

Zeitschrift:	Bulletin de l'Association suisse des électriciens
Herausgeber:	Association suisse des électriciens
Band:	46 (1955)
Heft:	13
Artikel:	Eine kritische Betrachtung der Anforderungen an Motorschutz-Schalter
Autor:	Kirschdorfer, J.
DOI:	https://doi.org/10.5169/seals-1058157

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften auf E-Periodica. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. Das Veröffentlichen von Bildern in Print- und Online-Publikationen sowie auf Social Media-Kanälen oder Webseiten ist nur mit vorheriger Genehmigung der Rechteinhaber erlaubt. [Mehr erfahren](#)

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. La reproduction d'images dans des publications imprimées ou en ligne ainsi que sur des canaux de médias sociaux ou des sites web n'est autorisée qu'avec l'accord préalable des détenteurs des droits. [En savoir plus](#)

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. Publishing images in print and online publications, as well as on social media channels or websites, is only permitted with the prior consent of the rights holders. [Find out more](#)

Download PDF: 14.01.2026

ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, <https://www.e-periodica.ch>

Schreiben wir nun der elektromagnetischen Welle eine Impulsdichte ψ zu und wächst die Welle wie in unseren Gedanken-Experimenten senkrecht zu einer emittierenden Ebene mit der Geschwindigkeit c in Richtung $+x$ vor, so sammelt sich pro Flächeneinheit in der Zeit t der Impuls ψct an. Die zeitliche Zunahme dieses Ausdruckes ist zahlenmäßig gleich dem Strahlungsdruck, also

$$\sigma = u = \psi c$$

$$\psi = \frac{u}{c}$$

Für ein beliebiges Volumen V haben wir

$$\Psi = V\psi; \quad U = Vu$$

und somit

$$\Psi = U/c$$

was wir beweisen wollten.

Einzelheiten zu der hier gegebenen Ableitung findet man bei Max Planck, Einführung in die

Theorie der Elektrizität und des Magnetismus, Leipzig, S. Hirzel, 1922, Seite 189. Einen noch direkteren Beweis unmittelbar mit Hilfe der Maxwell'schen Gleichungen erläutert Planck in Theorie der Wärmestrahlung, Leipzig, 1923, Seite 50 ff. Das viel verwendete Werk von R. Becker, Theorie der Elektrizität, Teubner, Leipzig 1951, gibt auf Seite 216 die Impulsdichte als Energiestrahlungsvektor dividiert durch c^2 . Dass diese Beziehung mit der von uns benützten äquivalent ist, erkennt man daraus, dass die elektromagnetische Welle von der Energiedichte u und der Fortpflanzungsgeschwindigkeit c pro Zeiteinheit die Energie $u c$ durch die Flächeneinheit senkrecht zur Fortpflanzungsrichtung schickt. Dieser Wert $u c$ ist also gerade gleich dem Betrag des sogenannten Poyntingschen Strahlungsvektors.

Adresse des Autors:

Dr. h. c. Th. Boveri, Delegierter des Verwaltungsrates der A.-G. Brown, Boveri & Cie., Baden (AG).

Eine kritische Betrachtung der Anforderungen an Motorschutz-Schalter

Von J. Kirchdorfer, Aarau

621.316.575

Nach einer eingehenden Darstellung der theoretischen Zusammenhänge bei der Erwärmung unregelmäßiger Körper werden die teils stark voneinander abweichenden Motorschutz-Vorschriften einiger Staaten diskutiert. Besonders die schweizerischen werden eingehend betrachtet und eine Änderung wird angeregt.

Après avoir exposé en détail les relations théoriques de l'échauffement de corps de formes irrégulières, l'auteur examine les prescriptions relatives à la protection des moteurs, qui diffèrent en partie considérablement selon les pays. Il considère d'une manière détaillée les prescriptions suisses et propose une modification.

I. Einleitung

Der Motorschutz wird in der Regel durch Auslöseorgane besorgt, welche die Erwärmung der Motorwicklung in Abhängigkeit vom aufgenommenen Strom einigermassen nachbilden. Meist sind dies Bimetall-Streifen oder -Pakete, welche sich proportional der Temperatur ausbiegen und damit die Auslösung bewirken. Dass die Nachbildung der Motor-Erwärmung durch derartige Auslösepakete wegen der teils starken Abweichung der Motoren untereinander und der preislich bedingten Forderung nach einer wirtschaftlichen Fertigung der Schutzschalter keine vollkommene sein kann, liegt auf der Hand. Man wird daher in der Praxis einen Kompromiss eingehen und die Auslöser einem «Norm-Motor» anpassen, dessen Kennwerte in den Vorschriften für Motorschutzschalter angegeben sind. Inwieweit dieser Kompromiss als günstig bezeichnet werden darf, kann ohne statistische Unterlagen über Motoren kaum beurteilt werden. Wenn man jedoch die starken Unterschiede betrachtet, die zwischen den diesbezüglichen Forderungen der einzelnen Staaten bestehen, und die Schwierigkeiten bei der Einhaltung der schweizerischen Vorschriften kennt, scheint es begründet, sich mit der Frage näher auseinanderzusetzen, ob der in der Schweiz getroffene Kompromiss unter den heutigen Bedingungen noch gerechtfertigt ist.

Bei der Behandlung dieser Frage sollen die wärmetechnischen Forderungen der entsprechenden Vorschriften der Schweiz, Englands, Deutschlands, der USA und Kanadas einander gegenübergestellt und diskutiert werden. Um die Forderungen selbst

und die Abstimmung ihrer einzelnen Punkte einigermassen beurteilen zu können, sei deren Vergleich eine theoretische Betrachtung vorangestellt.

II. Allgemeines über die Erwärmung inhomogener Körper

Um das Erwärmungsverhalten von Motoren und Schaltgeräten möglichst anschaulich darstellen zu können, verwendet man in der Regel den Begriff der Zeitkonstanten. Liesse sich die Erwärmung der Motoren mit Hilfe einer solchen Zeitkonstanten mit ausreichender Genauigkeit beschreiben, so müsste man durch Auslöser mit der gleichen Zeitkonstanten diese Erwärmung ganz genau nachbilden können. Die Zeiten, welche von einem beliebigen Ausgangszustand an gerechnet bis zum Erreichen der Gefahren temperatur am Motor, bzw. der Auslösetemperatur am Auslöser, verstreichen, wären dann gleich, ohne dass hierzu die Auslöse- und Gefahren temperatur gleich sein müssten. Erfahrungsgemäß weichen aber die Erwärmungskurven inhomogener Körper ziemlich stark von der Exponentialform ab. Diese Abweichung kommt teils durch reine Wärmeleitung zu kälteren Teilen, teils durch Inkonstanz des elektrischen Widerstandes und des Wärmeüberganges an die Luft infolge ändernder Luftbewegung zustande. Für einfache Anordnungen, wie etwa nach Fig. 1, lassen sich die Zusammenhänge rechnerisch noch verhältnismässig gut erfassen, wie im folgenden gezeigt wird.

Bei Motoren hingegen sind die Verhältnisse schon erheblich komplizierter, und eine Lösung ist dementsprechend schwieriger. Es überlagern sich

beim Motor eine Reihe von Erscheinungen, deren Einfluss auf das Gesamtverhalten von Fall zu Fall verschieden sein kann. Als Beispiel sei der Einfluss der Eisenerwärmung und die Änderung der Wärmeübergangszahl α zwischen Stillstand und Lauf angeführt, welche je nach der Wirksamkeit der Ventilation schwanken wird. Ohne dass man näher auf Einzelheiten dieser Art eingeht, darf gesagt werden, dass das Erwärmungsverhalten eines Motors nicht mittels einer Zeitkonstanten darzustellen ist. In der zahl-

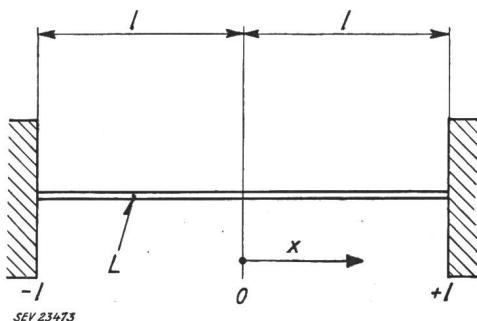


Fig. 1

Prinzipielle Anordnung eines stromdurchflossenen Leiters L
x Leiterkoordinate; l halbe Leiterlänge

reichen Literatur, die sich mit dieser Frage beschäftigt — z. B. [1, 2, 3, 4]¹⁾ — findet man die Lösung meist als Summe oder Differenz zweier Exponentialfunktionen angegeben. Für den praktischen Gebrauch ist es jedoch oft schwierig, all die Wärmeübergänge quantitativ richtig zu erfassen und die nötigen Integrationskonstanten genau genug zu bestimmen. Es liegt daher nahe, nach der Möglichkeit einer bequemeren Darstellung durch einfache Exponentialkurven zu suchen. Dies ist bei der vorliegenden Problemstellung dadurch erleichtert, dass eine bestimmte Grenztemperatur (GefahrenTemperatur bzw. Auslösetemperatur) vorgegeben ist und nur nach der Zeit gefragt wird, welche bis zum Erreichen dieser Temperatur verstreicht. Für die beabsichtigte Betrachtung braucht man demnach nicht eine gute Anpassung der Ersatzkurve an die tatsächliche Erwärmungskurve zu fordern, sondern kann sich damit begnügen, dass die Kurven nur jenen Punkt gemeinsam haben, welcher das Erreichen der Grenztemperatur markiert. Diese Bedingung lässt sich verhältnismässig einfach erfüllen, indem man entweder die theoretische Beharrungstemperatur oder den Exponenten entsprechend anpasst. Aus später ersichtlichen Gründen soll hier der zweite Weg beschritten werden. Es zeigt sich dann, dass für diese Art der rechnerischen Näherung die «Zeitkonstante» von der Überlastung abhängig ist und bei direkter Beheizung mit steigendem Überstrom sinken wird. Es scheint daher eher zweckmässig, bei der «überstromabhängigen Zeitkonstanten» von einem «Zeitfaktor» zu sprechen, welcher sich in einfacher Weise durch die Zeitkonstante τ und ein Korrekturglied η in der Form $\tau_{\text{u}} = \eta \tau$ darstellen lässt²⁾. Hierbei ist η eine empirisch gefun-

dene Funktion des Überstromes, bzw. der Überlastung, die unter Voraussetzung von Zeiten gilt, welche sich am Relais bei den entsprechenden Überströmen bis zum Ansprechen ergeben. Die Abhängigkeit von der Überlastung tritt im Gegensatz zu der bisweilen vertretenen Meinung auch an Motorschutz-Schaltern und -Relais in so starkem Masse auf, dass ihre Berücksichtigung hier genau so nötig ist wie am Motor. Dieser wird offensichtlich so lange gut geschützt sein, als der Zeitfaktor des Auslösers bei jedem beliebigen Überstrom gleich gross oder kleiner ist als jener der Motorwicklung, wobei ein gleich grosser Zeitfaktor wegen der damit verbundenen Möglichkeit einer idealen Motorausnutzung anzustreben wäre. Es sei jedoch betont, dass diese Forderung auch für einen Einzelmotor praktisch nicht realisierbar ist, teils weil die Kühlverhältnisse beim Motor sich im Aussetzbetrieb infolge des zeitweiligen Fortfalles der Ventilation viel stärker ändern, als dies beim Relais der Fall ist; teils wegen des grundsätzlich etwas anderen Aufbaus des Motors (Eisenerwärmung). Somit wird der Schaltgerätebau sein Bestreben lediglich darauf richten können, seine Geräte der festgelegten Zeit-Überstrom-Charakteristik der Vorschriften möglichst gut anzupassen. Dieser Umstand unterstreicht die Bedeutung, welche einer sinnvollen Festlegung der Forderungen zukommt.

Da die Anpassung der Geräte an die Forderungen der Vorschriften die Kenntnis der Überstromabhängigkeit des Zeitfaktors der Thermorelais voraussetzt, soll auf das Zustandekommen dieser Abhängigkeit näher eingegangen werden.

III. Die Erwärmung der Auslösepakete

Bei den anschliessenden mathematischen Überlegungen finden folgende Symbole Verwendung:

ϑ	Temperatur in °C
ϑ_{∞}	Beharrungstemperatur
ϑ_n	Temperatur bei Nennstrom
ϑ_u	Temperatur bei Überstrom
ϑ_0	Temperatur zur Zeit $t = 0$
ϑ_L	Temperatur der umgebenden Luft
ϑ_c	Temperatur bei Kurzschluss
t	Zeit in s
τ	Zeitkonstante in s
τ_u	Zeitfaktor in s
t_a	Auslösezeit in s
c	Wärmekapazität in Ws/cm^3 °C
λ	Wärmeleitfähigkeit in W/cm^2 °C
α	Wärmeübergangszahl in W/cm^2 °C
A	Querschnittsfläche in cm^2
u	kühlender Umfang in cm
I	Strom in A
I_n	Nennstrom in A
I_0	Strom bis zur Zeit $t = 0$ in A
a	Leistung pro Volumeneinheit in W/cm^3
p, q, g, k, n	= Proportionalitätsfaktoren
f	Ausbiegung in cm
$\dot{\vartheta}$	Überstromverhältnis nach Gl. (6)

Zur Beschreibung der thermischen Erscheinungen an den Auslösepaketen direkt beheizter Auslöser geht man am besten von der Grundgleichung für die Erwärmung eines homogenen Leiters aus, wie sie u. a. von Kesselring [6] angegeben wird.

$$\lambda A \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial x^2} - \alpha u (\vartheta - \vartheta_L) + a A = c A \frac{\partial \vartheta}{\partial t} \quad (1)$$

¹⁾ siehe das Literaturverzeichnis am Schluss der Arbeit.

²⁾ Die Bezeichnung «Zeitfaktor» wurde schon 1930 von A. Cohn bei indirekt beheizten Relais vorgeschlagen. Durch die gedrängte Bauart modernerer Auslöser treten auch bei direkter Beheizung so starke Abweichungen auf, dass die Verwendung dieses neuen Begriffes gerechtfertigt erscheint.

Während sich die stationäre Temperaturverteilung mit Hilfe dieser Gleichung auch für verhältnismässig komplizierte Anordnungen noch gut errechnen lässt [5], bereitet eine allgemeine Lösung erhebliche Schwierigkeiten. Es wird also zweckmässig sein, idealisierte Fälle zu betrachten, welche den Vorteil mathematischer Handlichkeit haben und doch erlauben, die in der Praxis auftretenden Erscheinungen gut abzuschätzen. Für die Anordnung eines Leiters mit gleichbleibendem Querschnitt gemäss Fig. 1 sollen daher folgende Fälle untersucht werden³⁾:

1. Die Temperatur an der Einspannstelle sei unabhängig von der Belastung stets null.

2. Die Temperatur des Leiters sei nur strom- und zeitabhängig, jedoch konstant über seine gesamte Länge, einschliesslich der Einspannstellen.

Mit diesen Voraussetzungen findet man jene Grenzen, zwischen denen die praktischen Fälle liegen werden.

Bezeichnen $q_0 I_n$ jenen Bezugsstrom bis zur Zeit $t = 0$, der den Leiter im betrachteten Zeitpunkt bereits auf die entsprechende Endtemperatur erwärmt hat, und $q I_n$ einen beliebigen Überstrom, so lässt sich für den Fall 1 unter Betrachtung der Randbedingungen

$$|\vartheta_{(0,x)}|_{-l < x < +l} = \vartheta_{q_0, x} \quad \frac{\partial \vartheta_{(t,0)}}{\partial x} = 0 \quad |\vartheta_{(t,x)}|_{x=\pm l} = 0$$

und der Abkürzungen

$$m = \sqrt{\frac{\lambda}{c}} \quad \tau = \frac{c A}{\alpha u} \quad \frac{a}{c} = q^2 z$$

die Temperatur durch die Parameter q und q_0 in folgender Form darstellen:

$$\begin{aligned} \vartheta = 4z(q^2 - q_0^2) \tau \sum_{k=0}^{\infty} (-1)^k & \left(\frac{(2k+1)\pi m^2 \tau}{4l^2 + (2k+1)^2 \pi^2 m^2 \tau} - \right. \\ & \left. - \frac{1}{(2k+1)\pi} \right) \left[e^{-\left[m^2 \left(\frac{2k+1}{2} \frac{\pi}{l} \right)^2 + \frac{1}{\tau} \right] t} - \frac{q^2}{q^2 - q_0^2} \right] \cdot \\ & \cdot \cos \frac{2k+1}{2} \cdot \frac{\pi}{l} x \quad (2) \\ k = 0, 1, 2, \dots \end{aligned}$$

Wie man sieht, ist selbst für die idealisierende Annahme einer stets gleichbleibenden Temperatur der Einspannstellen die Lösung schon ziemlich unhandlich.

Im Fall 2 ist voraussetzungsgemäss die Temperatur nurmehr eine Funktion der Zeit und des Stromes. Der Ausdruck $\partial^2 \vartheta / \partial x^2$ verschwindet somit, und man erhält als Lösung von (1)

$$\vartheta - \vartheta_L = \frac{a A}{\alpha u} \left(1 - e^{-\frac{\alpha u}{c A} t} \right)$$

bzw. mit $\frac{a A}{\alpha u} = \vartheta_\infty$ und $\frac{c A}{\alpha u} = \tau$

³⁾ Eine allgemeine Darstellung wird in einer andern Arbeit [11] gegeben.

$$\vartheta - \vartheta_L = \vartheta_\infty \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}} \right) \quad (3)$$

Vergleicht man die beiden Ergebnisse, so erkennt man deutlich den Vorteil, welchen die Gleichung (3) infolge ihrer besseren Übersichtlichkeit gegenüber (2) aufweist. Es ist daher verständlich, dass diese einfache Beziehung für eine anschauliche Darstellung der Zusammenhänge des Motorschutzes, wie sie z. B. in ausführlicher Form von Cohn [8] gegeben wurde, immer wieder Anwendung fand. Man darf aber nicht vergessen, dass die Gleichung (3) nur eine Vereinfachung ist, die bei kleinen Überlastungen schon sehr erheblich von den wirklichen Gegebenheiten abweicht. Die Fig. 2 und 3 geben

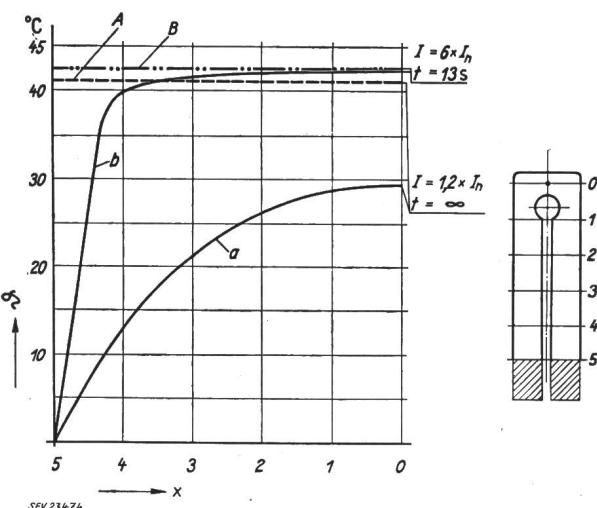


Fig. 2

Darstellung der Temperaturverteilung gemäss Gleichungen (2) und (3) in einer Lamelle

ϑ Temperatur; x Messort; I_n Nennstrom

Für die Berechnung der Kurven wurden folgende Werte verwendet:

$$\begin{aligned} \alpha &= 1,4 \cdot 10^{-3} \text{ W/cm}^\circ\text{C} \quad \lambda = 8,37 \cdot 10^{-2} \text{ W/cm}^\circ\text{C} \\ c &= 3,78 \text{ ws/cm}^\circ\text{C} \quad \tau = 320 \text{ s} \quad A = 0,3 \text{ cm}^2 \quad u = 2,6 \text{ cm} \\ a &= 0,347 \text{ W/cm}^3 \text{ für } 1 \times I_n \end{aligned}$$

Zu vergleichen sind die Kurven mit gleichen Buchstaben, wobei die grossen Buchstaben für Kurven gemäss Gl. (3), die kleinen Buchstaben für solche nach Gl. (2) gelten. Man beachte die Verbesserung der Übereinstimmung bei Erhöhung der Überlastung

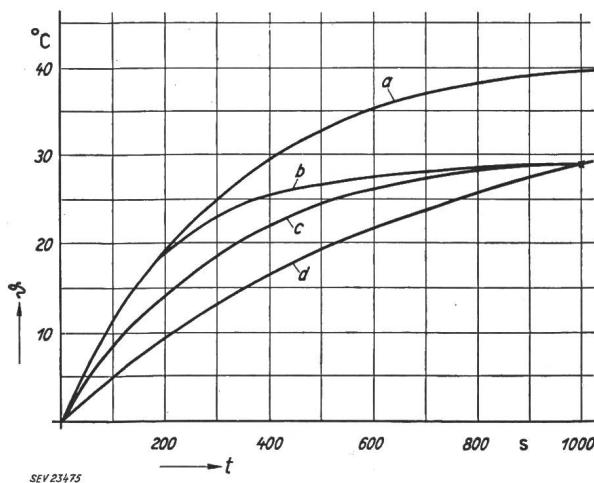


Fig. 3

Zeitlicher Temperaturverlauf an der Stelle $x = 0$ der Lamelle gemäss Fig. 2

a gemäss Gleichung (3); b gemäss Gleichung (2); c gemäss Gleichung (3) nach Anpassung von ϑ_∞ ; d gemäss Gleichung (3) nach Anpassung von τ

eine in dieser Hinsicht aufschlussreiche Gegenüberstellung der Temperaturkurven für verschiedene Belastungsfälle, welche eindrücklich die starken Unterschiede der Temperaturverteilung und des Temperaturanstieges zeigen. Selbstverständlich wirken sich diese Unterschiede wesentlich auf die Ausbiegung aus, welche man bekanntlich aus der Krümmung der Bimetalle nach der Formel

$$\frac{d^2 f}{dx^2} = n \vartheta_{(x)} \quad \text{bzw.} \quad f = n \int_1^0 dx \int_1^x \vartheta_{(x)} dx$$

ermittelt [7].

Damit brauchbare Aussagen über das Verhalten der Auslöser bei mässiger Überlast gemacht werden können, sollte dieser Einfluss nach Möglichkeit berücksichtigt werden. Dies wäre z. B. dadurch möglich, dass man die Gleichung (2) für die Berechnung der Ausbiegung heranzieht. Man wird jedoch erkennen, dass nicht nur die Ermittlung der Temperaturverteilung selbst, sondern auch deren zweimalige Integration schon sehr umständlich wird. Ruft man sich noch in Erinnerung, dass auch die Gleichung (2) nur eine Näherung ist, so scheint eine Weiterverfolgung dieses komplizierten Weges für die Praxis nicht empfehlenswert. Vorteilhafter dürfte es sein, die beschriebenen Schwierigkeiten durch die Einführung

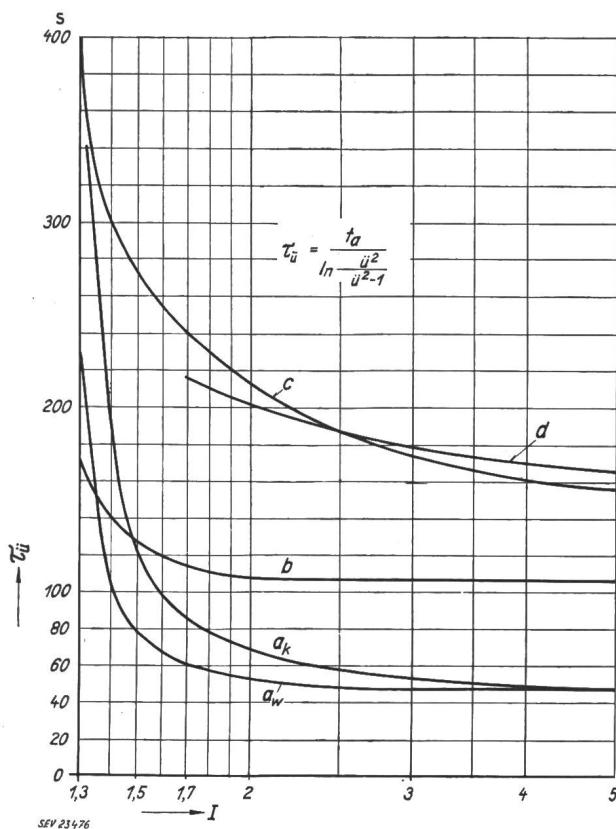


Fig. 4

Empirisch ermittelte «Zeitfaktoren» direkt beheizter Thermorelays verschiedener Firmen

- τ_u Zeitfaktor; I Auslösesstrom in Vielfachen des Nennstromes I_n; t_a Auslösezeit in s; u Überstromverhältnis
- a_k, a_w, b, c direkt beheizte Thermorelays schweizerischer Herkunft
- d halb indirekt beheiztes Thermal relay deutscher Herkunft
- a_w mittels Auslösezeit aus dem betriebswarmen Zustand ermittelte Kurve
- a_k mittels Auslösezeit aus dem kalten Zustand am gleichen Relay ermittelte Kurve

des Zeitfaktors zu umgehen. Ein Bild von der Grösse und dem Verlauf der Zeitfaktoren verschiedener gebräuchlicher Relais vermitteln die Fig. 4 und 5. Man erkennt einen deutlichen Unterschied zwischen dem Kurvencharakter direkt beheizter Auslöser (Fig. 4) und solcher mit indirekter Beheizung (Fig. 5). Setzt man in der Rechnung für ϑ die Auslösetemperatur

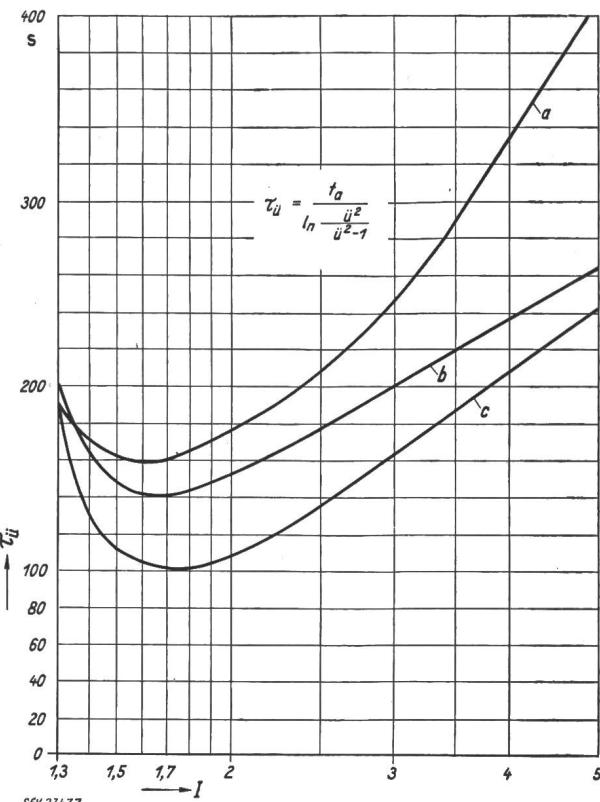


Fig. 5
Empirisch ermittelte «Zeitfaktoren» indirekt beheizter Thermorelays verschiedener Firmen
Bezeichnungen siehe in Fig. 4
a und c Relais westdeutscher Herkunft; b Relais österreichischer Herkunft

ϑ_a und für τ den Zeitfaktor τ_u , so erhält man nach Umformung der Gleichung (3) die Auslösezeit t_a für jede dem Überstrom I_u entsprechende Beharrungs-temperatur zu

$$t_a = \tau_u \ln \frac{1}{1 - \frac{\vartheta_a - \vartheta_L}{\vartheta_{u\infty}}}$$

bzw. für

$$\vartheta_L = 0 \quad t_a = \tau_u \ln \frac{1}{1 - \frac{\vartheta_a}{\vartheta_{u\infty}}} \quad (4)$$

Will man die Auslösezeit in Abhängigkeit vom Strom ausdrücken, was wegen der Formulierung der Vorschriften wünschenswert ist, so muss man zur Bestimmung der Beharrungstemperatur auf die für die Annahme entsprechend langer Auslöselemente gültige Definition

$$\vartheta_{\infty} = \frac{a A}{\alpha u}$$

zurückgreifen [siehe (3)], welche sich auch in der vereinfachten Form

$$\vartheta_{\infty} = k I^2$$

anschreiben lässt.

Damit kann man zu jedem beliebigen Strom die zugehörige Beharrungstemperatur angeben. Unter all den möglichen Beharrungstemperaturen gibt es natürlich auch eine, die gleich der Auslösetemperatur ist. Der ihr zugeordnete Strom wird in der Literatur gewöhnlich als Grenzstrom I_g bezeichnet. Weil sich später in der Rechnung dadurch Vereinfachungen ergeben, soll im folgenden die Auslösetemperatur ϑ_a durch die ihr gleiche Beharrungstemperatur $\vartheta_{g\infty}$ ersetzt werden.

Drückt man alle vorkommenden Ströme als Vielfachwerte des Nennstromes I_n aus und schreibt

$$I_g = p I_n \quad I_0 = q_0 I_n \quad I_{\infty} = q I_n$$

so erhält man für die entsprechenden Temperaturen die Ausdrücke

$$\vartheta_{g\infty} = k (p I_n)^2 \quad \vartheta_{0\infty} = k (q_0 I_n)^2 \quad \vartheta_{i\infty} = k (q I_n)^2$$

Will man wieder den allgemeinen Fall mit einer beliebigen, jedoch stationären Vorbelastung betrachten, so muss man mit den in Fig. 6 illustrierten Temperaturdifferenzen

$$\Delta \vartheta_{g\infty} = k (p^2 - q_0^2) I_n^2$$

$$\Delta \vartheta_{i\infty} = k (q^2 - q_0^2) I_n^2$$

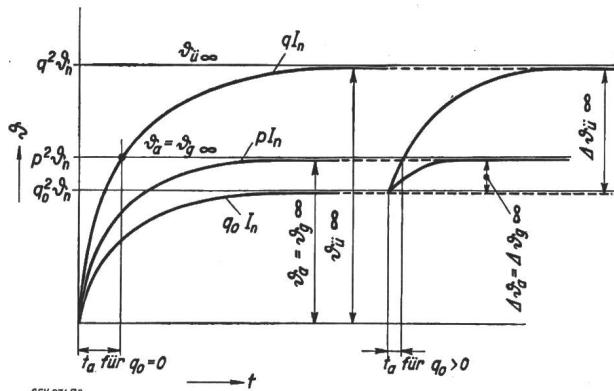


Fig. 6

Erwärmungskurven bei verschiedenen Strömen

ϑ Temperatur; ϑ_n Temperatur bei Nennstrom; ϑ_a Auslösetemperatur; $\vartheta_{g\infty}$ Grenz-Beharrungstemperatur; $\vartheta_{i\infty}$ Überstrom-Beharrungstemperatur; t Zeit; t_a Auslösezeit

rechnen. Nach Einsetzen in Gleichung (4) erhält man die Auslösezeit t_a zu

$$t_a = \tau_{\infty} \ln \frac{q^2 - q_0^2}{q^2 - p^2} \quad \text{bzw.} \quad t_a = \tau_{\infty} \ln \frac{\ddot{u}^2}{\ddot{u}^2 - 1} \quad (5)$$

wenn man in Anlehnung an die Arbeit von Cohn das «Überstromverhältnis»

$$\ddot{u} = \sqrt{\frac{q^2 - q_0^2}{p^2 - q_0^2}} \quad (6)$$

einführt.

Mit Hilfe des Nomogrammes Fig. 7, welches der zitierten Arbeit entnommen wurde, lassen sich nun

alle Aufgaben bequem lösen, bei denen zwei der drei Größen τ_{∞} , t_a und \ddot{u} bekannt sind.

Für ein grösseres Überstromverhältnis, als es das Nomogramm enthält, vereinfacht sich die Berech-

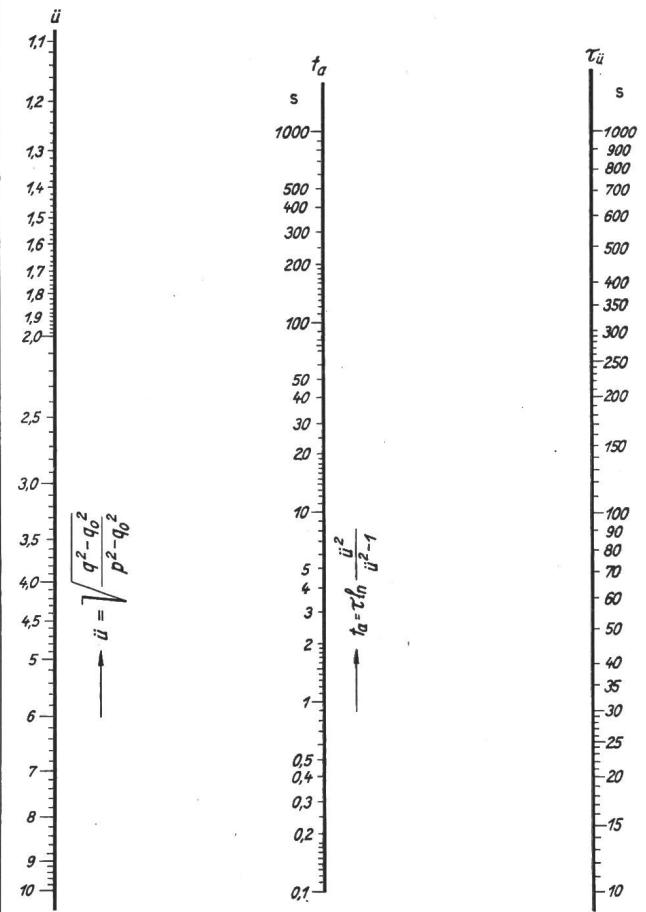


Fig. 7
Nomogramm zur Errechnung der Auslösezeit, des «Zeitfaktors» oder des Überstromverhältnisses

nung dadurch, dass man die Exponentialkurve durch ihre Tangente ersetzen kann. Wie aus Fig. 8 ersichtlich, lässt sich die bei Kurzschluss auftretende Temperatur ϑ_c dann in der Form

$$\vartheta_c = k I_n^2 \left[q_0^2 + (q^2 - q_0^2) \frac{t}{\tau_{\infty}} \right] \quad (7)$$

anschreiben. Diese Formel gestattet, für jede beliebige dem Werkstoff der Auslöser zugeordnete Maximaltemperatur die zulässige Einwirkdauer t eines ebenfalls beliebigen Belastungsstromes $q I_n$ anzugeben. Dabei ist zu beachten, dass bei so hohen Strömen wegen der Kürze der Abschaltzeit die Eigenzeit des Schaltgerätes schon eine wesentliche Rolle zu spielen beginnt. Für die weitere Rechnung ist es daher zweckmäßig, die totale Zeit als Summe zweier Teilzeiten in der Form

$$t_t = t_a + t_e$$

darzustellen, wobei

t_t totale Zeit bis zum Stromunterbruch

t_a Zeit bis zum Erreichen der Auslösetemperatur

t_e Eigenzeit des Schaltgerätes

bedeuten. Die Bestimmung der totalen Zeit ist dann sehr einfach, da die Eigenzeit als von vornherein bekannt vorausgesetzt werden darf und die Auslösezeit t_a sich mit Hilfe der Gleichung (7) leicht be-

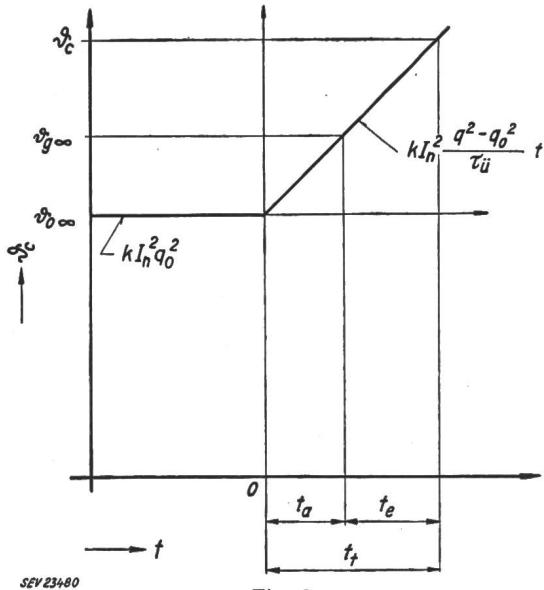


Fig. 8

Temperaturanstieg bei Belastung mit Kurzschlußströmen
θ₀ Temperatur bei Kurzschluß; θ_∞ Beharrungstemperatur
bis zum Beginn des Kurzschlusses;
Weitere Bezeichnungen siehe im Text und in der Legende
zu Fig. 6

stimmen lässt, wenn man für die Temperatur $\theta_c = \theta_{g\infty}$ setzt. Man erhält nach einer einfachen Umformung

$$t_a = \frac{\tau_ü}{\ddot{ü}^2}$$

und

$$t_t = \frac{\tau_ü}{\ddot{ü}^2} + t_e \quad (8)$$

Setzt man diesen Ausdruck in (7) ein, so lässt sich jene Belastung bestimmen, bei welcher am Auslöser die zulässige Maximaltemperatur auftritt.

Durch Auflösung nach q findet man die maximale zulässige Belastung zu

$$q_{max} = \sqrt{p^2 \frac{\tau_ü}{t_e} \left(\frac{\theta_{max}}{\theta_{g\infty}} - 1 \right) + q_0^2} \quad (9)$$

und demnach

$$I_{max} = q_{max} I_n \quad (9a)$$

Die Zeit, welche vom Auftreten der Überlast bis zu deren Abschaltung verstreichen darf, lässt sich dann mit Hilfe der Gleichung (8) ermitteln, wenn man für

$$\ddot{ü}^2 = \ddot{ü}_{max}^2 = \frac{q_{max}^2 - q_0^2}{p^2 - q_0^2}$$

einsetzt. Man erhält

$$t_{max} = \frac{\tau_ü}{\ddot{ü}_{max}^2} + t_e \quad (10)$$

Um den maximal zulässigen Kurzschlußstrom nach (9a) mit seiner Einwirkdauer nach (10) nicht zu überschreiten, wird vom Schaltgerätfabrikanten die maximale Grösse der vorzuschaltenden Siche-

rung vorgeschrieben. Ihre Kennlinie darf im Grenzfall durch den Punkt mit den Koordinaten nach (9a) und (10) gehen oder kann so liegen, dass sich für den Grenzstrom kürzere Zeiten ergeben.

Durch die Darstellung dieser Zusammenhänge ist nun die Möglichkeit gegeben, die erwähnten Vorschriften eingehender zu betrachten.

IV. Vergleich der Vorschriften

Die in Tabelle I aus den Motorschutz-Vorschriften verschiedener Staaten angeführten Bestimmungen dienen alle dem gleichen Zweck, dem Motorschutz. Trotzdem unterscheiden sie sich zum Teil beträchtlich. Das kommt offensichtlich davon her, dass es den idealen Motorschutz nicht gibt und die Meinungen über den günstigsten Kompromiss auseinandergehen. Es dürfte daher nützlich sein, diesen Fragenkomplex einmal auch aus dem Blickwinkel des Schaltgeräte-Fabrikanten zu betrachten, um dessen Ansichten bei der Suche nach dem günstigsten Kompromiss berücksichtigen zu können. Beim Vergleich soll daher der Motorschutzschalter stets in die Betrachtung einbezogen und vor allem gezeigt

Auszug aus entsprechenden Vorschriften

Tabelle I

Land	Belas-tungs-strom × I _n	Auslösezeit		Bemerkungen
		t _a , kalt	t _a , warm	
Schweiz (Publ. Nr. 138 des SEV) Ausgabe vom Mai 1950	1,05	∞		
	1,2		< 1 h	nach 1 h Belastung mit 1 × I _n auch mit nur 2phasiger Bela-stung.
	1,5		< 2 min	auch mit nur 2- phasiger Belastung.
	6	> 1 s < 13 s		
Deutsch- land (VDE 0660)	1,05	> 2 h		
	1,2	< 2 h		bei 2phasiger Bela-stung ist eine Erhö-hung des Ansprech- stromes um 10% zu-lässig.
	1,5	< 2 min		
	6	> 2 s > 5 s		Trägheitsgrad I Trägheitsgrad II
USA (Underwriter Lab.) Canada (Can. El. Code)	1	*		* endlich
	2	< 8 min		
	6	< 30 s		Sicherungsnenn- strom: normal 4 × I _n minimal 3 × I _n
England (British Standard Specification)	**			** Einwandfreies Funktionieren bei Strömen innerhalb von 10% der vom Fabrikanten ange- gebenen Ansprech- werte.
	2	> 5 s		bei Geräten mit magnetischer Schnellauslösung

werden, zu welchen Konsequenzen auf Seite der Schutzschalter diese Anforderungen im einzelnen zwingen.

1. Die schweizerischen Vorschriften (SEV)

Bei der Betrachtung der schweizerischen Vorschriften fällt vor allen Dingen auf, dass sie bei $1,2 \times I_n$ für 3- und 2phasige Auslösung gleiche Grenzen der Auslösezeiten verlangen. Diese Forderung kann ohne ausführliche theoretische Begründung als zu vorsichtig bezeichnet werden, da bei der langen Einwirkdauer der Überlastung (1 h) ganz sicher ein deutlich merkbarer Wärmefluss von den belasteten zu den unbelasteten Teilen des Motors auftreten wird. Demnach könnte bei der 2-Phasen-Auslösung entweder eine höhere Belastung bei gleicher Auslösezeit oder eine längere Zeit bei gleicher Belastung zugestanden werden⁴⁾.

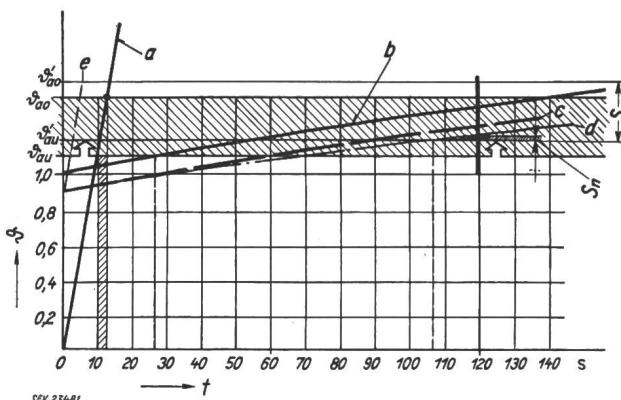


Fig. 9

Temperaturanstieg bei Überlast

θ Temperatur in Vielfachen der Temperatur bei Nennstrom ϑ_n ; t Zeit in s;

a Belastung $6 \times I_n$, 3phasig, aus dem kalten Zustand
b Belastung $1,5 \times I_n$, 3phasig, aus dem betriebswarmen Zustand
c Belastung $1,5 \times I_n$, 2phasig, aus dem betriebswarmen Zustand
d wie c, jedoch mit gröserer Zeitkonstante als in a, b und c
e wie c, jedoch $6 \times I_n$, 2phasig, aus dem betriebswarmen Zustand

ϑ_{a0} obere Auslösetemperatur; ϑ_{au} untere Auslösetemperatur;
S Streuband der Auslösetemperatur; S_n nutzbares Streuband der Auslösetemperatur

Weniger auffällig als diese offensichtlich zu vorsichtige Forderung ist das beim Entwerfen von Auslösern bald erkennbare Missverhältnis der Auslösezeiten bei $6 \times I_n$ und $1,5 \times I_n$. Nimmt man z. B. die 13 s bei $6 \times I_n$ als Ausgangspunkt für die Auffindung der zulässigen Zeitkonstanten und setzt die Beharrungstemperatur bei $1,2 \times I_n$ als obere Temperaturgrenze für die Auslösung ($1,05 \times I_n$ untere Grenze), so wird man auf die wegen der Kurzschlussfestigkeit interessante grösstmögliche Zeitkonstante kommen, wenn die Auslösung unter Berücksichtigung der oberen Temperaturgrenze gerade noch innerhalb von 13 s erfolgt. Dies ist, wie in Fig. 9 illustriert, offensichtlich dann der Fall, wenn die Kurve des Temperaturanstieges durch den Schnitt der Koordinaten der oberen Auslösetemperatur ϑ_{a0} und der Zeit $t_a = 13$ s geht.

⁴⁾ Es sei hier darauf hingewiesen, dass die Forderung gleicher Auslösezeiten in der Veröffentlichung der Publ. Nr. 138 des SEV im Bulletin 1938 sowie in den bis 1947 gedruckten Auflagen nicht enthalten ist. Die Neufassung vom Mai 1950 entspricht jedoch dem Wortlaut des Protokolls des Fachkollegiums, das die Vorschriften ausgearbeitet hat.

Für die Berechnung setzt man also $I_g = 1,2 \times I_n$ und ermittelt aus dem Nomogramm mit $\ddot{u} = 5$ und $t_a = 13$ den Zeitfaktor zu

$$\tau_{\ddot{u}} = 320 \text{ s}$$

Die Auslösezeiten für $6 \times I_n$ liegen dann, je nach Eichung des Gerätes, in einem Intervall von 10...13 s.

Unter Voraussetzung des gleichen Zeitfaktors bestimmt man nun mittels der Gleichung (5) und des Nomogrammes den Temperaturanstieg für eine Belastung von $1,5 \times I_n$. Beginnt die Zeitzählung nach Erreichen des betriebswarmen Zustandes, so erfolgt der Temperaturanstieg gemäss Kurve b von Fig. 9.

Man erkennt, dass das Streuintervall der Auslösezeit zwischen 27 und 140 s liegt, also die von den Vorschriften zugestandene 2-Minuten-Grenze schon überschreitet. Dies bei *gleichbleibendem* Zeitfaktor. Wie jedoch gezeigt wurde, ist der Zeitfaktor sowohl bei Motoren als auch bei Thermoauslösern belastungsabhängig. Über die Grösse dieser Abhängigkeit bei den Motoren gibt Fig. 10 Aufschluss,

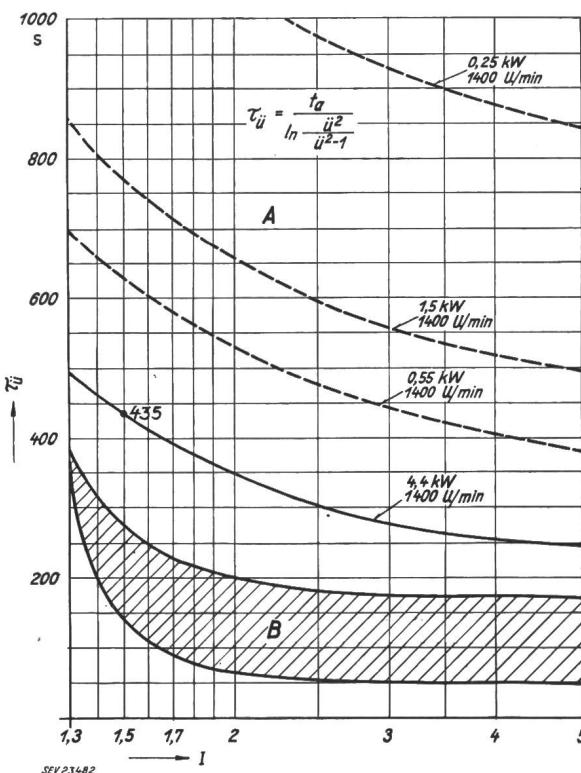


Fig. 10
Empirisch ermittelte Zeitfaktoren verschiedener Thermoelais und Motoren

$\tau_{\ddot{u}}$ Zeitfaktor; I Auslösestrom in Vielfachen des Nennstromes I_n ; A Motoren; B Thermoelais gemäss Fig. 4

welche die empirisch ermittelten Zeitfaktoren einiger gekapselter Motoren zeigt. Die Messung wurde so ausgeführt, dass die Zeit bis zum Erreichen der Grenztemperatur, in diesem Fall Beharrungstemperatur, bei $1,13 \times I_n$, vom betriebswarmen Zustand ausgehend, für eine Reihe von Überlastungswerten gemessen und der Zeitfaktor nach der in der Figur angegebenen Formel errechnet wurde. Wenn die Zahl der gemessenen Motoren auch klein ist, so berechtigen die Ergebnisse doch zu dem Schluss, dass

es sich bei der ermittelten Kurvenform um eine charakteristische Erscheinung handelt, denn die direkt beheizte Wicklung zeigt im Vergleich mit dem theoretisch und empirisch gefundenen Verhalten direkt beheizter Auslöser eine verhältnismässig gute Übereinstimmung. Man erkennt, dass die in der Schweiz durchwegs übliche direkte Beheizung in dieser Hinsicht günstiger ist als die indirekte Beheizung, und kann daher die Betrachtung auf die direkt beheizten Auslöser beschränken. Demnach ist eine Vergrösserung des Zeitfaktors infolge der Verringerung der Überlastung zu berücksichtigen. Das führt zu einer Erhöhung der Auslösezeit und einer entsprechend stärkeren Überschreitung der gegenwärtig zugestandenen Grenze.

Im 2-Phasen-Betrieb wird die Temperatur an den Auslösern etwas absinken, da für die Erwärmung der Luft und des Gehäuses nurmehr $2/3$ der sonst vorhandenen Leistung zur Verfügung steht. Man käme damit von der Kurve *b* etwa auf die Kurve *c* (Fig. 9). Durch Berücksichtigung der Erhöhung des Zeitfaktors bei sinkendem Überstrom gelangt man schliesslich zur Kurve *d*. Nun ist ausserdem zu beachten, dass bei den meisten Fabrikaten infolge des Ausfallen einer Phase die Rückbiegung der Auslöser zur Erzeugung der Auslösekraft grösser werden muss. Das hat zur Folge, dass sie gegenüber dem 3-Phasen-Betrieb erst bei einer *höheren* Temperatur auslösen können. Die Temperaturgrenzen verschieben sich demnach von ϑ_{a0} nach ϑ'_{a0} und von ϑ_{au} nach ϑ'_{au} . Man sieht, dass nurmehr ein sehr kleiner Teil des Streintervalls der Auslösezeit innerhalb der 2-Minuten-Grenze liegt und das nutzbare Streuband der Auslösetemperatur schon extrem schmal geworden ist. Weil man mit einem so schmalen Streuband bei der Eichung nicht auskommt, ist man gezwungen, flinkere und damit auch weniger kurzschlussfeste Relais zu bauen. Um welche Grössenverhältnisse es sich dabei handelt, veranschaulicht

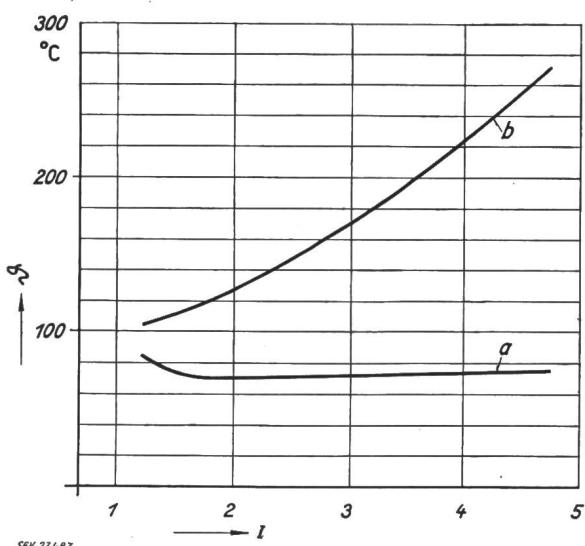


Fig. 11

Gemessene Temperatur der Statorwicklung eines 1,5-kW-Drehstrommotors in Abhängigkeit von der Überlastung
 ϑ Temperatur der Wicklung; I Belastungsstrom in Vielfachen des Nennstromes I_n
a bei Schutz durch Thermoauslöser herkömmlicher Bauart
b bei Schutz durch einen an die Wicklung angebauten handelsüblichen Thermostaten

Fig. 10 deutlich. Sie zeigt damit auch, dass eine thermische Ausnützung vorschriftsmässig geschützter Motoren in manchen Fällen nur in sehr beschränktem Masse möglich ist.

Theoretisch liessen sich diese Schwierigkeiten dadurch umgehen, dass die Erwärmung der Motorwickelung *direkt* zur Auslösung der Schaltgeräte benutzt würde. Praktisch sieht es jedoch so aus, dass die gegenwärtig auf dem Markt befindlichen Thermostaten diese Forderung infolge ihrer Wärmeträgerheit nur in sehr unbefriedigendem Masse erfüllen. Ein deutliches Bild davon gibt die Darstellung der Wicklungstemperatur in Fig. 11, welche augenfällig die starke thermische Belastung eines Motors zeigt, der von einem an die Wicklung angebauten Thermostaten geschützt wurde. Bei Thermostaten, welche in die Wicklung eingebaut sind, ist der Anstieg der Temperatur bei Steigerung der Überlastung weniger stark, tritt aber immerhin noch so deutlich in Erscheinung, dass sich bei einer Ansprechtemperatur des Thermostaten von 110°C bei blockiertem Motor eine Wicklungstemperatur von ca. 180°C ergibt [10].

Diese kurze Betrachtung zeigt die Bedeutung des üblichen Motorschutzes durch eine stromabhängige Nachbildung der Motorerwärmung und unterstreicht die Notwendigkeit einer wirklich sinnvollen Abstimmung der diesbezüglichen Vorschriften.

2. Die deutschen Vorschriften (VDE)

Die deutschen Vorschriften unterscheiden sich u. a. von den schweizerischen dadurch, dass sie für die Auslösung bei $6 \times I_n$ nur eine Mindestzeit vorsehen. Diese Festlegung nur einer Mindestgrenze scheint insofern etwas gefährlich, als man z. B. transformatorisch beheizte Auslöser mit verhältnismässig langen Auslösezeiten bei hohen Überströmen bauen könnte. Diese entsprächen zwar den Vorschriften, wären aber zum Motorschutz dennoch ungeeignet, weil die Motorwicklung durch den lange einwirkenden Überstrom Schaden nähme.

Für den 2-Phasen-Betrieb gestatten die deutschen Vorschriften im Gegensatz zur Schweiz eine Stromerhöhung um 10% . Dieses Zugeständnis einer Leistungserhöhung scheint logisch richtig, da in der ausfallenen Phase eine Masse zur Ableitung der zusätzlichen Wärme zur Verfügung steht. Ob die Grösse dieser Stromerhöhung für das Gros der Motoren richtig ist, kann natürlich nur durch entsprechende Angaben der Motorenfirmen beantwortet werden. Die Auswirkung dieses Zugeständnisses einer Stromerhöhung auf die Konstruktion der Auslöser ist jedenfalls so, dass diese träger gemacht werden können, da die 2-Phasen-Auslösung nicht mehr eine so entscheidende Rolle spielt.

3. Die Vorschriften von Kanada (Canadian Electrical Code) und der USA (Underwriter Laboratories)

Die nordamerikanischen Vorschriften geben nur die obere Grenze der Auslösezeiten an, vermutlich in der Erwartung, dass die Auslösekennlinie möglichst nahe an den gegebenen Punkten liegen werde. Praktisch wird das durch die vorgeschriebenen Sicherungen erzwungen, welche durch ihre Grösse

einen trägen Auslöser erforderlich machen. Aufällig ist, dass sich aus der Auslösebedingung für $6 \times I_n$ eine zulässige Zeitkonstante von ca. 1000 s errechnen lässt (und für $2 \times I_n$ eine noch höhere), während bei der Betrachtung der schweizerischen Vorschriften schon eine Zeitkonstante von 320 s als zu gross befunden wurde. Ein weiterer wesentlicher Unterschied besteht darin, dass die aus den Vorschriften ermittelten zulässigen Zeitkonstanten bei den nordamerikanischen Vorschriften mit steigendem Überstrom sinken und damit dem Verhalten direkt beheizter Auslöser folgen, während sie bei den schweizerischen Vorschriften unter Benützung der oberen Zeitgrenze steigen.

4. Die englischen Vorschriften (British Standard Specification)

Die englischen Vorschriften sind sehr locker abgefasst und schreiben lediglich vor, dass Thermoauslöser nach der vom Hersteller angegebenen Auslösekurve geprüft werden sollen. Die Übereinstimmung gilt als erreicht, wenn der Auslöser entweder innerhalb der aus der Auslösekurve ersichtlichen Zeit anspricht, ohne dass der Strom 110 % des Einstellwertes überschreitet, und sich bei Strömen von nicht weniger als 90 % des Einstellwertes wiedereinschalten lässt, oder wenn er bei jedem Belastungsstrom innerhalb des Zeitintervales auslöst, welches auf der Auslösekurve einer Stromänderung von $\pm 10\%$ entspricht. Dem Vorteil der günstigen Anpassung an die praktischen Verhältnisse, welche diese Abfassung der Vorschriften erlaubt, steht als Nachteil gegenüber, dass die Verantwortung für die Wirksamkeit des Motorschutzes damit auf den nur selten sachkundigen Verbraucher übertragen wird.

V. Schlussfolgerungen

Wenn man die stark unterschiedlichen Anforderungen an Motorschutzschalter der einzelnen Staaten betrachtet, so erkennt man, dass speziell die schweizerischen Vorschriften in der Anwendung auf direkt beheizte Thermoauslöser dazu zwingen, diese thermisch erheblich «flinker» zu machen, als die Motoren sind. Die Folge davon ist eine schlechte Ausnützungsmöglichkeit der Motoren. Behält man im Auge, dass der Motorschutz mit einem vertretbaren Aufwand an Mitteln erreicht werden soll und die gebräuchlichen Thermoauslöser dieser wirtschaftlichen Forderung am besten entsprechen, so kann man mit Recht die Frage stellen, ob es nicht einen günstigeren Kompromiss gäbe. Diese Frage lässt sich beispielsweise auch dadurch stützen, dass alle in Fig. 10 dargestellten Motoren Zeitfaktoren aufweisen, welche ganz erheblich über jenen der Thermorelais liegen.

Wenn man den ungünstigsten der Motoren betrachtet, so lässt sich mit einem Zeitfaktor von 435 s bei $1,5 \times I_n$ und einem Überstromverhältnis von 1,69 ($q = 1,5$, $p = 1,2$) auch für diesen eine Auslösezeit von mehr als 3 min ermitteln.

Geht man weiter in der Überlegung und trifft die Annahme, dass ein Motor thermisch sehr «flink» sei und bei $1,5 \times I_n$ einen Zeitfaktor von nur 250 s habe (man vergleiche die gemessenen Zeitfaktoren

in Fig. 10), so wird dieser Motor in ca. 110 s seine für die Dauer zulässige thermische Grenztemperatur erreichen. Er würde diese während weiterer 70 s um ca. 19°C überschreiten, also statt 120°C eine Temperatur von 139°C erreichen. Das wäre der Fall, wenn die Auslösezeit bei diesem Strom 3 Minuten betragen würde. Selbst wenn man den Zeitfaktor bei der Abkühlung verdoppelt, um den veränderten Kühlbedingungen damit Rechnung zu tragen, wäre die Temperaturspitze innerhalb von ca. 77 s wieder auf den für die Dauer zulässigen Wert abgeklungen.

Bei solch mässigen und kurzzeitigen Überlastungen tritt erfahrungsgemäss noch keine Versprödung der Isoliermaterialien und somit auch keine Beeinträchtigung des Isolationswertes auf. Man müsste also auch solch einen Sonderfall keineswegs als gefährlich ansehen, was übrigens auch aus der praktischen Anwendung der gegenwärtig nicht durch die Vorschriften erfassten Knopfthermostaten ersichtlich wird, denn die dort auftretenden Übertemperaturen sind ein mehrfaches der im vorstehenden Beispiel betrachteten. In der bereits zitierten Arbeit [10] von St. E. Hopferwieser wird zu einer Erwärmung auf etwa 180°C (Temperaturspitze) festgestellt, dass eine solche kurze Übererwärmung, zumal wenn sie nur ausnahmsweise vorkommt, für moderne Lackdrähte ungefährlich sei. Diese Übererwärmung ist rund dreimal so gross und daher wesentlich kritischer als die im Beispiel betrachtete.

Angesichts dieser Sachlage wäre eine entsprechende Überprüfung der Vorschriften zu empfehlen. Als Diskussionsgrundlage für eine eventuelle Änderung könnte dabei folgender Vorschlag gelten:

1. Beim Ausfall von Phasen ist, ähnlich wie in den deutschen Vorschriften, eine entsprechende, von den Motorenfabrikanten näher zu bestimmende Erhöhung des Auslösegrenzstromes zu gestatten.

2. Die Auslösezeit bei der 3-Phasen-Auslösung bei $1,5 \times I_n$ ist mit Rücksicht auf das Verhalten des Zeitfaktors von 2 auf 3 Minuten zu erhöhen.

Es ist vielleicht angebracht, an dieser Stelle zu betonen, dass man die Auslöser nicht etwa deshalb träger machen möchte, weil sich dadurch eine Vereinfachung oder Verbilligung der Konstruktion erreichen liesse. Im Gegenteil. Bei Beachtung der gleichen Konstruktionsprinzipien ist bei trügeren Auslösern grundsätzlich mehr von dem teuren Bimetall notwendig. Es geht also keineswegs um eine Erleichterung der Fertigung der Motorschutzschalter, sondern um die bessere Ausnützungsmöglichkeit der vorschriftsmässig geschützten Motoren. In diesem Sinne sollte der vorliegende Beitrag zur Diskussion der Motorschutzfrage verstanden werden.

Literatur

- [1] Osborne, H.: Was ist unter der Erwärmungszeitkonstante einer elektrischen Maschine zu verstehen? ETZ Bd. 51 (1930), Nr. 25, S. 902...904.
- [2] Jehle, H.: Temperaturanstieg in elektrischen Maschinen. ETZ Bd. 51(1930), Nr. 33, S. 1168...1169.
- [3] Stix, R.: Thermische Wicklungszeitkonstanten von elektrischen Maschinen unter Berücksichtigung der Temperaturgefälle. Wiss. Veröff. Siemens-Konzern Bd. 11(1932), Nr. 1, S. 24...59.
- [4] Kummant, K.: Die Zeitkonstanten thermischer Überstromauslöser. E u. M Bd. 67(1950), Nr. 12, S. 361...365.
- [5] Kirchdorfer, J.: Eine qualitative Betrachtung der statio-nären Erwärmung an Thermoauslösern. Arch. Elektrotechn. Bd. 42(1955), Nr. 1, S. 32...42.

- [6] Kesselring, F.: Theoretische Grundlagen zur Berechnung der Schaltgeräte. 3. Aufl.; Berlin: de Gruyter 1950.
(Sammlung Göschen Bd. 711).
- [7] Kirchdorfer, J.: Die Ausbildung des Bimetalls. Österr. Maschinenmarkt Bd. —(1952), Nr. 20, S. 471..475.
- [8] Cohn, A.: Bau von Motorschutzschaltern mit Rücksicht auf Motorschutz und Kurzschlußschutz. ETZ Bd. 51(1930), Nr. 7, S.233..238; Nr. 8, S. 283..286.
- [9] Franken, H.: Die Kurzschlussfestigkeit von thermischen Auslösern und Relais (Motorschutzrelais). E u. M Bd. 70 (1953), Nr. 21, S. 479..484.
- [10] Hopferwieser, St. E.: Untersuchungen über den «Ipsotherm»-Motorschutz. Brown Boveri Mitt. Bd. 41(1954), Nr. 5, S. 145..149.
- [11] Kirchdorfer, J.: Ein Beitrag zur theoretischen Darstellung des Betriebsverhaltens thermischer Auslöser (Relais). Arch. Elektrotechn. Bd. 42(1955), erscheint demnächst.

Adresse des Autors:

J. Kirchdorfer, Sprecher & Schuh A.-G., Aarau.

Technische Mitteilungen — Communications de nature technique

Das elektrifizierte amerikanische Haus der Zukunft

621.365.453

[Nach: Tomorrow's all - Electric House. Electr. Wld. Bd. 143(1955), Nr. 3, S. 15..17]

Was in der Zukunft die Elektrizität dem Amerikaner an Bequemlichkeit verschaffen dürfte, ist in einem an das Netz der Alabama Power Co. in Anniston angeschlossenen Haus bereits in ausgedehntem Maße verwirklicht worden. Es handelt sich um ein Wohnhaus mit Laden und einer Schankstelle, dem die Energie mittels einem 25-kVA- und zwei 15-kVA-, 4160/120..240-V-Masttransformatoren zugeführt wird. Ein dreipoliger Schaltkasten von 400 A ermöglicht die Unterbrechung der Energiezufuhr. Der Hausanschluss ist mit Rücksicht auf einen in der Zukunft möglicherweise steigenden Bedarf reichlich bemessen. Der Anschlusswert sämtlicher Energieverbraucher wird mit 100 kW angegeben, doch wird erwartet, dass die gleichzeitige Belastung 50 kW nicht übersteigen wird. Angaben über Anzahl und Grösse der Räume werden nicht gemacht. Dafür werden die Energieverbraucher aufgezählt: Wärmepumpe, Entfeuchter, elektrostatischer Staubsabscheider, Entlüftungsventilatoren, Glaswand- und Decken-Heizspiralen, Elektroherde, Öfen, Geschirrtuchtrockner, Kühlenschrank, Kältetrohre, Geschirrwaschmaschine, Mischmaschine, Kaffeemaschine, Toaster, Messerschleifer, Waffeleisen, Sandwich-Grill, Abfallvernichter, Plattenwärmer, Staubsauger, Waschmaschine, Wäschetrockner, Heisswasserspeicher, Bodenblocher, elektrische Schreibmaschine, Rasierapparat, Fliegentöter und Laterne zur Vernichtung von Nachtinsekten. Sämtliche Bettleintücher werden elektrisch erwärmt. Fernsehapparate mit motorisch betätigten Antennen, Radioapparate, Synchronuhren und Motoren in der Bastler-Werkstätte vervollständigen die Liste der elektrischen Geräte. Sämtliche Räume sind miteinander und mit der Haustür telephonisch verbunden.

Alle inneren Türen, wie Fenster, Sonnenstoren, Vorhänge, Moskitoschutznetze usw. werden elektrisch betätigt. Die Jalousieläden schliessen sich, durch Photozelle betätigt, automatisch, sobald der erste Regentropfen fällt.

Die Kosten der elektrischen Einrichtungen und der Installation werden mit ca. 10 000 \$ angegeben.

M. P. Misslin

Die Grosskraftanlage Kemanö—Kitimat in Kanada

621.311.21(711)

[Nach A. Timascheff: Grosskraftanlage Kemanö—Kitimat in Kanada. ETZ-A Bd. 76(1955), Nr. 1, S. 42..48]

Aluminium erfordert zu seiner Gewinnung eine so grosse Menge elektrischer Energie (über 20 kWh pro kg Al), dass für die Lage der Produktionsstätte in erster Linie eine günstige Energiequelle Voraussetzung ist. Die Aluminium Co. of Canada entschloss sich deshalb, eine neue Grossanlage im nördlichsten Teil der kanadischen Pazifik-Küste zu bauen, etwa 700 km nordwestlich Vancouver. In Fig. 1 entspricht das schraffierte Gebiet dem hochgelegenen Einzugsgebiet des Nechako-Rivers, welches im Westen nur durch schmale, hohe Gebirgsketten von den tiefeingeschnittenen Fjorden der Küste getrennt ist. Hier finden sich günstige Stellen zur Errichtung eines Kraftwerkes und einer Aluminiumschmelze. Der Rohstoff (Bauxit) wird auf Jamaika gewonnen, konzentriert und per Schiff zur Schmelze gebracht. Die Anlage, deren erster Teil vor kurzem dem Betrieb übergeben wurde, stellt das bisher grösste aus privaten Mitteln finanzierte Bauunternehmen der Welt dar. Sie wird im Endausbau mit

16 Generatoren etwa $1,66 \cdot 10^6$ kWh Dauerleistung abgeben und soll damit 500 000 t Aluminium im Jahr erzeugen, d. h. rund $\frac{1}{3}$ der gegenwärtigen Weltproduktion.

Das Einzugsgebiet des Kraftwerkes besteht aus mehreren langen, sich von West nach Ost erstreckenden Seen und ist fast überall von Gebirgsketten umgeben. Mit dem 97 m hohen Kenney-Damm kann der Gesamtabfluss abgefangen und auf 850 m. ü. M. ein nutzbares Speichervolumen von $4,94 \cdot 10^9$ m³

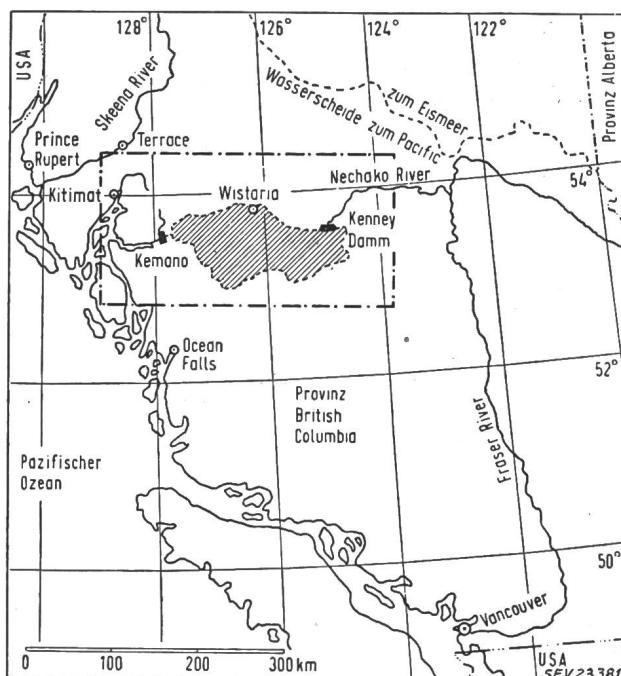


Fig. 1
Situationsplan des Grosskraftwerkes Kemanö—Kitimat

(totaler Speicherinhalt $23 \cdot 10^9$ m³) gestaut werden. Die Wasserfassung liegt am entgegengesetzten Ende des Staues, ca. 180 km westlich vom Damm. Zwei Tunnels mit rund 50 m² Öffnungsquerschnitt und 16 km Länge durchstechen den bis 2500 m hoch ansteigenden Küstengebirgszug und enden als Druckleitungen im Kavernenkraftwerk Kemanö, etwa 60 m. ü. M. Die nutzbare Druckhöhe beträgt rund 760 m, die Wassermenge über 100 m³/s pro Tunnel.

Der Maschinenraum (24 m breit, 37 m hoch, im Endausbau 350 m lang) liegt 400 m tief im Felsinnern. Der erste Ausbau (nur ein Zuleitungsstollen) umfasst 4 vertikalachsige Maschinengruppen. Jeder Generator von 106 MVA Nennleistung bei 13,8 kV Nennspannung wird durch eine vierdüsige Pelton-Turbine von 103 000 kW mit einer Drehzahl von 327 U./min angetrieben. Je zwei Generatoren arbeiten auf zwei elektrisch getrennte Wicklungen einer unmittelbar daneben aufgestellten Transformatorenbank von 3×71 MVA Dauerleistung. Die Energie wird mit 300 kV-Öldruckkabeln von 670 m Länge aus dem Berginnern herausgeführt und gelangt über eine Freiluftschaltanlage auf die Fernleitungen.

Die 80 km lange Fernleitung zum Aluminiumwerk in Kitimat ist bemerkenswert durch die außergewöhnlich hohen elektrischen und mechanischen Belastungen. Im Endausbau soll sie 1200 MW, im Notbetrieb sogar über ein einziges der