

# **Modellierung eines Phasenschiebertransformators unter Berücksichtigung von Sättigungserscheinungen im Eisenkreis**

Masterarbeit



Institut für Elektrische Anlagen  
Technische Universität Graz

Betreuer

Ao.Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Herwig Renner

Vorgelegt von

Josef Stadler, BSc

Institutsleiter: Univ.-Prof. DI Dr.techn. Lothar Fickert

A - 8010 Graz, Inffeldgasse 18-I  
Telefon: (+43 316) 873 – 7551  
Telefax: (+43 316) 873 – 7553  
<http://www.ifea.tugraz.at>  
<http://www.tugraz.at>

Graz / Juni – 2012



## **Danksagung**

An dieser Stelle möchte ich mich bei Herrn Ao.Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. Herwig Renner bedanken, welcher mir diese Arbeit ermöglichte, und sich stets für mich und meine Arbeit Zeit nahm.

Des Weiteren danke ich der Firma Siemens Transformers Austria GmbH, für die Bereitstellung aller für das Modell benötigten Daten, sowie der Firma Alstom, insbesondere Herrn Gludowatz, für die gute Zusammenarbeit.

Ein weiterer Dank gilt meinen Freunden und Studienkollegen. Sie haben mich fachlich und persönlich bei dieser Arbeit unterstützt und mir dadurch teilweise neue Sichtweisen eröffnet.

Zum Schluss möchte ich mich bei meiner Freundin bedanken, welche mich durch mein Studium begleitete und mir bei meinen Höhen und Tiefen stets zur Seite stand.

## **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.

Graz, am 06.06.2012

Josef Stadler

## **Kurzfassung**

In der vorliegenden Arbeit wird ein elektrisches Modell eines Phasenschiebertransformators, bestehend aus getrenntem Serien- und Erregertransformator, entwickelt, wobei die Sättigungscharakteristik des Eisenkreises Berücksichtigung findet. Das Modell weist eine magnetische Kopplung zwischen den einzelnen Schenkeln auf. Die Modellerstellung basiert auf der sogenannten Dualitätstransformation, (1948, E. Collin Cherry) welche auf der Dualität zwischen elektrischen und magnetischen Kreisen beruht. Dieses Modell kann ohne nennenswerten Genauigkeitsverlust vereinfacht, und dadurch die Rechendauer erheblich verkürzt werden.

Anhand dieses Modells werden diverse interne und externe Fehler am Phasenschiebertransformator simuliert, und die Transformatorströme ausgewertet.

Mit diesen gewonnenen Daten ist es möglich die Auslösecharakteristik eines Differentialschutzrelais zu bestimmen und so für eine sichere Abschaltung bei internen bzw. für die Vermeidung einer Fehlauslösung bei externen Fehlern zu sorgen. Die Ergebnisse der Simulation werden mit Hilfe einer Stromquelle in ein reales Schutzrelais eingespeist und das Ansprechverhalten untersucht.

Schlüsselwörter: Modellierung, Phasenschiebertransformator, Wirklastfluss, Dualitätstransformation, Differentialschutz, Übertragungsnetz

## **Abstract**

In the present thesis, an electrical model of a phase shifting transformer, consisting of separate series- and excitation transformer, is developed, with the saturation characteristics of the iron core taken into account. The model has a magnetic coupling between the limbs.

The modeling is based on the so-called duality transformation (1948, E. Collin Cherry), which relies on the duality between electric and magnetic circuits.

This model can be simplified without significant loss of accuracy, which decreases processing time significantly.

Using this model, various internal and external errors on the phase shifting transformer are simulated, in each case, the currents are evaluated.

With these data, it is possible to determine the pick-up characteristics of a differential protection relay to provide a safe tripping of internal faults, or for the prevention of false alarms for external faults.

The results of the simulations are injected into a real protection relay by using a programmable current source to examine the actual behavior.

Keywords: modeling, phase shifting transformer, active power flow, duality transformation, differential protection, transmission system

## Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Abkürzungsverzeichnis</b>	<b>7</b>
<b>2</b>	<b>Einleitung</b>	<b>8</b>
2.1	Steuerung des Wirklastflusses mit Phasenschiebertransformatoren	9
2.1.1	Allgemeiner Hintergrund	9
2.1.2	Phasenschiebertransformator	10
2.2	Differentialschutz	12
2.2.1	Allgemeines	12
2.2.2	Differentialschutz bei Transformatoren	14
<b>3</b>	<b>Dualitätstransformation</b>	<b>16</b>
3.1	Allgemeines	16
3.1.1	Einphasiger Transformator mit mehreren Wicklungen	20
3.2	Anwendung der Dualitätstransformation an einem Drehstromtransformator	21
3.2.1	Kernaufbau	21
<b>4</b>	<b>Modellerstellung für Phasenschiebertransformator</b>	<b>22</b>
4.1	Allgemeine Daten des Phasenschiebertransformators	22
4.2	Modellerstellung des Serientransformators	24
4.2.1	Daten des Serientransformators	24
4.2.2	Dualitätstransformation des Serientransformators	25
4.2.3	Parameterbestimmung	28
4.2.4	Implementierung in Simulink	34
4.3	Modellerstellung des Erregertransformators	35
4.3.1	Daten des Erregertransformators	35
4.3.2	Dualitätstransformation des Erregertransformators	36
4.3.3	Implementierung in Simulink	40
4.4	Phasenschiebertransformator	41
4.4.1	Implementierung der Stromwandler	42
4.4.2	Validierung des Modells	44
4.4.3	Vereinfachung des Modells	46

<b>5</b>	<b>Fehlersimulation zur Schutzparametrierung .....</b>	<b>47</b>
5.1	Schutzkonzept.....	47
5.2	Sekundäre Differentialschutz .....	47
5.2.1	Berechnung des Differenzstromes.....	48
5.2.2	Parametrierung des Differentialschutzes .....	50
5.3	Simulation von externen Fehlern .....	50
5.3.1	Vergleich mit Omicron Quelle .....	55
5.3.2	Zusammenfassung der Externe Fehler .....	56
5.4	Simulation von internen Fehlern .....	57
5.4.1	Vergleich mit Omicron Quelle .....	61
5.4.2	Zusammenfassung der Interne Fehler .....	62
<b>6</b>	<b>Zusammenfassung und Diskussion der Ergebnisse .....</b>	<b>63</b>
<b>7</b>	<b>Literaturverzeichnis.....</b>	<b>65</b>
<b>Anhang</b>	<b>.....</b>	<b>66</b>

# 1 Abkürzungsverzeichnis

Abkürzung	Erklärung
$\mu$	magnetische Permeabilität in Vs/Am
A	Fläche in m <sup>2</sup>
ARS	Advance / Retard Switch
B	magnetisch Flussdichte in T
B	Blindleitwert in 1/Ω
e	induzierte Spannung in V
EW1 / EW2	Erregerwicklung des Erregertransformators
EWS	Injektionswicklung des Serientransformators
FFT	Fast Fourier Transformation
FST	Feinstufe des Erregertransformators
G	Leitwert in 1/Ω
GST	Grobstufe des Erregertransformators
H	magnetische Feldstärke in A/m
$I_{100\text{Hz}}$	Zweite Harmonische in A
$I_{50\text{Hz}}$	Grundschwingungskomponente in A
$I_{\text{Diff}}$	Differenzstrom in A
$I_{\text{Stab}}$	Stabilisierungsstrom in A
L	Induktivität in H
l	Länge
LRS	Stufenschalter der Stellwicklung
Θ	Durchflutung in A
$m_{\text{Fe}}$	Masse von Eisen in kg
N	Windungsanzahl
PST	Phasenschiebertransformator
R	Widerstand in Ω
RMS	Effektivwert
S	Reluktanz in A/Wb
SW1 / SW2	Serienwicklung des Serientransformators
X	Reaktanz in Ω
Z	Impedanz in Ω
ΔI	Durch Zusatzspannung fließender Strom in A
ΔP	Änderung der Wirkleistung in W
ΔQ	Änderung der Blindleistung in var
ΔS	Änderung der Übertragungsleistung in VA
ΔU	Eingespeiste Zusatzspannung in V
$\rho_{\text{Fe}}$	Dichte von Eisen in kg/m <sup>3</sup>
Φ	magnetischer Fluss in Wb
$\varphi_{\Delta U}$	Winkel der Zusatzspannung in °
ψ	Leitungsimpedanzwinkel in °
ψ	Windungsfluss in Wb
ω	elektrische Kreisfrequenz in 1/s

## 2 Einleitung

Auf Grund des verzögerten Leitungsausbau und des Fehlens der Steiermark-Leitung befand sich das bestehende Übertragungsnetz im Jahr 2005 an seinen Belastungsgrenzen. Die Gründe für die Verzögerungen finden sich in der mangelnden Akzeptanz der Bevölkerung und oft jahrelang andauernde Umweltverträglichkeitsprüfungen, welche den Ausbau bremsen.

Um dennoch eine sichere Stromversorgung zu gewährleisten, sind an den Umspannwerk-Standorten Tauern, Ernsthofen und Ternitz bereits im Jahr 2006 Phasenschiebertransformatoren in Betrieb gegangen, welche die Nord-Süd-Verbindungen des österreichischen Übertragungsnetzes durch Lastflussverlagerung entlasten und die Sicherstellung des  $(n-1)$  Kriteriums gewährleisten.

Phasenschiebertransformatoren, kurz PST, haben sich als notwendiges Provisorium bewährt und werden mittlerweile in immer mehr Ländern Europas eingesetzt bzw. sind in Planung.

Aus diesem Grund wird 2012 im Umspannwerk Lienz ein weiterer PST in Betrieb gehen. Im Zuge dieser Arbeit ist ein Modell dieses Phasenschiebertransformators zu erstellen. Dieses soll besonders die magnetischen Eigenschaften bzw. die Sättigungscharakteristik des Eisenkreises berücksichtigen. Um unsymmetrische Belastungszustände korrekt simulieren zu können, werden die einzelnen Schenkel magnetischer miteinander verkoppelt.

Als Grundlage für die Modellerstellung dient die sogenannte Dualitätstransformation, die 1948 von E. Colin Cherry entwickelt wurde [1]. Basierend auf dem magnetischen Ersatzschaltbild kann mit Hilfe der Transformation ein elektrisches Modell erstellt werden, welches schließlich in Simulink modelliert wird.

Ähnliches erfolgte bereits für Verteiltransformatoren (Dreischenkeltransformator [2], Fünfschenkeltransformator [3]), jedoch konnte in der Literatur keine Anwendung an einem Phasenschiebertransformator gefunden werden. Hinzu kommt, dass es sich bei dem PST um einen Transformator mit drei, bzw. vier Wicklungen je Schenkel handelt, was die Parameter-Bestimmung des Modells erschwert.

Mit dem Modell sind in weiterer Folge sowohl interne als auch externe Fehlerzustände zu simulieren wobei jeweils der Differenzstrom auszuwerten ist. Mit diesen gewonnenen Daten ist ein Differenzialschutzrelais zu parametrieren, welches schließlich den PST selektiv vor internen Fehlern schützen soll.



## 2.1 Steuerung des Wirklastflusses mit Phasenschiebertransformatoren

### 2.1.1 Allgemeiner Hintergrund

Grundsätzlich kann eine Steuerung des Wirklastflusses durch Änderung der Impedanz (z.B.: TCSC, Thyristor controlled series compensator [4]) oder durch Einspeisen einer Zusatzspannung erfolgen. Ein Phasenschiebertransformator arbeitet mit dem Prinzip der Zusatzspannung, daher wird dies im Folgenden kurz erläutert.

Gegeben sind zwei parallele Leitungen, mit den Impedanzen  $X_1$  und  $X_2$ , welche die Ströme  $I_1$  bzw.  $I_2$  führen. (vgl. Abbildung 2-1 a)

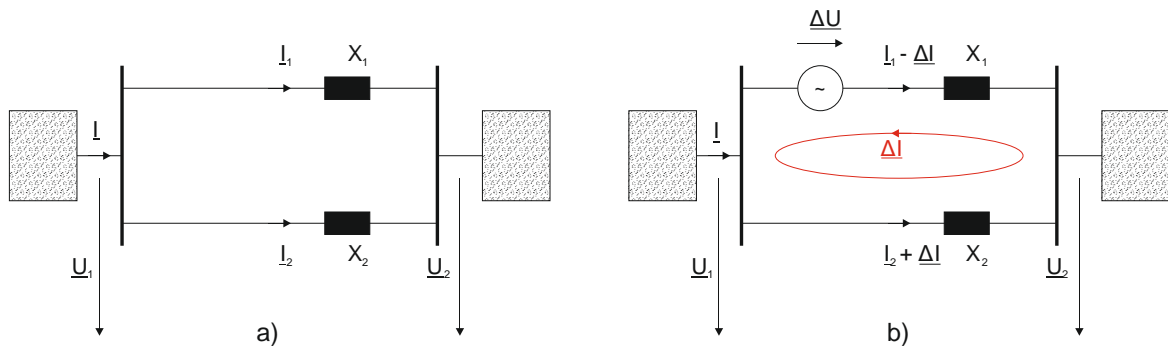


Abbildung 2-1 Leistungübertragung über zwei parallele Leitungen, inkl. Einbringung einer Serienzusatzspannungsquelle

Durch Einbringung einer Serienzusatzspannung  $\Delta U$  an einer der beiden Leitungen bildet sich ein Kreisstrom  $\Delta I$  aus, dessen Größe von der Höhe der Zusatzspannung und der Impedanz der Leitungen abhängt (vgl. Abbildung 2-1 b).

$$\underline{\Delta I} = \frac{\underline{\Delta U}}{j \cdot (X_1 + X_2)} = \frac{\underline{\Delta U}}{\underline{Z}} \quad (2.1)$$

Dieser Kreisstrom wirkt dem Strom der einen Leitung entgegen, und erhöht den Strom in der anderen Leitung.

Die Änderung der Übertragungsleistung von Leitung 1 berechnet sich folgendermaßen (Berechnung in per unit):

$$\underline{\Delta S}_1 = \underline{U}_1 \cdot \underline{\Delta I}^* = \underline{U}_1 \cdot \frac{\underline{\Delta U}^*}{\underline{Z}^*} = U_1 \cdot \frac{\Delta U}{Z} \cdot (\cos(\Psi - \varphi_{\Delta U}) + j \cdot \sin(\Psi - \varphi_{\Delta U})) \quad (2.2)$$

Leitungen der Hoch- und Höchstspannungsebene weisen meist einen induktiven Charakter auf [5], das entspricht einen Leitungsimpedanzwinkel  $\psi$  von nahezu  $90^\circ$ . Dadurch ergibt sich aus Formel (2.2):

$$\underline{\Delta S}_1 = U_1 \cdot \frac{\Delta U}{Z} \cdot (\sin(\varphi_{\Delta U}) + j \cdot \cos(\varphi_{\Delta U})) \quad (2.3)$$

$$\Delta P_1 = U_1 \cdot \frac{\Delta U}{Z} \cdot \sin(\varphi_{\Delta U}) \quad \text{bzw.} \quad \Delta Q_1 = U_1 \cdot \frac{\Delta U}{Z} \cdot \cos(\varphi_{\Delta U})$$

Daher ist für die Steuerung des Wirklastflusses ein Winkel der Zusatzspannung von 90°, für die Blindleistungssteuerung ein Winkel von 0° erforderlich.

### 2.1.2 Phasenschiebertransformator

Es gibt unterschiedliche Konzepte von Phasenschiebertransformatoren. Man unterscheidet zwischen symmetrischen und unsymmetrischen Typen, und ob die Zusatzspannung genau oder nur ungefähr 90° der Phasenspannung beträgt. [6]

An diesem Punkt wird nur auf den in dieser Arbeit behandelten Typ eingegangen. Hierbei handelt es sich um den klassischen Phasenschiebertransformator mit getrenntem Serien- und Erregertransformator. Weitere Bauformen sind aus [6] zu entnehmen.

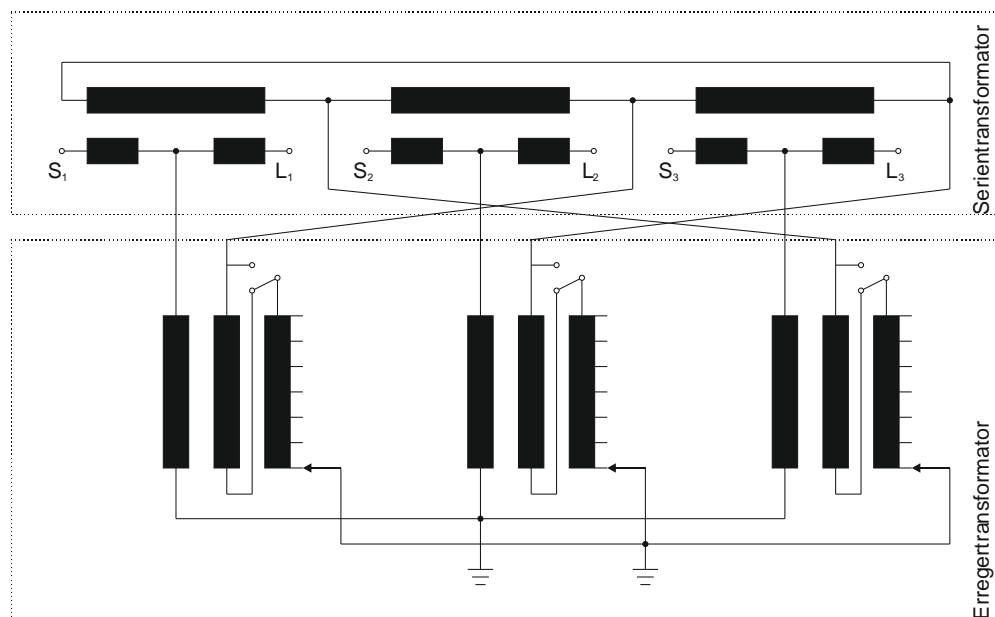


Abbildung 2-2 Ersatzschaltbild eines "klassischen" PST mit getrennten Serien- und Erregertransformator

Der Serientransformator ist in Schaltgruppe Diii verschaltet und besitzt eine geteilte Serienwicklung. Der Erregertransformator ist in Schaltgruppe Yy geschaltet, und stellt die Größe der Zusatzspannung über zuschaltbare Wicklungen bzw. über einen Stufensteller ein.

Ausgehend von einer festgelegten Vorzugsrichtung, ermöglicht es der PST im sog. Advance Betrieb den Lastfluss in Richtung der Last (L = Load) zu verschieben, bzw. durch Umpolung der Injektionswicklung, im sog. Retard Betrieb auch in Richtung der Quelle (S = Source). Die Umschaltung erfolgt dabei über den „Advance – Retard – Switch“ (ARS).

Somit ergibt sich folgendes Zeigerdiagramm:

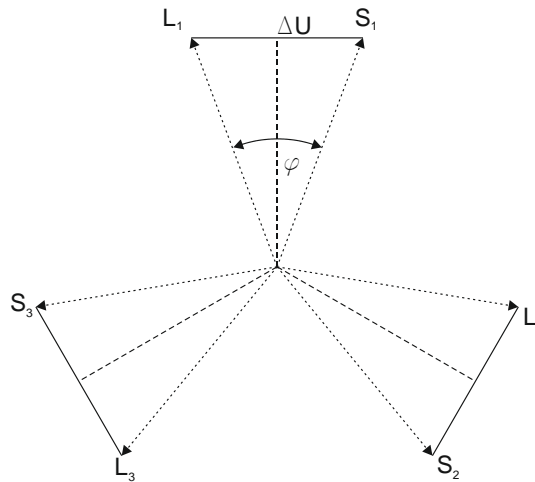


Abbildung 2-3 Zeigerdiagramm der Spannungen bei einem klassischen PST

Die charakteristische Größe eines PST ist der sogenannte Leerlauf-Spannungswinkel, welcher indirekt die Größe der induzierten Spannung wiedergibt.

Der Zusammenhang zwischen Nennspannung  $U$ , Zusatzspannung  $\Delta U$  und Leerlaufwinkel  $\varphi_0$  ist in folgender Formel ersichtlich:

$$\sin\left(\frac{\varphi_0}{2}\right) = \frac{\Delta U}{U} \quad (2.4)$$

Mit steigender Belastung verringert sich dieser Winkel in der Stellung Advance (voreilende Sekundärspannung) bzw. erhöht sich in der Schalterstellung Retard (nacheilende Sekundärspannung). Dies liegt am Spannungsabfall an der Serientransformator – Impedanz. Mit sinkender Impedanz verringert sich dieser Effekt. [6]

## 2.2 Differentialschutz

### 2.2.1 Allgemeines

Dieses Kapitel beruht auf dem Buch Ziegler, Gerhard, Digitaler Differentialschutz [7],

Ein Differentialschutzrelais bildet die Summe der zu- und abfließenden Ströme eines Schutzobjektes. Im fehlerfreien Zustand muss diese Stromsumme null sein. Ausgenommen davon sind Magnetisierungsströme und kapazitive Ladeströme. Tritt ein Fehler im Inneren des Schutzobjektes auf, so erkennt der Differentialschutz sofort den Fehler und löst aus. Die Auslösezeit ist dabei sehr kurz und der Differentialschutz arbeitet absolut selektiv.

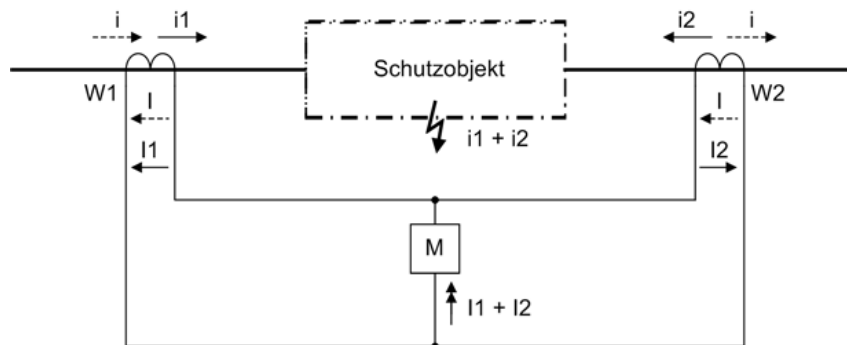


Abbildung 2-4 Funktionsprinzip des Differentialschutzes [8]

Die Erfassung der Ströme erfolgt über Stromwandler, welche die Ströme auf kleine, leicht verarbeitbare Größenordnungen transformieren. Die Anordnung der Stromwandler legt dabei die Grenzen des Schutzbereiches fest.

Jeder Wandler unterliegt einer gewissen Sättigungscharakteristik. Somit kommt es bei steigenden Strömen zu Abweichungen, da verschiedene Wandler unterschiedliche Sättigungseigenschaften aufweisen. Besonders bei stromstarken Fehlern außerhalb des Schutzbereiches vom Differentialschutz kommt es wegen des großen Stromes zu Wandlersättigungen und demnach ev. zu einem verfälschten Differenzstrom.

Aus diesem Grund wird der sogenannte „Stabilisierte Differentialschutz“ eingeführt. Dabei wächst das Ansprechniveau des Differentialschutzrelais mit steigendem Laststrom an. Somit erhöht sich mit steigender Belastung die Ansprechempfindlichkeit des Differentialschutzes.

Der Differenz- und der Stabilisierungsstrom aus Abbildung 2-4 berechnen sich folgendermaßen:

$$\begin{aligned} I_{diff} &= |I_1 + I_2| \\ I_{stab} &= |I_1| + |I_2| \end{aligned} \quad (2.5)$$

- Bei einem fehlerfreien Betrieb ergibt sich:

$\underline{I}_1$  fließt in den Schutzbereich hinein,  $\underline{I}_2$  fließt heraus  $\rightarrow \underline{I}_1 = -\underline{I}_2$

$$I_{diff} = |\underline{I}_1 + \underline{I}_2| = |\underline{I}_1 - \underline{I}_1| = 0 \quad (2.6)$$

$$I_{stab} = |\underline{I}_1| + |\underline{I}_2| = |\underline{I}_1| + |-\underline{I}_1| = 2 \cdot |\underline{I}_1|$$

Der Differenzstrom ist somit 0, der Stabilisierungsstrom entspricht dem doppelten Laststrom

- Bei einem inneren Kurzschluss, bei dem von beiden Seiten gespeist wird, ergibt sich:

$\underline{I}_1$  und  $\underline{I}_2$  fließen beide in den Schutzbereich hinein  $\rightarrow \underline{I}_1 = \underline{I}_2$

$$I_{diff} = |\underline{I}_1 + \underline{I}_2| = |\underline{I}_1 + \underline{I}_1| = 2 \cdot |\underline{I}_1| \quad (2.7)$$

$$I_{stab} = |\underline{I}_1| + |\underline{I}_2| = |\underline{I}_1| + |\underline{I}_1| = 2 \cdot |\underline{I}_1|$$

Der Differenzstrom und der Stabilisierungsstrom sind gleich groß und repräsentieren den gesamten auftretenden Kurzschlussstrom

- Bei einem inneren Kurzschluss, bei dem nur von einer Seite gespeist wird, ergibt sich:

$\underline{I}_1$  fließt in den Schutzbereich hinein,  $\underline{I}_2 = 0$

$$I_{diff} = |\underline{I}_1 + \underline{I}_2| = |\underline{I}_1 + 0| = |\underline{I}_1| \quad (2.8)$$

$$I_{stab} = |\underline{I}_1| + |\underline{I}_2| = |\underline{I}_1| + |0| = |\underline{I}_1|$$

Der Differenzstrom und der Stabilisierungsstrom sind wiederum gleich groß und entsprechen dem gesamt auftretenden Kurzschlussstrom.

Aus diesen drei Überlegungen kann man die Auslösekurve des Differentialschutzes ableiten. Anhand Formel (2.7) und (2.8) ergibt sich die Fehlerkennlinie als Gerade mit 45° Steigung. (Überlegungen aus [8])

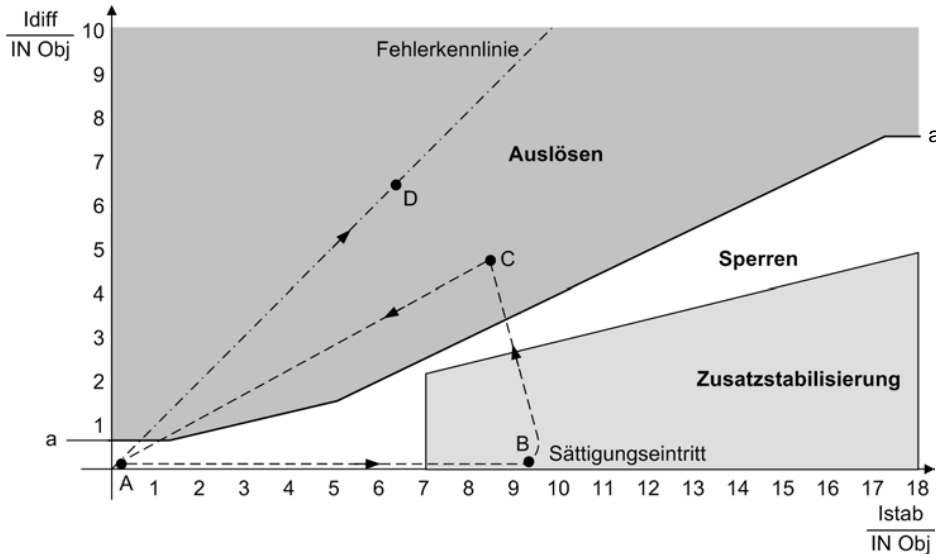


Abbildung 2-5 Auslösekennlinie eines Differentialschutzrelais mit eingezeichneter Fehlerkennlinie und Zusatzstabilisierung [8]<sup>1</sup>

Bei inneren Fehlern wirkt sich die Sättigung der Stromwandler nicht aus, da sowohl der Differenz- als auch der Stabilisierungsstrom simultan verfälscht werden. Sobald die Ansprechschwelle  $a$  überschritten wird, löst der Schutz aus. Der Fehlerstrom bewegt sich entlang der Fehlerkennlinie (Punkt D).

Bei äußeren Fehlern hingegen kommt es, bedingt durch die hohen Kurzschlussströme, zu einer Sättigung der Stromwandler, wodurch der Stabilisierungsstrom entsprechend steigt (Punkt B in Abbildung 2-5). Kommt es nun zu einer ungleichen Sättigung der Wandler, so steigt der Differenzstrom und erreicht eventuell den Auslösebereich des Schutzrelais (Punkt C). Dies würde ohne Gegenmaßnahmen zu einer Auslösung führen.

Aus diesem Grund besitzen Differentialschutzgeräte mehrere Verfahren, externe Fehler zu erkennen und die Auslösung für eine kurze, einstellbare Zeit, zu blockieren. Diese Einstellungen sind gerätespezifisch, und werden an anderer Stelle (Punkt 5.2) behandelt.

## 2.2.2 Differentialschutz bei Transformatoren

Der Differentialschutz wird meist bei Transformatoren ab 1 MVA eingesetzt, bei größeren Transformatoren (> 5 MVA) wird er standardmäßig als Hauptschutz verwendet. [7].

Bei der Schutzimplementierung von Transformatoren sind einige Punkte zu beachten:

Das Differentialschutzgerät muss das Übersetzungsverhältnis des Transformators berücksichtigen. Dieses kann sich, wenn ein Stufenschalter verbaut ist, auch unter Belastung verändern. Des Weiteren muss bei der Berechnung des Differenzstromes die Schaltgruppe der Wicklungen Beachtung finden.

<sup>1</sup> Seite 108, Bild 2-21  
Stadler Josef

Wird ein leerlaufender Transformator eingeschaltet, kommt es, abhängig vom Einschaltzeitpunkt und der Remanenz im Eisen, zu einer einseitigen Sättigung des Kernes und somit zur Ausbildung eines sogenannten Inrush-Stromes. Dieser beträgt bei kleineren Transformatoren (~1 MVA) ein bis zu 12-Faches des Nennstromes, bei Großtransformatoren (>100 MVA) das ca. 4-Fache des Nennstromes. [7]

Der Einschaltstrom klingt, abhängig von den ohmschen Widerständen und der Größe des Transformators, unterschiedlich schnell ab. So erreicht die Stoßamplitude bei Transformatoren mit 0,5 – 1 MVA nach 8 -10 Perioden, mit 1 – 10 MVA nach 10 – 60 Perioden und bei höheren Leistungen nach 60 – 3600 Perioden die Hälfte des Anfangswertes [9].

Dieser Inrush-Strom würde, da er vom Schutzrelais als Differenzstrom wahrgenommen wird, eine sofortige Auslösung des Differentialschutzes verursachen.

Abhilfe hierbei schafft meist eine Oberschwingungsanalyse. Ein Inrush-Strom kennzeichnet sich durch eine stark ausgeprägte zweite Harmonische (100 Hz Komponente). Moderne Schutzgeräte führen eine laufende Spektralanalyse des Differenzstromes durch. Übersteigt das Verhältnis  $I_{100\text{Hz}} / I_{50\text{Hz}}$  eine definierte Schwelle (meist 15 %), wird die Auslösung für eine einstellbare Zeit blockiert.

Ein weiteres Problem stellen stromstarke, externe Fehler dar. Diese können das Eisen im Transformator in Sättigung bringen, wobei erneut eine ähnliche Problematik wie beim Inrush-Strom entsteht. Da externe Fehler einen großen Strom durch den PST, und somit einen hohen Stabilisierungsstrom verursachen, kann durch Auswertung von  $I_{\text{Stab}}$  ein solcher erkannt werden.

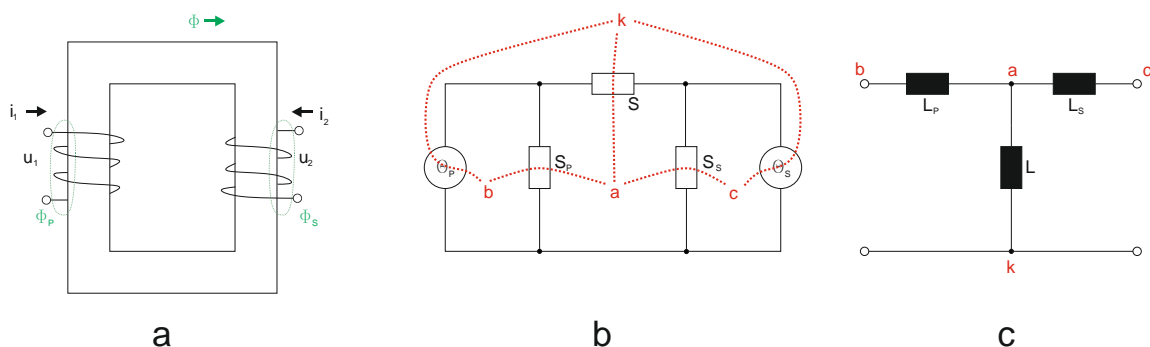
Weitere Mechanismen eines Differentialschutzrelais werden in Punkt 5.2 angeführt und näher beschrieben.

## 3 Dualitätstransformation

### 3.1 Allgemeines

Die Dualitätstransformation wurde 1948 von Colin Cherry entwickelt. Mit dem Prinzip der Dualität ist es möglich, magnetische Kreise, zum Beispiel von einem Transformator, in einen äquivalenten elektrischen Schaltkreis umzuwandeln. Sie beruht auf die sogenannte Knoten–Maschen–Äquivalenz. Die Erläuterungen dieses Kapitels sind aus der Arbeit von Colin Cherry [1] entnommen.

Anhand eines einphasigen Transformators mit jeweils einer Primär- und einer Sekundärwicklung (gleiche Windungszahlen) werden im Folgenden die Grundregeln der Dualitätstransformation beschrieben:



**Abbildung 3-1** Realer Transformator: a) Schematischer Aufbau; b) magnetisches ESB; c) Transformierter Schaltkreis

Abbildung 3-1a zeigt den Aufbau eines realen Einphasentransformators. Auf Grund der endlichen Permeabilität fließt nicht der gesamte Fluss im Eisenkreis, sondern teilt sich auf den Hauptfluss  $\Phi$ , sowie die Streuflüsse der Primär- bzw. Sekundärwicklung  $\Phi_p$  und  $\Phi_s$  auf.

Im magnetischen Ersatzschaltbild (Abbildung 3-1 b) wird der Eisenkern durch eine Reluktanz  $S$ , die Streupfade über Luft mit  $S_P$  sowie  $S_S$  berücksichtigt. Die Primärwicklung wird durch die Durchflutung  $\Theta_P$  repräsentiert, die Sekundärwicklung durch  $\Theta_S$ .

Dieses magnetische Ersatzschaltbild wird nun mit Hilfe der Dualitätstransformation in ein elektrisches Ersatzschaltbild übergeführt.

Im ersten Schritt werden alle Maschen beschriftet (Punkte a-c). Des Weiteren wird ein Punkt außerhalb des Netzwerkes eingezeichnet (Punkt k). Im nächsten Schritt werden alle Punkte von nebeneinanderliegenden Maschen verbunden (strichlierte Linien).

Im Zuge der Transformation entstehen aus den Maschen Knotenpunkte. Die vorher gezeichneten Linien werden zu neuen Verbindungen der Elemente.



Bei einem Transformator mit zwei Wicklungen gilt, dass bei Vernachlässigung der Streuflüsse, die Summe der Flüsse Null ergeben muss:

$$\Phi_1 + \Phi_2 = 0 \quad (3.1)$$

Durch Differenzieren und Multiplizieren mit der Windungszahl kann gezeigt werden, dass sich auch die induzierten Spannungen zu Null addieren müssen.

$$u_1 + u_2 = 0 \quad (3.2)$$

Des Weiteren ist die Durchflutung der einzelnen Schenkel parallel und somit gleich

$$i_1 = i_2 = i \quad (3.3)$$

Im Zuge der Transformation ergibt sich folgender Zusammenhang:

$$\begin{aligned} u &\leftrightarrow \frac{d\Phi}{dt} \\ i &\leftrightarrow \Theta \end{aligned} \quad (3.4)$$

Somit gilt:

$$\begin{aligned} j\omega\Phi_1 : j\omega\Phi_2 &= u_1 : u_2 \\ \text{und} & \\ \Theta_1 : \Theta_2 &= i_1 : i_2 \end{aligned} \quad (3.5)$$

Die Reluktanzen werden nach der Transformation zu Induktivitäten. Dies lässt sich folgendermaßen erklären:

Zunächst wird Formel (3.5) durchdividiert:

$$\frac{\Theta_1}{j\omega\Phi_1} : \frac{\Theta_2}{j\omega\Phi_2} = \frac{i_1}{u_1} : \frac{i_2}{u_2} \quad (3.6)$$

Wird das elektrische Element als Induktivität bestimmt, so erhält man:

$$\frac{\Theta_1}{j\omega\Phi_1} : \frac{\Theta_2}{j\omega\Phi_2} = \frac{1}{j\omega L_1} : \frac{1}{j\omega L_2} \quad (3.7)$$

Da die Dualität frequenzunabhängig ist, ergibt sich:

$$S_1 : S_2 = \frac{1}{L_1} : \frac{1}{L_2} \quad (3.8)$$

Mit Berücksichtigung der Wicklungsanzahl  $N$ :

$$S_n = \frac{\Theta_n}{\Phi_n} = \frac{N \cdot i_n}{\Phi_n}$$

$$N \cdot \Phi_n = L_n \cdot i_n \rightarrow i_n = \frac{N \cdot \Phi_n}{L_n} \quad (3.9)$$

$$S_n = \frac{N \cdot \frac{N \cdot \Phi_n}{L_n}}{\Phi_n} = \frac{N^2 \cdot \Phi_n}{L_n \cdot \Phi_n} = \frac{N^2}{L_n}$$

Somit ist der Zusammenhang zwischen Reluktanz  $S_n$  und der durch die Transformation entstehenden Induktivität  $L_n$  folgendermaßen gegeben:

$$S_n \cdot L_n = N^2 \quad (3.10)$$

Mit diesen Überlegungen erhält man das allseits bekannte T-Ersatzschaltbild eines Transformators (Abbildung 3-1c).  $L$  entspricht der Hauptinduktivität, und  $L_p$  bzw.  $L_s$  repräsentieren jeweils die Streuinduktivitäten der Primär- bzw. Sekundärwicklung.

Die Wicklungswiderstände sind nach der Transformation separat zu Berücksichtigen.

Die Dualitätstransformation ist reversibel, d.h. es kann aus dem elektrischen Schaltbild wiederum das Magnetische erzeugt werden.

Bei den bisherigen Überlegungen wurde die Hystereseurve des Kernmaterials nicht beachtet. Mit folgender Überlegung kann diese im Zuge der Transformation mit berücksichtigt werden.

Man nimmt einen geschlossenen magnetischen Kreis der Länge  $l$  und mit einem Querschnitt  $A$  (Abbildung 3-2a) an.

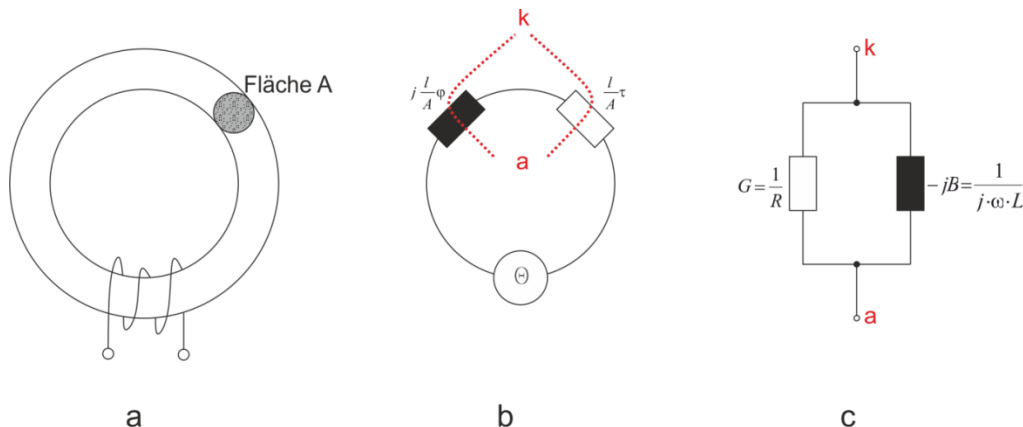


Abbildung 3-2 Illustration zur komplexen magnetischen Reluktanz

Die Reluktanz dieses magnetischen Kreises berechnet sich mit:

$$\underline{S} = \frac{l \cdot A}{\underline{\mu}} = \frac{l \cdot A}{\tau + j \cdot \varphi} \quad (3.11)$$

Dieser komplexe Zusammenhang wird in Abbildung 3-2b gezeigt.

Ist der Kern mit  $N$  Wicklungen bewickelt, wird von einem sinusförmigen Strom  $i$  durchflossen, und eine sinusförmige Spannung  $u$  induziert, so berechnet sich die magnetische Feldstärke bzw. die magnetische Flussdichte folgendermaßen:

$$H = \frac{N \cdot i}{l} \quad (3.12)$$

$$\underline{B} = \frac{-j \cdot \underline{u}}{\omega \cdot N \cdot A}$$

Aus den Gleichungen (3.11) und (3.12) erhält man:

$$\frac{1}{\underline{\mu}} = (\tau + j \cdot \varphi) = \frac{j \cdot N^2 \cdot \omega \cdot A}{l \cdot \underline{Z}} \quad (3.13)$$

Damit ein äquivalenter Schaltkreis gefunden werden kann (Abbildung 3-2c) beträgt  $\underline{S}$ :

$$\underline{S} = \frac{j \cdot \omega \cdot N^2}{\underline{Z}} = \frac{j \cdot \omega \cdot N^2}{G - jB} \quad (3.14)$$

Damit folgt für  $\underline{Z}$ :

$$\frac{1}{\underline{Z}} = G - jB \quad (3.15)$$

Der reelle Teil der Reluktanz  $\underline{S}$  wird somit durch die Suszeptanz  $B=1/\omega L$ , der imaginäre Teil durch den Leitwert  $G=1/R$  repräsentiert.

Diese Werte sind frequenzabhängig und können daher nur für eine Betriebsfrequenz angewendet werden.

Das elektrische Ersatzschaltbild aus Abbildung 3-2c korrespondiert somit mit dem magnetischen Ersatzschaltbild aus Abbildung 3-2b.

### 3.1.1 Einphasiger Transformator mit mehreren Wicklungen

Die Dualitätstransformation kann nur bei planaren, magnetischen Ersatzschaltbildern durchgeführt werden. Planar bedeutet in diesem Zusammenhang, dass sich im magnetischen Ersatzschaltbild keine Elemente kreuzen dürfen. Da die Transformation rein grafisch erfolgt, kann sie bei gekreuzten Pfaden nicht durchgeführt werden.

Aus diesem Sachverhalt kann man schließen, dass sich nicht mehr als drei Wicklungen pro Schenkel befinden dürfen.

Dies wird im Folgenden erläutert:

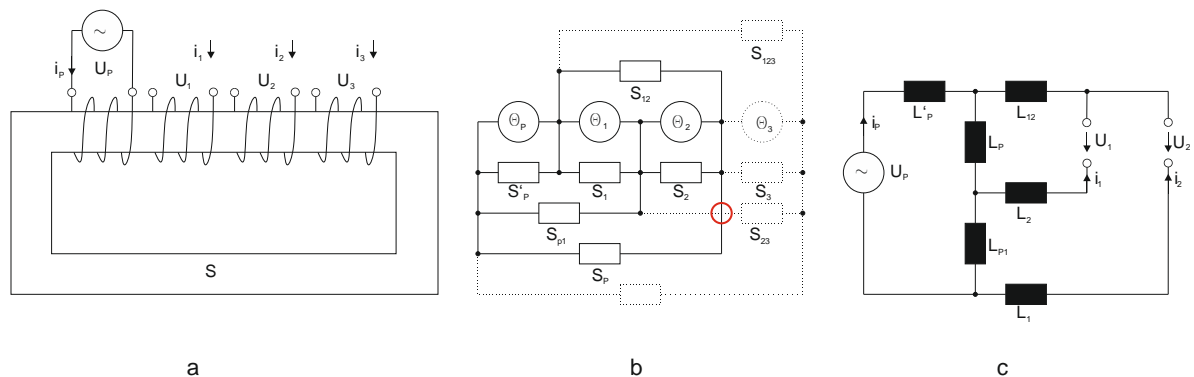


Abbildung 3-3 Einphasentransformator mit mehreren Wicklungen

Abbildung 3-3a zeigt den Aufbau des Transformators mit einer Primär-, und drei Sekundärwicklungen. Der Kern besitzt eine endliche Permeabilität, wodurch sich der gesamte von den Wicklungen erzeugte Fluss auf Haupt- und Streuflüsse aufteilt.

In b ist das magnetische ESB zunächst für zwei Sekundärwicklungen veranschaulicht.  $S_i$  repräsentiert den Weg der Streuflüsse zwischen Wicklung und Kern,  $S_{ij}$  die Wege zwischen zwei Wicklungen.

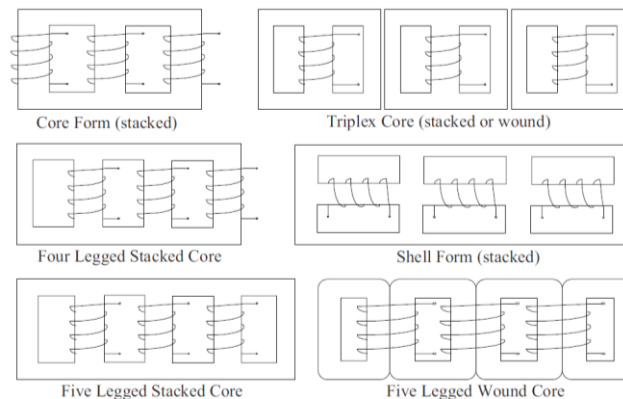
Die dritte Sekundärwicklung ist strichliert eingezeichnet. An dem gekennzeichneten Punkt (roter Kreis) kommt es zu einer Überschneidung, die sich durch Umschichtung der Bauteile nicht verhindern lässt. Eine Transformation ist an diesem Netzwerk somit nicht möglich. Es können daher pro Schenkel nur drei Wicklungen modelliert werden.

Abbildung 3-3c zeigt das fertige elektrische Ersatzschaltbild eines solchen Transformators mit eingezeichneten Primär-, und zwei Sekundärwicklungen.

## 3.2 Anwendung der Dualitätstransformation an einem Drehstromtransformator

### 3.2.1 Kernaufbau

Für den Aufbau von Drehstromtransformatoren werden verschiedene Kerntypen verwendet (Abbildung 3-4).



**Abbildung 3-4 Unterschiedliche Kerntypen von Drehstromtransformatoren [2]**

Bei der Modellierung von Drehstromtransformatoren besteht die Möglichkeit, drei einphasige Transformatoren zu verwenden, und diese gemäß der verwendeten Schaltgruppe zu verschalten. Diese Vorgehensweise liefert jedoch nur unter bestimmten Betriebsbedingungen eine gute Übereinstimmung mit der Realität. Sobald die Belastung unsymmetrisch wird, erreicht man mit einem solchen Modell keine korrekten Aussagen mehr. Lediglich der „Triplex“ Kerntyp aus Abbildung 3-4 liefert hierbei fehlerfreie Lösungen, da die drei Wicklungen magnetisch nicht miteinander gekoppelt sind. [2]

Jedoch wird ein Großteil der heute gefertigten Transformatoren mit einem Dreischenkel-Kern ausgeführt. Bei großen Leistungen wird schließlich auf den Fünfschenkelkern übergegangen, da sich dabei der Jochquerschnitt um 60 % verringern lässt. [10]

Der Dreischenkel-Transformator benötigt am wenigsten Material. Dafür bietet dieser, abhängig von der Schaltgruppe der Wicklungen, der Nullkomponente des Flusses keinen Pfad. Somit muss sich diese über Luft und über das sich dabei erwärmende Transformator-Gehäuse schließen. Dieser Kerntyp ist somit eher für symmetrische Lastfälle, ohne transiente Anteile, geeignet.

Die Problematik bei der Modellierung kann folgendermaßen erklärt werden:

Wird bei einem Drei- oder Fünfschenkel-Transformator eine Phase angeregt, so kann auf Grund der magn. Kopplung in den beiden verbliebenen Phasen ebenfalls eine Spannung gemessen werden. Der Betrag des Flusses hängt von der Sättigung des jeweiligen Schenkels ab. Bei einem Modell aus drei Einphasentransformatoren wäre dies nicht der Fall. [2] Anhand dieser Überlegungen wird in den folgenden Kapiteln ein Phasenschiebertransformator mit Hilfe der Dualitätstransformation modelliert.

## 4 Modellerstellung für Phasenschiebertransformator

### 4.1 Allgemeine Daten des Phasenschiebertransformators

Abbildung 4-1 zeigt den in dieser Arbeit behandelten Phasenschiebertransformator. Das Bild ist während der Inbetriebsetzung entstanden. Man kann erkennen, dass der PST noch nicht vollständig an der Sammelschiene angeschlossen ist.



Abbildung 4-1 Foto, des in dieser Arbeit behandelten PST beim Aufstellen im Umspannwerk

Im linken Bereich ist der Ölkühler mit dem Ölausgleichsgefäß zu erkennen. Im rechten Bildbereich befinden sich der Erregertransformator, und direkt dahinter der Serientransformator.

### Elektrische und geometrische Daten

Leistung: 300 MVA

Nennspannung: 232 kV      Nennfrequenz 50 Hz

Leerlaufregelbereich:  $\pm 60^\circ$

Regelbereich unter Nennlast:  $-72^\circ$  (Retard),  $+48,6^\circ$  (Advance)

Kurzschlussspannung: 20,27 % Advance; 13,15 % Neutralstellung; 20,24 % Retard

Stromwandlerdaten: 1000A/1A auf Source bzw. Loadseite; 2000A/1 bei Erregertransformator

## Schaltbild

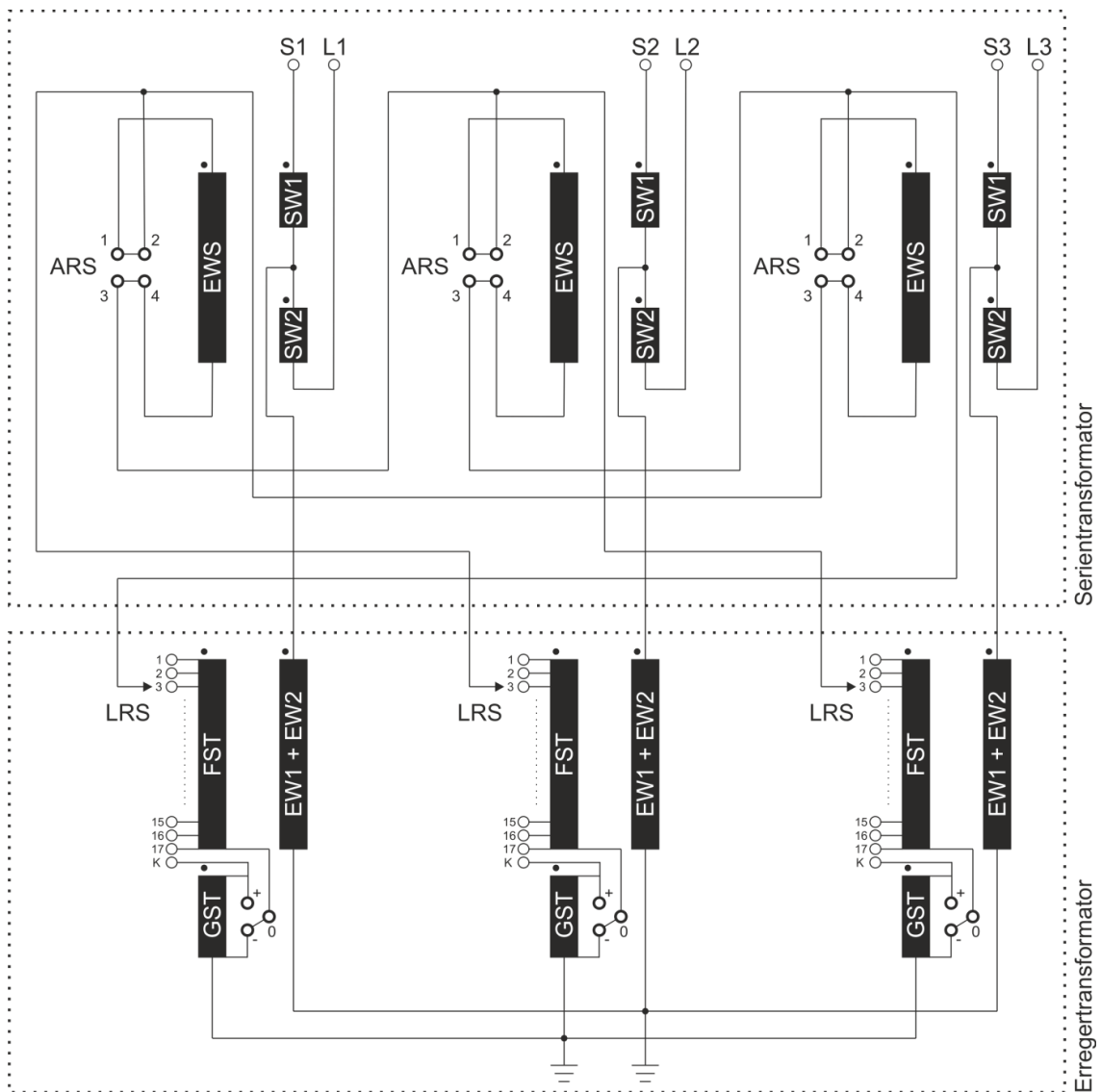


Abbildung 4-2 Elektrisches Schaltbild des PST mit eingezeichneten Wicklungsbezeichnungen

SW1	Serienwicklung quellenseitig
SW2	Serienwicklung lastseitig
EWS	Injektionswicklung
EW1 / 2	Erregerwicklung
FST	Feinstufe der Stellwicklung
GST	Grobstufe der Stellwicklung
ARS	Advance / Retard Switch
LRS	Lastumschalter

Die Modellerstellung für den PST erfolgt getrennt für den Serien- bzw. den Erregertransformator. Verwendung findet hierbei die im vorigen Punkt beschriebene Dualitätstransformation.

## 4.2 Modellerstellung des Serientransformators

### 4.2.1 Daten des Serientransformators

#### Blechtyp

085-23DR (laserbehandelt); Dreischenkeltransformator

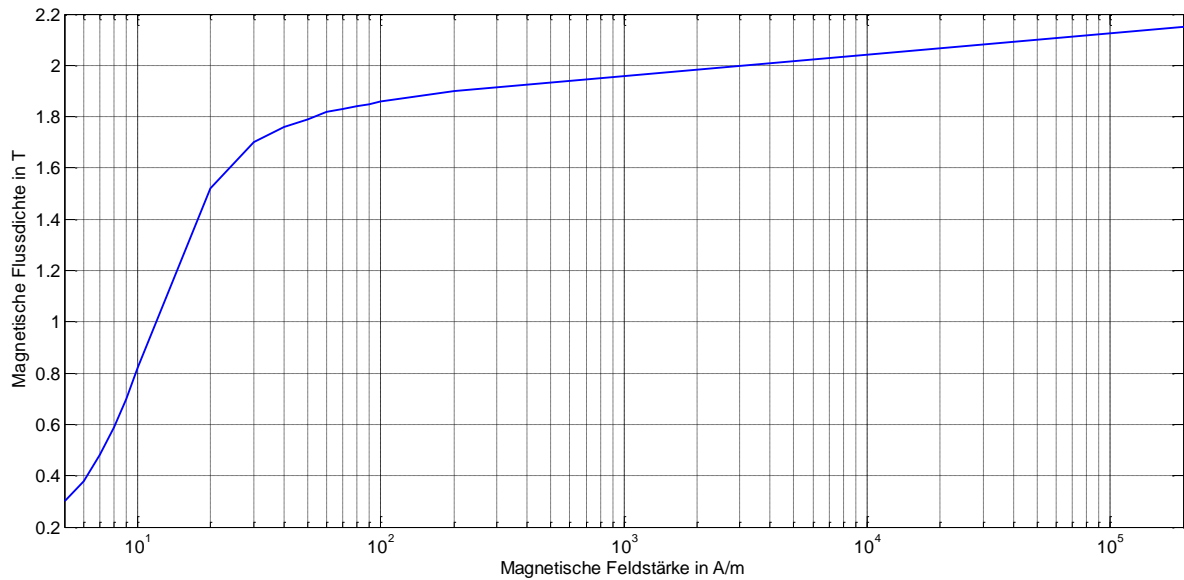
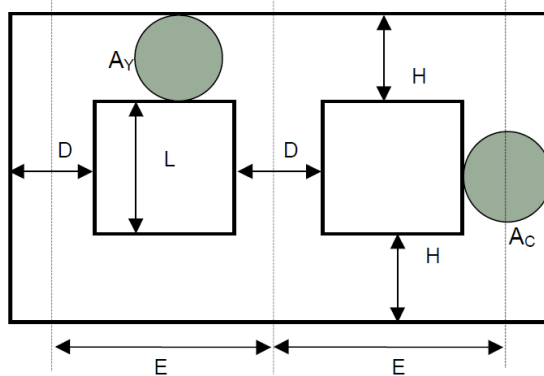


Abbildung 4-3 Magnetisierungskennlinie des Serientransformators

**Magn. Flussdichte:** Randstellung: 1,42 T ; Neutralstellung: 0 T

#### Kernabmessungen



$$D = 1070 \text{ mm}$$

$$L = 2420 \text{ mm}$$

$$H_{\text{Joch}} = 950 \text{ mm}$$

$$E = 2532 \text{ mm}$$

$$A_{\text{Kern}} = 79,44 \text{ dm}^2$$

$$A_{\text{Joch}} = 79,44 \text{ dm}^2$$

Abbildung 4-4 Kernabmessungen des Serientransformators [11]



## Wicklungsanordnungen

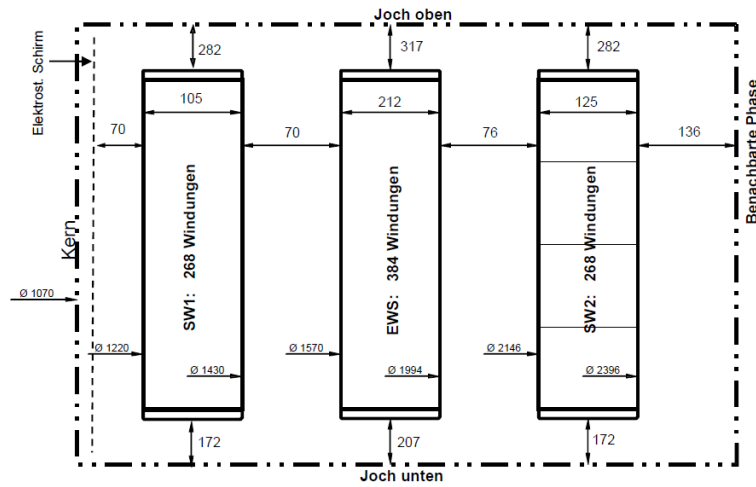


Abbildung 4-5 Wicklungsanordnungen des Serientransformators [11]

Magn. Flussdichte: Randstellung: 1,27 T ; Neutralstellung: 1,47 T

### 4.2.2 Dualitätstransformation des Serientransformators

Der Serientransformator ist als Dreischenkeltransformator ausgeführt (vgl. Abbildung 3-4)  
Man erhält somit folgendes magnetisches Ersatzschaltbild:

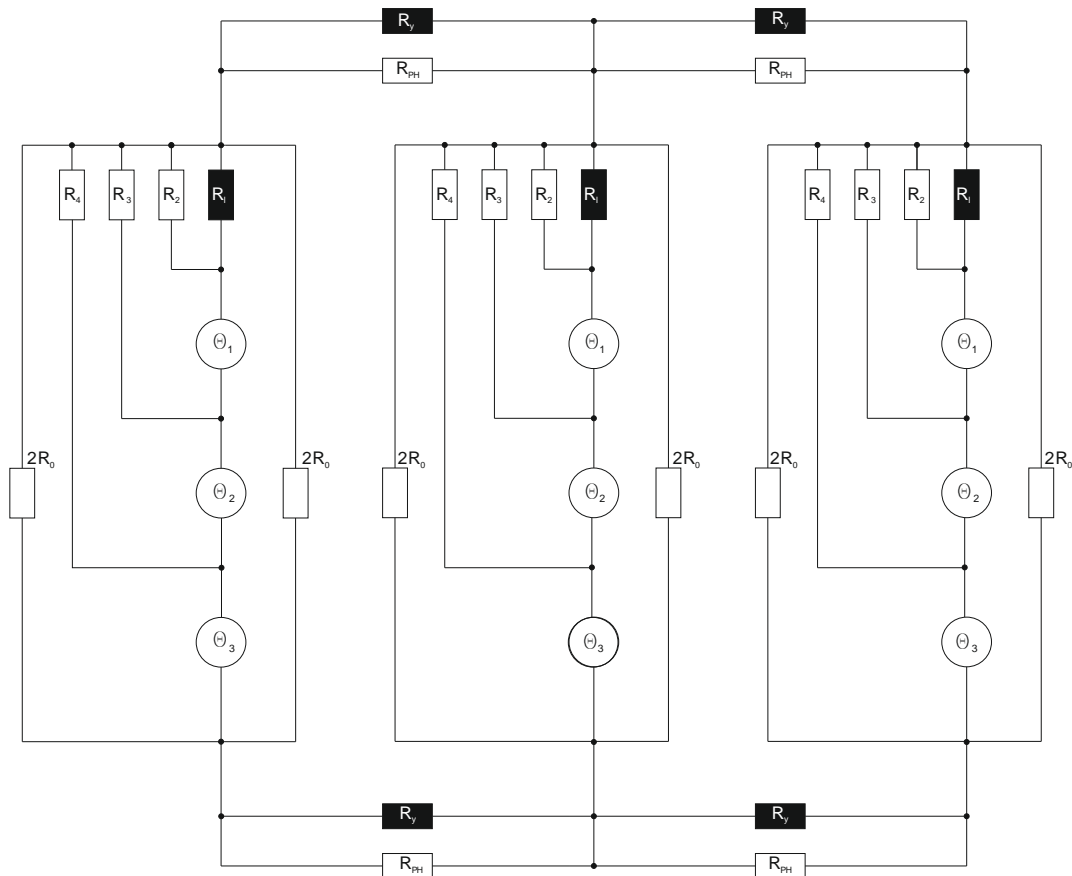


Abbildung 4-6 Magnetisches Ersatzschaltbild des Serientransformators

$R_l$	magnetischer Widerstand des Schenkels (Eisen)
$R_y$	magnetischer Widerstand des Joches (Eisen)
$R_2$	Streuwiderstand parallel zum Schenkel
$R_3$	Streuwiderstand zwischen Wicklung 1 und 2
$R_4$	Streuwiderstand zwischen Wicklung 2 und 3
$R_{PH}$	Streuwiderstand parallel zum Joch
$2R_0$	Halbierter Widerstand für die Nullkomponente des Flusses
$\Theta_1$	Serienwicklung 1 (SW1)
$\Theta_2$	Injektionswicklung (EWS)
$\Theta_3$	Serienwicklung 2 (SW2)

Aus Symmetriegründen wird der Nullwiderstand im magnetischen Ersatzschaltbild halbiert. Dementsprechend muss dafür der doppelte Reluktanzwert angenommen werden. [12]

An dem magn. Ersatzschaltbild aus Abbildung 4-6 wird nun die Dualitätstransformation vollzogen.

Zunächst wird jeder Masche ein Punkt zugeordnet (Punkte a-u). Ein weiterer Punkt wird außerhalb eingezeichnet (Punkt v). Punkte von benachbarten Schleifen werden miteinander verbunden. Diese Verbindungen stellen später die elektrischen Pfade dar.

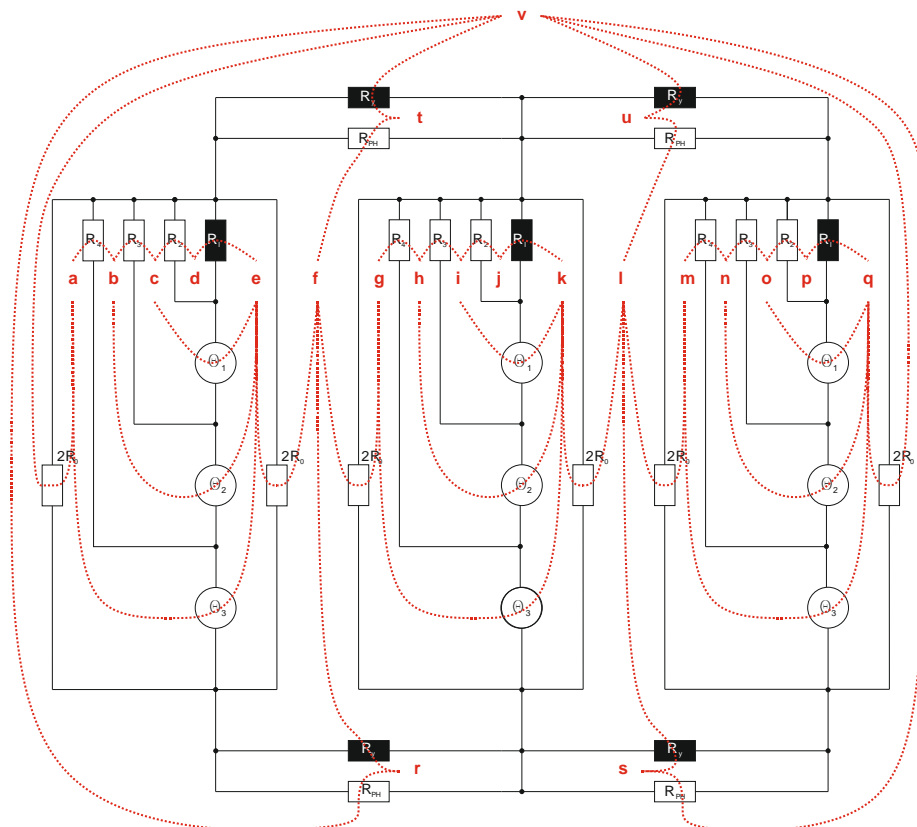


Abbildung 4-7 Magnetisches Ersatzschaltbild des Serientransformators mit eingezeichneten Maschen und Verbindungen für Dualitätstransformation

Die roten Linien repräsentieren im transformierten elektrischen Ersatzschaltbild die Verbindungen zwischen den Elementen.

Führt man die Transformation durch, so erhält man folgendes elektrisches Ersatzschaltbild.

Bei diesem Schaltbild sind bereits Optimierungen getroffen. So lassen sich die beiden parallelen Joch-Anteile zusammenfassen.

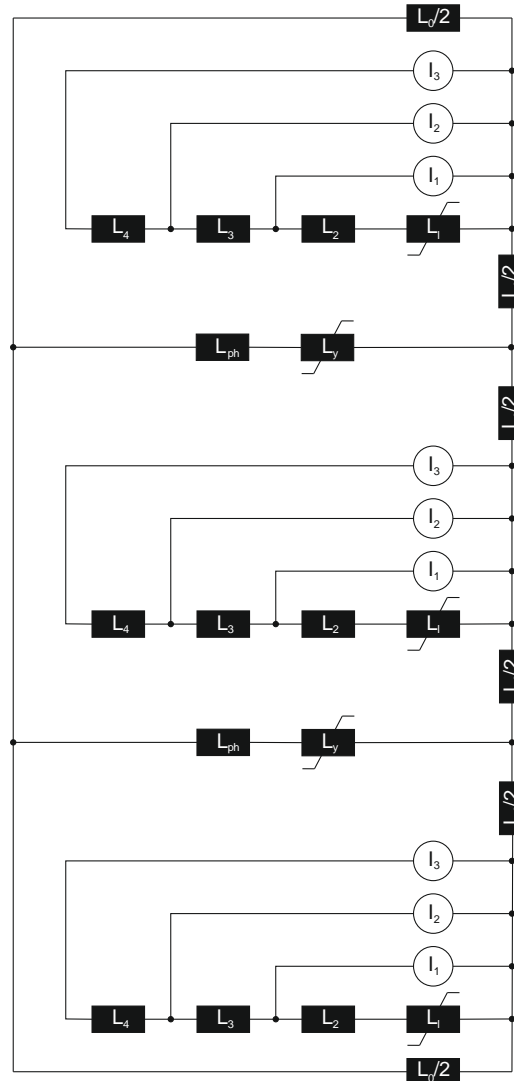


Abbildung 4-8 Transformiertes elektrisches Ersatzschaltbild des Serientransformators

- $L_1$  nichtlineare Induktivität des Schenkels (Eisen)
- $L_y$  nichtlineare Induktivität des Joches (Eisen)
- $L_2$  lineare Induktivität parallel zum Schenkel
- $L_3$  Streuinduktivität zwischen Wicklung 1 und 2
- $L_4$  Streuinduktivität zwischen Wicklung 2 und 3
- $L_{PH}$  lineare Induktivität parallel zum Joch
- $L_0/2$  Halbierte Induktivität für die Nullkomponente des Flusses

### 4.2.3 Parameterbestimmung

#### Modellierung der nichtlinearen Induktivität

Die nichtlineare Induktivität, welche den auf Schenkel und Joche aufgeteilten Eisenkreis repräsentiert, wird folgendermaßen realisiert:

Die Magnetisierungskennlinie  $H=f(B)$  wird zunächst in einem m-file auf eine  $I=f(\Phi)$  Kennlinie anhand folgender Formeln umgerechnet, und in einer „Look up Table“ hinterlegt:

$$\begin{aligned} \Phi &= B \cdot A \cdot N \\ \Theta &= \int H dl = H \cdot l = I \cdot N \\ I &= H \cdot \frac{l}{N} \end{aligned} \tag{4.1}$$

Für die Berechnungen sind die geometrischen Abmessungen, wie sie in Punkt 4.2.1 angegeben sind, von Belang. Auf Grund der Breite von Schenkeln und Joche wird mit einer mittleren Länge gerechnet.

Im nächsten Schritt wird die Spannung an der Induktivität erfasst. Dies erfolgt in Simulink über sogenannte *voltage measurements*. Durch Integration der Spannung erhält man anhand folgender Überlegungen den Fluss:

$$\begin{aligned} u(t) &= -N \cdot \frac{d\Phi}{dt} \\ \Phi(t) &= -\frac{1}{N} \int u(t) dt + u_0 \end{aligned} \tag{4.2}$$

Die Initialisierungswerte der Integratoren werden bestimmt, indem mit dem späteren Modell ein stationärer Zustand simuliert wird. Die dabei erreichten Werte für die Flüsse werden den Integratoren zur Vermeidung von Einschaltvorgängen beim Simulationsstart mitgegeben.

Aus der oben berechneten Kennlinie resultiert bei Vorgabe eines Flusses ein Strom  $I$ . Dieser wird über eine gesteuerte Stromquelle (*Controlled Current Source*) in das Netzwerk eingespeist. [13]

Die folgende Abbildung zeigt die endgültige Implementierung in Simulink. Über Anzeigen, sog. *Scopes*, ist es nun möglich, den Flussverlauf im Transformator zu bestimmen. Dies wird später bei der Verifikation des Modells verwendet.

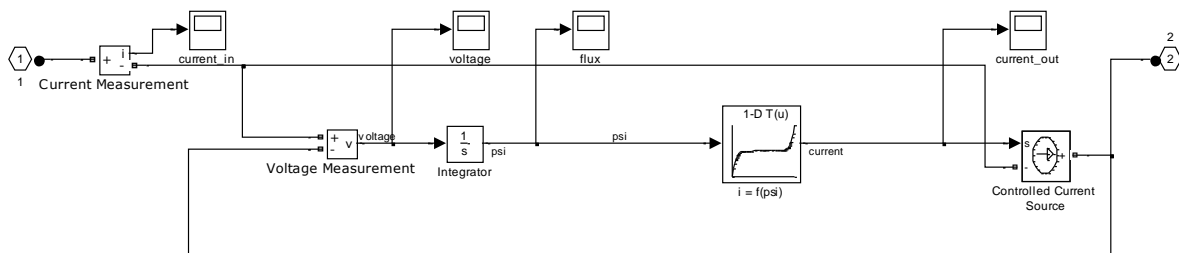


Abbildung 4-9 Modell der nichtlinearen Induktivität

### Modellierung der Streuinduktivitäten

Für die Nachbildung der Streuinduktivitäten wird eine Koppelinduktivität verwendet. Diese Vorgehensweise wird in [3] näher erläutert. Das traditionelle Ersatzschaltbild eines Dreiwickeltransformators enthält drei Streuwicklungen, wobei jeder Hauptwicklung eine zugeordnet ist.

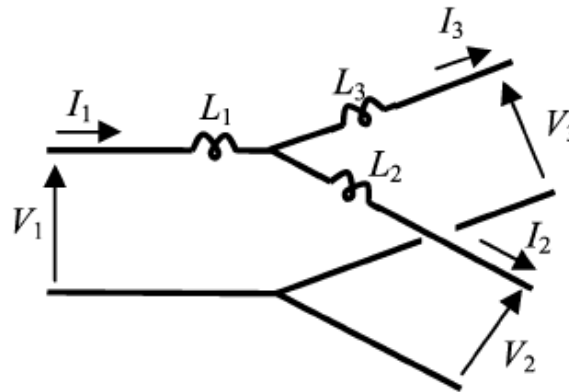


Abbildung 4-10 Traditionelles Ersatzschaltbild der Streuinduktivitäten eines Drei-Windungs-Transformators [3]

Die Parameter für  $L_1 - L_3$  erhält man aus speziellen Kurzschlussversuchen, wobei eine Wicklung mit Spannung beaufschlagt, eine weitere kurzgeschlossen, und die dritte Wicklung im Leerlauf betrieben wird. Die folgende Abbildung erläutert diese Vorgehensweise.

Parameter	Test
$LS_{12}$	
$LS_{23}$	
$LS_{13}$	

Abbildung 4-11 Kurzschluss-Versuch an einem Drei-Wicklungs-Transformator [3]

Aus diesen Werten lassen sich nun die Parameter folgendermaßen berechnen:

$$\begin{aligned} L_1 + L_2 &= L_{S12} \\ L_2 + L_3 &= L_{S23} \\ L_1 + L_3 &= L_{S13} \end{aligned} \quad (4.3)$$

Wird das Gleichungssystem gelöst, erhält man:

$$\begin{aligned} L_1 &= \frac{1}{2}(L_{S12} - L_{S23} + L_{S13}) \\ L_2 &= \frac{1}{2}(L_{S12} + L_{S23} - L_{S13}) \\ L_3 &= \frac{1}{2}(-L_{S12} + L_{S23} + L_{S13}) \end{aligned} \quad (4.4)$$

Da bei einem Standard-Transformator  $L_{S12} + L_{S23} < L_{S13}$  ist, wird  $L_2$  stets negativ.

Selbiges gilt, wenn man die Parameter nicht aus physikalischen Tests gewinnt, sondern aus der Geometrie des Transformators. Abbildung 4-12 zeigt zunächst den geometrischen Aufbau eines Drei-Wicklungs-Transformators.

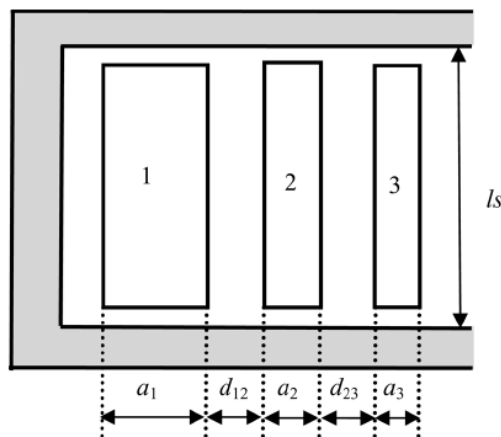


Abbildung 4-12 Geometrischer Aufbau eines Drei-Wicklungs-Transformators [3]

Die Berechnung erfolgt nach folgenden Formeln:

$$\begin{aligned} L_1 &= \frac{\mu_0 N^2 l}{l_s} \left( \frac{a_1}{3} + d_{12} + \frac{a_2}{2} \right) \\ L_2 &= \frac{\mu_0 N^2 l}{l_s} \left( -\frac{a_2}{6} \right) \\ L_3 &= \frac{\mu_0 N^2 l}{l_s} \left( \frac{a_1}{2} + d_{23} + \frac{a_3}{3} \right) \end{aligned} \quad (4.5)$$

Aus dem Vorzeichen für  $L_2$  erkennt man auch hier, dass sich ein negativer Wert ergibt.

Das Simulationsprogramm Simulink ist grundsätzlich in der Lage, negative Induktivitätswerte zu akzeptieren, jedoch können mit einem solchen Modell keine Schaltzustände simuliert werden. Da dies allerdings bei der Parametrierung eines Differentialschutzgerätes nötig ist, wird folgende Methode gewählt:

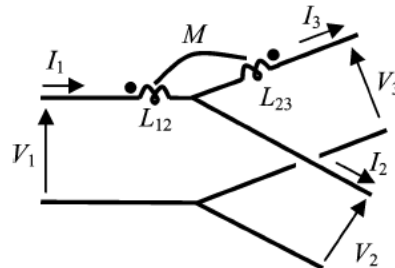


Abbildung 4-13 Innovative Methode zur Implementierung der Streuinduktivitäten beruhend auf der Dualitätstransformation [3]

Die Parameter der Induktivitäten berechnen sich folgendermaßen:

$$\begin{aligned}
 L_{12} &= L_{S12} \\
 L_{23} &= L_{S23} \\
 L_{12} + L_{23} + 2M &= L_{S13} \\
 M &= \frac{1}{2}(L_{S13} - L_{S12} - L_{S23})
 \end{aligned}
 \tag{4.6}$$

Sämtliche Werte werden windungsmäßig auf die Serienwicklung bezogen. Das Übersetzungsverhältnis wird schließlich mit der Injektionswicklung eingestellt.

In dieser Arbeit wird auf den Hintergrund der Koppelinduktivität nicht weiter eingegangen, sondern lediglich auf die Arbeit von León F. und Martinez J. [3] verwiesen.

## Berechnung der Eisenwiderstände

Die Eisenwiderstände für die Schenkel bzw. der Joch werden über die spezifischen Eisenverluste ermittelt. [14]

Das im Serientransformator eingesetzte Trafoblech ist vom Typ 085-23DR.

PowerCore H <sup>®</sup>												
Bezeichnung	Dicke		Typischer Ummagnetisierungsverlust bei				Maximaler Ummagnetisierungsverlust bei				Polarisation bei	
	mm	inch	1,5 T 50 Hz W/kg	1,7 T 50 Hz W/kg	1,5 T 60 Hz W/lb	1,7 T 60 Hz W/lb	1,5 T 50 Hz W/kg	1,7 T 50 Hz W/kg	1,5 T 60 Hz W/lb	1,7 T 60 Hz W/lb	800 A/m typ, T	800 A/m min, T
H 085-23	0,23*	0,009*		0,81		0,49		0,85		0,51	1,91	1,88
H 090-23	0,23*	0,009*		0,86		0,52		0,90		0,54	1,91	1,88
H 095-23	0,23*	0,009*		0,91		0,55		0,95		0,57	1,89	1,88
H 100-23	0,23*	0,009*		0,96		0,58		1,00		0,60	1,88	1,85
H 090-27	0,27*	0,011*		0,87		0,52		0,90		0,54	1,91	1,88
H 095-27	0,27*	0,011*		0,92		0,55		0,95		0,57	1,91	1,88
H 103-27	0,27*	0,011*		0,97		0,58		1,03		0,62	1,89	1,88
H 105-30	0,30*	0,012*		1,02		0,61		1,05		0,63	1,91	1,88
H 111-30	0,30*	0,012*		1,06		0,64		1,11		0,66	1,90	1,88

Abbildung 4-14 Spezifische Eisenverluste von unterschiedlichen kornorientierten Elektrobändern [15]

Somit ergeben sich spezifische Eisenverluste  $p_{Fe}$  von 0,81 W/kg.

Zunächst wird die Masse des betreffenden Transformator-Bereichs (Schenkel oder Joch) berechnet.

$$m_{Fe} = A_{Fe} \cdot l_{Fe} \cdot \rho_{Fe} \quad (4.7)$$

- $m_{Fe}$  Masse des Eisenkreises in kg
- $A_{Fe}$  Querschnitt des Eisenkreises in m<sup>2</sup>
- $l_{Fe}$  Mittlere Länge in m
- $\rho_{Fe}$  Dichte von Eisen: 7800 kg/m<sup>3</sup> [16]

Aus der Masse des Eisens kann mithilfe der spezifischen Eisenverluste die Verlustleistung ermittelt werden.

$$P_{Fe} = m_{Fe} \cdot p_{Fe} \quad (4.8)$$

Aus der Verlustleistung kann schließlich auf den Eisenwiderstand zurückgerechnet werden.

$$R_{Fe} = \frac{U^2}{P_{Fe}} \quad (4.9)$$



## Weitere Parameter des Modells

Jener Teil des Hauptflusses, welcher nicht durch Eisen, sondern durch Luft fließt ( $L_2$  und  $L_{ph}$ ), lässt sich nicht so einfach berechnen. Man kann lediglich Annahmen treffen. Da sich diese Elemente jedoch im Querschnitt des Transformators befinden, und mit diesem Modell stark gesättigte Zustände (Kurzschluss, Erdschluss,...) simuliert werden, haben sie keinen relevanten Einfluss auf das Ergebnis.

Des Weiteren ist zu beachten, dass bei diesem gewählten Modell die Luftspalte im Eisenkreis, wie sie in den Ecken und Kanten gezwungenermaßen entstehen, nicht berücksichtigt werden. Möchte man dieses Verhalten ebenfalls in das Modell einfließen lassen, so müsste man parallel zu den nichtlinearen Induktivitäten lineare Induktivitäten einfügen, die den Luftwiderstand repräsentieren [17]. Diese werden jedoch in diesem Modell nicht implementiert.

Aus diesem Grund ergeben sich, bei Vergleich des Modells mit einem physikalischen Leerlaufversuch verfälschte Werte. In diesem speziellen Fall ist der Leerlaufstrom ca. um den Faktor 5 kleiner als bei einem physikalischen Leerlaufversuch. Dafür ergibt sich, wie später gezeigt wird, eine ausgezeichnete Übereinstimmung mit dem Kurzschlussversuch.

Der Nullwiderstand des Transformators wirkt sich bei unsymmetrischer Belastung aus. Da der Dreischenkeltransformator keinen eigenen Pfad für die Nullkomponente des Flusses bildet, schließt sich diese über Luft bzw. über das Transformatorgehäuse, welches dadurch stark erwärmt werden kann.

Da somit das Gehäuse, sowie weitere externe Anbauten einen Einfluss auf den Nullwiderstand haben, lässt sich dieser nicht berechnen. Leider wurde an dem zu modellierenden PST kein Test der Nullimpedanz durchgeführt. Aus diesem Grund wird für die Simulation ein Wert angenommen, der in einem guten Verhältnis zu den anderen eingesetzten Parametern liegt.

Dies wirkt sich jedoch nicht auf die Simulation aus, da durch die Dreieckschaltung der Injektionswicklung die Nullkomponente und eventuelle Kreisströme nicht übertragen werden.

#### 4.2.4 Implementierung in Simulink

Das elektrische Schaltbild aus Abbildung 4-8 wird in Simulink vollgängermaßen realisiert.

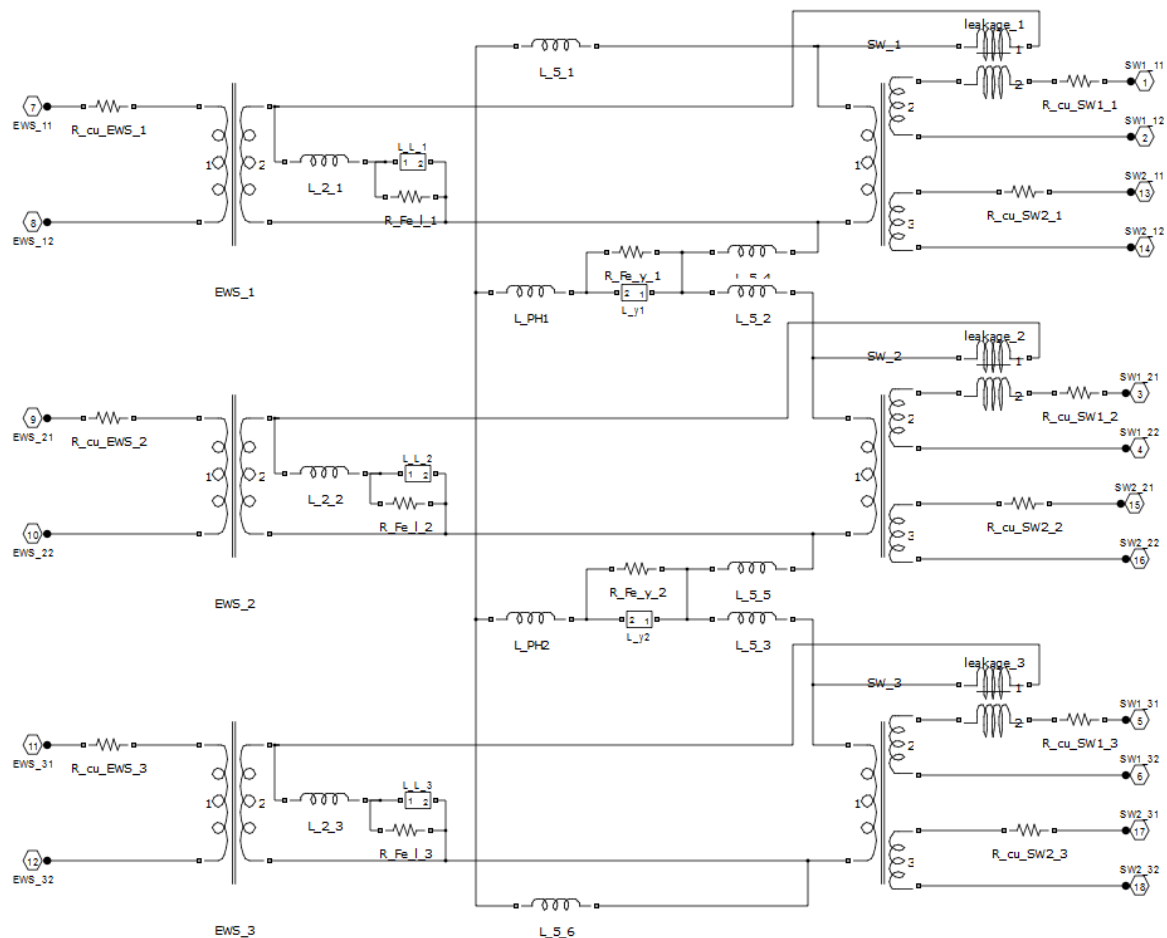


Abbildung 4-15 Simulink Modell des Serientransformators

Die Stromquellen aus Abbildung 4-8 werden, wie in Punkt 3 näher beschrieben, durch ideale Transformatoren ersetzt. Mit diesen können später die Schaltgruppe sowie das Übersetzungsverhältnis eingestellt werden. Der halbierte Nullpfad ( $L_0/2$ ) wird in diesem Modell mit  $L_5$  bezeichnet.

Die Serienwicklungen werden mit einem Einphasentransformator mit geteilter Sekundärwicklung (*Linear three windings transformer* aus der *SimPowerSystems* Toolbox) nachgebildet. Dies hat simulationstechnische Gründe und erleichtert das spätere Verschalten der Serienwicklungen.

Als Bezugsebene für die Berechnung der einzelnen Parameter wird die Serienwicklung (2 x 268 Windungen) gewählt. Die Einstellung des Übersetzungsverhältnisses erfolgt schließlich mit der Injektionswicklung (EWS).

### 4.3 Modellerstellung des Erregertransformators

#### 4.3.1 Daten des Erregertransformators

##### Blechtyp

105-30H; Fünfschenkeltransformator

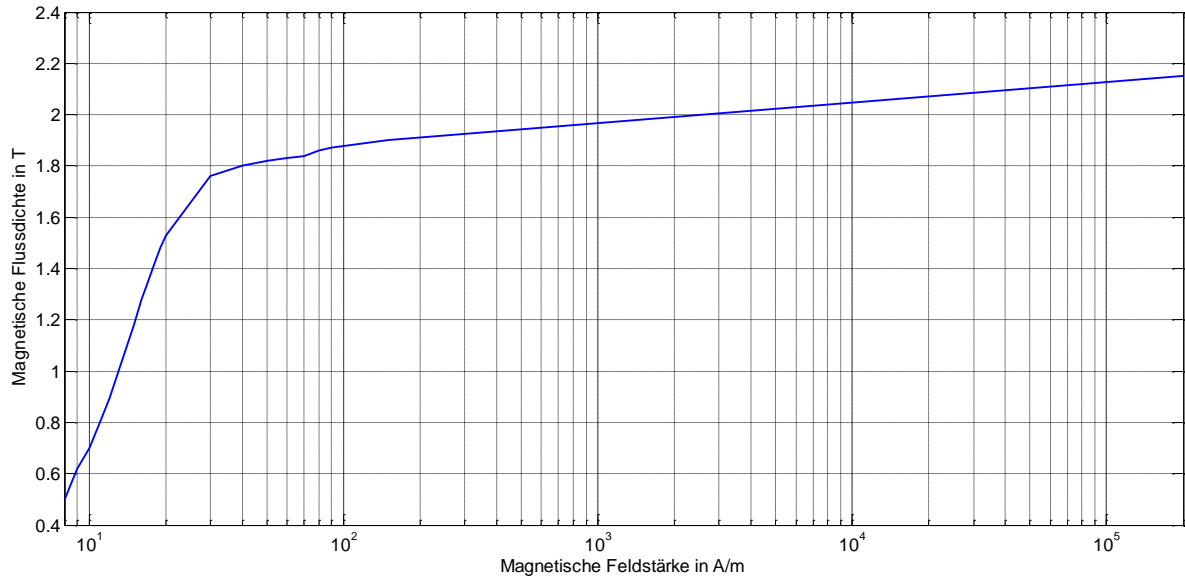


Abbildung 4-16 Magnetisierungskennlinie des Erregertransformators

##### Kernabmessungen

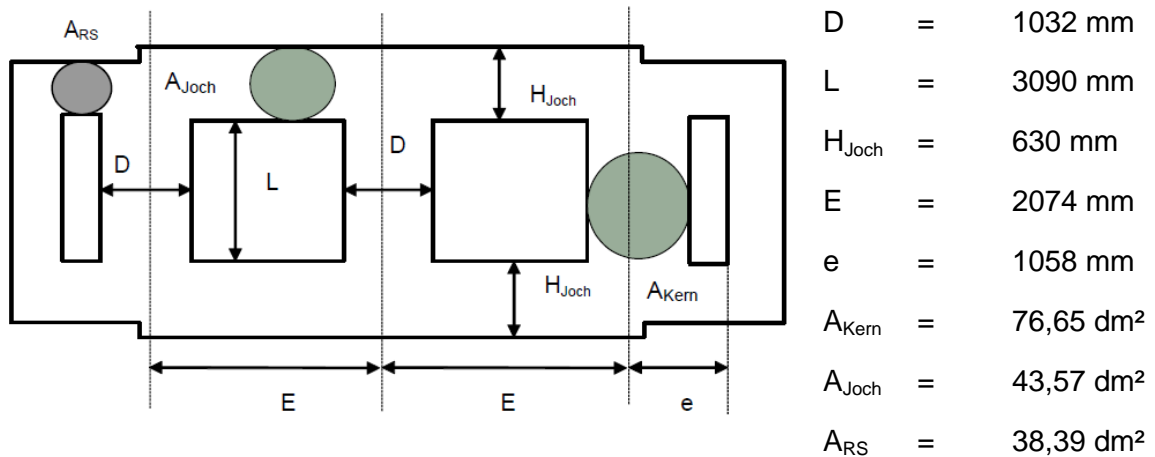


Abbildung 4-17 Kernabmessungen des Erregertransformators [11]

## Wicklungsanordnungen

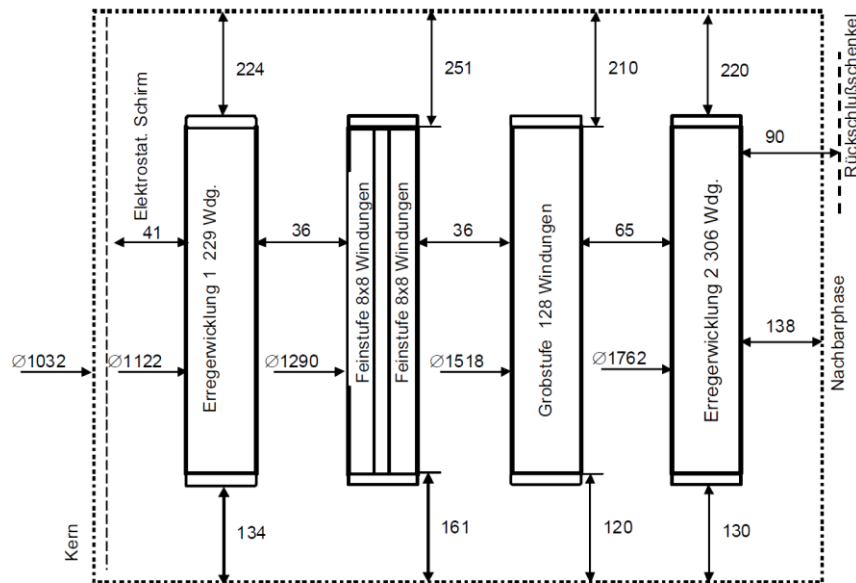


Abbildung 4-18 Wicklungsanordnungen des Erregertransformators [11]

### 4.3.2 Dualitätstransformation des Erregertransformators

Der Erregertransformator ist als Fünfschenkeltransformator ausgeführt (vgl. Abbildung 3-4). Im Gegensatz zum Serientransformator verfügt der Erregertransformator über vier Wicklungen (getrennte Erregerwicklung, Grobstufe, Feinstufe). Wie jedoch in Punkt 3.1.1 gezeigt, können mit Hilfe der Dualitätstransformation lediglich Transformatoren mit maximal drei Wicklungen pro Schenkel modelliert werden. Im Schichtaufbau (vgl. Abbildung 4-18) ist ersichtlich, dass die Grobstufe und die Feinstufe nebeneinander gewickelt sind. Daher werden für das Modell diese beiden Wicklungen zu einer Stell-Wicklung zusammengefasst.

Somit sieht das magnetische Ersatzschaltbild des Erregertransformators folgendermaßen aus:

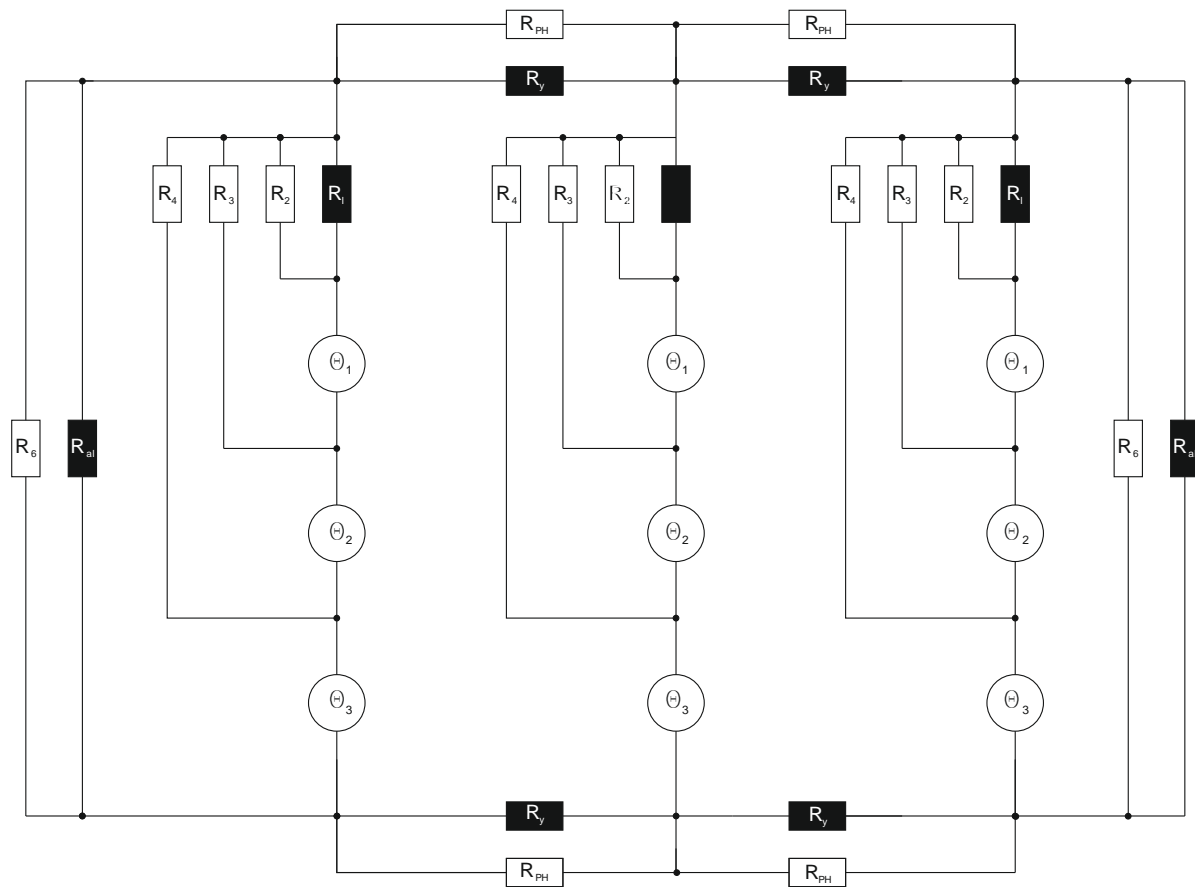


Abbildung 4-19 Magn. Ersatzschaltbild des Erregertransformators

- $R_1$  magnetischer Widerstand des Schenkels (Eisen)
- $R_Y$  magnetischer Widerstand des Joches (Eisen)
- $R_{al}$  magnetischer Widerstand der äußeren Schenkel (Eisen)
- $R_2$  lineare Induktivität parallel zum Schenkel
- $R_3$  Streuwiderstand zwischen Wicklung 1 und 2
- $R_4$  Streuwiderstand zwischen Wicklung 2 und 3
- $R_{PH}$  lineare Induktivität parallel zum Joch
- $R_6$  lineare Induktivität parallel zum äußeren Schenkel
- $\Theta_1$  Erregerwicklung 1 (EW1)
- $\Theta_2$  Stellwicklung (Feinstufe + Grobstufe) (ST)
- $\Theta_3$  Erregerwicklung 2 (EW2)

Wie bei den vorangegangenen Beispielen wird auch hier die Dualitätstransformation vollzogen.

Dafür werden wiederum die Maschen beschriftet und miteinander verbunden.

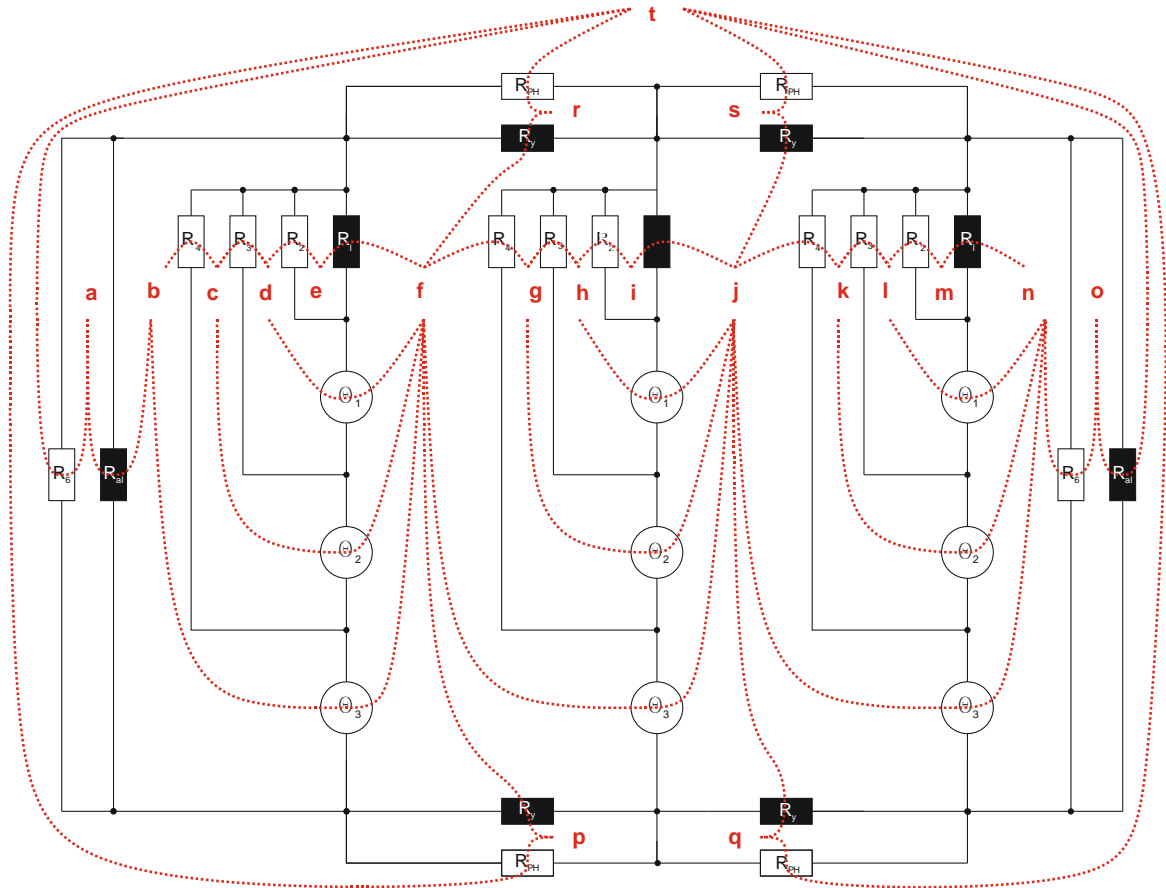


Abbildung 4-20 Magnetisches Ersatzschaltbild des Erregertransformators mit eingezeichneten Maschen und Verbindungen für Dualitätstransformation

Die Punkte a – s repräsentieren jeweils eine Masche. Der Punkt t wird als äußerer Punkt festgelegt.

Die folgende Abbildung zeigt das transformierte elektrische Schaltbild des Erregertransformators. Wie bereits bei der vorangegangenen Transformation werden auch hier die Jochwiderstände zusammengefügt.

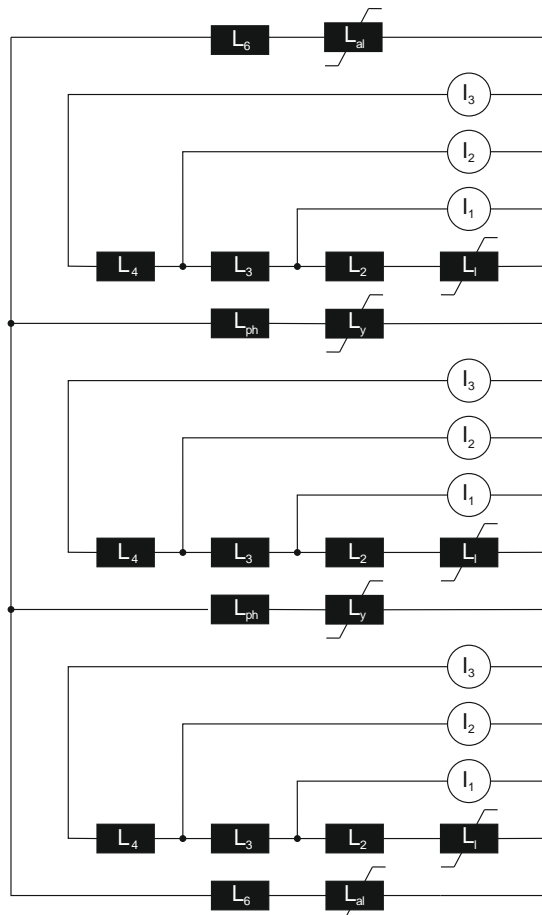


Abbildung 4-21 Transformiertes elektrisches Ersatzschaltbild des Erregertransformators

- $L_1$  nichtlineare Induktivität des Schenkels (Eisen)
- $L_y$  nichtlineare Induktivität des Joches (Eisen)
- $L_{al}$  nichtlineare Induktivität des äußeren Schenkels (Eisen)
- $L_2$  lineare Induktivität parallel zum Schenkel
- $L_3$  Streuinduktivität zwischen Wicklung 1 und 2
- $L_4$  Streuinduktivität zwischen Wicklung 2 und 3
- $L_{PH}$  lineare Induktivität parallel zum Joch
- $L_6$  lineare Induktivität parallel zum äußeren Schenkel

### 4.3.3 Implementierung in Simulink

Die Implementierung im Simulationsprogramm Simulink erfolgt wie beim Serientransformator. Die Stromquellen werden durch ideale Transformatoren ersetzt, welche später das Übersetzungsverhältnis einstellen. Abbildung 4-22 zeigt das fertige Modell.

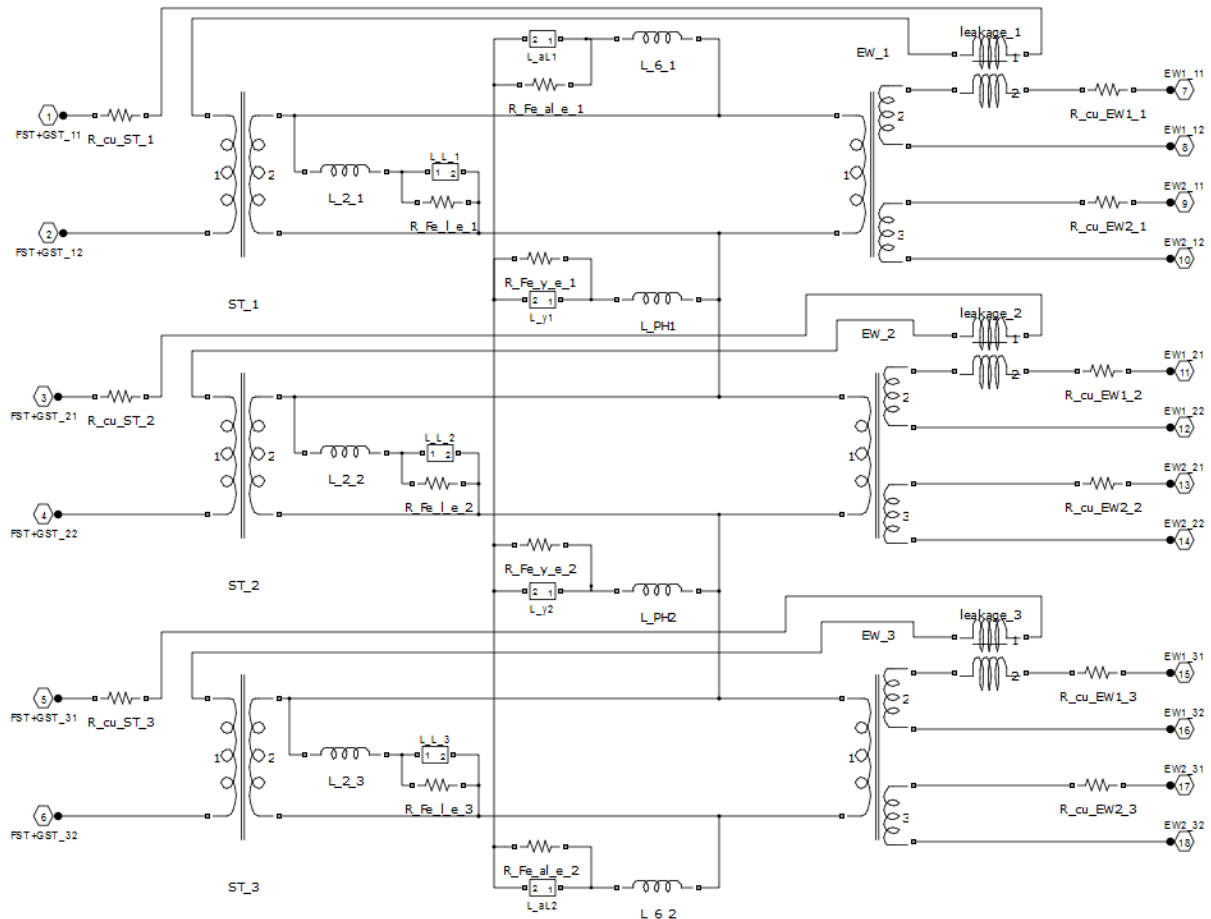


Abbildung 4-22 Simulink Modell des Erregertransformators

Die Überlegungen bezüglich der Parametrierung der Bauteile erfolgt analog wie beim Serientransformator. (vgl. Punkt 4.2)

Als Bezugsebene wird die Erregerwicklung gewählt, mit der Stellwicklung wird schließlich das Übersetzungsverhältnis abhängig von der Stellung des Stufenschalters eingestellt.

Da sich die Windungszahl der Stellwicklung mit jeder Schalterstufe verändert, verändert sich somit auch die Wicklung in Größe und Volumen. Somit variiert die Streuung in Abhängigkeit mit der Schalterstellung. Aus diesem Grund wird jener Teil der Koppelinduktivität, welcher den Streuanteil der Stellwicklung repräsentiert, auf deren Spannungsniveau bezogen, und zusätzlich ein linearer Parameter eingeführt, welcher sich mit der Schalterstufe verändert.

Mit diesen beiden Überlegungen konnte eine gute Übereinstimmung mit dem realen PST erreicht werden. Dies wird später noch mit Werten hinterlegt.



Für die Berechnung der Eisenverluste wird beim Erregertransformator die Blechtype 105-30H verwendet. Aus Abbildung 4-14 erhält man einen spezifischen Eisenverlustfaktor von 1,02 W/kg. Die Berechnung erfolgt analog zum Serientransformator und wird in Punkt 4.2.3 erläutert.

#### 4.4 Phasenschiebertransformator

In diesem Punkt werden nun die Modelle aus Punkt 4.2 und 4.3 zusammengefügt und gemäß dem Schaltplan aus Abbildung 4-2 verschaltet.

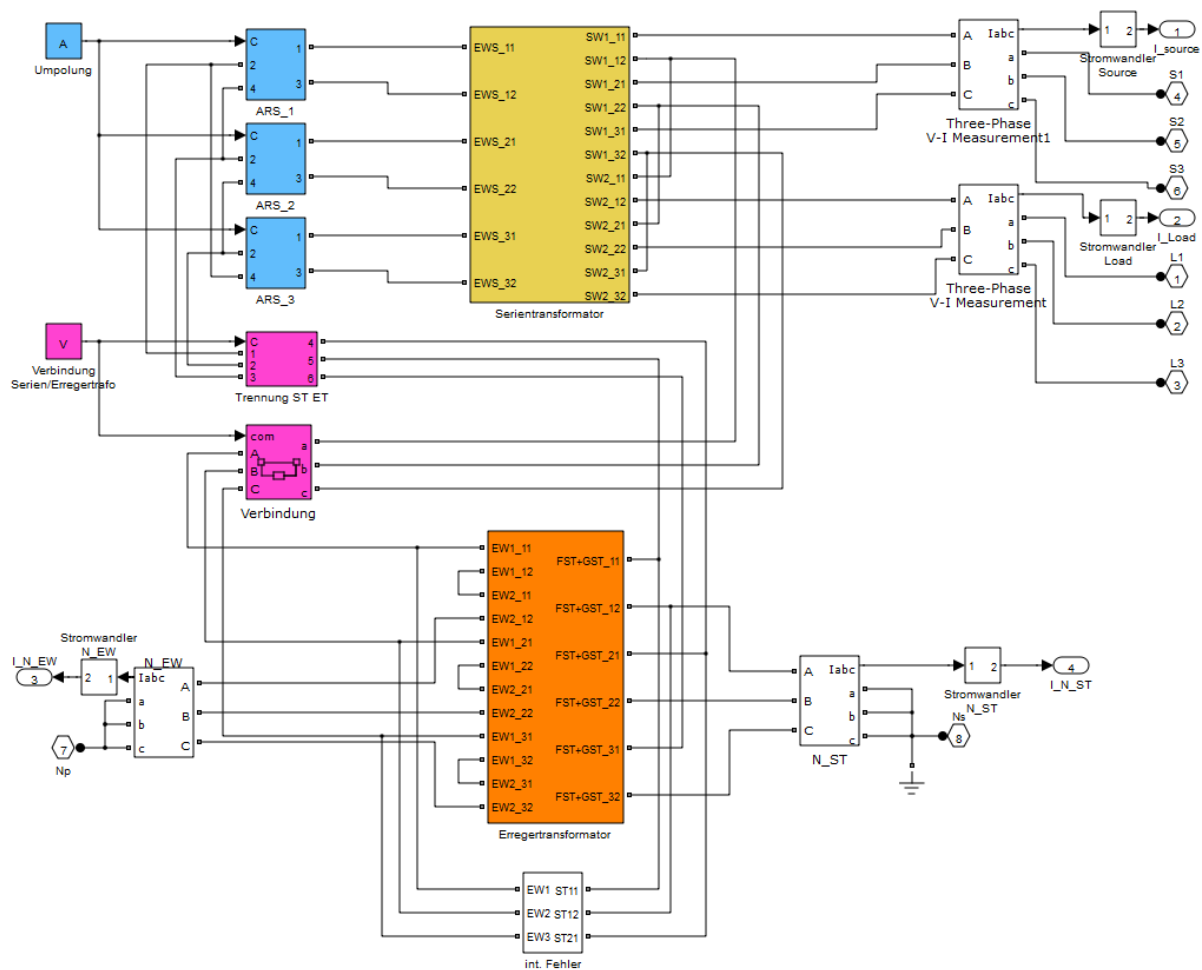


Abbildung 4-23 Simulink Modell des Phasenschiebertransformators

Der Serientransformator (gelb) wird in Schaltgruppe Diii geschaltet. Über eine optionale Trennung (pink) wird der Serien- mit dem Erregertransformator (orange) verbunden, welcher in Schaltgruppe Yy verschaltet ist. Es sind auf der Load- und der Source- Seite jeweils eine Strommessung implementiert. Des Weiteren werden auch die Ströme der Sternpunkte erfasst ( $N_p$  und  $N_{St}$ ). Ein Subsystem wurde für die Simulation von internen Fehlern hinzugefügt. Es besteht im Wesentlichen aus Schließern, welche über die Initialisierungsdatei gesteuert werden können.

#### 4.4.1 Implementierung der Stromwandler

Für die Strommessung müssen die Stromwandler, bzw. deren Übertragungsverhalten ebenfalls im Simulink implementiert werden. Dies wird näherungsweise mit einem Bandpass realisiert, welcher eine untere Grenzfrequenz von 0,5 Hz, und eine obere Grenzfrequenz von 1000 Hz aufweist. Zusätzlich wird noch das Übersetzungsverhältnis des Wandlers mit dem Faktor K berücksichtigt. Die Übertragungsfunktion hat folgende Form:

$$G(s) = K \cdot \frac{\omega_{1000\text{Hz}} \cdot s}{s^2 + (\omega_{0.5\text{Hz}} + \omega_{1000\text{Hz}}) \cdot s + \omega_{0.5\text{Hz}} \cdot \omega_{1000\text{Hz}}} \quad (4.10)$$

Somit erhält man folgendes Bode-Diagramm (für K=1, bzw. 0 dB):

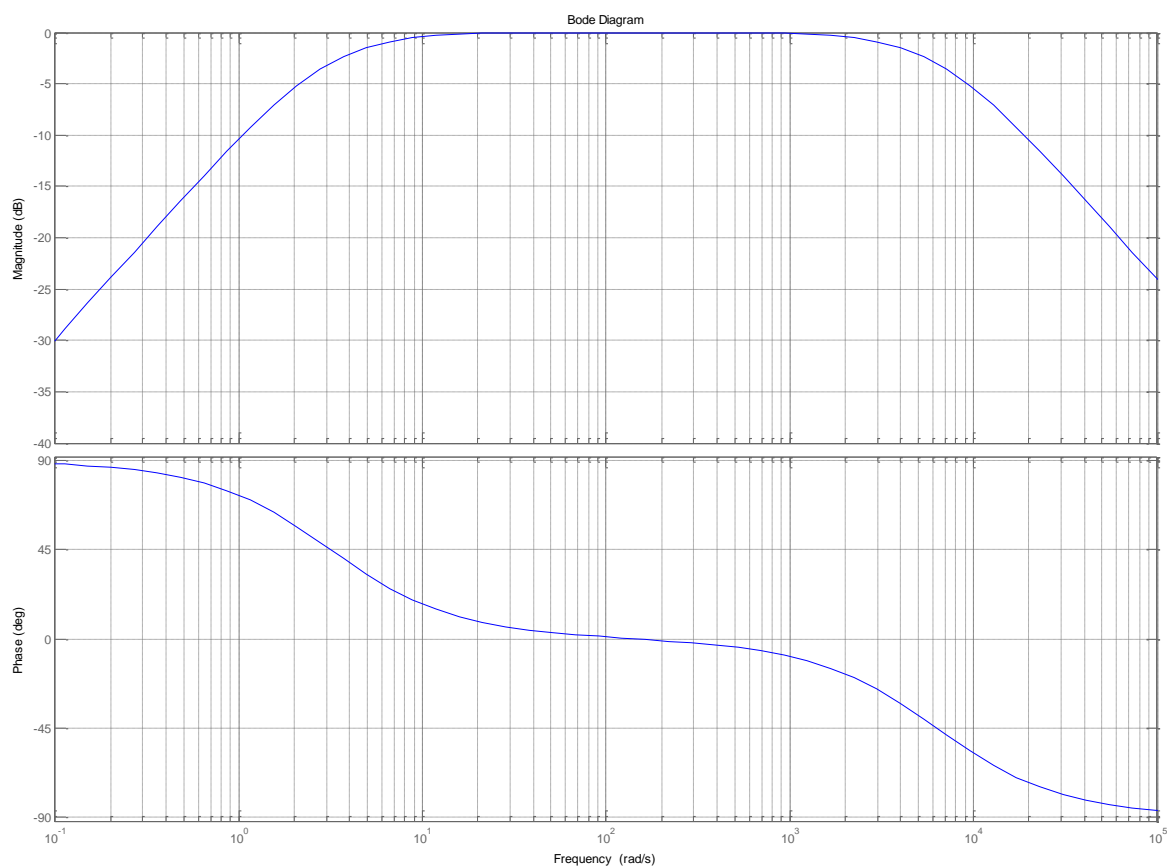


Abbildung 4-24 Übertragungsfunktion der Stromwandler

Anteile mit Frequenzen unter bzw. über den Grenzfrequenzen werden mit 20 dB/Dekade gedämpft.

Das in Abbildung 4-23 veranschaulichte Modell wird in ein Subsystem *PST* verbaut, um den Phasenschiebertransformator von außen mit einer Spannungsquelle, Belastungen und diversen Messungen zu verschalten. Für das speisende Netz wird im Zuge einer Worst Case Abschätzung eine Kurzschlussleistung von 10 GVA angegeben.

Die nachfolgende Abbildung zeigt das endgültige, für die Simulation verwendete Modell des Phasenschiebertransformators mit allen verwendeten Messungen und ausgegebenen Variablen.

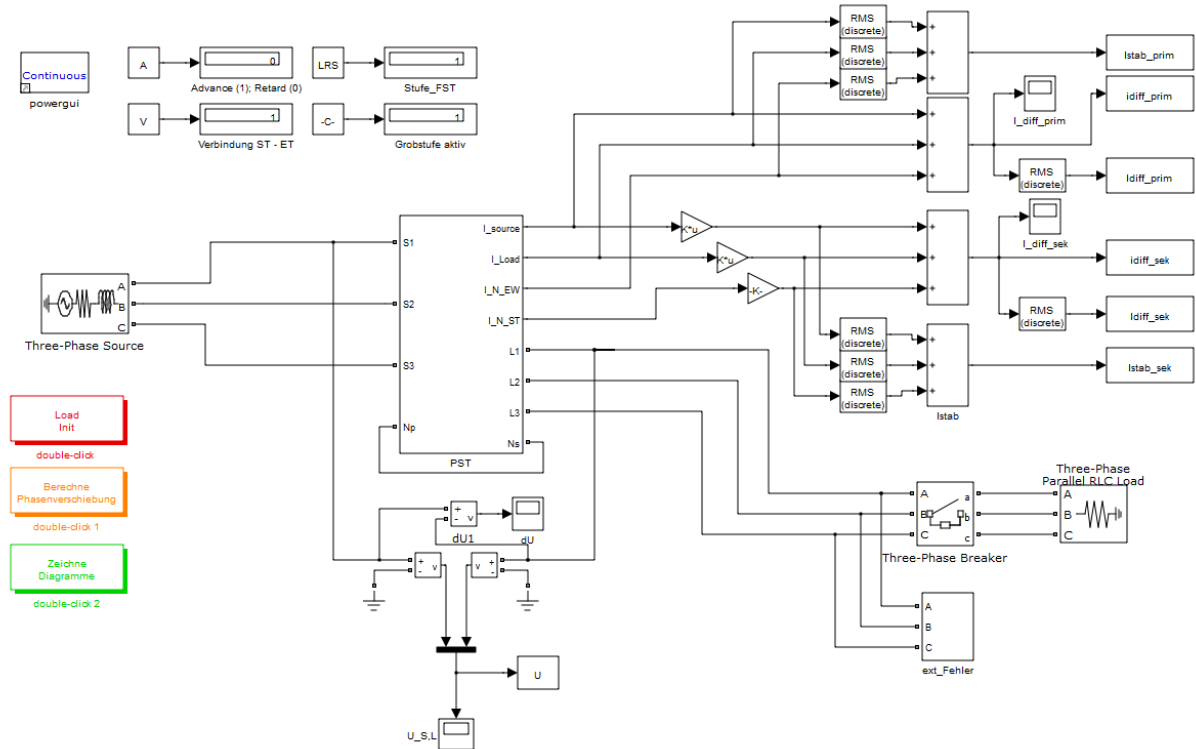


Abbildung 4-25 Fertiges Simulink Modell zur Differentialschutz Parametrierung

Die Initialisierung des Modells erfolgt über eine grafische Oberfläche, die es erlaubt, den Schaltzustand und die zu simulierenden Fehler einzustellen. Des Weiteren können mit Hilfe eines eigenen Subsystems externe Fehler simuliert werden. Abbildung 4-26 zeigt die verwendeten Eingabefenster.

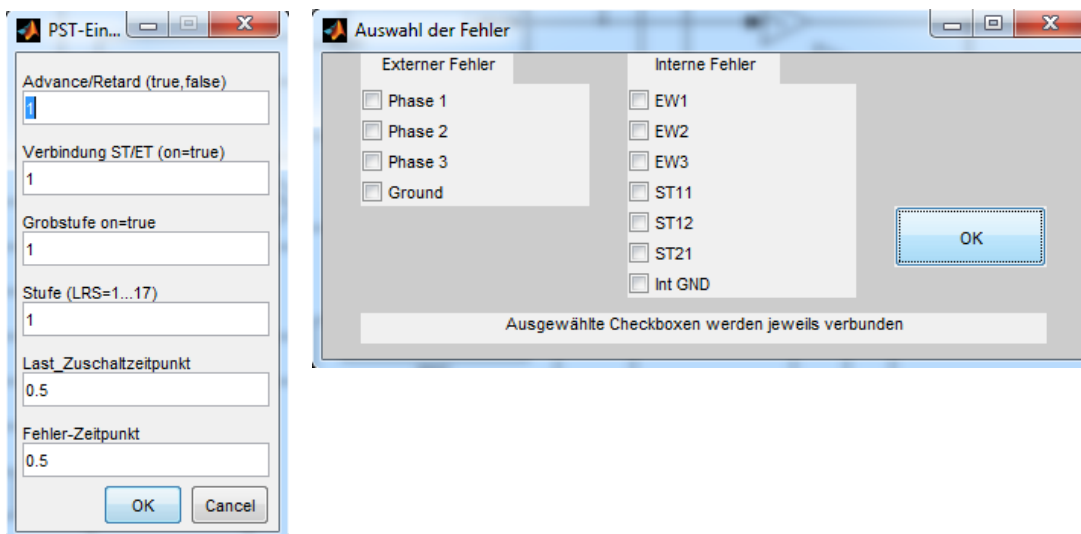


Abbildung 4-26 Grafische Oberfläche zur Initialisierung des Simulink Modells

## 4.4.2 Validierung des Modells

### 4.4.2.1 Betrachtung des Flussverlaufes

Zur Verifikation des Modells wird der Flussverlauf im Inneren des Transformators betrachtet.

In Punkt 4.1 dieser Arbeit sind die magnetischen Flussdichten für Rand- bzw. Neutralstellung angegeben. Anhand dieser wird die Größe des magn. Flusses berechnet.

	Serientransformator	Erregertransformator
Randstellung	1,42 T	1,27 T
Neutralstellung	0 T	1,47 T

**Tabelle 1 Gegenüberstellung der magnetischen Flussdichten beim Serien- bzw. Erregertransformator lt. Herstellerangabe**

Exemplarisch wird für die Randstellung ein Vergleich der Flüsse durchgeführt. Betrachtet werden jeweils die Schenkel von Serien- bzw. Erregertransformator.

Die Windungsflüsse laut Herstellerangabe berechnen sich folgendermaßen:

$$\Psi = B \cdot A \cdot N$$

$$\Psi_{L_S} = 1,42T \cdot 0,7944m^2 \cdot 2 \cdot 268 = 604,6Wb \quad (4.11)$$

$$\Psi_{L_E} = 1,27T \cdot 0,7665m^2 \cdot 535 = 520,8Wb$$

Wird das PST-Modell im Leerlauf betrieben, ergibt die Simulation für die Schenkel des Serientransformators ein Fluss von 603,5 Wb, und für die Schenkel des Erregertransformators ein Fluss von 521 Wb. Vergleicht man diese Werte mit den berechneten, so erkennt man die ausgezeichnete Übereinstimmung mit dem realen PST.

Bei einem realen Transformator verringert sich unter Belastung der Fluss im Eisenkreis, da sich dieser auf Haupt und Streufluss aufteilt. Das bedeutet, dass sich die oben berechneten Werte mit Belastung verringern.

Im Modell wird diese Minderung des Hauptflusses durch die Streuinduktivitäten repräsentiert. Der Laststrom erzeugt an diesen einen Spannungsabfall und verringert dadurch die Spannung im Transformator, welche schließlich durch die nichtlinearen Induktivitäten (vgl. Punkt 4.2.3) in einen Fluss bzw. in weitere Folge in einen Strom umgewandelt wird.

Dieser Spannungsabfall wird indirekt durch die Kurzschlussspannung  $u_K$  charakterisiert. Bei Versuchen mit Nennbelastung liefert das Modell einen etwa um den Faktor  $u_K$  geringeren Fluss im Eisenkreis. Da keine getrennten Kurzschlussversuche für Serien- und Erregertransformator durchgeführt wurden, kann dies nicht mit genauen Zahlen belegt werden.

Jedoch zeigt die Tatsache, dass der Leerlauffluss nahezu perfekt übereinstimmt, und es unter Belastung Einbrüche im Hauptfluss in der Größenordnung der Gesamt-Kurzschlussspannung gibt, dass das Modell eine gute Genauigkeit aufweist.

#### 4.4.2.2 Leerlauf und Belastungswinkel

Zur weiteren Überprüfung des Modells wird ein Vergleich der Spannungswinkel mit dem Datenblatt durchgeführt. Dieser Winkel ist dabei der Differenzwinkel der Spannung an Load- und Source-Anschluss.

Schalterstufe		Leerlauf		Last	
		Datenblatt	Simulation	Datenblatt	Simulation
Advance	Grobstufe 1; LRS = 1	60,1°	61,2°	48,6°	48,6°
	Grobstufe 0; LRS = 1	32,3°	32,4°	23,2°	23,4°
	Grobstufe 0; LRS = 16	2,1°	3,6°	-5,5°	-5,4°
	Grobstufe 0; LRS = 17	0°	0°	-7,6°	-7,2°
Retard	Grobstufe 0; LRS = 16	-2,1°	-1,8°	-9,7°	-10,8°
	Grobstufe 0; LRS = 1	-32,3°	-32,4°	-41,7°	-41,4°
	Grobstufe 1; LRS = 1	-60,1°	-59,4°	-71,6°	-72°

**Tabelle 2 Vergleich der Spannungswinkel zwischen Datenblatt und Simulation**

Man erkennt, dass die Abweichung im Leerlauf größer ist als unter Belastung. Dies hat den Hintergrund, dass im Leerlauf die Querspfade des Transformators von Bedeutung sind, im Belastungs- und Kurzschluss-Fall jedoch die Längspfade.

Wie im Kapitel 4.2 näher erläutert, werden bei dieser Modellerstellung bei den Querspfa den Vereinfachungen getroffen (z.B.: Vernachlässigen von Luftwiderständen im Eisenkreis). Aus diesem Grund ergeben sich für den leerlaufenden Transformator leicht verfälschte Werte. Da jedoch mit dem Modell Fehler simuliert werden sollen, und für große Ströme eine gute Übereinstimmung mit der Messung erreicht wird, kann die Abweichung im Leerlauf mit gutem Gewissen vernachlässigt werden.

Mit eingestellter Windungszahl für LRS 17 gibt es beim Serientransformator Probleme bei der Simulation, da Simulink mit wenigen bzw. keinen Windungszahlen lange Simulationszeiten benötigt.

Aus diesem Grund wird für die Simulation der Neutralstellung der Wert für LRS 16 verwendet.

### 4.4.3 Vereinfachung des Modells

Das in den vorhergegangenen Punkten entwickelte Modell liefert ein sehr gutes Abbild des realen Phasenschiebertransformators.

Leider ergeben sich bei der späteren Simulation von diversen internen und externen Fehlern teilweise, trotz moderner PC-Hardware, lange Simulationszeiten. Besonders dreipolige, niederohmige Fehler führen, vermutlich wegen der äußerst geringen Impedanzen in Kombination mit den idealen Transformatoren, zu äußerst langen Rechenzeiten. Aus diesem Grund wird für die Fehlersimulation das Modell vereinfacht.

So wurde die in Punkt 4.2.3 erläuterte Koppelinduktivität durch herkömmliche lineare Induktivitäten ersetzt. Diese sind jeweils in Serie zu den Wicklungswiderständen geschaltet und entsprechen somit dem Aufbau aus Abbildung 4-10. Die Parameter für diese Streuinduktivitäten werden über die Kurzschlussspannung  $u_K$  des Transformators berechnet und dieser Wert auf die einzelnen Induktivitäten aufgeteilt. Mittels iterativen, empirischen Versuchen wurde das Modell an die Realität angepasst.

Des Weiteren erfolgt im Zuge der Vereinfachung eine erste Worst Case Abschätzung hinsichtlich Sättigung des Transformatorkernelns. Hierbei werden die Induktivitäten ( $L_2$  bzw.  $L_{PH}$ ), die jenen Teil des Hauptflusses der sich über Luft schließt repräsentieren, weggelassen. Diese Induktivitäten sind der nichtlinearen Induktivität in Serie geschaltet. Durch diese Maßnahme erhöht sich die Spannung an der nichtlinearen Induktivität, was wiederum den Fluss im Transformator steigen lässt. Dies führt zu einer vorzeitigen Sättigung des Eisenkreises.

Trotz der genannten Vereinfachungen, konnten mit dem neuen Modell die gleichen Leerlauf- und Belastungswinkel wie in Tabelle 2 erreicht werden.

Auch konnten die in Punkt 4.4.2.1 angegebenen Größen des Hauptflusses nahezu ident eingehalten werden.

Das vereinfachte Modell weist weiterhin eine magnetische Kopplung zwischen den drei Schenkeln auf. Ob dies für die spätere Schutzparametrierung nötig ist, sei dahin gestellt. Für symmetrische Belastungen würde eine konventionelle Modellierung, bestehend aus mehreren einphasigen Transformatoren ausreichen. Bei ein- oder zweipoligen Fehlern würden sich die Ergebnisse allerdings unterscheiden.

## 5 Fehlersimulation zur Schutzparametrierung

### 5.1 Schutzkonzept

Das Schutzkonzept für den PST wird in [18] näher erläutert. Es sind insgesamt 15 Melderelais (Buchholzrelais, Überwachungsrelais und Druckentlastungsventile), zwei Differentialschutzrelais, zwei Distanzschutzrelais (MiCOM P433) und ein Erdkurzschlusschutzrelais (MiCOM P132) vorgesehen.

Der Differentialschutz ist dabei in einen primären und einen sekundären Schutz aufgeteilt.

Der primäre Differentialschutz (MiCOM P633) betrachtet die Ströme durch die Serienwicklung, sowie die galvanisch verbundene Erregerwicklung EW1 und EW2. Aus diesem Grund spielt die Sättigung des Eisenkreises bei Fehlern mit hohen Strömen keine Rolle.

Der sekundäre Differentialschutz (Siemens 7UT6351) erfasst die Ströme in der Grob-/Feinstufe des Erregertransformators und der Injektionswicklung des Serientransformators. Da die Injektionswicklung über keine eigenen Stromwandler verfügt, muss deren Strom aus jenem durch die Serienwicklung ermittelt werden, wobei das Übersetzungsverhältnis des Serientransformators berücksichtigt werden muss. Aus diesem Grund hängt die Genauigkeit dieser Berechnung von der induktiven Kopplung des Serientransformators ab.

### 5.2 Sekundäre Differentialschutz

Nachdem in Punkt 2.2.1 die allgemeine Beschreibung des Differentialschutzes erfolgte, wird in diesem Teil der Arbeit nun explizit auf das verwendete Schutzgerät eingegangen. Die Parameter für bestimmte Funktionen sind in Klammern angegeben. Die restlichen Einstellungen sind im Anhang zu finden.

Das verwendete Schutzgerät Siemens 7UT613 besitzt mehrere Verfahren zur Erkennung von externen, transformatornahen Fehlern, wodurch es Fehlauflösungen vermeiden kann.

Die sogenannte Zusatzstabilisierung ( $P1261A$ ) erkennt stromstarke, externe Fehler, welche durch einen hohen Stabilisierungsstrom gekennzeichnet sind, und blockiert daraufhin die Auslösung für eine einstellbare Zeit ( $P1262A$ )

Wie zu Beginn dieser Arbeit erläutert, verzerren Inrush-Ströme den Differenzstrom und können zu einer Fehlauflösung führen. Da der Inrush durch eine stark ausgeprägte zweite Oberschwingung gekennzeichnet ist, wird das Verhältnis 100 Hz / 50 Hz Anteilen bestimmt. Das Schutzgerät wird blockiert, wenn dieser Wert eine eingestellte Schwelle erreicht ( $P1271$ )

Zusätzlich wird noch die 5. Oberschwingung analysiert, die durch stationäre Übererregung entstehen kann.

Die Einstellungen der Auslösekennlinie sind im Anhang zu finden.

### 5.2.1 Berechnung des Differenzstromes

Dies ist ein kurzer Auszug für der Auslegung des sekundären Differentialschutzes [19]:

Folgende Abbildung zeigt die Verschaltung und den Anschluss der Stromwandler für den sekundären Differentialschutz. Zwischen den Schalterstufen Advance und Retard ändert sich die Richtung des Stromes durch die Stellwicklung des Erregertransformators. Daher werden deren Stromwandler in Serie durch die Eingänge M1 und M2 des Schutzgerätes durchgeschliffen, wobei je nach Schalterstellung des ARS immer nur ein Eingang aktiv ist. Das Vorzeichen des Stromes wird somit im Schutzgerät je nach verwendetem Eingang berücksichtigt.

Die Stromwandler der Serienwicklungen (S1-S3 bzw. L1-L3) werden direkt am Schutzgerät angeschlossen (M3 bzw. M4)

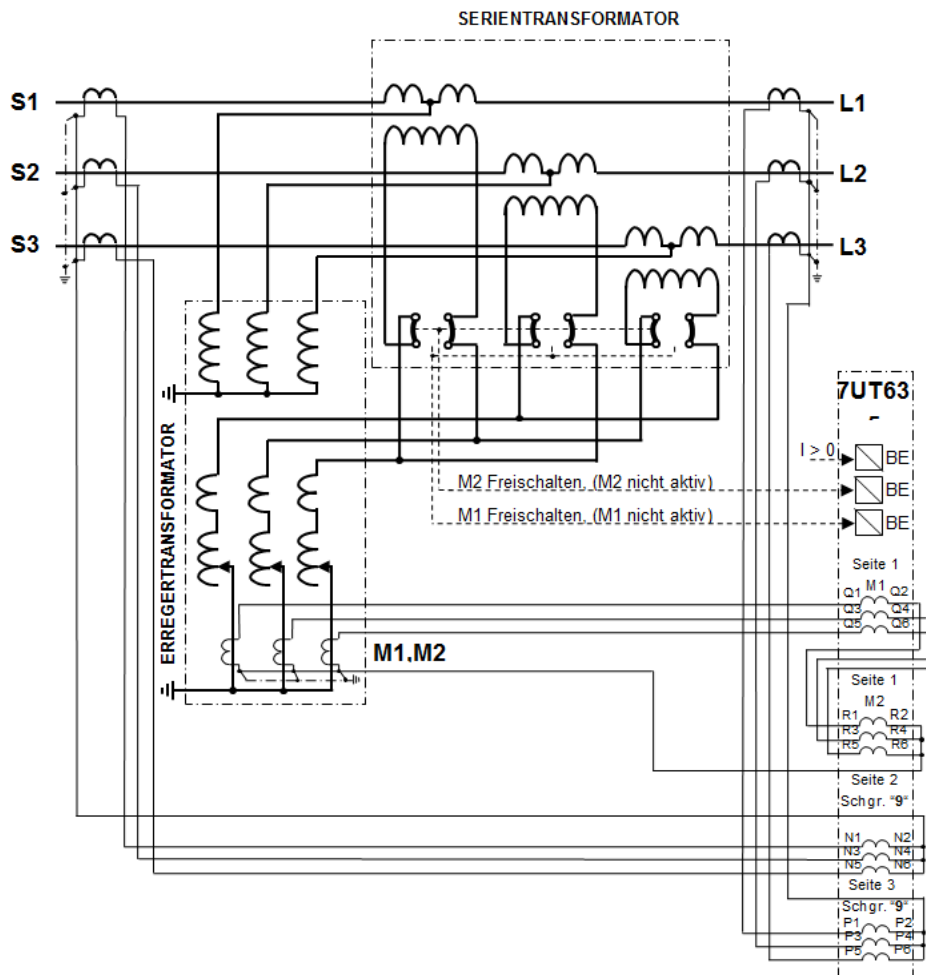


Abbildung 5-1 Implementierung des sekundären Differentialschutzes [19]

Das Differentialschutzrelais berechnet mit den Einstellungen aus [19] automatisch den Differenzstrom, wobei die Schaltgruppe und das Übersetzungsverhältnis Berücksichtigung finden.



Im Modell ist diese Berechnung zu implementieren. Hierbei sind alle gemessenen Ströme auf die gleiche Bezugsebene zu beziehen.

Zunächst werden die Ströme der Serienwicklungen mit der Matrix  $K$  multipliziert, welche die Schaltgruppe des Transformators berücksichtigt (Schaltgruppe 9,  $270^\circ$  [19]):

$$K = \frac{1}{\sqrt{3}} \cdot \begin{pmatrix} 0 & 1 & -1 \\ -1 & 0 & 1 \\ 1 & -1 & 0 \end{pmatrix} \quad (5.1)$$

Die Ströme der Stellwicklung des Erregertransformators werden mit folgendem Faktor multipliziert:

$$K_E = 2 \cdot (ARS - 0,5) \cdot \frac{384}{268 \cdot \sqrt{3}} \cdot \frac{2000}{1000} \quad (5.2)$$

Der erste Term berücksichtigt die Stellung des ARS ( $ARS = 1 \rightarrow$  Advance,  $ARS = 0 \rightarrow$  Retard). Die weiteren Terme korrigieren das Übersetzungsverhältnis.

Schließlich wird der Differenzstrom im Modell anhand folgender Formel berechnet:

$$I_{diff} = RMS(K_S \cdot i_{Source} - K_S \cdot i_{Load} + K_E \cdot I_{NSt}) \quad (5.3)$$

Die Effektivwertbildung erfolgt direkt im Simulink über einen  $RMS$ -Block, wobei der Gleichanteil und die Oberschwingungen mit eingerechnet werden.

Der Stabilisierungsstrom wird anhand folgender Berechnung bestimmt:

$$I_{stab} = RMS(K_S \cdot i_{Source}) + RMS(-K_S \cdot i_{Load}) + RMS(K_E \cdot I_{NSt}) \quad (5.4)$$

Für die  $I_{Diff} / I_{Stab}$  Diagramme werden beide berechneten Ströme auf den sekundärseitigen Objektstrom bezogen, wobei lt. [19] eine Division durch  $2I_0$  (1,493 A) erforderlich ist.

### 5.2.2 Parametrierung des Differentialschutzes

Zur Parametrierung werden jeweils für die Schalterstufe advance, retard und Neutralstellung, sowohl interne (Transformator intern) als auch externe Fehler simuliert.

In [18] gibt es Schutzempfehlungen für den sekundären Differentialschutz. Im Zuge dieser Arbeit wird überprüft, ob es bei externen Fehlern zu keiner Fehlauslösung, und bei internen Fehlern zu einer sicheren Abschaltung kommt.

Des Weiteren wird eine Spektralanalyse durchgeführt, welche die zweite Harmonische herausfiltert, bzw. mit der Grundschiwingung vergleicht. So können externe Fehler anhand der Sättigung erkannt, und somit das Schutzgerät blockiert werden.

Im nächsten Schritt werden die für den sekundären Differentialschutz relevanten Ströme mittels einer Omicron Quelle in das Differentialschutzgerät eingespeist, wodurch überprüft wird, ob sich das reale Schutzgerät wie in der Simulation verhält.

Der Transformator ist jeweils mit Nennlast (300 MVA) belastet. Zum Zeitpunkt  $t = 0,1$  s wird ein Fehler zugeschaltet und die Stromverläufe ausgewertet.

### 5.3 Simulation von externen Fehlern

Externe, stromstarke Fehler verursachen wegen des entstehenden Gleichstromgliedes im Fluss eine Sättigung der Hauptinduktivität. Diese Sättigung verfälscht den Differenzstrom des sekundären Differentialschutzes, wodurch es zu Fehlauslösungen kommen kann.

Daher erfolgt zunächst eine Simulation mit folgenden externen Fehlern:

- 3 polige
- 2 polige mit / ohne Erdberührung
- 1 polige Fehler

Anhand dieser Ergebnisse wird der Stromverlauf mit den eingestellten Schutzgrenzen verglichen und überprüft ob es zu einer Fehlauslösung kommt. Sämtliche Ströme sind auf die Stromwandler-Sekundärseite bezogen.

Im Zuge einer Worst Case Abschätzung wird die Magnetisierungskennlinie bei der Schalterstufe Advance bzw. Neutralstellung um 20 %, bei der Schalterstufe Retard um 10 % verkleinert (geschrumpft). Dadurch geht im Fehlerfall der Transformator früher in Sättigung und liefert dadurch einen größeren Differenzstrom.

Die Unterschiede bei den Schalterstellungen ergeben sich dadurch, dass der Fluss bei der Schalterstellung Retard generell höher ist, als bei der Schalterstellung Advance, da der Spannungsabfall der Streuinduktivität mit eingerechnet werden muss. In Advance verringert dieser Spannungsabfall den Hauptfluss, in Schalterstellung Retard wird dieser erhöht. Mit den genannten Faktoren 20 % bzw. 10 % wird die Magnetisierungskennlinie vollständig ausgenützt, und somit eine maximale Sättigung erreicht.

Exemplarisch wird in dieser Arbeit für die Schalterstufe Advance LRS 1 ein dreipoliger, externer Fehler simuliert. Die weiteren Auswertungen sind im Anhang zu finden.

Der Verlauf der für den sekundären Differentialschutz relevanten Ströme (Quellenstrom  $I_{Source}$ , Laststrom  $I_{Load}$  und Sternpunktstrom des Stelltransformators  $I_{Nst}$ ) ist in Abbildung 5-2 ersichtlich. Wird aus diesen Strömen der Differenzstrom berechnet erhält man den Stromverlauf aus Abbildung 5-3.

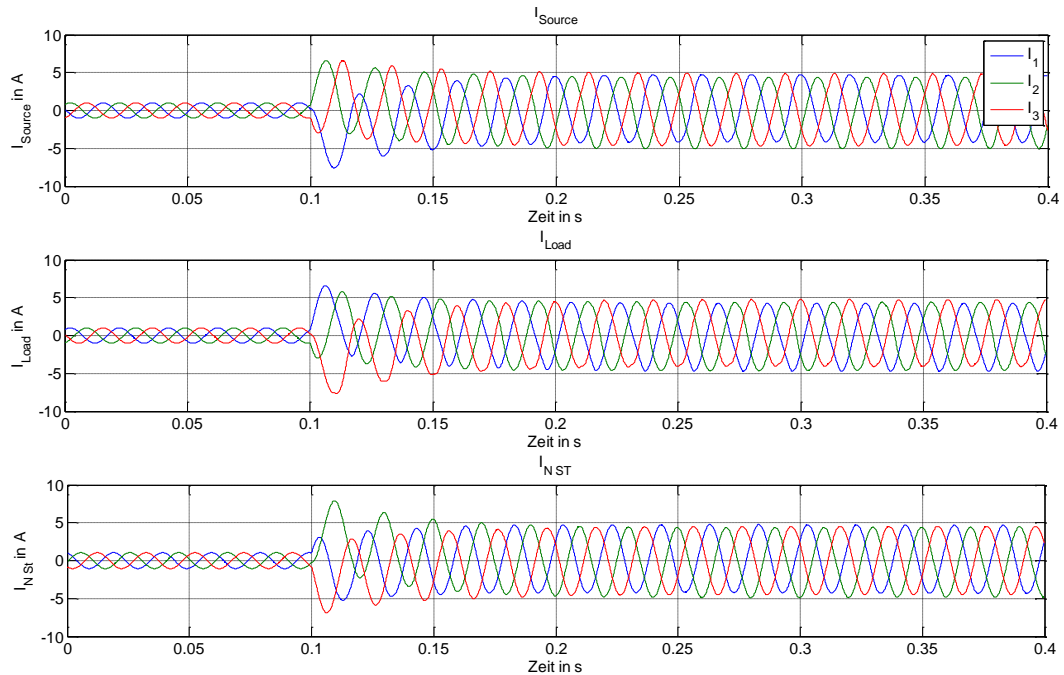


Abbildung 5-2 Stromverläufe beim dreipoligen externen Fehler im Schalterstufe Advance, LRS 1

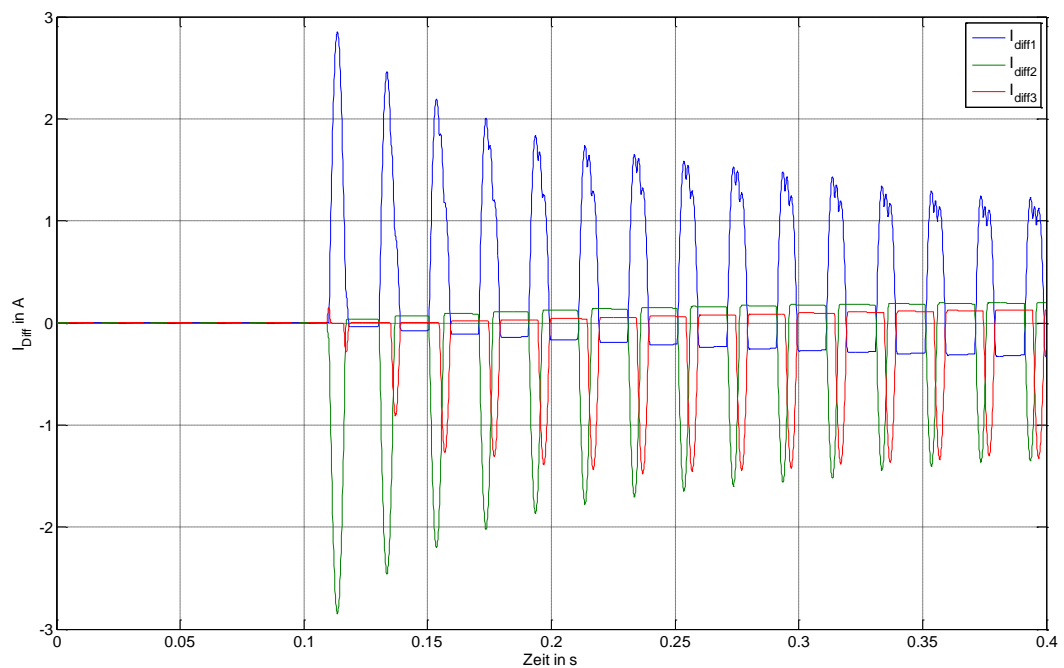


Abbildung 5-3 Verlauf des Differenzstromes beim externen dreipoligen Fehler bei Schalterstellung Advance, LRS 1

Zu Beginn, wo der PST mit Nennleistung belastet ist, ergibt sich praktisch kein Differenzstrom. Wird zum Zeitpunkt  $t = 100$  ms ein dreipoliger Kurzschluss zugeschaltet, so bildet sich auf Grund von Sättigungserscheinungen ein Differenzstrom aus.

Die Form des Differenzstromes ähnelt dem Verlauf eines Inrush-Stromes.

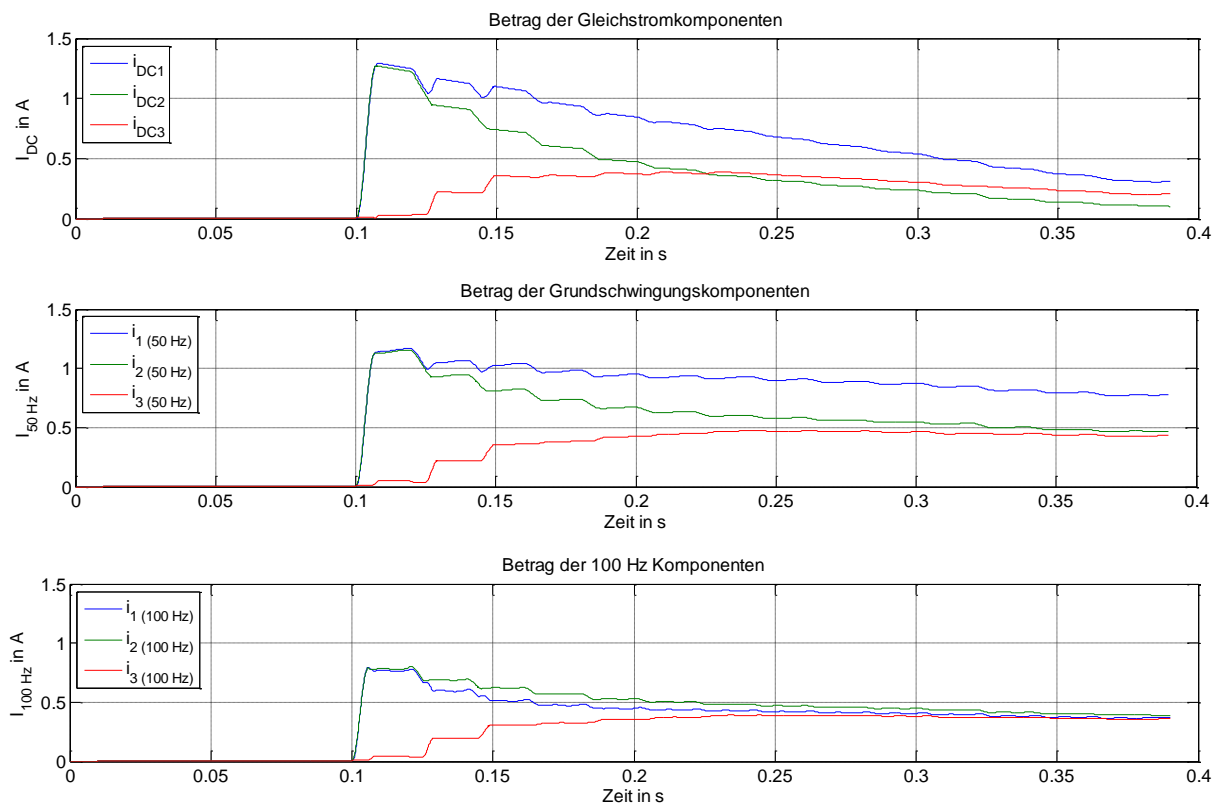
An diesem Signal wird nun eine Spektralanalyse durchgeführt.

Das Signal wird in Simulink mit 10 kHz abgetastet. Daraus ergeben sich bei einer Signallänge von 400 ms somit 4000 Werte. Es wird eine gleitende FFT mit einem 20 ms Fenster (200 Werte) durchgeführt, wobei die FFT jeweils um einen Wert überlappt.

Abbildung 5-4 zeigt nun das Ergebnis dieser Analyse. Oben sind die Gleichstromkomponenten der drei Phasen angegeben. Man erkennt bei Kurzschlusseintritt eine hohe Gleichstromkomponente von ca. 1,3 A. Diese klingt, abhängig von den ohmschen Anteilen im Netzwerk, ab.

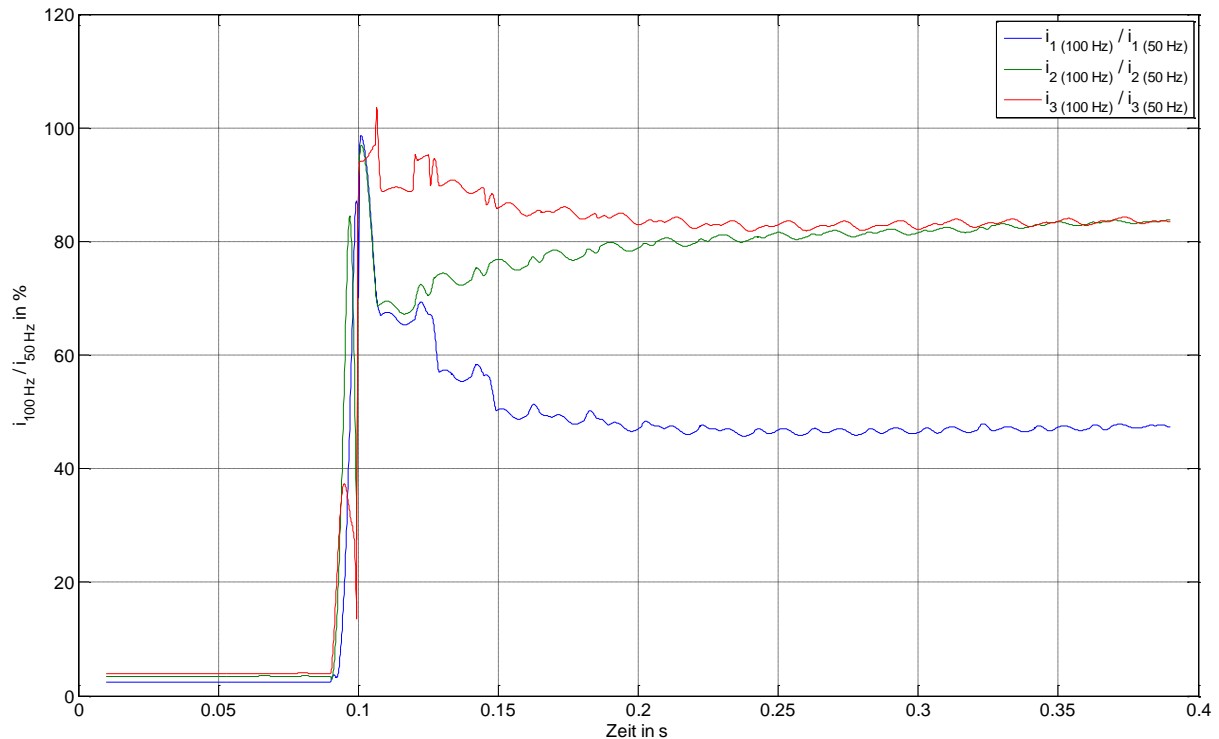
Die Grundschwingungskomponente steigt auf 1,2 A, die 100 Hz - Komponente auf 0,8 A.

Da die Gleichstromkomponente das Eisen im Transformator in Sättigung treibt, und somit auf Grund der Magnetisierungskennlinie den Strom verzerrt, hängt das Abklingen der zweiten Harmonischen mit dem Abklingen des Gleichstromgliedes zusammen.



**Abbildung 5-4 Spektralanalyse des Differenzstromes bei einem dreipoligen externen Fehler bei Schalterstellung Advance LRS 1**

Zusätzlich wird im nächsten Schritt die zweite Harmonische mit der Grundschwingung verglichen.



**Abbildung 5-5 Vergleich der Grundschwingung mit der zweiten Harmonischen des Differenzstromes bei einem dreipoligen, externen Fehler bei Schalterstellung Advance, LRS 1**

Man erkennt deutlich, dass das Verhältnis 100 Hz / 50 Hz Komponenten bei Fehlerbeginn in jeder Phase etwa 100 % erreicht, also dass beide Komponenten gleich groß sind. In weiterer Folge bilden sich stationäre Werte bei etwa 85 % bzw. 45 %.

Wie in Punkt 5.2 beschrieben, führt das verwendete Schutzgerät einen Vergleich der Harmonischen durch, um leichter externe und interne Fehler zu unterscheiden.

Als Schwelle ist 15 % eingestellt. Da diese bei dem simulierten Fehler bei weitem überschritten wird, erfolgt eine Blockierung der Auslösung für 15 Perioden (300 ms). Dabei geht man davon aus, dass in dieser Zeit externe Schutzeinrichtungen (Sammelschienenschutz, Leitungsschutz,...) den Fehler abschalten.

Wird der Differenzstrom in Abhängigkeit des Stabilisierungsstromes aufgetragen, ergibt sich folgendes Diagramm:

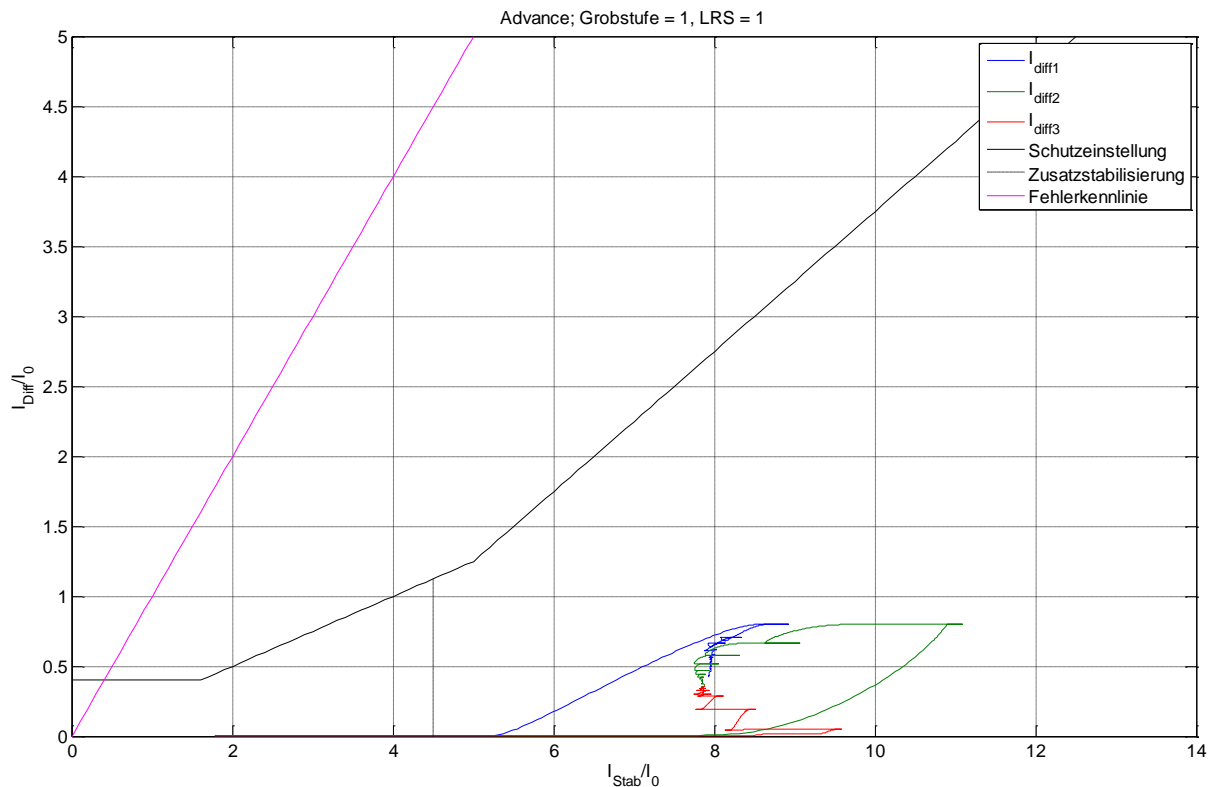


Abbildung 5-6  $I_{Diff} = f(I_{Stab})$  bei dreipoligen externen Fehler mit Schalterstellung Advance, LRS 1

Auf Grund des hohen durchfließenden Kurzschlussstromes verfügt das Differentialschutzrelais über einen weiteren Sättigungsindikator, die sogenannte Zusatzstabilisierung. Der hierfür eingestellte Wert ist im Diagramm als strichlierte Linie eingezeichnet. Übersteigt der Stabilisierungsstrom diese Grenze, erkennt das Schutzrelais einen externen Fehler und wird daraufhin für eine gewisse Zeitspanne blockiert. (in diesem Fall 15 Perioden, siehe Anhang)

Als Schutzeinstellung wird in Abbildung 5-6 die Standardeinstellung eingezeichnet. Es ist zu erkennen, dass der Differenzstrom weit unter dieser Einstellgrenze liegt.

Des Weiteren blockiert die hohe zweite Harmonische eine Auslösung.

Aus den drei genannten Punkten ist ersichtlich, dass es in diesem Fall zu keiner Fehlauslösung kommen kann.

### 5.3.1 Vergleich mit Omicron Quelle

Über eine Stromquelle werden nun die Ströme aus Abbildung 5-2 in das Schutzgerät eingespeist.

Dabei wird das Differentialschutzrelais von den Stromwandlern getrennt, und die Ströme direkt in das Gerät gespeist.

Dabei ergibt sich folgendes  $I_{\text{Diff}} / I_{\text{Stab}}$  Diagramm:

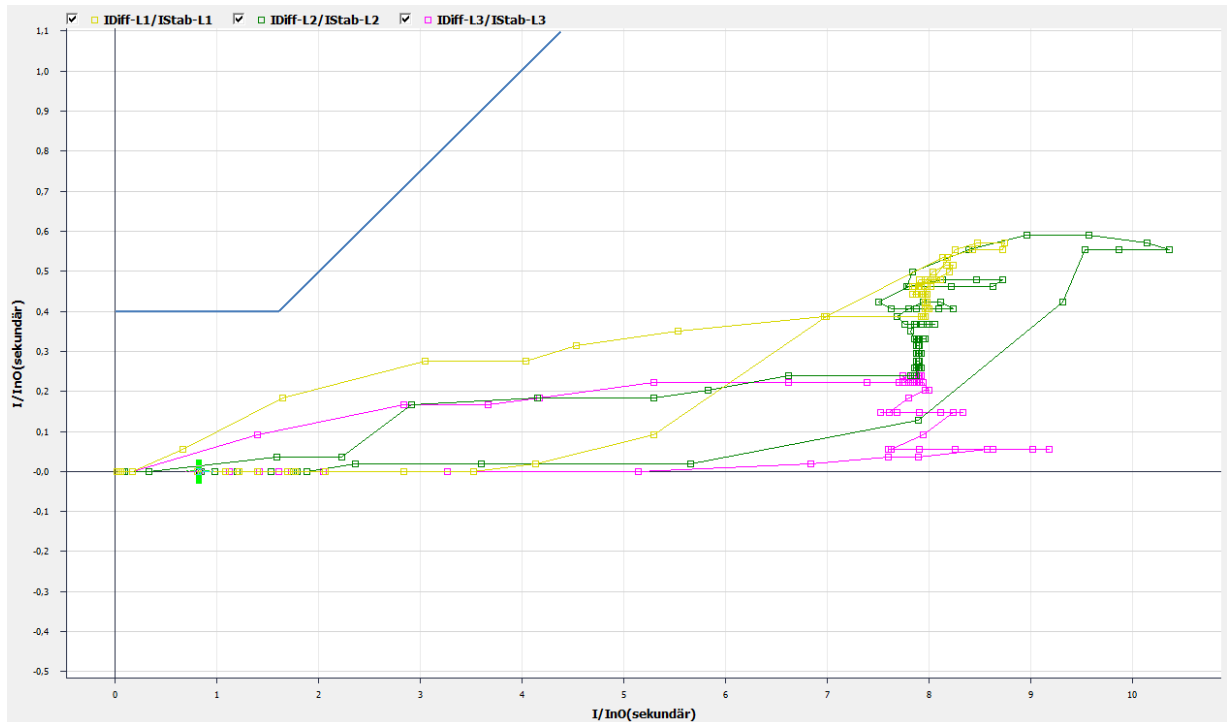


Abbildung 5-7 Verhalten des Schutzgerätes für eingespeisten dreipoligen, externen Fehler bei Schalterstellung Advance, LRS 1

Das Diagramm weicht geringfügig von dem in Abbildung 5-6 simulierten ab. Grund hierfür könnte eine Filterung seitens des Schutzgerätes sein, welches lediglich die Grundwelle für die Berechnung des Effektivwertes betrachtet.

Jedoch ist grundsätzlich der gleiche Verlauf wie in Abbildung 5-6 zu erkennen.

Die Auslösekurve (blau) wurde nachträglich eingezeichnet. Man erkennt, dass die Differenzströme diese bei weitem nicht erreichen.

Die Zusatzstabilisierung, welche bei Erreichen von  $4,5 I_{\text{Stab}} / I_0$  aktiviert wird, wird von allen drei Phasen durchschritten und somit aktiviert.

In der folgenden Grafik sind die Binärsignale des Schutzgerätes aufgelistet. Die Anregung erfolgt nach etwa 7 ms. Nach 20 ms erfolgt die Blockierung auf Grund des hohen Anteils der zweiten Oberschwingung.

Diese zweite Oberschwingung wird sowohl in Phase 1, als auch in Phase 2 erkannt und die Auslösung somit blockiert.

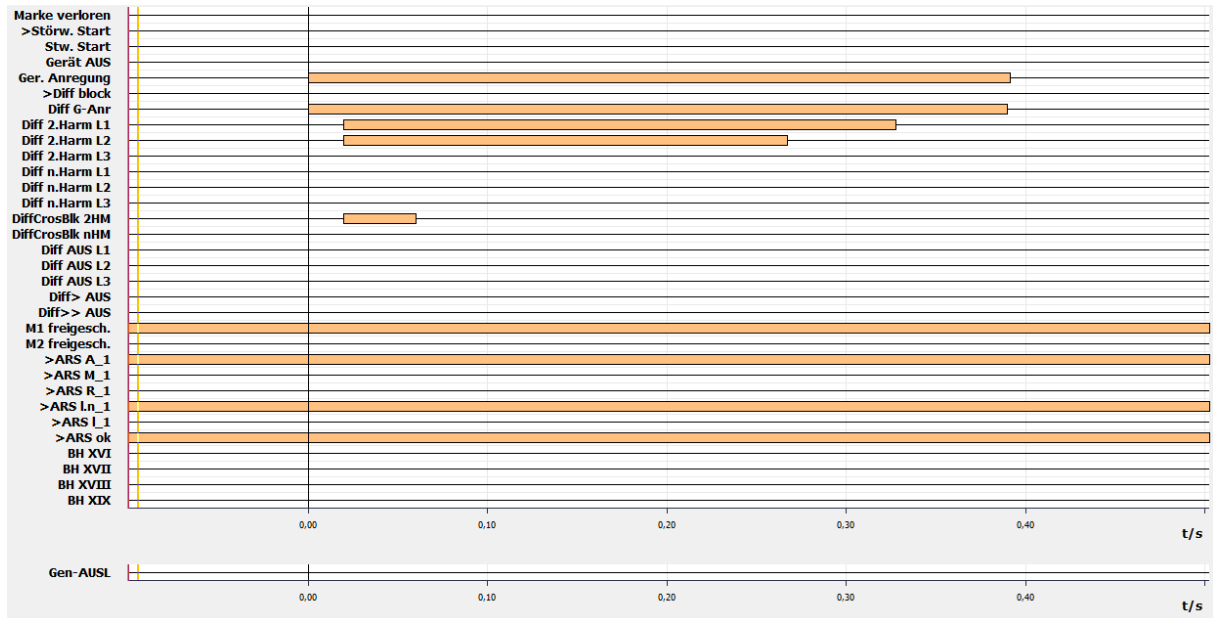


Abbildung 5-8 Binärsignale des Schutzgerätes bei eingespeisten dreipoligen, externen Fehler bei Schalterstellung Advance, LRS 1

### 5.3.2 Zusammenfassung der Externe Fehler

Für die Simulation der externen Fehler wurde im Zuge einer Worst Case Abschätzung die Magnetisierungskennlinie um 10 % bzw. 20 % verkleinert (vgl. Punkt 5.3). Mit diesen Daten sind diverse Fehlerzustände simuliert worden (ein-, zwei-, dreipolige).

Bei der Auswertung der Simulationsergebnisse zeigte sich, dass es unabhängig vom Fehlertyp zu keiner Fehlauslösung durch einen zu hohen Differenzstrom kommt.

Dies wurde auch durch Einspeisung der Ströme in das Schutzgerät bestätigt.



### 5.4 Simulation von internen Fehlern

Als Kontrolle werden diverse interne Fehler simuliert und überprüft, ob es dabei zu einer Auslösung kommt.

Folgende Fehler werden jeweils für Schalterstufe Advance und Retard betrachtet:

Fehlertyp	Wicklungsbezeichnung	Schutzbereich	
		primär	sekundär
3-poliger Fehler an Erregerwicklung	EW1, EW2, EW3		
1-poliger Fehler an Erregerwicklung	EW1		
1-poliger Fehler an Stellwicklung	ST11		
Wicklungsfehler Erreger- / Stellwicklung	EW1 / ST11		
Wicklungsfehler Stellwicklung	ST11 / ST22		

Tabelle 3 Vergleich der simulierten, internen Fehler mit Angabe des Schutzbereiches

Im Vergleich zur Simulation der externen Fehler wird in diesem Punkt keine Erhöhung der Sättigung des Transformators vorgenommen. Da eine sichere Auslösung des Schutzes gewährleistet werden muss, wäre es nicht zielführend, den Differenzstrom künstlich zu erhöhen.

Die Untersuchung erfolgt gleich wie in Punkt 5.3. Exemplarisch wird in dieser Arbeit ein einpoliger Wicklungsfehler bei der Stellwicklung mit Schalterstufe Advance, LRS 1, im Detail behandelt. Wie in Punkt 5.3 werden auch hier die Ströme Stromwandler-Sekundärseitig angegeben. Der PST ist zu Beginn mit Nennleistung belastet. Zum Zeitpunkt  $t = 100 \text{ ms}$  wird der Fehler zugeschaltet.

Abbildung 5-9 zeigt zunächst die für den sekundären Differentialschutz relevanten Ströme.

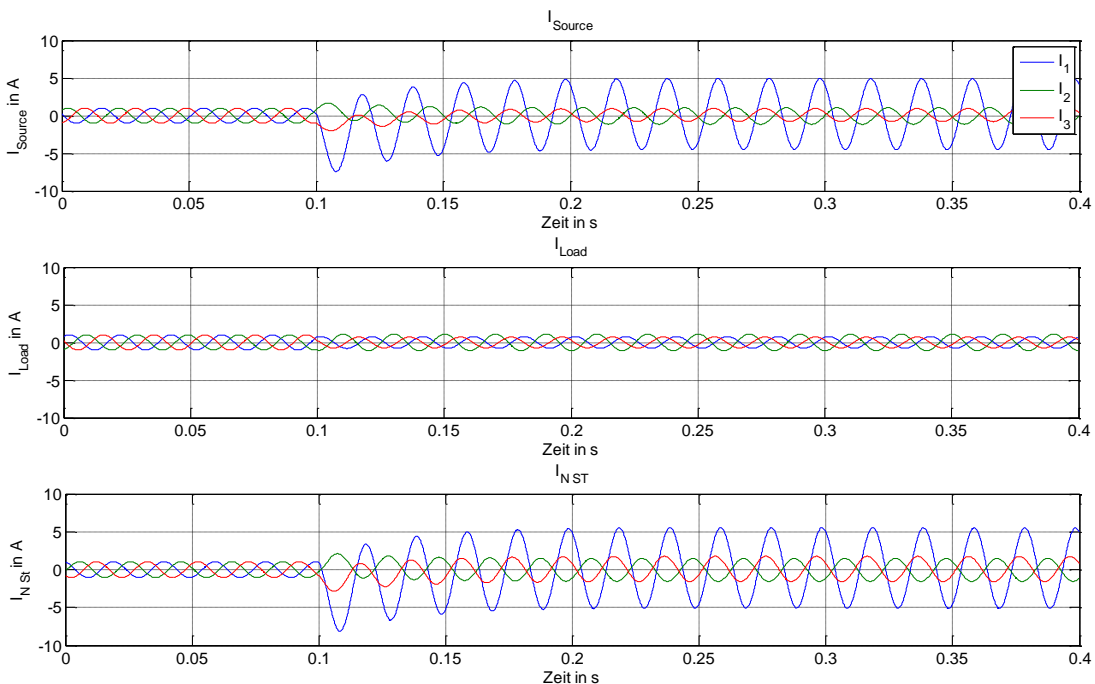
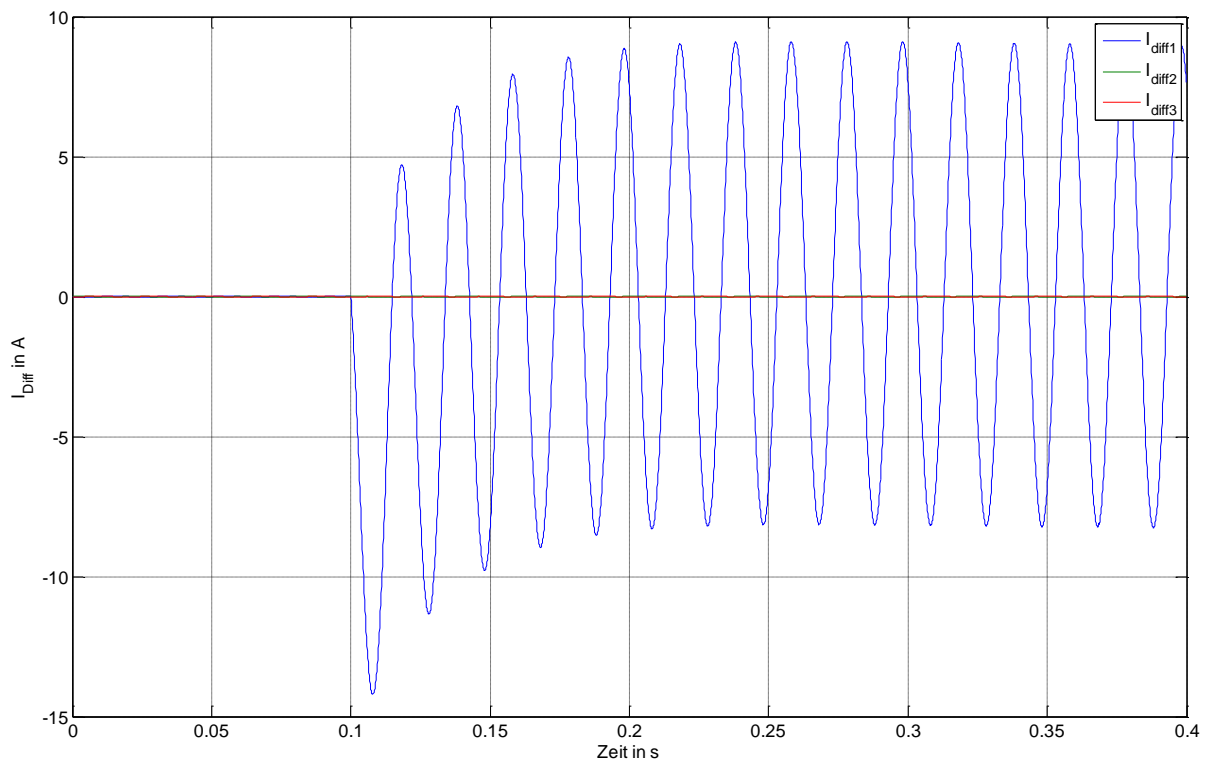


Abbildung 5-9 Stromverläufe bei einpoligen internen Fehler mit Schalterstufe Advance, LRS 1

Wird daraus der Differenzstrom berechnet, so ergibt sich folgender Stromverlauf:



**Abbildung 5-10 Verlauf des Differenzstromes bei einem einpoligen Fehler mit Schalterstufe Advance, LRS 1**

Der Differenzstrom ist bis zum Fehlereintritt praktisch null. Zum Fehlerzeitpunkt ergibt sich ein großer Differenzstrom in Phase 1 von umgerechnet  $6,1 A_{\text{eff}}$ .

Zur Untersuchung bezüglich Sättigungserscheinungen wird auch hier eine Spektralanalyse durchgeführt.

Das Gleichstromglied erreicht ca. 12,5 A und klingt relativ zügig ab. Die Grundschwingungskomponente steigt schnell an und liefert einen stationären Wert von knapp 9 A.

Die zweite Harmonische liefert kurzzeitig einen Ausschlag in der fehlerhaften Phase ( $L_1$ ). Dieser Ausschlag ergibt sich aus dem schnellen Schaltvorgang, und ist auf die Unschärfe der Fouriertransformation und der gewählten Fensterlänge zurückzuführen.

Abbildung 5-12 zeigt den Vergleich der 100 Hz / 50 Hz Komponenten. Die Praxis zeigt, dass es zu keiner Blockierung der Auslösung des Schutzgerätes kommt. Es ist nicht klar, ob im Schutzgerät noch zusätzliche Verzögerungen realisiert wurden, oder die bereits genannten Punkte bezüglich der Unschärfe der FFT dieses Verhalten bewirken.

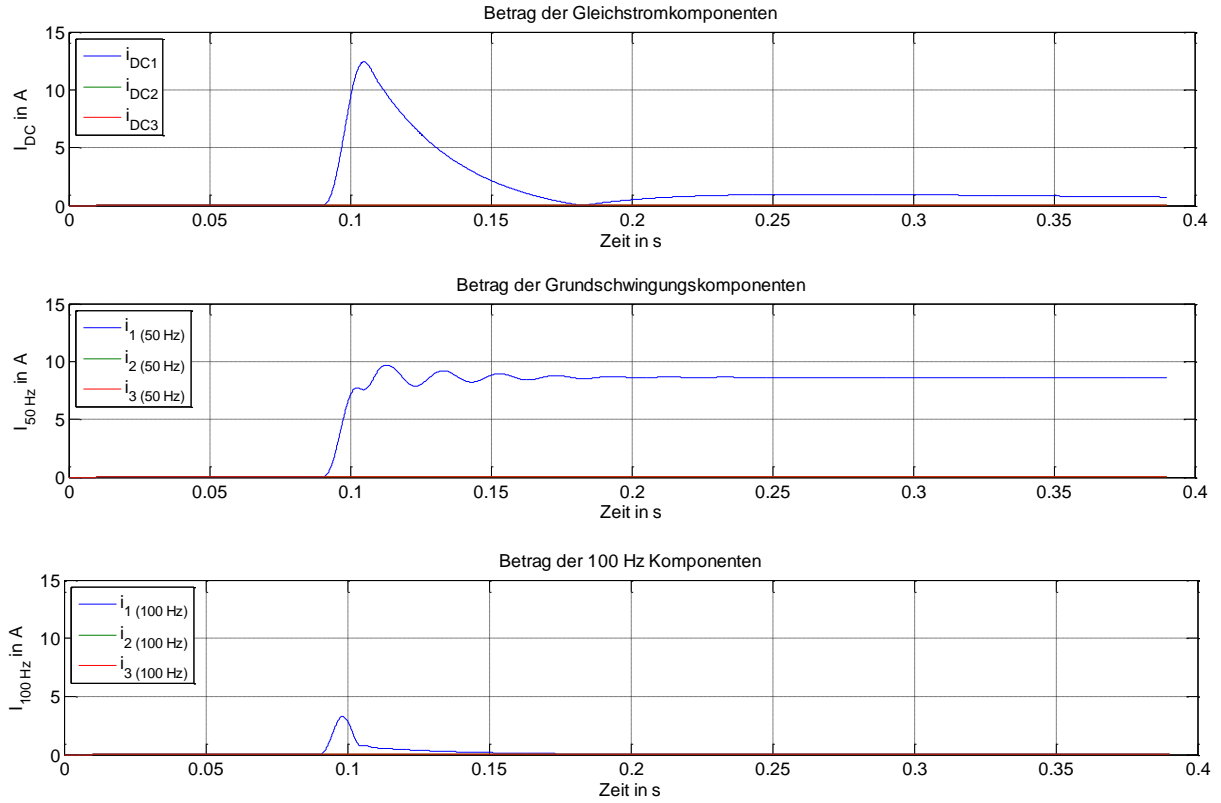


Abbildung 5-11 Analyse der Spektralkomponenten bei einem internen Fehler (ST11 - GND) bei Schalterstellung Advance, LRS 1

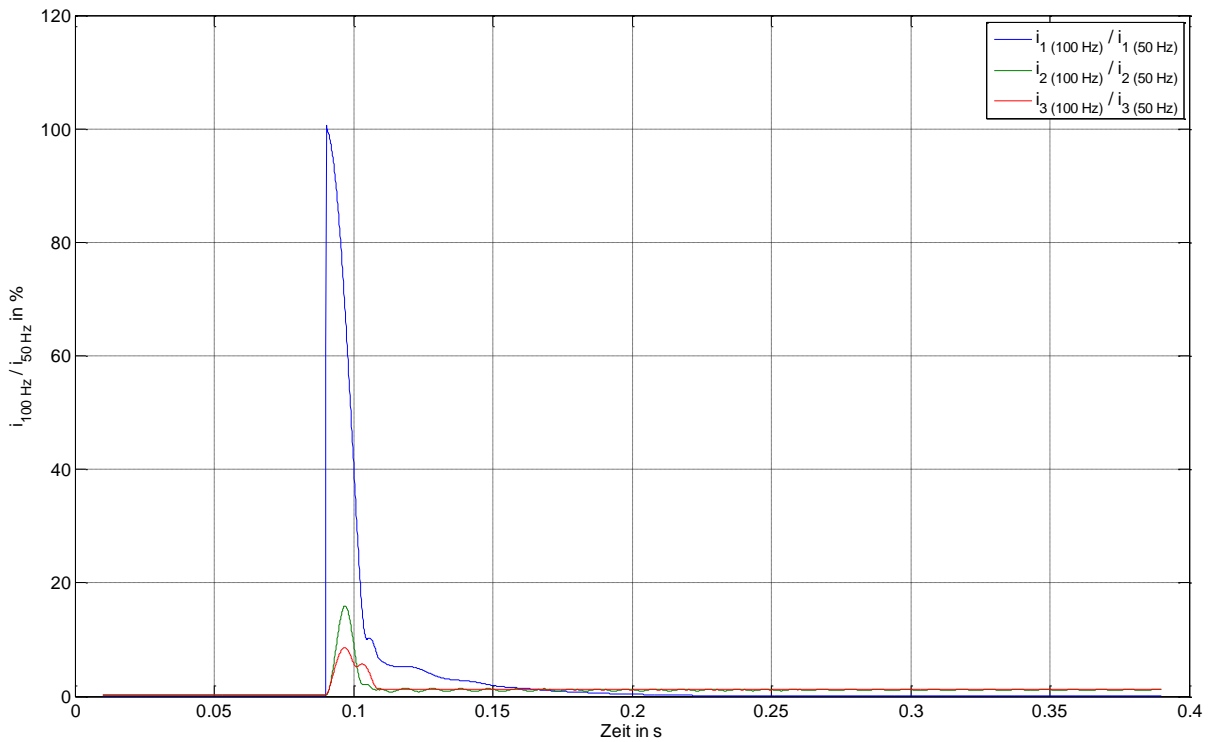
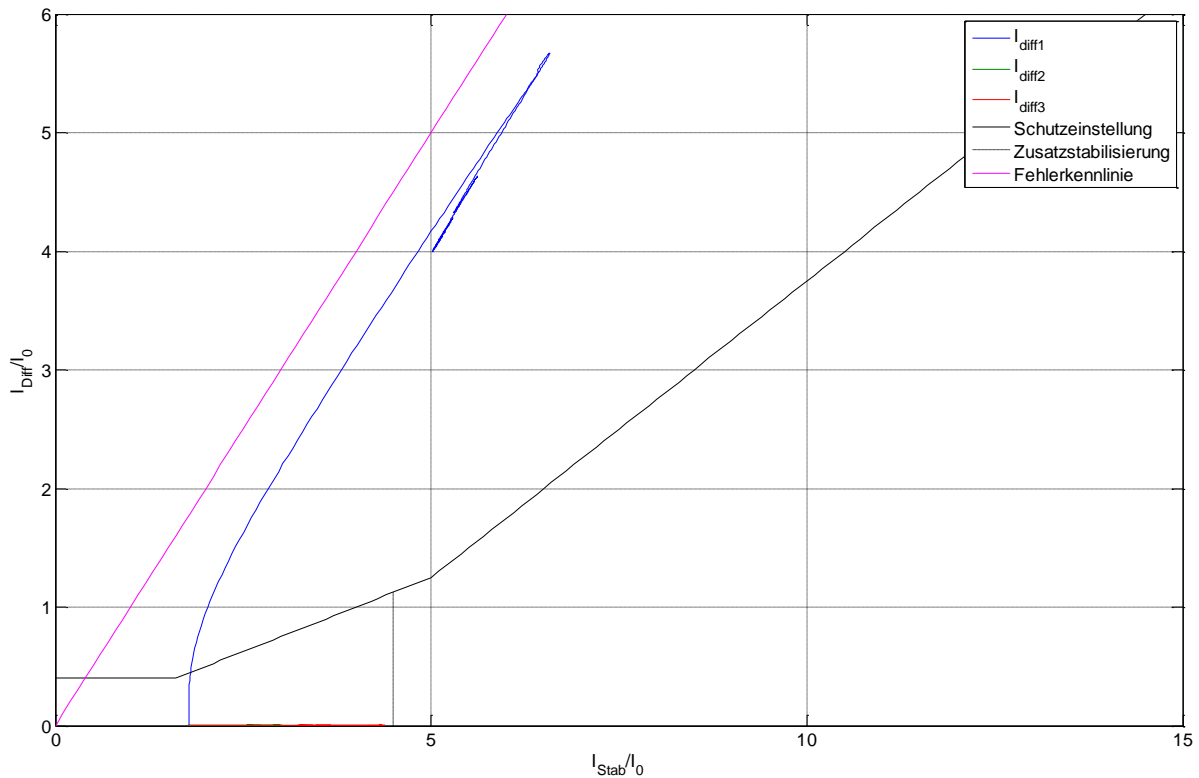


Abbildung 5-12 Vergleich der Grundsatzkomponente mit der zweiten Harmonischen des Differenzstromes bei einem einpoligen internen Fehler (ST11 - GND) bei Schalterstellung Advance, LRS 1

Das  $I_{\text{Diff}} / I_{\text{Stab}}$  Diagramm für den betrachteten, einpoligen Fehler ist in Abbildung 5-13 ersichtlich.



**Abbildung 5-13  $I_{\text{Diff}} = f(I_{\text{Stab}})$  bei einpoligem internen Fehler mit Schalterstellung Advance, LRS 1**

Der Fehlerstrom nähert sich der idealen Fehlerkennlinie. Die eingestellte Auslösekurve wird in jedem Fall überschritten, und es kommt zu einer sicheren Auslösung.

Die Zusatzstabilisierung wird von keiner betroffenen Phase erreicht. Somit kommt es zu keiner Blockierung der Auslösung, womit eine schnelle Abschaltung gewährleistet ist.

### 5.4.1 Vergleich mit Omicron Quelle

Zur Verifikation der Auslösung bei internen Fehlern werden die Ströme aus Abbildung 5-9 in das Schutzgerät gespeist.

Dabei ergibt sich folgendes  $I_{Diff} / I_{Stab}$  Diagramm:

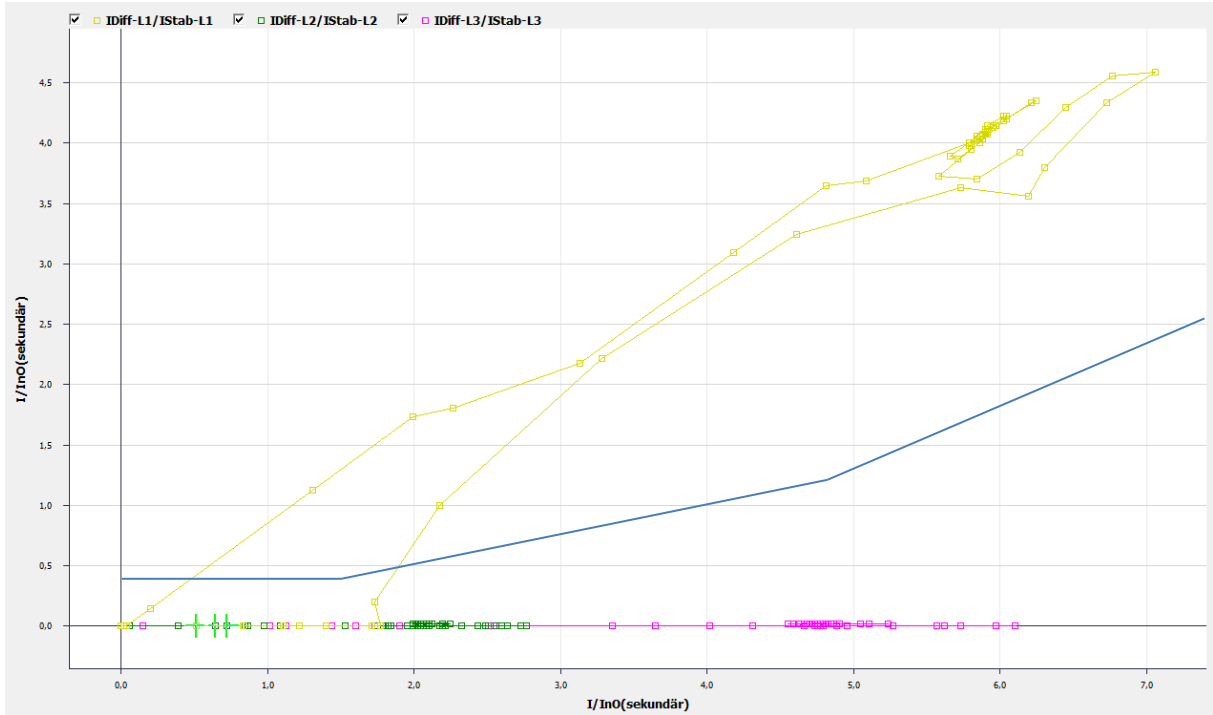


Abbildung 5-14 Verhalten des Schutzgerätes für eingespeisten einpoligen internen Fehler bei Schalterstellung Advance, LRS 1

Die Auslösekurve (blau) wird vom Differenzstrom überschritten, wodurch es zur sofortigen Auslösung des Schutzrelais kommt.

In der folgenden Grafik sind die Binärsignale des Schutzgerätes aufgelistet. Die Anregung erfolgt etwa nach 5 ms. Die Auslösung nach 300 ms.

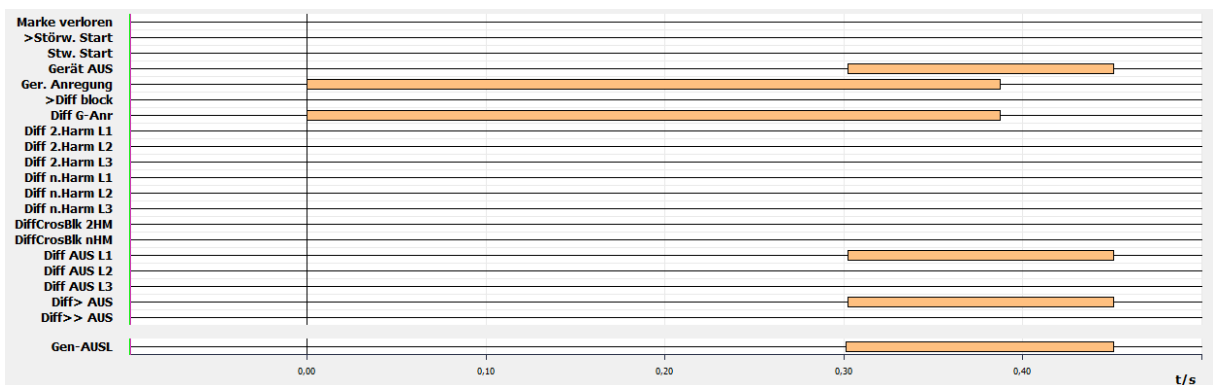


Abbildung 5-15 Binärsignale des Schutzgerätes bei eingespeisten einpoligen internen Fehler bei Schalterstellung Advance, LRS 1

### 5.4.2 Zusammenfassung der Interne Fehler

Für die Simulation der internen Fehler erfolgte keine Verkleinerung der B/H Kennlinie, da für eine sichere Auslösung eine Verfälschung des Modells nicht zielführend wäre.

Die Ergebnisse der Simulationen zeigen, dass jeder Fehler vom Schutzgerät erkannt, und somit abgeschaltet werden müsste.

Bei der Einspeisung der berechneten Stromverläufe in das Schutzgerät wurde ein Fehler nicht erkannt (Wicklungsfehler Erregerwicklung / Stellwicklung, Schalterstufe retard). In der Simulation erreicht dieser Fehler die Auslösekennlinie, jedoch ist der Differenzstrom verglichen mit den anderen Fehlersimulationen eher klein. Durch die Grundschnungsfaltung des Schutzgerätes erreicht der Differenzstrom eventuell nicht mehr die Auslösekennlinie, und der Fehler wird somit nicht erkannt. Jedoch konnte sowohl in der Simulation als auch mit Versuchen gezeigt werden, dass der primäre Differentialschutz auslöst.

Bei der Auswertung der binären Signale des Schutzgerätes zeigte sich, dass einige interne Fehler erst nach 300 ms auslösten. Es wird vermutet, dass dies an der sogenannten *Cross Block* Funktion des Schutzgerätes liegt. Bei einem einpoligen Fehler kann durch Sättigungserscheinungen in den beiden gesunden Phasen die Erkennung der zweiten Harmonischen bzw. die Zusatzblockierung ansprechen. Die *Cross Block* Funktion sperrt die Auslösung für alle Phasen, wenn eine Phase eine Blockierung auslöst. Durch Deaktivierung dieser, könnte dies ev. verhindert werden, wird jedoch im Zuge dieser Arbeit nicht weiter behandelt.

## 6 Zusammenfassung und Diskussion der Ergebnisse

In dieser Arbeit wird ein detailliertes Modell eines PST entwickelt, wobei die Dualitätstransformation Anwendung findet. Als Ausgangsbasis dient das magnetische Ersatzschaltbild, wodurch das daraus abgeleitete Modell eine magnetische Kopplung zwischen den einzelnen Schenkeln aufweist. Durch Berechnung des Flussverlaufes und der Leerlauf- bzw. Belastungswinkel kann eine hervorragende Übereinstimmung mit der Realität erreicht werden.

Mit einem Modell wird versucht die Realität möglichst detailliert abzubilden. Für diese Arbeit wird ein Kompromiss aus Genauigkeit und Rechengeschwindigkeit gesucht. Wie im Punkt 4.2.3 angegeben, sind einige Parameter im Zuge der Modellerstellung nicht bekannt gewesen. Um diese zu erhalten, wären aufwendige Versuche am realen PST nötig. So wird jener Teil des Hauptflusses, welcher durch Luft fließt, als relativ kleiner Wert angenommen und im Zuge des vereinfachten Modells ganz vernachlässigt.

Eine Messung der Nullimpedanz ist ebenfalls nicht durchgeführt worden, weshalb hierfür beim Serientransformator ein Wert gewählt wird, der in guter Näherung zu den übrigen Werten steht. Durch die Dreieckschaltung der Injektionswicklung müsste sich jedoch die Auswirkung der Nullimpedanz eliminieren.

Bei der Modellerstellung gibt es einige Punkte, welche zusätzlich implementiert werden könnten. So können die Luftanteile im Eisen (z.B.: in den Eckverbindungen) über eine lineare Induktivität getrennt modelliert werden. Des Weiteren kann die Dicke der Wicklungen über negative Induktivitäten in Serie zu den idealen Transformatoren berücksichtigt werden [17]. Aus diesen Überlegungen ergibt sich die im Vergleich zu den Belastungszuständen eher schlechte Genauigkeit des Leerlaufverhaltens. Da jedoch, wie zuvor bereits erwähnt, dieses Modell dazu dienen soll, Fehlerzustände zu simulieren, welche naturgemäß einen hohen Strom hervorrufen, wird der Leerlaufgenauigkeit keine große Bedeutung zugesprochen.

Dieses Modell kann ohne nennenswerte Genauigkeitsverluste vereinfacht und somit die Rechenzeit erheblich verkürzt werden. Bei der Vereinfachung werden bereits Annahmen getroffen, welche in Richtung einer Worst Case Abschätzung gehen. So kann der Luftanteil im Eisen vernachlässigt werden, und die Koppelinduktivität wird durch lineare Induktivitäten ersetzt, welche die Streuanteile repräsentieren.

Mit diesem Modell werden diverse interne, sowie externe Fehler am PST simuliert und dabei der Differenzstrom ausgewertet. Anhand dieses Stromverlaufes kann eine Parametrierung des Differentialschutzrelais erfolgen. Für die Simulation der externen Fehler wird die Magnetisierungskennlinie verkleinert, um so gezielt eine starke Sättigung hervorzurufen. Man kann mit Sicherheit davon ausgehen, dass, wenn die verkleinerte B/H Kennlinie zu keiner Fehlauflösung führt, dies auch nicht durch die originale Kennlinie verursacht wird.

Die im Modell simulierten Ströme werden von einer Stromquelle in ein reales Differentialschutzrelais gespeist und dabei das Verhalten dieses Relais bei diversen Fehlerzuständen untersucht. Beim Vergleich der vom Schutzgerät protokollierten Ströme können leichte Unterschiede festgestellt werden, die auf eine Grundschnwingungsfilterung im Schutzgerät hindeuten.

Mit den vorgeschlagenen Schutzeinstellungen kann ein interner Fehler gefunden werden (2-poliger Fehler, EW1/ST11, Retard), der vom Schutzgerät nicht erkannt, und somit nicht abgeschaltet wird. Durch Auswertung des Primärschutzgerätes (vgl. Schutzkonzept Punkt 5.1) kann jedoch sichergestellt werden, dass der Fehler von diesem sicher abgeschaltet wird. Alle weiteren internen Fehler werden vom Schutzgerät erkannt und abgeschaltet.

Bei stromstarken, externen Fehlern kann keine Fehlauslösung durch Sättigungserscheinungen nachgewiesen werden, da sowohl der Differenzstrom unter der Auslöseschwelle liegt, als auch weitere implementierte Mechanismen im Schutzgerät externe, stromstarke Fehler erkennen.



## 7 Literaturverzeichnis

- [1] C. E. Cherry, „The Duality between Interlinked Electric and Magnetic Circuits and the Formation of Transformer Equivalent Circuits,“ *Proceedings of the Physical Society B* 62 101, 1949.
- [2] P. G. Khorasani und A. Deihimi, A New Modeling of Matlab Transformer for Accurate Simulation of Ferroresonance, Lisabon: IEEE, 2009.
- [3] F. De León und J. A. Martinez, Dual Three-Winding Transformer Equivalent Circuit Matching Leakage Measurements, Barcelona: IEEE, 2009.
- [4] V. Crastan und D. Westermann, Elektrische Energieversorgung 3, Ilmenau: Springer, 2001.
- [5] D. Bonnmann, A. Dummer, P. Reinhardt, A. Suranyi und H. Renner, „Phasenschiebertransformatoren schützen das Übertragungsnetz von Verbund - Austrian Power Grid,“ *EW Dossier Jg. 106, Heft 11*, 2007.
- [6] W. Seitlinger, „Phasenschieber-Transformatoren - Diskussion spezieller Eigenschaften,“ CIGRÉ, 1998.
- [7] G. Ziegler, Digitaler Differentialschutz, Grundlagen und Anwendungen, Nürnberg: Publics Corporate Publishing, 2004.
- [8] Siemens AG, SIPROTEC Differentialschutz 7UT613/63x, Siemens, 2006.
- [9] H. Sequenz, Elektrische Maschinen, Eine Einführung in die Grundlagen, Wien: Springer Verlag, 1971.
- [10] R. Fischer, Elektrische Maschinen; 12. Auflage, München: Carl Hanser Verlag, 2004.
- [11] Siemens, TDS\_68030-031\_PST\_Verbund, Siemens, 2012.
- [12] J. A. Martinez, R. Walling, B. A. Mork, J. Martin-Ardeco und D. Durbak, Parameter Determination for Modeling System Transients - Part III: Transformers, IEEE, 2005.
- [13] Mathworks, SimPowerSystems for Use with Simulink, Version 2.3, Natick: The MathWorks Inc., 2002.
- [14] R. Feinberg, Modern Power Transformer Practice, London: The Macmillian Press Ltd., 1980.
- [15] ThyssenKrupp, „ThyssenKrupp Steel Europe,“ 27 03 2012. [Online]. Available: [http://www.thyssenkrupp-steel-europe.com/de/produkte/gesamt\\_lieferprogramm/elektroband.jsp](http://www.thyssenkrupp-steel-europe.com/de/produkte/gesamt_lieferprogramm/elektroband.jsp). [Zugriff am 27 03

2012].

- [16] H. Gremmel und G. Kopatsch, ABB Schaltanlagen Handbuch, 11 . Auflage, Mannheim: Cornelsen, 2008.
- [17] C. Arturi, Transient Simulation and Analysis of a Three-Phase Five-Limb Step-Up Transformer following an out-of-phase Synchronization, Milano: IEEE, 1991.
- [18] O. Gludowatz, „PST Schutz, Schutzkonzept v.01,“ Areva T&D Austria AG, 2006.
- [19] PTD Energy Automation, 7UT635: Phasenschieber Transformator, Sekundär Differential Schutz, Siemens Power Transmission and Distribution, 2006.

## Anhang

### Parameter für die Modellerstellung

#### Genaueres Modell

Parameter	Wert	Anmerkung
<b>Serientransformator</b>		
<b>Injektionswicklung EWS</b>		
$P_{EWS}$	300e6 W	
$f$	50 Hz	Frequenz
$U_{EWS1}$	384e3 V	
$N_{EWS1}$	384 Wdg	
$U_{EWS2}$	2 x 268e3 V	
$N_{EWS2}$	2 x 268 Wdg	
<b>Serienwicklung SW</b>		
$P_{SW}$	300e6 W	
$U_{SW1}$	2 x 268e3 V	
$N_{SW1}$	2 x 268 Wdg	
$U_{SW2}$	268e3 V	
$N_{SW2}$	268 Wdg	
$U_{SW3}$	268e3 V	
$N_{SW3}$	268 Wdg	
<b>Kupferwiderstände</b>		
$R_{CuEWS}$	82 mΩ	Kupferwid. Injektionswicklung
$R_{CuSW1}$	120 mΩ	Kupferwid. Serienwicklung 1
$R_{CuSW2}$	120 mΩ	Kupferwid. Serienwicklung 2
<b>Induktivitäten</b>		
$L_2$	0.03 H	Luftpfad des Hauptflusses Schenkel
$L_3$	0,0352 H	Streupfad Injektionswicklung
$L_4$	0,0527 H	Streupfad Serienwicklung
$M$	0,0286 H	Gegeninduktivität Serienwicklung

$L_5$	0,057 H	Halbierter Nullpfad
$L_{ph}$	0,03 H	Luftpfad des Hauptflusses Joch
Eisenwiderstände		
$R_{FeL}$	13,898 M $\Omega$	Eisenwiderstand Schenkel
$R_{FeY}$	9,2489 M $\Omega$	Eisenwiderstand Joch
Erregertransformator		
Erregerwicklung		
$P_{EW}$	300e6 W	
$U_{EW2}$	229e3 V	
$N_{EW2}$	229 Wdg	
$U_{EW3}$	306e3 V	
$N_{EW3}$	306 Wdg	
$U_{EW1}$	535e3 V	
$N_{EW1}$	535 Wdg	
Stellwicklung (Grobstufe GST + Feinstufe FST)		
$P_{ST}$	300e6 W	
$U_{ST1}$	535e3 V	
$N_{ST1}$	535 Wdg	
$U_{ST2}$	(0:8:256)e3 V	
$N_{ST2}$	(0:8:256) Wdg	
Kupferwiderstände		
$R_{CuEW1}$	90 m $\Omega$	Kupferwid. Erregerwicklung 1
$R_{CuST}$	42 m $\Omega$	Kupferwid. Stellwicklung
$R_{CuEW2}$	90 m $\Omega$	Kupferwid. Erregerwicklung 2
Induktivitäten		
$L_2$	0.03 H	Luftpfad des Hauptflusses Schenkel
$L_3$	0,0121 H	Streupfad Stellwicklung
$L_4$	0,0116 H	Streupfad Erregerwicklung
$M$	0,00084 H	Gegeninduktivität Erregerwicklung
$L_6$	0,057 H	Luftpfad des Hauptflusses äußerer Schenkel
$L_{ph}$	0,03 H	Luftpfad des Hauptflusses Joch
Eisenwiderstände		
$R_{FeL}$	0,791 M $\Omega$	Eisenwiderstand Schenkel
$R_{FeY}$	0,861 M $\Omega$	Eisenwiderstand Joch
$R_{FeaL}$	1,579 M $\Omega$	Eisenwiderstand äußerer Schenkel

### Vereinfachtes Modell

Wie genaues Modell, jedoch mit anderen Streuinduktivitäten

Serientransformator		
$L_3$	0.015 H	Streupfad Serienwicklung 1
$L_4$	0.015 H	Streupfad Serienwicklung 2
$L_6$	0.010 H	Streupfad Injektionswicklung
Erregertransformator		
$L_3$	0.015 H	Streupfad Erregerwicklung 1
$L_4$	0.015 H	Streupfad Erregerwicklung 2
$L_6$	0.010 H	Streupfad Stellwicklung

## Parameter für Schutzobjekt [19]

### Allgemein

1201	Differentialschutz	Ein
1205	Ansprechverzögerung bei Anlauf	Aus
1206	Inrush Stabilisierung mit 2. Harmonischer	Ein
1207	Stabilisierung mit n. Harmonischer	5. Harmonische

### I-Diff

1221	Ansprechwert der Auslösestufe IDIFF>	0.40 I/I <sub>0</sub>
1226A	Zeitverzögerung der Auslösestufe IDIFF>	0.00 s
1231	Ansprechwert der Auslösestufe IDIFF>>	10.00 I/I <sub>0</sub>
1231A	Zeitverzögerung der Auslösestufe IDIFF>>	0.00 s

### Kennlinie

1241A	Steigung 1 der Auslösekennlinie	0.25
1242A	Fußpunkt für Steigung 1 der Auslösekennlinie	0.00 I/I <sub>0</sub>
1243A	Steigung 2 der Auslösekennlinie	0.50
1244A	Fußpunkt für Steigung 2 der Auslösekennlinie	2.50 I/I <sub>0</sub>
1251A	Ansprechwert ISTAB für Anlaufkennung	0.10 I/I <sub>0</sub>
1252A	Ansprechwerterhöhung bei Anlauf	1.0
1253	Maximale Anlaufzeit	5.0 s
1261A	Ansprechwert ISTAB der Zusatzstabilisierung	4.50 I/I <sub>0</sub>
1262A	Zeitdauer der Zusatzstabilisierung ext. Fehler	15 Perioden
1263A	Zeitdauer für CrossBlock ext. Fehler	15 Perioden

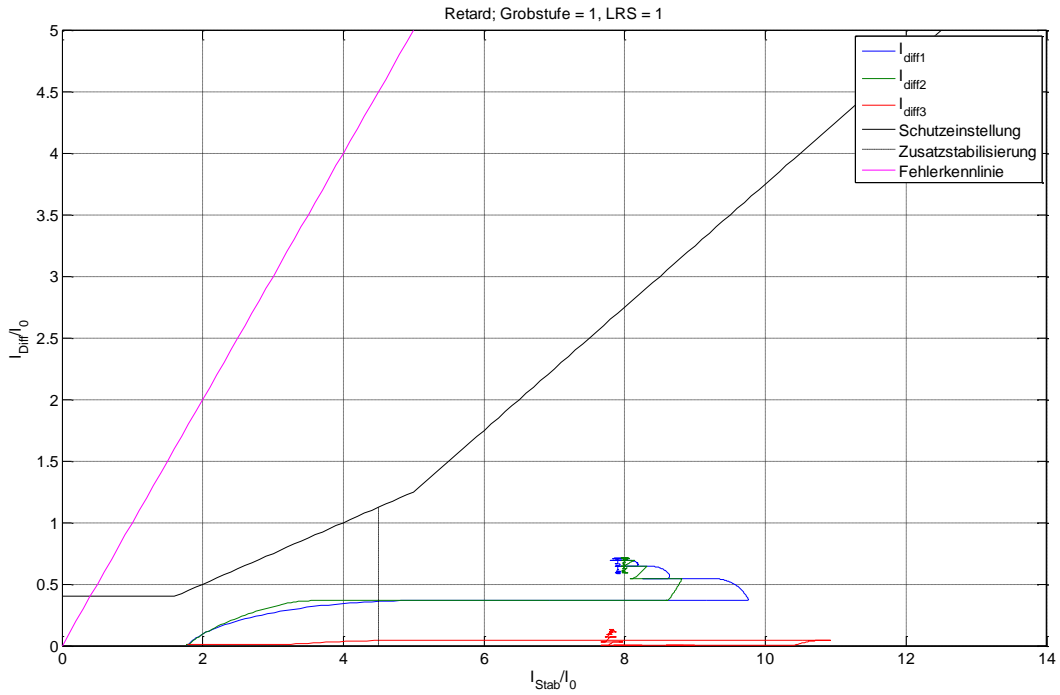
### Inrush Stabilisierung 2. Hm

1271	Ansprechschwelle für die Blockierung	15 %
1272A	Zeitdauer für CrossBlock 2. Harmonische	3 Perioden

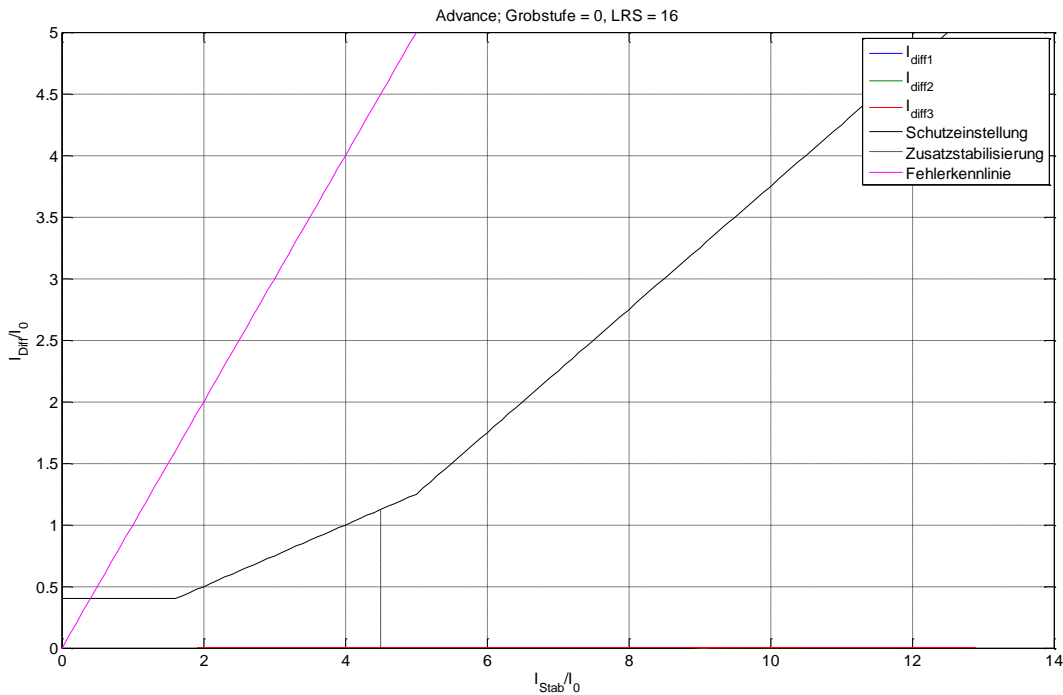
### Stab n. HM

1276	Ansprechschwelle für die Blockierung	30 %
1277A	Zeitdauer für CrossBlock n. Harmonische	3 Perioden
1278A	Differentialstrom für das Aufheben der Block.	1.5 I/I <sub>0</sub>

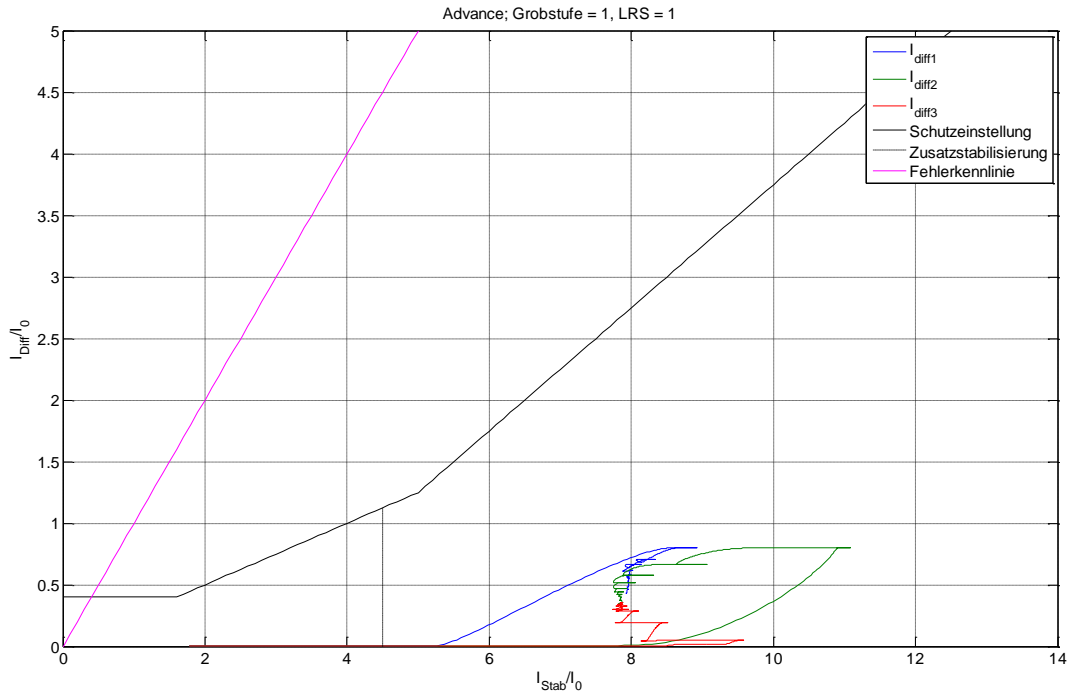
**$I_{Diff} / I_{Stab}$  Diagramme von diversen internen und externen Fehlern**



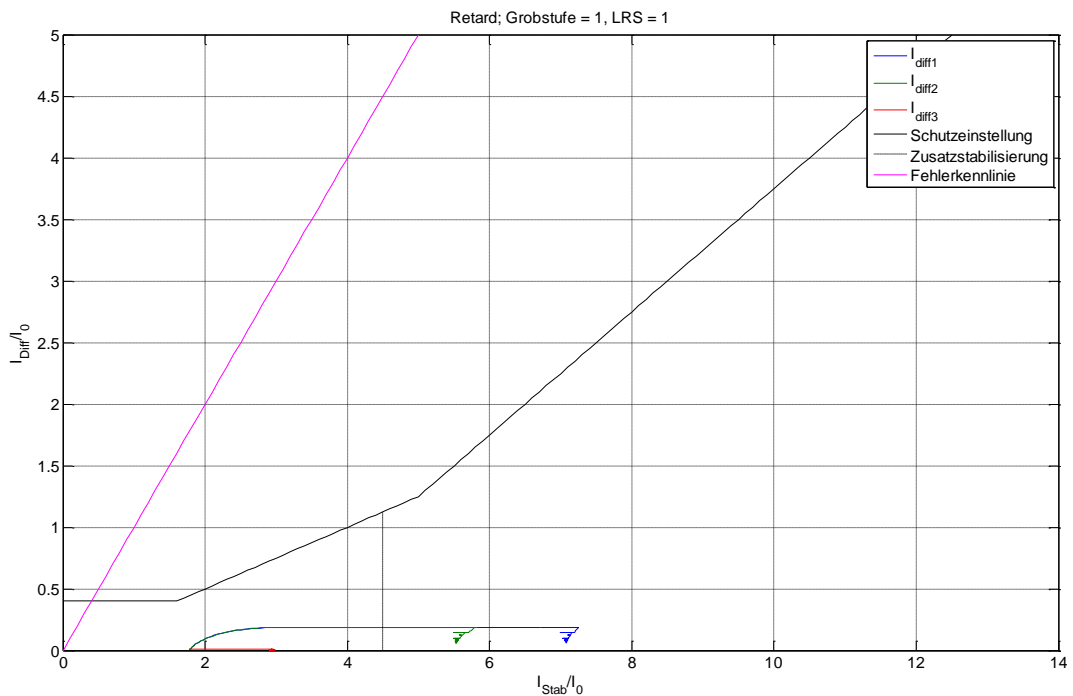
**Anhang Bild 1 Externer 3-poliger Fehler, Stufe -32 (retard); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen (BH Kennlinie um 0,9 geschrunpft, worst case)**



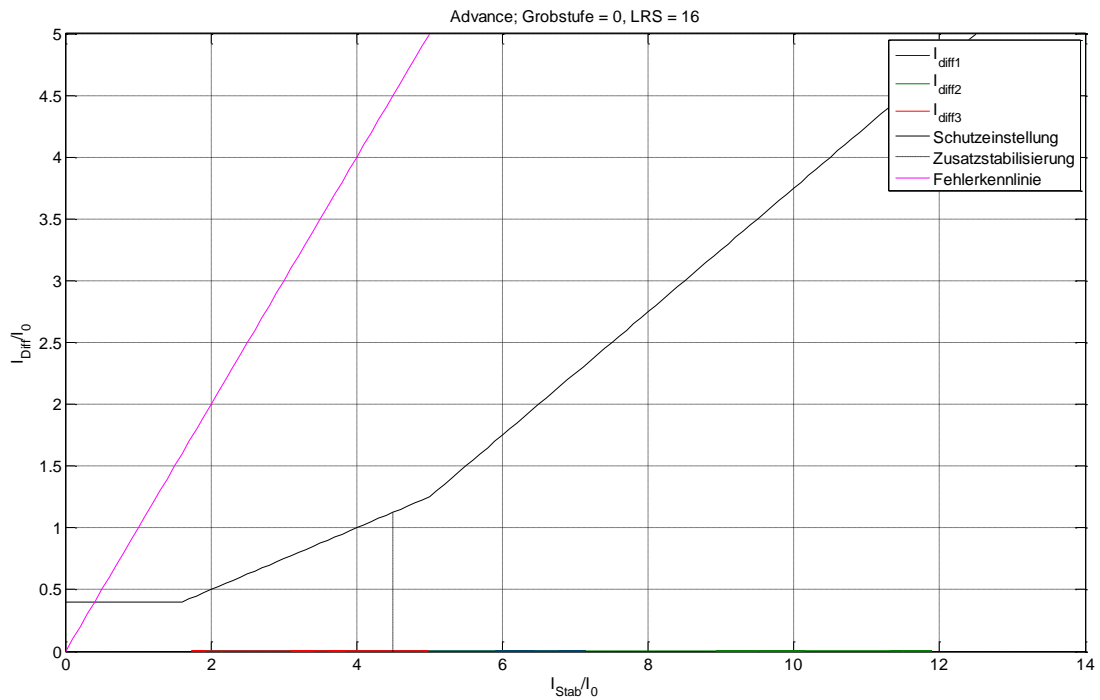
**Anhang Bild 2 Externer 3-poliger Fehler, Stufe 1 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen (BH Kennlinie um 0,8 geschrunpft, worst case)**



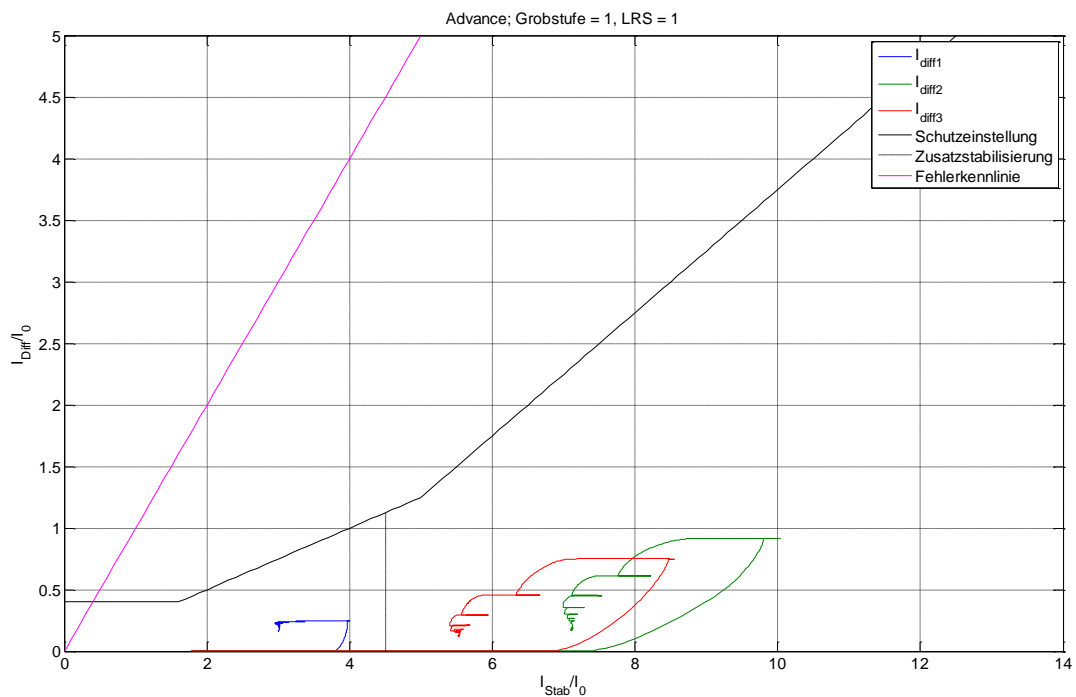
Anhang Bild 3 Externer 3-poliger Fehler, Stufe 32 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen (BH Kennlinie um 0,8 geschrumpft, worst case)



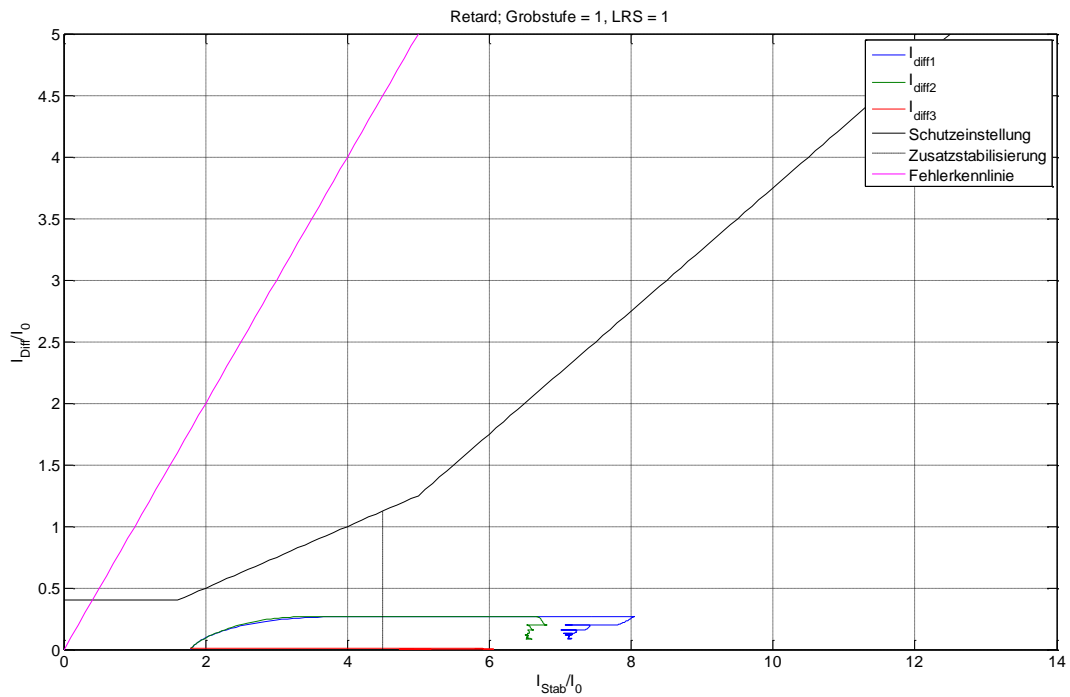
Anhang Bild 4 Externer 2-poliger Fehler ( $L_1$   $L_3$ ), Stufe -32 (retard); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen (BH Kennlinie um 0,9 geschrumpft, worst case)



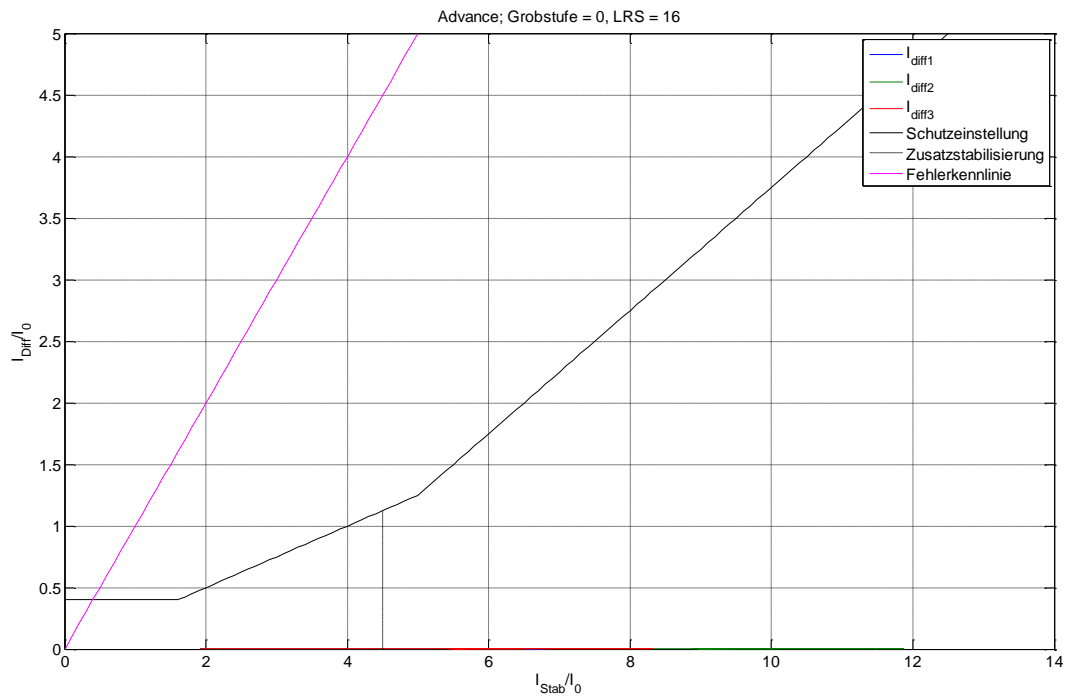
Anhang Bild 5 Externer 2-poliger Fehler ( $L_1$   $L_3$ ), Stufe 1 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen (BH Kennlinie um 0,8 geschrumpft, worst case)



Anhang Bild 6 Externer 2-poliger Fehler ( $L_1$   $L_3$ ), Stufe 32 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen (BH Kennlinie um 0,8 geschrumpft, worst case)

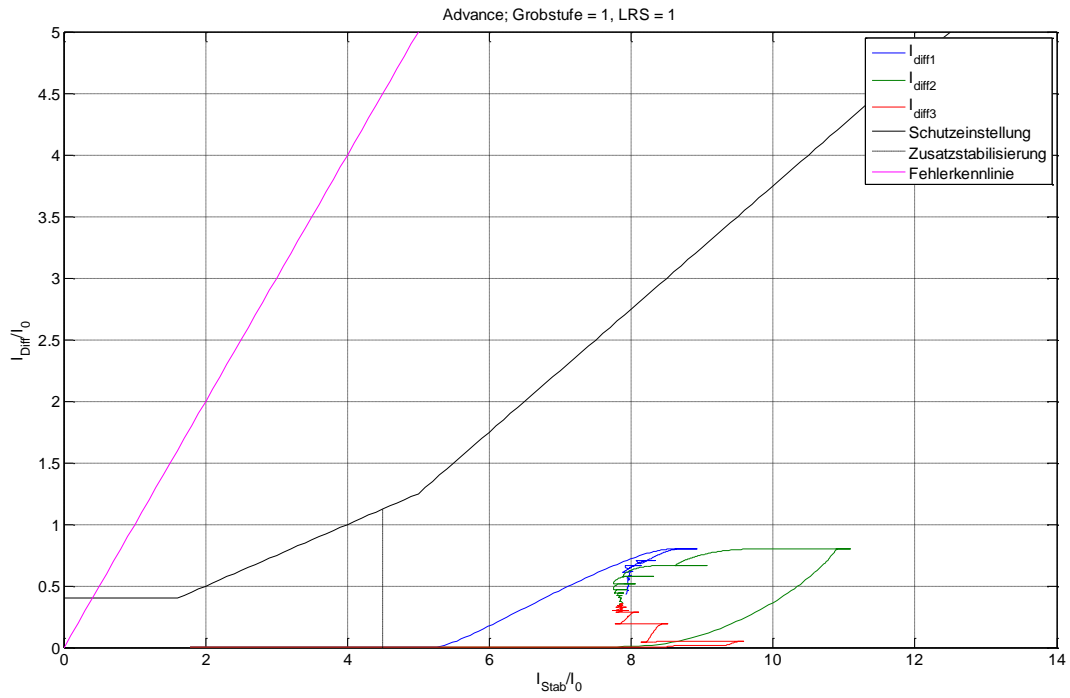


**Anhang Bild 7 Externer 2-poliger Fehler ( $L_1$   $L_3$ ) mit Erdberührung, Stufe -32 (retard); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen (BH Kennlinie um 0,9 geschrumpft, worst case)**

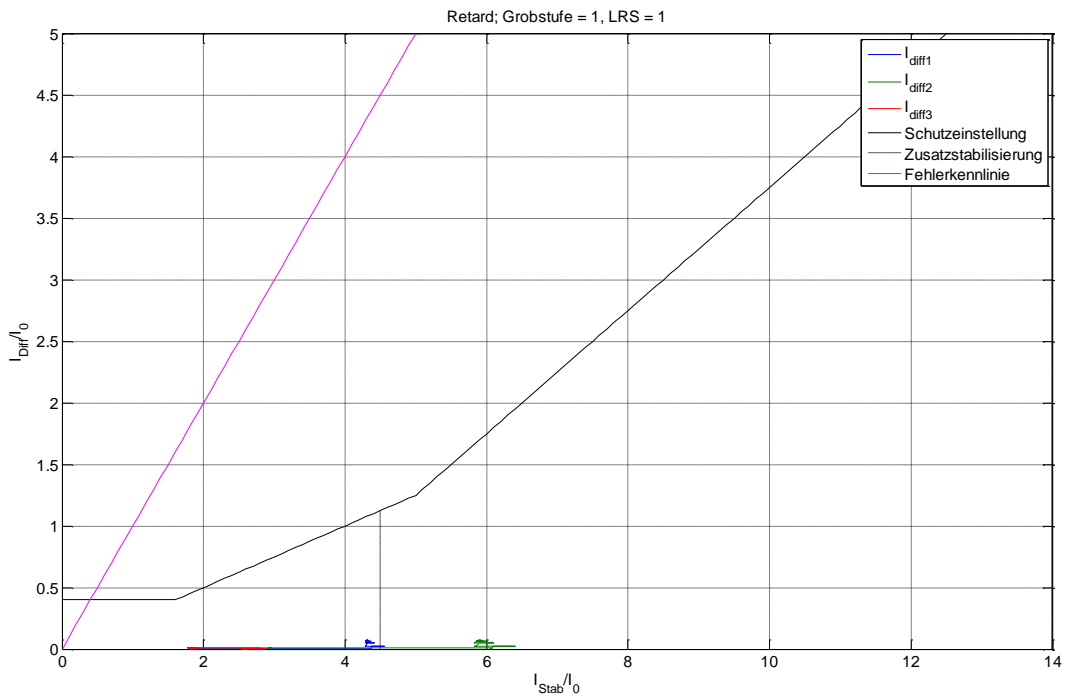


**Anhang Bild 8 Externer 2-poliger Fehler ( $L_1$   $L_3$ ) mit Erdberührung, Stufe 1 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen (BH Kennlinie um 0,8 geschrumpft, worst case)**

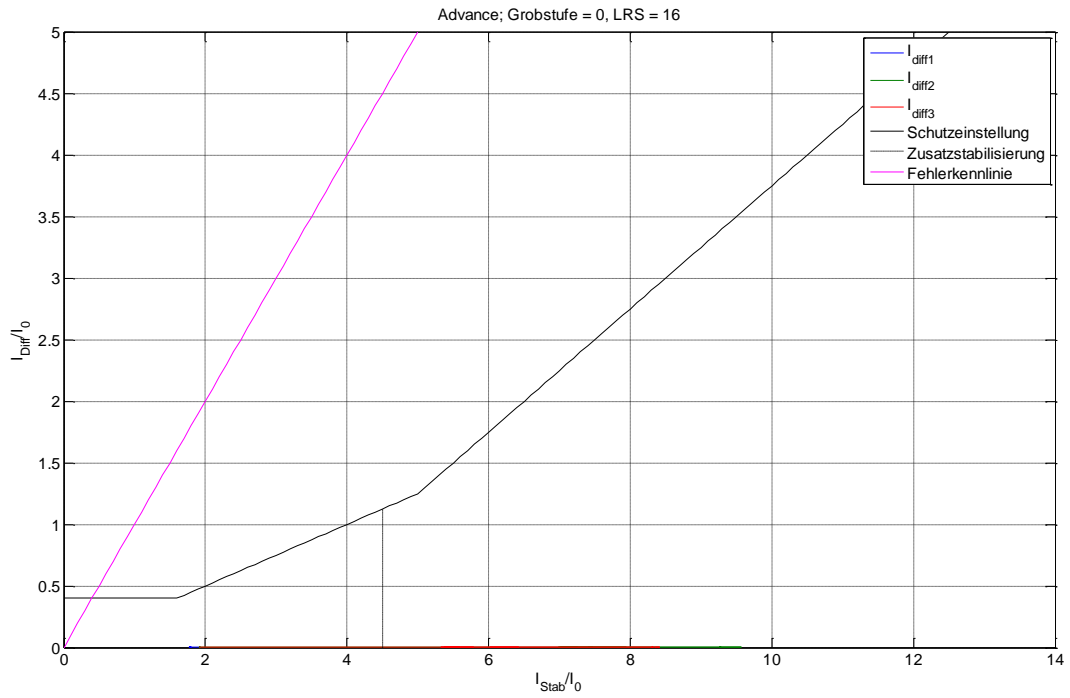




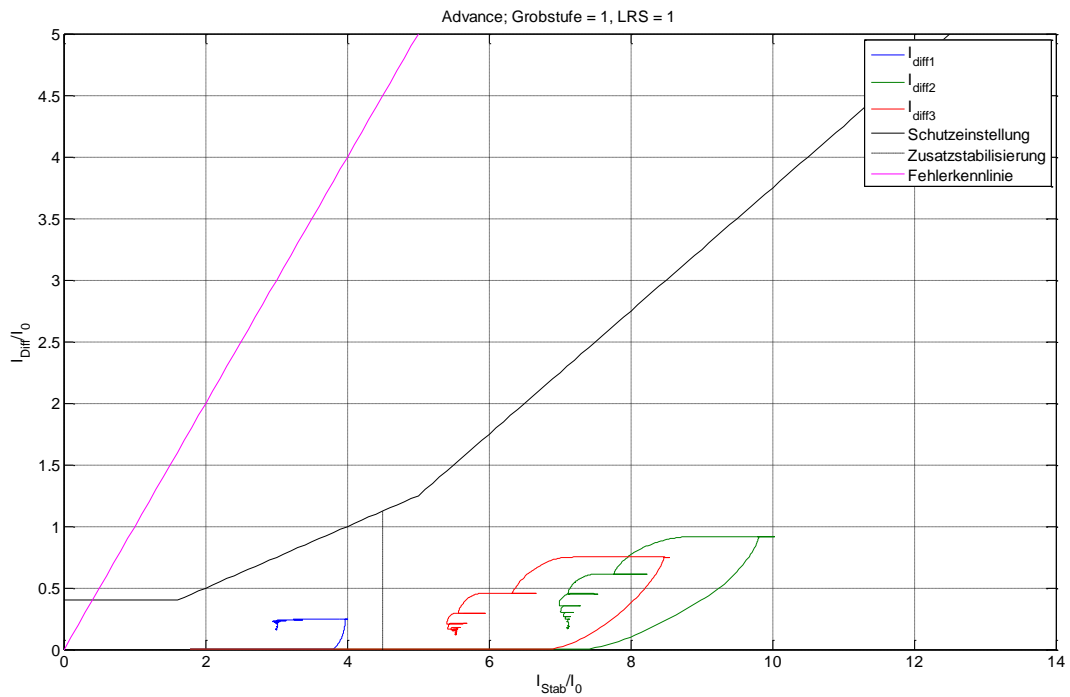
Anhang Bild 9 Externer 2-poliger Fehler ( $L_1 L_3$ ) mit Erdberührung, Stufe 32 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen (BH Kennlinie um 0,8 geschrumpft, worst case)



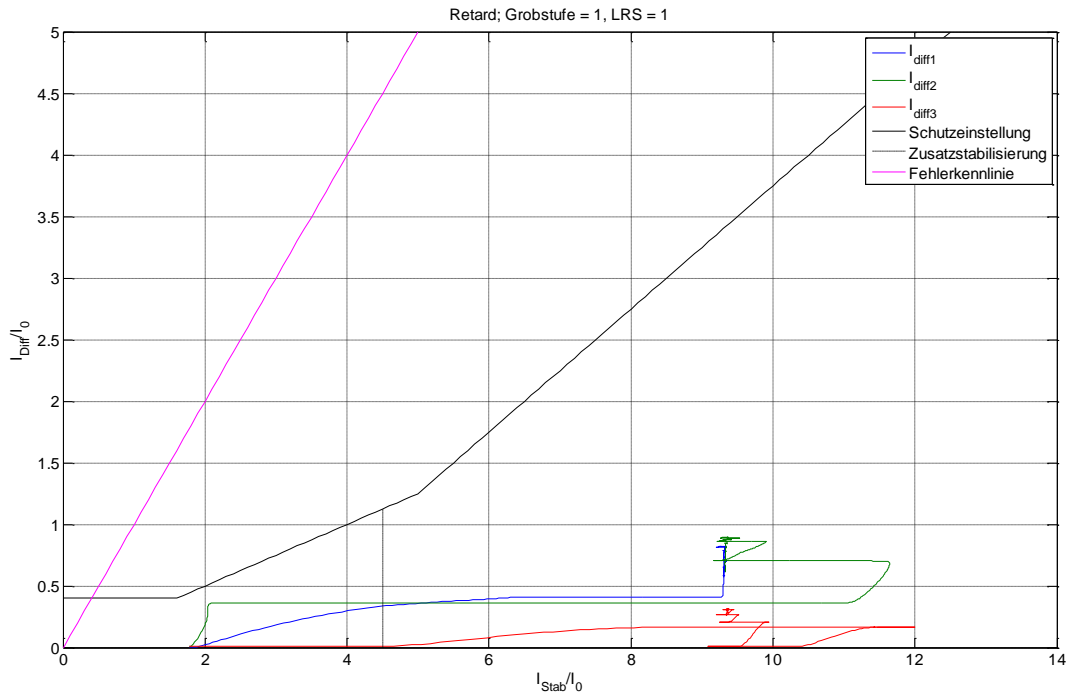
Anhang Bild 10 Externer 1-poliger Fehler ( $L_1$ ), Stufe -32 (retard); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen (BH Kennlinie um 0,9 geschrumpft, worst case)



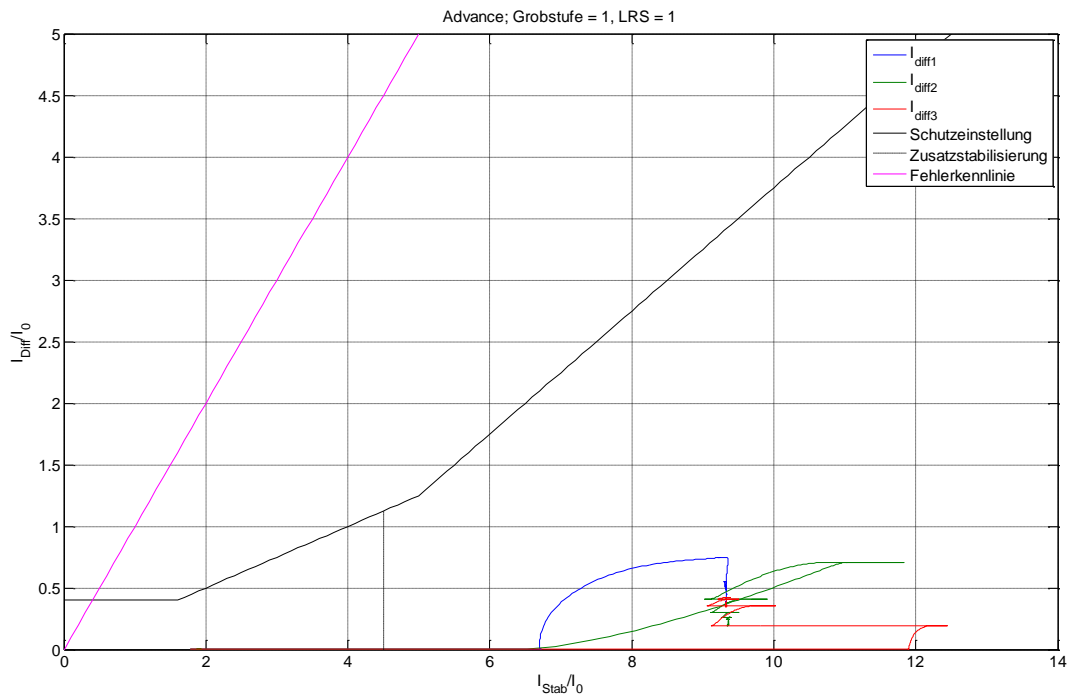
Anhang Bild 11 Externer 1-poliger Fehler ( $L_1$ ), Stufe 1 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen (BH Kennlinie um 0,8 geschrumpft, worst case)



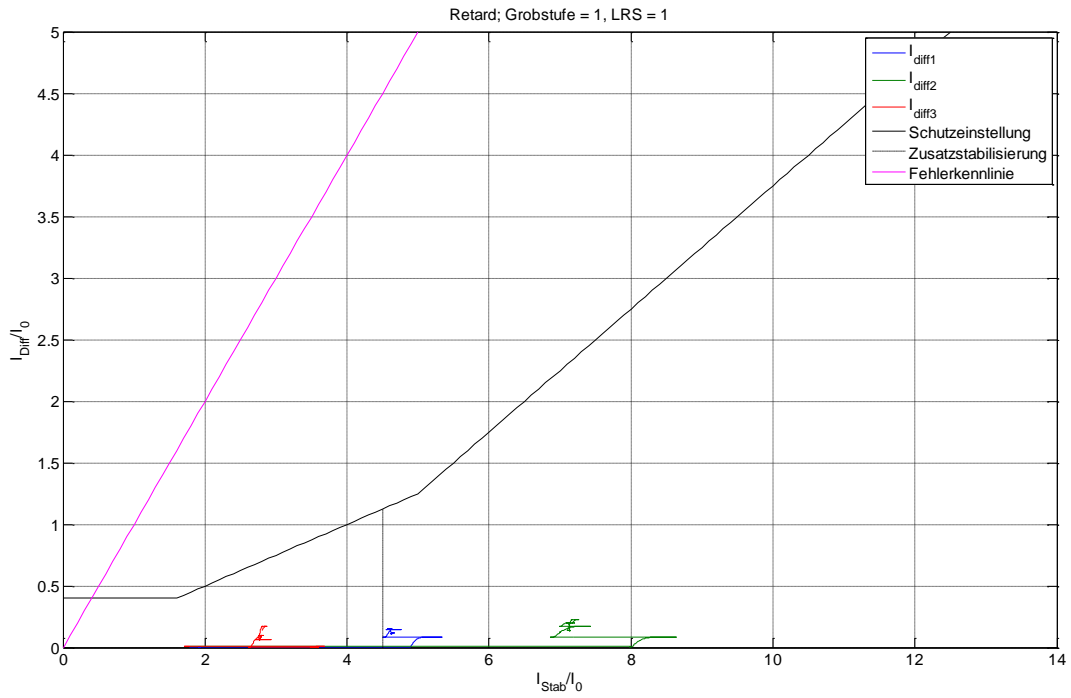
Anhang Bild 12 Externer 1-poliger Fehler ( $L_1$ ), Stufe 28 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen (BH Kennlinie um 0,8 geschrumpft, worst case)



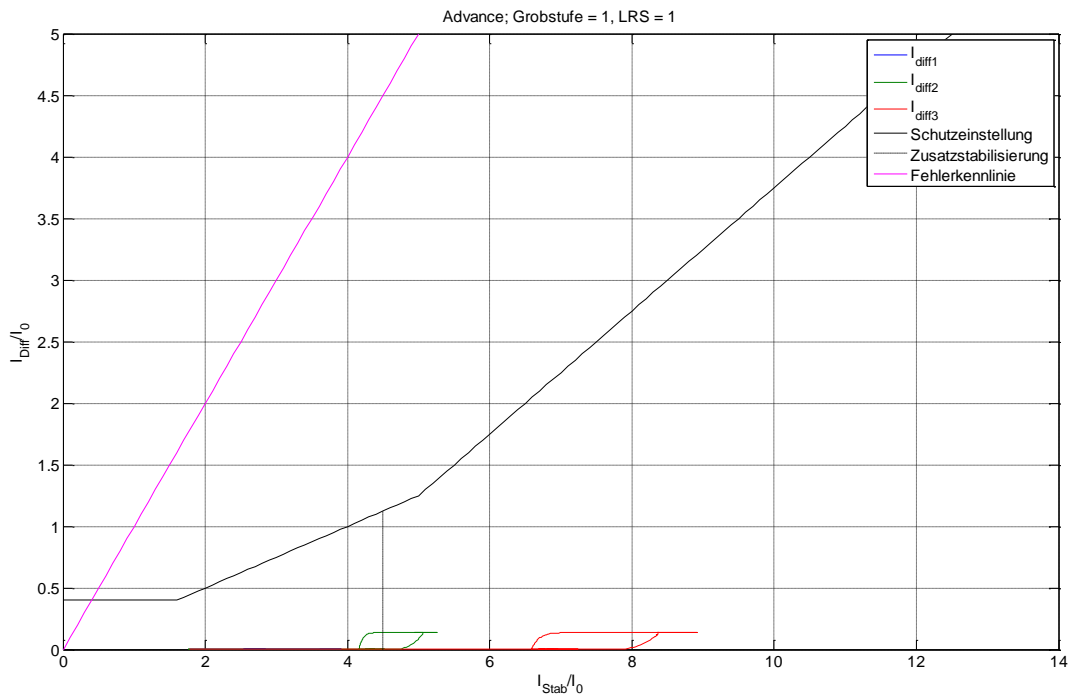
Anhang Bild 13 Interner 3-poliger Fehler an Erregerwicklung (Primärschutzbereich), Stufe -32 (retard); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen



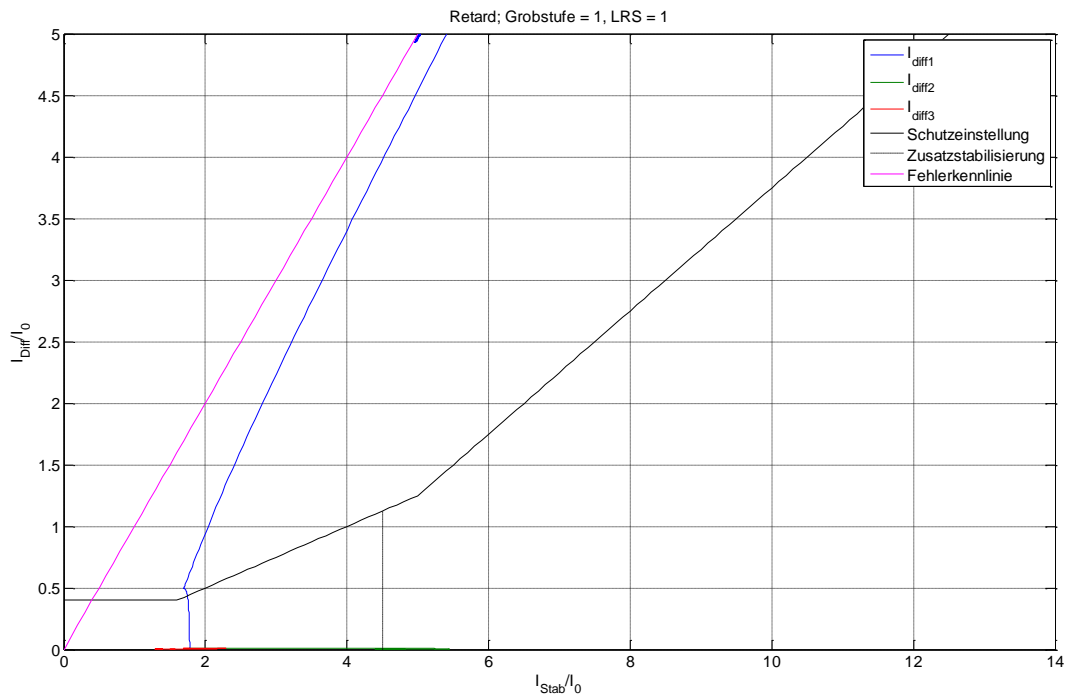
Anhang Bild 14 Interner 3-poliger Fehler an Erregerwicklung (Primärschutzbereich), Stufe 32 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen



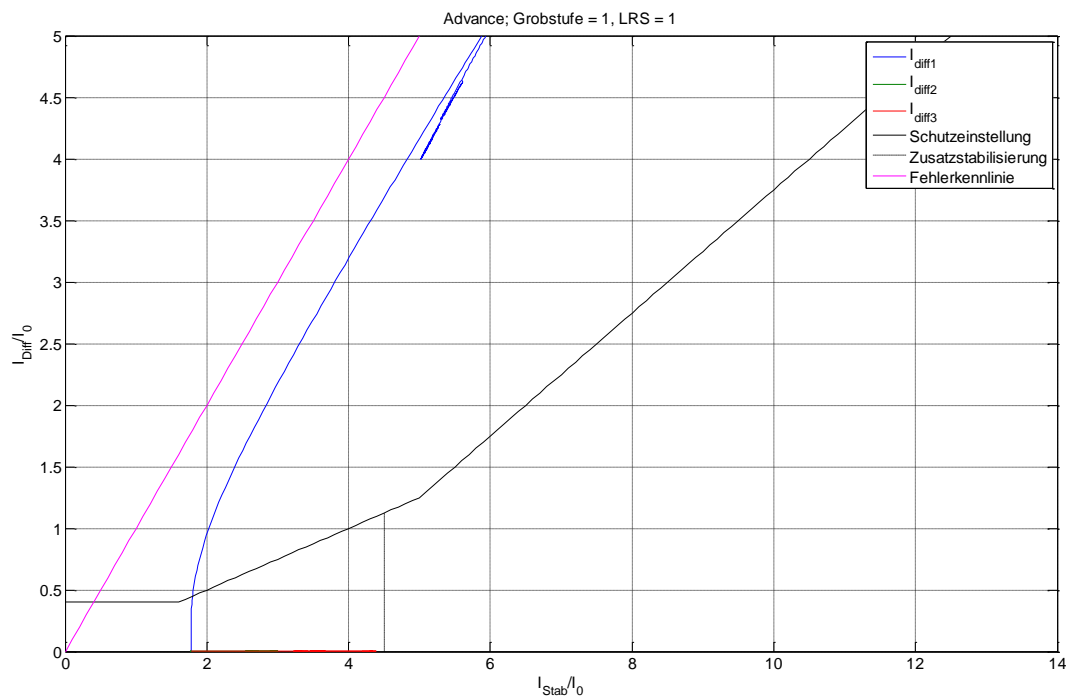
**Anhang Bild 15 Interner 1-poliger Fehler an Erregerwicklung (Primärschutzbereich), Stufe -32 (retard); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen**



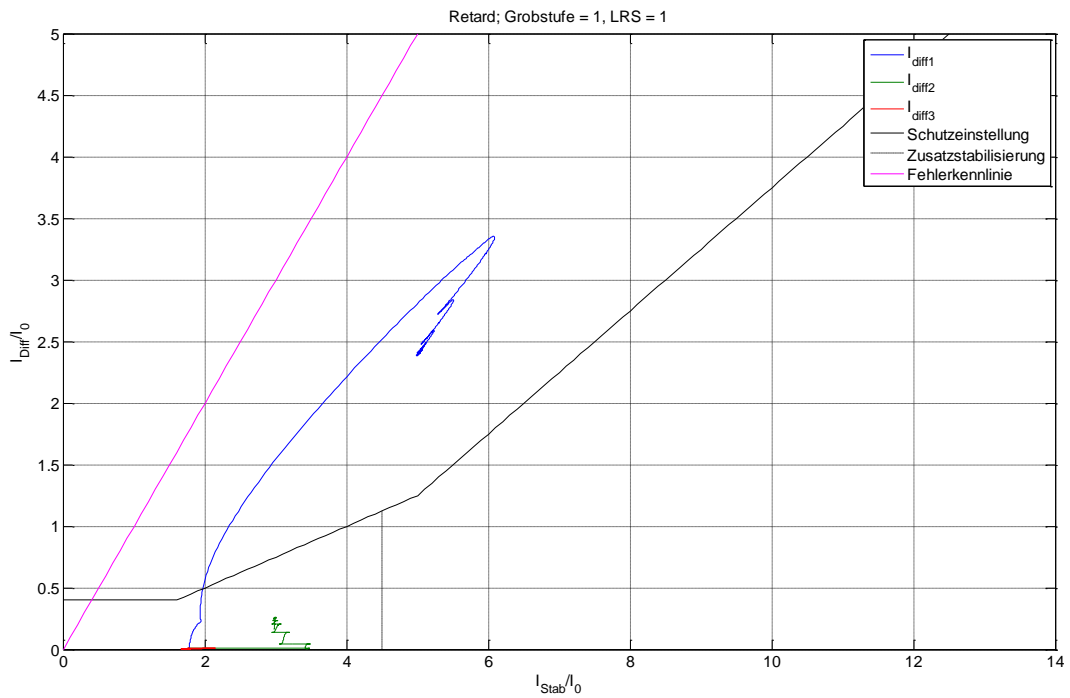
**Anhang Bild 16 Interner 1-poliger Fehler an Erregerwicklung (Primärschutzbereich), Stufe 32 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen**



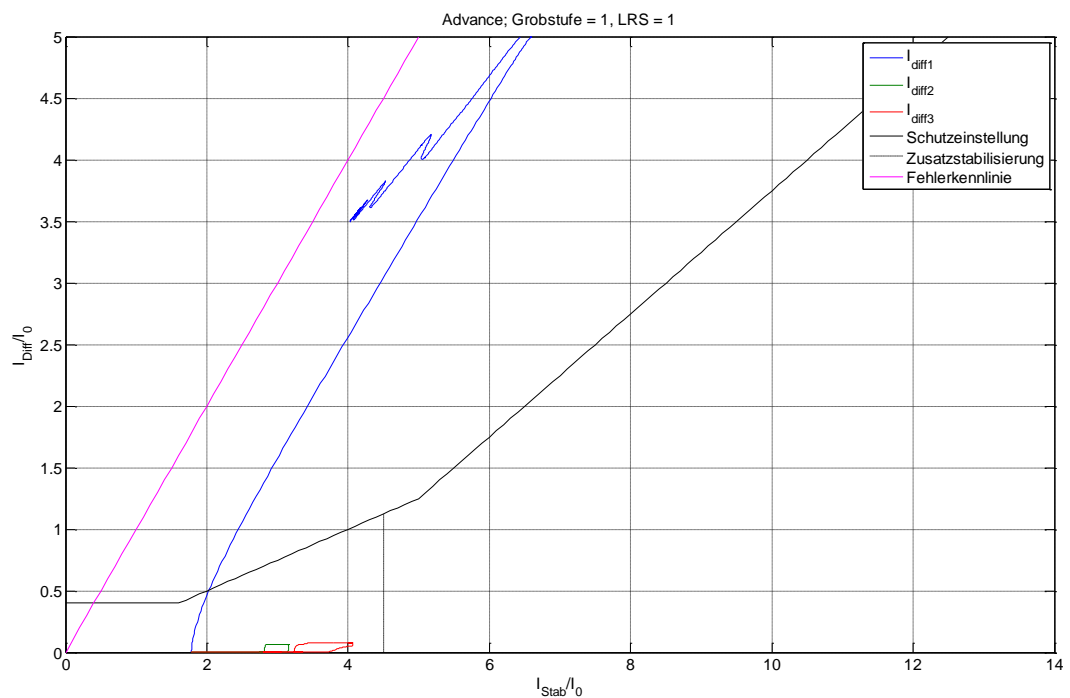
Anhang Bild 17 Interner 1-poliger Fehler an Regelwicklungsende (Sekundärschutzbereich), Stufe -32 (retard); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen



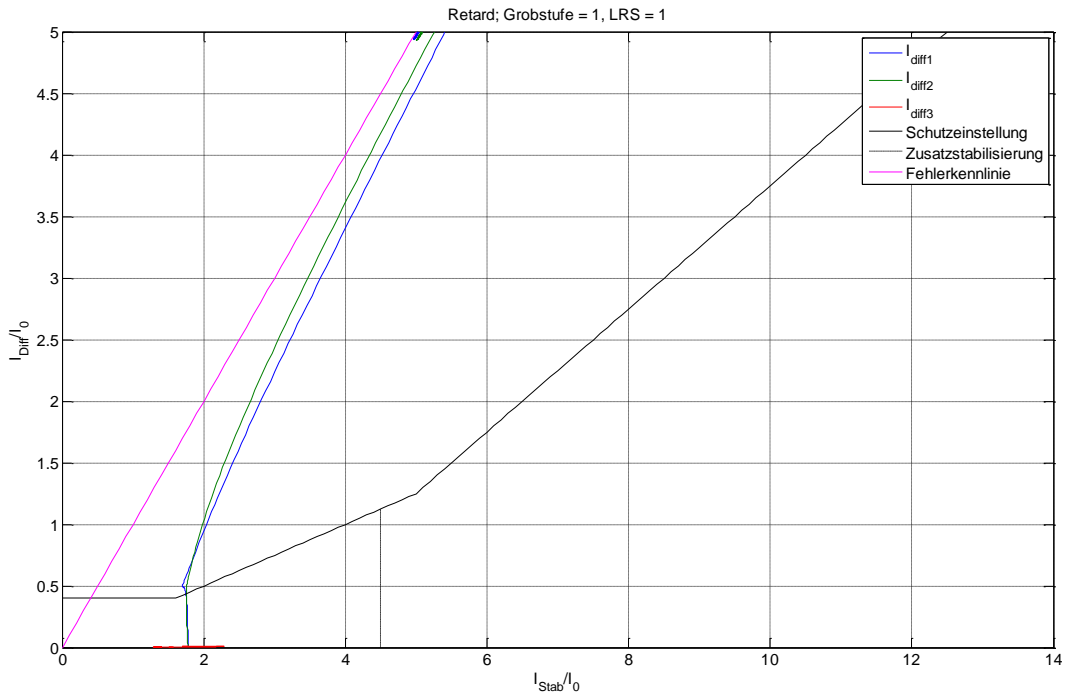
Anhang Bild 18 Interner 1-poliger Fehler an Regelwicklungsende (Sekundärschutzbereich), Stufe 32 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen



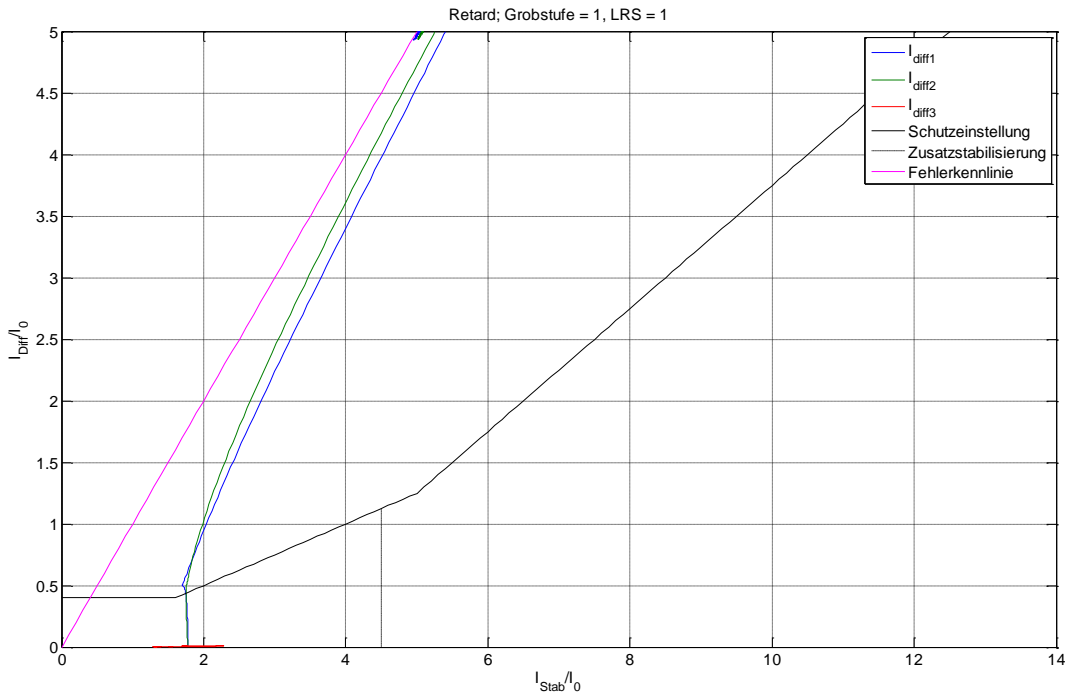
Anhang Bild 19 Interner Wicklungsschluss Regelwicklungs-Erregerwicklung (Sekundärschutzbereich), Stufe -32 (retard); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen



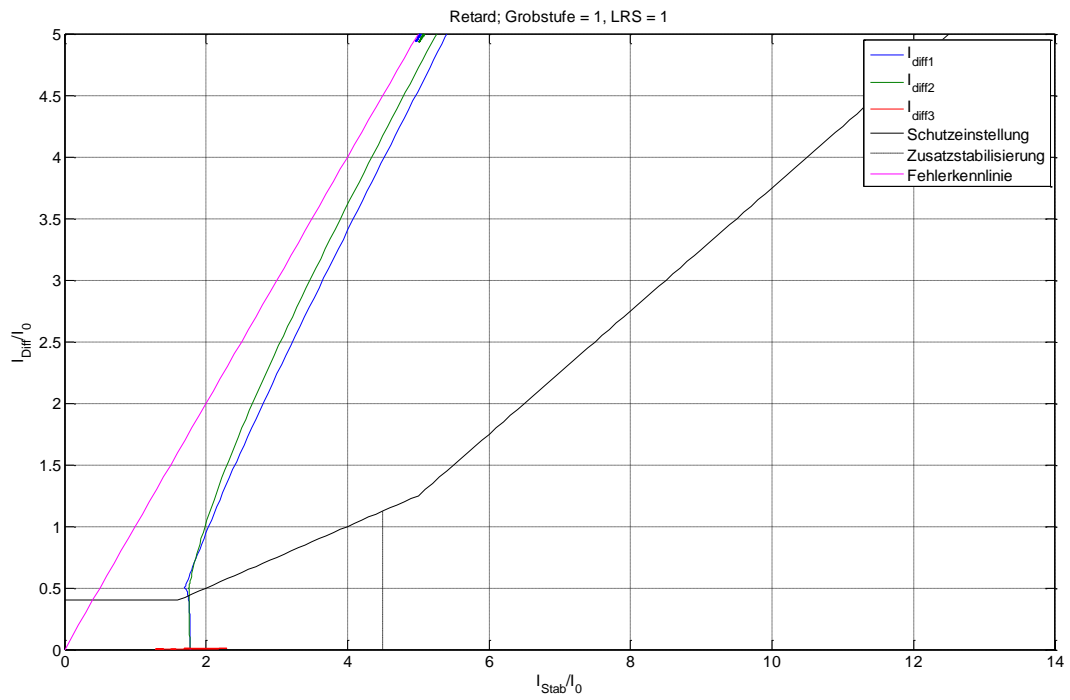
Anhang Bild 20 Interner Wicklungsschluss Regelwicklungs-Erregerwicklung (Sekundärschutzbereich), Stufe 32 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen



**Anhang Bild 21 Interner Wicklungsschluss Regelwicklung L<sub>1</sub>- Regelwicklung L<sub>2</sub> (Sekundärschutzbereich), Stufe -32 (retard); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen**



**Anhang Bild 22 Interner Wicklungsschluss Regelwicklung L<sub>1</sub>- Regelwicklung L<sub>2</sub> (Sekundärschutzbereich), Stufe 1 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen**



**Anhang Bild 23 Interner Wicklungschluss Regelwicklung  $L_1$ - Regelwicklung  $L_2$  (Sekundärschutzbereich), Stufe 32 (advance); Effektivwertberechnung inkl. Gleichstromglied und Oberschwingungen**