

<b>Zeitschrift:</b>	Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins, des Verbandes Schweizerischer Elektrizitätsunternehmen = Bulletin de l'Association suisse des électriciens, de l'Association des entreprises électriques suisses
<b>Herausgeber:</b>	Schweizerischer Elektrotechnischer Verein ; Verband Schweizerischer Elektrizitätsunternehmen
<b>Band:</b>	67 (1976)
<b>Heft:</b>	16
<b>Artikel:</b>	Innenimpedanzen in Niederspannungsnetzen
<b>Autor:</b>	Balzer, G.
<b>DOI:</b>	<a href="https://doi.org/10.5169/seals-915197">https://doi.org/10.5169/seals-915197</a>

### 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:** 28.01.2026

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

# Innenimpedanzen in Niederspannungsnetzen

Von G. Balzer

621.311.1.027.2:621.317.332.1

Zur Zuverlässigkeitsskontrolle werden die Ergebnisse von Näherungsrechnungen zur Bestimmung besonders der Nullimpedanz in Freileitungs- und Kabelniederspannungsnetzen mit den gemessenen Impedanzen verglichen. Mit Hilfe der so ermittelten Werte werden Kurzschlußströme bestimmt und die Verhältnisse «gemessener zu berechnetem Kurzschlußstrom» mit den in VDE 0102 Teil 2 angegebenen Faktoren  $c$  zur Kurzschlußstromberechnung verglichen.

Bei der Bestimmung des grössten Kurzschlußstroms liegen ca. 74 % der Ergebnisse auf der sicheren Seite. Bei der Berechnung des kleinsten Kurzschlußstroms in Kabelnetzen sind 89 % der Werte auf der sicheren Seite, wenn Rückleitung über Erde im Fehlerfall vorausgesetzt wird, wohingegen in Freileitungsnetzen sich nur dann ein ähnliches Ergebnis zeigt, wenn Rückleitung ausschliesslich über den 4. Leiter angenommen wird.

Pour contrôler la fiabilité, les résultats de calculs par approximation en vue de déterminer notamment l'impédance homopolaire dans des réseaux de lignes aériennes ou souterraines basse tension sont comparés avec les impédances mesurées. A l'aide des valeurs ainsi déterminées, on calcule les courants de court-circuit et l'on compare les rapports entre les courants de court-circuit mesurés et calculés avec les facteurs « $c$ » indiqués dans la publication VDE 0102, partie 2, pour le calcul du courant de court-circuit.

Environ 74 % des résultats pour la détermination du plus fort courant de court-circuit sont du côté sûr, tandis que 89 % des valeurs conviennent pour le calcul du plus faible courant de court-circuit dans des réseaux souterrains, à condition d'un retour par le sol dans le cas d'un défaut. Dans des réseaux de lignes aériennes, un résultat analogue n'est obtenu que lorsque le retour a lieu exclusivement par le quatrième conducteur.

## Vorwort

In den letzten Jahren hat das Bedürfnis, die Kurzschlußströme in Niederspannungsnetzen zu kennen, stark zugenommen. Die Frage nach der Selektivität zwischen Leitungsschutzschaltern und Sicherungen kann nur bei bekanntem Kurzschlußstrom beantwortet werden. Die Kenntnis der Kurzschlußströme ist ferner eine Voraussetzung für die Beurteilung der Anschlussmöglichkeiten von Phasenanschnittsteuerungen, Schweissmaschinen, Induktionswärmeapparaten und Geräten mit Unwuchten.

In Ermangelung einheitlicher schweizerischer Richtlinien für die Berechnung der Kurzschlußströme in Sekundärnetzen finden derzeit verschiedene Methoden, unter welchen besonders diejenige nach VDE 0102-Teil 2/4.64 hervorzuheben ist, Verwendung. Der schwache Punkt aller dieser Methoden ist die fehlende rechnerische Erfassung der dem Neutralleiter parallel geschalteten Strompfade. Dieser Mangel wurde durch die Ausarbeitung der neuen VDE 0102-Teil 2/11.75 behoben, welche die Erdrückleitung und bei Bleimantelkabel den Bleimantel in der Berechnung berücksichtigt. Es ist deshalb interessant, zu untersuchen, ob die Voraussetzungen für die in den Tabellen der VDE 0102-Teil 2/11.75 angegebenen Nullimpedanzen auch für schweizerische Verhältnisse Gültigkeit haben, um gegebenenfalls ähnliche Tabellen für die in der Schweiz verwendeten Niederspannungskabel und Freileitungen erstellen zu können.

F. Seiler, BKW

## 1. Einleitung

Eine Kurzschlußstromberechnung in Niederspannungsnetzen ist auch bei der Annahme von metallischen Kurzschlüssen schwierig, da Übergangswiderstände an Sicherungen, Kontakten und Schaltern und die Belastung der Verbraucher eine genaue Bestimmung der Netzinnenimpedanz verhindern. Bei unsymmetrischen Fehlern mit Rückleitung über Erde ist eine exakte Berechnung des Kurzschlußstroms gänzlich unmöglich und man ist auf Näherungsrechnungen angewiesen. Aus diesem Grunde enthält die Neufassung der VDE-Vorschrift 0102 [1]<sup>1)</sup> Zahlenwerte für die Nullimpedanzen von Niederspannungsfreileitungen und -kabeln, der in Westdeutschland am häufigsten verwendeten Typen, die die alte Näherungsformel [2, § 5c] ersetzen. Die Zulässigkeit der angegebenen Nullimpedanzverhältnisse und der Faktoren  $c$  für die Bestimmung der Kurzschlußströme ist durch zahlreiche Messungen [3; 4; 8] nachgewiesen worden.

Um ähnliche Angaben über die in der Schweiz verwendeten Niederspannungskabel und -freileitungen machen zu können, wurden auf Anregung der Bernischen Kraftwerke AG Innen-

impedanzmessungen mit einem besonders entwickelten Messgerät [5] in Niederspannungsnetzen der BKW durchgeführt.

Die im Aufsatz verwendeten Formelzeichen sind im Anhang zusammengestellt.

## 2. Mess- und Rechenmethode

### 2.1 Messung der Impedanzen

An jedem Knoten werden die Impedanzen  $\underline{Z}_{2p}$  zwischen den Aussenleitern und  $\underline{Z}_{1p}$  zwischen Aussen- und Mittelleiter gemessen. Da für generatorferne Niederspannungsnetze die Mitimpedanz  $\underline{Z}_1$  gleich der Gegenimpedanz  $\underline{Z}_2$  ist, lassen sich die Mit- und Nullimpedanzen nach folgenden Beziehungen bestimmen:

$$\underline{Z}_{1M} = \underline{Z}_{2M} = \underline{Z}_{2p}/2 \quad (1)$$

$$\underline{Z}_{0M} = 3 \underline{Z}_{1p} - \underline{Z}_{2p} \quad (2)$$

### 2.2 Berechnung der Impedanzen

Die Berechnung der Mitimpedanz  $\underline{Z}_{1R}$  erfolgt nach Angaben der BKW. Für nicht erfassbare Übergangswiderstände an Sicherungen und Klemmen wird nach [6] pauschal ein Wert zugeschlagen.

Analog wird bei der Nullimpedanz ein entsprechender Wert als Übergangswiderstand jedem Zweig zugeschlagen. Die Berechnung der Nullimpedanz  $\underline{Z}_{0R}$  der Kabel und Freileitungen erfolgt nach zwei Näherungsverfahren:

- Nach VDE 0102 (alt) [2] ergibt sich für die Nullimpedanz:

$$R_{0L} = R_L + 3 R_{NL} \quad (3)$$

$$X_{0L} \approx 3 X_L \quad (\text{bei Kabel}) \quad (4)$$

$$X_{0L} \approx 4 X_L \quad (\text{bei Freileitungen}) \quad (5)$$

- In [3] wird die Berechnung der Kabelnullimpedanz unter Berücksichtigung der Erdrückleitung und sonstiger am Rückstrom beteiligter Leiter entsprechend VDE 0102 (neu) [1] angegeben. Dieses Verfahren kann sinngemäss auch auf Freileitungen übertragen werden, wobei eine Eindringtiefe  $D_E$  des Erdrückstroms von 930 m und ein spezifischer Erdwiderstandsbelag von erstens  $R'_E = 50 \text{ m}\Omega/\text{km}$  und zweitens  $R_E' \rightarrow \infty$  angenommen wird.

<sup>1)</sup> Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.

### 2.3 Bestimmung der Kurzschlußströme

In der Berechnung der Kurzschlußimpedanz nach [1] werden Übergangswiderstände an Sicherungen und Klemmen vernachlässigt. Statt dessen werden diese Einflüsse durch die Faktoren  $c_{\max} = 1,0$  für den grössten und  $c_{\min} = 0,95$  für den kleinsten Kurzschlußstrom erfasst.

Der drei- und einpolige Kurzschlußstrom berechnen sich aus den Betriebsdaten zu

$$I_{k3pR} = \underline{E}_1 / \underline{Z}_{1R} \quad (6)$$

$$I_{k1pR} = 3\underline{E}_1 / (2\underline{Z}_{1R} + \underline{Z}_{0R}) \quad (7)$$

mit  $\underline{E}_1 = \underline{U}_{NT}/\sqrt{3}$ .  $\underline{U}_{NT}$  ist hierbei die Nennspannung der Unterspannungsseite des Transformators.

Die entsprechenden gemessenen Werte betragen

$$I_{k3pM} = \underline{U}_M / \underline{Z}_{1M} \quad (8)$$

$$I_{k1pM} = 3\underline{U}_M / (2\underline{Z}_{1M} + \underline{Z}_{0M}) \quad (9)$$

mit der gemessenen Phasenspannung  $\underline{U}_M$ .

Aus diesen Gleichungen wird das Verhältnis «gemessener zu berechnetem Kurzschlußstrom» gebildet.

$$c_3 = \frac{|I_{k3pM}|}{|I_{k3pR}|} = \frac{|\underline{U}_M \underline{Z}_{1R}|}{|\underline{E}_1 \underline{Z}_{1M}|} \quad (10)$$

$$c_1 = \frac{|I_{k1pM}|}{|I_{k1pR}|} = \frac{|\underline{U}_M|}{|\underline{E}_1|} \cdot \frac{2\underline{Z}_{1R} + \underline{Z}_{0R}}{2\underline{Z}_{1M} + \underline{Z}_{0M}} \quad (11)$$

Die Faktoren  $c_3$  und  $c_1$  sind in den Fig. 6 und 7 in Abhängigkeit von den gemessenen Kurzschlußströmen aufgetragen. Bei der Kurzschlußstromberechnung wird die Spannung an der Fehlerstelle mit diesen Werten multipliziert; deshalb kann  $c$  als Spannungsfaktor bezeichnet werden.

### 3. Nullimpedanzen von Kabeln und Freileitungen

Wird die Nullimpedanz mit Erdrückleitung in der komplexen  $Z_0$ -Ebene in Abhängigkeit von der Eindringtiefe  $D_E$  und vom Widerstandsbelag der Erdrückleitung  $R'_E$  dargestellt, so ergibt sich ein System orthogonaler Kreisbögen, was Fig. 1 für das Kabel verdeutlicht.

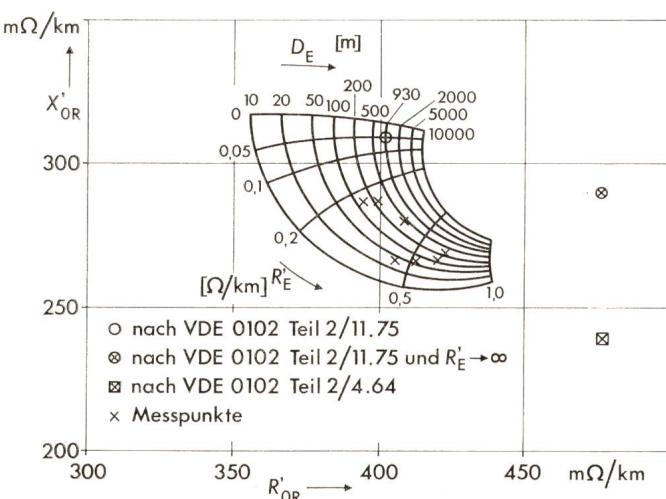


Fig. 1 Berechneter Reaktanzbelag  $X'_OR$  des Nullsystems für Kabel TT 4 × 240 mm<sup>2</sup> Al(se) in Abhängigkeit vom berechneten Resistanzbelag  $R'_OR$  des Nullsystems

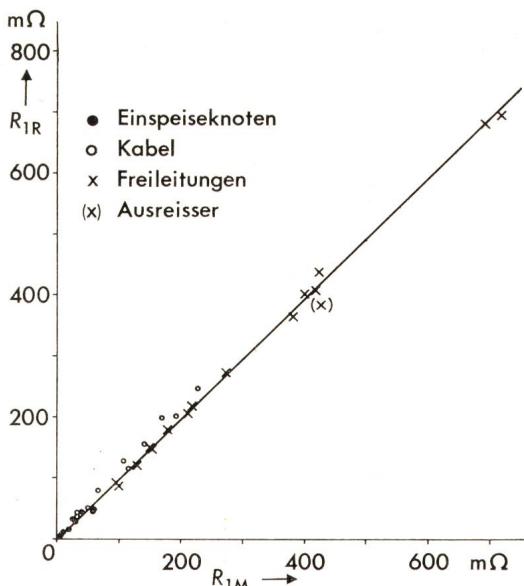


Fig. 2 Berechnete Resistenz  $R_1R$  des Mitsystems in Abhängigkeit von der gemessenen Resistenz  $R_1M$

Ausgleichsgerade [mΩ]

$$R_1R = -0,58 + 1,106 R_1M \text{ (Kabel, nicht eingetragen)}$$

$$R_1R = -3,06 + 0,989 R_1M \text{ (Freileitung)}$$

Die gemessenen Nullimpedanzen sind durch Kreuze ( $\times$ ) kenntlich gemacht. Wie in [4] dargestellt, entspricht jedes Kreuz zunächst einem Wertepaar  $R'_0$ ,  $X'_0$ , dann auch einem Wertepaar  $D_E$ ,  $R'_E$  für das zylindrische Erdstromfeld. Beim spezifischen Erdwiderstand von 100 Ωm gilt bei Vernachlässigung der Erdübergangswiderstände  $D_E = 930$  m und  $R'_E = 50$  mΩ/km [1]. Das abgelesene Wertepaar ist daher als Ersatzwert  $D_{EE}$ ,  $R'_{EE}$  anzusehen, in denen auch die Übergangs-widerstände berücksichtigt sind.

Bei der Berechnung der Nullimpedanz von Kabeln und Freileitungen werden nach [3] die Erdübergangswiderstände  $R_{ü1}$  am Leitungsanfang und  $R_{ü2}$  am Leitungsende durch einen auf die Leitungslänge  $l$  bezogenen Zuschlag zum Erdwiderstandsbelag berücksichtigt.

$$R'_{EE} = R_{ü1} + R_{ü2} = (R_{ü1} + R_{ü2})/l + \omega\mu_0/8 \quad (12)$$

Aus den Werten  $R'_{EE}$ , die mittels den gemessenen Nullimpedanzen bestimmt werden, lässt sich mit Hilfe von Gl. (12)  $R_{ü1} = R_{ü2}$  bestimmen.

### 4. Ergebnisse der Untersuchung

Es wurden insgesamt an 38 Knotenpunkten, davon 9 Einspeisepunkten, Messungen durchgeführt, wobei 20 Messungen in Freileitungsnetzen stattfanden. Die Ergebnisse sind stets für Freileitungs- und Kabelnetze getrennt aufgeführt, da sie sich stark unterscheiden.

Die in den Fig. 2 bis 5 angegebenen Ausgleichsgeraden wurden nach dem Prinzip der kleinsten Abstandsquadrate bestimmt, da sowohl die Abszissenwerte als auch die Ordinatenwerte fehlerbehaftet sind. Für die Mit- und Nullimpedanzen können Streubereiche (schräffierter Bereich) des Verfahrens angegeben werden, die durch die unvermeidlichen Rechen- und Messfehler entstehen. In den Fig. 2 und 3 sind diese vernachlässigbar klein.

#### 4.1 Vergleich der Mitimpedanzen

In Fig. 2 und 3 sind die für das Mitsystem berechneten Resistenzen und Reaktanzen über den entsprechenden gemessenen Werten aufgetragen.

Die Kabelresistenzen und -reaktanzen werden nach Abzug der konstanten Glieder bei den Gleichungen der Ausgleichsgeraden um 10,6 % bzw. 3,6 % zu gross berechnet. Ein Einfluss der Verbraucher auf die Mitimpedanz wird nicht die Ursache sein, da die Belastung der untersuchten Netze nicht so gross ist, dass die Impedanzen dadurch merklich beeinflusst werden. Der Grund für diese Abweichungen bei der Resistenz liegt in den Übergangswiderständen an Sicherungen und Klemmen, die mit  $1,5 \text{ m}\Omega$  [6] pauschal bei der Rechnung jedem Kabelzweig zugeschlagen werden (etwa  $1,5 \text{ m}\Omega/200 \text{ m}$  Kabellänge). Diese Impedanzen wirken sich besonders bei Knoten in Strahlennetzen aus, die über mehrere Kabelzweige mit dem Einspeisepunkt verbunden sind. Analoges gilt auch für die Freileitungsimpedanzen (1,1% bzw. 3,5% zu klein berechnet), jedoch sind die pauschal addierten Werte der Übergangswiderstände je Messpunkt (etwa  $1,5 \text{ m}\Omega/225 \text{ m}$  Freileitungslänge) etwas zu gering.

#### 4.2 Vergleich der Nullimpedanzen

In Fig. 4 und 5 sind die für das Nullsystem berechneten Resistenzen bzw. Reaktanzen mit Berücksichtigung der Erde als Rückleiter über den entsprechenden mittelbar gemessenen aufgetragen.

Im Gegensatz zu den Messungen in Kabelnetzen, wo jeder Messort auch gleichzeitig geerdet ist und darüber hinaus die Erdungsmöglichkeiten günstiger sind, ist in Freileitungsnetzen diese Voraussetzung nicht gegeben. Aus diesem Grunde wird dort die Auswertung für das Nullsystem sowohl für  $R_E' = 50 \text{ m}\Omega/\text{km}$  als auch für  $R_E' \rightarrow \infty$  durchgeführt.

Die Ausgleichsgeraden durch die Messpunkte lauten, ohne Berücksichtigung der Ausreisser:

Für Kabel: nach VDE 0102 (alt)

$$R_{0R} = -18,17 \text{ m}\Omega + 1,489 R_{0M} \quad (13)$$

$$X_{0R} = -2,31 \text{ m}\Omega + 0,888 X_{0M} \quad (14)$$

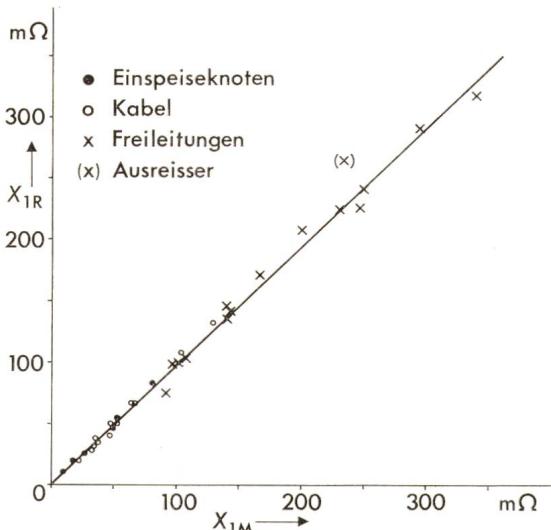


Fig. 3 Berechnete Reaktanz  $X_{1R}$  des Mitsystems in Abhängigkeit von der gemessenen Reaktanz  $X_{1M}$

Ausgleichsgerade [ $\text{m}\Omega$ ]

$$X_{1R} = -1,45 + 1,036 X_{1M} \text{ (Kabel, nicht eingetragen)}$$

$$X_{1R} = -2,07 + 0,965 X_{1M} \text{ (Freileitung)}$$

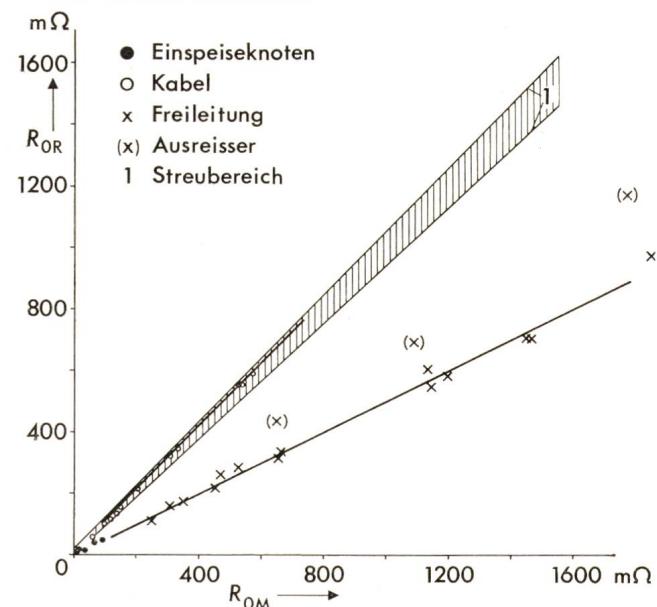


Fig. 4 Berechnete Resistenz  $R_{0R}$  des Nullsystems in Abhängigkeit von der gemessenen Resistenz  $R_{0M}$  [1]

Ausgleichsgerade [ $\text{m}\Omega$ ]

$$R_{0R} = 0,66 + 1,037 R_{0M} \text{ (Kabel)}$$

$$R_{0R} = 1,66 + 0,497 R_{0M} \text{ (Freileitung)}$$

und nach VDE 0102 (neu)

$$R_{0R} = -0,66 \text{ m}\Omega + 1,037 R_{0M} \quad (15)$$

$$X_{0R} = -14,96 \text{ m}\Omega + 1,495 X_{0M} \quad (16)$$

Für Freileitungen: nach VDE 0102 (neu); mit  $R_E' = 50 \text{ m}\Omega/\text{km}$

$$R_{0R} = -1,66 \text{ m}\Omega + 0,497 R_{0M} \quad (17)$$

$$X_{0R} = -31,69 \text{ m}\Omega + 1,184 X_{0M} \quad (18)$$

und nach VDE 0102 (neu); mit  $R_E' \rightarrow \infty$

$$R_{0R} = -40,10 \text{ m}\Omega + 1,147 R_{0M} \quad (19)$$

$$X_{0R} = -37,71 \text{ m}\Omega + 1,459 X_{0M} \quad (20)$$

Die Kabelresistenzen werden nach beiden Methoden stets zu gross bestimmt, bei dem bisherigen Verfahren beträgt die Abweichung 48,9% gegenüber nur noch 3,7% nach der neuen Vorschrift. Dies ist durch die Berücksichtigung der Erde und des Bleimantels (beim PPb-Kabel) als zusätzliche Rückleiter bedingt, die eine Verringerung der Nullresistenz in Fig. 1 bewirken, wodurch Gl. (15) zu besseren Ergebnissen führt.

Die Kabelreaktanzen werden nach Gl. (14) im Mittel um 11,2% zu klein und nach Gl. (16) um 49,5% zu gross bestimmt. Wird eine Ausgleichsgerade getrennt für die beiden vorkommenden Kabeltypen bestimmt, so zeigt sich, dass die Abweichung zwischen Messung und Rechnung nach [1] beim TT-4×240 mm<sup>2</sup>-Al-Kabel nur 5,4% beträgt, im Gegensatz zu 72% beim PPb-4×50 mm<sup>2</sup>-Cu-Kabel. Dies hat seine Ursache darin, dass die Erdübergangswiderstände eine Reduzierung des  $X_0/X_L$ -Verhältnisses bewirken, die bei Kabeln mit kleinen Querschnitten besonders ausgeprägt ist.

Die Freileitungsresistenzen werden nach Gl. (17) um 50,3% zu klein berechnet, entgegen 14,7% zu gross nach Gl. (19). Dies steht im Gegensatz zu den Ergebnissen aus den Kabelmessungen.

### 4.3 Eindringtiefe

Werden die nach Abschnitt 3 ermittelten Ersatzeindringtiefen  $D_{EE}$  der einzelnen Messungen auf die jeweilige Leitungslänge  $l$  bezogen ( $d'_{EE} = D_{EE}/l$ ), so ergeben sich folgende Mittelwerte:

$$\text{Für Kabel } d'_{EE} = 0,48 \quad (21)$$

$$\text{Für Freileitung: } d'_{EE} = 0,46 \quad (22)$$

Eine Abhängigkeit der Ersatzeindringtiefe  $D_{EE}$  von der Leitungslänge  $l$  lässt sich nicht ableiten, jedoch kann bei den Kabelmessungen eine Zuordnung zwischen längenbezogener Ersatzeindringtiefe  $d'_{EE}$  und der Bodenbeschaffenheit festgestellt werden, wie Tabelle I zeigt.

Bei früher durchgeföhrten Messungen ergaben sich folgende Werte:

$$d'_{EE} = 0,099 \text{ Ackerboden, Nulleitervermaschung [4]}$$

$$d'_{EE} = 0,004 \text{ stark salzhaltiger Boden, Nordsee}$$

Es zeigt sich, dass die Eindringtiefe u. a. eine Funktion der Bodenbeschaffenheit ist und wesentlich grössere Werte in Gebirgsgegenden zu erwarten sind als z. B. im norddeutschen Raum oder in Städten.

### 4.4 Erdübergangswiderstand $R_{ü1}$

Für die nach Abschnitt 3 ermittelten Erdübergangswiderstände ergeben sich folgende Mittelwerte:

$$\text{Für Kabel: } R_{ü1} = 71 \text{ m}\Omega \text{ (März)}$$

$$\text{Für Freileitung: } R_{ü1} = 491 \text{ m}\Omega \text{ (März)}$$

Im Gegensatz hierzu stehen Ergebnisse aus früheren Kabelmessungen.

$$R_{ü1} = 8 \text{ m}\Omega \text{ Ackerboden, Nulleitervermaschung [4]}$$

$$R_{ü1} = 32 \text{ m}\Omega \text{ stark salzhaltiger Boden, Nordsee}$$

Die ermittelten Werte entsprechen nicht dem Widerstand eines Einzelerders am Anfang oder Ende einer Leitung, sondern stellen einen Ersatzerdübergangswiderstand dar, welcher eine

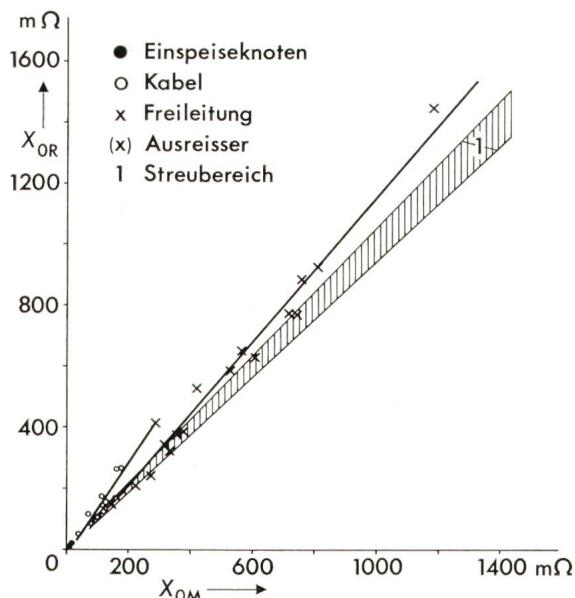


Fig. 5 Berechnete Reaktanz  $X_{0R}$  des Nullsystems in Abhängigkeit von der gemessenen Reaktanz  $X_{0M}$  [1]

Ausgleichsgerade [mΩ]

$$X_{0R} = -14.96 + 1,495 X_{0M} \text{ (Kabel)}$$

$$X_{0R} = -31.69 + 1,184 X_{0M} \text{ (Freileitung)}$$

Gemittelte längenbezogene Ersatzeindringtiefen  $d'_{EE}$  der Kabelmessungen

Tabelle I

$d'_{EE}$	Struktur	Ort
0,81	ländlich, Kies, Sandstein, Humus, felsiger Untergrund	Rapperswil (BE)
0,54	städtisch, Kies, Sand, felsiger Untergrund	Gstaad
0,21	ländlich, Kies, Flussniederung, felsiger Untergrund	Kiesen (BE)

Funktion der gesamten Erdungsanlage des Netzgebietes ist. Durch Nulleitervermaschung (Kabelmantel, fremde Nulleiter, Wasserrohrnetz) können diese Widerstände Werte von  $100 \text{ m}\Omega$  und darunter annehmen. Aus diesem Grunde liefern die Messungen, die in Gstaad durchgefördert wurden, die kleinsten Werte mit  $R_{ü1} = 57 \text{ m}\Omega$ . Werden die Ergebnisse der Freileitungs- und Kabelmessungen verglichen, wobei der Vergleich auf die Messungen in den Alpen aufgrund ähnlicher Bodenverhältnisse beschränkt bleibt, so zeigt sich, dass die Ersatzerdübergangswiderstände in Freileitungsnetzen im Mittel um den Faktor 7 grösser sind.

Eine generelle Aussage als Folge der durchgeförderten Untersuchung ist zwar auf Grund der statistischen Unsicherheit nicht möglich, jedoch lassen sich folgende zwei Merkmale feststellen:

- Freileitungsnetze werden in der Regel in dünn besiedelten Gegenden installiert, im Gegensatz zu Kabelnetzen.

- Dünn besiedelte Regionen haben zur Folge, dass der Quotient aus tatsächlicher und rechnerisch ermittelter Nullimpedanz wegen der schlechten Erdungsmöglichkeiten nahezu 1 ist. Er wird beeinflusst durch Metallteile im Boden, wie Schienen, Wasserrohre und Fundamente.

Ein bestimmter Knotenpunkt eines Freileitungsnetzes ist mit und ohne angeschlossener Erdung gemessen worden, wobei 20...30 m hinter dem Freileitungsmast ein Bauernhof versorgt wird, der seinerseits über eine Erdung verfügt. Bei offener Erdung lässt sich ein Wert von  $R_{ü1} = 0,9 \Omega$  bestimmen, der dem Erdungswiderstand des Hauses zugeordnet werden muss. Bei eingelegter Erdung ergibt sich für die Parallelschaltung der beiden Erdungswiderstände  $R_{ü1} = 0,8 \Omega$ . Aus diesen Angaben lässt sich der Erdungswiderstand des Freileitungsmastes mit  $7,2 \Omega$  bestimmen. Nachmessungen mit einem Erdungsmessgerät haben einen Wert von  $10 \Omega$  ergeben. Die Übereinstimmung des Ergebnisses darf in Anbetracht der Mess- und Rechenverfahren als genügend genau angesehen werden.

### 4.5 Vergleich der Kurzschlußströme

In Westdeutschland interessiert der grösste Kurzschlußstrom (meist dreipolig) in erster Linie für die Dimensionierung der elektrischen Anlagen in Niederspannungs-Transformatorstationen, wohingegen der kleinste Kurzschlußstrom (meist einpolig) zur Einhaltung der Nullungsbedingungen besonders in Netzausläufern von Interesse ist. Im Gegensatz dazu ist in der Schweiz die Berechnung des kleinsten und des grössten Kurzschlußstroms im gesamten Niederspannungsnetz für ein-, zwei- und dreipolige Fehler erforderlich. Die folgende Ausführung beschränkt sich auf die in Westdeutschland üblichen Verhältnisse.

#### 4.5.1 Grösste Kurzschlußströme

Beim dreipoligen Kurzschlußstrom, der meist als grösster Kurzschlußstrom interessiert, liegt  $c_3$  nach Gl. 10 bei den Messungen in Kabelnetzen im Bereich  $0,85 \leq c_3 \leq 1,19$  (Fig. 6); der Mittelwert beträgt  $\bar{c}_3 = 1,00$  bei einer mittleren quadratischen Abweichung von  $s_3 = 0,10$ . Nur 11 von 18 Ergebnissen liegen auf der sicheren Seite von dem in [1] festgelegten  $c_{\max}$  (vgl. Abschnitt 2.3). Als Folge der kleinen Impedanzen und der beachtlichen Einflüsse von Vorbelastung, Toleranzen, LeiterTemperatur usw. ergeben sich bei der Berechnung der Fehlerströme grosse Unsicherheiten, was sich in einer grossen Streuung dieser Werte ausdrückt.

Bei den Messungen in Freileitungsnetzen liegt  $c_3$  im Bereich  $0,82 \leq c_3 \leq 1,13$ ; der Mittelwert beträgt  $\bar{c}_3 = 0,92$  bei einer mittleren quadratischen Abweichung von  $s_3 = 0,07$ . Für den grössten Kurzschlußstrom liegen nur 3 Ergebnisse von 20 auf der unsicheren Seite. Bei der Bestimmung des grössten Kurzschlußstroms berücksichtigt der Faktor  $c_{3\max} = 1,0$  nicht erfassbare Verbrauchereinflüsse und Übergangswiderstände an Kontakten und Sicherungen; daraus folgt, dass in Freileitungsnetzen diese Einflüsse grösser sind als in Kabelnetzen und der Wert  $c_3 = 1,0$  auch für kleine dreipolige Kurzschlußströme in Freileitungsnetzen ausreichend ist.

#### 4.5.2 Kleinste Kurzschlußströme

Für den zweipoligen Kurzschlußstrom kann Fig. 6 wegen  $Z_1 = Z_2$  bei geänderter Abszisseneinteilung verwendet werden. Bei den Kabelmessungen wird  $c_{2\min} < 0,95$  in 7 Fällen unter-

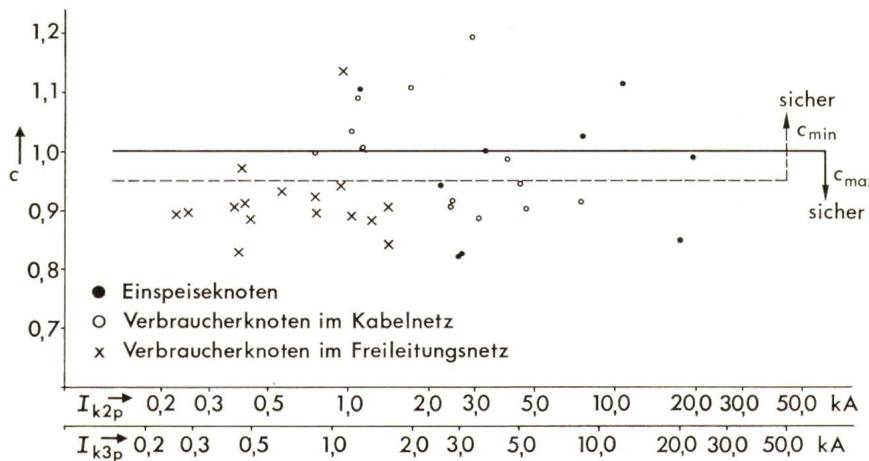


Fig. 7  
Spannungsfaktor  $c_1$  in Abhängigkeit vom einpoligen Kurzschlußstrom

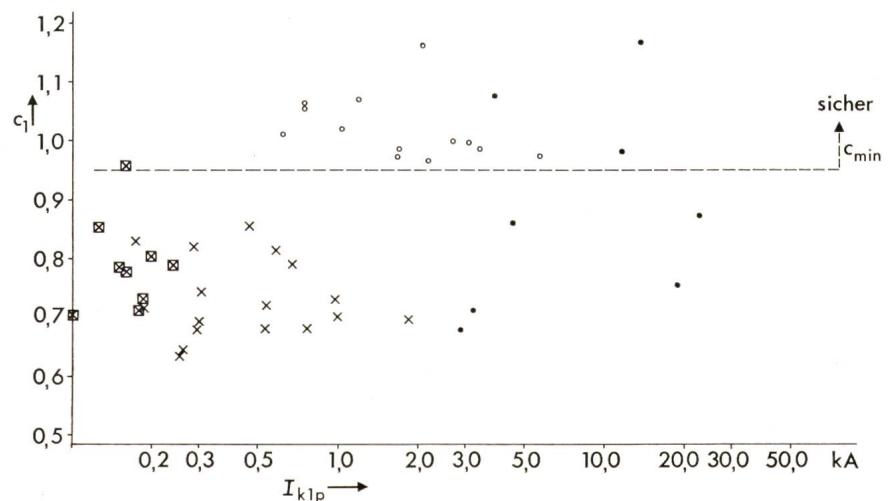
- Einspeiseknoten
- Verbraucherknoten in Kabelnetzen
- × Verbraucherknoten in Freileitungsnetzen
- ◻ Freileitungsmessungen des VDEW

schriften. Im Gegensatz hierzu liegt der Mittelwert  $\bar{c}_2$  mit 0,92 bei den *Freileitungsmessungen* auch für kleine Ströme auf der unsicheren Seite. Da jedoch der einpolige Kurzschlußstrom (ausser in der Nähe von Dz- und Yz-Transformatoren) in Netzen stets kleiner ist, sind die Werte für  $c_2$  nicht kritisch.

Der einpolige Kurzschlußstrom ist meist als kleinster Kurzschlußstrom von Interesse. Die Werte für  $c_1$  gehen aus Tabelle II hervor. In Fig. 7 ist der Faktor  $c_1$  nach [1] in Abhängigkeit vom gemessenen einpoligen Kurzschlußstrom  $I_{k1p}$  aufgetragen. Der Faktor  $c_{1\text{Kabel}} = c_{1\min}$  wird nach beiden Rechenverfahren nur in zwei Fällen unterschritten. Werden nur die Kurzschlußströme an den Verteilerknoten miteinander verglichen und nach den verwendeten Kabeltypen gegliedert, so unterscheiden sich die Werte  $c_1$  für grosse Querschnitte kaum, da bei diesen Kabeltypen die Nullimpedanzverhältnisse gegen die Werte  $R_{0L}/R_L = 4$  und  $X_{0L}/X_L = 3$  streben. Hinzu kommt, dass die Nullresistenz in der Größenordnung der Nullreaktanze liegt, und somit die Beträge der Kabelnullimpedanzen nach beiden Rechenverfahren etwa den gleichen Wert haben. Dies trifft für kleine Kabelquerschnitte nicht mehr zu, wodurch sich die Faktoren auch stärker unterscheiden.

Fig. 7 zeigt, dass sämtliche Messergebnisse der Freileitungsnetze nach [3] (Rückleitung über Erde), mit Ausnahme der Einspeisepunkte, auf der unsicheren Seite liegen, was durch die eingetragenen früheren Messungen der VDEW bestätigt wird. Wie bereits gezeigt, sind die Erdungsverhältnisse in den untersuchten Freileitungsnetzen wesentlich ungünstiger als in den Kabelnetzen. Die Berechnung nach [3] (Rückleitung über

Fig. 6  
Spannungsfaktor  $c$  in Abhängigkeit vom drei- und zweipoligen Kurzschlußstrom



	Bestimmung nach VDE 0102 (alt)		Bestimmung nach VDE 0102 (neu) **)	
	$\bar{c}_1$	$s_1$	$\bar{c}_1$	$s_1$
Kabel PPb $4 \times 50 \text{ mm}^2$ (ohne Einspeisepunkt)	1,23	0,08	1,07	0,06
Kabel TT $4 \times 240 \text{ mm}^2$ (ohne Einspeisepunkt)	1,00	0,02	0,98	0,01
Kabel insgesamt (mit Einspeisepunkt)	1,09	0,16	1,03	0,13
Freileitung (ohne Einspeisepunkt)	1,01	0,09 *)	0,73	0,07
Freileitung insgesamt (mit Einspeisepunkt)	0,97	0,13 *)	0,75	0,09

\*) Nach VDE 0102 (neu) ohne Berücksichtigung der Erde als Rückleiter

\*\*) Mit Rückleitung über Erde

Erde) führt daher zu unsicheren Ergebnissen, wenn kleinste Kurzschlußströme bestimmt werden, da hierbei in Gl. (12)  $R_{\ddot{u}1} = 0$  eingesetzt wird.

Die Bestimmung des Faktors  $c_1$  ohne Berücksichtigung der Erde als Rückleiter liefert mit  $\bar{c}_1 = 1,01$  (ohne Einspeisepunkte) Ergebnisse, die im Mittel auf der sicheren Seite liegen.

## 5. Schlussfolgerung

Als Ergebnis aus diesen Untersuchungen kann festgestellt werden, dass die Mitimpedanz mit Hilfe der zur Verfügung stehenden Betriebsdaten ausreichend genau bestimmt werden kann.

Die längenbezogenen Werte der Ersatzeindringtiefen  $d'_{EE} = D_{EE}/l$  zeigen die beiden Netztypen (Kabel, Freileitung) die gleiche Größenordnung, jedoch weichen die ermittelten Ersatzerübergangswiderstände sehr stark voneinander ab. Während sich in Kabelnetzen als Mittelwert  $R_{\ddot{u}1} = 71 \text{ m}\Omega$  ergibt, beträgt bei den Freileitungsnetzen der mittlere Widerstand  $R_{\ddot{u}1} = 491 \text{ m}\Omega$ .

Dieser Unterschied bedingt, dass die Bestimmung der Nullimpedanz und daraus des einpoligen Kurzschlußstroms bei Freileitungen unter Voraussetzung  $D_E = 930 \text{ m}$ ,  $R_E' = 50 \text{ m}\Omega/\text{km}$  zu grösseren Abweichungen von den tatsächlichen Strömen führt, die bei der Berechnung des kleinsten Kurzschlußstroms auf der unsicheren Seite liegen. Es ist daher günstiger, zur Bestimmung des kleinsten Kurzschlußstroms in Freileitungsnetzen, ähnlich wie in VDE 0102 Teil 2/11.75, Abschnitt 13, Tabelle 9, mit der Nullimpedanz  $Z_0$  ohne Rückleitung über Erde zu rechnen; der Wert  $c_1 = 0,95$  kann dann beibehalten werden. Für die Bestimmung des grössten Kurzschlußstroms trifft der Faktor  $c_3 = 1,0$  auch für kleine Kurzschlußströme zu, so dass hier die Bemessung nach VDE 0102 (neu) ausreichend sicher ist.

Bei der Berechnung des kleinsten Kurzschlußstroms in Kabelnetzen zeigt sich, dass die Berechnung der Kabelnullimpedanz unter Berücksichtigung der Erde als zusätzlichem Rückleiter besonders für Kabelquerschnitte  $q \leq 95 \text{ mm}^2 \text{ Cu}$  wesentlich günstigere Werte liefert als die Bestimmung nach der alten Ausgabe von VDE 0102. Bei der Bestimmung des kleinsten Kurzschlußstroms muss nach VDE 0102 die Kurzschlussimpedanz bei erhöhter Temperatur eingesetzt werden.

Um den Umfang der Tabellen klein zu halten, können die Nullimpedanzverhältnisse  $R_{0L}/R_L$  und  $X_{0L}/X_L$  bei 20 °C auch bei erhöhter Temperatur verwendet werden. Der dadurch verursachte Fehler bei der Berechnung des Kurzschlußstroms bleibt unter 3 %, was sich durch Nachrechnungen ergeben hat.

## Anhang: Bedeutung der Formelzeichen

$Z_{2p}$	Schleifenimpedanz Phase – Phase
$Z_{1p}$	Schleifenimpedanz Phase – Mittelleiter
$Z_{1M}, Z_{2M}, Z_{0M}$	Messwert der Mit-, Gegen- und Nullimpedanz
$R_{1M}, X_{1M}$	Messwert der Mitresistanz, -reaktanz
$R_{0M}, X_{0M}$	Messwert der Nullresistanz, -reaktanz
$Z_{1R}, Z_{0R}$	Rechenwert der Mit- und Nullimpedanz
$R_{1R}, X_{1R}$	Rechenwert der Mitresistanz, -reaktanz
$R_{0R}, X_{0R}$	Rechenwert der Nullresistanz, -reaktanz
$R_L, X_L$	Mitresistanz, -reaktanz von Leitungen
$R_{0L}, X_{0L}$	Nullresistanz, -reaktanz von Leitungen
$R_{NL}$	Resistenz des Nulleiters
$I_{k1pM}, I_{k3pM}$	ein- und dreipoliger Kurzschlußstrom (Messwert)
$I_{k1pR}, I_{k3pR}$	ein- und dreipoliger Kurzschlußstrom (Rechnung)
$c_1, c_2, c_3$	Verhältnis «gemessener zu berechnetem Kurzschlußstrom», ein-, zwei-, dreipolig
$s_1, s_3$	Standardabweichung von $c_1, c_3$
$U_{NT}$	Nennspannung der Unterspannungsseite des Niederspannungstransformators
$U_M$	Phasenspannung (Messwert)
$E_1$	Leerlaufspannung des Netzes
$D_E$	Eindringtiefe des Rückstroms im Erdreich unter der Annahme eines zylindrischen Stromfeldes
$R_E'$	Widerstandsbelag der Erdrückleitung
$D_{EE}, R'_{EE}$	Ersatzwerte der Eindringtiefe bzw. des Erdwiderstandsbelages
$d'_{EE}$	auf die Leitungslänge $l$ bezogene Ersatzeindringtiefe $D_{EE}$
$R_{\ddot{u}1}, R_{\ddot{u}2}$	Erdübergangswiderstand am Ende oder Anfang einer Leitung, konzentriert angenommen
$R_{\ddot{u}'}$	auf die Leitungslänge $l$ bezogener Erdübergangswiderstand $R_{\ddot{u}1}$

## Literatur

- [1] VDE-Leitsätze für die Berechnung der Kurzschlußströme, Drehstromanlagen mit Nennspannungen bis 1000 V. DIN 57 102 Teil 2/VDE 0102 Teil 2/11.75.
- [2] VDE-Leitsätze für die Berechnung der Kurzschlußströme, Drehstromanlagen mit Nennspannungen bis 1000 V. VDE 0102 Teil 2/4.64.
- [3] G. Balzer und R. Gretsch: Impedanzen und Kurzschlußströme in Niederspannungsnetzen. ETZ-A 95(1974), S. 323...332.
- [4] G. Balzer: Innenimpedanzen in einem strahlenförmig betriebenen 0,4-kV-Maschenennetz. ETZ-A 96(1975), S. 258...260.
- [5] R. Gretsch: Messgerät zur Bestimmung des komplexen Innenwiderstandes in Niederspannungsnetzen. ETZ-A 91(1970), S. 526...527.
- [6] G. Winkler: Einflussgrößen bei der Berechnung von Fehlerströmen in Niederspannungsanlagen. Teil 1. Elektrotech 17(1963), S. 187...191.
- [7] G. Hosemann: Aus der Praxis der Kurzschlußstromberechnung. In: Symposium Analyse und Synthese elektrischer Netze, Bukarest 1967. Bericht 3.8.
- [8] G. Balzer: Nullimpedanzen von Kabel- und Freileitungsnetzen zur Einhaltung der Nullungsbedingungen. Etz-b 28(1976)6/1., S. 175...180.

## Adresse des Autors

Dipl. Ing. G. Balzer, wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Elektrische Energieversorgung, TH Darmstadt, Schlossgraben 1, D-6100 Darmstadt.

# Der Kurzschluss-Schutz PVC-isolierter Leiter durch Leitungsschutzschalter und Sicherungen

Von J. Kirchdorfer

621.316.573: 621.316.91: 621.315.616.9

Im Zusammenhang mit der internationalen Einführung harmonisierter Vorschriften für die Belastbarkeit isolierter Leitungen gewinnt auch die Koordination der Schutzgeräte international erhöhte Bedeutung. Aus diesem Grund wird in der CEI von einer Arbeitsgruppe des Fachkomitees für Leitungsschutzschalter, dem SC 23E, zurzeit die Frage der Koordination von LS-Schaltern mit anderen Einrichtungen zur Gewährleistung eines Kurzschluss-Schutzes behandelt. Die Schweiz partizipiert an dieser Arbeit. Die vorliegende Publikation beschäftigt sich deshalb mit den Problemen, welche beim Abschalten von Kurzschluss-Strömen durch LS-Schalter allein oder in Kombination mit Sicherungen entstehen. Sie stellt einen Beitrag zur CEI-Arbeitsgruppentätigkeit dar.

En relation avec l'introduction internationale de spécifications harmonisées concernant la charge admissible de conducteurs isolés, la coordination internationale des appareils de protection prend également une plus grande importance. C'est ainsi qu'un Groupe de Travail du Sous-Comité 23E, Disjoncteurs, de la CEI, s'occupe actuellement de la coordination des disjoncteurs de protection des conducteurs avec d'autres équipements, en vue d'assurer la protection dans le cas de courts-circuits. La Suisse participe à ce travail. Cet article concerne les problèmes que pose le déclenchement de courants de court-circuit par ces disjoncteurs seuls ou en combinaison avec des coupe-circuit. Il représente une contribution à l'activité du dit Groupe de Travail de la CEI.

## 1. Die zulässige Belastbarkeit isolierter Leitungen im Bereich von Kurzschluss-Strömen

Im Rahmen dieser Arbeit interessiert ausschliesslich die adiabatische Erwärmung des Leiters bei Belastungszeiten von Bruchteilen von Sekunden [1]<sup>1)</sup>. Berechnungsgrundlagen sind in Fig. 1 angegeben, welche die Abhängigkeit der spezifischen  $I^2t$ -Belastbarkeit von der Erwärmung darstellen. Da die Werkstoffkonstanten  $c_0$ ,  $\varrho_0$  auf eine Umgebungstemperatur von 20 °C bezogen sind, entsprechen den Erwärmungswerten  $\vartheta$  Temperaturen  $T$ , welche um 20 °C höher liegen. Will man eine Initialerwärmung des Leiters infolge einer Belastung vor dem Eintritt des Kurzschlusses berücksichtigen, so kann dies durch Differenzbildung der  $I^2t/S^2$ -Werte geschehen, welche der angenommenen Enderwärmung  $\vartheta_f$  und der Initialerwärmung  $\vartheta_i$  entsprechen. In Fig. 1 sind zwei Fälle illustriert:

Fall 1 fasst die ungünstigsten Annahmen zusammen, d. h.

- Initialerwärmung entspricht zulässiger Grenztemperatur für den Dauerbetrieb (70 °C)
- Kurzschluss-Erwärmung entspricht der zulässigen Grenztemperatur von 160 °C.

Die Grenzwerte sind den Festlegungen der für die Leiterbelastbarkeit massgebenden Dokumente CENELEC HD 25 und CENELEC/TC 20/WG 1 (SEC) 04A vom Oktober 1975 entnommen. Die Angaben der CENELEC-Dokumente basieren auf der Annahme, dass eine einmalige Belastung mit 160 °C (Belastungsdauer  $\leq 5$  s) einer Reduktion der Lebensdauer um 1% entspricht. Die Dokumente führen an, dass für Leiterquerschnitte unter 10 mm<sup>2</sup> und für sehr kurze Abschaltzeiten andere Werte erwogen werden.

Fall 2 geht von Annahmen aus, für deren Gültigkeit eine wesentlich grössere Wahrscheinlichkeit besteht, und zwar

- Initialerwärmung entspricht einer Vorbelastung mit ca. 0,8  $I_n$
- zulässige Kurzschluss-Erwärmung orientiert sich an Werten, welche für seltene Belastungsspitzen kurzer Dauer (ca. 0,05 s) Gültigkeit haben.

Für diesen Fall haben Versuche an PVC-isolierten Leitern von 1,5 mm<sup>2</sup> Querschnitt, durchgeführt von der Materialprüfanstalt des SEV, gezeigt, dass die Grenze für eine gelegentliche Belastung derartiger Leiter zwischen 55000 und 75000 A<sup>2</sup>s liegt. Dem entsprechen  $I^2t/S^2$ -Werte von ca. 25000 bis 30000 A<sup>2</sup>s/mm<sup>4</sup>.

<sup>1)</sup> Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.

Für die im Zusammenhang mit LS-Schaltern vorwiegend interessierenden, kleinen Querschnitte gibt Tabelle I eine Zusammenstellung der  $I^2t$ -Werte für die in Fig. 1 angegebenen Betrachtungsfälle.

## 2. Die möglichen Kurzschluss-Ströme an der Einbaustelle von LS-Schaltern

Die Höhe der möglichen Kurzschluss-Ströme an der Einbaustelle von LS-Schaltern hängt im wesentlichen von der Leistung der Transformatoren und dem Widerstand der bis zur Kurzschluss-Stelle vorhandenen Leitungen ab. Berechnungs-

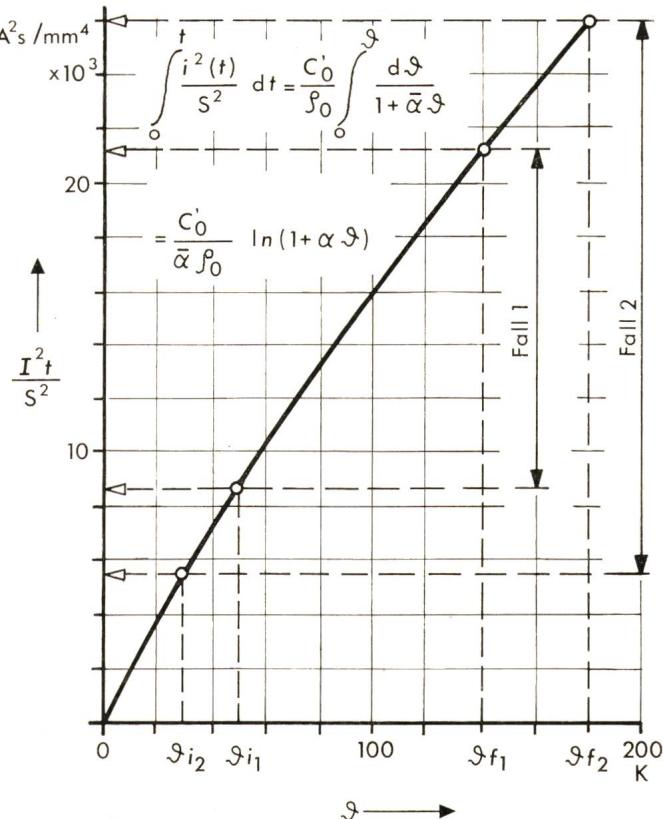
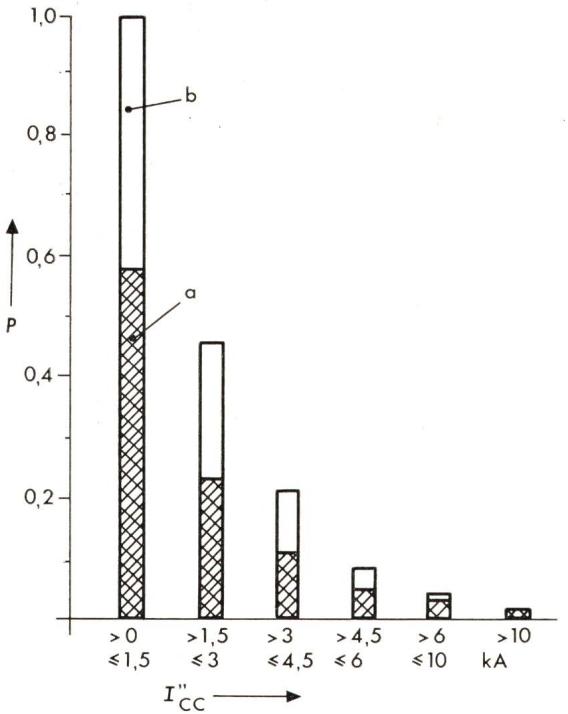


Fig. 1  $I^2t/S^2$  Belastbarkeit von Kupferleitern in Abhängigkeit von der adiabatischen Erwärmung

$\vartheta$	Erwärmung in K, bezogen auf 20 °C
$S$	Querschnitt des Kupferleiters
$\vartheta_i(\vartheta_f)$	Initial-(End-)Erwärmung
$\varrho_0$	spezifischer elektrischer Widerstand bei 20 °C
$c'_0$	spezifische Wärme bei 20 °C
$\alpha$	Temperaturkoeffizient von $\varrho$
$I$	Stromstärke



**Fig. 2 Wahrscheinlichkeit  $P$  des Auftretens von Kurzschluss-Strömen  $I''_{CC}$  einer bestimmten Größenklasse im Fall eines Kurzschlusses an den Eingangsklemmen der Leitungsschutzschalter oder Sicherungen**

a) gültig für Ströme innerhalb des angegebenen Bereiches  
b) gültig für Ströme oberhalb des angegebenen Bereiches

Grundlagen sind festgelegt [2] und für praktische Fälle in einigen Publikationen behandelt, z. B. [3; 4].

Neueste Untersuchungen über die Höhe möglicher Kurzschluss-Ströme an der Einbaustelle von LS-Schaltern zeigen, dass in 220/380-V-Netzen die überwiegende Mehrheit aller LS-Schalter an Stellen eingesetzt sind, wo der Kurzschlussstrom weniger als 3 kA erreicht [5; 6]. Eine kürzlich durchgeführte Umfrage bei schweizerischen Elektrizitätsversorgungsunternehmen ergab das in Fig. 2 dargestellte Ergebnis. Es dürfte angenähert auch für andere Länder stimmen. Neueste Veröffentlichungen über die Verhältnisse in Deutschland [3; 5] geben für den grösstmöglichen Kurzschluss-Strom bei grösseren Verbraucheranlagen Werte von 15 kA (einphasig) und 25 kA (dreiphasig) an, falls der Kurzschluss an der Einbaustelle von LS-Schaltern auftreten würde.

Obwohl nach Fig. 2 hohe Kurzschluss-Ströme nur an wenigen Stellen auftreten und demnach nur einen kleinen Anteil darstellen, muss diesem Fall gebührende Beachtung geschenkt werden. Dies u. a. auch deshalb, weil eine hohe Schaltleistung den Benutzer meist davon entlastet, aufwendige Überlegungen über die Höhe des prospektiven Kurzschluss-Stromes anstellen zu müssen. Dabei sind allerdings folgende Gesichtspunkte in die Betrachtung einzubeziehen:

2.1 Fordert man, dass die Kurzschluss-Abschaltung den nachgeschalteten Leiter vor thermischer Überlastung schützen soll, so setzt man damit voraus, dass zwischen dem LS-Schalter und der Kurzschluss-Stelle ein Stück Leiter vorhanden ist.

2.2 Es ist anzunehmen, dass bei festverlegten Leitern der Kurzschluss an einer Stelle entsteht, wo die Isolation aus installationstechnischen Gründen entfernt sein muss, z. B. an Abzweigdosen, Steckdosen oder Schaltern. Falls der Kurz-

$I^2t$ -Belastbarkeit von PVC-isolierten Kupferleitern,  
gültig für die angegebenen Werte der Initial- und Enderwärmung,  
resp. -Temperatur der Kupferader

Tabelle I

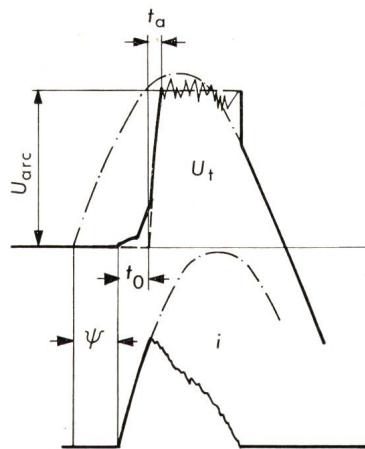
Angenommene Grenzwerte der		Belastbarkeit [ $A^2s$ ] für					
Temperatur [ $^{\circ}C$ ]		Erwärmung [K]		Querschnitte der Kupferleiter [ $mm^2$ ]			
$T_I$	$T_f$	$\vartheta_I$	$\vartheta_f$	1	1,5	2,5	4
70	160	50	140	13.000	29.250	81.250	208.000
50	200	30	180	20.500	46.130	128.000	328.000

schluss wegen eines Schadens am Isoliermantel des Leiters entsteht, kann auch der beste Schutz diesen beschädigten Leiter nicht mehr retten. Als praxikonforme Mindestlänge des Leitungsstückes zwischen der Einbaustelle des Schalters und der ersten Abzweigdose ist ein Wert von mindestens 2...4 m anzunehmen [4; 9].

2.3 Die Prüfung des Abschaltvermögens wird nach CEI in einem Prüfstromkreis vorgenommen, welcher dem Kurzschlussfall an den Klemmen des Schalters entspricht. Sie hat die Fähigkeit des Schalters nachzuweisen, einige Klemmenkurzschlüsse überstehen zu können. Im Unterschied dazu wird nach US-Prüfpraxis ein kurzes Leitungsstück mit nennstromkonformem Querschnitt gemeinsam mit dem Schalter im Prüfstromkreis eingesetzt.

Die Berücksichtigung eines Leitungsstückes zwischen der Einbaustelle des LS-Schalters und der Kurzschluss-Stelle führt zu der in Tabelle II angegebenen Reduktion des tatsächlich auftretenden Kurzschluss-Stromes gegenüber dem prospektiven Kurzschluss-Strom.

Für Kurzschlüsse an Steckdosen wurden kürzlich neue Messergebnisse publiziert [3...5]. Die ermittelten Höchstwerte liegen für einphasigen Kurzschluss zwischen ca. 2...3,6 kA, für dreiphasigen Kurzschluss zwischen ca. 5...8,2 kA. Die grösste Häufigkeit ist bei einpoligen Erdschlüssen zu verzeichnen, mit Kurzschluss-Strömen im Bereich von 500...1500 A.



**Fig. 3 Strom- und Spannungsverlauf eines strombegrenzenden LS-Schalters beim Abschalten eines Kurzschlusses**

- eingeschwungener Zustand
- für die Rechnung angenommener Verlauf der Lichtbogenspannung
- $\psi$  Draufschaltwinkel (Moment des Entstehens des Kurzschlusses)
- $t_0$  Öffnungszeit
- $t_a$  Ausbildungszeit des Lichtbogens
- $U_{arc}$  Lichtbogenspannung

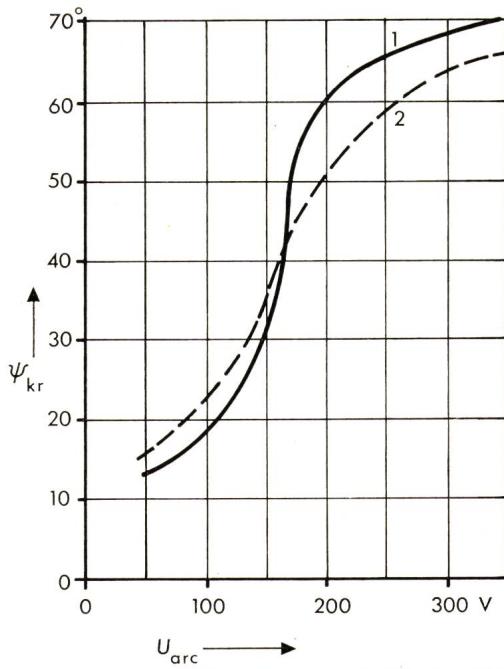


Fig. 4 Der ungünstigste Draufschaltwinkel  $\Psi_{kr}$  in Abhängigkeit von der Bogenspannung  $U_{arc}$  für folgende Parameter-Kombinationen

$$\begin{aligned} \cos\varphi &= 0,9 & U_t &= 242 \text{ V} & R_i &= 5 \text{ m}\Omega \\ \text{Kurve 1: } t_0 &= 0,8 \text{ ms} & t_A &= 1,2 \text{ ms} \\ \text{Kurve 2: } t_0 &= 1,2 \text{ ms} & t_A &= 1,6 \text{ ms} \end{aligned}$$

$R_i$  Innenwiderstand des LS-Schalters

Ergänzend ist zu vermerken, dass ein Trend zu steigenden Kurzschluss-Strömen infolge Netzverstärkung und zunehmender Vermaschung festzustellen ist.

### 3. Der Einfluss gerätespezifischer Faktoren

Für die gewählte Aufgabenstellung interessieren die beim Abschalten von Kurzschluss-Strömen zu erwartenden  $I^2t$ -Werte. Sie können für LS-Schalter unter bestimmten Voraussetzungen errechnet werden. Nimmt man den Verlauf der Lichtbogenspannung gemäß Fig. 3 an und setzt die Parameter  $\cos\varphi$ , Draufschaltwinkel  $\psi$ , Öffnungszeit  $t_0$ , Ausbildungszeit der Lichtbogenspannung  $t_A$ , Lichtbogenspannung  $U_{arc}$  und treibende Spannung  $U_t$  als gegeben voraus, so können die  $I^2t$ -Werte mittels Computer für die vielfältigsten Parameter-Kombinationen errechnet werden.

So ist es z. B. leicht möglich, den ungünstigsten Draufschaltwinkel für gewählte Parameter-Kombinationen zu ermitteln. Fig. 4 zeigt eine derartige Auswertung. Die Kurve gilt unabhängig von der Grösse des Kurzschluss-Stromes für die gewählten Parameter. Es ist jedoch zu beachten, dass sich einzelne Parameter mit der Grösse des Stromes verändern können. Dies ist z. B. für  $t_0$  der Fall, das sich wegen der Eigenblasung sowohl in Abhängigkeit von der Grösse des Kurzschluss-Stromes wie auch vom Draufschaltwinkel verändert. Fig. 5 gibt ein Beispiel davon.

Als Basis für die Beurteilung der Anforderungen zur Prüfung der  $I^2t$ -Werte von LS-Schaltern ist die Darstellung als Funktion des Draufschaltwinkels  $\psi$  von Interesse. Fig. 6 gibt eine entsprechende Illustration, die in ähnlicher Form für 1500 A auch in [7] zu finden ist. Aus dieser Darstellung lässt sich die Wahrscheinlichkeit der Belastung eines LS-Schalters mit bestimmten  $I^2t$ -Werten für bestimmte Maximalwerte der prospektiven Kurzschluss-Ströme ableiten, da man vorausset-

zen darf, dass alle Werte des Draufschaltwinkels mit gleicher Wahrscheinlichkeit auftreten. Fig. 7 gibt die aus Fig. 6 abgeleiteten Wahrscheinlichkeits-Angaben. Sie gelten angenähert für alle Schalter, welche ein Schaltvermögen von 6 kA mit einer Begrenzung der Durchlassenergie ( $I^2t$ ) auf Werte im Bereich von 30000...60000 A<sup>2</sup>s erreichen.

Einen groben Überblick über den Einfluss einiger Parameter auf die  $I^2t$ -Werte gibt Fig. 8. Die  $I^2t$ -Werte sind Maximalwerte, die mit dem ungünstigsten Winkel errechnet wurden. Sie zeigen, innerhalb welcher Grenzen die einzelnen Parameter etwa liegen müssen, wenn man bestimmte Maximalwerte der Durchlassenergie nicht überschreiten will. Als Prüfspannung wurde jeweils  $1,1 \times U_n$  angenommen. Da die Kurven für den Quotienten  $U_{arc}/\sqrt{2} \cdot U_t$  errechnet wurden, kann durch Vergrößerung der Lichtbogenspannung (um 10 %) der für die Nennspannung gültige  $I^2t$ -Wert ermittelt werden.

Tatsächlich fliessender Kurzschluss-Strom unter Berücksichtigung der Widerstände des LS-Schalters und kurzer Leitungsstücke Tabelle II

Prospektiver Kurzschlussstrom $I_{ee}''$ [A]	$\cos\varphi$	L [m]	Kurzschluss-Strom $I_{ee}$ [A] bei Verwendung von Leitern mit Querschnitt [mm <sup>2</sup> ]				
			1	1,5	2,5	4	
3.000	0,9	1	2320	2490	2660	2760	
		2	1990	2230	2480	2640	
		4	1630	1850	2180	2420	
6.000	0,7	1	3950	4450	4970	5280	
		2	3130	3740	4430	4910	
		4	2180	2790	3600	4260	
10.000	0,5	1	5590	6610	7730	8430	
		2	4070	5170	6560	7580	
		4	2580	3510	4910	6200	
angenommener Widerstand des LS-Schalters		8 m $\Omega$	6 m $\Omega$	4 m $\Omega$	3 m $\Omega$		
Nennstrom nach CEI 448		12–15 A	16–20 A	21–26 A	28–35 A		

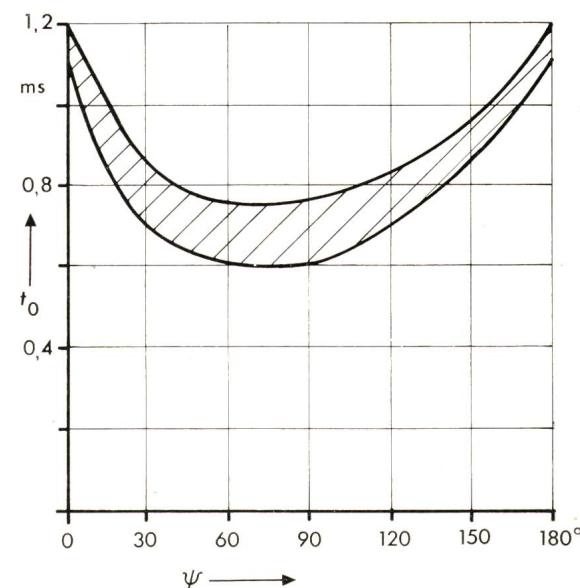


Fig. 5 Öffnungszeit  $t_0$  in Abhängigkeit des Draufschaltwinkels  $\psi$  bei  $\cos\varphi = 0,9$ ,  $U_t = 242 \text{ V}$  und  $I_{ee}'' = 6000 \text{ A}$

#### 4. Anforderungen an LS-Schalter beim Abschalten von Kurzschlüssen

Da LS-Schalter sowohl allein als auch in Verbindung mit Sicherungen eingesetzt werden können, ergeben sich unterschiedliche Anforderungen an die Schalter.

##### 4.1 Anforderungen beim Einsatz ohne Vorsicherungen

LS-Schalter für diesen Einsatz müssen die  $I^2t$ -Werte auf ein Mass begrenzen, das den Schutz des ihnen nachgeschalteten Leiters gewährleistet. Dabei ist zu unterscheiden zwischen dem äusserst unwahrscheinlichen Ereignis einer Kumulation ungünstiger Abweichungen bei sämtlichen massgebenden Einflussgrössen und einer wahrscheinlichen Maximalbelastung.

Mit Rücksicht auf die wirtschaftlichen Konsequenzen, die unnötig harte Anforderungen zur Folge haben könnten, scheint es dringend geboten, während der Entstehungsphase der Vorschrift die Berechtigung jeder Anforderung sorgfältig zu prüfen. Aus diesem Grund wird angeregt, für die Festlegung der Prüfbestimmungen von den nachfolgenden Annahmen auszugehen, welche relativ harte Bedingungen darstellen, aber doch vermeiden, sozusagen «das Extremste des Extremen» zu verlangen:

- Vor dem Kurzschluss ist der Leiter mit 80 % des zulässigen Dauerstromes gemäss CEI-Publ. 448 belastet ( $\vartheta_i = 0,64 \times 50 \text{ K} = 32 \text{ K}$ ).

- Zwischen der Kurzschluss-Stelle und dem LS-Schalter befindet sich ein Stück des zu schützenden Leiters mit einer Länge von 1 m mit Querschnitt nach CEI 448.

##### 4.2 Die Anforderungen beim Einsatz mit Vorsicherungen

Unter back-up-Schutz ist – im Rahmen dieser Arbeit – der Einsatz von Vorsicherungen im Leitungszug vor dem LS-Schalter zu verstehen, die den Schalter beim Abschalten von Kurzschluss-Strömen oberhalb seines eigenen Schaltvermögens vor einer Überbeanspruchung schützen. Die Verwendung einer solchen Kombination bietet den Vorteil, den gesamten Bereich möglicher Kurzschlüsse sicher abzudecken und dem Benutzer der Schutzgeräte die Mühe einer Kurzschluss-Strom-Berechnung zu ersparen. Die auf echte Bedürfnisse begründete, wesentliche Anforderung an den LS-Schalter kann wie folgt formuliert werden:

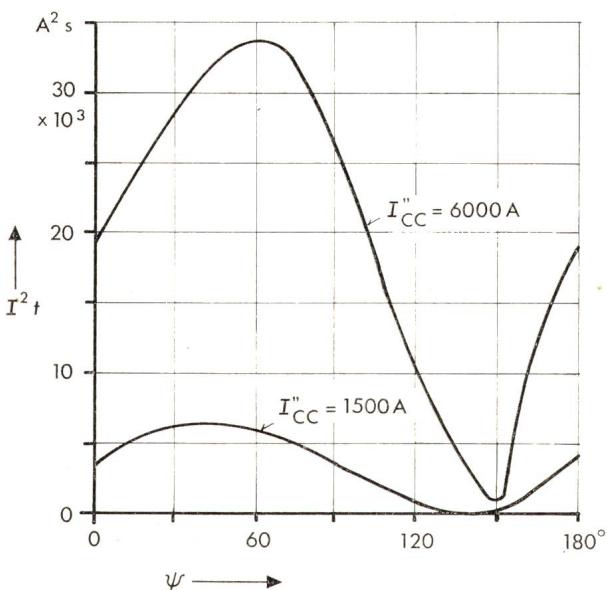


Fig. 6 Empirisch ermittelte  $I^2t$ -Mittelwerte, als Funktion des Draufschaltwinkels  $\psi$ , bei  $U_t = 250 \text{ V}$ ,  $\cos\varphi = 0,9$  und  $U_{arc} = 300 \text{ V}$

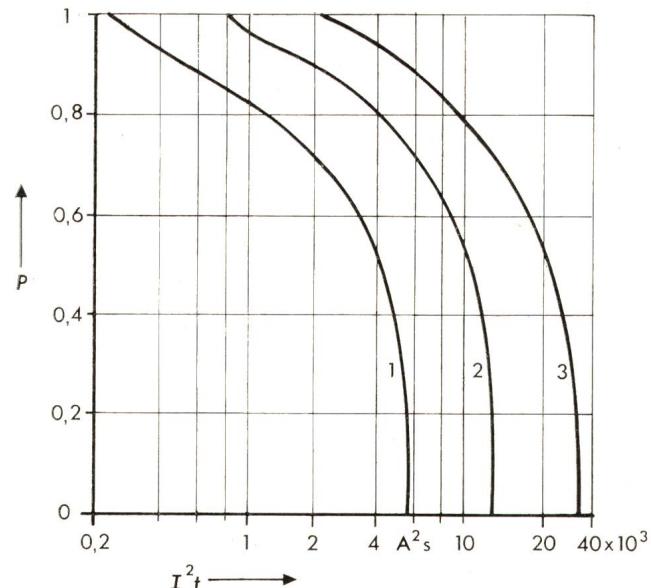


Fig. 7 Wahrscheinlichkeit  $P$  des Auftretens von  $I^2t$ -Werten, die grösser sind als der in der Abszisse angegebene Wert, gültig für eine Vielzahl von Abschaltungen bei beliebigem Draufschaltwinkel für einen strombegrenzenden Leitungsschutzschalter moderner Bauart bei  $U_t = 250 \text{ V}$  und  $\cos\varphi = 0,9$  für  $I''_{cc} = 1500 \text{ A}$  (1),  $3000 \text{ A}$  (2),  $6000 \text{ A}$  (3)

Wahrscheinlichkeit einer Belastung von 95...100 % des Maximalwertes von  $I^2t$  für einen LS-Schalter mit 6 kA Schaltvermögen

Tabelle III

Einflussgrösse	Bereich, bezogen auf		$P$	Hinweise zur Ermittlung von $P$
	Einflussgrösse	$I^2t$ max.		
$I_{cc}$	0.9-1 $I_{cn}$	0.81-1	0.01	Fig. 2, $P \approx 0.045$ für 4,5-6 kA $P \approx 0.028$ für 6-10 kA daraus: $P \approx 0.01$ für 5,75-6,25 kA
$\psi$	40-75°	0.85-1	0.2	Fig. 7
$U$	1-1.1 $U_n$	0.83-1 0.9-1	1 1	weil $I_{cc}$ nur 0,91 $I_{cn}$ weil $U_{arc}/U$ günstiger (Fig. 8)
resultierend		0.51-1	0.002	Bereichseinengung durch proportionale Umrechnung
daraus abgeleitet		0.95-1	0.0002	

4.2.1 Der LS-Schalter muss – im Strombereich oberhalb seines Nennschaltvermögens – der maximalen  $I^2t$ -Beanspruchung standhalten, die in Verbindung mit der zugeordneten Vorsicherung auftreten kann.

Die Höhe der Beanspruchung kann aus den  $I^2t$ -Kennlinien der vorgesehenen Sicherung abgelesen werden, welche durch CEI-Empfehlung oder nationale Vorschriften festgelegt sind. Für eine bestimmte Kombination sind in Fig. 9 die  $I^2t$ -Streubänder beider Schutzeinrichtungen und die Gefährdungsgrenzen eines Leiters dargestellt. Im Überschneidungsbereich der Charakteristiken der Schutzorgane kommt der LS-Schalter immer und die Sicherung bei zunehmendem Strom mit steigender Wahrscheinlichkeit zum Ansprechen. Dabei kommt in jedem Fall die Kombination beider Schutzorgane zur Wirkung (Fig. 10), was eine wesentlich stärkere Strombegrenzung zur Folge hat [7].

Gestützt auf die Erfahrungen in der Schweiz, wo man seit Jahrzehnten die Prüfung des Schaltvermögens bis zum Schnittpunkt mit der zugeordneten Vorsicherung praktiziert, wird als Bedingung für die Gewährleistung des back-up-Schutzes durch eine Sicherung folgende Festlegung vorgeschlagen:

4.2.2 Der back-up-Schutz eines LS-Schalters gilt als gewährleistet, wenn der beim Nenn-Schaltvermögen ermittelte, konventionelle  $I^2t$ -Wert des Schalters gleich gross oder grösser ist als der  $I^2t$ -Mittelwert der zugeordneten Sicherung bei diesem Strom.

Als «konventioneller  $I^2t$ -Wert» gilt der Mittelwert aus einer Reihe von Messungen, die unter ungünstigsten Bedingungen (Prüfspannung, Draufschaltwinkel) durchgeführt werden.

#### 4.3 Die Anforderungen an eine Selektivitäts-Ermittlung

Als Selektivität versteht man in diesem Zusammenhang, dass bei Kurzschlussströmen innerhalb des Selektivitätsbereiches nur der LS-Schalter anspricht und die Sicherung keine bleibende Veränderung erleidet. Diese Bedingung wird voll erfüllt, wenn man für die Ermittlung der Selektivitätsgrenze die obere Begrenzungslinie des  $I^2t$ -Streubandes des Schalters und die untere Begrenzungslinie des Streubandes der Sicherung benutzt. Es erweist sich jedoch als zweckmäßig, den Wahrscheinlichkeitsaspekt zu berücksichtigen. Für den Schalter sind in Fig. 7 Angaben gemacht. Für Sicherungen sind in der Literatur Angaben zu finden [9]. Dabei erscheint es vorteilhaft, mit der erwähnten «konventionellen  $I^2t$ -Kennlinie» des LS-Schalters zu arbeiten. Die obere Grenze des Selektivitätsbereiches ergibt sich dann durch den Schnittpunkt dieser  $I^2t$ -Kennlinie des LS-Schalters mit der unteren Begrenzungslinie des Streubandes der grössten zulässigen Sicherung, welche den Erfordernissen des back-up-Schutzes genügt. Die untere Grenze wird durch die kleinste zulässige Sicherung bestimmt, welche knapp oberhalb der Ansprechgrenze der magnetischen Auslösung liegen muss.

#### 5. Die $I^2t$ -Kennlinie von LS-Schaltern

Für die Koordination von LS-Schaltern mit anderen Kurzschluss-Schutzausführungen erweisen sich  $I^2t$ -Kennlinien als günstigstes Hilfsmittel. Aus den Fig. 6 und 9 geht hervor, dass LS-Schalter wegen des Einflusses des Draufschaltwinkels ein

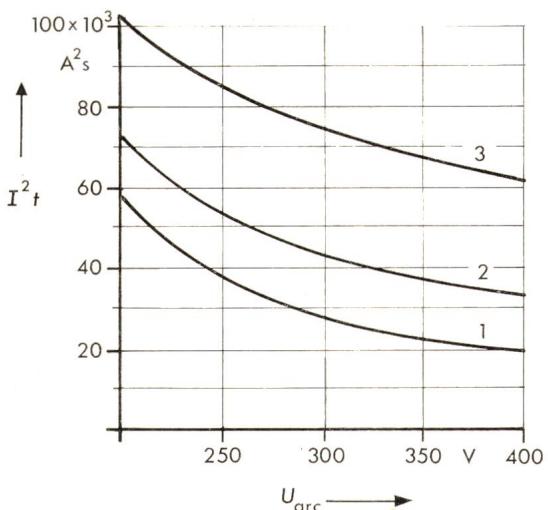


Fig. 8  $I^2t$ -Werte, in Abhängigkeit von der Lichtbogenspannung  $U_{arc}$  bei  $U_t = 242 \text{ V}$ ,  $\cos\varphi = 0,9$ ,  $R_1 = 5 \text{ m}\Omega$  und  $\Psi = \Psi_{kr}$

Kurve	1	2	3
$t_0$	0,8	0,8	1,2 ms
$t_A$	0,8	1,6	2,4 ms

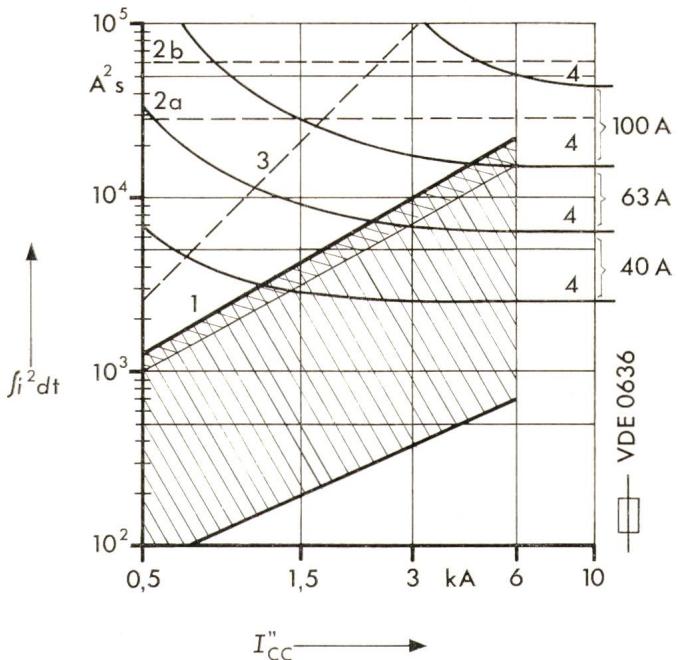


Fig. 9  $I^2t$ -Kennlinien von Sicherungen, eines Leiters und eines strombegrenzenden LS-Schalters

- 1 Streuband des LS-Schalters L 16 bei ungünstigsten Bedingungen
- 2 Streuband des LS-Schalters L 16 bei zufälliger Verteilung des Draufschaltwinkels
- 3 Kennwerte eines PVC-isolierten Leiters von  $1,5 \text{ mm}^2$
- a Grenzwert nach HD 25 (1000 Belastungen)
- b Grenzwert für wenige Belastungen
- 4 Durchlassintegral einer vollen Halbwelle
- 4 Sicherungen nach Angabe

sehr breites Streuband der  $I^2t$ -Werte aufweisen (ca. 2 Dekaden). Für Koordinations-Überlegungen interessiert ausschliesslich der obere Rand dieses Streubandes, d. h. jene  $I^2t$ -Werte, die aus mehreren Schaltungen bei ungünstigstem Schaltwinkel ermittelt werden.

Da die Lichtbogenlöschung kein exakt reproduzierbarer Vorgang ist, entsteht auch bei der Ermittlung mit dem ungünstigsten Schaltwinkel eine gewisse Streuung, welche durch unvermeidliche Exemplar-Unterschiede innerhalb einer Serie noch verstärkt wird. In Fig. 9 ist ein praktisches Beispiel angegeben, das die Streubandbreiten unter beiden Bedingungen zeigt. Zu entscheiden bleibt, ob für eine konventionelle  $I^2t$ -Kennlinie die Extremwerte benutzt werden sollen oder ein bei akkumulierte Extrembedingungen ermittelter Durchschnittswert.

Bei dieser Entscheidung sind folgende Überlegungen zu berücksichtigen: Die  $I^2t$ -Kennlinie wird benötigt, um den Selektivitäts-Grenzstrom und den Schnittpunktstrom für das Einsetzen des back-up-Schutzes zu bestimmen. Die Folgen einer möglichen Überschreitung konventioneller  $I^2t$ -Werte wären sowohl für den back-up-Schutz als auch für die Selektivität nicht katastrophal, weil

– unerwünschtes Ansprechen der Vorsicherung im Fall schlechter Selektivität eine Unbequemlichkeit ist, aber keine Gefahr darstellt

– die Kurzschluss-Belastbarkeit isolierter Leiter auf einer Abnahme der Lebensdauer von nur  $1^{0/00}$  pro thermischer Maximalbelastung basiert

– von den LS-Schaltern nur die Abschaltung von 3 Kurzschlüssen beim Nenn-Abschaltvermögen verlangt wird; selbst,

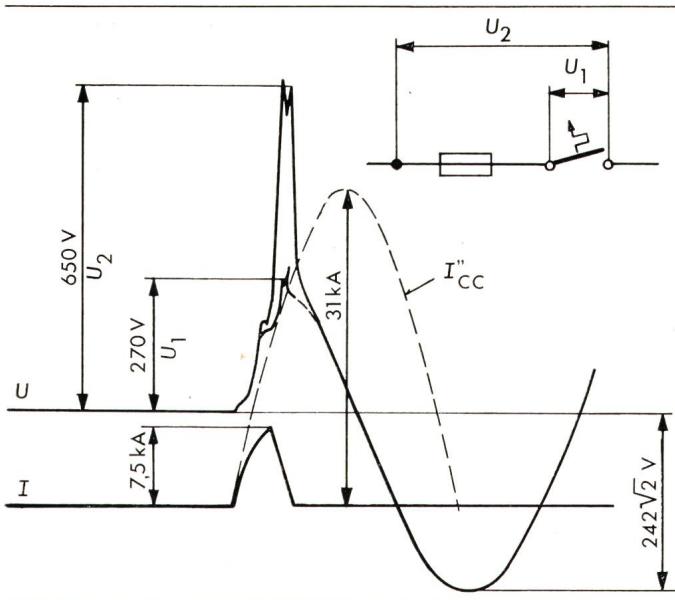


Fig. 10 Strom- und Spannungsverlauf bei der Serieschaltung eines LS-Schalters und einer Sicherung

$I''_{cc}$  prospektiver Kurzschluss-Strom des Kreises.  
Nenn-Schaltvermögen des LS-Schalters 6 kA

wenn alle 3 dieser Schaltungen wirklich unter akkumulierten Extrembedingungen stattfänden, wäre die Reduktion der Lebensdauer noch immer vernachlässigbar

- die überwiegende Mehrheit aller LS-Schalter, die sich seit vielen Jahren mit Erfolg im Einsatz befinden, keine Hochleistungsautomaten sind und ein Ersatz dieser Schalter wegen Überbeanspruchung praktisch unbekannt ist.

- die Wahrscheinlichkeit des gleichzeitigen Auftretens extremer Werte bei allen wesentlichen Einflussgrößen außerordentlich klein ist, wie das nachfolgende Beispiel zeigt: die Wahrscheinlichkeit einer Belastung im Bereich von 95–100 % des Maximalwertes von  $I^2t$  für einen LS-Schalter mit 6 kA Schaltvermögen beträgt  $P = 0,0002$ . Sie errechnet sich aus einer Multiplikation der Einzelwahrscheinlichkeiten, welche für ein Auftreten der wesentlichen Einflussgrößen in Bereichen nahe dem Extremwert gelten. Quantitativ ergeben sich für einen LS-Schalter mit 6 kA Schaltvermögen etwa die in Tabelle III gezeigten Verhältnisse.

Gestützt auf diese Überlegungen werden als Anhang zum bestehenden Dokument über LS-Schalter die nachfolgenden Festlegungen vorgeschlagen:

- Die  $I^2t$ -Kennlinie eines LS-Schalters wird aus den Mittelwerten einer Reihe von Schaltungen gebildet, die unter ungünstigsten Bedingungen durchgeführt werden.
- Die Ermittlung der  $I^2t$ -Kennlinie erfolgt durch Messung von 2 Punkten. Die Messungen werden bei 1500 A und dem Nenn-Schaltvermögen durchgeführt, letzteres mit Rücksicht auf den back-up-Schutz.
- Der konventionelle  $I^2t$ -Wert beim höchsten Strom wird zur Kurzschluss-Belastbarkeit der Leiter nach CENELEC HD 25 in Beziehung gebracht.
- Der Extremwert von  $I^2t$  beim höchsten Strom wird zur unteren Zeile aus Tabelle I in Beziehung gebracht.

#### Literatur

- [1] F. Kesseling: Theoretische Grundlagen zur Berechnung der Schaltgeräte. 3 Bände. 4. Auflage. Sammlung Göschen Bd. 711/711a+711b. Berlin, de Gruyter, 1968.
- [2] Leitsätze für die Berechnung der Kurzschlußströme. VDE-Vorschrift 0102.
- [3] H. Menges: Leitungsschutz in elektrischen Anlagen – Kurzschlussbegrenzung und Selektivität. Industrie, Elektrik und Elektronik 20(1975)4, S. 52...55.
- [4] W. Popper: Leitungsschutzschalter oder Sicherungen im Wohnungsbau. Überlegungen bei der Planung elektrischer Installationen. Bull. SEV/VSE 65(1974)13, S. 957...963.
- [5] G. Morgenthaler: Kurzschlußstrommessungen in Installationsanlagen. ETZ-B 28(1976)3, S. 62...64.
- [6] A. Dörries und F. Degl: Schaltvermögen und Selektivität von LS-Schaltern. ETZ-B 27(1975)3/4, S. 58...60.
- [7] H. Drubig und R. Scherbaum: Zusammenwirken von LS-Schaltern und Sicherungen. ETZ-B 28(1976)3, S. 64...67.
- [8] J. Kirchdorfer: Prüfung und Selektivität von LS-Schaltern und Sicherungen. ETZ-B 28(1976)6/7, S. 193...195.
- [9] A. Seck: Leitungsschutzschalter und Vorsicherungen. Technisch-wissenschaftliche Veröffentlichung Klöckner-Möller VER 122-588(10/74).
- [10] H. W. Wolff: Integration of miniature circuit breakers into distribution networks. Proc. IEE 117(1970)IEE Reviews, p. 1546...1560.

#### Adresse des Autors

Josef Kirchdorfer, Weber AG, 6020 Emmenbrücke.