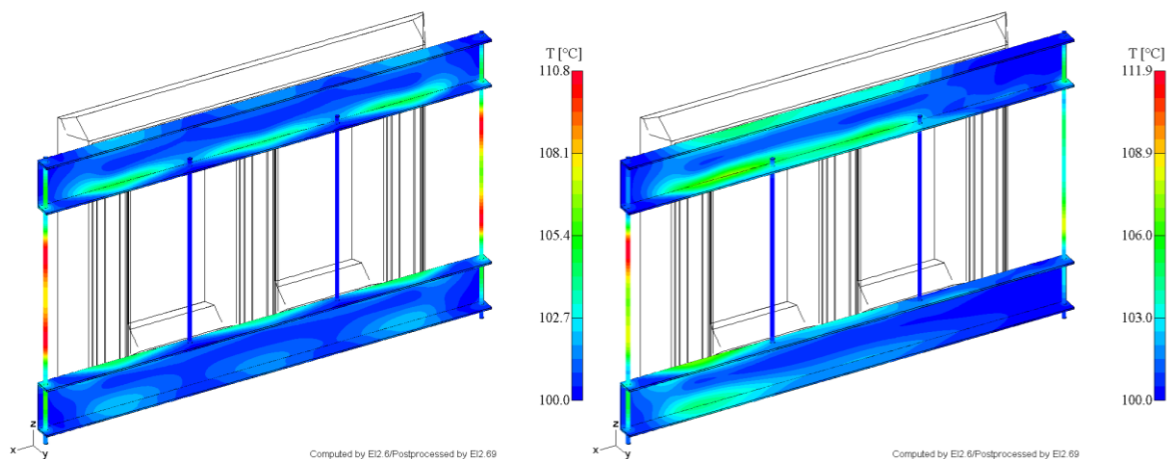


Abbildung 63: Ofentransformator mit unmagnetischen Pressplatten, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: Temperatur der Pressplatten und Zugstangen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung ohne Schaltleitungen; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung mit Schaltleitungen

4.6.2 Verluste

Tabelle 26 und Tabelle 27 zeigen die berechneten Streuverluste der beiden Modelle mit unmagnetischen Pressplatten. Aufgrund der Ausführung aus unmagnetischem Stahl fallen in den Pressplatten keine Hystereseverluste an. Werden die Streuverluste der beiden Modelle miteinander verglichen, zeigt die Simulation mit US-Helix mit Schaltleitungen höhere Verluste im Kessel und in den Pressplatten. Bei der magnetischen Ausführung der Pressplatten in Abschnitt 3.2 lieferte jedoch das Modell mit US-Zylinderspulen die größten Verluste in den Pressplatten. Die Verluste in den Zugstangen fallen jedoch bei US-Zylinderspulen wieder höher aus. Mögliche Erklärungen hierfür liefern die durch die Werkstoffänderung hervorgerufene Änderungen der Wicklungs- und Schaltleistungsfelder sowie die Unterschiede der beiden Modellierungsarten. Bei Zylinderspulen verläuft der Streufluss im Hauptstreu-spalt zwischen der OS- und der US-Wicklung hauptsächlich in axialer Richtung. Im Modell mit US-Helix treten aufgrund der senkrechten Kurzschlussverbindungen der einzelnen Wicklungsblöcke zusätzliche radiale Komponenten des Streuflusses auf. Des Weiteren stellen die magnetischen Pressplatten dem Streufluss einen energetisch günstigsten Weg zur Verfügung.

Der Vergleich der Streuverluste der Modelle mit Schaltleitungen in Tabelle 27 und Tabelle 19 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung) zeigt, dass durch die Verwendung von unmagnetischen Pressplatten geringere Gesamtstreuverluste erzielt werden können. Die gesamten Streuverluste sinken um ca. 14 %. Diese Reduktion erfolgt hauptsächlich durch die um ca. 48 % niedrigeren Verluste in den Pressplatten. Um feststellen zu können, ob sich die Reduktion der gesamten Streuverluste infolge der Ausführung der Pressplatten aus unmagnetischem Stahl rechnet, sollte wieder der Bezug zu den Transformatorgesamtverlusten hergestellt werden. Im Kessel sowie in den Zugstangen ergeben sich jedoch höhere Streuverluste. Die Verluste im Kessel steigen um ca. 3 % und jene in den Zugstangen um ca. 30 %. Der Anstieg der Streuverluste in den Zugstangen kann wieder durch eine veränderte Streuflussführung erklärt werden. Da die auftretenden Verluste jedoch verkraftbar sind, die Temperaturen unkritisch ausfallen und die Kosten für unmagnetisch ausgeführte Zugstangen hoch sind, ist ein zusätzlicher Wechsel auf unmagnetische Zugstangen nicht nötig.

Tabelle 25 zeigt zusammenfassend den Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung; US-Helix mit Schaltleitungen und mit magnetischen Pressplatten, US-Zylinderspulen und mit unmagnetischen Pressplatten sowie US-Helix mit Schaltleitungen und mit unmagnetischen Pressplatten.

Tabelle 25: Vergleich der Streuverluste im Ofentransformator für die Modelle mit Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung; US-Helix mit Schaltleitungen und mit magnetischen Pressplatten, US-Zylinderspulen und mit unmagnetischen Pressplatten sowie US-Helix mit Schaltleitungen und mit unmagnetischen Pressplatten

Modell mit Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung	Kessel (1/2), gesamt in W	Pressplatten, gesamt in W	Zugstangen, gesamt in W	Kern (1/2), gesamt in W	gesamte Streuverluste in W
US-Helix mit Schaltleitungen und mit magnetischen Pressplatten	2798	1615	107	78	4598
US-Zylinderspulen und mit unmagnetischen Pressplatten	687	593	188	75	1543
US-Helix mit Schaltleitungen und mit unmagnetischen Pressplatten	2894	835	139	75	3943

Tabelle 26: Streuverluste im Ofentransformator mit unmagnetischen Pressplatten, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung; US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung ohne Schaltleitungen

Bereich	Wirbelstromverluste in W	Hysterese-/Eisenverluste in W	gesamte Streuverluste in W
Kessel (1/2), gesamt	503	184	687
Kesselwand unterspannungsseitig	70	0	70
Kesselwand unterspannungsseitig, Durchführungstöpe	25	0	25
Kesselwand links (1/2)	286	103	389
Kesselwand rechts (1/2)	15	12	27
Kesseldeckel (1/2)	31	23	54
Kesselboden (1/2)	76	46	122
Pressplatten, gesamt	593	0	593
Horizontale Platten, oben	131	0	131
Horizontale Platten, unten	124	0	124
Vertikale Platten, oben	172	0	172
Vertikale Platten, unten	166	0	166
Zugstangen, gesamt	153	35	188
Zugstangen, außen	153	35	188
Zugstangen, innen	0	0	0
Kern (1/2), gesamt	0	75	75
gesamte Streuverluste	1249	294	1543

Tabelle 27: Streuverluste im Ofentransformator mit unmagnetischen Pressplatten, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung; US-Wicklung als Helix-Wicklung mit Schaltleitungen

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysterese-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	2288	606	2894
Kesselwand unterspannungsseitig	797	0	797
Kesselwand unterspannungsseitig, Durch- führungstöpfe	564	0	564
Kesselwand links (1/2)	243	136	379
Kesselwand rechts (1/2)	60	44	104
Kesseldeckel (1/2)	166	175	341
Kesselboden (1/2)	458	251	709
Pressplatten, gesamt	835	0	835
Horizontale Platten, oben	244	0	244
Horizontale Platten, unten	175	0	175
Vertikale Platten, oben	237	0	237
Vertikale Platten, unten	179	0	179
Zugstangen, gesamt	111	28	139
Zugstangen, außen	110	28	138
Zugstangen, innen	1	0	1
Kern (1/2), gesamt	0	75	75
gesamte Streuverluste	3234	709	3943

4.6.1 Schlussfolgerung

Durch die Ausführung der Pressplatten aus unmagnetischem Stahl konnten die Streuverluste in den Pressplatten sowie die anfallenden gesamten Streuverluste im Transformator gesenkt werden. Aufgrund des veränderten Streuflusses ergeben sich jedoch höhere Flussdichten und Verluste in den magnetisch ausgeführten äußeren Zugstangen. Die Verluste und die Temperaturen fielen allerdings unkritisch aus. Auf den Mehrwert der erzielbaren Senkung der Streuverluste durch unmagnetische Pressplatten wird aus wirtschaftlichen Gründen jedoch verzichtet.

5 Designvariation eines Schwerlast-Gleichrichtertransformators

Für die zweite Designvariation wurde ein Schwerlast-Gleichrichtertransformator herangezogen. Das Modell der gefertigten Ausführung mit unterspannungsseitiger Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und Aluminiumschirmung wurde in Abschnitt 5.2 analysiert. Zusätzlich wurden in den Abschnitten 5.3 bis 5.5 die Verwendung einer magnetischen US-Kesselwand sowie Ausführungen des Transformators ohne Kesselschirmung untersucht.

5.1 Technische Daten

Der Schwerlast-Gleichrichtertransformator ist eine Transformatorkombination bestehend aus einem Spartransformator mit Laststufenschalter und einem Gleichrichtertransformator. Die beiden Transformatoren befinden sich in einem gemeinsamen Kessel und dienen der Versorgung einer Elektrolyseanlage. Der Spartransformator (Ya0) ist dem Gleichrichtertransformator vorgeschaltet und dient der Spannungsanpassung. Die Netzspannung beträgt 10 kV bei 50 Hz. Die US-Spannung des Spartransformators kann über den Laststufenschalter über 18 Stufen (105 % bis 60 %) eingestellt werden und dient als OS-Spannung für den Gleichrichtertransformator. Simuliert wurde nur der dreiphasige Gleichrichtertransformator mit einer Nennscheinleistung von 10,2 MVA. Dieser ist als Doppelstocktransformator mit Phasenschwenkung ausgeführt und besitzt die Schaltgruppe D(+7,5)y11d0. Der maximale Sekundärstrom beträgt 6534 A pro US-Wicklung.

Die obere und die untere OS-Wicklung sind räumlich getrennt ausgeführt und parallelgeschaltet. Die OS-Wicklungen bestehen jeweils aus einer Stammwicklung und einer Schwenkwicklung. Die beiden Wicklungen sind als Zylinderwicklungen ausgeführt und radial übereinander angeordnet. Die Schwenkwicklung ist die äußere Wicklung und dient zur Umsetzung der Phasenverschiebung von $+7,5^\circ$.

Die außenliegenden US-Wicklungen sind als einlagige Drilleiter-Hochstromwicklungen ausgeführt. Die untere in Dreieck geschaltete US-Wicklung besteht aus 2 axial übereinanderliegenden parallel geschalteten Wicklungsblöcken mit jeweils 12 Windungen. Die obere US-Wicklung ist in Stern geschaltet und besteht aus 4 axial übereinander angeordneten parallel geschalteten Wicklungsblöcken mit jeweils 7 Windungen. Die Parallelschaltung der einzelnen Wicklungsblöcke sowie die Dreieck- bzw. Sternschaltung der Wicklungen erfolgt über Stromschienen. Die Stromschienen sind mit der schmälere Seite parallel zur Transformatorlängswand (US-Kesselwand) angeordnet. Unterspannungsseitig verfügt der Transformator über Durchführungstöpfe. Zur Schirmung von Schaltleistungsstrefeldern wird ein Aluminiumschirm mit 8 mm Dicke im Abstand von 10 mm vor der unterspannungsseitigen Kesselwand angebracht. In Abbildung 64 ist der Aktivteil des Transformatormodells bestehend aus Kern, Pressplatten, Zugstangen, Wicklungen und Schaltleitungen dargestellt. Die beiden inneren Zugstangen sind aus unmagnetischem und die äußeren aus magnetischem Stahl ausgeführt. Abbildung 65 zeigt den Aktivteil ohne Schaltleitungen, den Kessel, die seitlichen

Designvariation eines Schwerlast-Gleichrichtertransformators

Durchführungstöpfe und den Aluminiumschirm. Bis auf die unterspannungsseitige Kesselwand besteht der Kessel aus magnetischem Stahl. Die US-Kesselwand ist aufgrund der hohen Sekundärströme aus unmagnetischem Stahl ausgeführt.

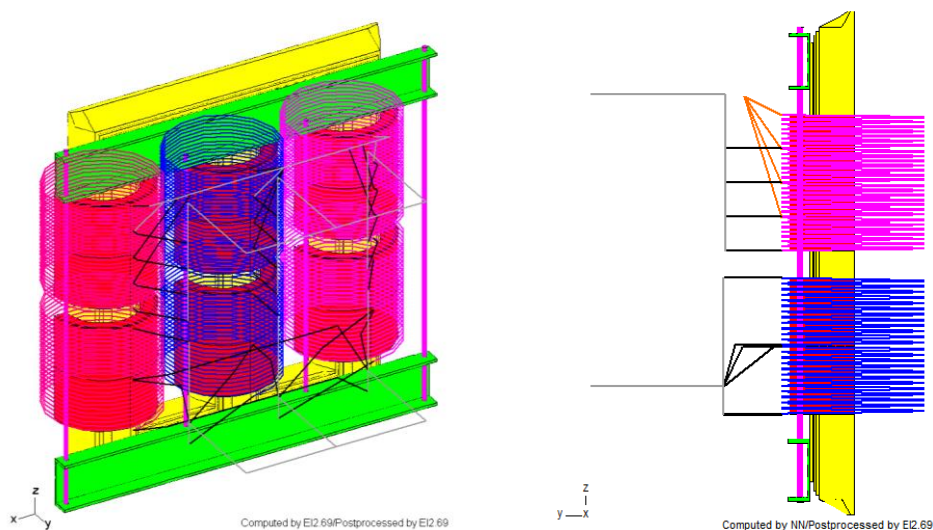


Abbildung 64: Aktivteil des Gleichrichtertransformatormodells; links: Ansicht von schräg oben (Vogelperspektive); rechts: Ansicht von links (Sternpunktschiene in orange)

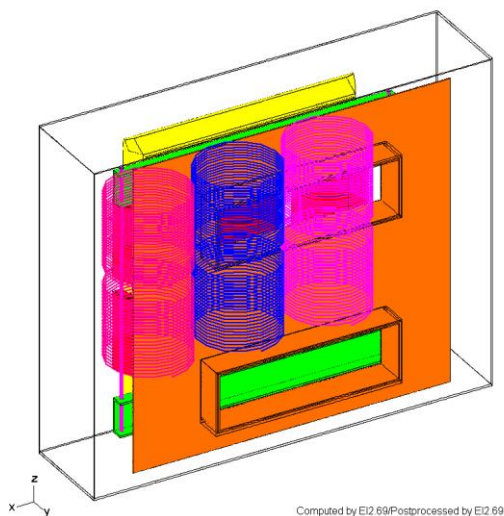


Abbildung 65: Gleichrichtertransformatormodell bestehend aus Kern, Pressplatten, Zugstangen, Wicklungen, Schaltleitungen (nicht dargestellt), Kessel, Durchführungstöpfen und Aluminiumschirm

5.2 Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung

Wie am Anfang von Kapitel 5 beschrieben, wurde in diesem Abschnitt die bereits gefertigte Ausführung des Transformators analysiert. Da der Gleichrichtertransformator als Doppelstock ausgeführt ist, ergeben sich gegenüber einem Zweiwicklungstransformator ein abweichendes Design und Unterschiede im Verlauf der Streuflüsse. Daher wurde vor der Simulation mit US-Helix und Schaltleitungen die Gegenüberstellung der US-Wicklungsmodelle ohne Schaltleitungen untersucht.

5.2.1 Gegenüberstellung der US-Wicklungsmodelle

Die beiden untersuchten Modelle unterscheiden sich wieder nur im Aufbau der US-Wicklungen. Wie bereits in Abschnitt 3.2 beschrieben, wurden die OS-Wicklungen als Zylinderspulenwicklung modelliert. Für die Stammwicklung wurde eine Stromdichte von $2,01 \text{ E}+06 \text{ A/mm}^2$ und für die äußere Wicklung (Schwenkwicklung) von $2,85 \text{ E}+06 \text{ A/mm}^2$ vorgegeben.

In Abbildung 66, links ist der Aktivteil mit US-Zylinderspulen dargestellt. Die untere US-Wicklung wurde mit 2 axial übereinander angeordneten Zylinderspulen modelliert. In jedem Wicklungsblock wurde eine Stromdichte von $2,33 \text{ E}+06 \text{ A/mm}^2$ vorgegeben. Die Stromdichte wurde mit Hilfe des Stromes von $1898,13 \text{ A}$, den 12 Windungen und mit den radialen und den axialen Abmessungen der Wicklungsblöcke berechnet. Für die obere US-Wicklung mit jeweils 7 Windungen wurden 4 axial übereinanderliegende Wicklungsblöcke mit einer Stromdichte von $2,37 \text{ E}+06 \text{ A/mm}^2$ vorgegeben. Abbildung 66, rechts zeigt hingegen den Aktivteil des Modells mit US-Helix. Für dieses Modell wurden axial übereinander angeordnete Helix-Wicklungsblöcke (US-Helix) verwendet. Die vorgegebenen Ströme konzentrieren sich bei dieser Art der Modellierung auf Stromfäden, die sich mit konstanter Steigung um den Kernschenkel winden. In der unteren US-Wicklung wurde ein Strom von $1898,13 \text{ A}$ und in der oberen von $1626,97 \text{ A}$ vorgegeben.

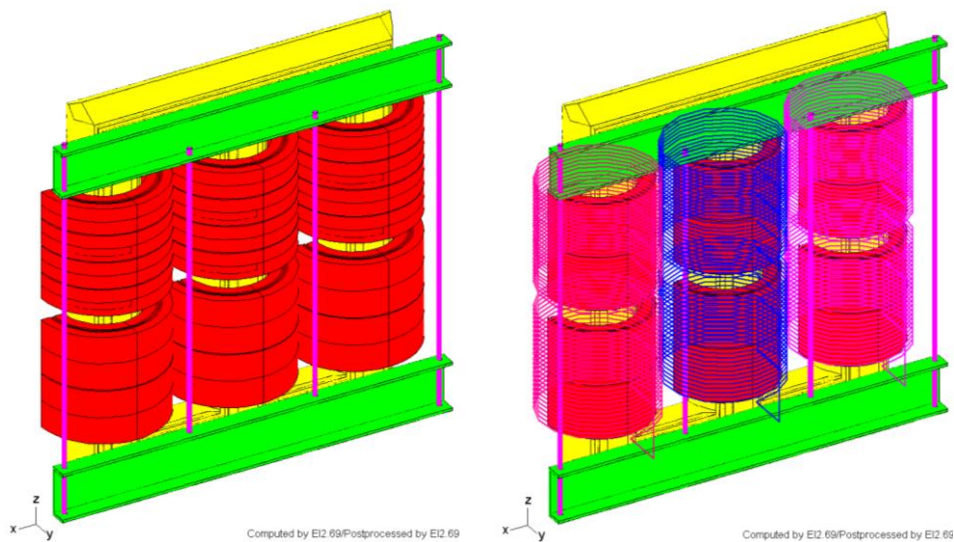


Abbildung 66: Aktivteil des Gleichrichtertransformatormodells; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

5.2.1.1 Feldbilder

In Abbildung 67 ist die maximale magnetische Flussdichte in den Pressplatten und den Zugstangen der beiden Modelle dargestellt. Das Modell mit US-Helix (Abbildung 67, rechts) zeigt gegenüber dem Modell mit US-Zylinderspulen (Abbildung 67, links) einen um ca. 1 % höheren Maximalwert sowie eine stark ausgeprägte Asymmetrie der Flussdichte. Die Asymmetrie deutet wieder auf einen unterschiedlichen Streuflussverlauf in beiden Modellen hin. Beide Maximalwerte liegen über $1,7 \text{ T}$. Da in den Plots allerdings nur wenige Punkte mit Flussdichten größer als $1,7 \text{ T}$ vorkommen und die Hystereseverluste in den Pressplatten sowie in den Zugstangen relativ niedrig ausfallen (siehe Tabelle 28 und Tabelle 29), ist zu erwarten, dass die

Designvariation eines Schwerlast-Gleichrichtertransformators

Maximalwerte als unbedenklich eingestuft werden können. Für die endgültige Aussage sollten jedoch noch die Temperaturen der Konstruktionsteile bewertet werden. Die Beträge der Flussdichten in den Pressplatten beider Modelle sind grundsätzlich sehr ähnlich. Durch die Asymmetrie ergeben sich für das Modell mit US-Helix jedoch niedrigere Hystereseverluste (vergleiche Tabelle 28 und Tabelle 29). Die Zugstangen zeigen hingegen höhere Flussdichten, was durch die größeren Hystereseverluste in Tabelle 29 (US-Helix) bestätigt wird.

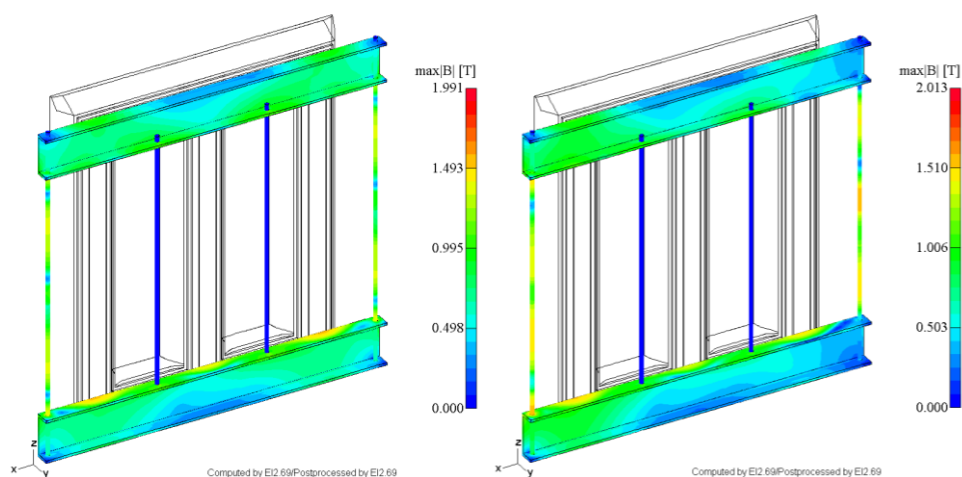


Abbildung 67: Gleichrichtertransformator: max. Flussdichte in den Pressplatten und Zugstangen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

Für die Stromdichten in Abbildung 68 gilt, dass der höhere Maximalwert im Modell mit US-Zylinderspulen (Abbildung 68, links) auftritt. Im Modell mit US-Helix (Abbildung 68, rechts) ist wieder eine stark ausgeprägte Asymmetrie ersichtlich. Zusätzlich zeigen die äußeren Zugstangen gegenüber dem Modell mit US-Zylinderspulen höhere Stromdichten.

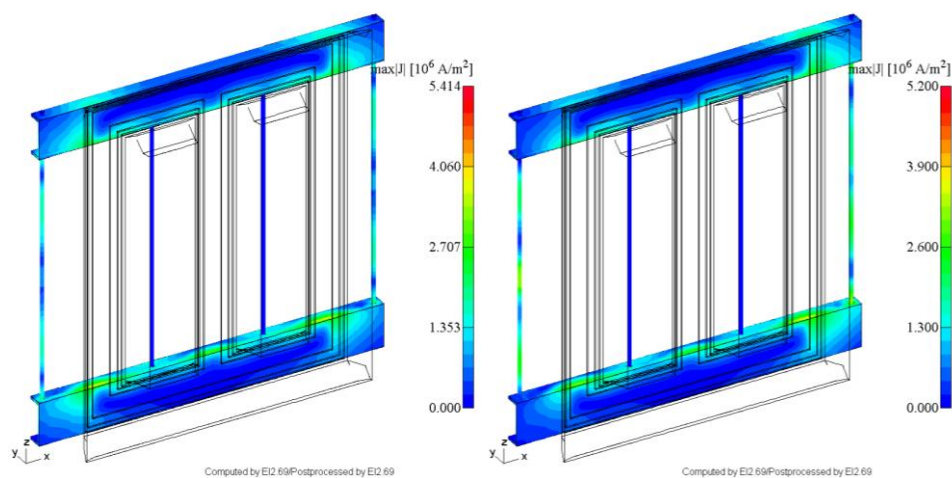


Abbildung 68: Gleichrichtertransformator: max. Stromdichte in den Pressplatten und Zugstangen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

Abbildung 69 zeigt die maximale magnetische Flussdichte im Kessel des Gleichrichtertransformators. Die Flussdichte fällt in beiden Modellen aufgrund der großen Abstände zwischen Aktivteil und Kessel relativ gering aus. Der Kesselboden im Modell mit US-Helix (Abbildung 69, rechts) zeigt gegenüber dem Modell mit US-Zylinderspulen (Abbildung 69, links) aufgrund des asymmetrischen Wicklungsfeldes weniger Punkte mit erhöhten Flussdichten. Das asymmetrische Feld führt des Weiteren zu einer höheren Induktion in der rechten Kesselwand.

In Abbildung 70 ist die Stromdichte im Kessel dargestellt. Abbildung 71 zeigt die Stromdichte im Aluminiumschirm. Aufgrund der relativ großen Abstände ergeben sich durch das Wicklungsfeld nur geringe Wirbelströme im Kessel sowie im Aluminiumschirm. Die Verteilung der Stromdichte im Kessel fällt nahezu identisch mit der Verteilung der Flussdichte in Abbildung 69 aus. Im Modell mit US-Helix in Abbildung 70, rechts ergibt sich eine um ca. 44 % höhere maximale Stromdichte. Infolge des asymmetrischen Feldes tritt dieser Maximalwert in der rechten Kesselwand auf. Der relativ große Unterschied der maximal auftretenden Stromdichten im Aluminiumschirm ist wieder auf die senkrechten Kurzschlussverbindungen der einzelnen Wicklungsblöcke im Modell mit US-Helix zurückzuführen.

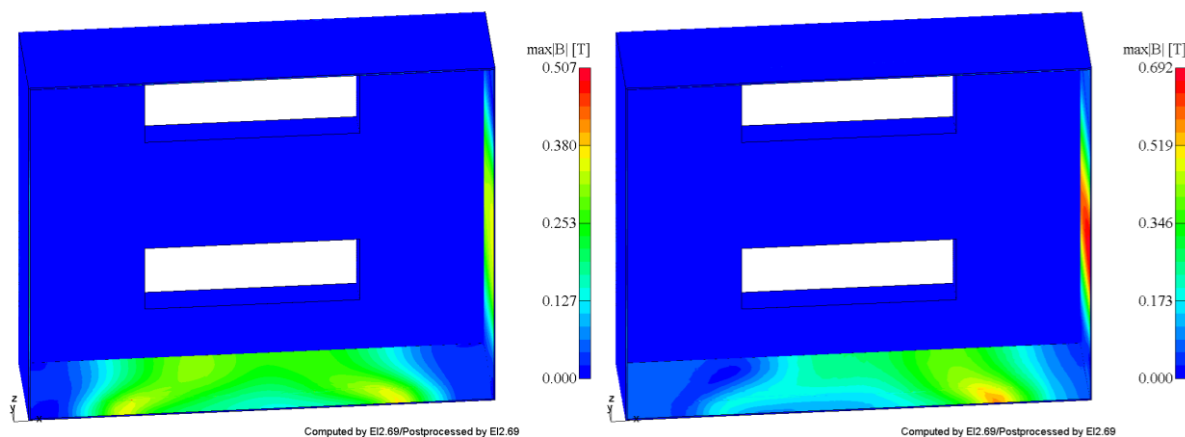


Abbildung 69: Gleichrichtertransformator: max. Flussdichte im Kessel; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

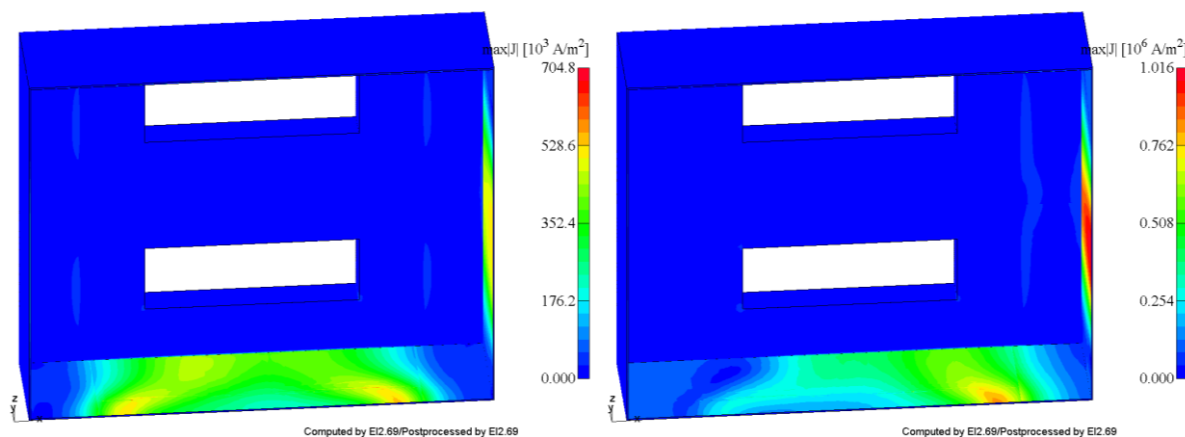


Abbildung 70: Gleichrichtertransformator: max. Stromdichte im Kessel; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

Designvariation eines Schwerlast-Gleichrichtertransformators

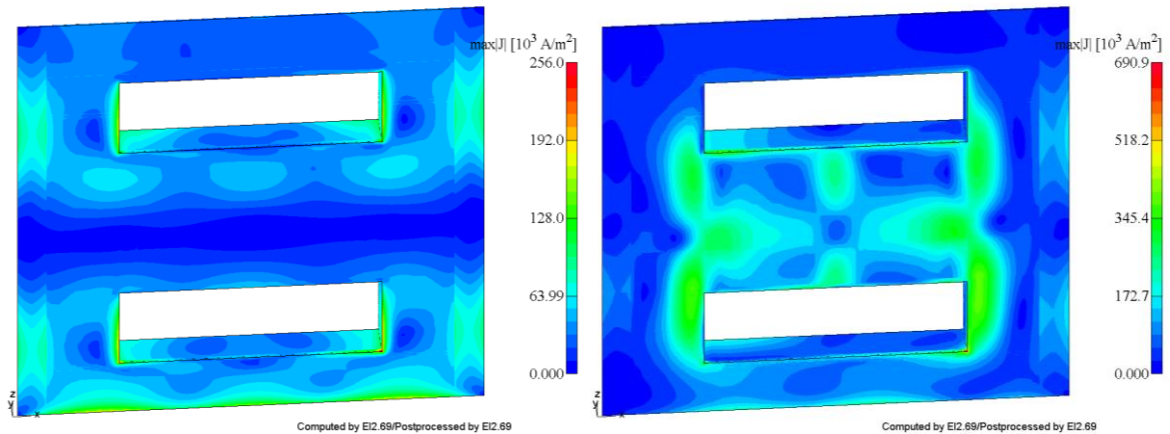


Abbildung 71: Gleichrichtertransformator: max. Stromdichte im Aluminiumschirm; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

Die thermische Auswertung der Pressplatten und der Zugstangen ist in Abbildung 72 dargestellt. Das Modell mit US-Zylinderspulen (Abbildung 72, links) zeigt einen symmetrischen Temperaturverlauf. Die höchste Temperatur tritt in den äußeren Zugstangen auf. Die maximale Erwärmung von 2,6 K gegenüber dem Öl ist als unkritisch einzustufen. Im Modell mit US-Helix (Abbildung 72, rechts) ergibt sich hingegen ein deutlich asymmetrischer Temperaturverlauf, wodurch die Erwärmung der Pressplatten im Vergleich mit US-Zylinderspulen geringer ausfällt. Der Temperatur Hot-Spot liegt, wie nach der Überprüfung der Feldgrößen bereits erwartet, in der Mitte der linken äußeren Zugstange. Die Hot-Spot-Temperatur liegt bei 107,5 °C und liegt damit 4,9 K über der Hot-Spot-Temperatur der US-Zylinderspulen. Somit können auch die Temperaturen der Pressplatten und die der Zugstangen als unkritisch eingestuft werden.

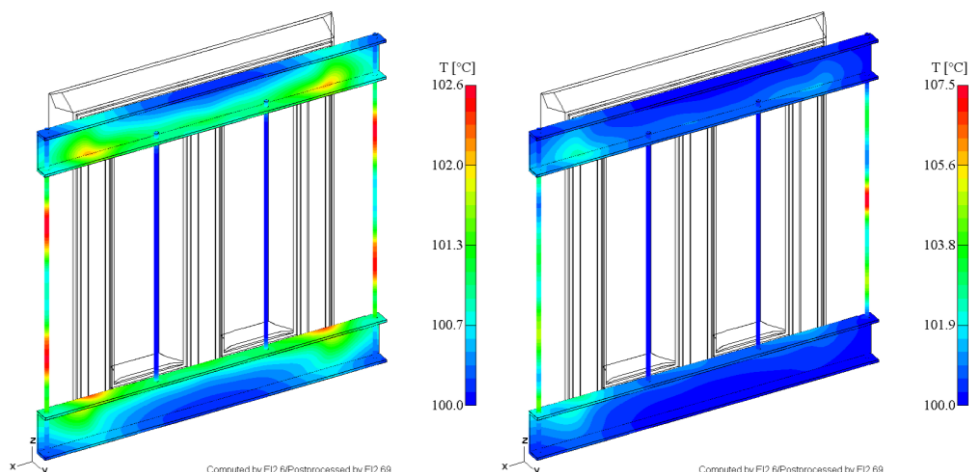


Abbildung 72: Gleichrichtertransformator: Temperatur der Pressplatten und Zugstangen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

Die Temperatur des Kessels ist in Abbildung 73 dargestellt. Die US-Kesselwand sowie die Durchführungstöpfe zeigen aufgrund der Schirmung und der Ausführung aus unmagnetischem Stahl im Vergleich zum Kesselboden, zum Deckel und den Seitenwänden geringere Temperaturen. Die Simulationen mit US-Zylinderspulen (Abbildung 73, links) und US-Helix

Designvariation eines Schwerlast-Gleichrichtertransformators

(Abbildung 73, rechts) liefern im Kessel nahezu identische Temperaturverläufe. Aufgrund der großen Abstände zwischen dem Aktivteil und dem Kessel fällt die Erwärmung des Kessels relativ gering aus.

Da in den Simulationen ohne Schaltleitungen im Aluminiumschirm kaum Wirbelströme auftreten, fällt auch die Erwärmung der Schirmung in Abbildung 74 vernachlässigbar gering aus.

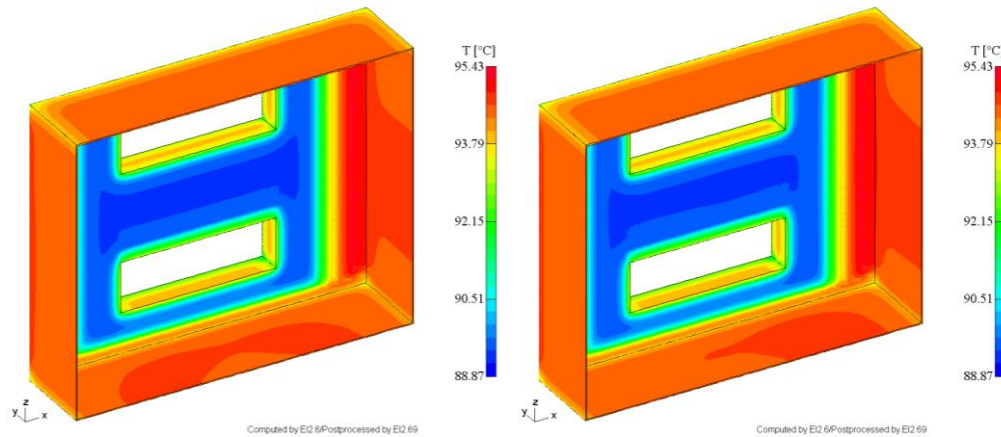


Abbildung 73: Gleichrichtertransformator: Temperatur des Kessels; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

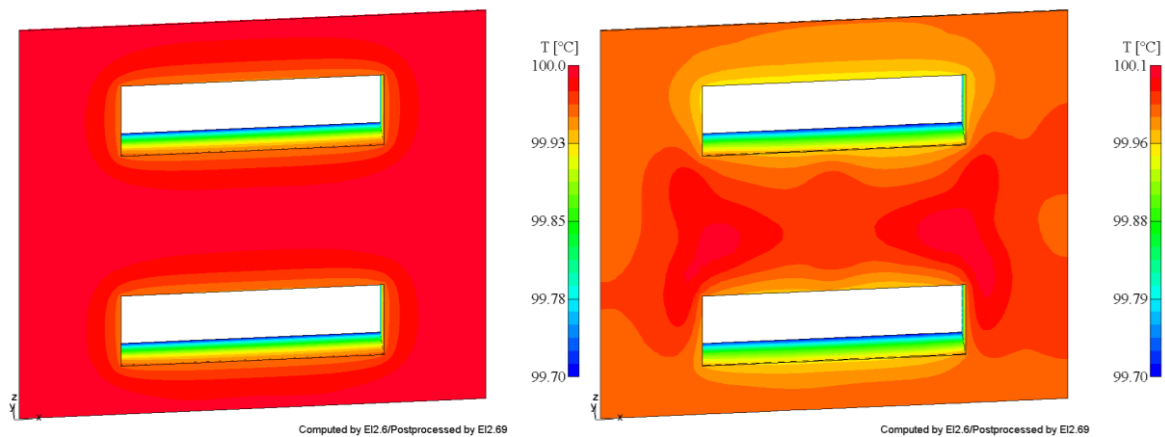


Abbildung 74: Gleichrichtertransformator: Temperatur des Aluminiumschirms; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

5.2.1.2 Verluste

Tabelle 28 zeigt die berechneten Streuverluste für das Modell mit US-Zylinderspulen und Tabelle 29 zeigt jene für das Modell mit US-Helix. Das asymmetrische Feld im Modell mit US-Helix führt zu unterschiedlichen Wirbelstrom- und Hystereseverlusten in der linken und rechten Kesselwand. Im Modell mit US-Zylinderspulen treten hingegen in beiden Stirnwänden die gleichen Verluste auf. Die berechneten Verluste im Kessel und im Aluminiumschirm fallen aufgrund der niedrigen Feldgrößen sehr gering aus. Das Wicklungsstrefenfeld führt somit zu vernachlässigbar kleinen Streuverlusten im Kessel und im Schirm.

Die Wirbelstrom- und Hystereseverluste in den Pressplatten fallen im Modell mit US-Zylinderspulen jeweils höher aus als im Modell mit US-Helix. Der Grund hierfür liegt an der realistischeren Simulation des Wicklungsstrefeldes mit US-Zylinderspulen. Werden die gesamten Streuverluste in den Pressplatten verglichen, ergeben sich bei US-Zylinderspulen um ca. 16 % höhere Verluste.

Im Modell mit US-Helix ergeben sich in den äußeren Zugstangen jedoch um 33 W (ca. 106 %) höhere Gesamtstreuverluste. Die ausführliche Erklärung für die unterschiedlichen Ergebnisse in den Zugstangen folgt nach Verlust-Tabelle 29.

Die Betrachtung der Gesamtstreuverluste der Transformatorhalbmodelle liefert für das Modell mit US-Helix um ca. 10 % höhere Verluste. Die vom Wicklungsstrefeld hervorgerufenen Streuverluste fallen insgesamt jedoch niedrig aus. Um allerdings eine genaue Aussage über die Höhe der anfallenden Streuverluste tätigen zu können, sollten die Streuverluste wieder in Bezug auf die Transformatorgesamtverluste betrachtet werden.

Tabelle 28: Streuverluste im Gleichrichtertransformator mit US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung

Bereich	Wirbelstrom-	Hysterese-/Eisen-	gesamte
	verluste	verluste	Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	16	12	28
Kesselwand unterspannungsseitig	3	0	3
Kesselwand unterspannungsseitig, Durchführungstöpfe	1	0	1
Kesselwand links (1/2)	3	3	6
Kesselwand rechts (1/2)	3	3	6
Kesseldeckel (1/2)	2	2	4
Kesselboden (1/2)	4	4	8
Aluminiumschirm, gesamt	2	0	2
Aluminiumschirm	1	0	1
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	1	0	1
Pressplatten, gesamt	125	63	188
Horizontale Platten, oben	22	12	34
Horizontale Platten, unten	24	13	37
Vertikale Platten, oben	38	18	56
Vertikale Platten, unten	41	20	61
Zugstangen, gesamt	21	10	31
Zugstangen, außen	21	10	31
Zugstangen, innen	0	0	0
Kern (1/2), gesamt	0	39	39
gesamte Streuverluste	164	124	288

Tabelle 29: Streuverluste im Gleichrichtertransformator mit US-Wicklung als Helix-Wicklung

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysteres-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	26	15	41
Kesselwand unterspannungsseitig	7	0	7
Kesselwand unterspannungsseitig, Durch- führungstöpfe	2	0	2
Kesselwand links (1/2)	1	1	2
Kesselwand rechts (1/2)	9	7	16
Kesseldeckel (1/2)	2	2	4
Kesselboden (1/2)	5	5	10
Aluminiumschirm, gesamt	11	0	11
Aluminiumschirm	9	0	9
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	2	0	2
Pressplatten, gesamt	108	54	162
Horizontale Platten, oben	19	10	29
Horizontale Platten, unten	21	11	32
Vertikale Platten, oben	32	16	48
Vertikale Platten, unten	36	17	53
Zugstangen, gesamt	48	16	64
Zugstangen, außen	48	16	64
Zugstangen, innen	0	0	0
Kern (1/2), gesamt	0	39	39
gesamte Streuverluste	193	124	317

Die höheren Verluste sowie die erhöhte Temperatur in den äußeren Zugstangen im Modell mit US-Helix werden durch das asymmetrische Feld und durch lokal erhöhte Feldgrößen hervorgerufen. In Abbildung 75 ist für beide Wicklungsmodelle die magnetische Flussdichte in den Pressplatten und in den Zugstangen inklusive der Wicklungen dargestellt. Abbildung 76 zeigt die Stromdichte beider Modelle. Die Modelle mit US-Zylinderspulen in Abbildung 75, links und in Abbildung 76, links zeigen eine symmetrische Verteilung der Feldgrößen.

In Abbildung 75, rechts sowie in Abbildung 76, rechts treten jeweils in jenen Bereichen, in denen es durch die Steigung der Helix-Wicklungen zu Unterschieden in den elektrischen Höhen der Wicklungen kommt, erhöhte Feldgrößen auf. Durch den Unterschied in der elektrischen Höhe kommt es zu einer Verdrängung des Wicklungsfeldes in radialer Richtung. Dieser Effekt ist in Abbildung 75, rechts und in Abbildung 76, rechts durch die erhöhten Feldgrößen in der rechten äußeren Zugstange an den axialen Enden der Wicklungen erkennbar. Durch das Doppelstockdesign tritt dieser Effekt auch in der linken äußeren Zugstange im Bereich zwischen den oberen und den unteren Wicklungsblöcken auf.

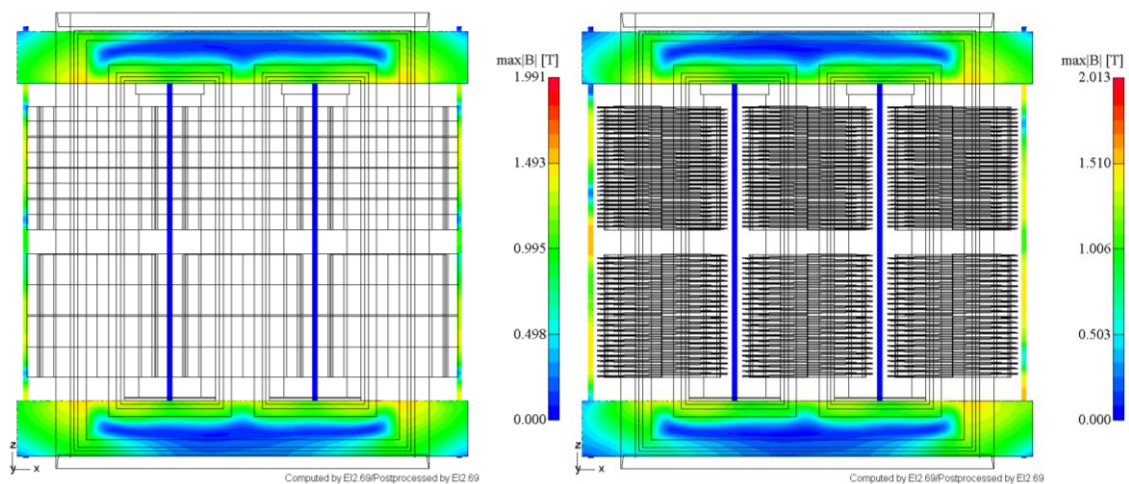


Abbildung 75: Gleichrichtertransformator: max. Flussdichte in den Pressplatten und Zugstangen inkl. Wicklungen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

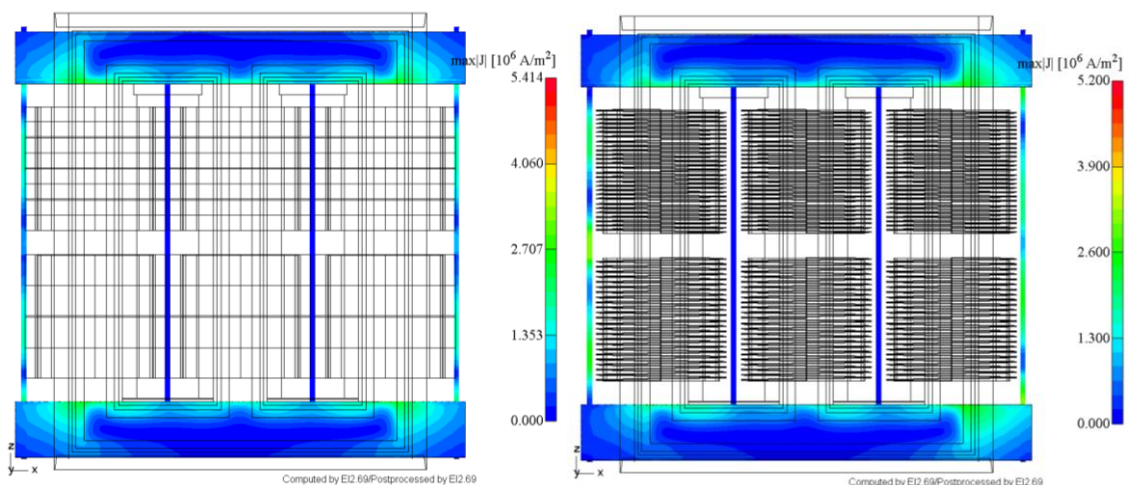


Abbildung 76: Gleichrichtertransformator: max. Stromdichte in den Pressplatten und Zugstangen inkl. Wicklungen; links: US-Wicklung als Zylinderspulenwicklung; rechts: US-Wicklung als Helix-Wicklung

5.2.2 Berücksichtigung der Schaltleitungen

Die Feldbilder in Unterabschnitt 5.2.1 zeigten ohne Berücksichtigung der Schaltleitungen keine unerwünscht hohen Feldgrößen sowie Erwärmungen der inaktiven Konstruktionsteile. Des Weiteren führte das Wicklungsstreufeld nur zu geringen Wirbelstrom- und Hystereseverlusten. Um die Auswirkungen der Verschaltung der Wicklungen sowie der Verbindungen zu den Durchführungen untersuchen zu können, wurden in diesem Unterabschnitt zusätzlich Schaltleitungen eingefügt. Zur Simulation wurde das in Abbildung 64 bzw. Abbildung 65 (Abschnitt 5.1) dargestellte Modell verwendet.

5.2.2.1 Felddbilder

Die Berücksichtigung der Schaltleitungen (Abbildung 77) führt gegenüber dem Modell ohne Schaltleitungen (Abbildung 67, rechts) zu einem Anstieg der Flussdichte in der oberen Pressplatte. Diese Erhöhung ist auf das Streufeld des Stromes in der Sternpunktschiene des oberen Stockes zurückzuführen. Wie in Abbildung 64 ersichtlich, verläuft die Sternpunktschiene (orange) in einem relativ geringen Abstand parallel zur oberen Pressplatte. Das Streufeld, hervorgerufen durch den Strom in der Sternpunktschiene, führt somit zu höheren Flussdichten und damit zu höheren Hystereseverlusten in Tabelle 30.

Die Auswirkungen der Schaltleitungen auf die untere Pressplatte sowie auf die äußeren Zugstangen sind aufgrund der Abstände hingegen gering.

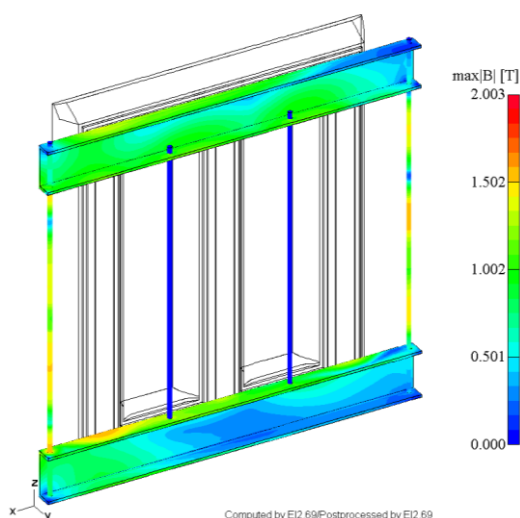


Abbildung 77: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen: max. Flussdichte in den Pressplatten und Zugstangen

Der Vergleich der Stromdichten der beiden Modelle (Abbildung 78 und Abbildung 68, rechts) zeigt für das Modell mit Schaltleitungen eine um ca. 13 % höhere maximale Stromdichte. Des Weiteren spiegeln sich die Auswirkungen der Sternpunktschiene im Anstieg der Wirbelströme in der oberen Pressplatte wider.

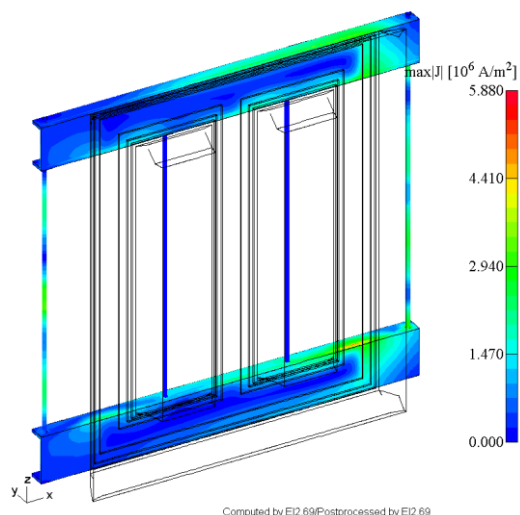


Abbildung 78: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen: max. Stromdichte in den Pressplatten und Zugstangen

Die nachfolgenden Feldbilder zeigen, dass sich die Simulation der Schaltleitungen auf die Fluss- und Stromdichte im Kessel stärker auswirken als auf die inaktiven Konstruktionsteile in unmittelbarer Wicklungsnähe. Der Grund hierfür liegt wieder an den relativ geringen Abständen zwischen den hochstromführenden Schaltleitungen und dem Kessel bzw. dem Aluminiumschirm.

In Abbildung 79 ist die maximale Flussdichte im Kessel für das Modell mit Schaltleitungen dargestellt. Gegenüber dem Modell ohne Schaltleitungen (Abbildung 69, rechts), ist ein Anstieg der Flussdichte im Kesselboden und in der rechten Kesselwand ersichtlich. Die Flussdichte im Kessel liegt auch mit Berücksichtigung der Schaltleitungen weit unter 1,7 T.

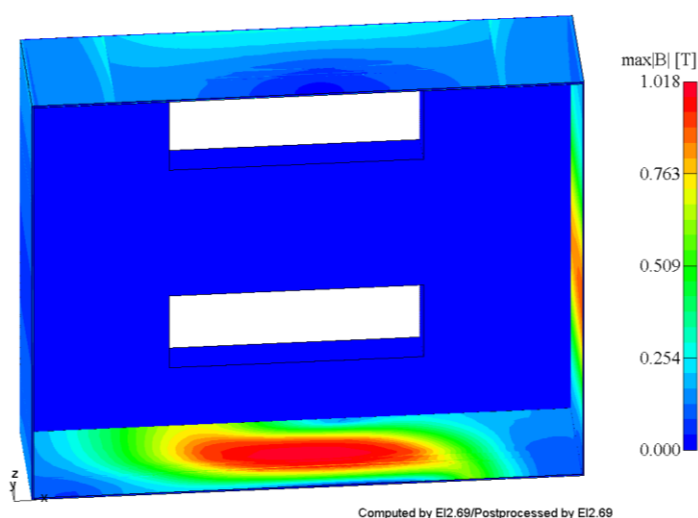


Abbildung 79: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen: max. Flussdichte im Kessel

Abbildung 80 und Abbildung 81 zeigen die Auswirkungen der Schaltleitungsstrefelder auf den Kessel und den Aluminiumschirm. Die Stromdichte im Modell mit Schaltleitungen (Abbildung 80) nimmt gegenüber dem Modell ohne Schaltleitungen (Abbildung 70, rechts) überwiegend im Kesselboden und in der rechten Kesselwand zu. Die Änderung der Stromdichte in der US-Kesselwand fällt aufgrund ihrer unmagnetischen Ausführung vernachlässigbar gering aus.

Dem Vergleich von Abbildung 81 mit Abbildung 71, rechts ist zu entnehmen, dass die Wirbelströme im Aluminiumschirm besonders im Bereich der Durchführungsstöfpe ansteigen. Der Grund für den Anstieg sind die Strefelder der hochstromführenden Ausleitungen, welche schließlich zu deutlich höheren Wirbelstromverlusten in der Schirmung (Tabelle 30) führen.

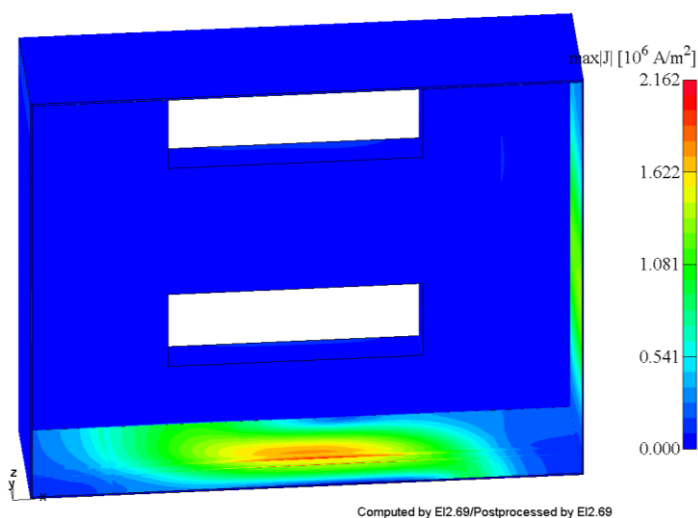


Abbildung 80: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen: max. Stromdichte im Kessel

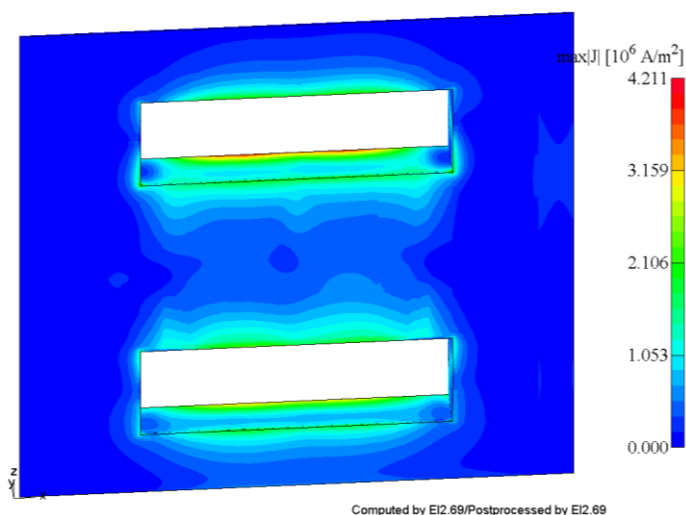


Abbildung 81: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen: max. Stromdichte im Aluminiumschirm

Designvariation eines Schwerlast-Gleichrichtertransformators

Die höheren Fluss- und Stromdichten in den Pressplatten führen neben dem Anstieg der Verluste auch zu stärkeren Erwärmungen. Wird Abbildung 82 mit Abbildung 72, rechts verglichen, ergibt sich im Modell mit Schaltleitungen (Abbildung 82) jedoch lediglich eine unwesentliche Erhöhung der Hot-Spot-Temperatur um 0,2 K. Der Temperatur-Hot-Spot liegt nach wie vor in der Mitte der linken äußeren Zugstange. Der Temperaturverlauf der Pressplatten ist in beiden Simulationen grundsätzlich sehr ähnlich. Im Modell mit Schaltleitungen ergeben sich jedoch geringfügig größere Bereiche mit höheren Temperaturen, was auf die Schaltleitungsstreifen zurückzuführen ist.

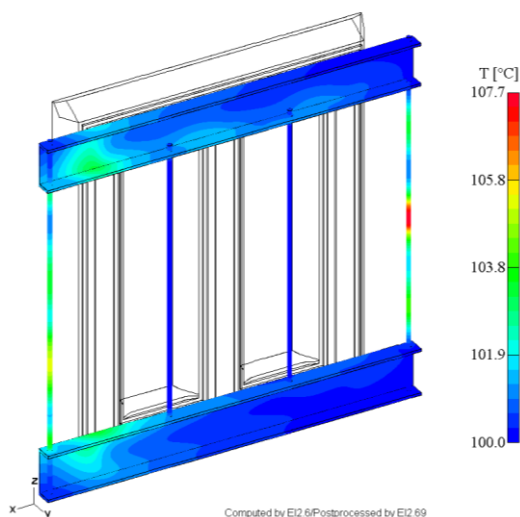


Abbildung 82: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen: Temperatur der Pressplatten und Zugstangen

Die Auswirkungen der Schaltleitungen auf die Temperatur des Kessels sind, wie Abbildung 83 zeigt, gering. Wird Abbildung 83 mit Abbildung 73, rechts verglichen, ergeben sich lediglich geringfügige Änderungen der Temperaturen im Kesselboden und der rechten Kesselwand. Die Unterschiede fallen jedoch minimal aus.

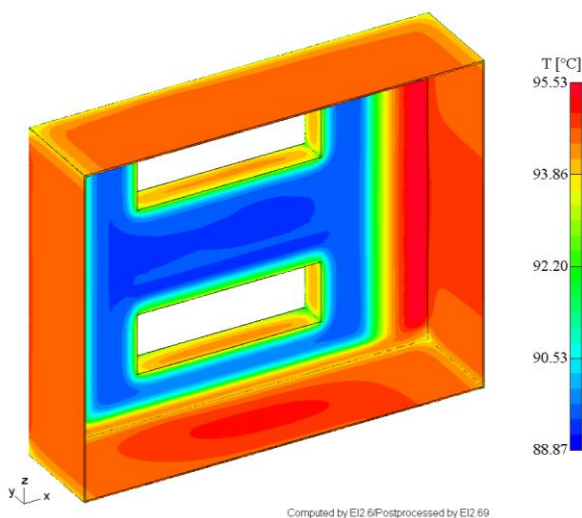


Abbildung 83: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen: Temperatur des Kessels

In Abbildung 84 ist die Temperatur des Aluminiumschirms dargestellt. Durch den Anstieg der Wirbelströme in den Durchführungstöpfen steigt die Temperatur hauptsächlich in diesem Bereich. Der Vergleich von Abbildung 84 mit Abbildung 74, rechts liefert eine um 4,6 K höhere Maximaltemperatur. Diese Temperatur liegt jedoch weit unter dem Richtwert für maximal zulässige Erwärmungen.

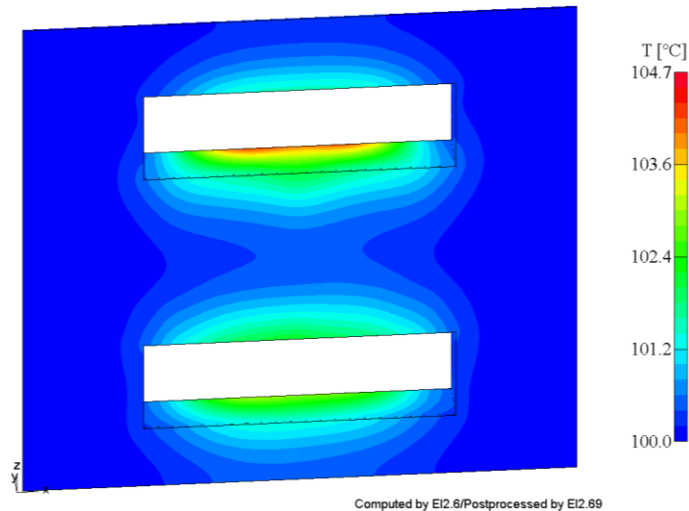


Abbildung 84: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen: Temperatur des Aluminiumschirms

5.2.2.2 Verluste

Werden die Streuverluste des Modells mit Schaltleitungen (Tabelle 30) mit dem Modell ohne Schaltleitungen (Tabelle 29) verglichen, treten im Modell mit Schaltleitungen in allen Bereichen höhere Wirbelstrom- und Hystereseverluste auf. Die einzige Ausnahme bilden die Verluste in den Zugstangen. Diese bleiben aufgrund der unmagnetischen Ausführung bzw. der Abstände von den Schaltleitungen unbeeinflusst. Aufgrund der Ausführung der unterspannungsseitigen Kesselwand aus unmagnetischem Stahl kommt es durch die Streufelder der Schaltleitungen nur zu geringen Erhöhungen der Streuverluste im Kessel. Die Berücksichtigung der Schaltleitungen führt aufgrund der hochstromführenden Ausleitungen jedoch zu deutlich höheren Wirbelstromverlusten im Aluminiumschirm. Der Anstieg der Verluste in der oberen Pressplatte ist, wie in Unterabschnitt 5.2.1.1 beschrieben, auf das Streufeld des Stromes in der Sternpunkt-schiene zurückzuführen.

Werden die gesamten Streuverluste der beiden Halbmodelle verglichen, ergeben sich mit Berücksichtigung der Schaltleitungen um 727 W (ca. 229 %) höhere Streuverluste. Wie bereits bei den Verlusten in 5.2.1.2 erwähnt, sollten die Streuverluste wieder in Relation zu den Transformatorgesamtverlusten gesetzt werden.

In Tabelle 31 sind die Streuverluste im Gleichrichtertransformator für die Modelle mit US-Zylinderspulen, US-Helix und US-Helix mit Schaltleitungen zusammenfassend aufgelistet.

Tabelle 30: Streuverluste im Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysterese-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	112	57	169
Kesselwand unterspannungsseitig	14	0	14
Kesselwand unterspannungsseitig, Durch- führungstöpfe	27	0	27
Kesselwand links (1/2)	3	4	7
Kesselwand rechts (1/2)	21	15	36
Kesseldeckel (1/2)	17	16	33
Kesselboden (1/2)	30	22	52
Aluminiumschirm, gesamt	555	0	555
Aluminiumschirm	131	0	131
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	424	0	424
Pressplatten, gesamt	146	69	215
Horizontale Platten, oben	31	15	46
Horizontale Platten, unten	29	14	43
Vertikale Platten, oben	44	21	65
Vertikale Platten, unten	42	19	61
Zugstangen, gesamt	48	16	64
Zugstangen, außen	48	16	64
Zugstangen, innen	0	0	0
Kern (1/2), gesamt	0	41	41
gesamte Streuverluste	861	183	1044

Tabelle 31: Vergleich der Streuverluste im Gleichrichtertransformator für US-Zylinderspulen, US-Helix und US-Helix mit Schaltleitungen

Modell mit	Kessel (1/2), gesamt	Aluminium- schirm, gesamt	Press- platten, gesamt	Zugstan- gen, gesamt	Kern (1/2), gesamt	gesamte Streuver- luste
	in W	in W	in W	in W	in W	in W
US-Zylinderspulen	28	2	188	31	39	288
US-Helix	41	11	162	64	39	317
US-Helix mit Schaltleitungen	169	555	215	64	41	1044

5.2.3 Schlussfolgerung

Der Gleichrichtertransformator mit unmagnetischer US-Kesselwand und mit Aluminiumschirm zeigte ohne Berücksichtigung der Schaltleitungen (Unterabschnitt 5.2.1) keine unerwünscht hohen Feldgrößen und Temperaturen in den inaktiven Konstruktionsteilen. Die maximal auftretende Flussdichte in den Pressplatten lag zwar über dem Richtwert von 1,7 T, da die Erwärmung und die Streuverluste der Pressplatten allerdings unkritisch ausfielen, konnten diese als unbedenklich eingestuft werden. Das Wicklungsstrefeld führte des Weiteren nur zu geringen Wirbelstrom- und Hystereseverlusten in den inaktiven Stahlbauteilen.

Da der Abstand zwischen der Sternpunktschiene und der oberen Pressplatte relativ gering ausfällt, führte die Berücksichtigung der Schaltleitungen (Unterabschnitt 5.2.2) zu einem Anstieg der Feldgrößen in der oberen Pressplatte. Zusätzlich erhöhten sich durch die Berücksichtigung der Schaltleitungen auch die Feldgrößen im Kesselboden und in der rechten Kesselwand. Durch das Streufeld der Schaltleitungen kam es schließlich noch zu deutlich höheren Wirbelströmen im Aluminiumschirm. Dennoch lieferte dieses Modell relativ geringe Gesamtstreuverluste.

5.3 Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung

Die Simulation in Unterabschnitt 5.2.2 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) führte zu geringen Verlusten sowie zu niedrigen Temperaturen im Kessel und im Aktivteil. Da diese Auslegung des Transformators jedoch sehr kostspielig ist, wurde in diesem Abschnitt eine Simulation mit magnetischer US-Kesselwand und mit Aluminiumschirm durchgeführt.

5.3.1 Felddbilder

Abbildung 85 zeigt die maximale magnetische Flussdichte im Kessel des Gleichrichtertransformators mit magnetischer US-Kesselwand und mit Aluminiumschirm. Die unterspannungsseitige Kesselwand sowie die Durchführungstöpfe führen aufgrund der Ausführung aus magnetischem Stahl nun auch einen magnetischen Fluss. Des Weiteren ist in Abbildung 85 ersichtlich, dass der Aluminiumschirm nicht die gesamte US-Kesselwand schirmt. Im geschirmten Bereich tritt eine maximale Flussdichte von ungefähr 1,2 T auf. Dieser Maximalwert tritt jedoch nur in kleinen Bereichen um die Durchführungstöpfe auf. Der nicht geschirmte Bereich zeigt eine maximale Flussdichte von ca. 1,55 T, wobei auch dieser Maximalwert nur lokal im linken unteren Bereich der Kesselwand auftritt. Die Flussdichte im Deckel, im Boden und in der rechten Seitenwand nimmt gegenüber dem Modell mit unmagnetischer US-Kesselwand und mit Aluminiumschirm (Abbildung 79) infolge der veränderten Streuflussführung ab.

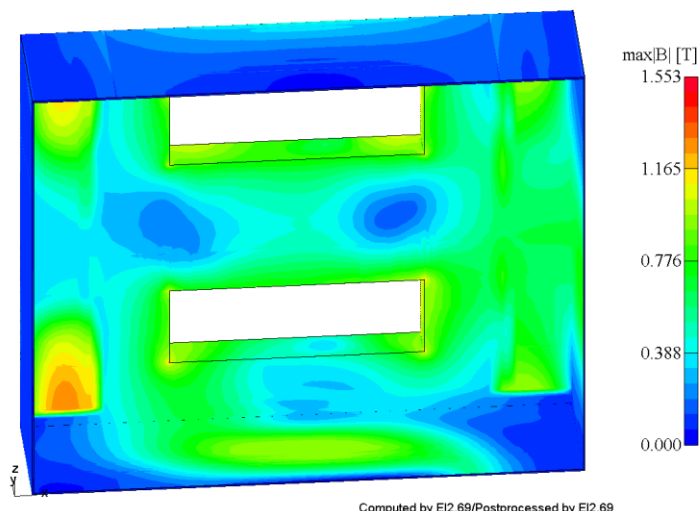


Abbildung 85: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm: max. Flussdichte im Kessel

Abbildung 86 zeigt gegenüber Abbildung 80 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) in der unterspannungsseitigen Kesselwand und den Durchführungstöpfen deutlich höhere Stromdichten. Zusätzlich liefert das Modell mit magnetischer US-Kesselwand und mit Aluminiumschirm (Abbildung 86) in der rechten Kesselwand eine um ca. 41 % höhere maximale Stromdichte. Die Anzahl der Punkte mit hohen Stromdichten nimmt jedoch ab. Im Kesselboden nimmt die Anzahl der Punkte mit erhöhten Stromdichten ebenfalls ab.

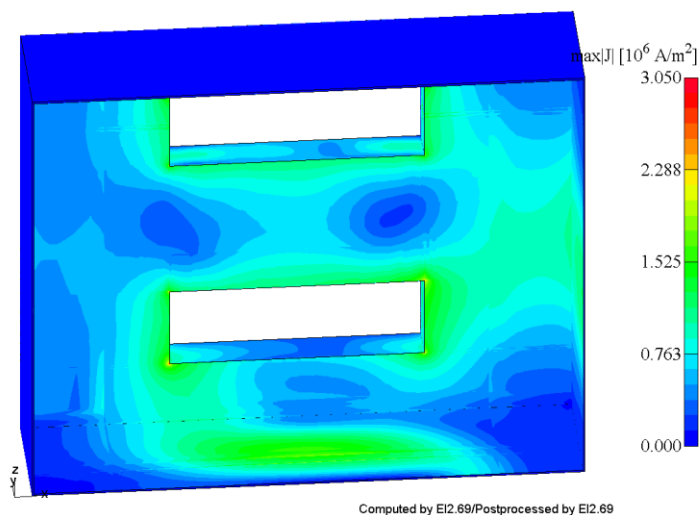


Abbildung 86: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm: max. Stromdichte im Kessel

In Abbildung 87 ist die maximale Stromdichte im Aluminiumschirm dargestellt. Die Wirbelströme in der Schirmung nehmen überwiegend im Bereich der Durchführungstöpfe zu. Gegenüber Abbildung 81 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) steigt der Maximalwert um ca. 23 %. Neben dem Anstieg der maximalen Stromdichte, zeigen die Durchführungstöpfe in Abbildung 87 auch mehrere Punkte mit einer Stromdichte größer $1,2 \text{ A/m}^2$. Die höhere Stromdichte spiegelt sich auch in den Wirbelstromverlusten des Aluminiumschirms in Tabelle 33 wider. Mögliche Gründe hierfür sind, dass es durch die

Designvariation eines Schwerlast-Gleichrichtertransformators

Werkstoffänderung der US-Kesselwand zu einer Veränderung des Streufeldes sowie zu unterschiedlichen Reflektionen des Streuflusses kommt.

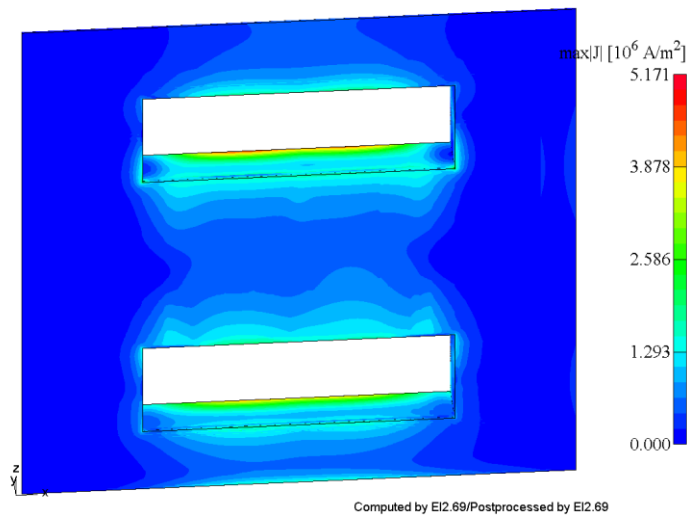


Abbildung 87: Gleichrichtertransformator mit Schalleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm: max. Stromdichte im Aluminiumschirm

Wird die US-Kesselwand aus magnetischem Stahl ausgeführt, ergibt sich für den Kessel der Temperaturverlauf in Abbildung 88. Die Temperaturerhöhung gegenüber Abbildung 83 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) fällt unwesentlich aus. Des Weiteren liegt die maximale auftretende Temperatur weit unter $120 \text{ }^\circ\text{C}$. Somit wäre ein Wechsel auf eine magnetisch ausgeführte Stahlwand in Kombination mit Kesselschirmung denkbar.

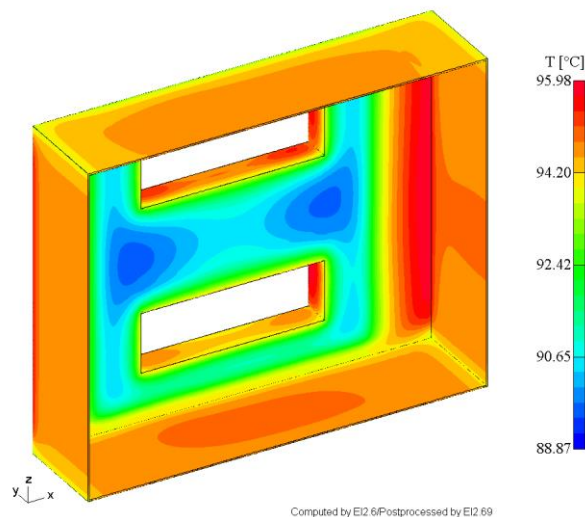


Abbildung 88: Gleichrichtertransformator mit Schalleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm: max. Temperatur des Kessels

Die Temperaturerhöhung des Aluminiumschirms in Abbildung 89 fällt gegenüber Abbildung 84 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) auch gering aus.

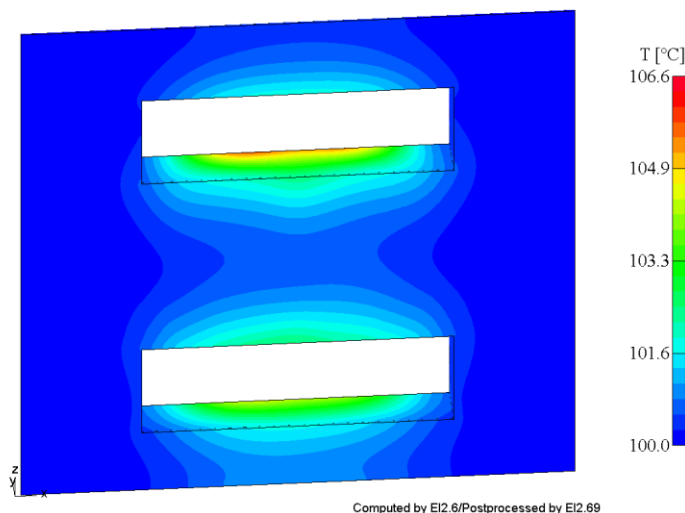


Abbildung 89: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm: max. Temperatur des Aluminiumschirms

5.3.2 Verluste

Tabelle 33 zeigt die berechneten Streuverluste des Modells mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm. Durch die Ausführung des gesamten Kessels aus magnetischem Stahl treten nun auch in der unterspannungsseitigen Kesselwand Hystereseverluste auf. Der Vergleich mit Tabelle 30 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) zeigt im Modell mit magnetischer US-Kesselwand einen Anstieg der gesamten Hystereseverluste im Kessel von 57 W auf 307 W (ca. 439 %). Dieser Anstieg erfolgt hauptsächlich durch die von den Streufeldern der hochstromführenden Ausleitungen hervorgerufenen Hystereseverluste in der US-Kesselwand sowie in den Durchführungstöpfen. Des Weiteren treten in der Kesselschirmung in Tabelle 33 infolge der höheren Stromdichte im Aluminiumschirm um 38 % höhere Wirbelstromverluste auf. Die Verluste in den wicklungsnahen Konstruktionsteilen bleiben nahezu unverändert.

Der Vergleich der gesamten Streuverluste liefert für das Modell mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm einen um 593 W bzw. ca. 57 % höheren Wert. Auch hier sollte wieder der Bezug zu den Transformatorgesamtverlusten hergestellt werden.

Tabelle 32 zeigt zusammenfassend den Vergleich der Streuverluste im Gleichrichtertransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung sowie mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung.

Tabelle 32: Vergleich der Streuverluste im Gleichrichtertransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung sowie mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung

Modell mit Kesselwand aus	Kessel (1/2), gesamt in W	Aluminium- schirm, gesamt in W	Press- platten, gesamt in W	Zugstan- gen, gesamt in W	Kern (1/2), gesamt in W	gesamte Streuver- luste in W
unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung	169	555	215	64	41	1044
magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung	559	764	210	64	40	1637

Tabelle 33: Streuverluste im Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm

Bereich	Wirbelstrom- verluste in W	Hysterese-/Eisen- verluste in W	gesamte Streuverluste in W
Kessel (1/2), gesamt	252	307	559
Kesselwand unterspannungsseitig	116	90	206
Kesselwand unterspannungsseitig, Durch- führungstöpfe	80	168	248
Kesselwand links (1/2)	4	4	8
Kesselwand rechts (1/2)	16	12	28
Kesseldeckel (1/2)	11	13	24
Kesselboden (1/2)	25	20	45
Aluminiumschirm, gesamt	764	0	764
Aluminiumschirm	163	0	163
Aluminiumschirm, Durchführungstöpfe	601	0	601
Pressplatten, gesamt	142	68	210
Horizontale Platten, oben	31	15	46
Horizontale Platten, unten	27	14	41
Vertikale Platten, oben	44	20	64
Vertikale Platten, unten	40	19	59
Zugstangen, gesamt	48	16	64
Zugstangen, außen	48	16	64
Zugstangen, innen	0	0	0
Kern (1/2), gesamt	0	40	40
gesamte Streuverluste	1206	431	1637

5.3.3 Schlussfolgerung

In der Simulation mit magnetischer US-Kesselwand und mit Aluminiumschirm ergab sich in der unterspannungsseitigen Kesselwand aufgrund ihrer magnetischen Ausführung neben den Wirbelströmen nun auch ein magnetischer Fluss. Im Deckel, im Boden und in der rechten Seitenwand traten gegenüber der Simulation mit unmagnetischer US-Kesselwand und mit

Aluminiumschirm (Unterabschnitt 5.2.2) jedoch jeweils geringere Feldgrößen auf. Die gesamten Hystereseverluste im Kessel erhöhten sich um 250 W bzw. ca. 81 %. Des Weiteren erhöhte sich die Stromdichte im Aluminiumschirm, was schließlich zu höheren Wirbelstromverlusten in der Schirmung führte. In Summe stiegen die Streuverluste des Transformatorhalbmodells lediglich um 593 W (ca. 36 %). Infolge der höheren Feldgrößen kam es auch zu einer Zunahme der Temperaturen im Kessel und im Aluminiumschirm. Der Temperaturanstieg erwies sich allerdings sowohl im Kessel als auch im Aluminiumschirm als vernachlässigbar gering. Werden vorgegebene Transformatorgesamtverlusten durch die zusätzlichen Wirbelstrom- und Hystereseverluste nicht überschritten, wäre eine magnetische Ausführung der US-Kesselwand aus wirtschaftlicher Sicht somit durchaus sinnvoll. An dieser Stelle wird allerdings noch einmal darauf hingewiesen, dass auch Streufelder von außerhalb des Transformators verlaufender Schaltleitungen zu zusätzlichen Verlusten und lokalen Erwärmungen führen können.

5.4 Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung

Um die Notwendigkeit der Kesselschirmung zu überprüfen, wurde in diesem Abschnitt die Simulation aus Unterabschnitt 5.2.2 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) ohne Kesselschirmung wiederholt.

5.4.1 Feldbilder

In Abbildung 90 ist die maximale magnetische Flussdichte im Kessel für das Modell des Gleichrichtertransformators mit unmagnetischer US-Kesselwand und ohne elektromagnetische Schirmung dargestellt. Gegenüber Abbildung 79 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) ergeben sich im Kessel kaum Änderungen der Flussdichte. Die Flussdichte im Kesselboden und der rechten Seitenwand steigt nur sehr geringfügig. Die maximale Induktion liegt weiterhin deutlich unter 1,7 T.

Der Vergleich von Abbildung 90 mit Abbildung 85 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) liefert höhere Flussdichten im Kesselboden und in der rechten Seitenwand. Aufgrund der unmagnetischen Ausführung der US-Kesselwand führt diese keinen magnetischen Fluss.

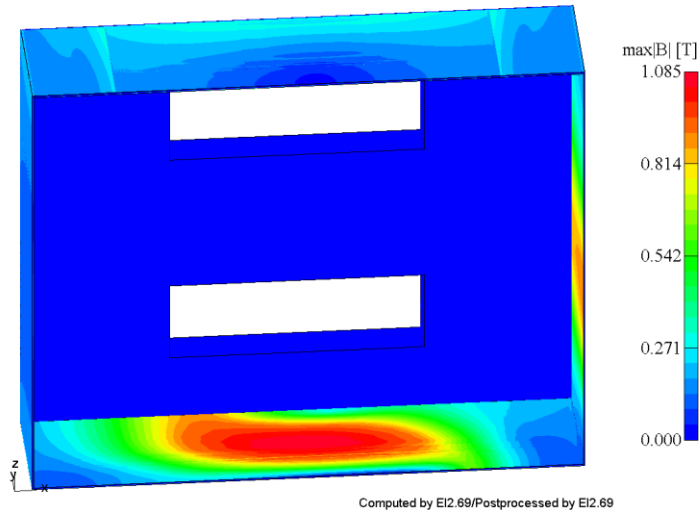


Abbildung 90: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: max. Flussdichte im Kessel

Abbildung 91 zeigt die maximale Stromdichte im Kessel. Dem Vergleich von Abbildung 91 mit Abbildung 80 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) ist zu entnehmen, dass die Wirbelströme in der rechten Kesselwand sowie im Kesselboden im Modell mit unmagnetischer Kesselwand und ohne elektromagnetische Schirmung (Abbildung 91) ansteigen. Die Stromdichte in den Durchführungstöpfen steigt ebenfalls an, was durch die höheren Wirbelstromverluste in Tabelle 35 bestätigt wird.

Gegenüber Abbildung 86 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) zeigt Abbildung 91 höhere Stromdichten im Kesselboden. Die US-Kesselwand und die Durchführungstöpfe zeigen auf der Oberfläche hingegen eine geringere Stromdichte. Aufgrund der wesentlich höheren Eindringtiefe bei unmagnetischem Stahl $\delta_{un} \approx 61 \text{ mm}$ (magnetischer Stahl: $\delta_{ma} \approx 1 \text{ mm}$ bei 50 Hz) treten im Modell mit unmagnetischer US-Kesselwand (Tabelle 35) jedoch höhere Wirbelstromverluste in den Durchführungstöpfen auf.

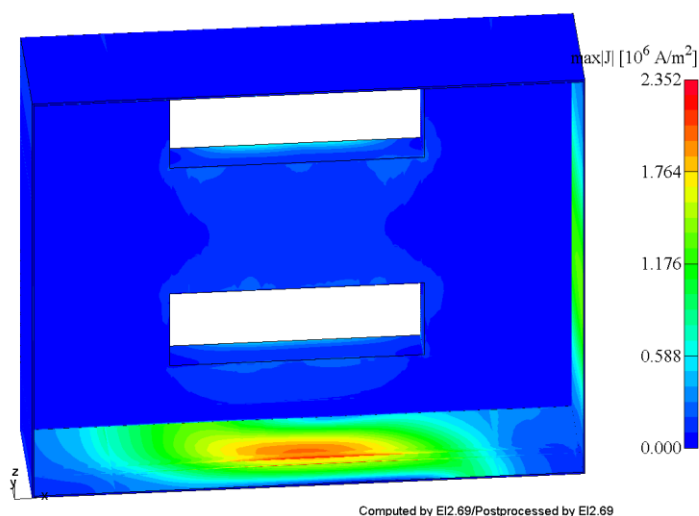


Abbildung 91: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: max. Stromdichte im Kessel

Abbildung 92 zeigt die Temperatur des Kessels. Durch den Wegfall der Kesselschirmung ergeben sich gegenüber Abbildung 83 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) im Bereich der unterspannungsseitigen Kesselwand sowie in den Durchführungstöpfen höhere Temperaturen. Die Temperaturerhöhung im Kesselboden, im Deckel und in den Seitenwänden ist hingegen wesentlich geringer.

Der Vergleich von Abbildung 92 mit Abbildung 88 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) liefert grundsätzlich ähnliche Ergebnisse wie der Vergleich von Abbildung 92 mit Abbildung 83.

Der Kessel zeigt somit weder unerwünscht hohe Feldgrößen noch Erwärmungen. Für eine endgültige Aussage werden dennoch zusätzlich die Streuverluste der Modelle herangezogen.

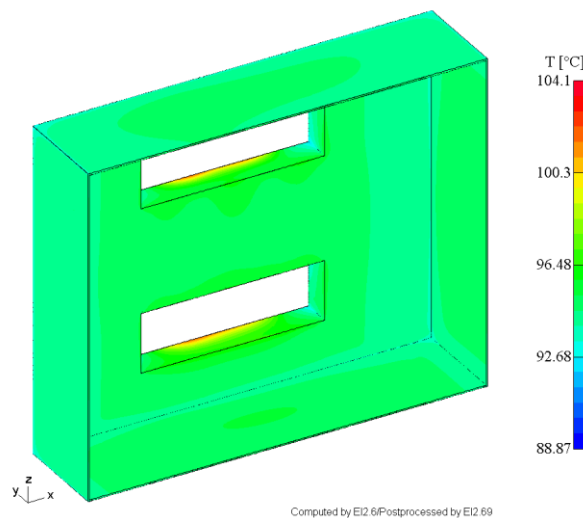


Abbildung 92: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: max. Temperatur des Kessels

5.4.2 Verluste

In Tabelle 35 sind die berechneten Streuverluste für das Modell mit unmagnetischer US-Kesselwand und ohne elektromagnetische Schirmung dargestellt. Der Wegfall der Kesselschirmung gegenüber Tabelle 30 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) führt zu höheren Wirbelstromverlusten in der unterspannungsseitigen Kesselwand und in den Durchführungstöpfen. Die Verluste im Kesselboden, im Deckel und in den Seitenwänden steigen hingegen nur gering. Die gesamten Streuverluste im Kessel erhöhen sich somit von 169 W auf 618 W (ca. 266 %). In Tabelle 30 fällt die Summe der Wirbelstromverluste im Aluminiumschirm und der gesamten Streuverluste im Kessel jedoch höher aus als die gesamten Streuverluste im Kessel in Tabelle 35, was auch die um ca. 11 % höheren Gesamtstreuverluste in Tabelle 30 erklärt.

Im Vergleich mit Tabelle 33 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) ergeben sich in Tabelle 35 in der US-Kesselwand sowie in den Durchführungstöpfen keine Hystereseverluste. Der Aluminiumschirm im Modell mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm schirmt die magnetische Kesselwand, wodurch in Tabelle 33 niedrigere Wirbelstromverluste in der unterspannungsseitigen Kesselwand und in den

Durchführungstöpfen anfallen. Durch die hohen Wirbelstromverluste in der Kesselschirmung ergeben sich in Tabelle 33 jedoch insgesamt um ca. 74 % höhere Gesamtstreuverluste.

Um jedoch eine detaillierte Aussage über die Höhe der Streuverluste tätigen zu können, sollten, für beide Vergleiche, die Streuverluste in Bezug auf die jeweiligen Transformatorgesamtverluste betrachtet werden.

In Tabelle 34 sind die Streuverluste im Gleichrichtertransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung, mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung sowie mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung zusammengefasst.

Tabelle 34: Vergleich der Streuverluste im Gleichrichtertransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung, mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung sowie mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung

Modell mit Kesselwand aus	Kessel (1/2), gesamt in W	Aluminium- schirm, gesamt in W	Press- platten, gesamt in W	Zugstan- gen, gesamt in W	Kern (1/2), gesamt in W	gesamte Streuver- luste in W
unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung	169	555	215	64	41	1044
magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung	559	764	210	64	40	1637
unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung	618	-	219	64	41	942

Tabelle 35: Streuverluste im Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysteres-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	548	70	618
Kesselwand unterspannungsseitig	124	0	124
Kesselwand unterspannungsseitig, Durch- führungstöpfe	333	0	333
Kesselwand links (1/2)	4	5	9
Kesselwand rechts (1/2)	23	17	40
Kesseldeckel (1/2)	23	20	43
Kesselboden (1/2)	41	28	69
Pressplatten, gesamt	149	70	219
Horizontale Platten, oben	32	15	47
Horizontale Platten, unten	30	15	45
Vertikale Platten, oben	45	21	66
Vertikale Platten, unten	42	19	61
Zugstangen, gesamt	48	16	64
Zugstangen, außen	48	16	64
Zugstangen, innen	0	0	0
Kern (1/2), gesamt	0	41	41
gesamte Streuverluste	745	197	942

5.4.3 Schlussfolgerung

Die Flussdichte in der Simulation mit unmagnetischer US-Kesselwand und ohne elektromagnetische Schirmung zeigte gegenüber dem Modell in Unterabschnitt 5.2.2 (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) kaum Veränderungen. Lediglich die rechte Kesselwand sowie der Kesselboden zeigten geringfügige Erhöhungen der Flussdichte. Die Stromdichte zeigte ähnliche Änderungen. Aufgrund der fehlenden Schirmung erhöhten sich jedoch die Wirbelströme in den Durchführungstöpfen.

Gegenüber der Simulation in Abschnitt 5.3 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) führte die unterspannungsseitige Kesselwand keinen magnetischen Fluss. Der Kesselboden und die rechte Kesselwand zeigten aufgrund des veränderten Streuflusses höhere maximale Flussdichten. Die Hystereseverluste im gesamten Kessel fielen allerdings wesentlich geringer aus. Infolge der höheren Eindringtiefe der Wirbelströme bei unmagnetischem Stahl kam es zu höheren Wirbelstromverlusten in den Durchführungstöpfen.

Insgesamt ließen sich bei der Ausführung des Transformators mit unmagnetischer US-Kesselwand und ohne elektromagnetische Schirmung die geringsten Streuverluste erzielen. Gegenüber den beiden vorherigen Simulationen zeigte sich ein geringfügiger Anstieg der Temperaturen im Kessel. Die Temperaturen liegen aber weit unter 120 °C.

5.5 Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung

Abschließend wurde die Ausführung des Transformators mit unterspannungsseitiger Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne Aluminiumschirm untersucht. Treten in der Simulation keine hohen Streuverluste, Feldgrößen sowie Erwärmungen auf, würde es sich wahrscheinlich um die wirtschaftlichste Ausführung des Transformators handeln.

5.5.1 Felddiagramme

Wird die US-Kesselwand magnetisch ausgeführt und wird keine Kesselschirmung vorgesehen, ergibt sich im Kessel die maximale magnetische Flussdichte in Abbildung 93. In der unterspannungsseitigen Kesselwand und in den Durchführungstöpfen treten im Vergleich mit den anderen Modellen (Abbildung 79, Abbildung 85 und Abbildung 90) deutlich höhere Flussdichten auf. Einige Bereiche zeigen sogar Flussdichten größer 1,7 T, daher sollte auf die Erwärmung sowie auf die Streuverluste der US-Kesselwand besonderes Augenmerk gelegt werden.

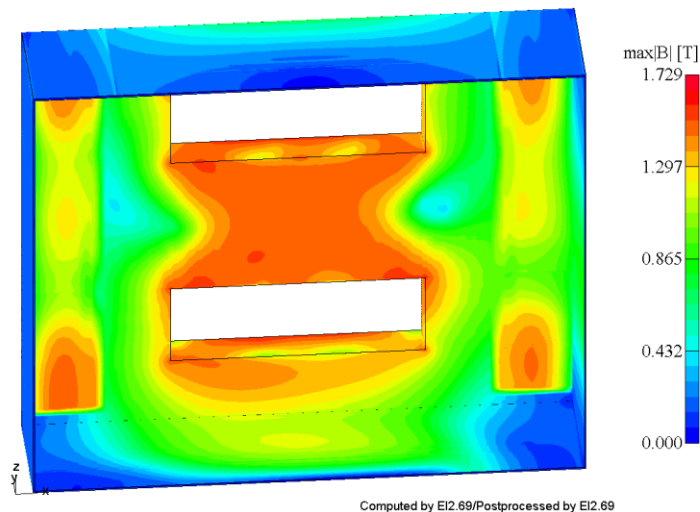


Abbildung 93: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: max. Flussdichte im Kessel

Für die maximal auftretende Stromdichte in inaktiven Stahlbauteilen wurde keine Obergrenze festgelegt. Gegenüber den anderen Simulationen (Abbildung 80, Abbildung 86 und Abbildung 91) treten im Kessel in Abbildung 94 jedoch die höchsten Stromdichten auf.

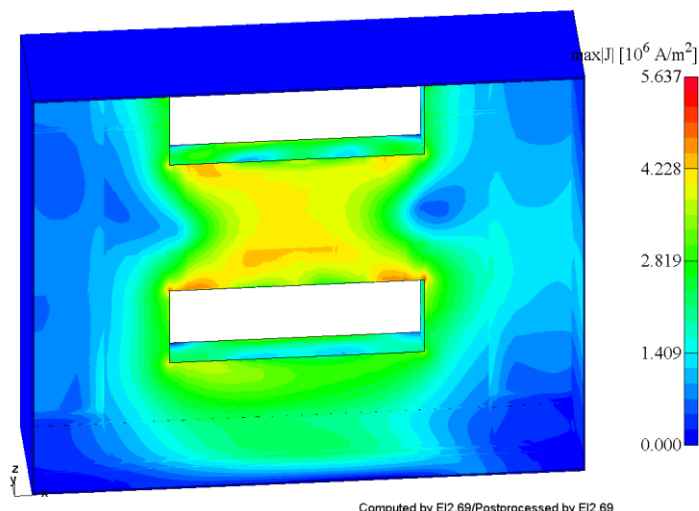


Abbildung 94: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: max. Stromdichte im Kessel

Die auftretenden Temperaturen im Kessel in Abbildung 95 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung) liegen unter 120 °C und sind damit grundsätzlich unbedenklich. Der Vergleich der Temperaturen im Kessel mit jenen in Abbildung 83, Abbildung 88 und Abbildung 92 zeigt in Abbildung 95 jedoch die höchsten Werte. Aus Sicht der Temperaturen wäre die Ausführung mit magnetischer US-Kesselwand und ohne elektromagnetische Schirmung somit möglich.

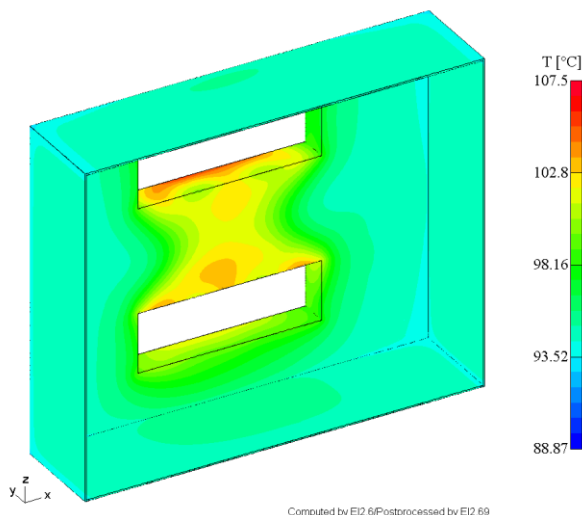


Abbildung 95: Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung: max. Temperatur des Kessels

5.5.2 Verluste

Werden die Streuverluste des Modells mit unmagnetischer US-Kesselwand und ohne elektromagnetische Schirmung (Tabelle 37) mit den anderen Modellen (Tabelle 30, Tabelle 33 und Tabelle 35) verglichen, zeigt Tabelle 37, wie nach der Überprüfung der Feldbilder bereits erwartet, generell die höchsten Verluste.

Designvariation eines Schwerlast-Gleichrichtertransformators

Gegenüber dem Modell mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm (Tabelle 30) erhöhen sich die gesamten Streuverluste von 1044 W auf 2986 W (ca. 186 %).

Der Vergleich mit Tabelle 33 (US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) zeigt in Tabelle 37 um 1349 W (ca. 82 %) höhere Gesamtstreuverluste.

Im Vergleich mit der Simulation mit unmagnetischer US-Kesselwand und ohne elektromagnetische Schirmung (Tabelle 35) fallen in Tabelle 37 um 2044 W (ca. 217 %) höhere Streuverluste an.

Für eine genaue Aussage über den Anstieg der Streuverluste sollten die Streuverluste auf die jeweiligen Transformatorgesamtverluste bezogen werden.

Tabelle 36 zeigt zusammenfassend den Vergleich der Streuverluste im Gleichrichtertransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung, mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung, mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung sowie mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung.

Tabelle 36: Vergleich der Streuverluste im Gleichrichtertransformator für die Modelle mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung, mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung, mit US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung sowie mit US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung

Modell mit Kesselwand aus	Kessel (1/2), gesamt in W	Aluminium- schirm, gesamt in W	Press- platten, gesamt in W	Zugstan- gen, gesamt in W	Kern (1/2), gesamt in W	gesamte Streuver- luste in W
unmagnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung	169	555	215	64	41	1044
magnetischem Stahl und mit elektromagnetischer Schirmung	559	764	210	64	40	1637
unmagnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung	618	-	219	64	41	942
magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung	2672	-	210	64	40	2986

Tabelle 37: Streuverluste im Gleichrichtertransformator mit Schaltleitungen, US-Kesselwand aus magnetischem Stahl und ohne elektromagnetische Schirmung

Bereich	Wirbelstrom- verluste	Hysterese-/Eisen- verluste	gesamte Streuverluste
	in W	in W	in W
Kessel (1/2), gesamt	1738	934	2672
Kesselwand unterspannungsseitig	945	379	1324
Kesselwand unterspannungsseitig, Durch- führungstöpe	653	452	1105
Kesselwand links (1/2)	9	8	17
Kesselwand rechts (1/2)	23	17	40
Kesseldeckel (1/2)	39	33	72
Kesselboden (1/2)	69	45	114
Pressplatten, gesamt	142	68	210
Horizontale Platten, oben	31	15	46
Horizontale Platten, unten	27	14	41
Vertikale Platten, oben	44	20	64
Vertikale Platten, unten	40	19	59
Zugstangen, gesamt	48	16	64
Zugstangen, außen	48	16	64
Zugstangen, innen	0	0	0
Kern (1/2), gesamt	0	40	40
gesamte Streuverluste	1928	1058	2986

5.5.3 Schlussfolgerung

Da die auftretenden Streuverluste im Modell mit magnetischer US-Kesselwand und ohne elektromagnetische Schirmung verkraftbar sind, die Temperaturen unkritisch ausfallen und die Mehrkosten für die Aluminiumschirmung sowie für die unmagnetische US-Kesselwand hoch sind, ist die Ausführung mit magnetischer US-Kesselwand und ohne elektromagnetische Schirmung grundsätzlich zu bevorzugen.

6 Zusammenfassung und Ausblick

6.1 Zusammenfassung

Durch die Verifizierung des Simulationsmodells wurde ein Leitfaden für zukünftige Simulationen von Hochstrom-Industrietransformatoren erstellt. Die Untersuchungen für die Stromschienen zeigten, dass die aufwändige Modellierung und Simulation hochstromführender Stromschienen bis zu einem Strom von 26,2 kA entfallen kann. Das Modell mit modellierten Stromschienen und die Approximation mit Stromfäden lieferten in der Kesselwand und im Aluminiumschirm nahezu identische Feldgrößen. Für die berechneten Wirbelstrom- und Hystereseverluste ergab sich durch die Näherung mit Stromfäden lediglich eine Differenz kleiner als 1 %.

Die Gegenüberstellung der US-Wicklungsmodelle führte zum Schluss, dass sich das Modell mit US-Zylinderspulen besser für die Berechnung von Feldgrößen, Streuverlusten und Temperaturen in unmittelbarer Wicklungsnähe eignet. Der Grund hierfür liegt in der realistischeren axialen sowie radialen Verteilung der Stromdichte bei US-Zylinderspulen. Zur Berücksichtigung von Schaltleitungen ist jedoch das Modell mit US-Helix zu bevorzugen. Die durch Stromfäden modellierten Schaltleitungen können dann direkt an die Ausleitungen der Helix-Wicklungen angeschlossen und entsprechend verschaltet werden. In den Simulationen wirkte sich das Streufeld der Schaltleitungen besonders auf den Kessel, den Aluminiumschirm und die Durchführungstöpfe aus. Je nach Stromstärke und Abstand zu wicklungsnahen Stahlbauteilen können Streufelder von Schaltleitungen jedoch auch zusätzliche Verluste und lokale Erwärmungen in Pressplatten und Zugstangen hervorrufen.

Der Vergleich der Modelle mit bzw. ohne Durchführungstöpfe zeigte deutlich, dass eine möglichst detaillierte Modellierung der Kesselschirmung anzustreben ist. Werden die Durchführungstöpfe nicht modelliert, ergibt sich eine Veränderung des Streuflusses, welche schlussendlich zu anderen Temperaturen und Streuverlusten führt. Sowohl die Durchführungstöpfe der unterspannungsseitigen Kesselwand als auch jene des Aluminiumschirms wurden manuell in das 3D-Modell eingefügt. Die Implementierung einer automatisierten Generierung der Durchführungstöpfe sowie der elektromagnetischen Schirmplatte scheinen aufgrund der Simulationsergebnisse durchaus sinnvoll.

Die Simulationen mit magnetischen inneren Zugstangen verdeutlichten die Auswirkungen von Wicklungs- und Schaltleitungsstrefelder auf die Flussdichte in den Zugstangen. Die inneren Zugstangen zeigten Bereiche mit Flussdichten nahe 1,7 T. Obwohl die berechneten Streuverluste sowie die auftretenden Erwärmungen keine unerwünscht hohen Werte zeigten, ist eine generelle Aussage, ob Zugstangen aus magnetischem oder unmagnetischem Material ausgeführt werden sollen, nicht möglich. Grund hierfür sind die variierenden Abstände zwischen Zugstangen und Wicklungen sowie zwischen Zugstangen und Schaltleitungen. Die Implementierung einer automatischen Modellierung wäre auch hier zielführend.

Im Zuge der Designvariation der beiden ausgewählten Hochstrom-Industrietransformatoren kam es zur Erkenntnis, dass die Ausführung mit unmagnetischer US-Kesselwand und mit Aluminiumschirm nicht unbedingt erforderlich ist. Je nach Leistung, US-Strom und Design des Transformators kann sogar die Ausführung mit magnetischer US-Kesselwand und ohne Aluminiumschirm ausreichen.

Die Designvariation des Ofentransformators zeigte für die Ausführung mit unterspannungsseitiger Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit 18 mm Aluminiumschirm die geringsten Streuverluste sowie die besten Ergebnisse bezüglich Erwärmung und Feldgrößen. Der Aluminiumschirm führt jedoch zu einem höheren Fertigungsaufwand und zu erheblichen Mehrkosten. Da allerdings auch durch die Simulation mit unmagnetischer US-Kesselwand ohne Kesselschirmung gute Ergebnisse erzielt wurden, wurde auf die Kesselschirmung verzichtet. In diesem Modell fielen jedoch die größten Verluste in den Pressplatten an. Zusätzlich zeigten sich in den Simulationen in einigen Bereichen der Pressplatten generell Flussdichten über 1,7 T. Daher wurde abschließend ein Modell mit unmagnetischen Pressplatten untersucht. Die unmagnetischen Pressplatten führten zu einer Verringerung der Streuverluste in den Pressplatten und zur Reduktion der gesamten Streuverluste des Transformatorhalbmodells. Durch den veränderten Streufluss ergaben sich jedoch höhere Flussdichten in den beiden äußeren aus magnetischem Stahl ausgeführten Zugstangen. Die Verluste und die Erwärmungen der Zugstangen fielen allerdings unkritisch aus. Auf die erzielbare Senkung der Streuverluste durch unmagnetische Pressplatten wurde aus wirtschaftlichen Gründen dennoch verzichtet.

Die Simulation der gefertigten Ausführung des Gleichrichtertransformators (US-Kesselwand aus unmagnetischem Stahl und mit Aluminiumschirm) zeigte ohne Berücksichtigung der Schaltleitungen keine unerwünscht hohen Feldgrößen, Temperaturen und Streuverluste in inaktiven Konstruktionsteilen. Durch die Berücksichtigung der Schaltleitungen kam es neben dem Anstieg der Feldgrößen in der oberen Pressplatte zu höheren Feldgrößen im Kesselboden, in der rechten Kesselwand und im Aluminiumschirm. Es kam durch die Schaltleitungen jedoch zu keiner Überschreitung der definierten Richtwerte. Des Weiteren lieferte dieses Modell im Vergleich mit den anderen Simulationen die zweitkleinsten Gesamtverluste. Da sich diese Ausführung allerdings als sehr kostspielig erwies, wurden weitere Varianten untersucht. Die weiteren Untersuchungen zeigten, dass durch die Simulation mit magnetischer US-Kesselwand und ohne elektromagnetische Schirmung verkraftbare Streuverluste sowie Temperaturen und Feldgrößen erzielt werden können und diese Ausführung somit grundsätzlich zu bevorzugen ist.

6.2 Ausblick

Um das Know-How künftig weiter ausbauen zu können, empfiehlt es sich weiterführende Untersuchungen zu diesem Thema durchzuführen. Die nachfolgende Aufzählung enthält empfohlene weiterführende Tätigkeiten, die aus dieser Arbeit abgeleitet wurden.

- Um die Verluste in wicklungsnahen Stahlbauteilen mit US-Helix-Wicklungen detaillierter berechnen zu können, empfiehlt es sich anstelle eines Modells mit einzelnen in der Mitte der Wicklungen angeordneten Stromfäden (siehe Abbildung 27) ein Modell mit

zwei parallelgeschalteten Stromfäden zu untersuchen. Die beiden Stromfäden sollten dann, in radialer Richtung gesehen, am Innen- und Außendurchmesser der US-Wicklung angeordnet werden (siehe Abbildung 96).

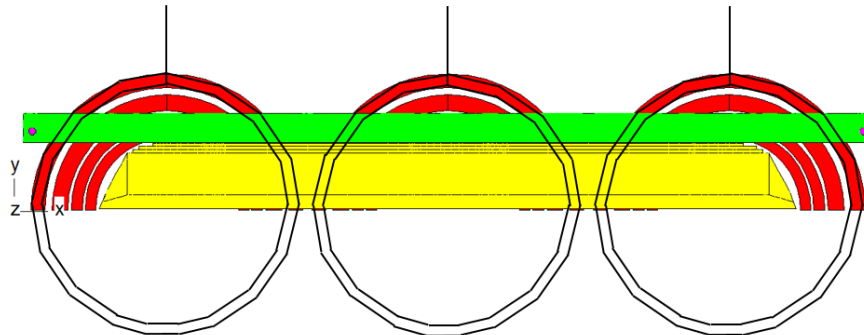


Abbildung 96: US-Helix-Wicklungen mit zwei parallelgeschalteten Stromfäden (Um die Abbildung verständlicher zu gestalten, wurden auch die US-Zylinderspulen dargestellt.)

- Bei der Auslegung der Transformatoren sollte bedacht werden, dass auch durch hochstromführende Schaltleitungen, welche außerhalb des Transformators verlaufen, zusätzliche Verluste und lokale Überhitzungen in Stahlbauteilen hervorgerufen werden können. Wird die US-Kesselwand des Transformators aus unmagnetischem Stahl ausgeführt oder werden elektromagnetische Schirmungen verbaut, führen hochstromführende Schaltleitungen zu deutlich geringeren unerwünschten Wirkungen. Es sollten daher weiterführende Simulationen mit außerhalb des Transformators verlaufenden Schaltleitungen durchgeführt werden.
- Wie in der Zusammenfassung beschrieben, ist sowohl die Modellierung von seitlichen Durchführungstöpfen im Kessel und in seitlichen Kesselschirmungen als auch die Modellierung von Zugstangen für detaillierte Aussagen über Verluste und Erwärmungen essenziell. Da diese Elemente jedoch manuell in das 3D-Modell eingefügt werden müssen und jede manuelle Modellierung mit einem hohen zeitlichen Aufwand verknüpft ist, wäre eine Implementierung einer automatisierten Modellierung zielführend.

7 Literatur

- [1] Siemens AG, „Power Engineering Guide Edition 8.0,“ 2017. [Online]. Available: <https://new.siemens.com/global/de/produkte/energie/themen/power-engineering-guide.html>. [Zugriff am 6 Juni 2019].
- [2] *Siemens AG Österreich Transformers Weiz.*
- [3] R. Fischer, Elektrische Maschinen, München: Carl Hanser Verlag, 2013.
- [4] R. Küchler, Die Transformatoren. Grundlagen für ihre Berechnung und Konstruktion, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York, Stuttgart, 1966.
- [5] M. Heathcote, J & p transformer book, Oxford: Newnes, 2007.
- [6] M. Moghaddami und A. I. Sarwat, *Effective Magnetic Shielding in Electric Arc Furnace Transformers Using Interphase Wall Shunts*, Miami, USA: IEEE, 2017.
- [7] D. Giselbrecht, Dielektrische Modellierung von Öl-Papier-Isolationssystemen im Frequenzbereich zur Diagnose von Leistungstransformatoren, Göttingen: Cuviller Verlag Göttingen, 2008.
- [8] S. V. Kulkarni, Transformer engineering. Design and Practice, New York, Basel: Marcel Dekker, 2004.
- [9] IEC 60076-2:2011-02, „Temperature rise for liquid-immersed transformers,“ Geneva.
- [10] IEC 60076-7:2005-12, „Loading guide for oil-immersed power transformers,“ Geneva.
- [11] O. Biro, K. Preis und G. Buchgrabner, *Finite Element Model to Compute Transformer Losses*, Graz: 11th International IGTE Symposium, 2004.
- [12] O. Biro, *Simulation zeitabhängiger Felder Vorlesungsunterlagen 437.247*, Graz, 2017.
- [13] O. Biro, *Variations- und Residuenmethoden in der Elektrotechnik Vorlesungsunterlagen 437.151*, Graz, 2017.
- [14] M. N. Ozisik, Heat Conduction, New York: John Wiley & Sons, INC., 1993.