

# Einfluss der Kurzschlussdauer auf die Alterung eines Transformators

T. Hayder Z. Radakovic L. Schiel K. Feser

In diesem Artikel wurde der Einfluß eines Kurzschlusses auf den Lebensdauerverbrauch eines Transformators infolge thermischer Alterung der Papierisolation analysiert. Die thermische Alterung, die durch den Temperaturverlauf in der Fehler- und Nachfehlerphase verursacht wird, wurde unter Berücksichtigung aller wichtigen Parameter eingeschätzt. Eine Berechnung an einem realen 340 MVA Transformator hat gezeigt, dass die Alterung stark von der Vorbelastung und der Kurzschlussdauer abhängig ist. Die Berechnung hat auch gezeigt, dass die thermische Alterung der Papierisolation infolge der durch einen Kurzschluss freigesetzten Wärmeenergie keine wesentliche Bedeutung hat.

## Abstract:

The loss of life of a power transformer due to thermal ageing of the oil/paper insulation during a short-circuit fault is analysed. The temperature change and the thermal ageing during a short-circuit and its after switching phase are calculated by precise consideration of all important parameters. An example of calculation is made on a 340 MVA three-phase transformer. Results point out that the ageing is strongly dependent on the transformer pre-loading and the short-circuit duration. It is shown that for realistic values of a short circuit, the thermal ageing is small and does not represent an important transformer jeopardising factor.

Dipl.-Ing. *Tammam Hayder* ist Doktorand am Institut für Energieübertragung und Hochspannungstechnik (IEH) der Universität Stuttgart.

Dr.-Ing. *Zoran Radakovic* ist Forschungsstipendiat der Alexander von Humboldt-Stiftung am Institut für Energieübertragung und Hochspannungstechnik (IEH) der Universität Stuttgart.

Dr.-Ing. *Ludwig Schiel* ist Projektleiter für Transformator-differentialschutz in der Entwicklung des Siemens-Bereichs Power Transmission and Distribution in Berlin.

Prof. Dr.-Ing. Dr. h. c. *Kurt Feser* ist Institutsdirektor am IEH der Universität Stuttgart.

## 1. Einleitung

Der ständig wachsende Energiebedarf und die Liberalisierung des Strommarktes stellen bezüglich der Qualität, Zuverlässigkeit und Kenntnis der Rest-Lebensdauer der Betriebsmittel in elektrischen Energieversorgungsnetzen zunehmend hohe Anforderungen. Das Gebiet der Überwachung (Monitoring) und Diagnostik elektrischer Betriebsmittel hat sich daher im Laufe der vergangenen Jahre rapide entwickelt. In Energieversorgungsnetzen stellen Transformatoren unverzichtbare und teure Betriebsmittel dar. Es ist daher von besonderem Interesse über ihren aktuellen Zustand und deren Betriebssicherheit Bescheid zu wissen. Die Lebensdauererminderung eines Transformators hat mehrere Ursachen besonders bedeutend ist die Überlastung des Transformators. Deshalb ist in digitalen Schutzeinrichtungen für Transformatoren häufig ein Überlastschutz integriert. Eine Verbesserung dieser Funktion wird durch die Heißpunktberechnung erreicht [1]. Eine weitere Ursache für eine Lebensdauererminderung sind Kurzschlüsse. Hierbei werden hohe Anforderungen an den Schutz gestellt, um die auftretenden Kurzschlussströme möglichst schnell abzuschalten und größere Schäden am vom Kurzschluss betroffenen Betriebsmittel oder an nachfolgenden Anlagenteilen zu vermeiden.

Die unmittelbaren Wirkungen eines Kurzschlusses sind die enormen Stromkräfte. Sie sind proportional der Intensität der Ströme, der Länge der Leiter und dem Abstand zwischen den Leitern. Des weiteren treten Stromwärmeverluste auf, die zur thermischen Beanspruchung der Papierisolation und damit zu deren Alterung und zur Minderung der Lebensdauer des Transformators beitragen. Die Lebensdauererminderung der Öl/Papier-Isolation hängt von der Höhe der Temperatur der Papierisolation und der Dauer der Temperatureinwirkung ab.

In diesem Beitrag wird der Einfluss eines Kurzschlusses auf den Lebensdauerverbrauch infolge thermischer Alterung der Papierisolation untersucht. Ausgehend von einem thermischen Modell werden die Temperaturverläufe in der Zeit während des Kurzschlusses und nach dem Kurzschluss berechnet. Anschließend wird die Alterung der Papierisolation und der resultierende Lebensdauerverbrauch des Transformators ermittelt und diskutiert.

## 2. Berechnung des Temperaturverlaufs

### 2.1 Normaler Betrieb

Nach IEC 60354 [2] wird die Heißpunkttemperatur einer Transformatorwicklung abhängig von der Kühlungsart berechnet, bei OF Kühlung lautet die Gleichung:

$$\vartheta_{hp} = \vartheta_{\infty} + \theta_{\text{Öl-unten},n} \left( \frac{1+RK^2}{1+R} \right)^x + 2 \left( \theta_{\text{Öl-Mitte},n} - \theta_{\text{Öl-unten},n} \right) K^y + H \theta_{\text{Cu-Öl},n} K^y \quad (1)$$

Für die mittlere Wicklungstemperatur gilt:

$$\vartheta_{\text{Cu-Mitte}} = \vartheta_{\infty} + \theta_{\text{Öl-unten},n} \left( \frac{1+RK^2}{1+R} \right)^x + \left( \theta_{\text{Öl-Mitte},n} - \theta_{\text{Öl-unten},n} \right) K^y + \theta_{\text{Cu-Öl},n} K^y \quad (2)$$

und für die Eintrittstemperatur des Kühlöls in die Wicklung:

$$\theta_{\text{Öl-unten}} = \vartheta_{\text{Öl-unten}} - \vartheta_{\infty} = \theta_{\text{Öl-unten},n} \left( \frac{1+RK^2}{1+R} \right)^x \quad (3)$$

wobei

$K$	Lastfaktor
$H$	Heißpunktfaktor
$x$	Ölexponent
$y$	Wicklungsexponent
$R$	Verlustverhältnis
$\vartheta_{\text{Öl-unten},n}$	Eintrittstemperatur des Kühlöls in die Wicklung bei Nennbetrieb(K)
$\vartheta_{\text{Öl-Mitte},n}$	Mittlere Öltemperatur in einer Wicklung bei Nennbetrieb(K)
$\vartheta_{\text{Cu-Öl},n}$	Differenz zwischen Leiter- und Öltemperatur bei Nennbetrieb(K)
$\vartheta_{\infty}$	Umgebungstemperatur (°C)

Die typischen Parameter des Modells für OF-Kühlung sind im Standard gegeben zu:

$$H=1.3, x=1.0, y=1.6, R=6,$$

$\vartheta_{\text{Öl-unten},n} = 36 \text{ K}$ ,  $\vartheta_{\text{Öl-Mitte},n} = 46 \text{ K}$  und  $\vartheta_{\text{Cu-Öl},n} = 17 \text{ K}$   
 Der Lastfaktor und das Verlustverhältnis sind folgendermaßen definiert:

$$K = \frac{I}{I_n} \text{ und } R = \frac{P_{Cu,n}}{P_{Fe,n}}$$

wobei

$I$	Strom (A)
$I_n$	Nennstrom (A)
$P_{Cu,n}$	Nennkurzschlussverluste (W)
$P_{Fe,n}$	Nennleerlaufverluste (W)

Die Berechnung der Heißpunkttemperatur und der mittleren Wicklungstemperatur nach [2] ist für den normalen Betrieb und Überlastbetrieb möglich.

Das thermische Verhalten eines Transformators wird durch das in Bild 1 dargestellte Ersatzschaltbild beschrieben. Es beruht auf einem verbesserten Zweikörpermodell, welches die inneren und äußeren Wärmeübergänge beschreibt und den nichtlinearen Wärmeübergangsmechanismus der Konvektion beinhaltet [3].

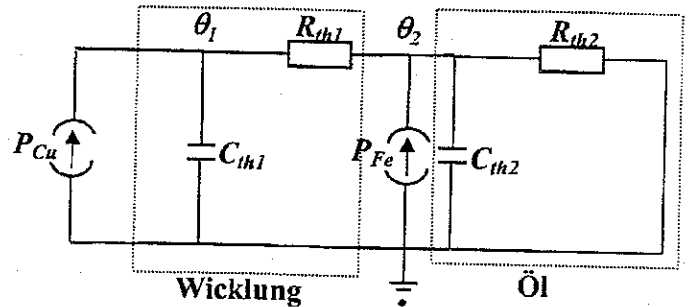


Bild 1 - Das thermische Ersatzschaltbild eines Transformators im normalen Betrieb.

$P_{Cu}$	Kupferverluste (W)
$P_{Fe}$	Eisenverluste (W)
$C_{th1}$	Wärmekapazität der Wicklung (J/K)
$C_{th2}$	Wärmekapazität des Kühlöls, des Eisenkerns und der Konstruktionsteile (J/K)
$R_{th1}$	Wärmewiderstand der Wicklungsisolations (K/W)
$R_{th2}$	Äußerer Wärmewiderstand (K/W)

Die Wärmekapazitäten werden näherungsweise aus den Massen der einzelnen konstruktiven Komponenten und den dazugehörigen spezifischen Wärmekapazitäten gebildet:

$$C_{th1} = m_{Cu} c_{Cu} \quad (4)$$

$$C_{th2} = m_{Fe} c_{Fe} + m_{\text{Öl}} c_{\text{Öl}} \quad (5)$$

wobei

$c_{Cu}$	Spezifische Wärmekapazität der Wicklung (J/kg)
$c_{Fe}$	Spezifische Wärmekapazität des Eisens (J/kg)
$c_{\text{Öl}}$	Spezifische Wärmekapazität des Öls (J/kg)
$M_{Cu}$	Kupfermasse (kg)
$M_{\text{Öl}}$	Ölmasse (kg)
$M_{Fe}$	Eisen- und Kesselmasse (kg)

Bei der Berechnung der thermischen Widerstände muss das nichtlineare Verhalten des Wärmeübertragungsmechanismus berücksichtigt werden. Dem wird durch die folgenden Beziehungen Rechnung getragen [3]:

$$R_{th1} = \frac{R_{th10}}{(\theta_1 - \theta_2)^{n_1}} \quad (6)$$

und

$$R_{th2} = \frac{R_{th20}}{\theta_2^{n_2}} \quad (7)$$

Die Parameter  $R_{th10}$ ,  $R_{th20}$ ,  $n_1$  und  $n_2$  werden experimentell aus dem transienten Temperaturverlauf eines Wärmelaufs ermittelt.

Zwischen der Norm und dem Ersatzschaltbild besteht eine eindeutige Beziehung. Die Temperaturen  $q_1$  und  $q_2$  im thermischen Ersatzschaltbild entsprechen den Temperaturen ( $J_{hp}$ - $J_{\frac{1}{2}}$ ) und  $q_{\text{Öl-unten}}$  nach [2]. Die Beziehungen zwischen den Parametern sind wie folgt:

$$R_{th10} = R_{th1,n} (\theta_{1,n} - \theta_{2,n})^{n_1} = \frac{(\theta_{1,n} - \theta_{2,n})^{n_1+1}}{P_{Cu,n}} = \frac{\left( 2 \left( \theta_{\text{Öl-Mitte},n} - \theta_{\text{Öl-unten},n} \right) + H \left( \theta_{Cu-Mitte,n} - \theta_{\text{Öl-Mitte},n} \right) \right)^{n_1+1}}{P_{Cu,n}} \quad (8)$$

$$R_{th20} = R_{th2,n} \theta_{2,n}^{n_2} = \frac{\theta_{2,n}^{n_2+1}}{P_{Cu,n} + P_{Fe,n}} = \frac{\theta_{\text{Öl-unten},n}^{n_2+1}}{P_{Cu,n} + P_{Fe,n}} \quad (9)$$

$$n_1 = \left( \frac{2}{y} \right) - 1 \quad (10)$$

$$n_2 = \left( \frac{1}{x} \right) - 1 \quad (11)$$

wobei  $x$  : Windungsexponent und  $y$  : Ölexponent.

### 2.2 Kurzschlussphase

Zur Berechnung der Heißpunkttemperatur in der Kurzschluss- und Nachfehlerphase wird das in Bild 2 dargestellte Ersatzschaltbild weiter verwendet.

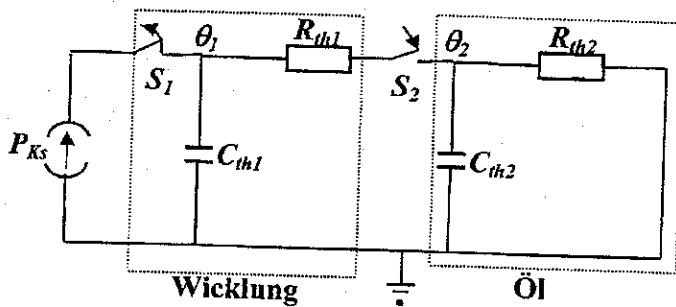


Bild 2 - Das thermische Ersatzschaltbild eines Transformators in der Fehler- und Nachfehlerphase.

- $P_{KS}$  Kupferverluste in Fehlerphase (W)
- $S1$  Schalter (geschlossen in Fehlerphase und geöffnet in Nachfehlerphase)
- $S2$  Schalter (geöffnet in Fehlerphase und geschlossen in Nachfehlerphase)

Während der Fehlerphase sind die Eisenverluste im Vergleich zu den Kupferverlusten vernachlässigbar gering. Während der Fehlerphase wird angenommen, dass die vom Kurzschlussstrom umgesetzte Wärmeenergie nur zur Temperaturerhöhung der Wicklung führt, da die Wärmeabgabe an das umgebende Öl infolge der kurzen Zeit gering ist.

Die Anfangstemperaturen beim Fehlereintritt entsprechen denen aus dem vorigen normalen Betriebszustand berechneten.

In der Zeit  $dt$  während der Kurzschlussstrom  $I$  fließt wird die Wärmemenge  $dQ$  freigesetzt:

$$dQ = I^2 R dt \quad (12)$$

Der ohmsche Widerstand der Wicklung ( $R$ ) ist temperaturabhängig.

$$R = \frac{l}{\chi_{Cu} A} [1 + \alpha_{Cu} (\vartheta_{Cu-Mitte} - 20)] \quad (13)$$

- $\alpha_{Cu}$  Temperaturkoeffizient des elektrischen Widerstandes ( $1/^\circ\text{C}$ )
- $c_{Cu}$  Spezifische Leitfähigkeit des verwendeten Leitermaterials bei  $20^\circ\text{C}$  (S/m)
- $A$  Leiterquerschnitt ( $\text{m}^2$ )
- $l$  Länge des Leiters (m)

Es ist nun möglich den Temperaturverlauf in der Kurzschlussphase analytisch zu bestimmen. Zwischen der Zunahme der Wicklungstemperatur und der erzeugten Wärmemenge besteht folgender Zusammenhang:

$$dQ = M c_{Cu} d\vartheta_{Cu-Mitte} = l A \gamma_{Cu} c_{Cu} d\vartheta_{Cu-Mitte} \quad (14)$$

- $M$  Gesamte Masse der Wicklung (kg)
- $\gamma_{Cu}$  Dichte des Kupferleitermaterials ( $\text{kg}/\text{m}^3$ )

Für den Temperaturanstieg  $dJ_{Cu-Mitte}$  im Zeitintervall  $dt$  ergibt sich damit folgender Ausdruck:

$$d\vartheta_{Cu-Mitte} = \frac{I^2}{A^2 c_{Cu} \chi_{Cu} \gamma_{Cu}} [1 + \alpha_{Cu} (\vartheta_{Cu-Mitte} - 20)] dt \quad (15)$$

Durch Integration erhält man den Temperaturanstieg in der Zeit während des Kurzschlusses:

$$\vartheta_{Cu-Mitte} = 20 + \frac{1}{\alpha_{Cu}} \left( \left( 1 - \alpha_{Cu} (\vartheta_{Cu-Mitte,1} - 20) \right) e^{\sigma^2 \frac{\alpha_{Cu} l}{c_{Cu} \gamma_{Cu} \chi_{Cu}}} - 1 \right) \quad (16)$$

Hierin ist  $\sigma = \frac{I}{A}$  die Kurzschlussstromdichte und  $J_{Cu-Mitte,1}$  die mittlere Kupfertemperatur zum Zeitpunkt des Kurzschlusseintritts.

Die Heißpunkttemperatur während des Kurzschlusses kann nun wie folgt berechnet werden:

$$\vartheta_{hs} = \vartheta_{hs,1} + (\vartheta_{Cu-Mitte} - \vartheta_{Cu-Mitte,1}) \quad (17)$$

wobei  $J_{hs,1}$  wiederum die Heißpunkttemperatur zum Fehlereintrittszeitpunkt ist.

Tabelle 1 enthält die hier verwendeten Konstanten und ihre Einheiten.

	Elektroblech (HF 20)	Pulververbundwerkstoff (Somaloy 550)
$\mu_{r,max}$	8900	550
$B_s$ [T]	=1,90	=1,90
$p_{Fe}$ (1T/50Hz) [mW/g]	0,85	7,6
$\sigma$ [N/mm <sup>2</sup> ]	=400	40-50

2.3 Nachfehlerphase

Nach Abschaltung des Fehlers ergeben sich aus Bild 2 die für die Nachfehlerphase gültigen Knotengleichungen:

$$\text{Knoten 1: } C_{th1} \frac{d\theta_1}{dt} = \frac{(\theta_1 - \theta_2)^{n_1+1}}{R_{th10}} \quad (18)$$

$$\text{Knoten 2: } C_{th2} \frac{d\theta_2}{dt} = \frac{(\theta_1 - \theta_2)^{n_1+1}}{R_{th10}} - \frac{\theta_2^{n_2+1}}{R_{th20}} \quad (19)$$

Für die numerische Berechnung werden die Differentialgleichungen als Differenzgleichungen angeschrieben :

$$C_{th1} \frac{\theta_{1,i+1} - \theta_{1,i}}{\Delta t} = \frac{(\theta_{1,i} - \theta_{2,i})^{n_1+1}}{R_{th10}} \quad (20)$$

$$C_{th2} \frac{\theta_{2,i+1} - \theta_{2,i}}{\Delta t} = \frac{(\theta_{1,i} - \theta_{2,i})^{n_1+1}}{R_{th10}} - \frac{\theta_{2,i}^{n_2+1}}{R_{th20}} \quad (21)$$

Man erhält die folgende Lösung:

$$\theta_{1,i+1} = \theta_{1,i} - \frac{\Delta t}{C_{th1}} \frac{(\theta_{1,i} - \theta_{2,i})^{n_1+1}}{R_{th10}} \quad (22)$$

$$\theta_{2,i+1} = \theta_{2,i} + \frac{\Delta t}{C_{th2}} \left( \frac{(\theta_{1,i} - \theta_{2,i})^{n_1+1}}{R_{th10}} - \frac{\theta_{2,i}^{n_2+1}}{R_{th20}} \right) \quad (23)$$

mit den Anfangsbedingungen:  $q_1$  ( $t = 0$ ) ist gleich ( $J_{hp} - J_{\bar{y}}$ ) zum Abschaltungszeitpunkt des Kurzschlusses und  $q_2$  ( $t = 0$ ) ist gleich  $q_{\text{Öl-unten}}$  zum Fehlereintrittszeitpunkt.

3. Berechnung der Alterung

Die thermisch bedingte Alterungsgeschwindigkeit einer Öl/Papier-Isolation erfolgt mit der von Montsinger [4] ermittelten Gesetzmäßigkeit. Es wird dafür die maximale Temperatur (Heißpunkttemperatur) in der Wicklung herangezogen.

$$V = \frac{\text{Alterungsrate bei } \vartheta_{hp}}{\text{Alterungsrate bei } \vartheta_{hpref}} = 2^{\frac{(\vartheta_{hp} - \vartheta_{hpref})}{B}} \quad (24)$$

Das Montsingergesetz besagt, dass sich die Alterungsrate bei einer Temperaturerhöhung um  $y$  (K) verdoppelt. Aus der

Alterungsgeschwindigkeit lässt sich der Lebensdauerverbrauch dann wie folgt berechnen:

$$L = \int_{t_1}^{t_2} V dt = \sum_{n=1}^N V_n \Delta t_n \quad (25)$$

$N$  ist die Anzahl der Berechnungsschritte im betrachteten Zeitintervall.

Obwohl die Regel von Montsinger hinsichtlich der Alterung einer Öl/Papier-Isolation sowie bei der Berechnung der Überlastfähigkeit (dauernde Überlastung und kurzzeitiger Notbetrieb) rege Anwendung findet sind folgende Aspekte zu beachten:

1. Nach [4] wurde in früheren Jahren die Alterung mit  $B = 8$  K berechnet, später wurde dieser Wert auf 6 K korrigiert [2].
2. Der Gültigkeitsbereich des Montsingergesetzes muß kritisch betrachtet werden. In [5] und [6] wird die Theorie von Arrhenius zur Alterungsberechnung der Papierisolation herangezogen. Der Gültigkeitsbereich dieses Gesetzes erstreckt sich bis 200 °C. Die Alterungsgeschwindigkeit nach Arrhenius lässt sich durch folgende Gleichung beschreiben:

$$V = e^{\left[ \frac{C}{\vartheta_{hpref} + 273} - \frac{C}{\vartheta_{hp} + 273} \right]} \quad (26)$$

$C$  ist eine Konstante und besitzt den Wert 15000 [5].

Ein Vergleich zwischen den beiden Methoden lässt einen erheblichen Unterschied erkennen. In Bild 3 sind für  $J_{hpref} = 98$  °C die Ergebnisse gegenübergestellt. Es ist zu erkennen, dass nur für einen kleinen Temperaturbereich Übereinstimmung besteht. Ansonsten liefert die Berechnung nach Montsinger stets höhere Alterungsgeschwindigkeiten. In dieser Studie wird die Betrachtung anhand des Montsingergesetzes weiter durchgeführt, d.h. es wird die ungünstigste Variante betrachtet.

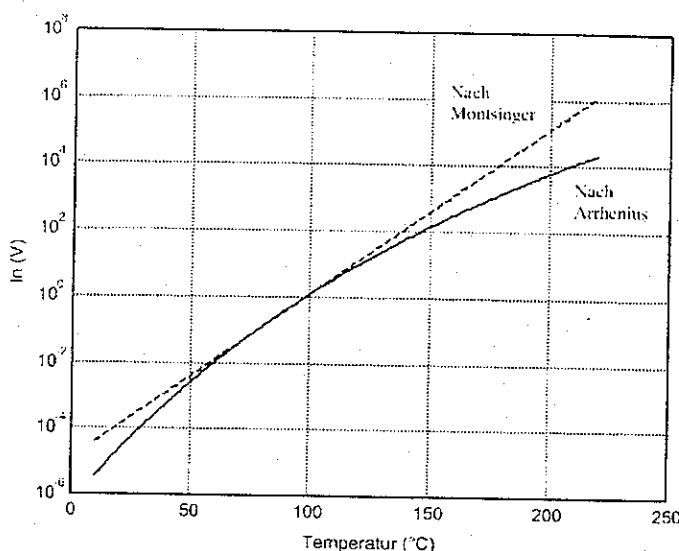


Bild 3 - Alterungsgeschwindigkeit eines Transformators nach Arrhenius und nach Montsinger bei  $J_{hpref} = 98$  °C.

4. Beispiel

An Hand eines Beispiels soll der Einfluss eines Kurzschlusses auf den Lebensdauerverbrauch veranschaulicht werden.

Die Nenndaten des betrachteten dreiphasigen Transformators sind:

- $S_n = 340 \text{ MVA}, U_{I_n} / U_{2n} = 405 / 18 \text{ kV}$
- $u_k = 6.67 \%, P_{Fe n} = 318 \text{ kW}, P_{Cu n} = 780 \text{ kW}$
- Eisen- und Kesselmasse:  $m_{Fe} = 129770 \text{ kg}$
- Kupfermasse US-Wicklung:  $m_{Cu, US} = 12877 \text{ kg}$
- Kupfermasse OS-Wicklung:  $m_{Cu, OS} = 18996 \text{ kg}$
- Masse des Öls :  $70000 \text{ kg}$
- Kühlungsart: OF

Als Beispiel soll dreiphasiger Kurzschluss direkt an den Klemmen des Transformators (Kurzschlussstrom »  $14 I_n$ ) betrachtet werden. Vor dem Fehlereintritt sei der Transformator mit einem Lastfaktor von  $K = 1.2$  betrieben worden. Die Kurzschlussdauer betrage 5 s.

Mittels der Gleichungen (6) und (7) werden die thermischen Widerstände des Ersatzschaltbildes berechnet. Die Parameter  $R_{th10}, R_{th20}, n_1$  und  $n_2$  werden aus Messungen ermittelt. Für diese Analyse ist es ausreichend, wenn die thermischen Widerstände mittels Gleichung (8) und Gleichung (9) und die Parameter  $n_1$  und  $n_2$  aus den Gleichungen (10) und (11) berechnet werden.

Das Bild 4 zeigt die zeitlichen Verläufe der Wicklungs- und Öltemperatur während des Kurzschlusses, und die Bilder 5 und 6 nach der Fehlerabschaltung.

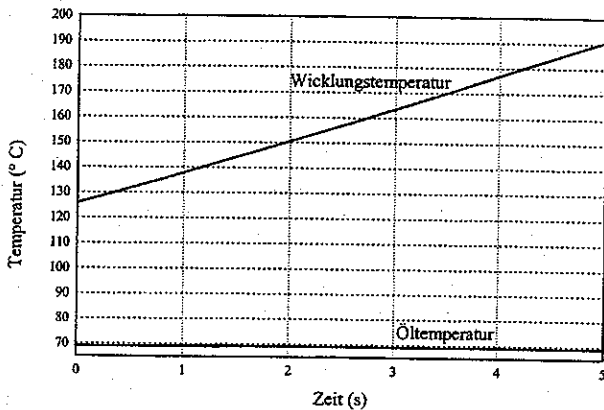


Bild 4 - Verlauf der Heißpunkttemperatur der Wicklung und des Öls während des Kurzschlusses.

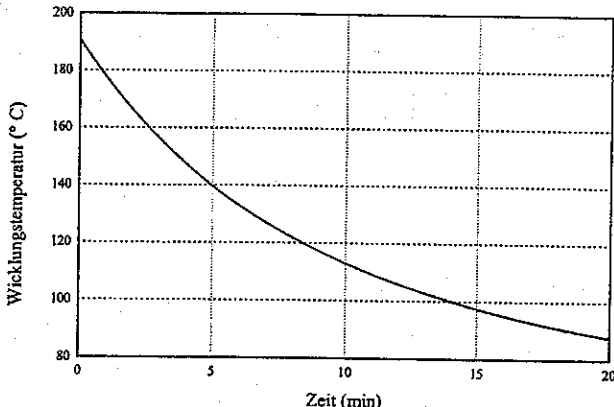


Bild 5 - Verlauf der Heißpunkttemperatur der Wicklung nach Fehlerabschaltung

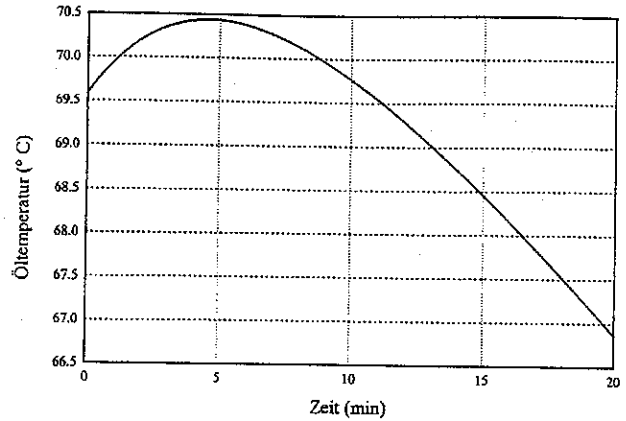


Bild 6 - Verlauf der Eintrittstemperatur des Kühlöls (qÖl-unten) nach Fehlerabschaltung.

In Bild 7 ist der Quotient aus der Kühlleistung und der Kurzschlussleistung dargestellt. Die Ergebnisse bestätigen die Annahme, dass während der Fehlerphase die vom Kurzschlussstrom umgesetzte Wärmeenergie in der Wicklung gespeichert wird und damit die Öltemperatur konstant bleibt. Die Kühlleistung wird durch folgende Gleichung berechnet:

$$P_{Kühlung} = \frac{1}{R_{th10}} (\theta_1 - \theta_2)^{n_1+1} \tag{27}$$

Die Kurzschlussleistung ergibt sich aus:

$$P_{Ks} = \left( \frac{I}{I_N} \right)^2 P_{Cu, n} \frac{1 + \alpha_{Cu} (\vartheta_{Cu-Mitte} - 20)}{1 + \alpha_{Cu} (\vartheta_{Cu-Mitte, n} - 20)} \tag{28}$$

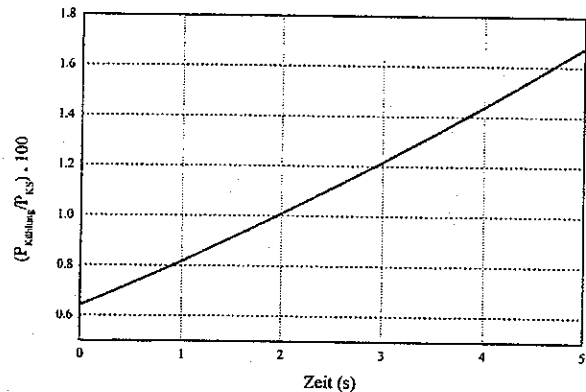


Bild 7 - Das Verhältnis der Kühlleistung zu Kurzschlussleistung in der Kurzschlussphase.

Tab. 1

Konstante	$\alpha_{Cu}$	$\lambda_{Cu}$	$\gamma_{Cu}$	$c_{Cu}$	$c_{Fe}$	$c_{OI}$
Wert	1/255	56	8.9	400	447	2746
Einheit	1/°C	(S m) / mm <sup>2</sup>	kg / dm <sup>3</sup>	J / (kg K)	J / (kg K)	J / (kg K)

Tab. 2

K	$\beta_p$ (zum Fehlereintritts-Zeitpunkt) (°C)	$\beta_{CuMiner}$ (zum Fehlereintritts-Zeitpunkt) (°C)	$\beta_p$ (zum Fehlerabschaltungszeitpunkt) (°C)	Lebensdauerverbrauch (Jahr)
0.5	46.7120	41.7384	99.6475	3.6321e-006
0.6	54.7992	48.1410	108.9594	9.4075e-006
0.7	63.9988	55.4782	119.5625	2.8100e-005
0.8	74.2810	63.7309	131.4234	9.7183e-005
0.9	85.6215	72.8835	144.5146	3.8851e-004
1.0	98	82.9231	158.8135	0.0018
1.1	111.3990	93.8383	174.3004	0.0059
1.2	125.8034	105.6196	190.9584	0.0581
1.3	141.1999	118.2584	208.7725	0.4072

In Tabelle 2 ist der Lebensdauerverbrauch in Abhängigkeit des Lastfaktors aus der Vorfehlerphase ermittelt. Tabelle 3 zeigt die Abhängigkeit des Lebensdauerverbrauchs von der Kurzschlussdauer bei einer Vorbelastung von  $K = 1.2$ .

Tab. 3

Kurzschlussdauer (s)	$\beta_p$ (zum Fehlerabschaltungszeitpunkt) (°C)	Lebensdauerverbrauch (Jahr)
0.5	147.3454	1.6284e-004
1.0	153.5994	2.8819e-004
1.5	159.9638	5.2135e-004
2.0	166.4405	9.6352e-004
2.5	173.0317	0.0018
3.0	179.7392	0.0035
3.5	186.5651	0.0069
4.0	193.5116	0.0137
4.5	200.5808	0.0280
5.0	207.7747	0.0581
5.5	215.0957	0.1228

## Diskussion

Die Berechnungen am Beispiel eines realen 340 MVA Transformators haben ergeben, dass die thermische Alterung eines Transformators infolge eines Kurzschlusses nicht bedeutend ist. Selbst bei einer Vorbelastung mit 1.2 p.u. (Lastfaktor  $K = 1.2$ ) und einer angenommenen Kurzschlussdauer von 5 s liegt die Heißpunkttemperatur bei 191 °C. Dies entspricht einem Lebensdauerverbrauch von 21.20 Tagen.

Da die maximalen Fehlerabschaltzeiten normalerweise jedoch weit unter 5 s liegen (in Mittelspannungsnetzen beträgt die übliche maximale Fehlerabschaltzeit etwa 1 s, in 110-kV-Netzen ist ein Fehler nach cirka 200 ms abgeschaltet und in Hochspannungsnetzen beträgt die Abschaltzeit sogar nur 150 ms [7]) kann aus thermischer Sicht der Einfluss des Kurzschlussstroms auf eine vorzeitige Alterung der Papierisolation vernachlässigt werden.

## Literatur

[1] Schiel L., Schuster, N.: „Multifunktionsschutz für Zweiwicklungs-Transformatoren“, *Energiewirtschaft*, ew Jg.100(2001), Heft 11.

[2] IEC Standard, Publ. 60354: "Loading guide for oil immersed transformers". Second ed., 1991.

[3] Radakovic, Z., Kalic, D.: "Results of a novel algorithm for the calculation of the characteristic temperatures in power oil transformers", *Electrical Engineering (Archiv für Elektrotechnik)* Vol. 80 (1997), No. 3, 205-214

[4] V. M. Montsinger: "Belastung von Transformatoren nach dem Grade ihrer Erwärmung".  
etz, H. 23, S.739, 1931.

[5] IEEE Std C57.91: "IEEE Guide for Loading Mineral-Oil-Immersed Transformers". 1995.

[6] W. J. McNutt: "Insulation Thermal Life Considerations for Transformer Loading Guides". *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 7, no. 1, pp.392-401, Jan. 1992.

[7] W. Schossig: "Netzschutztechnik". Berlin: VDE-Verl.; Frankfurt am Main: VWEW, 2. Auflage, 2001.