

Lehrstuhl für Elektrische Energieversorgung der Friedrich-Alexander-Universität Erlangen-Nürnberg

Prof. Dr.-Ing. habil. G. Herold

Prof. Dr.-Ing. habil. R. Gretsch

Cauerstraße 4, 91058 Erlangen

Mechanische Kurzschlußfestigkeit von biegesteifen Leitern in IEC 865-1 / DIN EN 60865-1 (VDE 0103/11.94) – Hintergründe zur Norm –

Dr.-Ing. Wolfgang Meyer

Erlangen, den 17. April 2002

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
2	Verfahren zur Ermittlung der mechanischen Kurzschlußfestigkeit	2
3	Stromkräfte auf die Leiter	4
4	Biegespannungen in den Leitern unter Berücksichtigung plastischen Werkstoffverhaltens und Kräfte auf die Stützpunkte	7
4.1	Kurzschlußfestigkeit von Stromschienen	7
4.1.1	Spannungen in den Stromschienen	7
4.1.1.1	Faktor β	8
4.1.1.2	Faktor q	9
4.1.1.3	Zulässige Spannungen	10
4.1.2	Faktoren V_σ und V_{σ_s}	11
4.2	Kräfte auf die Stützpunkte	13
4.2.1	Biegemomente in der Stützeinrichtung	13
4.2.2	Faktor V_F	14
4.2.3	Faktor α	16
4.3	Faktor V_f	16
5	Maßgebliche Kennfrequenzen von Haupt- und Teilleitern	19
5.1	Kennfrequenz eines Einzelleiters als Hauptleiter	19
5.2	Kennfrequenz eines zusammengesetzten Hauptleiters	20
5.3	Kennfrequenz eines Teilleiters	24
5.4	Kennfrequenzen von Stromschienen mit überstehenden Enden, Zusatzmassen und Etagenbögen	24
6	Widerstandsmomente von Haupt- und Teilleitern	26
6.1	Widerstandsmoment eines Einzelleiters	26
6.2	Widerstandsmomente von Hauptleitern aus Teilleitern zusammengesetzt	27
6.2.1	Hauptleiterkraft senkrecht auf der Fläche und Teilleiter mechanisch nicht starr miteinander verbunden	27
6.2.2	Hauptleiterkraft senkrecht auf der Fläche und Teilleiter mechanisch starr miteinander verbunden	28
6.2.3	Hauptleiterkraft in der Fläche	31
6.3	Widerstandsmomente von Teilleitern	31
7	Überlagerung von Spannungen	33
7.1	Überlagerung der Haupt- und Teilleiterspannungen σ_m und σ_s	33
7.2	Überlagerung von Spannungen, die durch senkrecht aufeinanderstehende Momente hervorgerufen werden	33
8	Ermittlung der Kurzschlußfestigkeit nach IEC 60865-1/DIN EN 60865-1 (VDE 0103/11.94)	35
8.1	Flußdiagramm ohne Berücksichtigung der Leiter-Kennfrequenzen	39
8.2	Flußdiagramm mit Berücksichtigung der Leiter-Kennfrequenzen	41
9	Schrifttum	46
A	Anhang	A.1

1 Einleitung

Die Norm DIN VDE 0101 [7], die die deutsche Fassung des CENELEC-Harmonisierungsdokuments HD 637 S1 ist, enthält die Anforderung für die Projektierung und Errichtung von Starkstromanlagen mit Nennwechselspannungen über 1 kV. Bereits vor Erscheinen des CENELEC-Dokuments veröffentlichte die IEC einen Normentwurf, der national als E DIN IEC 99/35/CD (VDE 0101 Teil 1) vorliegt [11]. Zu den Starkstromanlagen zählen hiernach Schalt- und Umspannanlagen, Stromerzeugungsanlagen, elektrische Netze in Fabriken, Industrieanlagen oder anderen industriellen, landwirtschaftlichen, gewerblichen oder öffentlichen Räumen.

Betriebsmittel und Tragekonstruktionen, einschließlich ihrer Fundamente, müssen den zu erwartenden mechanischen Beanspruchungen standhalten. In Anlagen mit biegesteifen Leitern werden im Normal-Lastfall (Lastfall 1) dauernd oder vorübergehend wirkenden Belastungen kombiniert, wie Eigengewicht, Montage-last, Eislast, Windlast, wobei die ungünstigste Kombination maßgebend ist. Der Ausnahme-Lastfall (Lastfall 2) für die selten auftretenden Ereignisse berücksichtigt neben dem Eigengewicht die größte der fallweise auftretenden Lasten: Schaltkräfte oder Kurzschlußkräfte oder Erdbeben.

Im Gegensatz zum Normal-Lastfall dürfen beim Ausnahme-Lastfall geringere Sicherheitsbeiwerte zugrundegelegt werden wegen der Seltenheit der Ereignisse. Der Teilsicherheitsbeiwert bei Einwirkung beträgt nach [4, 13] $\gamma_F = 1,0$ im Lastfall 2 und $\gamma_F = 1,35$ im Lastfall 1, siehe auch [1]. Der Teilsicherheitsbeiwert der Widerstandsgröße γ_M wird abhängig von Werkstoffkennwerten und geometrischen Größen bestimmt auf der Basis von Mindeststreckgrenze, Bruchlast oder Stückprüflast und im Lastfall 2 mit $\gamma_M = 1,0$ angegeben, außer bei Stahlkonstruktionen mit $\gamma_M = 1,1$; im Lastfall 1 ist stets $\gamma_M \geq 1,1$. Dies führt auf einen gesamten Sicherheitsbeiwert beim Lastfall 2 von $\gamma = \gamma_F \gamma_M = 1,0$ (Stahl $\gamma = 1,1$). Hierdurch sind bei dem seltenen Ereignis eines Kurzschlusses höhere Bemessungswerte zugelassen als im Normal-Lastfall, was eine günstigere Materialausnutzung und somit geringere Kosten bedeutet.

Die Beanspruchungen dürfen somit nicht höher als die Bemessungswerte sein. Die zulässigen Biegespannungen im Leiter und die dadurch hervorgerufenen Kräfte auf die Stützpunkte dürfen daher bestimmte, material- und geometrieabhängige Werte nicht überschreiten, damit die Werkstoffe nicht überanstrengt werden. Die Ermittlung der Festigkeit einer Anordnung ist somit der Nachweis ihrer Tragsicherheit.

Die Kurzschlußfestigkeit von Drehstrom- und Zweileiter-Wechselstrom-Anlagen kann mit der deutschen Norm DIN EN 60865-1/VDE 0103 [5], der europäischen Norm EN 60865-1 [12] und der IEC-Publikation 60865-1 [18] nachgewiesen werden. Die drei Normen sind im Wortlaut identisch.

Das Verfahren, so wie es für biegesteife Leiter in den Normen angegeben ist, wurde 1955 erstmals von W. Lehmann in [28] beschrieben und 1961 in die erste Ausgabe von VDE 0103 [45] aufgenommen. In späteren Ausgaben wurde es aufgrund von Forschungsergebnissen erweitert. 1986 erschien die erste IEC-Publikation 865 [21].

Diese Methode ermittelt die Kurzschlußfestigkeit nach den Regeln der Statik und berücksichtigt die Dynamik des Systems durch ‚dynamische‘ Faktoren. Die Zulassung plastischer Verformung der Leiter erlaubt eine höhere Ausnutzung und somit kostengünstigere Auslegung.

Die Herleitungen und Hintergründe des Verfahrens und der darin verwendeten Größen sind in vielen Veröffentlichungen und internen Papieren angegeben, wobei immer nur Teilaspekte behandelt sind. Eine Gesamtdarstellung fehlt bis jetzt. Diese Lücke soll dieser Bericht schließen.

Im Abschnitt 2 wird das Verfahren zur Ermittlung der mechanischen Kurzschlußfestigkeit erläutert und danach im Abschnitt 3 die statisch wirkenden Stromkräfte angegeben. Der Abschnitt 4 zeigt auf, wie die dynamischen Biegespannungen in den Leitern unter Berücksichtigung plastischen Werkstoffverhaltens und die dynamischen Kräfte auf die Stützpunkte ermittelt werden. Die Berechnung der Leiterkennfrequenzen ist im Abschnitt 5 dargestellt. Die Gleichungen für die Widerstandsmomente von Haupt- und Teilleitern verschiedener Profile werden im Abschnitt 6 abgeleitet. Im Abschnitt 7 wird die Überlagerung von Spannungen in den Leitern beschrieben. Den Abschluß bildet ein Flußdiagramm im Abschnitt 8.

2 Verfahren zur Ermittlung der mechanischen Kurzschlußfestigkeit

Die elektromagnetischen Kräfte auf die Leiter hervorgerufen durch die Kurzschlußströme in den Leitern wirken auf Anordnungen, die man in der Mechanik als Tragwerke aus elastischen Balken bezeichnet. Sie werden durch die zeitabhängigen Stromkräfte zu Schwingungen angeregt, und es treten an bestimmten Orten zu bestimmten Zeitpunkten maximale Wirkungen auf: größte Auslenkung, höchste Leiterbeanspruchung, höchste Stützpunktbelastung. Kennt man die höchste Leiterbeanspruchung und die höchste Stützpunktbelastung, so kann man die mechanische Kurzschlußfestigkeit von Stromschienenanordnungen gewöhnlich hinreichend beurteilen. Im allgemeinen benötigt man nur den Betrag und nicht den Ort oder den Zeitpunkt der größten Beanspruchung.

Ein solches Verfahren ist in IEC 60865-1, EN 60865-1 und DIN VDE 60865-1/VDE 0103 [5, 12, 18]¹ angegeben, das nur die Beträge der höchsten Biegespannung im Leiter einschließlich dessen Festigkeit und der größten Kraft auf die Stützpunkte ermittelt; die maximalen Auslenkungen sind bei biegesteifen Leitern ohne Bedeutung. Die Methode ist auf praktische Erfordernisse ausgerichtet und enthält Vereinfachungen und Sicherheiten.

Die Berechnungen werden nach den Regeln der Statik in zwei Schritten durchgeführt:

1. Das Maximum der Stromkraft wird als ruhende, dauernde Belastung angenommen und hieraus die interessierenden Größen bestimmt.
2. Die dynamische Antwort der Struktur auf die zeitabhängige Anregung wird mit Faktoren

$$V = \frac{\text{Strukturantwort auf dynamische Lastannahme}}{\text{Strukturantwort auf statische Lastannahme}} \quad (2.1)$$

berücksichtigt, die sich naturgemäß für die Leiterbeanspruchung und die Kräfte auf die Stützpunkte unterscheiden. Mit ihnen werden die statisch ermittelten Größen multipliziert, um die Maxima der tatsächlichen dynamischen Strukturantwort zu erhalten.

Danach ist nur noch zu überprüfen, ob die zulässigen Beanspruchungen nicht überschritten werden.

Die Gewinnung der Faktoren V war sehr aufwendig: Versuche an Originalaufbauten in Prüffeldern, analytische und numerische Berechnungen.

Dieses Verfahren erlaubt den Nachweis der Kurzschlußfestigkeit üblicher Anlagen mit vertretbarem Aufwand und ermöglicht umfangreiche Parameteruntersuchungen zur Festlegung der optimalen Anordnung. Die Unterstützung durch PC-Programme, z. B. [30], erleichtert die rasche Auswertung der Gleichungen.

Das Berechnungsverfahren läuft in den folgenden Schritten ab:

- Berechnung der maximalen Stromkraft zwischen den Hauptleitern beim dreipoligen Kurzschluß

$$F_{m3} = \frac{\mu_0}{2\pi} \frac{\sqrt{3}}{2} i_{p3}^2 \frac{l}{a_m} \quad (2.2)$$

beim zweipoligen Kurzschluß

$$F_{m2} = \frac{\mu_0}{2\pi} i_{p2}^2 \frac{l}{a_m} \quad (2.3)$$

und der maximalen Stromkraft zwischen den Teilleitern bei drei- und zweipoligem Kurzschluß

$$F_s = \frac{\mu_0}{2\pi} \left(\frac{i_p}{n} \right)^2 \frac{l_s}{a_s} \quad (2.4)$$

i_{p3} , i_{p2} , i_p sind die Stoßkurzschlußströme, l der Stützpunktstand, l_s der Abstand zwischen zwei Versteifungselementen, a_m , a_s die wirksamen Abstände zwischen Haupt- und Teilleitern und n die Anzahl der Teilleiter. Im folgenden ist für F_m entweder F_{m3} oder F_{m2} einzusetzen.

¹Die drei gleichlautenden Normen werden im folgenden als Norm bezeichnet

- Berechnung der Spannung in den Leitern durch die Kraft F_m zwischen den Hauptleitern

$$\sigma_m = V_\sigma V_r \beta \frac{F_m l}{8Z_m} \quad (2.5)$$

und der Spannung in den Leitern durch die Kraft F_s zwischen den Teilleitern

$$\sigma_s = V_{\sigma s} V_r \frac{F_s l_s}{16Z_s} \quad (2.6)$$

Die Faktoren V_σ , $V_{\sigma s}$ berücksichtigen die Dynamik des Systems, V_r die Erhöhung der Beanspruchung bei erfolgloser dreipoliger Kurzunterbrechung und β die Randbedingungen an den Befestigungsstellen. Z_m ist das Widerstandsmoment des Hauptleiters und Z_s das Widerstandsmoment des Teilleiters

- Beide Spannungen dürfen material- und geometrieabhängige Höchstwerte nicht überschreiten, im Hauptleiter

$$\sigma_{\text{tot}} = \sigma_m + \sigma_s \leq qR_{p0,2} \quad (2.7)$$

und im Teilleiter

$$\sigma_s \leq R_{p0,2} \quad (2.8)$$

mit dem Plastizitätsfaktor q und der Streckgrenze $R_{p0,2}$.

- Berechnung der Kraft auf die Stützpunkte durch die Kraft F_m zwischen den Hauptleitern

$$F_d = V_F V_r \alpha F_m \quad (2.9)$$

Die Faktoren V_F und V_r berücksichtigen auch hier die Dynamik des Systems. α gibt die Verteilung der Kräfte auf die Befestigungen an.

- Für $V_\sigma V_r$, $V_{\sigma s} V_r$ und $V_F V_r$ sind die größtmöglichen Werte einzusetzen. Kleinere Werte sind zugelassen, wenn sie abhängig von den Leiterkennfrequenzen ermittelt werden. Diese errechnen sich
 - für einen einzelnen Leiter als Hauptleiter

$$f_c = \frac{\gamma}{l^2} \sqrt{\frac{EJ_m}{m'}} \quad (2.10)$$

- für einen Hauptleiter aus Teilleitern zusammengesetzt

$$f_c = c \frac{\gamma}{l^2} \sqrt{\frac{EJ_s}{m'_s}} \quad (2.11)$$

- für Teilleiter

$$f_{cs} = \frac{3,56}{l_s^2} \sqrt{\frac{EJ_s}{m'_s}} \quad (2.12)$$

γ berücksichtigt die Leiterbefestigung, c die Anordnung und Masse der Zwischenstücke. E ist der Elastizitätsmodul, J_m , J_s die Flächenträgheitsmomente von Haupt- und Teilleitern und m' , m'_s ihre Massenbeläge.

Besteht der Hauptleiter nur aus einem einzelnen Leiter, so müssen die Gleichungen für die Teilleiter (Index s) nicht ausgewertet werden.

Bei Anordnungen, die nicht mit dem einfachen Verfahren der Norm behandelt werden können, oder wenn die Zeitverläufe der Spannungen, Kräfte oder Auslenkungen notwendig sind, um Schwachstellen zu analysieren, stehen heute leistungsfähige Programme mit Finiten Elementen oder Finiten Differenzen zur Verfügung.

3 Stromkräfte auf die Leiter

Kurzschlußströme in den Leitern führen auf elektromagnetische Kräfte auf die Leiter. Hierbei ist zu unterscheiden zwischen den Kräften, die durch die Ströme in den anderen Hauptleiter im betrachteten Hauptleiter hervorgerufen werden, und den Kräften auf einen Teilleiter hervorgerufen durch die Ströme in den anderen Teilleitern des betrachteten Hauptleiters. Diese Berechnung kann bei mehreren Teilleitern je Hauptleiter umfangreich werden, auch wenn man konstante Stromdichte in den Leitern annimmt. Durch die verschiedenen wirksamen Abstände der Leiter ergeben sich für jede Anordnung andere, geometrieabhängige Zeitverläufe der Kräfte. Die zusätzliche Berücksichtigung der Stromverdrängung ist nur mit einem Verfahren wie der Teilleitermethode oder Finite-Elemente-Methode möglich.

Für eine Norm ist ein solches Verfahren nicht praktikabel. Es müssen daher Vereinfachungen vorgenommen werden.

Zuerst werden nur Hauptleiter aus unendlich langen, linienförmigen Einzelleitern L_1 , L_2 und L_3 untersucht, die sich mit gleichen Mittenabständen a_m zwischen benachbarten Leitern in einer Ebene befinden. Auf die Länge l der Leiter wirken die Kräfte

- beim dreipoligen Kurzschluß

$$F_{L1} = \frac{\mu_0}{2\pi} i_{L1} \left(i_{L2} + \frac{i_{L3}}{2} \right) \frac{l}{a_m} \quad (3.1)$$

$$F_{L2} = \frac{\mu_0}{2\pi} i_{L2} (i_{L1} + i_{L3}) \frac{l}{a_m} \quad (3.2)$$

$$F_{L3} = \frac{\mu_0}{2\pi} i_{L3} \left(\frac{i_{L1}}{2} + i_{L2} \right) \frac{l}{a_m} \quad (3.3)$$

- beim zweipoligen Kurzschluß zwischen den Leitern L_1 und L_2

$$F_{L1} = F_{L2} = \frac{\mu_0}{2\pi} i_{L1} i_{L2} \frac{l}{a_m} \quad (3.4)$$

Sie sind von der Zeit und dem Zuschaltwinkel bei Kurzschlußbeginn abhängig. Setzt man die Kurzschlußströme ein, kann man die Stromkraftverläufe ermitteln. [3] enthält eine ausführliche Herleitung, die auf [16, 36, 40] beruht. Auf eine Wiedergabe wird hier verzichtet, und nur die für das Verständnis der folgenden Abschnitte notwendigen Ergebnisse aufgeführt.

Die Zeitfunktionen der Kräfte bestehen aus der Überlagerung von vier Teilfunktionen

$$F(t) = \underbrace{F_0 + F_{2\omega}(t)}_{\text{stationär}} + \underbrace{F_g(t) + F_\omega(t)}_{\text{abklingend}} \quad (3.5)$$

- einem konstanten Glied F_0 , arithmetischer Mittelwert im eingeschwungenen Zustand;
- einer ungedämpften Schwingung $F_{2\omega}(t)$ der doppelten Netzfrequenz;
- einem mit $\tau/2$ abklingenden Glied $F_g(t)$;
- einer mit τ abklingenden, netzfrequenten Schwingung $F_\omega(t)$.

Die Zeitkonstante τ ist vom Verhältnis Wirkwiderstand zu Reaktanz R/X der Netzimpedanz abhängig, mit der Kreisfrequenz $\omega = 2\pi f$ des Netzes,

$$\tau = \frac{R}{L} = \frac{X}{\omega R} \quad (3.6)$$

Die sich bei verschiedenen Zuschaltwinkeln ergebenden maximalen Zeitverläufe erlauben folgende Aussagen:

- a) Vergleich der Kräfte am mittleren Leiter L2 mit denen an den äußeren Leitern L1, L3:
- Das konstante Gleichglied F_0 hat bei den Leitern L1 und L3 eine beträchtliche Größe, beim Leiter L2 ist es nicht vorhanden.
 - Die Maxima der stationären Schwingung $F_{2\omega}$ sind für den Leiter L2 doppelt so groß wie für die Leiter L1 und L3. Die Maxima von F_ω und F_g sind für L2 etwas größer als für L1 und L3.
 - Die Zeitverläufe unterscheiden sich deutlich. Die Maxima sind für den Leiter L2 stets etwa 7% größer als für L1 und L3, unabhängig von R/X sowohl während des Einschwingvorgangs als auch stationär.

Daraus folgt, daß aus den Kräften allein nicht entschieden werden kann, ob der mittlere oder die äußeren Leiter und deren Stützisolatoren mehr beansprucht werden. Im Abschnitt 4 wird gezeigt, daß bei Hoch- und Höchstspannungsanlagen, bei denen die Kennfrequenz der Leiter wesentlich kleiner als die Netzfrequenz ist, die Leiter L1, L3 höher beansprucht werden als der Leiter L2, wohingegen bei Mittel- und Niederspannungsanlagen mit ihren Kennfrequenzen gleich oder größer als die Netzfrequenz der Leiter L2 maßgebend ist.

- b) Vergleich der Kräfte beim zweipoligen Kurzschluß mit denen an den Leitern L1 und L3 beim dreipoligen Kurzschluß:
- Die Gleichglieder sind gleich groß.
 - Die Maxima aller Teilfunktionen sind beim zweipoligen Kurzschluß etwas kleiner.
 - Die Zeitverläufe der Kräfte sind sehr ähnlich. Die Maxima sind beim zweipoligen Kurzschluß stets etwa 7% kleiner bezogen auf die Werte des dreipoligen Kurzschlusses.

Die Beanspruchung beim zweipoligen Kurzschluß ist etwas kleiner als die Beanspruchung der Leiter L1, L3 beim dreipoligen Kurzschluß. Der zweipolige Kurzschluß braucht somit nicht gesondert betrachtet zu werden.

Die Maximalwerte der Kräfte betragen

- beim dreipoligen Kurzschluß auf den mittleren Leiter L2

$$F_{m3,L2} = \frac{\mu_0}{2\pi} \frac{\sqrt{3}}{2} i_{p3}^2 \frac{l}{a_m} = 0,866 \frac{\mu_0}{2\pi} i_{p3}^2 \frac{l}{a_m} \quad (3.7)$$

beim dreipoligen Kurzschluß auf die äußeren Leiter L1 und L3

$$F_{m3,L1} = F_{m3,L3} = \frac{\mu_0}{2\pi} \frac{3+2\sqrt{3}}{8} i_{p3}^2 \frac{l}{a_m} = 0,808 \frac{\mu_0}{2\pi} i_{p3}^2 \frac{l}{a_m} \quad (3.8)$$

- beim zweipoligen Kurzschluß

$$F_{m2} = \frac{\mu_0}{2\pi} i_{p2}^2 \frac{l}{a_m} = \frac{\mu_0}{2\pi} \left(\frac{\sqrt{3}}{2} i_{p3} \right)^2 \frac{l}{a_m} = 0,750 \frac{\mu_0}{2\pi} i_{p3}^2 \frac{l}{a_m} \quad (3.9)$$

i_{p3} bzw. i_{p2} sind die Stoßkurzschlußströme beim drei- bzw. zweipoligen Kurzschluß. Sie lassen sich aus dem Effektivwert des Anfangs-Kurzschlußstroms I_k'' und dem Faktor κ für den Stoßkurzschlußstrom [8, 20] bestimmen

$$i_p = \kappa \sqrt{2} I_k'' \quad (3.10)$$

Das Kraftmaximum am mittleren Leiter nach Gleichung (3.7) ist am größten, es wird als statische Stromkraft in Gleichung (2.2) und in Gleichung (2) der Norm für den dreipoligen Kurzschluß angenommen

$$F_{m3} = \frac{\mu_0}{2\pi} \frac{\sqrt{3}}{2} i_{p3}^2 \frac{l}{a_m} \quad (3.11)$$

Die statische Stromkraft in Gleichung (2.3) für den zweipoligen Kurzschluß folgt aus Gleichung (3.9):

$$F_{m2} = \frac{\mu_0}{2\pi} i_p^2 \frac{l}{a_m} \quad (3.12)$$

Leiter in Anlagen haben keinen punktförmigen Querschnitt. Daher ist in Gleichung (3.11) für a_m der wirkame Abstand einzusetzen, der die Veränderung des Magnetfeldes realer Leiter gegenüber dem Feld der Linienleiter berücksichtigt und von den Abmessungen des Profils abhängig ist. Bei den in Hochspannungsanlagen verwendeten Rohrleitern stimmt er mit dem Leitermittenabstand überein, ebenso bei Kreisprofilen: $a_m = a$. Bei Rechteck-, U- oder I-Profilen weicht er vom Leitermittenabstand ab und läßt sich mit den Angaben in der Norm ermitteln; für weitere Informationen siehe [28, 10, 24]. Bestehen die Hauptleiter aus Teilleitern, so wird vereinfachend ein Ersatzleiter mit den Außenabmessungen des Hauptleiters angenommen.

Der Einfluß der Stromverdrängung in den Leitern kann mit der Teilleitermethode ermittelt werden [27]. Er ist jedoch gering, wie in [26] gezeigt, so daß Gleichung (3.11) mit ausreichender Genauigkeit gilt.

Die Anordnung der Hauptleiter in einer Ebene führt auf Kraftvektoren konstanter Richtung in dieser Ebene. Befinden sich die Hauptleiter in den Eckpunkten eines gleichseitigen Dreiecks mit der Seitenlänge a_m , so beschreiben die Spitzen der Kraftvektoren nach Kurzschlußeintritt ellipsenförmige Ortskurven, die stationär in Kreise übergehen. Das Kraftmaximum auf einen Leiter zeigt radial nach außen und kann so bestimmt werden, als läge ein Ersatzleiter in der Mitte der Verbindungslinie der beiden anderen Leiter und führe die Summe ihrer Ströme. Die Kraft entspricht dann der eines zweipoligen Kurzschlusses nach Gleichung (3.12) mit dem Abstand

$$\frac{a_m}{\sqrt{3}/2} \quad (3.13)$$

Sie hat somit den gleichen Wert wie die Kraft auf den mittleren Leiter der Einebenenordnung nach Gleichung (3.7). Das tangentielle Maximum ist um den Faktor $\sqrt{3}$ kleiner.

Die Beanspruchung der Teilleiter wird getrennt von denen der Hauptleiter berechnet und nach Abschnitt 7 überlagert. In jedem der n Teilleiter fließt der Strom i_L/n in gleicher Richtung. Die Kraft ist in den äußeren Teilleitern maximal, da sich die Kraftanteile der übrigen $n - 1$ Teilleiter addieren:

$$F_1 = \frac{\mu_0}{2\pi} \left(\frac{i_L}{n} \right)^2 \left[\frac{1}{a_{s,12}} + \frac{1}{a_{s,13}} + \dots + \frac{1}{a_{s,1n}} \right] l_s = \frac{\mu_0}{2\pi} \left(\frac{i_L}{n} \right)^2 \frac{l_s}{a_s} \quad (3.14)$$

l_s ist der Abstand zwischen zwei benachbarten Zwischenstücken und $a_{s,1i}$ der wirksame Abstand zwischen den Teilleitern 1 und i . Der Ausdruck in eckigen Klammern kann im wirksamen Abstand aller Teilleiter a_s zusammengefaßt werden. Das Kraftmaximum entspricht dem des zweipoligen Kurzschlusses nach Gleichung (3.12)

$$F_s = \frac{\mu_0}{2\pi} \left(\frac{i_p}{n} \right)^2 \frac{l_s}{a_s} \quad (3.15)$$

und gilt bei drei- und zweipoligen Kurzschlüssen. F_s ist die statische Stromkraft zwischen den Teilleitern in Gleichung (2.4).

Somit sind die statischen Belastungen bei drei- und zweipoligen Kurzschlüssen in Drehstromanlagen und bei Kurzschlüssen in Zweileiter-Wechselstromanlagen bekannt, und es können die Beanspruchungen der Leiter und die Kräfte auf die Stützpunkte im nächsten Abschnitt ermittelt werden.

4 Biegespannungen in den Leitern unter Berücksichtigung plastischen Werkstoffverhaltens und Kräfte auf die Stützpunkte

Die Ermittlung der Kurzschlußfestigkeit nach den Regeln der Statik unter der Maßgabe, daß nur Verformungen der Leiter im elastischen Bereich auch bei Berücksichtigung der ‚dynamischen‘ Faktoren V auftreten, führt auf eine Dimensionierung der Anlagen, die kleinere Stützabstände, größere Leiterquerschnitte und/oder stärkere Stützeinrichtungen erfordern, also höhere Errichtungskosten verursachen. Läßt man hingegen eine geringe plastische Verformung der Leiter nach dem Auftreten des Kurzschlusses zu, so kann man zu wesentlich günstigeren Auslegungen kommen. Der Tragsicherheitsnachweis wird daher unter Ausnutzung plastischer Tragfähigkeit des Systems durchgeführt, die Beanspruchung erfolgt nach der Fließgelenktheorie, wie sie im Stahlbau üblich ist [4, 13].

4.1 Kurzschlußfestigkeit von Stromschienen

Die statisch wirkende Stromkraft F_m ruft in einem Träger die statische Biegespannung

$$\sigma_{m,\text{stat}} = \frac{M_{\text{pl,max}}}{Z_m} = \beta \frac{F_m l}{8Z_m} \quad (4.1)$$

hervor mit dem Moment $M_{\text{pl,max}}$ nach Tabelle 4.1 und seinem Widerstandsmoment Z_m . Der Faktor β ermöglicht die Berechnung für verschiedene Träger- und Befestigungsarten. Die dynamische Strukturantwort wird durch den mit Gleichung (2.1) definierten Faktor V_σ für die Biegespannung im Leiter berücksichtigt [3, 14, 15, 16, 28, 36, 40], und es ergibt sich die Bemessungsspannung im Hauptleiter

$$\sigma_m = V_\sigma V_r \sigma_{m,\text{stat}} = V_\sigma V_r \beta \frac{F_m l}{8Z_m} \quad (4.2)$$

Der Faktor V_r beschreibt den Einfluß der dreipoligen erfolglosen Kurzunterbrechung und wird in Abschnitt 4.3 erläutert.

Teilleiter sind miteinander durch Zwischenstücke verbunden. Die äußeren Teilleiter schwingen gegeneinander und können wie in den Zwischenstücken eingespannte Einfeldträger behandelt werden. Die Strukturantwort auf die Kraft zwischen den Teilleitern führt analog zu den Gleichungen (4.1) und (4.2) auf die Bemessungsspannung im Teilleiter

$$\sigma_s = V_{\sigma s} V_r \sigma_{s,\text{stat}} = V_{\sigma s} V_r \frac{M_{\text{pl,max}}}{Z_s} = V_{\sigma s} V_r \frac{F_s l_s}{16Z_s} \quad (4.3)$$

Dieser Abschnitt erläutert die Ermittlung des Faktors β und der maximal zulässigen Biegespannung im Leiter, und anschließend der Faktoren V_σ und $V_{\sigma s}$. Der Faktor V_r für den Einfluß der dreipoligen Kurzunterbrechung folgt im Abschnitt 4.3. Die Widerstandsmomente Z_m und Z_s werden im Abschnitt 6 hergeleitet.

4.1.1 Spannungen in den Stromschienen


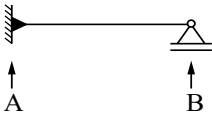
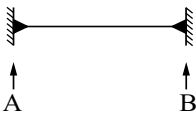
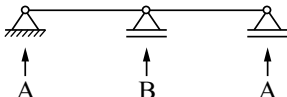
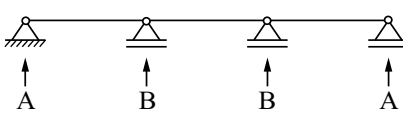
Stromschienen werden dann noch als kurzschlußfest angesehen, wenn sie unter Einwirkung der Kurzschlußkräfte keine merkbare bleibende Verformung zeigen [28, 29]. Dies ist für kurzzeitige Beanspruchungen dann der Fall, wenn die Beanspruchung des Werkstoffs die doppelte Streckgrenze nicht überschreitet unter Ausnutzung der Plastizität

$$\sigma_{\text{zul}} = 2R_{p0,2} \quad (4.4)$$

Versuche zeigen, daß hierbei eine bleibende Durchbiegung von 3... 5 ‰ der Stützlänge auftritt, die einer Verlängerung der Schiene um etwa 0,3 ‰ entspricht¹. Dieser Plastizitätsfaktor von 2 entsteht, wenn ein

¹Die Versuche wurden 1942 und 1944 im Schaltwerk der Siemens-Schuckert-Werke in Berlin durchgeführt.

Tabelle 4.1: Maximales Moment $M_{pl,max}$ bei Auftreten von Fließgelenken an den Einspannstellen bei Einfeldträgern oder an den inneren Stützpunkten bei Mehrfeldträgern, maximales Moment $M_{el,max}$ im elastischen Zustand und Faktor β bei verschiedenen Stützpunktanordnungen

Träger- und Befestigungsart		$M_{pl,max}$	$M_{el,max}$	β	
Einfeldträger	A und B: gestützt		—	$\frac{F_m l}{8}$	1,0
	A: eingespannt B: gestützt		$\frac{F_m l}{11}$	$\frac{F_m l}{8}$	$\frac{8}{11} = 0,73$
	A und B eingespannt		$\frac{F_m l}{16}$	$\frac{F_m l}{12}$	$\frac{8}{16} = 0,5$
durchlaufender Mehrfeldträger mit gleichen Stützabständen	2 Felder		$\frac{F_m l}{11}$	$\frac{F_m l}{8}$	$\frac{8}{11} = 0,73$
	3 oder mehr Felder		$\frac{F_m l}{11}$	$\frac{F_m l}{8}$	$\frac{8}{11} = 0,73$

beidseitig eingespannter Träger neben der eigentlichen Plastizität innerhalb der beanspruchten Querschnitte zusätzlich an den Einspannstellen einknickt und von vollständiger in teilweise Einspannung übergeht, also Fließgelenke entstehen.

Im Stahlbau wird die Belastbarkeit eines Trägers als erschöpft betrachtet [1], wenn eine Fließgelenkkette entsteht. Dies bedeutet, daß bei einem Balken an den Einspannstellen und im Feld die Spannung an der Streckgrenze ist und vollplastischer Zustand vorliegt. Die Fließgelenke an den Einspannstellen berücksichtigt der Faktor β und das Fließgelenk im Feld der Faktor q .

4.1.1.1 Faktor β

Bei konstanter Streckenlast F_m tritt das maximale Moment $M_{pl,max}$ im Balken bei Übergang von vollständiger in teilweise Einspannung ein schon vor Erreichen des maximalen Moments $M_{el,max}$ bei Betrachtung nur des elastischen Zustandes. Hierdurch wird das maximale Moment an der Einspannung abgebaut. Beide Momente sind in Tabelle 4.1 angegebenen [1]. Der Vergleich zeigt, daß durch Zulassung von Fließgelenken eine höhere Auslastung möglich ist. Beim beidseitig eingespannten Balken ergibt sich damit ein Gewinn von 33 %:

$$\frac{M_{el,max}}{M_{pl,max}} = \frac{F_m l / 12}{F_m l / 16} = \frac{4}{3} = 1,33 \quad (4.5)$$

Der Einfeldträger gestützt/gestützt hat keine Fließgelenke in den Befestigungspunkten. Bei durchlaufenden Mehrfeldträgern werden die Felder einzeln betrachtet und die Momente bestimmt. Bei zwei Feldern entsprechen die einzelnen Felder einem Balken gestützt/eingespannt. Bei drei und mehr Feldern entsprechen

die äußeren Felder näherungsweise einem Balken gestützt/eingespannt und die inneren Felder einem Balken eingespannt/eingespannt; die Momente sind in den äußeren Feldern größer als in den inneren, was man durch Vergleich mit den Einfeldträgern erkennt, somit sind die äußeren Felder maßgebend.

Die plastischen Momente bei den verschiedenen Träger- und Befestigungsarten werden auf das Moment beim beidseitig gestützten Träger bezogen und hieraus der Faktor β gewonnen, der ebenfalls in Tabelle 4.1 angegeben ist

$$\beta = \frac{M_{pl,max}}{M_{el,max, gestützt/gestützt}} \quad (4.6)$$

4.1.1.2 Faktor q

Das plastische Verhalten zwischen den Stütz- bzw. Einspannstellen kann am einfachsten bei Werkstoffen mit ausgeprägter Fließgrenze erläutert werden. Diese ist weder bei Aluminium noch bei Kupfer vorhanden, wie das Spannungs-Dehnungs-Diagramm in Bild 4.1a zeigt, sie wird durch eine ideal elastisch-plastische Charakteristik ersetzt, bei der die Grenze des Hookeschen (elastischen) Bereichs und die Streckgrenze zusammenfallen.

Die folgenden Überlegungen werden an einem Balken mit Rechteckprofil durchgeführt, was am einfachsten ist; sinngemäß gelten sie aber auch für andere Profile.

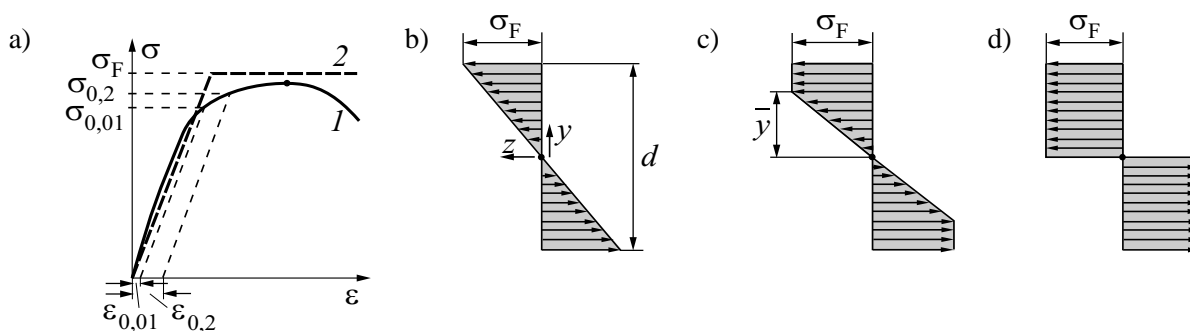


Bild 4.1: Spannungs-Dehnungsdiagramm und Biegespannungsverlauf in einem Rechteckprofil

- Spannungs-Dehnungsdiagramm;
1: Kupfer, Aluminium; 2: ideal elastisch-plastisch
- Biegespannung im elastischen Zustand
- Biegespannung im elastisch-plastischen Zustand
- Biegespannung im vollplastischen Zustand

Der Rechteckbalken werde mit der Streckenlast F_m beansprucht. Im elastischen Bereich steigt die Spannung von der neutralen Achse bis zur Randfaser linear an, Bild 4.1b. Für das innere Moment gilt

$$M_{el} = \int_A \sigma(x, y) y \, dA = \int_{-d/2}^{d/2} \sigma_m \frac{y}{d/2} y b \, dy = \frac{d^2 b}{6} \sigma_m = Z_m \sigma_m \quad (4.7)$$

Ihm wirkt ein äußeres Moment entgegen, z. B. $Fl/8$ beim beidseitig gestützten Leiter. Das äußere Moment wird weiter erhöht, bis in der äußeren Randfaser die Fließspannung σ_F erreicht ist. Da jedoch alle anderen Fasern im elastischen Bereich liegen, wird die Randfaser durch die Stützwirkung der inneren Fasern am ausgeprägten Fließen gehindert, es treten noch keine unzulässig hohen Verformungen ein. Es wird daher zur besseren Ausnutzung eine weitere Ausbreitung der Fließspannung über den Querschnitt zugelassen, Bild 4.1c. Die Gebiete $|y| < d/2$ sind noch nicht voll ausgelastet und können noch an der Lastaufnahme beteiligt

werden. Bei Teilplastizierung wird das innere Moment

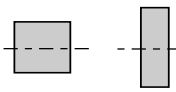
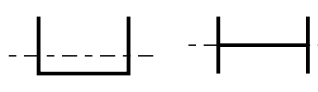
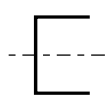
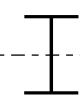

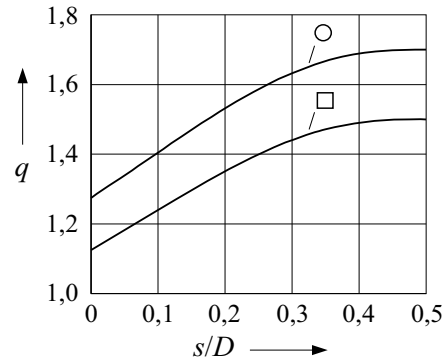
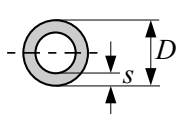
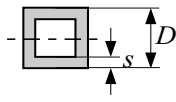
$$M_{el-pl} = 2 \left[\int_0^{\bar{y}} \sigma_F \frac{y}{\bar{y}} b dy + \int_{\bar{y}}^{d/2} \sigma_F y b dy \right] = \sigma_F \left[\left(\frac{d}{2} \right)^2 - \frac{\bar{y}^2}{3} \right] \quad (4.8)$$

Für $\bar{y} = 0$ ist die Fließspannung im ganzen Querschnitt erreicht, Bild 4.1d. Bei einer bleibenden Randdehnung von $\varepsilon_{0,2} = 0,2\%$ wirkt ein äußeres Moment M_{Tr} , das Tragmoment genannt wird. Es ist gleich dem inneren Moment M_{el-pl} nach Gleichung (4.8) bei $\bar{y} = 0$

$$M_{Tr} = M_{el-pl}(\bar{y} = 0) = \frac{d^2 b}{4} \sigma_{0,2} = 1,5 Z_m \sigma_{0,2} = q Z_m \sigma_{0,2} \quad (4.9)$$

Gegenüber dem rein elastischen Zustand kann das äußere Moment bei dem hier betrachteten Rechteckleiter durch Zulassung plastischer Verformungen noch um 50 % gesteigert werden bis die Tragfähigkeit erschöpft ist. Die vollplastische Stützziffer beträgt somit bei Rechteckleitern $q = 1,5$. Bei anderen Leiterprofilen weicht sie von diesem Wert ab und ist in Tabelle 4.2 angegeben [22, 29].

Tabelle 4.2: Faktor q für die eingezeichneten Biegeachsen

Leiterprofil		Leiterprofil	
	$q = 1,5$		$q = 1,83$
			$q = 1,19$
	$q = 1,7$		
	$q = 1,7 \frac{1 - (1 - 2s/D)^3}{1 - (1 - 2s/D)^4}$		
	$q = 1,5 \frac{1 - (1 - 2s/D)^3}{1 - (1 - 2s/D)^4}$		

4.1.1.3 Zulässige Spannungen

Die bleibende Randdehnung von $\varepsilon_{0,2} = 0,2\%$ entspricht einer Streckgrenze von $R_{p0,2}$. Die maximale Spannung σ_m im Einzelleiter bzw. σ_{tot} im Schienenpaket darf daher nicht größer sein als durch das Tragmoment nach Gleichung (4.9) vorgegeben

$$\sigma_m \leq q R_{p0,2} \quad \text{bzw.} \quad \sigma_{tot} \leq q R_{p0,2} \quad (4.10)$$

Bei der Teilleiterspannung σ_s wird empfohlen, die Streckgrenze nicht zu überschreiten, um den Abstand zwischen den Teilleitern nicht zu verändern:

$$\sigma_s \leq R_{p0,2} \quad (4.11)$$

Werden für die Streckgrenze der Leitermaterialien in den Normen Mindestwerte $R_{p0,2}$ und Höchstwerte $R'_{p0,2}$ angegeben, so ist in den Gleichungen (4.10) und (4.11) der Mindestwert $R_{p0,2}$ einzusetzen, damit die bleibende Verformung nicht zu groß wird.

Durch das Rechnen mit Plastizität unter Berücksichtigung des Übergangs von vollständiger zu teilweiser Einspannung ist somit eine höhere Auslastung der Stromschiene möglich gegenüber der Betrachtung allein im elastischen Zustand, wenn man eine geringe, nicht merkbare Verformung zuläßt. Für beidseitig eingespannte Rechteckleiter beträgt sie $4/3 \cdot 1,5 = 2$, was dem Meßergebnis in Gleichung (4.4) entspricht. Bei den im Schaltanlagenbau üblichen Rohrleiterabmessungen $s/D = 0,02 \dots 0,3$ und über zwei oder mehr Felder durchlaufenden Rohren kann die Auslastung um den Faktor 1,8 bis 2,3 gesteigert werden.

4.1.2 Faktoren V_σ und V_{σ_s}

Die Faktoren V_σ und V_{σ_s} in den Gleichungen (2.5), (2.6), (4.2) und (4.3) berücksichtigen also die dynamische Strukturantwort auf den Zeitverlauf der elektromagnetischen Kurzschlußkräfte auf die Leiter. Ihre Bestimmung wird im folgenden erläutert.

Das dynamische Verhalten des Leiters während des Kurzschlußstromflusses und danach kann analytisch am kontinuierlichen Biegebalken untersucht werden. Hierzu muß die partielle Differentialgleichung der Auslenkung y am Ort x des Balkens zum Zeitpunkt t

$$\frac{\partial^2 y(x,t)}{\partial t^2} + 2\delta \frac{\partial y(x,t)}{\partial t} + \frac{EJ_m}{m'} \frac{\partial^4 y(x,t)}{\partial x^4} = \frac{F'(t)}{m'} \quad (4.12)$$

integriert werden. δ ist die Leiterdämpfung und $F'(t)$ der elektromagnetische Kraftbelag auf den Leiter. Die Lösung beschreiben [14, 28, 36, 41]. Die Leiterspannungen sind dann der zweiten Ableitung der Auslenkung nach dem Ort proportional und die Querkräfte der dritten Ableitung. Der Faktor V_σ ist dann der zeitliche Maximalwert der zweiten Ableitung

$$V_\sigma = \text{Max} \left\{ \frac{\partial^2 y(x,t)}{\partial x^2} \right\} \quad (4.13)$$

beim beidseitig eingespannten Balken für $x = 0, l$ und beim beidseitig gestützten Balken für $x = l/2$.

Bild 4.2 zeigt den Faktor V_σ für die beiden äußeren Leiter L1 und L3 als Funktion ihrer mechanischen Kennfrequenz f_c bei zwei verschiedenen logarithmischen Dämpfungsdekrementen Λ und beidseitiger Einspannung. Bezugsfrequenz ist die Netzfrequenz f . V_σ zeigt eine starke Abhängigkeit von der Kennfrequenz f_c , da die anregende Kraft sich aus vier Teilfunktionen nach Gleichung (3.5) zusammensetzt [3, 14, 16, 28, 36, 40]. Bei f_c sehr viel kleiner als die Netzfrequenz f wird V_σ durch die Gleichglieder bestimmt, und es ergibt sich $V_\sigma < 1$. Wird f_c sehr viel größer als $2f$, so folgt die Leiterbewegung der anregenden Kraft und somit $V_\sigma = 1$. Zwischen beiden Grenzfällen treten Überhöhungen auf, wenn die Kennfrequenz oder eine höhere Eigenfrequenz des Leiters in den Bereich von f oder $2f$ kommt, wobei die Überhöhungen bei Resonanz mit $2f$ höher sind als mit f . Die Überhöhungen verringern sich mit Zunahme der mechanischen Leiterdämpfung δ , dazwischen hat die Dämpfung wenig Einfluß. Andere Randbedingungen verschieben die Spitzen bei Resonanz der Leiterüberschwingungen mit f oder $2f$.

V_σ für den mittleren Leiter L2 ist nur an den Resonanzen mit $2f$ und bei $f_c/f > 1$ größer als für die äußeren Leiter L1 und L3, da an L2 die Komponente der elektromagnetischen Kraft mit $2f$ doppelt so groß ist und der konstante Gleichanteil fehlt. Im Bereich $f_c/f < 1$ ist, abgesehen von den Resonanzen mit $2f$, die Beanspruchung von L1 und L3 durch den konstanten Gleichanteil größer als von L2.

Die Überhöhungen durch Resonanz setzen voraus, daß der Leiter voll elastisch bleibt. Tatsächlich wird jedoch bei Resonanz oder in der Nähe der Resonanz im Bereich der Netzfrequenz oder der doppelten Netzfrequenz die Leiterspannung soweit ansteigen, bis Plastizität erreicht wird. Hierdurch verschiebt sich die Leiterkennfrequenz zu kleineren Werten hin, und die im elastischen Bereich geltende Resonanzbedingung

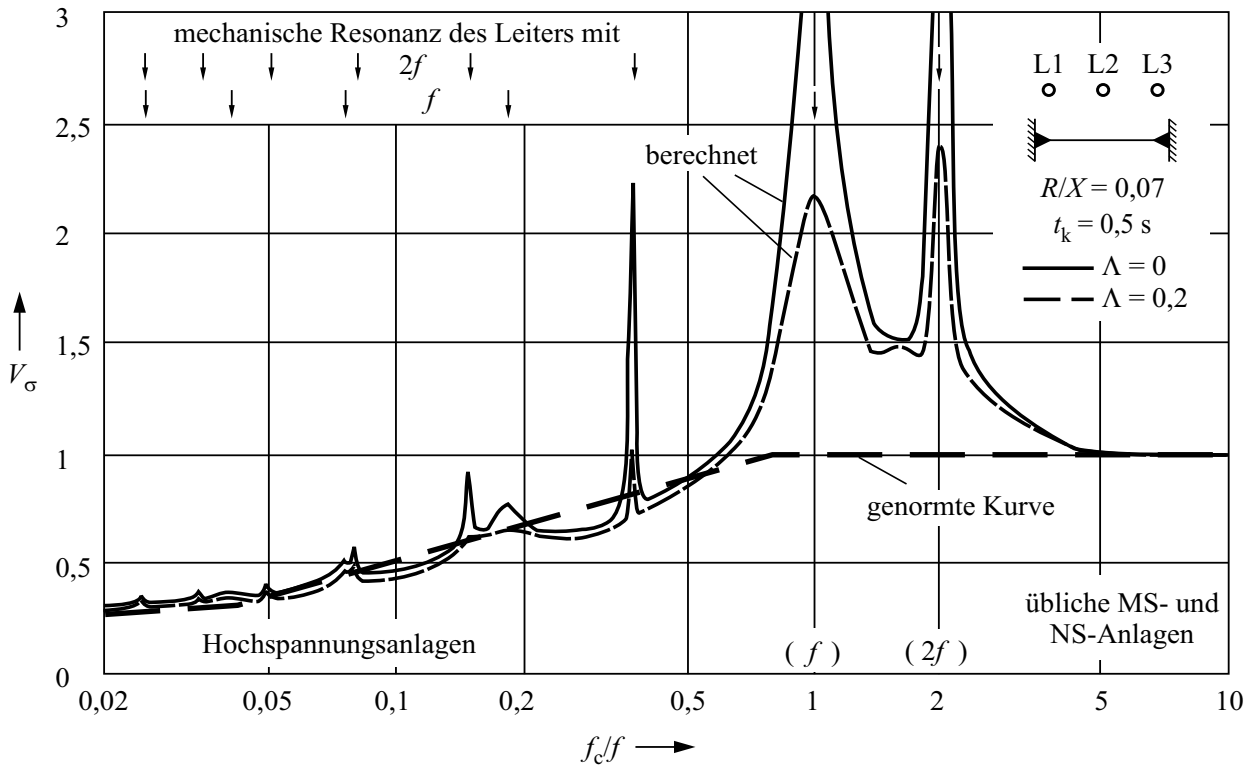


Bild 4.2: Berechnete Faktoren V_σ für die äußeren Leiter L1 und L3 bei dreipoligem Kurzschluß abhängig von der bezogenen Kennfrequenz f_c/f des Leiters und dem logarithmischen Dämpfungsdekrement Λ bei beidseitiger Einspannung [3, 14, 16, 36] und genormte Kurve

ist nicht mehr erfüllt. Da die Voraussetzung für ein Anwachsen der Beanspruchung durch Resonanz eine konstante Eigenfrequenz ist, sind bei vollständiger Plastizität keine Resonanzerscheinungen möglich [34]. Der Faktor V_σ kann nicht größer als eins werden. Die dynamische Berechnung entspricht dann einer statischen Ermittlung mit dem Höchstwert der elektromagnetischen Kraft als statische Ersatzkraft, die das äußere Tragmoment M_{Tr} nach Gleichung (4.9) hervorruft. Kleinere äußere Momente führen auf elastische oder elastisch-plastische Verformung, die geringere Leiterspannungen ergeben als durch das Tragmoment, wodurch die Gleichungen (4.10) und (4.11) jedoch stets erfüllt sind, da sie vom vollplastischen Zustand ausgehen.

Das Bild 4.2 ist für einen beidseitig eingespannten Balken ermittelt. In Schaltanlagen sind die Leiter auf Isolatoren befestigt, die elastisch sind und mitschwingen. Somit liegt keine starre Einspannung vor. Die Resonanzüberhöhungen werden im Bereich $f_c < f$ deutlich verringert und auch die Beanspruchungen dazwischen [15, 36, 38]; hierbei sind hauptsächlich das konstante und das abklingende Gleichglied in der elektromagnetischen Kraft maßgebend. Für das vereinfachte Verfahren genügt es, bei $f_c < f$ eine Kurve anzugeben, die im Bereich der Minima im Bild 4.2 liegt. Im Bild 4.2 ist diese in die Norm aufgenommene Kurve ebenso eingetragen, der ansteigende Teil endet bei $V_\sigma = 1$, ab da wird sie horizontal weitergeführt wegen der infolge Plastizität ausbleibenden Resonanz bei $f_c/f = 1$ und 2. Hierbei ist in Bild 4.2 zu beachten, daß sich der statische Bezugswert von V_σ für die berechneten Kurven geringfügig von dem der genormten Kurve unterscheidet: In der Norm wird vom Maximum F_m der elektromagnetischen Kraft am Leiter L2 ausgegangen, das 7% größer ist als an den Leitern L1 und L3, siehe Abschnitt 3.

V_σ wird daher nicht größer als eins. Wird der Nachweis der Kurzschlußfestigkeit eines Leiters ohne Berücksichtigung seiner Kennfrequenz durchgeführt, so kann quasistatisch mit dem Höchstwert $V_\sigma = 1$ gerechnet werden. Daher ist $V_\sigma = 1$ in Tabelle 2 der Norm eingetragen. Die Ausnutzung von Faktoren $V_\sigma < 1$ vor allem bei Hochspannungsanlagen setzt somit die Kenntnis der Kennfrequenzen der Leiter voraus, die im Abschnitt 5 bestimmt wird.

Bild 4.2 gilt für $R/X = 0,07$, was $\kappa = 1,81$ entspricht. Der Spitzenwert der elektromagnetischen Kraft auf die Leiter ist nach Abschnitt 3 proportional κ^2 , nimmt also mit kleiner werdendem κ , d. h. ansteigendem R/X , ab; die Höchstwerte des abklingenden Gleichglieds und der abklingenden netzfrequenten Komponente werden kleiner, da ihre Zeitkonstante kleiner wird, wohingegen das konstante Gleichglied und die Komponente mit doppelter Netzfrequenz unabhängig von κ sind [3, 36, 40]. Im Bereich kleiner Kennfrequenzen $f_c \ll f$ ist das konstante Gleichglied maßgebend, V_σ nimmt daher zu bei abnehmendem κ zu, weil der statische Bezugswert mit κ^2 abnimmt. Wegen des statischen Bezugswertes werden auch die Resonanzen mit $2f$ größer. Die im Bild 4.2 eingezeichneten Verläufe verschieben sich somit zu höheren Werten. Die in die Norm aufgenommenen Kurven folgen wieder den Minima der berechneten Kurve. Für $R/X \leq 0,15$ entsprechend $\kappa \geq 1,64$ genügt eine Kurve, da der Unterschied gering ist. Durch die Plastizität des Leiters ist auch hier $V_\sigma > 1$ nicht möglich.

Die Kurzschlußdauer beträgt $t_k = 500$ ms in Bild 4.2. Kleinere Kurzschlußdauer reduziert die Oberschwingungsresonanzen stark, bei $t_k \leq 20$ ms treten sie nicht mehr auf [41, 42]. Ab $t_k \approx 200$ ms ist im Bereich der Hoch- und Höchstspannungsanlagen eine deutliche Minderung der Beanspruchung der Leiter erreichbar, wohingegen bei Mittel- und Niederspannungsanlagen erst bei $t_k \leq 20$ ms. Hinzu kommt, daß bei $t_k \leq 10$ ms die Maximalwerte der Kurzschlußstromkräfte kleiner werden als nach den Gleichungen (3.11), (3.12) und (3.15) ermittelt, da der Augenblickswert der Kraft am Kurzschlußende geringer als die Stoßkurzschlußkraft ist.

Wie schon weiter oben beschrieben, werden die Teilleiter als beidseitig eingespannt betrachtet. Sie verhalten sich dynamisch wie die Hauptleiter jedoch mit anderen Kennfrequenzen, nämlich f_{cs} . Für die Faktoren V_{σ_s} zur Ermittlung der Teilleiterbeanspruchung können daher die gleichen Kurven wie für V_σ verwendet werden, jedoch ist f_c durch f_{cs} zu ersetzen. Bei der Ermittlung der Teilleiterbeanspruchung ohne Berücksichtigung der Kennfrequenzen wird $V_{\sigma_s} = 1$ gesetzt.

Wechselstromanlagen werden wie Drehstromanlagen behandelt, es gilt die im Bild 4.2 angegebene genormte Kurve.

4.2 Kräfte auf die Stützpunkte

Die Kräfte F_d auf die Stützpunkte des Leiters werden, ebenso wie die Biegespannungen im Leiter in Abschnitt 4.1, aus der statisch wirkenden Stromkraft F_m ermittelt [3, 14, 15, 16, 28, 36, 40]:

$$F_d = V_F V_r \alpha F_m \quad (4.14)$$

Hierin berücksichtigt der Faktor V_F wieder die Strukturantwort auf die dynamische Lastannahme nach Gleichung (2.1) und somit den Zeitverlauf der elektromagnetischen Kraft. Der Faktor α gibt die Verteilung der Kräfte auf die einzelnen Stützpunkte an. Beide werden im folgenden beschrieben.

Zuerst muß jedoch geklärt werden, wie das dynamische Moment längs der Stützeinrichtung im Vergleich zum statischen Moment verläuft.

4.2.1 Biegemomente in der Stützeinrichtung

Die Kraft F_d greift an der Klemme am Kopf der Stützeinrichtung an. Werden die Stützen als starr angenommen, so ergibt sich ein linearer Momentenverlauf entlang der Stütze, der sich aus dem Produkt von F_d und dem Abstand vom Kraftangriffspunkt bestimmen läßt. Stützen in Nieder- und Mittelspannungsanlagen erfüllen dies sicher. Stützen in Hoch- und Höchstspannungsanlagen haben aufgrund ihrer Höhe eine Steifigkeit, die das Schwingungsverhalten des Systems beeinflusst, wie oben beschrieben. An Unterkonstruktionen von 110-kV-, 220-kV- und 380-kV-Anordnungen wurden die maximalen dynamischen Momente längs einer Stützeinrichtung mit der Methode der Übertragungsmatrizen untersucht [15, 38]. Bild 4.3 zeigt das Ergebnis für die in [3, Volume 2, Case 1] beschriebene zweifeldrige Sammelschiene. Die eingetragenen Meßwerte

stimmen sehr gut mit der Rechnung überein. Das dynamische Moment ist nahezu linear. Weiterhin ist der Momentenverlauf eingezeichnet, der sich bei einer statischen Belastung mit dem maximalen Momentanwert der elektromagnetischen Kraft ergibt, es nimmt vom Stützerkopf aus nach unten linear zu. In beiden Fällen treten die höchsten Momente und somit auch die Spannungen in den Füßen der Isolatoren und der Stahlstützen auf.

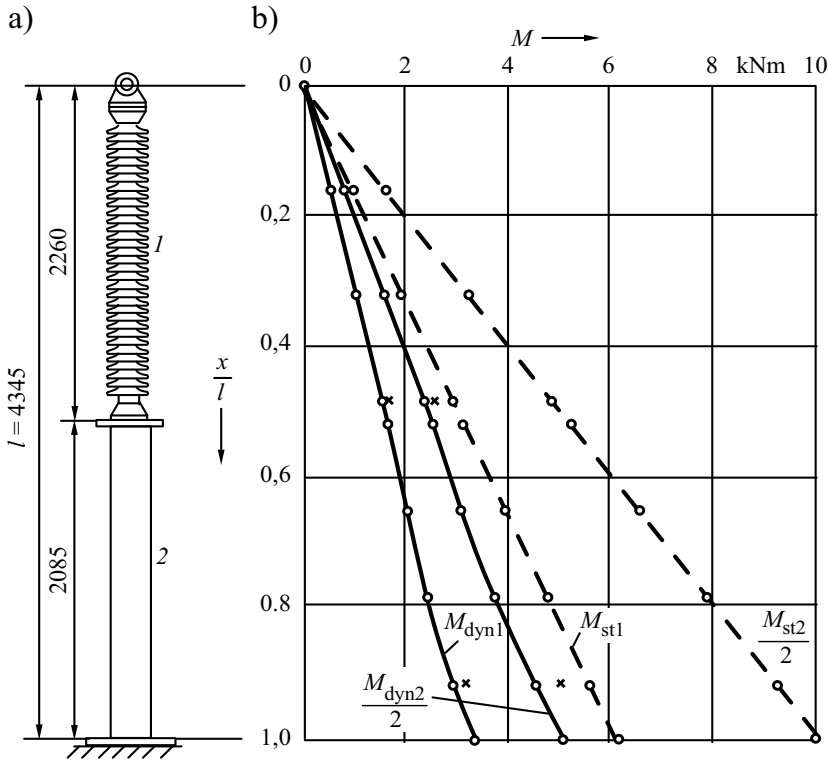


Bild 4.3: Biegemomente entlang einer 220-kV-Stütze [15]

a) Stütze: 1 Isolator, 2 Stahlstiel

b) Maximale dynamische Momente M_{dyn1} , M_{dyn2} und statische Momente M_{st1} , M_{st2}

Index 1: äußere Isolatoren, Index 2: mittlerer Isolator

○ berechnet mit der Methode der Übertragungsmatrizen

× gemessen bei der FGH [3, Volume 2, Case 1]

Dieser nahezu lineare dynamische Momentenverlauf rechtfertigt, daß die Kraft F_d als statische Ersatzkraft auf die Klemme angenommen wird, die die gleichen Momente in der Unterkonstruktion hervorruft wie die dynamische Kraft.

Die von F_d am Isolatorfuß hervorgerufene Spannung darf die Mindestumbruchlast des Isolators nicht überschreiten, die durch die am Isolatorkopf angreifende Kraft F_1 angegeben wird. Daher müssen die Momente die Gleichung

$$F_d (h_I + h_c) \leq F_1 h_I \quad (4.15)$$

erfüllen. h_I ist die Höhe des Isolators und h_c der Abstand zwischen Isolatorkopf und Mittelpunkt des Leiters in der Klemme.

4.2.2 Faktor V_F

Entsprechend Gleichung (4.13) gewinnt man des Faktor V_F der Stützpunktkräfte

$$V_F = \text{Max} \left\{ \frac{\partial^3 y(x,t)}{\partial x^3} \right\} \quad (4.16)$$

Auch er ist abhängig von der mechanischen Kennfrequenz f_c der Leiter [3, 14, 16, 28, 36, 40]. Bild 4.4 zeigt V_F , analog zu V_σ in Bild 4.2, für beidseitig eingespannten Leiter. Wiederum ist vorausgesetzt, daß der Leiter nur elastisch verformt wird. Unter dieser Annahme kann eine Kurve zur vereinfachten Berechnung angegeben werden, die bei $f_c/f < 0,6$ im Bereich der Minima liegt, bei $0,6 < f_c/f < 6$ jedoch Resonanz mit f und $2f$ und mechanische Dämpfung berücksichtigt, und für $f_c/f > 6$ eins wird. Diese genormte Kurve ist im Bild 4.4 ebenso eingezeichnet und in die Norm aufgenommen.

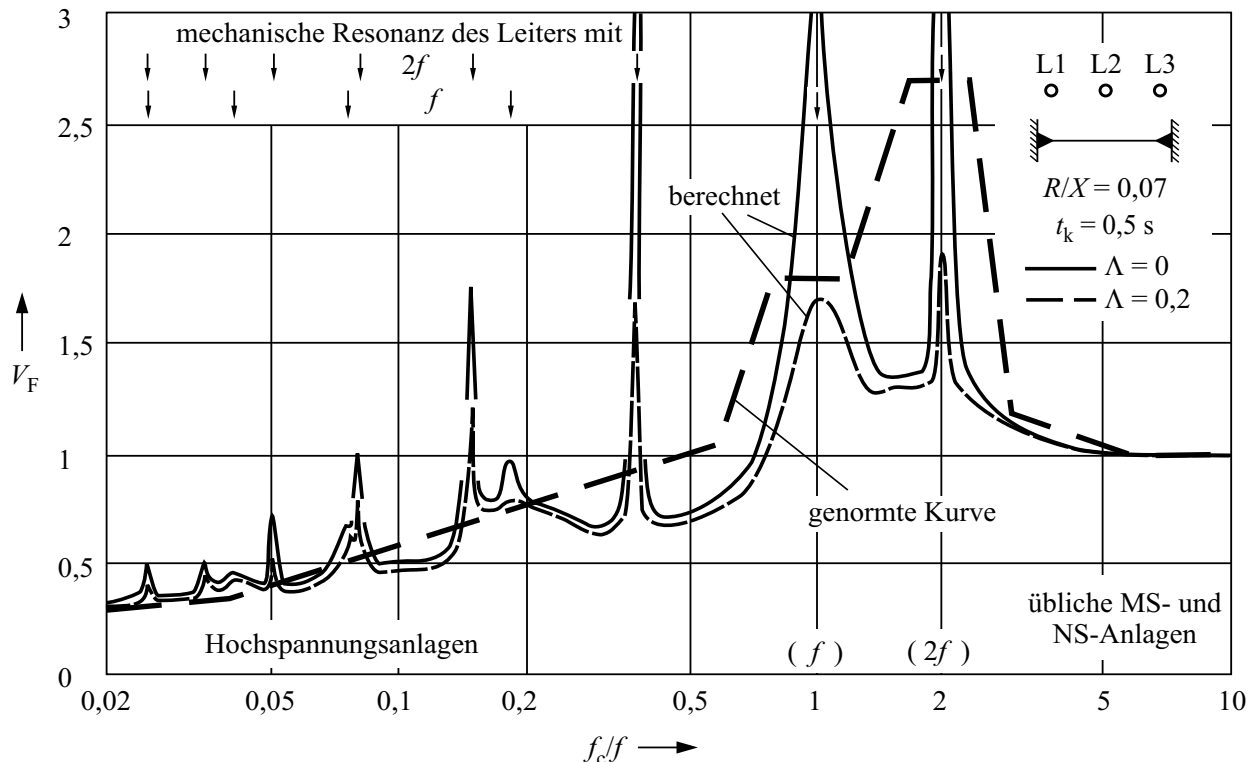


Bild 4.4: Berechnete Faktoren V_F für die äußeren Leiter L1 und L3 bei dreipoligem Kurzschluß abhängig von der bezogenen Kennfrequenz f_c/f des Leiters und dem logarithmischen Dämpfungsdekrement Λ bei beidseitiger Einspannung [3, 14, 16, 36] und genormte Kurve

Der Faktor V_F für die äußeren Leiter L1 und L3 unterscheidet sich auch von dem des mittleren Leiters L2 wie im Abschnitt 4.1.2 für die Leiterbeanspruchung beschrieben. Ebenso ist der Bezugswert für die berechneten Verläufe im Bild 4.4 um 7% kleiner als für die genormte Kurve.

Stützpunktbeanspruchungen höher als nach den Regeln der Statik mit $V_F = 1$ berechnet können bei Resonanz mit f und $2f$ nur dann auftreten, wenn die Leiterbeanspruchung im elastischen Bereich bleibt und

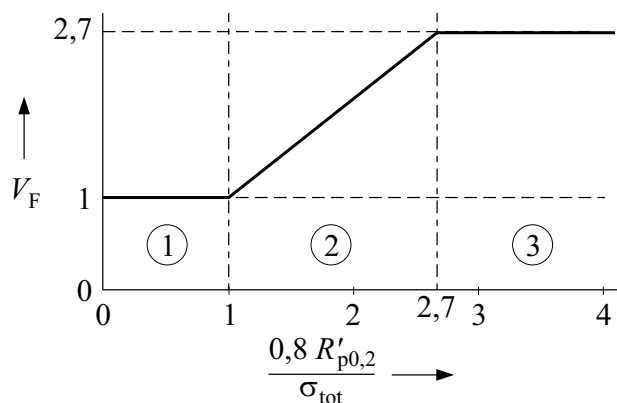


Bild 4.5: Höchstwert des Faktors V_F bei statischer Berechnung abhängig von der Leiterspannung σ_{tot} bei dreipoligem Kurzschluß.

somit unterhalb der technischen Elastizitätsgrenze $R_{p0,01}$. Üblicherweise werden für die Leiterwerkstoffe Mindestwerte $R_{p0,2}$ und Richtwerte für die Höchstwerte $R'_{p0,2}$ oder auch nur ein Wert $R_{p0,2}$ in den entsprechenden Normen aufgeführt. Daher wird als Elastizitätsgrenze $0,8R'_{p0,2}$ gesetzt, wobei $0,8R'_{p0,2} > R_{p0,01}$.

Hiermit lassen sich nun Höchstwerte für V_F abhängig von den auftretenden Leiterspannungen σ_{tot} angeben für den Frequenzbereich, in dem $V_\sigma = 1$ nach Bild 4.2 gilt. Sie sind im Bild 4.5 abhängig von $0,8R'_{p0,2}/\sigma_{tot}$ dargestellt. Es können drei Bereiche unterschieden werden. Ist $\sigma_{tot} > 0,8R'_{p0,2}$, dann wird aufgrund der vollplastischen Verformung $V_F = 1$. Unterschreitet σ_{tot} den Wert $0,8R'_{p0,2}$, so wird σ_{tot} nach Gleichung (2.5) mit $V_F = 1$ zu gering berechnet, da Resonanzüberhöhungen auftreten können. Dies wird durch eine Vergrößerung von V_F berücksichtigt, und es wird ein linearer Anstieg angenommen bis der Höchstwert von $V_F = 2,7$ nach Bild 4.5 erreicht ist. Bei noch niedrigeren Leiterspannungen wird der Leiter nur elastisch verformt, und es ist der Höchstwert maßgebend.

Bild 4.5 gibt die maximal möglichen Werte von V_F an unabhängig von der Leiter-Kennfrequenz und gilt somit für alle Anlagen. Es ist in Tabelle 2 der Norm aufgenommen, jedoch als Funktion von $\sigma_{tot}/(0,8R'_{p0,2})$.

Die Ermittlung der Stützpunktbeanspruchung mit den Höchstwerten nach Bild 4.5 führt vor allem bei Hoch- und Höchstspannungsanlagen mit $f_c/f \ll 1$ zu einer Überdimensionierung, da dort $V_F < 1$ wird, wie Bild 4.4 dargestellt. Daher wird in diesem Fall die Berechnung der Kennfrequenzen empfohlen, um eine genauere Anlagenauslegung zu erreichen oder Reserven auszunutzen. Auch bei Mittel- und Niederspannungsanlagen mit $f_c/f > 0,5$ kann die Berücksichtigung von V_F nach der genormten Kurve in Bild 4.4 zu günstigeren Ergebnissen führen.

V_F hängt ebenso wie V_σ vom Faktor κ ab, wie im Abschnitt 4.1.2 beschrieben.

Kleinere Kurzschlußdauer kann auch die Stützpunktkräfte verringern, bei Mittel- und Niederspannungsanlagen schon für $t_k \leq 200$ ms.

Wechselstromanlagen werden wie Drehstromanlagen behandelt, jedoch ist die genormte Kurve in Bild 4.4 im Bereich der Resonanz mit $2f$ auf $V_F = 1,8$ begrenzt, und somit auch im Bild 4.5 der Höchstwert.

4.2.3 Faktor α

Nach Kenntnis der auf die Stromschiene wirkenden statischen Last $V_F V_I F_m$ können die Kräfte auf die einzelnen Stützpunkte mit dem Faktor α ebenso statisch gewonnen werden.


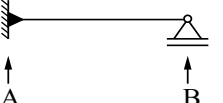

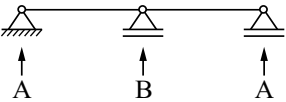
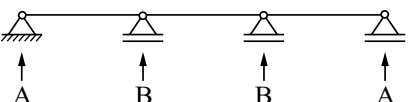
Für Einfeldträger, durchlaufende Träger mit zwei und drei Feldern gibt Tabelle 4.3 die aus der Statik bekannten Werte für α an. Bei mehr als drei Feldern unterscheiden sich die Stützpunktkräfte im ersten und letzten Feld wenig von denen der zweifeldrigen Anordnung, so daß mit dieser gerechnet werden kann; numerische Berechnung der Kraftverläufe an 110-kV-, 220-kV- und 380-kV-Anlagen bestätigen dies [16, 36]. Die weiter innen liegenden Stützpunkte werden stets niedriger beansprucht.

Unterscheiden sich die Stützabstände, können durch Resonanz bis zu 20% höhere Beanspruchungen gegenüber dem Fall gleicher Stützabstände auftreten, wenn die Länge des kürzeren Feldes zwischen 15% und 100% der übrigen Felder beträgt. Eine Verkürzung unter 15% oder eine Verlängerung über 100% läßt die Kräfte weiter ansteigen [16, 36, 38]. Numerische dynamische und statische Berechnungen zeigen die gleiche Tendenz. Es wird daher empfohlen, bei durchlaufenden Leitern Stützabstände geringer als 20% des größten vorkommenden Stützabstandes zu vermeiden. Ist dies nicht möglich, so sollten die Leiter in den Stützpunkten geschnitten werden.

4.3 Faktor V_I

In den meisten 110-kV-Netzen und bei allen Spannungsebenen darüber wird stets einpolige Kurzunterbrechung eingesetzt, die zu keinen höheren Beanspruchungen gegenüber dem dreipoligen Kurzschluß führt. In

Tabelle 4.3: Faktor α bei verschiedenen Stützpunktanordnungen

Träger- und Befestigungsart		Stützpunkt	
		A	B
Einfeldträger	A und B gestützt		0,5 0,5
	A eingespannt B gestützt		0,625 0,375
	A und B eingespannt		0,5 0,5
durchlaufender Mehrfeldträger mit gleichen Stützabständen	2 Felder		0,375 1,25
	3 oder mehr Felder		0,4 1,1

Mittel- und Niederspannungsnetzen wendet man dagegen oftmals dreipolige Kurzunterbrechung, manchmal auch in 110-kV-Netzen. Ist die Kurzunterbrechung erfolglos, so tritt erneut ein dreipoliger Kurzschluß ein. In diesem Fall können Erhöhungen sowohl der Leiterspannungen als auch der Kräfte auf die Stützpunkte eintreten. Der ungünstigste Fall liegt dann vor, wenn der erste Kurzschluß zum Zeitpunkt des größten Moments abgeschaltet und Beginn des zweiten Kurzschlusses wieder mit einem größten Moment der freien Leiterschwingung zusammenfällt [16, 36, 39]. Deshalb wird hierfür der Faktor V_r eingeführt als Verhältnis zweier dynamischer Strukturantworten:

$$V_r = \frac{\text{Strukturantwort auf dynamische Lastannahme bei erfolgloser Kurzunterbrechung}}{\text{Strukturantwort auf dynamische Lastannahme ohne Kurzunterbrechung}} \quad (4.17)$$

V_r ist, wie die anderen Faktoren V , ebenso von der Leiterkennfrequenz abhängig und steigt bei $f_c/f < 2$ mit kleiner werdendem f_c an; bei $f_c/f > 2$ ist er praktisch eins, Bild 4.6. Längere Pausenzeiten t_u verringern V_r wegen der Dämpfung der Leiterschwingung in dieser Zeit. Der polygonale Verlauf wird durch die ebenfalls eingezeichnete Kurve für die Norm angenähert, wobei sie sowohl für die Leiterspannung als auch die Stützpunktkräfte gilt.

Ist keine dreipolige Kurzunterbrechung im Netz vorgesehen, so ist $V_r = 1$ in den entsprechenden Gleichungen einzusetzen.

Wird dreipolige Kurzunterbrechung angewandt, so ist bei der Ermittlung nur nach Tabelle 2 der Norm ohne Berücksichtigung der Kennfrequenz zusätzlich eine Berechnung ohne dreipolige Kurzunterbrechung durchzuführen, da sich hierbei infolge der geringeren Leiterspannung höhere Werte von $V_F V_r$ ergeben können, was zu einer größeren Stützpunktbeanspruchung während der ersten Stromflußdauer führt. Bei Berücksichtigung der Kennfrequenz kann dieser Fall ebenso eintreten, wenn bei der dreipoligen Kurzunterbrechung sich $V_F V_r > 1$ ergibt. Im Abschnitt 8 sind weitere Informationen zur Berechnung und Vergleiche angegeben.

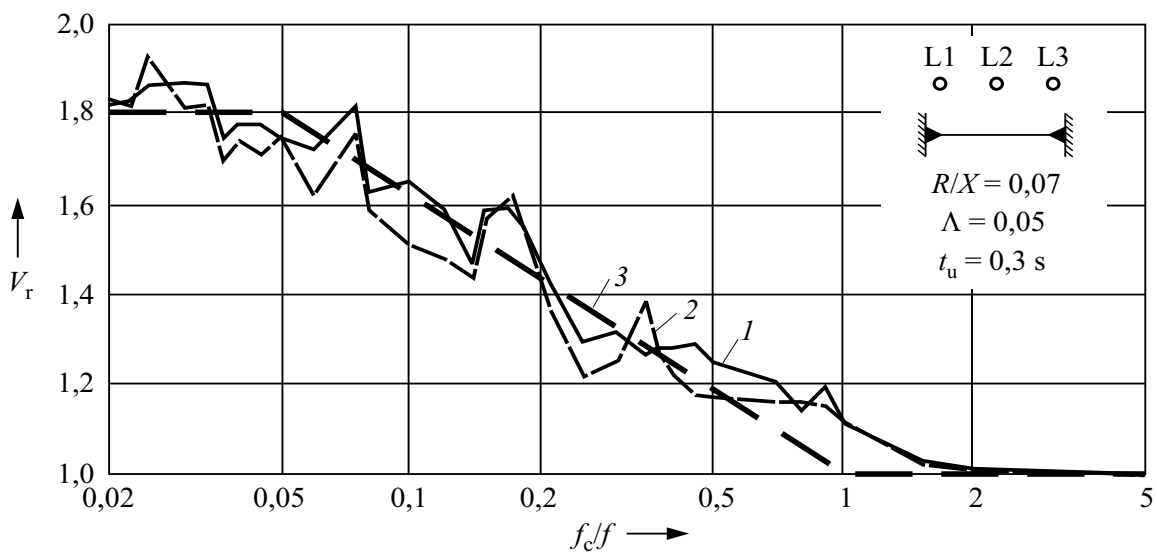


Bild 4.6: Faktoren V_r für die äußeren Leiter L1 und L3 bei dreipoligem Kurzschluß abhängig von der bezogenen Kennfrequenz f_c/f bei beidseitiger Einspannung [16].

1 Leiterspannung 2 Stützpunktkräfte 3 genormte Kurve

5 Maßgebliche Kennfrequenzen von Haupt- und Teilleitern

Eine wirtschaftliche Auslegung von Sammelschienen kann nur durch Betrachtung der Anordnung als schwingendes System erfolgen. Hierdurch können auf der einen Seite bei Hoch- und Höchstspannungsanlagen beachtliche Beanspruchungsminderungen erreicht werden, auf der anderen Seite bei Mittel- und Niederspannungsanlagen Beanspruchungserhöhungen durch Resonanz mit den 50-Hz- und 100-Hz-Anteilen der anregenden elektromagnetischen Kraft vermieden werden. Die in die Gleichungen (2.5), (2.6) und (2.9) eingehenden Faktoren V_σ , V_{σ_s} , V_F , V_r berücksichtigen das dynamische Verhalten. Ihre aktuellen Werte können abhängig von der maßgeblichen Kennfrequenz der Haupt- und Teilleiter dem Bild 4, ihre Höchstwerte der Tabelle 2 der Norm entnommen werden. Es sind daher die maßgeblichen Kennfrequenzen der Hauptleiter, die wiederum aus einem Einzelleiter bestehen oder aus Teilleitern zusammengesetzt sein können, und der Teilleiter zu bestimmen.

5.1 Kennfrequenz eines Einzelleiters als Hauptleiter

Besteht der Hauptleiter aus einem einzelnen Leiter, so ergeben sich, nach Lösung der transzendenten Eigenwertgleichung, seine Eigenfrequenzen [17]

$$f_{ci} = \frac{\gamma_i}{l^2} \sqrt{\frac{EJ_m}{m'}} \quad (5.1)$$

l bedeutet die Leiterlänge, E der Elastizitätsmodul, J_m das Flächenträgheitsmoment und m' der Massenbelag. Der Frequenzfaktor γ_i hängt von der Ordnung i der betrachteten Eigenfrequenz ab und außerdem sind die Randbedingungen zu beachten: ist der Leiter ein Einfeldträger oder ein durchlaufender Mehrfeldträger und sind die Befestigungen Stützungen und/oder Einspannungen.

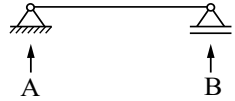
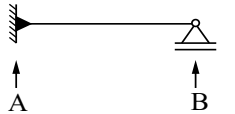
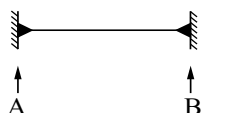
Die elektromagnetischen Kurzschlußkräfte sind zeitabhängig, jedoch über die Leiterlänge (nahezu) konstant. Sie regen nur solche Eigenformen an, die nicht punktsymmetrisch zur Mitte der Anordnung sind. Diese sind bei Einfeldträgern mit beidseitiger Stützung oder Einspannung nur die ungeraden Eigenformen, da diese achsensymmetrisch zur Mitte sind, und bei Einfeldträgern gestützt/eingespannt alle Eigenformen. Bei durchlaufenden Mehrfeldträgern werden grundsätzlich alle Eigenformen angeregt, die nicht punktsymmetrisch zur Mitte sind. Die zur Eigenform mit der am meisten überwiegend positiven Biegelinie gehörende Eigenfrequenz wird als maßgebliche Kennfrequenz des Leiter bezeichnet.

Die maßgebliche Kennfrequenz von Einfeldträgern ist mit der Grundfrequenz identisch und kann mit Gleichung (5.1) und den Faktoren $\gamma_1 = \gamma$ aus Tabelle 5.1 berechnet werden

$$f_c = \frac{\gamma}{l^2} \sqrt{\frac{EJ_m}{m'}} \quad (5.2)$$

Bei über n Felder durchlaufenden Mehrfeldträgern mit gleichen oder wenig voneinander abweichenden Stützabständen hat die Eigenform der Ordnung n an den inneren Stützstellen horizontale oder nahezu horizontale Biegetangente und somit überwiegend positive Biegelinie. Bild 5.1 zeigt die ersten fünf Eigenformen eines dreifeldrigen Durchlaufträgers; die geraden Eigenformen sind achsensymmetrisch zur Mitte der Anordnung, die ungeraden punktsymmetrisch. Die dritte Eigenform ist die niedrigste mit horizontalen Biegetangenten nahe den inneren Stützstellen und hat überwiegend positive Auslenkung, entspricht also vom Verlauf etwa der statischen Biegelinie, die zugehörige Frequenz ist die maßgebliche Kennfrequenz. Anordnungen mit zwei Feldern haben im mittleren Stützpunkt eine Biegetangente bei der zweiten Eigenform, die mit der ersten Eigenform beim Einfeldträger eingespannt/gestützt übereinstimmt; daher gilt $\gamma = 2,45$ nach Tabelle 5.1. Für Mehrfeldträger mit drei oder mehr Feldern muß die Eigenwertgleichung für jedes n gelöst werden. Für $n \rightarrow \infty$ stimmen die Biegelinien der n -ten Eigenform zwischen den inneren Stützstellen mit der ersten Eigenform des Einfeldträgers mit beidseitiger Einspannung überein, und es kann mit $\gamma = 3,56$ gerechnet werden. Die tatsächliche maßgebende Kennfrequenz für die im Schaltanlagenbau übliche Felderzahl ist

Tabelle 5.1: Faktor γ bei verschiedenen Stützpunktanordnungen

Träger- und Befestigungsart		γ
Einfeldträger	durchlaufender Mehrfeldträger mit gleichen Stützabständen	
A und B gestützt		1,57
A eingespannt B gestützt	2 Felder 	2,45
A und B eingespannt	3 oder mehr Felder 	3,56

geringfügig kleiner, wie im Bild 5.2 gezeigt. Auf der linken Ordinate ist die mit Gleichung (5.2) berechnete Frequenz f_c aufgetragen, sie ist auf die tatsächliche Frequenz $f_{c,n}$ bezogen, die sich für Durchlaufträger über n Felder ergibt. Auf der rechten Ordinate ist der Fehler $\Delta f_c = f_c / f_{c,n} - 1$ in Prozent angegeben. Die tatsächliche Frequenz $f_{c,n}$ wurde mit der Methode der Finiten Elemente ermittelt.

Die beschriebene Frequenzermittlung geht von ideal starren Befestigungen der Leiter aus. Da die Unterkonstruktionen eine Elastizität besitzen, verschiebt sich die maßgebliche Kennfrequenz zu kleineren Werten hin, was vor allem in der Nähe von 50 oder 100 Hz zu beachten ist, siehe Abschnitt 4 und [35].

5.2 Kennfrequenz eines zusammengesetzten Hauptleiters

Die Eigenfrequenz eines einzelnen Leiters kann einfach mit Gleichung (5.2) bestimmt werden. Ist der Hauptleiter aus Teilleitern ohne Zwischenstücke zusammengesetzt, so schwingen die Teilleiter mit der Frequenz

$$f_0 = \frac{\gamma}{l^2} \sqrt{\frac{EJ_s}{m'_s}} \tag{5.3}$$

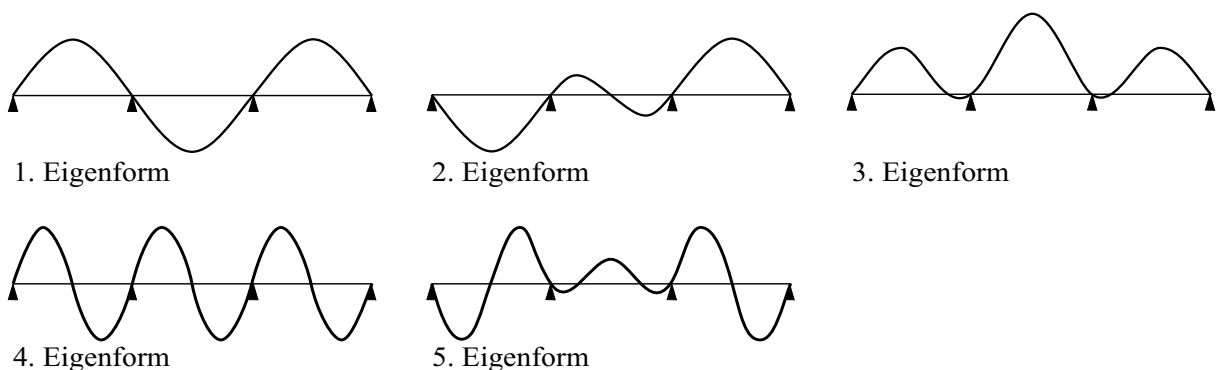


Bild 5.1: Durchlaufender dreifeldriger Träger: Eigenformen der Ordnung 1 bis 5

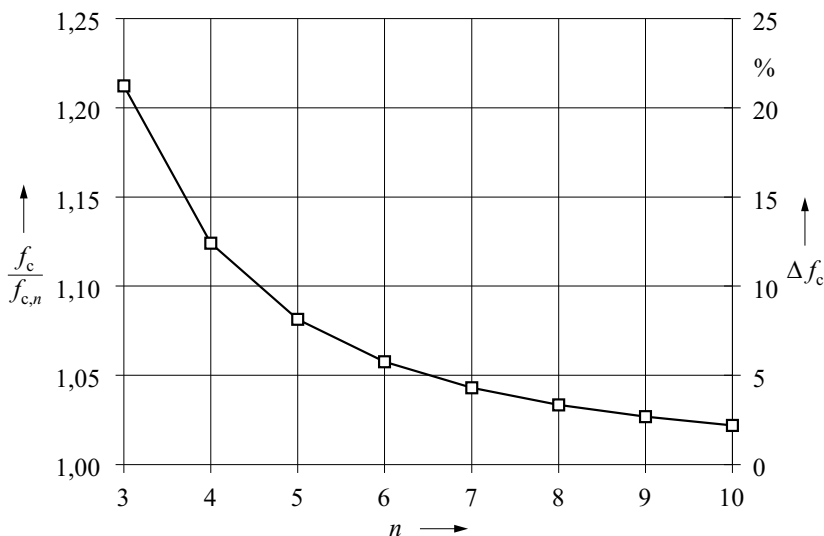


Bild 5.2: Frequenz f_c berechnet mit Gl. (5.2) bezogen auf die tatsächliche Frequenz $f_{c,n}$ bei über n Felder durchlaufendem Träger und Fehler Δf_c

mit dem Frequenzfaktor γ nach Tabelle 5.1, dem Stützabstand l , dem Elastizitätsmodul E , dem Flächenträgheitsmoment J_s und dem Massenbelag m'_s eines Teileiters.

Beim Einbau von k Zwischenstücken nach Bild 5.3 wird die kontinuierliche Leitermasse durch die zusätzlichen Massen der Zwischenstücke an ihren Einbauorten erhöht; dies führt bei Abstandhalten ohne versteifende Wirkung zu einer Frequerniedrigung gegenüber dem Fall ohne Zwischenstücke, unabhängig von der Schwingungsrichtung. Sind die Zwischenstücke Versteifungselemente und ist die Schwingungsrichtung senkrecht zur Fläche, so bewirkt ihre versteifende Wirkung eine Frequenzerhöhung; bei Schwingungsrichtung parallel zur Fläche ist nur die Masse der Zwischenstücke zu beachten was zu einer Frequerniedrigung führt. Eine hinreichend genaue Frequenzberechnung ist somit nur dann möglich, wenn die zusätzliche Masse der Zwischenstücke ebenso wie ihre mögliche versteifende Wirkung berücksichtigt werden, was durch Messungen gezeigt wurde [25, 44].

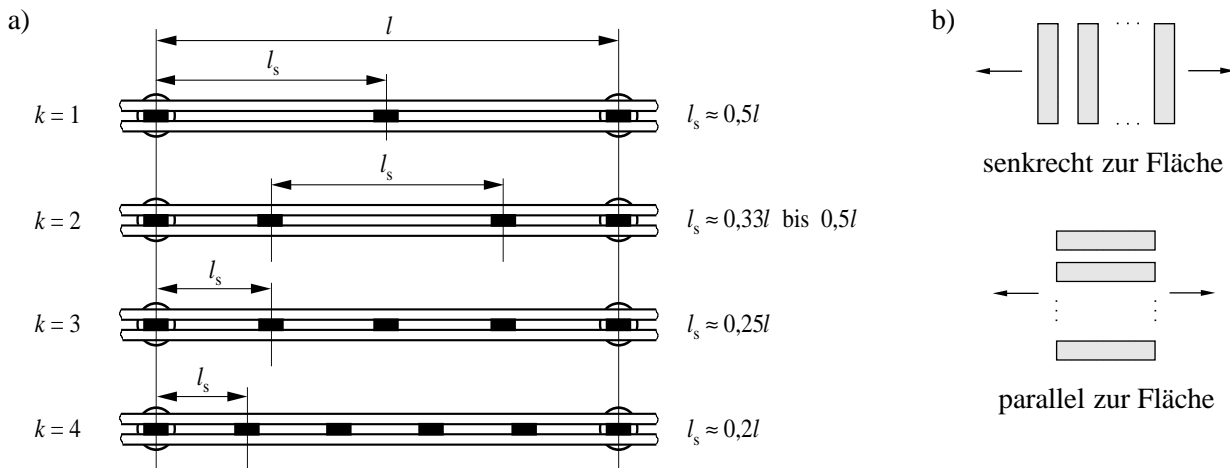


Bild 5.3: Hauptleiter aus Teileitern bestehend
 a) Anordnung von Zwischenstücken innerhalb eines Stützabstands
 b) Schwingungsrichtungen

Um den Einfluß von Masse und versteifender Wirkung der Zwischenstücke zu berücksichtigen, wird Gleichung (5.3) mit einen Faktor c erweitert, und die Hauptleiterfrequenz f_c mit Zwischenstücken aus der Fre-

quenz eines Leiters f_0 ohne Zwischenstücke ermittelt

$$f_c = cf_0 = c \frac{\gamma}{l^2} \sqrt{\frac{EJ_s}{m'_s}} \quad (5.4)$$

Der Faktor c setzt sich aus dem Faktor c_m für den Masseeinfluß und c_c für die versteifende Wirkung zusammen

$$c = c_m c_c \quad (5.5)$$

Zuerst wird der Masseeinfluß betrachtet. Durch die Zwischenstücke schwingen die einzelnen Teilleiter mit gleicher Grundfrequenz und gleichphasig. Die Eigenkreisfrequenz eines Feder-Masse-Systems kann aus der Steifigkeit c_F der Feder und der Masse m bestimmt werden

$$\omega^2 = \frac{c_F}{m} \quad (5.6)$$

Die Zwischenstücke werden als zusätzliche Massen m_z berücksichtigt und auf die n Teilleiter verteilt und mit dem Einflußfaktor ξ_m gewichtet

$$\omega^2 = \frac{c_F}{m'_s + \xi_m \frac{m_z/l}{n}} = \frac{1}{1 + \xi_m \frac{m_z}{nm'_s l}} \frac{c_F}{m'_s} = \frac{1}{1 + \xi_m \frac{m_z}{nm'_s l}} \omega_0^2 \quad (5.7)$$

mit der Eigenkreisfrequenz $\omega_0 = 2\pi f_0$ eines Leiters ohne Zwischenstücke. Hieraus ergibt sich die Frequenz f mit dem Faktor c_m

$$f = \frac{\omega}{2\pi} = \frac{1}{\sqrt{1 + \xi_m \frac{m_z}{nm'_s l}}} f_0 = c_m f_0 \quad (5.8)$$

Der Einflußfaktor ξ_m ist von der Anzahl k und der Lage l_s/l der Zwischenstücke abhängig. m_z ist die gesamte Masse eines Zwischenstücks. ξ_m wird nun aus der tatsächlichen Eigenfrequenz des Hauptleiters bestimmt. Eine obere Schranke kann analytisch mit dem Rayleighschen Quotienten [9, 17] gewonnen werden, der mit dem Energieerhaltungssatz die maximale kinetische Energie U_{\max} bei Durchgang durch die Ruhelage und die maximale Energie bei Richtungsumkehr E_{\max} während der ungedämpften Leiterschwingung vergleicht [23]

$$U_{\max} = E_{\max} = \omega^2 \bar{E}_{\max} \quad (5.9)$$

Hieraus folgt der Rayleighsche Quotient

$$R = \omega^2 = \frac{U_{\max}}{\bar{E}_{\max}} \quad (5.10)$$

mit

$$U_{\max} = \frac{1}{2} \int_0^l \frac{M_b^2(x)}{EJ_s} dx \quad \text{und} \quad \bar{E}_{\max} = \frac{1}{2} \int_0^l w^2(x) dm \quad (5.11)$$

$w(x)$ und $M_b(x) = EJ_s w''(x)$ sind Biegelinie und Biegemomentenlinie während einer Schwingung. Für die Eigenfunktion wird R zum Minimum. Für eine beliebige Biegelinie und Biegemomentenlinie, z. B. infolge der Eigengewichtskraft, ergibt sich eine gute Näherung für die Grundfrequenz, die stets größer ist als der wirkliche Wert. Weitere Möglichkeiten zur Frequenzermittlung sind die Methoden mit Übertragungsmatrizen und Finiten Elementen.

In umfangreichen Untersuchungen mit dem Rayleighschen Quotienten und mit Finiten Elementen wurden für eine Anordnung mit zwei Rechteckteileitern und den Randbedingungen beidseitig gestützt und beidseitig eingespannt die Grundfrequenz berechnet und daraus ξ_m gewonnen [23]. ξ_m ist in Tabelle 5.2 aufgelistet und der Einfluß der Zwischenstückmasse auf den Faktor c_m in Bild 5.4 gezeigt. Bei $k > 6$ kann $\xi_m = 1/(k+1)$ gesetzt werden. Die Ergebnisse gelten auch mit guter Näherung für mehr als zwei Teileiter.

Tabelle 5.2: Faktor ξ_m für den Masseeinfluß der Zwischenstücke und Faktor c_c für die Wirkung von Versteifungselementen bei Schwingungsrichtung senkrecht zur Fläche

k	0	1	2	2	3	4	5	6
l_s/l	1,00	0,50	0,33	0,50	0,25	0,20	0,17	0,14
ξ_m	0,0	2,5	3,0	1,5	4,0	5,0	6,0	7,0
c_c	1,00	1,00	1,48	1,75	1,75	2,14	2,46	2,77

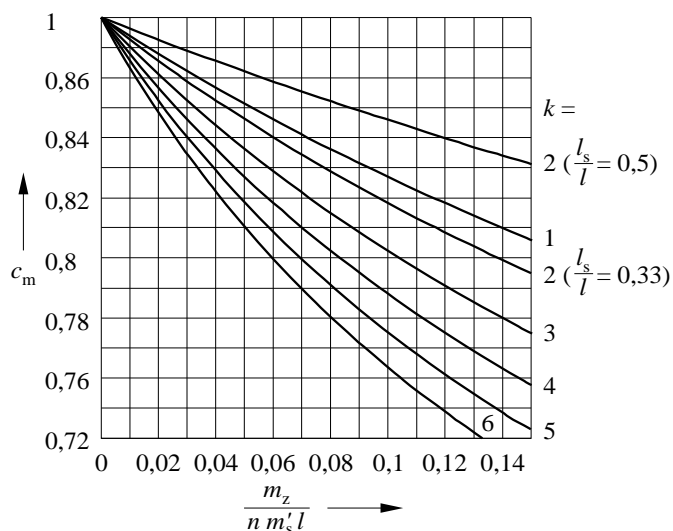


Bild 5.4: Einfluß der Zwischenstückmassen auf den Faktor c_m

Eine versteifende Wirkung der Zwischenstücke ist nur dann möglich, wenn sie die Teileiter starr miteinander verbinden, und die Schwingungsrichtung senkrecht zur Fläche ist. Dies ist in der Praxis bei den üblichen Längen der Zwischenstücke im Vergleich zur Leiterlänge und den üblichen Teileiterabständen gewährleistet. Reibung, Spiel oder Schubnachgiebigkeit können die ideale versteifende Wirkung herabsetzen. Die Eigenfrequenz wird auch hier aus der Frequenz f_0 nach Gleichung (5.3) des Teileiters ohne Zwischenstücke mit dem Faktor c_c bestimmt:

$$f = c_c \frac{\gamma}{l^2} \sqrt{\frac{EJ_s}{m'_s}} = c_c f_0 \quad (5.12)$$

Ein Faktor $c_c \geq 1$ ist somit zu erwarten, wenn die Zwischenstücke Versteifungselemente sind, und außerdem die Schwingungsrichtung senkrecht zur Fläche ist; in allen anderen Fällen gilt stets $c_c = 1$.

Die Messungen der Eigenfrequenz bei beidseitiger Einspannung [25, 44] enthalten neben der versteifenden Wirkung auch den Einfluß der Zwischenstückmassen; er läßt sich mit c_m nach Gleichung (5.8) und ξ_m nach Tabelle 5.2 herausrechnen. Die Auswertung der Messungen werden durch Bestimmung der Eigenfrequenzen mit Übertragungsmatrizen und Finiten Elementen auch für beidseitige Stützung ergänzt [23]. Die hierbei ermittelten Faktoren c_c sind ebenso in der Tabelle 5.2 angegeben.

Die Berechnung der maßgeblichen Kennfrequenz nach Gleichung (5.2) für einen zusammengesetzten Hauptleiter mit Versteifungselementen durch Einsetzen der in Abschnitt 6.2.2 angegebenen, aus den reduzierten Widerstandsmomenten ermittelten Flächenträgheitsmomente führt auf Werte, die wesentlich höher sind als die Ergebnisse aus Gleichung (5.12). Dies ist darauf zurückzuführen, daß die ‚dynamische‘ Steifigkeit geringer als die statische ist.

Bild A.1 im Anhang zeigt das Bild 3 aus der Norm, dem der Faktor c für den Zwischenstückeinfluß abhängig von der Art und der Masse der Zwischenstücke entnommen werden kann.

5.3 Kennfrequenz eines Teilleiters

Die Teilleiter verhalten sie sich wie an den Zwischenstücken eingespannte einfeldrige Balken. Die maßgebliche Kennfrequenz f_{cs} kann somit nach Gleichung (5.2) berechnet werden, wenn l durch l_s , J_m durch J_s , m' durch m'_s ersetzt werden, und mit $\gamma = 3,56$ nach Tabelle 5.1:

$$f_{cs} = \frac{3,56}{l_s^2} \sqrt{\frac{EJ_s}{m'_s}} \quad (5.13)$$

Hierbei ist J_s bezüglich der Biegeachse O_s-O_s in Bild 6.4 zu nehmen. Diese Gleichung gilt exakt nur für die inneren Felder bei durchlaufenden Trägern, wenn die Abstände der Zwischenstücke untereinander und zu den Stützpunkten gleich sind. Wenn die Abstände ungleich sind, unterscheiden sich die Eigenfrequenzen der Abschnitte zwischen den Zwischenstücken, ebenso in den Endfeldern und bei beidseitig gestützten oder gestützt/eingespannten Einfeldträgern; zur Vereinfachung des Rechenaufwands wird trotzdem empfohlen, Gleichung (5.13) zu verwenden.

5.4 Kennfrequenzen von Stromschienen mit überstehenden Enden, Zusatzmassen und Etagenbögen

In den Abschnitten 5.1 und 5.2 ist die Berechnung der maßgeblichen Hauptleiter-Kennfrequenz für Einfeldträger mit/ohne drehfreie Enden sowie für zugeordnete durchlaufende Mehrfeldträger beschrieben. Zuordnungsmerkmal in Tabelle 5.1 ist die Biegelinie infolge des Massenbelags. Mit dieser Überlegung kann auch auf die Kennfrequenz spezieller Leiteranordnungen geschlossen werden.

Typische Beispiele hierfür sind Stromschienen, wie sie im Bild 5.5 a angegeben sind. An den überkragenden Enden können eine Seilverbindung oder eine elastische Verbindung zu einem anderen Betriebsmittel angebracht sein, oder im Feld kann sich eine Zusatzmasse befinden, z. B. der Gegenkontakt eines Trenners. Für die überkragenden Enden liegen die Faktoren γ bei den gezeichneten Lagerungen zwischen den angegebenen Grenzen; welcher Wert zu nehmen ist hängt von der Länge des überstehenden Teils und der Bewegungsfreiheit des Endpunktes ab. Bei der Zusatzmasse im Feld kann die Ermittlung der Kennfrequenz mit dem Faktor c_m aus Abschnitt 5.2 erfolgen. Alternativ kann in allen Fällen die Kennfrequenz mit Gleichung (5.6) aus der maximalen Durchbiegung $\max y$ der Schienen infolge der Eigengewichtskraft abgeschätzt werden:

$$f_c = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{c_F}{m}} \approx \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{1}{m} \frac{F}{\max y}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{F}{m g_n} \frac{g_n}{\max y}} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{g_n}{\max y}} \quad (5.14)$$

Hierin bedeuten c_F die Federkonstante, m die zusammengefasste Masse, F die durch m hervorgerufenen Eigengewichtskraft und $g_n = 9,81 \text{ m/s}^2$ die Normfallbeschleunigung. Es ergibt sich die Zahlenwertgleichung, die im Bild 5.5a angeführt ist:

$$\frac{f_c}{\text{Hz}} \approx \frac{5}{\sqrt{\frac{\max y}{\text{cm}}}} \quad (5.15)$$

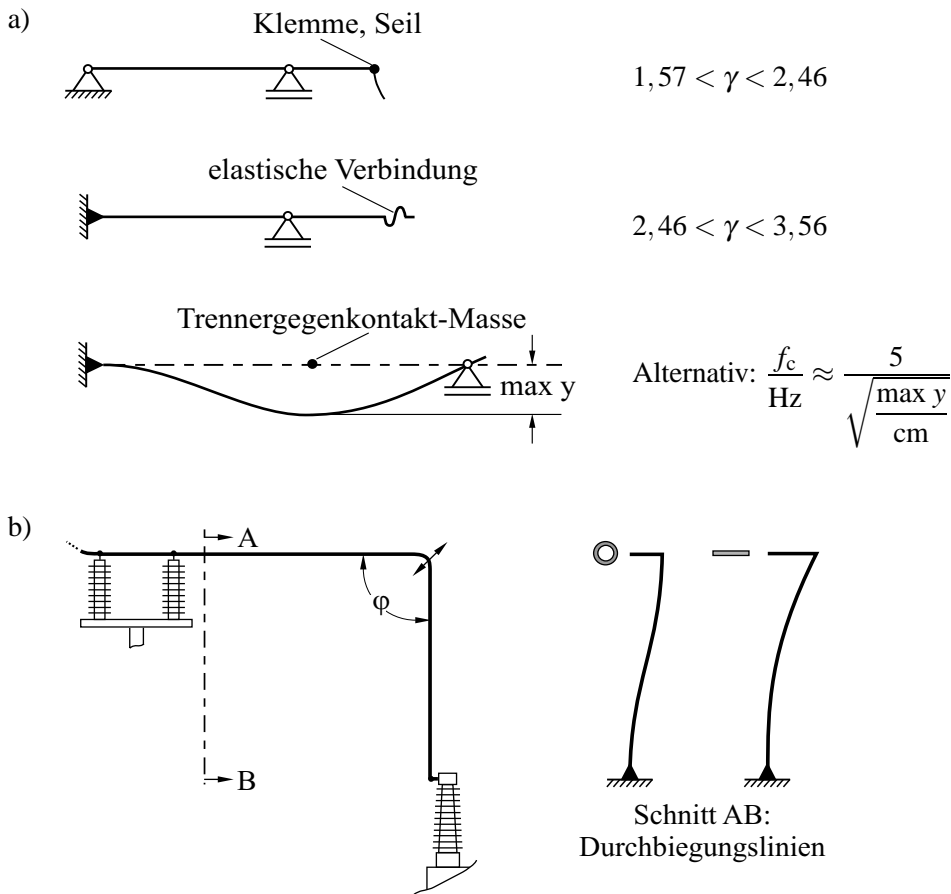


Bild 5.5: Eigenfrequenzbestimmung
 a) Stromschiene mit überstehenden Enden und Zusatzmassen
 b) Etagenbogen

Kompliziertere Leitungsführungen, z. B. Etagenbögen zur Überbrückung von Höhenunterschieden im Bild 5.5 b, können so mit guter Näherung untersucht werden. Nimmt man zunächst an, daß die Schenkel gleichlang und absolut torsionssteif seien, so trifft die Biegelinie senkrecht zur Leiterebene für $\varphi = 180^\circ$, d. h. gestreckter, beidseitig eingespannter Träger, auch für $90^\circ \leq \varphi < 180^\circ$ zu; demzufolge würde die Kennfrequenz richtig bestimmt werden. Beim anderen Extrem, daß keine Torsionssteifigkeit vorhanden ist, können sich bei $\varphi = 90^\circ$ die Winkelschenkel wie Kragträger durchbiegen, wodurch die Kennfrequenz auf 63% der steifen Anordnung zurückgeht. Beide Grenzfälle treten im Schaltanlagenbau auf: Die Rohrleiter in Hochspannungsanlagen sind ziemlich torsionssteif, während die Rechteckquerschnitte in Mittel- und Niederspannungsanlagen torsionsweich sind. Rohrleiter können daher zur Kennfrequenzbestimmung rechnerisch ‚gerade gebogen‘ werden, und mit Abschlägen zwischen 5% und 15% je nach Schenkellänge erhält man gute Ergebnisse.

6 Widerstandsmomente von Haupt- und Teilleitern

Die Spannungen σ_m im Hauptleiter und σ_s im Teilleiter nach den Gleichungen (2.5) und (2.6) sind abhängig von den Widerstandsmomenten Z_m des Hauptleiters und Z_s des Teilleiters. Besteht der Hauptleiter aus einem einzelnen Leiter, so kann Z_m Tabellenbüchern entnommen werden. Bei aus Teilleitern zusammengesetzten Hauptleitern ist der Einfluß der Zwischenstücke, die die Teilleiter verbinden, zu berücksichtigen.

Bei der Ermittlung des Widerstandsmoments Z_m eines Hauptleiters ist zu unterscheiden, ob der Hauptleiter ein Einzelleiter ist, oder aus zwei oder mehr Teilleitern mit Rechteckprofil oder aus zwei Teilleitern mit U-Profil zusammengesetzt ist. Bei zusammengesetzten Hauptleitern können entweder keine Zwischenstücke vorhanden sein, oder die Zwischenstücke sind Abstandhalter oder Versteifungselemente. Zusätzlich muß die Richtung der Hauptleiterkraft beachtet werden.

Um die Widerstandsmomente von Haupt- und Teilleitern berechnen zu können, muß die Verteilung der Biegespannungen in den Leitern beachtet werden. Längskräfte treten infolge der in der Leiter-Längsachse in den Stützpunkten verschiebbaren Lagerungen nicht auf.

6.1 Widerstandsmoment eines Einzelleiters

Bild 6.1 a zeigt die Schnitte durch einen Einzelleiter mit der rechteckigen Querschnittsfläche A_m . Im Schwerpunkt S_m der Fläche befindet sich der Ursprung des xyz -Koordinatensystems. In Gleichung (2.5) ist $V_\sigma V_r \beta F_m l / 8$ der Betrag des maximalen Moments \vec{M}_m , das vom Hauptleiter-Kraftbelag F_m/l innerhalb des Stützabstands l hervorgerufen wird. Der mit Doppelpfeilen gekennzeichnete Vektor \vec{M}_m in y -Richtung geht durch den Schwerpunkt S_m und verursacht oberhalb der Nulllinie $O-O$ Druck, unterhalb Zug. Die Spannungsverteilung sei linear [9, 17]

$$\sigma = kx \quad (6.1)$$

Dem äußeren Moment \vec{M}_m wirkt ein inneres Moment \vec{M} gleichen Betrags entgegen

$$M = \int_{A_m} x \sigma \, dA = k \int_{A_m} x^2 \, dA = k J_m \quad (6.2)$$

J_m ist das axiale Flächenmoment 2. Grades (Flächenträgheitsmoment) des Hauptleiters um die Achse $O-O$. k in Gleichung (6.1) kann nun ersetzt werden

$$\sigma = \frac{M}{J_m} x \quad (6.3)$$

Die maximale Spannung, die an der Randfaser bei $x = \pm d_m/2$ auftritt, beträgt

$$\sigma_m = \frac{M}{J_m} \frac{d_m}{2} \quad (6.4)$$

Der Quotient aus dem Flächenträgheitsmoment J_m und dem Abstand $d_m/2$ des Schwerpunkts von der Randfaser definiert das Widerstandsmoment des Hauptleiters um seine Biegeachse $O-O$

$$Z_m = \frac{J_m}{d_m/2} \quad (6.5)$$

so daß für das innere Moment gilt

$$M = \sigma_m Z_m \quad (6.6)$$

Die Widerstandsmomente von Einzelleitern können nachgeschlagen werden, z. B. [9, 17, 31, 32], und sind für die im Schaltanlagenbau häufig auftretenden Querschnitte in Tabelle A.1 im Anhang zusammengestellt.

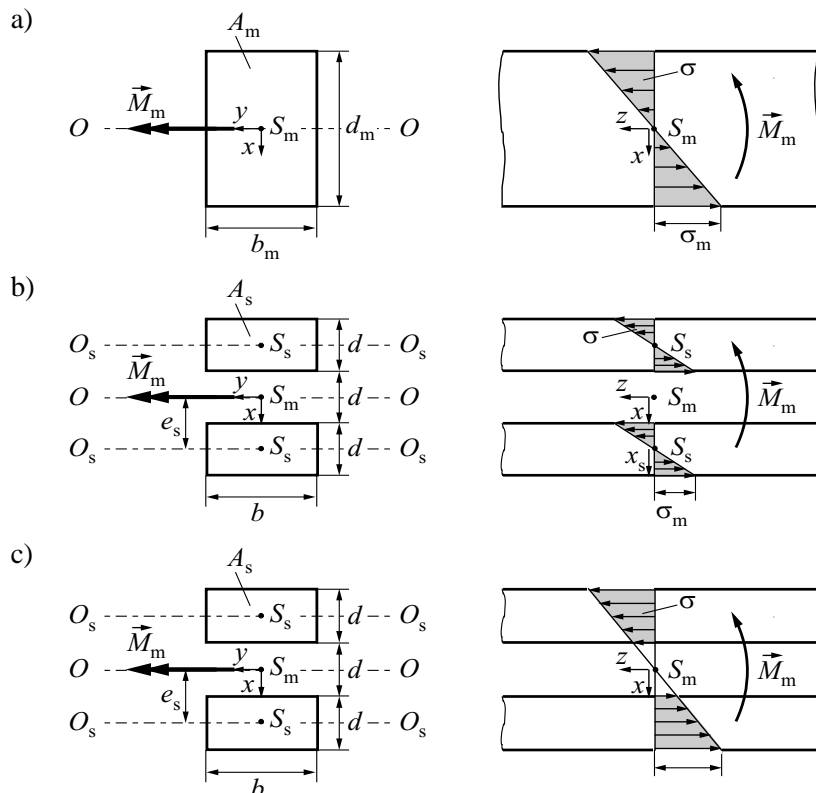


Bild 6.1: Spannungen in Hauptleitern

- a) Einzelleiter
- b) Teilleiter mechanisch nicht starr miteinander verbunden
- c) Teilleiter mechanisch starr miteinander verbunden

6.2 Widerstandsmomente von Hauptleitern aus Teilleitern zusammengesetzt

Besteht der Hauptleiter aus Teilleitern gleichen Profils, die symmetrisch zur Hauptleiter-Biegeachse angeordnet sind, so ergeben sich verschiedene Flächenträgheits- und Widerstandsmomente abhängig von der Anzahl und der Art der Zwischenstücke und der Richtung der Hauptleiterkraft. Drei Fälle sind hierbei zu unterscheiden, die in den folgenden Abschnitten untersucht werden.

Die im Anlagenbau üblichen Teilleiter haben Rechteck- oder U-Profil, selten I-Profile; für diese Anordnungen werden die Hauptleiter-Widerstandsmomente hergeleitet und in der Tabelle A.2 im Anhang nochmals zusammengefasst. Die Hauptleiter-Widerstandsmomente anderer Profile können ebenso einfach ermittelt werden.

6.2.1 Hauptleiterkraft senkrecht auf der Fläche und Teilleiter mechanisch nicht starr miteinander verbunden

Bild 6.1 b zeigt die Schnitte durch einen Hauptleiter aus zwei Teilleitern. Die elektromagnetische Kraft zwischen den Hauptleitern steht senkrecht auf der Biegeachse $O-O$. Sind die Teilleiter mechanisch nicht miteinander verbunden, so können sie sich unabhängig voneinander durchbiegen. Dabei verschieben sich die gegenüberliegenden Flächen in ihrer Längsachse gegeneinander, da hier gedrückte, verkürzte und gezogene, gelängte Fasern zusammentreffen [33]. Die Verschiebungen sind an den Auflagerstellen maximal und in der Mitte zwischen den Auflagerstellen null, wenn der Kraftbelag über der Leiterlänge konstant ist. Die unabhängigen Durchbiegungen sind möglich, wenn

- keine Zwischenstücke vorhanden sind oder

- die Zwischenstücke wie Abstandhalter wirken oder
- ein Versteifungselement in der Mitte des Feldes angebracht ist.

Man geht davon aus, daß die Zwischenstücke die Steifigkeit nicht erhöhen.

Auf den Hauptleiter wirkt durch die Stromkraft das äußere Moment $M_m = V_\sigma V_r \beta F_m l / 8$ nach Gleichung (2.5). An jedem Teilleiter greift somit $M_m/2$ an, das auf das innere Moment M führt. Die Spannung in jedem Teilleiter

$$\sigma = \frac{M}{J_s} x_s \quad (6.7)$$

ist punktsymmetrisch zu seinem Schwerpunkt S_s und wird maximal für $x_s = \pm d/2$:

$$\sigma_m = \frac{M d}{J_s 2} = \frac{M}{Z_s} = \frac{M_m}{2Z_s} \quad (6.8)$$

J_s ist das Flächenträgheitsmomenteines Leiters um seine Schwerpunktachse O_s-O_s :

$$J_s = \frac{d^3 b}{12} \quad (6.9)$$

Das Widerstandsmoment des Hauptleiters um die Achse $O-O$ ergibt sich zu

$$Z_m = 2Z_s \quad (6.10)$$

Das Widerstandsmoment des Hauptleiters um seine Schwerpunktachse $O-O$ bei nicht starr miteinander verbundenen Teilleitern ist somit gleich der Summe der Widerstandsmomente der Teilleiter um ihre Schwerpunktachse O_s-O_s .

Dies führt bei Schienenpaketen mit n Teilleitern mit Rechteckquerschnitt nach Bild 6.2a,b und Zeile 3 von Tabelle A.1 auf

$$Z_m = n \frac{d^2 b}{6} \quad (6.11)$$

und bei 2 Teilleitern mit U-Profil nach Bild 6.2c mit Zeile 6 von Tabelle A.1 auf

$$Z_m = 2 \frac{be^3 - (b-2s)(e-s)^3 + 2s(h-e)^3}{3e^*} \quad (6.12)$$

Das Widerstandsmoment eines Hauptleiters aus zwei Teilleitern mit I-Profil kann in gleicher Weise mit den Zeilen 7 und 8 von Tabelle A.1 hergeleitet werden.

6.2.2 Hauptleiterkraft senkrecht auf der Fläche und Teilleiter mechanisch starr miteinander verbunden

Die Stromkraft wirkt, wie im vorigen Abschnitt 6.2.1, in der gleichen Richtung. Bei mechanisch starrer Verbindung wird der obere Teilleiter gestaucht, der untere gedehnt; die Teilleiter können sich nicht gegeneinander verschieben, [33], was durch zwei oder mehr Versteifungselemente als Zwischenstücke erreicht wird. Unter der Annahme einer durchgängig mechanisch starren Verbindung der Teilleiter und Vernachlässigung der Schubspannungen ist die Spannungsverteilung wie beim Einzelleiter punktsymmetrisch zum Schwerpunkt S_m des Hauptleiters, Bild 6.1c. Das Flächenträgheitsmoment muß daher mit dem Satz von Steiner [9] ermittelt werden, wobei J_s das Flächenträgheitsmoment eines Teilleiters um seine Achse O_s-O_s , A_s seine Fläche und e_s der Abstand seiner Achse von der Biegeachse $O-O$ nach Bild 6.1 und Gleichung (6.9) ist

$$J_m = 2 (J_s + e_s^2 A_s) \quad (6.13)$$

Die Spannung σ nach Gleichung (6.3) wird maximal für $x = d_m/2$:

$$\sigma_m = \frac{M d_m}{J_m 2} = \frac{M}{Z_m} \tag{6.14}$$

Für das Widerstandsmoment des Hauptleiters um die Achse $O-O$ ergibt sich

$$Z_m = \frac{J_m}{d_m/2} \tag{6.15}$$

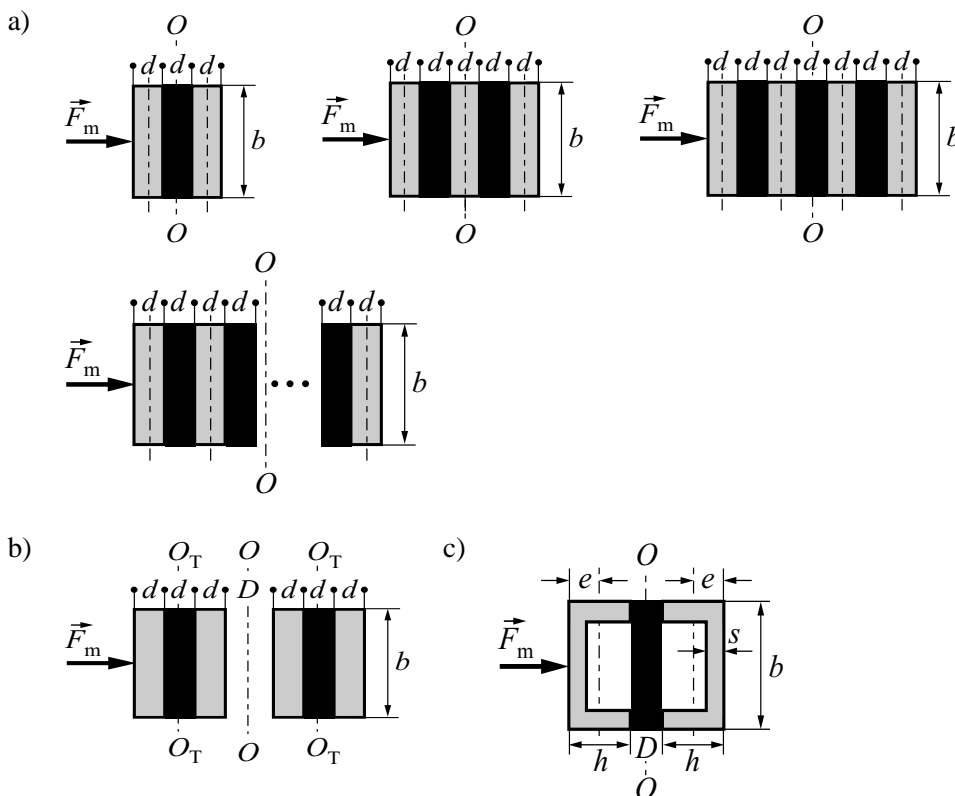


Bild 6.2: Hauptleiter aus Teileleitern zusammengesetzt, Hauptleiterkraft senkrecht auf der Fläche
 Die Zwischenstücke sind schwarz gezeichnet
 a) 2, 3, 4 und n Teileleiter mit Rechteckquerschnitt
 b) Teileleiter mit Rechteckquerschnitt, paarweise verbunden
 c) U-Profile

Bei n Teileleitern mit Rechteckquerschnitt nach Bild 6.2 a beträgt das Flächenträgheitsmoment des Hauptleiters um die Achse $O-O$ für n gerade

$$J_m = 2 (J_s + e_1^2 A_s) + 2 (J_s + e_2^2 A_s) + \dots + 2 (J_s + e_{\frac{n}{2}}^2 A_s) = n J_s + 2 A_s \sum_{i=1}^{\frac{n}{2}} e_i^2 \tag{6.16}$$

und n ungerade

$$J_m = J_s + 2 (J_s + e_1^2 A_s) + 2 (J_s + e_2^2 A_s) + \dots + 2 (J_s + e_{\frac{n-1}{2}}^2 A_s) = n J_s + 2 A_s \sum_{i=1}^{\frac{n-1}{2}} e_i^2 \tag{6.17}$$

e_i ist der Abstand der Schwerpunktschse des Teileleiters i von der Achse $O-O$. Bei einem Abstand d zwischen den Teileleitern gleich der Schienendicke können die Summen geschrieben werden mit Bild 6.2 a und [2]

$$\sum_{i=1}^{\frac{n}{2}} e_i^2 = d^2 + (3d)^2 + (5d)^2 + \dots + \left(\left(2 \frac{n}{2} - 1 \right) d \right)^2 = \frac{n(n^2 - 1)}{6} d^2 \tag{6.18}$$

$$\sum_{i=1}^{\frac{n-1}{2}} e_i^2 = (2d)^2 + (4d)^2 + \dots + \left(2 \frac{n-1}{2} d\right)^2 = \frac{n(n^2-1)}{6} d^2 \quad (6.19)$$

Somit gilt für alle n :

$$J_m = nJ_s + 2A_s \frac{n(n^2-1)}{6} d^2 = n(4n^2-3) J_s \quad (6.20)$$

Der Abstand der äußeren Randfaser von der Hauptleiter-Biegeachse $O-O$ beträgt $(2n-1)d/2$. Das Widerstandsmoment ergibt sich zu

$$Z_m = \frac{J_m}{(2n-1)d/2} = \frac{n(4n^2-3) J_s}{2n-1} \frac{1}{d/2} = \frac{n(4n^2-3)}{2n-1} Z_s \quad (6.21)$$

mit

$$Z_s = \frac{d^2 b}{6} \quad (6.22)$$

Besteht der Hauptleiter nach Bild 6.2 b aus vier Teilleitern mit Rechteckquerschnitt, wobei je zwei Teilleiter durch Versteifungselemente miteinander verbunden sind, so beträgt das Widerstandsmoment eines Teilleiterpaars um seine Achse O_T-O_T nach den Gleichungen (6.21) und (6.22) mit $n=2$

$$Z_{sT} = \frac{26}{3} Z_s = \frac{13d^2 b}{9} \quad (6.23)$$

Die Teilleiterpaare sind nicht verbunden, daher wird das Hauptleiter-Widerstandsmoment um die Achse $O-O$ nach Abschnitt 6.2.1

$$Z_m = 2Z_{sT} \quad (6.24)$$

Das Widerstandsmoment ist unabhängig vom Abstand D der Teilleiterpaare.

Bei zwei Teilleitern mit U-Profil nach Bild 6.2 c folgt für das Flächenträgheitsmoment um die Achse $O-O$

$$\begin{aligned} J_m &= 2(J_s + e^2 A_s) \quad (6.25) \\ &= 2 \left[\frac{be^3 - (b-2s)(e-s)^3 + 2s(h-e)^3}{3} + \left(\frac{D}{2} + h - e\right)^2 (2h + b - 2s)s \right] \end{aligned}$$

und mit dem Abstand $D/2 + h$ der äußeren Randfaser von der Hauptleiter-Biegeachse $O-O$

$$Z_m = \frac{J_m}{D/2 + h} \quad (6.26)$$

Das Widerstandsmoment eines Hauptleiters aus zwei Teilleitern mit I-Profil kann in gleicher Weise mit den Zeilen 7 und 8 von Tabelle A.1 hergeleitet werden.

Die Gleichungen (6.21), (6.24) und (6.26) gehen von durchgängig starrer Verbindung der Teilleiter aus. Da die Versteifungselemente nur punktweise angebracht sind, und somit keine durchgängige Steifigkeit erreicht wird, ergeben sich kleinere tatsächlich wirksame Widerstandsmomente. In [43] wird über Versuche mit zwei Teilleitern $Al 80 \times 10$ mit lichtem Abstand gleich der Schienendicke berichtet. Hierbei zeigt sich

- ein Versteifungselement erhöht die Steifigkeit praktisch nicht, siehe Abschnitt 6.2,
- bei zwei oder drei Versteifungselementen kann mit etwa 60 % des Wertes bei idealer Versteifung nach Gleichung (6.21) gerechnet werden und
- bei vier Versteifungselementen mit etwa 80 %.

Für U- und I-Profile sind keine Messungen bekannt. Der Abschnitt 2.2.2.3 in der Norm geht daher von folgenden Werten für die Hauptleiter-Widerstandsmomente aus:

- Bei Rechteckleitern sind in Tabelle 5 der Norm 60 % der Widerstandsmomente nach Gleichungen (6.21) und (6.24) berücksichtigt,
- Bei U- und I-Profilen 50 % der Widerstandsmomente nach Gleichung (6.26).

Durch diese Reduktionen ergeben sich höhere Hauptleiterspannungen nach Gleichung (2.5) als bei idealer Versteifung und somit Ergebnisse auf der sicheren Seite.

6.2.3 Hauptleiterkraft in der Fläche

Wirkt die Hauptleiterkraft entsprechend Bild 6.3, so haben Zwischenstücke, unabhängig ob Abstandhalter oder Versteifungselemente, einen nur unwesentlichen Einfluß auf die Steifigkeit der Anordnung, solange die Summe der Zwischenstückabmessungen in Längsrichtung der wesentlich kleiner als der Stützabstand ist. Sie bewegen sich stets gleich. Die neutrale Schicht liegt in der Hauptleiter-Biegeachse $O-O$, die auch gleichzeitig die Teilleiter-Biegeachse O_s-O_s ist. Auf jeden der n Teilleiter wirkt wieder M_m/n . Die Spannung

$$\sigma = \frac{M}{J_s} x_s \quad (6.27)$$

verläuft wie im Bild 6.1 b und wird maximal für $x_s = \pm d/2$

$$\sigma_m = \frac{M d}{J_s 2} = \frac{M}{Z_s} = \frac{M_m}{nZ_s} \quad (6.28)$$

Hieraus folgt nach Gleichung (6.6) das Widerstandsmoment des Hauptleiters um die Achse $O-O$ als Summe der Widerstandsmomente der Teilleiter um die gleiche Achse

$$Z_m = nZ_s \quad (6.29)$$

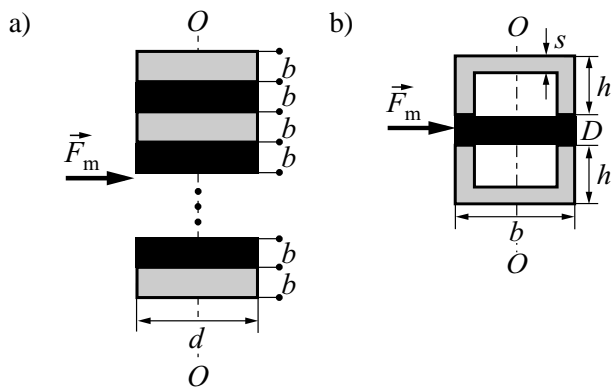


Bild 6.3: Hauptleiter aus Teilleitern zusammengesetzt, Hauptleiterkraft in der Fläche
Die Zwischenstücke sind schwarz gezeichnet
a) n Teilleiter mit Rechteckquerschnitt
b) U-Profile

6.3 Widerstandsmomente von Teilleitern

Außer dem Kraftbelag F_m/l zwischen den Hauptleitern wirkt auf jeden Teilleiter nach Gleichung (2.6) der Betrag des maximalen äußeren Moments $M_s = V_{\sigma_s} V_r F_s l_s / 16$ hervorgerufen vom Kraftbelag F_s/l_s zwischen den Teilleitern, Bild 6.4, wodurch die Teilleiter sich zwischen zwei benachbarten Zwischenstücken aufeinander zu bewegen und sich wie beidseitig eingespannte Einzelleiter nach Abschnitt 6.1 verhalten. Daher

stimmt das Flächenträgheits- und das Widerstandsmoment eines Teilleiters mit den entsprechenden Werten eines Hauptleiters aus einem Einzelleiter mit gleichen Abmessungen und Biegeachse überein. Sie sind für Rechteckprofile der Zeile 3 und für U- und I-Profile den Zeilen 6–8 von Tabelle A.1 zu entnehmen.

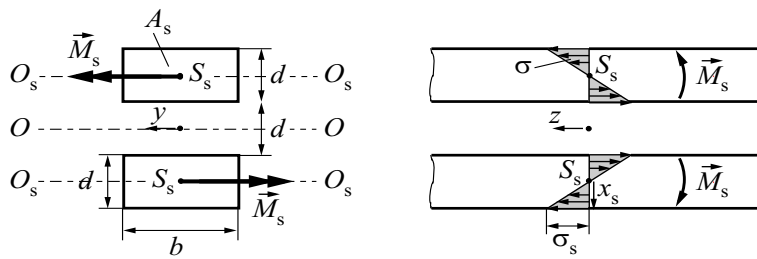


Bild 6.4: Spannungen in Teilleitern

7 Überlagerung von Spannungen

7.1 Überlagerung der Haupt- und Teileleiterspannungen σ_m und σ_s

Die Zeitverläufe der elektromagnetischen Kräfte zwischen den Hauptleitern und zwischen den Teileleitern unterscheiden sich und ebenso die mechanischen Eigenfrequenzen der Haupt- und Teileiter. Dies erfordert die Ermittlung des Maximums der Gesamtspannung aus den Zeitverläufen der Spannungen hervorgerufen durch die elektromagnetischen Kräfte am schwingenden System. Um das Verfahren für die Praxis in der Norm geeignet zu machen, werden die maximalen Spannungen σ_m und σ_s nach den Gleichungen (2.5) und (2.6) getrennt berechnet und nach Bild 7.1 überlagert. Im Teileiter 1 subtrahieren sich die Spannungen σ_m und σ_s , im Teileiter 2 addieren sie sich zur maßgebenden Biegespannung σ_{tot}

$$\sigma_{tot} = \sigma_m + \sigma_s \quad (7.1)$$

Bei der im Bild 7.1 gezeichneten Anordnung eines einfeldrigen, an beiden Enden gestützten Hauptleiters mit einem Zwischenstück in Feldmitte liegen die Orte von σ_m und σ_s zusammen, ebenso bei beidseitig eingespanntem Hauptleiter. Die Befestigungsart eingespannt/gestützt oder mehrfeldrige Anordnungen oder unsymmetrisch angebrachte Zwischenstücke führen in den meisten Fällen auf verschiedene Orte von σ_m und σ_s . Trotzdem wird Gleichung (7.1) angewandt, das Ergebnis liegt auf der sicheren Seite. Die Überlagerung wird auch durchgeführt, obwohl in den Gleichungen (2.5) und (2.6) plastisches Verhalten des Leiters berücksichtigt ist.

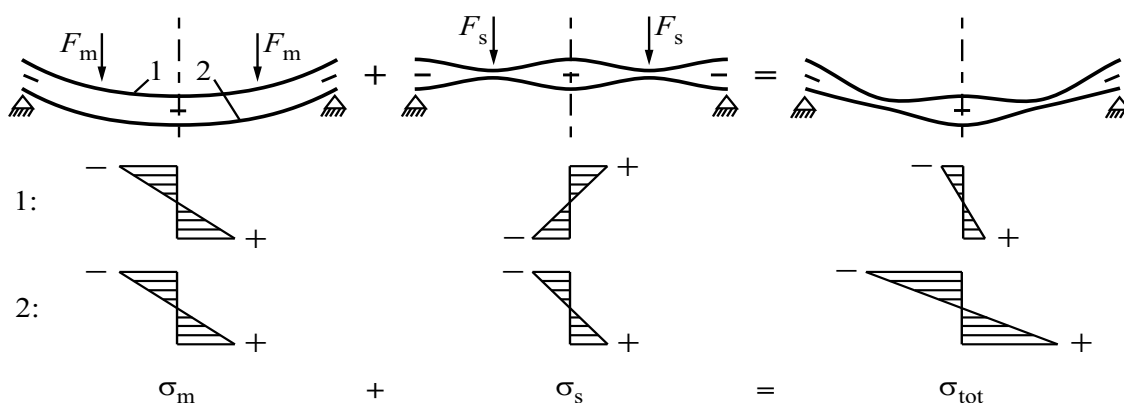


Bild 7.1: Überlagerung von Haupt- und Teileleiterspannungen

7.2 Überlagerung von Spannungen, die durch senkrecht aufeinanderstehende Momente hervorgerufen werden

Bild 7.2 zeigt einen Rechteckleiter und einen Rundleiter, auf die die senkrecht zueinander stehenden Momente \vec{M}_1 und \vec{M}_2 wirken. Dieser Fall tritt z. B. auf, wenn die Kraft zwischen den Hauptleitern senkrecht zur Kraft zwischen den Teileleitern steht, oder wenn zusätzlich zur Beanspruchung durch elektromagnetische Kräfte eine Vorbelastung infolge von Eigengewicht, Eis, Wind senkrecht dazu berücksichtigt werden soll.

Die auf der Querschnittsfläche senkrecht stehenden Spannungen σ_1 und σ_2 sind in die Zeichenebene geklappt. In der neutralen Schicht $O-O$ addieren sich die Spannungen σ_1 und σ_2 zu null, z. B. im Punkt A . Die größte Spannung tritt in den Punkten H^+ und H^- auf, die den größten Abstand von der neutralen Schicht haben:

- beim Rechteckleiter, Bild 7.2 a,

$$\sigma_{max} = \pm (\sigma_{1max} + \sigma_{2max}) \quad (7.2)$$

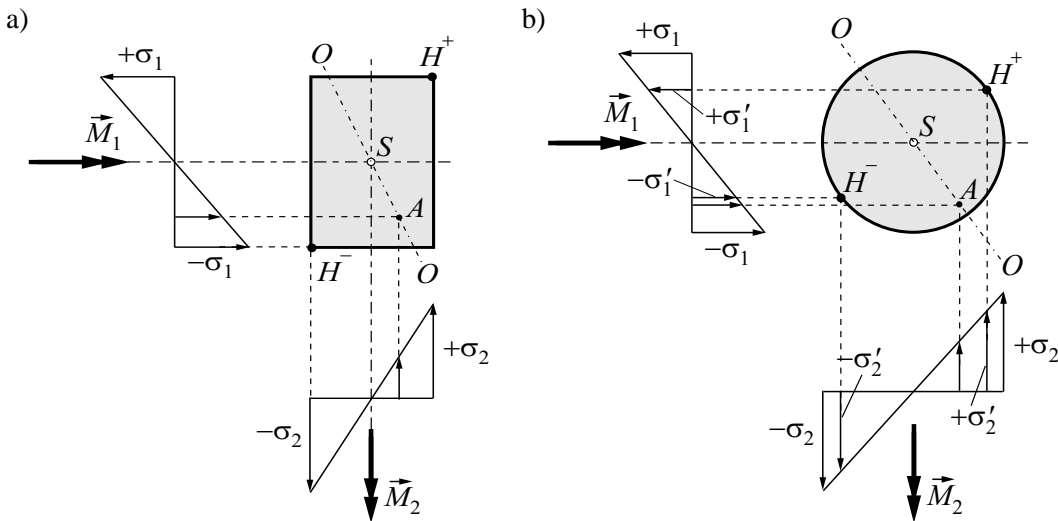


Bild 7.2: Spannungen durch senkrecht aufeinanderstehende Momente

- a) Rechteckleiter
- b) Rundleiter

– beim Rundleiter, Bild 7.2 b,

$$\sigma_{\max} = \pm (\sigma'_1 + \sigma'_2) \quad (7.3)$$

Gleichung (7.2) gilt ebenso bei U- und I-Profilen, Gleichung (7.3) bei Rohren.

Beim Rundleitern ist zu beachten, daß jede Achse durch den Schwerpunkt Trägheitshauptachse sein kann, auch die in Bild 7.2b eingezeichnete Achse $O-O$, in der der Vektor $\vec{M} = \vec{M}_1 + \vec{M}_2$ liegt, und die gleichzeitig neutrale Achse ist. Die höchste Spannung tritt in den Punkten H^+ und H^- auf, die den größten Abstand von der neutralen Schicht haben. Für den Betrag von \vec{M} gilt

$$|\vec{M}| = M = \sqrt{|\vec{M}_1|^2 + |\vec{M}_2|^2} \quad (7.4)$$

Mit $\sigma_{1\max} = M_1/Z$, $\sigma_{2\max} = M_2/Z$ und $\sigma_{\max} = M/Z$ folgt für die höchste Spannung

$$\sigma_{\max} = \pm \sqrt{\sigma_{1\max}^2 + \sigma_{2\max}^2} \quad (7.5)$$

Gleichung (7.5) gilt ebenso bei Rohrleitern.

8 Ermittlung der Kurzschlußfestigkeit nach IEC 60865-1/DIN EN 60865-1 (VDE 0103/11.94)

Im Abschnitt 2 sind das Verfahren und die Gleichungen zum Nachweis der mechanischen Kurzschlußfestigkeit angegeben. Der Abschnitt 3 beschreibt die auf das System wirkenden Lasten durch die Kurzschlußströme, der Abschnitt 4 begründet die Berücksichtigung der plastischen Verformung und die sich ergebenden Faktoren zur Bestimmung der Leiter- und Stützpunktbeanspruchungen. Die Abschnitte 5 und 6 zeigen die Herleitungen der Gleichungen für die Widerstandsmomente und die maßgeblichen Leiterkennfrequenzen auf.

Dieser Abschnitt soll der genaue Ablauf der Ermittlung der Kurzschlußfestigkeit vermittelt werden. Hierzu sind die Flußdiagramme angegeben, die die einzelnen Schritte zeigen. Wie es in der Norm vorgesehen ist, kann ohne und mit Berücksichtigung der Leiter-Kennfrequenzen gerechnet werden. Zum Verständnis ist es notwendig, die Norm gleichzeitig mitzubetrachten.

Zur besseren Übersicht sind die Flußdiagramme in einzelne Blöcke aufgeteilt, um den physikalischen Ablauf bei Einzelleitern als auch bei aus Teilleitern zusammengesetzten Hauptleitern zu zeigen und außerdem den Ablauf mit und ohne dreipolige Kurzunterbrechung.

In den Anweisungen der Flußdiagramme sind die Gleichungen der Norm mit (...), die Bilder mit F... und die Tabellen mit T... zitiert. Y entspricht ja, und N entspricht nein; reclosing bedeutet dreipolige Kurzunterbrechung. Im folgenden Text wird den Nummern der Bilder und Tabellen aus der Norm ein * vorangestellt.

Wird im Netz keine dreipolige Kurzunterbrechung angewandt, so sind

- ohne Berücksichtigung der Leiter-Kennfrequenzen die Blöcke a) bis d) im Abschnitt 8.1,
- mit Berücksichtigung der Leiter-Kennfrequenzen die Blöcke a) bis e) im Abschnitt 8.2

zu durchlaufen. Die Berechnung endet an der Marke END 1.

Ist im Netz dreipolige Kurzunterbrechung vorgesehen, so tritt nach einer Pausenzeit ein zweiter Stromfluß auf wenn die Kurzunterbrechung erfolglos ist, was für den Kurzschlußnachweis angenommen werden muß. Nach der Norm werden die Leiterspannungen und Kurzschlußkräfte während der zweiten Stromflußdauer berechnet. Es sind daher

- ohne Berücksichtigung der Leiter-Kennfrequenzen die Blöcke a), b), e) und f) im Abschnitt 8.1,
- mit Berücksichtigung der Leiter-Kennfrequenzen die Blöcke a), b), c), f) und g) im Abschnitt 8.2

zu durchlaufen, wobei die gestrichelt eingerahmten Anweisungen übersprungen werden. Die Berechnung endet an der Marke END 2.

Die Flußdiagramme sind gültig sowohl für Drehstromanlagen als auch Wechselstromanlagen; hierbei ist F_m entweder F_{m3} oder F_{m2} .

Für die Streckgrenze der Leitermaterialien sind die aktuellen Werte einzusetzen. Sind nur Mindest- und Höchstwerte verfügbar, so ist $R_{p0,2}$ der Mindestwert und $R'_{p0,2}$ der Höchstwert.

In den Flußdiagrammen sind weiterhin Marken STOP 1 bis STOP 4 angegeben. Werden sie erreicht, so sind die Spannungen in den Leitern zu groß und Änderungen notwendig:

- STOP 1 Die Teilleiter sind nicht kurzschlußfest. Entweder ist der Abstand zwischen zwei benachbarten Abstandhaltern zu groß oder die Abmessungen der Teilleiter zu klein.
- STOP 2 Die Hauptleiter sind nicht kurzschlußfest. Entweder ist der Abstand zwischen zwei benachbarten Stützpunkten zu groß oder die Abmessungen der Hauptleiter zu klein.

- STOP 3 Die Teilleiter sind bei dreipoliger Kurzunterbrechung nicht kurzschlußfest. Entweder ist der Abstand zwischen zwei benachbarten Abstandhaltern zu groß oder die Abmessungen der Teilleiter zu klein.
- STOP 4 Die Hauptleiter sind bei dreipoliger Kurzunterbrechung nicht kurzschlußfest. Entweder ist der Abstand zwischen zwei benachbarten Stützpunkten zu groß oder die Abmessungen der Hauptleiter zu klein.

Die Berechnung ohne Leiter-Kennfrequenzen geht von folgenden Annahmen aus, die zu den Festlegungen in Tabelle *2 führen:

- Bei der Leiterbeanspruchung ohne dreipolige Kurzunterbrechung werden die in Bild *4 angegebenen maximal möglichen Werte $V_\sigma = 1$ und $V_{\sigma_s} = 1$ als Höchstwerte genommen. Da $V_r = 1$, stehen $V_\sigma V_r = 1$ und $V_{\sigma_s} V_r = 1$ in Tabelle *2. Bei der Leiterbeanspruchung mit dreipoliger Kurzunterbrechung wird der maximal mögliche Wert $V_r = 1,8$ aus Bild *5 mit den maximal möglichen Werten $V_\sigma = 1$ bzw. $V_{\sigma_s} = 1$ aus Bild *4 multipliziert und als Höchstwerte in Tabelle *2 berücksichtigt: $V_\sigma V_r = 1,8$ bzw. $V_{\sigma_s} V_r = 1,8$.
- Ist die Leiterbeanspruchung im vollplastischen Zustand, so können die Kräfte auf die Stützpunkte nicht größer werden als nach den Regeln der Statik bestimmt, d. h. $V_F V_r = 1$; dies liegt dann vor, wenn $\sigma_{\text{tot}} \geq 0,8R'_{p0,2}$. Bei $\sigma_{\text{tot}} < 0,8R'_{p0,2}$ geht man von einer Zunahme von $V_F V_r$ aus bis zu einem Höchstwert, der bei kleinem σ_{tot} , also bei Beanspruchung des Leiters im elastischen Bereich, erreicht wird. Dieser Höchstwert beträgt 2,7 bei dreipoligen Kurzschlüssen bzw. 2,0 bei zweipoligen Kurzschlüssen und bestimmt sich aus den Bildern *4 und *5, wenn für alle Leiter-Kennfrequenzen das Produkt $V_F V_r$ gebildet wird, dessen Maximum bei $f_c \approx 2f$ für $V_F = 2,7$ und $V_r = 1,0$. Dies ist unabhängig davon, ob dreipolige Kurzunterbrechung eingesetzt wird oder nicht.

Kleinere Leiterbeanspruchungen und Kräfte auf die Stützpunkte, als nach Tabelle *2 bestimmt, können für die Auslegung der Anlagen berücksichtigt werden, wenn sie mit Hilfe der Bilder *4 und *5 ermittelt werden. Hierzu ist die Berechnung der Leiter-Kennfrequenzen notwendig. Es zeigt sich:

- Ohne dreipolige Kurzunterbrechung können die Leiterbeanspruchungen bei $f_c < f$ niedriger sein als nach Tabelle *2, u. U. erheblich. Mit dreipoliger Kurzunterbrechung sind sie für alle f_c niedriger.
- Die Kräfte auf die Stützpunkte sind ohne dreipolige Kurzunterbrechung stets niedriger als nach Tabelle *2 wenn $V_F < 1$ nach Bild *4, und mit dreipoliger Kurzunterbrechung wenn $V_F V_r < 1$ nach den Bildern *4 und *5.

In allen anderen Fällen werden zuerst V_F und V_r den Bildern *4 und *5 entnommen und das Produkt $V_F V_r$ gebildet. Ist dieses Produkt größer als der Wert, der sich abhängig von σ_{tot} aus Tabelle *2 ergibt, so wird der Wert aus Tabelle *2 für die Dimensionierung zugrundegelegt, andernfalls $V_F V_r$ aus den Bildern *4 und *5. Diese optimale Verknüpfung der Ermittlung von $V_F V_r$ aus den Bildern *4 und *5 mit Tabelle *2 ist auch in den Flußdiagramm-Blöcken e) und g) im Abschnitt 8.2 angegeben.

Zur wirtschaftlichen Auslegung von Anordnungen wird empfohlen, die Berechnungen stets mit Berücksichtigung der maßgeblichen Leiter-Kennfrequenzen auszuführen, vor allem bei Hoch- und Höchstspannungsanlagen, die eine niedrige Leiter-Kennfrequenz aufweisen. Gegenüber der Berechnung ohne Leiter-Kennfrequenzen können hierbei erhebliche Einsparungen erzielt werden.

Wie oben beschrieben, berechnet die Norm bei dreipoliger Kurzunterbrechung die Leiterspannungen und Stützpunktkräfte während der zweiten Stromflußzeit. Untersuchungen zeigen jedoch, daß die Kräfte auf die Stützpunkte während der ersten Stromflußzeit höher sein können als während der zweiten Stromflußzeit. Dies ist auf die Zulassung plastischer Verformung des Leiters in der Norm zurückzuführen. Es kann sogar die paradoxe Situation auftreten, daß die Berechnung nach Norm ohne Leiter-Kennfrequenzen zu kleineren Stützpunktkräften führt als die Berechnung mit Leiter-Kennfrequenzen, was weder physikalisch noch von der Methode des Verfahrens her möglich ist. Die Leiterspannungen sind während der zweiten Stromflußzeit stets gleich oder größer als während der ersten Stromflußzeit, werden daher nach der Norm richtig ermittelt. Tabelle 8.1 gibt die Leiterspannungen und Stützpunktkräfte für die in [6, 19] im Beispiel 1 beschriebene 10-kV-Anordnung und im Beispiel 3 beschriebene 380-kV-Anordnung ohne und mit dreipoliger Kurzunterbre-

chung jeweils ohne und mit Berechnung der Leiter-Kennfrequenz an, wie sie nach Norm ermittelt werden. Zusätzlich sind in den letzten beiden Spalten die größeren Werte angegeben, die sich jeweils während der ersten Stromflußdauer (Berechnung nach Norm ohne Kurzunterbrechung) und der zweiten Stromflußdauer (Berechnung nach Norm mit Kurzunterbrechung) ergeben.

Tabelle 8.1: Leiterspannungen und Stützpunktkräfte ohne und mit dreipoliger Kurzunterbrechung

Rechteckleiter E-ALMgSi0,5F17 mit $d = 10$ mm; $b = 60$ mm; über 4 Felder durchlaufend;

$I''_{k3} = 16$ kA; $f = 50$ Hz

a) $l = 1,00$ m; $a = 0,2$ m; $\kappa = 1,35$; $f_c/f = 1,05$

			Berechnung nach Norm				empfohlene Bemessungswerte	
dreipolige Kurzunterbrechung			nein		ja		ja	
Leiter-Kennfrequenz			ohne	mit	ohne	mit	ohne	mit
Biegespannungen	σ_m	N/mm ²	73	73	131	73	131	73
Kräfte auf Stützpunkte	F_d	kN	1,73	1,58	0,96	1,58	1,73	1,58

b) $l = 1,25$ m; $a = 0,25$ m; $\kappa = 1,6$; $f_c/f = 0,67$

			Berechnung nach Norm				empfohlene Bemessungswerte	
dreipolige Kurzunterbrechung			nein		ja		ja	
Leiter-Kennfrequenz			ohne	mit	ohne	mit	ohne	mit
Biegespannungen	σ_m	N/mm ²	129	124	(231)	138		138
Kräfte auf Stützpunkte	F_d	kN	1,39	1,43		1,29		1,43

c) Rohrleiter E-ALMgSi0,5F22 mit $D = 160$ mm; $s = 6$ mm; über 2 Felder durchlaufend;

$l = 18$ m; $a = 5$ m; $I''_{k3} = 50$ kA; $\kappa = 1,81$; $f = 50$ Hz; $f_c/f = 0,042$

			Berechnung nach Norm				empfohlene Bemessungswerte	
dreipolige Kurzunterbrechung			nein		ja		ja	
Leiter-Kennfrequenz			ohne	mit	ohne	mit	ohne	mit
Biegespannungen	σ_m	N/mm ²	115	43	203	69	203	69
Kräfte auf Stützpunkte	F_d	kN	15,37	3,31	9,22	5,95	15,37	5,95

Die Anordnungen in Tabelle 8.1a und b unterscheiden sich in den Stützpunktständen, somit in den Leiter-Kennfrequenzen, und in den Leiter-Mittenabständen und dem Faktor κ ; Anordnung c ist ein Rohr mit sehr niedriger Leiter-Kennfrequenz. In Tabelle 8.1a sind nach Norm ohne Berücksichtigung der Leiterfrequenz bei Berücksichtigung der Kurzunterbrechung die Spannung höher und die Stützpunktkraft niedriger als ohne Kurzunterbrechung; mit Leiterfrequenz sind die entsprechenden Werte gleich, da $V_r = 1$. In Tabelle 8.1b zeigt sich, daß mit Kurzunterbrechung die Kurzschlußfestigkeit der Leiter nur unter Berücksichtigung der Leiterfrequenz nachgewiesen werden kann, da ohne Frequenz die Spannung von 231 N/mm² über dem zulässigen Wert von 180 N/mm² = $qR_{p0,2}$ ist; daher sind die Kräfte und die Maxima nicht angegeben. Mit

Frequenz sind die Stützpunktkräfte während der ersten Stromflußdauer etwas höher als während der zweiten. Die Ergebnisse in Tabelle 8.1c bestätigen den Sachverhalt bei Rechnung ohne Leiterfrequenz aus Tabelle 8.1a; bei Berücksichtigung der Leiterfrequenz sind sowohl die Leiterspannungen als auch die Stützpunktkräfte in der zweiten Stromflußdauer höher als in der ersten.

Die in Tabelle 8.1 exemplarisch dargestellten Untersuchungen können verallgemeinert werden. Hierbei ist wieder zu unterscheiden, ob die Berechnung ohne oder mit Berücksichtigung der Leiter-Kennfrequenzen ausgeführt wird:

– Ohne Kennfrequenzen:

Nach Tabelle *2 sind die Leiterspannungen σ_m und σ_s während der zweiten Stromflußzeit stets um den Faktor 1,8 größer als während der ersten Stromflußzeit. Dies ergibt nach Tabelle *2 Kräfte F_d auf die Stützpunkte, die während der ersten Stromflußzeit bis zum Faktor 1,8 größer sein können als während der zweiten Stromflußzeit, da $V_F V_r$ von σ_{tot} abhängig ist. Somit sind die Stützpunktkräfte während der ersten Stromflußzeit für die Anlagenauslegung maßgebend, siehe Tabelle 8.1a,c.

– Mit Kennfrequenzen:

Es sind verschiedene Fälle zu unterscheiden, abhängig von den Kennfrequenzen, wobei ein Leiter je Hauptleiter betrachtet wird:

– Die Leiterspannung σ_m ist während der ersten und zweiten Stromflußzeit gleich, wenn im Bild *5 $V_r = 1$ ist, was für $f_c \geq f$ der Fall ist. Die Kräfte auf die Stützpunkte stimmen während beider Stromflußzeiten überein, siehe Tabelle 8.1a. V_F wird in Bild *4 abgelesen und dann berücksichtigt, wenn es kleiner ist als nach Tabelle *2 ermittelt.

– Ist $f_c < f$, so wird während der zweiten Stromflußzeit $V_r > 1$ nach Bild *5. Dies führt auf Leiterspannungen, die um den Faktor V_r größer sind als jene während der ersten Stromflußzeit. Dies hat Einfluß auf die Kräfte auf die Stützpunkte:

- Bei $V_F V_r \leq 1$ während der zweiten Stromflußzeit mit den Bildern *4 und *5 ist gleichzeitig $V_F < 1$ während der ersten Stromflußzeit erfüllt, beide sind kleiner als nach Tabelle *2. Die Kräfte auf die Stützpunkte sind daher während der zweiten Stromflußzeit um den Faktor V_r größer, siehe Tabelle 8.1c.
- Bei $V_F V_r > 1$ jedoch $V_F \leq 1$, ist zu überprüfen, ob Tabelle *2 einen kleineren Wert $V_F V_r$ abhängig von σ_m für die zweite Stromflußdauer ergibt; die Stützpunktkräfte sind während der zweiten Stromflußdauer immer größer, jedoch ist der Unterschied zur ersten Stromflußdauer geringer als im vorigen Punkt.
- Ist $V_F V_r > 1$ und $V_F > 1$, so müssen beide Stromflußdauern nacheinander betrachtet werden. Es wird zuerst während der ersten Stromflußdauer V_F nach Bild *4 mit $V_F V_r$ nach Tabelle *2 bei der entsprechenden Leiterspannung verglichen und mit dem kleineren Wert der beiden die Stützpunktkraft berechnet. Anschließend wird während der zweiten Stromflußdauer $V_F V_r$ nach den Bildern *4 und *5 mit $V_F V_r$ nach Tabelle *2 bei der entsprechenden Leiterspannung verglichen und mit dem kleineren Wert der beiden die Stützpunktkraft berechnet. Das Maximum der Stützpunktkräfte aus beiden Stromflußdauern ist für die Anlagenbemessung maßgebend. Hierbei kann es vorkommen vor allem bei hohen Leiterbeanspruchung während der zweiten Stromflußdauer, daß die Stützpunktkraft während der ersten Stromflußdauer den höheren Wert hat, siehe Tabelle 8.1b.

Mehrere Leiter je Hauptleiter ergeben ähnliche Verhältnisse.

Die Berechnungen mit dreipoliger Kurzunterbrechung unter Berücksichtigung der vorstehenden Überlegungen können ebenso mit den angegebenen Flußdiagrammen durchgeführt werden. Hierzu müssen alle Blöcke in der angegebenen Reihenfolge durchlaufen werden einschließlich der gestrichelt eingerahmten Anweisungen, die notwendig sind für den Vergleich der Stützpunktkräfte während der beiden Stromflußdauern.

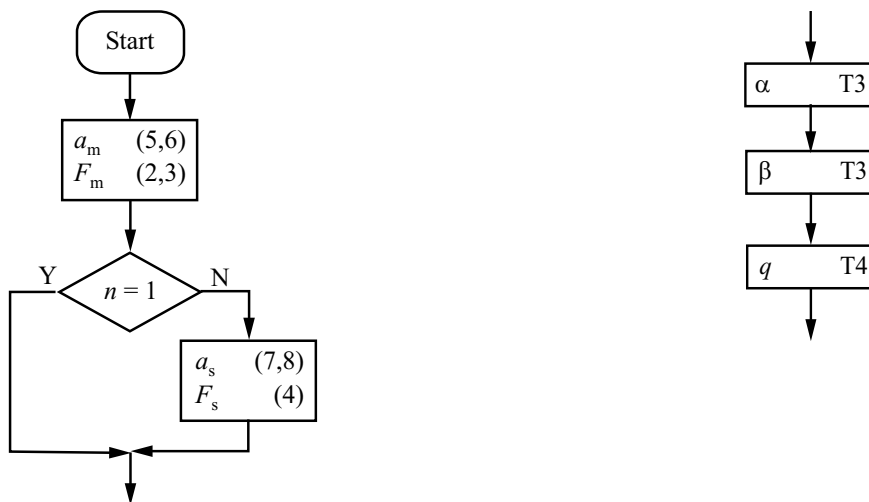
Dieser Vergleich der Ergebnisse während beider Stromflußdauern ist in der Norm nicht vorgesehen. Es wird jedoch empfohlen, ihn bei Berechnung

- ohne Leiter-Kennfrequenzen stets durchzuführen,

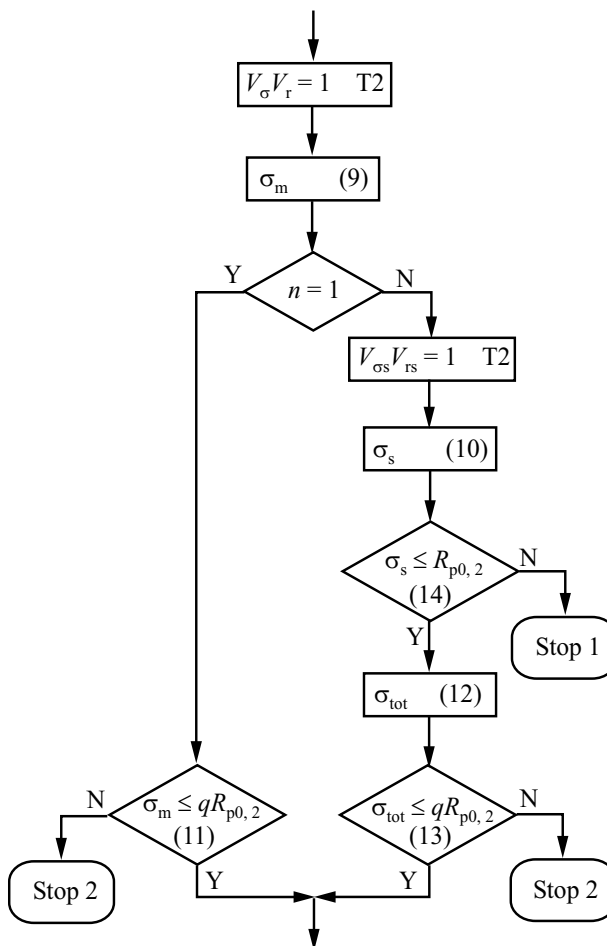
– mit Leiter-Kennfrequenzen dann durchzuführen, wenn sich $V_F V_r > 1$ nach den Bildern *4 und *5 ergibt. und die Maxima aus erster und zweiter Stromflußdauer als Bemessungswerte anzunehmen.

8.1 Flußdiagramm ohne Berücksichtigung der Leiter-Kennfrequenzen

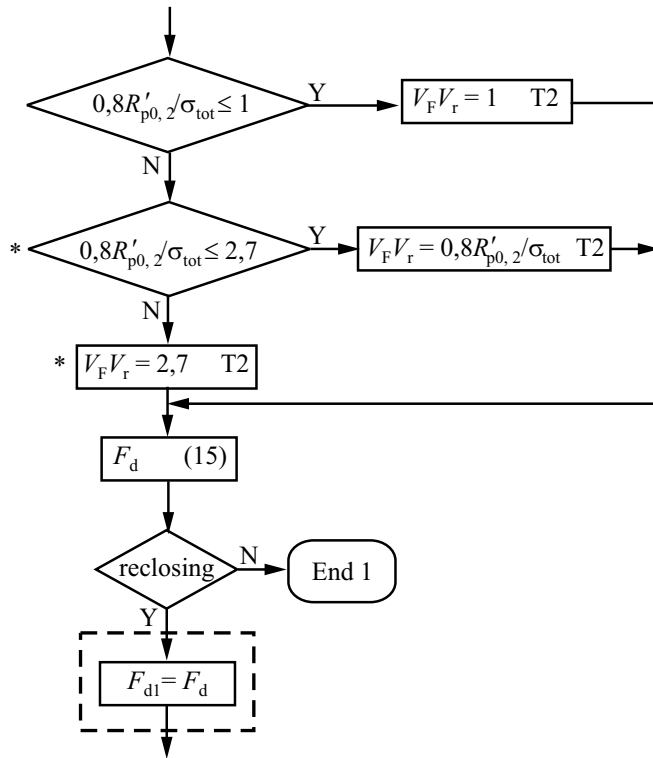
- a) Berechnung der elektromagnetischen Kräfte zwischen den Hauptleitern und zwischen den Teilleitern
- b) Bereitstellung der Faktoren α , β und q



- c) Berechnung der Spannungen infolge der Kräfte zwischen den Hauptleitern und zwischen den Teilleitern; Überprüfung der Kurzschlußfestigkeit von Haupt- und Teilleitern



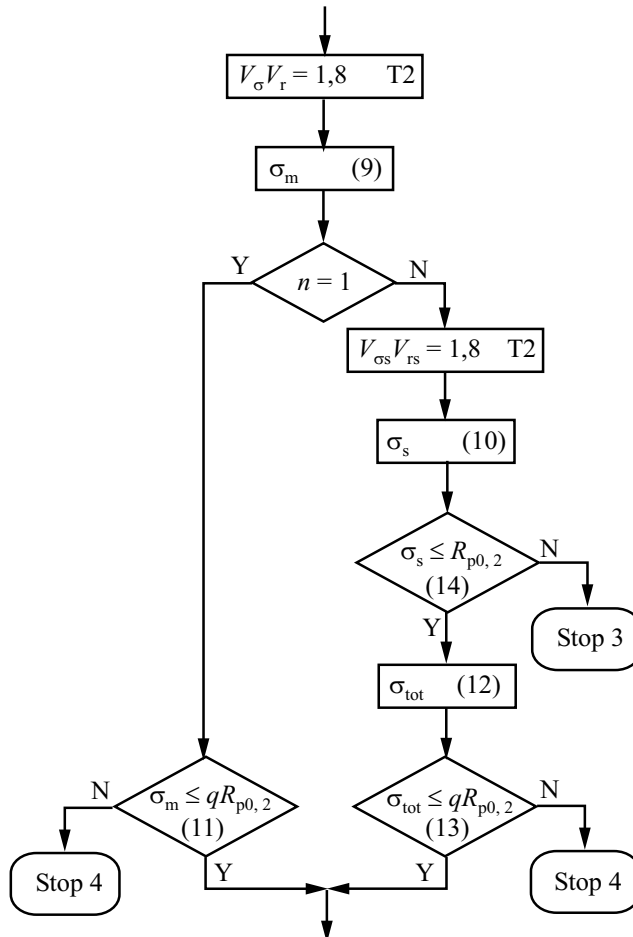
d) Ermittlung der Kräfte auf die Stützpunkte nach Tabelle *2



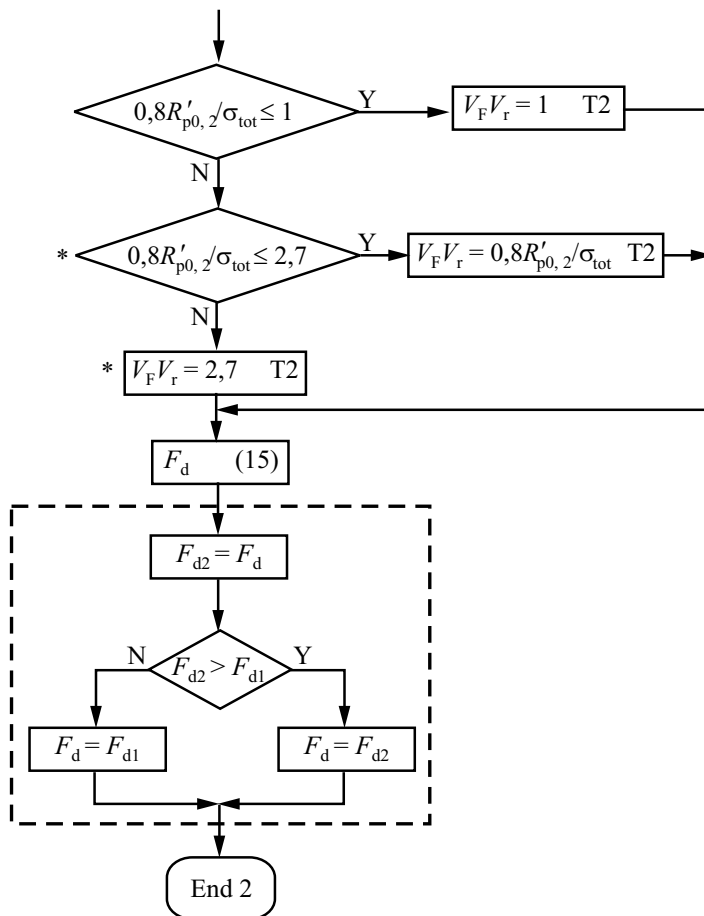
Bei nur einem Leiter je Hauptleiter ist σ_{tot} durch σ_m zu ersetzen.

* Beim zweipoligen Kurzschluß ist 2,7 durch 2,0 zu ersetzen

e) Berechnung der Spannungen infolge der Kräfte zwischen den Hauptleitern und zwischen den Teilleitern während der zweiten Stromflußdauer; Überprüfung der Kurzschlußfestigkeit von Haupt- und Teilleitern



f) Ermittlung der Kräfte auf die Stützpunkte während der zweiten Stromflußdauer nach Tabelle *2; Ermittlung der Bemessungslast



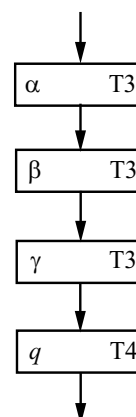
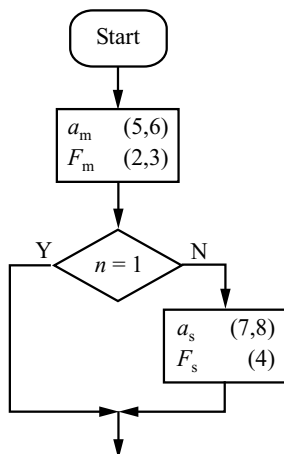
Bei nur einem Leiter je Hauptleiter ist σ_{tot} durch σ_m zu ersetzen.

* Beim zweipoligen Kurzschluß ist 2,7 durch 2,0 zu ersetzen

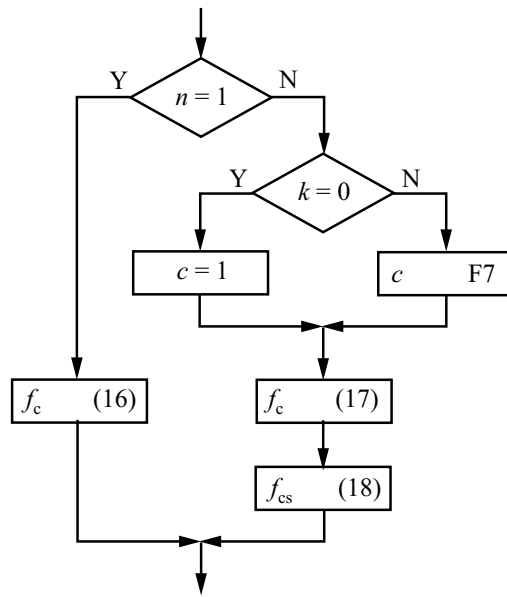
8.2 Flußdiagramm mit Berücksichtigung der Leiter-Kennfrequenzen

a) Berechnung der elektromagnetischen Kräfte zwischen den Hauptleitern und zwischen den Teileitern

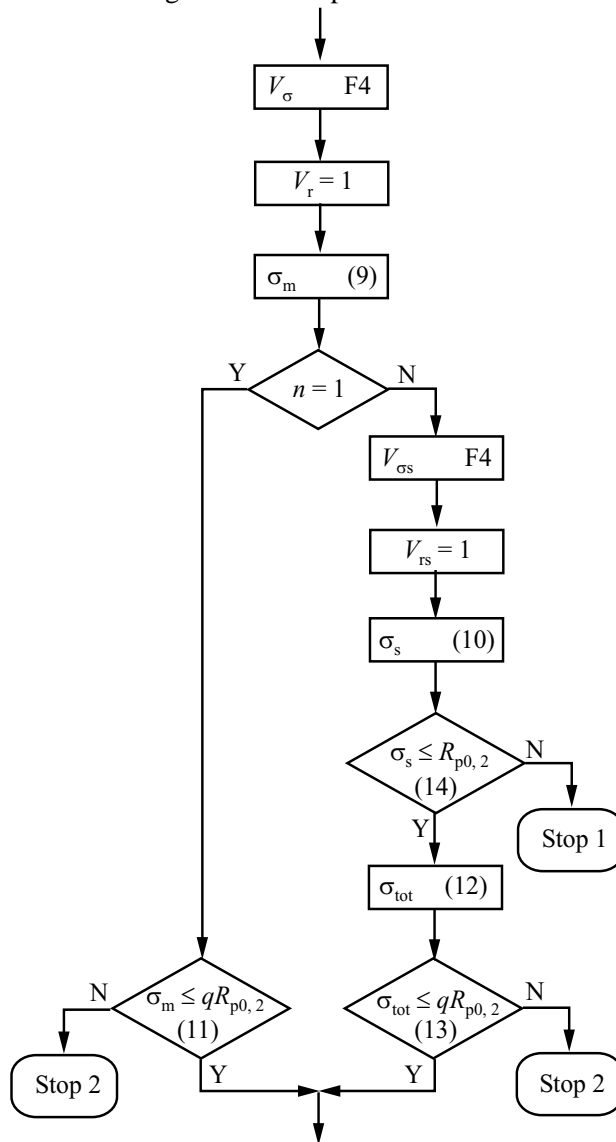
b) Bereitstellung der Faktoren α , β , γ und q



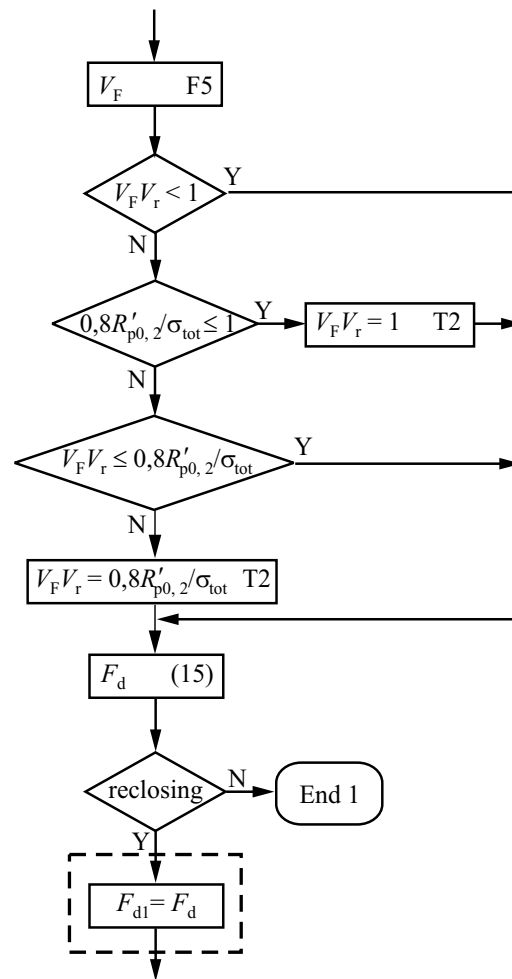
c) Berechnung der Hauptleiter- und der Teilleiter-Kennfrequenz



d) Berechnung der Spannungen infolge der Kräfte zwischen den Hauptleitern und zwischen den Teilleitern; Überprüfung der Kurzschlußfestigkeit von Haupt- und Teilleitern

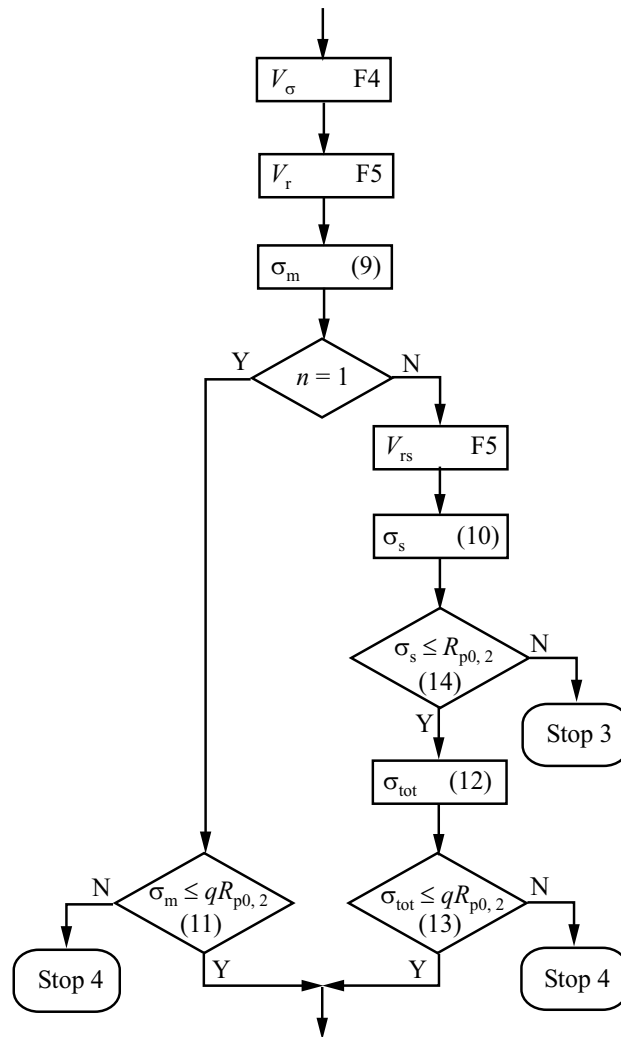


e) Ermittlung der Kräfte auf die Stützpunkte

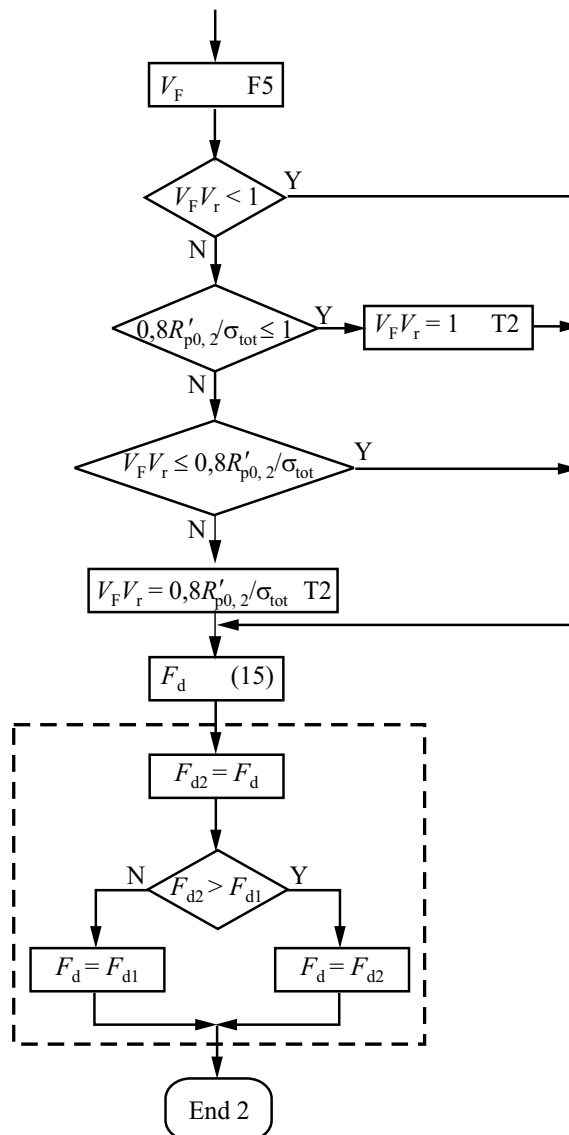


Bei nur einem Leiter je Hauptleiter ist σ_{tot} durch σ_m zu ersetzen.

- f) Berechnung der Spannungen infolge der Kräfte zwischen den Hauptleitern und zwischen den Teilleitern während der zweiten Stromflußdauer; Überprüfung der Kurzschlußfestigkeit von Haupt- und Teilleitern



- g) Ermittlung der Kräfte auf die Stützpunkte während der zweiten Stromflußdauer; Ermittlung der Bemessungslast



Bei nur einem Leiter je Hauptleiter ist σ_{tot} durch σ_m zu ersetzen.

9 Schrifttum

- [1] Bautabellen für Ingenieure mit europäischen und nationalen Vorschriften. Düsseldorf: Werner, 1994
- [2] Bronstein, I. N.; Semendjajew, K. A.: Teubner-Taschenbuch der Mathematik. Leipzig: Teubner Verlagsgesellschaft, 1996
- [3] CIGRÉ SC 23 WG 11/IEC TC 73: The mechanical effects of short-circuit currents in open air substations (Rigid and flexible bus-bars), Vol. 105, Paris: CIGRÉ, Geneva: IEC, 1996
- [4] DIN 18800/11.90: Stahlbauten. Berlin: Beuth, 1990
- [5] DIN EN 60865-1/VDE 0103: Kurzschlußströme – Berechnung der Wirkungen. Teil 1: Begriffe und Berechnungsverfahren, Berlin: VDE, 1994
- [6] DIN EN 60865-1/VDE 0103 Beiblatt 1: Kurzschlußströme – Berechnung der Wirkungen. Teil 1: Begriffe und Berechnungsverfahren – Beispiele für die Berechnung, Berlin: VDE, 1996
- [7] DIN VDE 0101/01.2000: Starkstromanlagen mit Nennwechselspannungen über 1 kV. Berlin: vde, 2000.
Deutsche Fassung von: CENELEC HD 637 S1: Power installations exceeding AC 1 kV. Brussels: CENELEC, 1999
- [8] DIN VDE 0102/01.90: Berechnung von Kurzschlußströmen in Drehstromnetzen. Berlin: VDE, 1990
Wird ersetzt durch: DIN EN 60909-0/VDE 0102: Berechnung von Kurzschlußströmen in Drehstromnetzen. Berlin: VDE, 2002
- [9] Dubbel – Taschenbuch für den Maschinenbau. Berlin: Springer, 1990
- [10] Dwight, H. B.: Geometric mean distances for rectangular conductors. Transactions AIII 65 (1946), S. 536–538
- [11] E DIN IEC 99/35/CD (VDE 0101 Teil 1): Starkstromanlagen mit Nennwechselspannungen über 1 kV. Berlin: vde, 1999
- [12] EN 60865-1: Short-circuit currents – Calculation of effects. Part 1: Definitions and calculation method. Brussels: CENELEC, 1993
- [13] EUROCODE 3: Design of steel structures.
- [14] Hosemann, G.; Tsanakas, D.: Beitrag zur analytischen Berechnung der dynamischen Kurzschlußbeanspruchung von Schaltanlagen. etz-a 97 (1976), S. 493–498
- [15] Hosemann, G.; Tsanakas, D.: Dynamic stress in substations taking into account the short-circuit currents and electromagnetic forces due to non-simultaneous faults. International Conference on Large High Voltage Electric Systems, Paris, 1978, Report 23-04
- [16] Hosemann, G.; Tsanakas, D.: Dynamic short-circuit stress of busbar structures with stiff conductors. Studies and conclusions for simplified calculation methods. Electra No. 68, 1980, pp 37–64
- [17] HÜTTE. Die Grundlagen der Ingenieurwissenschaften. Mechanik. Berlin: Springer, 1991
- [18] IEC 60865-1: Short-circuit currents – Calculation of effects. Part 1: Definitions and calculation method, Geneva: IEC, 1993
- [19] IEC 60865-2: Short-circuit currents – Calculation of effects. Part 2: Examples for calculation, Geneva: IEC, 1994
- [20] IEC 60909-0: Short-circuit current calculation in three-phase a.c. systems. Geneva: IEC, 2001
- [21] IEC 865: Calculation of effects. Geneva: IEC, 1986
- [22] Issler, L.; Ruoß, H.; Häfele, P.: Festigkeitslehre – Grundlagen. Berlin: Springer, 1995
- [23] Kießling, G.: Eigenfrequenz zusammengesetzter Sammelschienen mit Zwischenstücken – Frequenzfaktor c nach DIN VDE 0103. etzArchiv 10 (1988) H. 12, S. 381–387
- [24] Klar, F.: Die Induktivität gestreckter Leiterschleifen. Wissenschaftliche Zeitschrift der Elektrotechnik der Technischen Universität Dresden 11 (1968), S. 82–100
- [25] Kocmann, A.: Eigenschwingungen von Sammelschienen bei Berücksichtigung der Abzweigschienen. CEG (Continental-Elektro-Industrie-Gesellschaft) Berichte (1956), S. 180–188
- [26] Laukner, M.: Transiente Beanspruchung von Leiterschienen unter Berücksichtigung der Stromverdrängung. 40. Internationales Kolloquium der Technischen Hochschule Ilmenau, September 1995, Ilmenau, Tagungsband S. 315–320
- [27] Laukner, M.: Berechnung ebener Leiteranordnungen beliebiger Querschnittsform unter Berücksichti-

- gung von Stromverdrängung und Magnetisierung. Dissertation Universität Erlangen-Nürnberg, 1998
- [28] Lehmann, W.: Elektrodynamische Beanspruchung paralleler Leiter. ETZ-A 76 (1955) H. 14, S. 481–488
 - [29] Mavromaras, D.; Sieber, P.: Beitrag zur Ermittlung der bei Kurzschlüssen für Stromleiter zulässigen mechanischen Beanspruchung. ETZ-A 89(1968) H. 2, S. 34–8 biegesteifen Stromleitern. AEG-Mitteilungen 49 (1959) H. 6/7, S. 322–328
 - [30] PC-Programm IEC865, Lehrstuhl für Elektrische Energieversorgung, Universität Erlangen-Nürnberg, 1999
 - [31] Roark, R. J.; Young, W. C.: Formulas for stress and strain. Tokyo: Mc Graw-Hill Kogakusha, 1975
 - [32] Schaltanlagen. ABB Calor Emag Taschenbuch. Berlin: Cornelsen, 1999
 - [33] Schreyer: Praktische Baustatik. Teil 2. Stuttgart: B. G. Teubner, 1967.
 - [34] Sieber, P.: Über den Einfluß von Resonanzerscheinungen auf die mechanische Kurzschlußfestigkeit von
 - [35] Stauch, G.; Böhme, H.: Schwingungsverhalten von Stromleiteranordnungen in Mittelspannungsschaltanlagen bei Kurzschluß – Beeinflussung der Grundfrequenz. ELEKTRIE 37 (1983), S. 651–655
 - [36] Tsanakas, D.: Beitrag zur Berechnung der elektromagnetischen Kurzschlußkräfte und der dynamischen Beanspruchung von Schaltanlagen. Dissertation D17, Technische Hochschule Darmstadt, 1976
 - [37] Tsanakas, D.: Der Einfluß der ungleichen Stützabstände auf die mechanische Kurzschlußbeanspruchung von Schaltanlagen. etz-a98 (1977), S. 155–157
 - [38] Tsanakas, D.: Dynamische Kurzschlußbeanspruchung von Hochspannungsschaltanlagen mit biegesteifen Leitern. etz-a 98 (1977), S. 399–403
 - [39] Tsanakas, D.: Erhöhung der dynamischen Kurzschlußbeanspruchung von Schaltanlagen infolge erfolgloser Kurzunterbrechung. etz-a 99 (1978), S. 86–88
 - [40] Tsanakas, D.: Einfluß der Zeitverläufe der elektromagnetischen Kurzschlußkräfte auf die dynamische Beanspruchung. etzArchiv 4 (1982), S. 365–368
 - [41] Tsanakas, D.; Papadias, B.: Influence of the short-circuit duration on dynamic stresses in substations. IEEE PES Winter Meeting 1982, New York, 31. Januar – 5. Februar 1982
 - [42] Tsanakas, D.: Dynamische Beanspruchung von Hochspannungsanlagen bei kleiner Kurzschlußdauer. etzArchiv 6 (1984), S. 387–392
 - [43] VDE 0101.6: Untersuchungen über Trägheits- und Widerstandsmomente von Stromschienen mit 2 Teilleitern. Arbeitsbericht Nr. 24, 1958, DKE Frankfurt am Main (unveröffentlicht)
 - [44] VDE 0101.6: Messung von Leiter-Eigenfrequenzen mit und ohne Zwischenstücke. Arbeitsbericht Nr. 166, 1960, DKE Frankfurt am Main (unveröffentlicht)
 - [45] VDE 0103/01.61: Leitsätze für die Bemessung von Starkstromanlagen auf mechanische und thermische Kurzschlußfestigkeit. Berlin: VDE, 1961

A Anhang

Tabellen

Widerstandsmomente Z_m von Einzelleitern A.2

Widerstandsmomente Z_m für Hauptleiter aus Teileleitern mit Rechteck- und U-Profil A.3

Bild

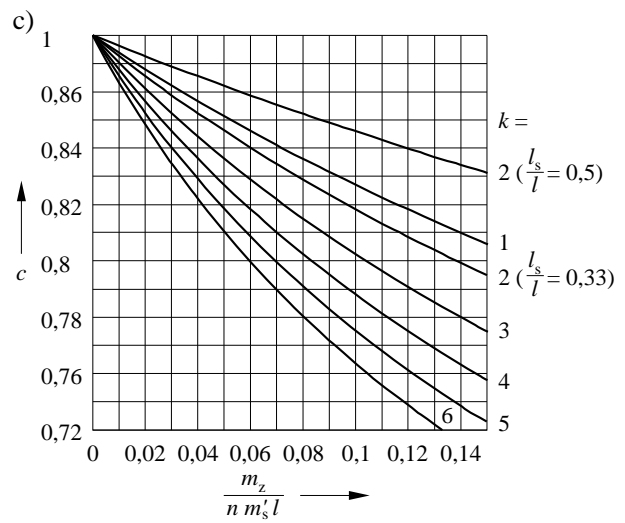
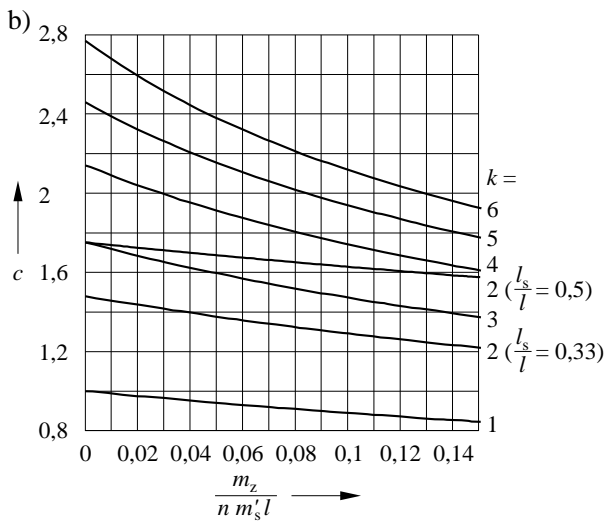
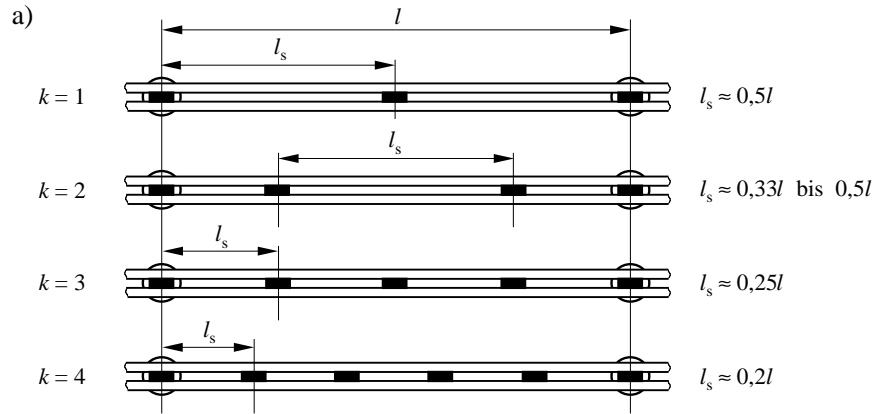
Faktor c für den Einfluß von Zwischenstücken A.4

Tabelle A.1: Widerstandsmomente Z_m von Einzeleleitern für die eingezeichneten Biegeachsen

	Leiterquerschnitt	Widerstandsmoment Z_m
1		$\frac{\pi}{32}D^3$
2		$\frac{\pi}{32} \frac{D^4 - (D-2s)^4}{D}$
3		$\frac{d^2b}{6}$
4		$\frac{D^4 - (D-2s)^4}{6D}$
5		$\frac{\sqrt{2}}{12}D^3$
6		$\frac{be^3 - (b-2s)(e-s)^3 + 2s(h-e)^3}{3e^*}$ $e = \frac{1}{2} \frac{2h^2s + (b-2s)s^2}{2hs + (b-2s)s}$ $e^* = \text{Max}\{e, h-e\}$
7		$\frac{bh^3 - (b-s)(h-2s)^3}{6h}$
8		$\frac{2sh^3 + (b-2s)s^3}{6h}$

Tabelle A.2: Widerstandsmomente Z_m für Hauptleiter aus Teilleitern mit Rechteck- und U-Profil
 In den Zeilen 2, 3 und 6 ist die Reduktion nach Abschnitt 6.2.2 berücksichtigt

	Anordnung	Zwischenstücke	Widerstandsmoment Z_m
1		keine, Abstandhalter oder 1 Versteifungselement	$n \frac{d^2 b}{6}$
2		Versteifungselemente	$\frac{3}{5} \cdot \frac{n(4n^2 - 3)}{2n - 1} \frac{d^2 b}{6}$
3		Versteifungselemente	$\frac{3}{5} \cdot \frac{26d^2 b}{9}$
4		keine, Abstandhalter oder Versteifungselemente	$n \frac{d^2 b}{6}$
5		keine, Abstandhalter oder 1 Versteifungselement	$\frac{2}{3} \frac{be^3 - (b - 2s)(e - s)^3 + 2s(h - e)^3}{e^*}$ e, e^* siehe Zeile 6 von Tabelle A.1
6		Versteifungselemente	$\frac{2}{3} \frac{be^3 - (b - 2s)(e - s)^3 + 2s(h - e)^3}{D + 2h}$ $+$ $\frac{(D + 2h - 2e)^2 (2b - D + h - 2s)s}{D + 2h}$ e siehe Zeile 6 von Tabelle A.1
7		Abstandhalter oder Versteifungselemente	$\frac{bh^3 - (b - s)(h - 2s)^3}{3h}$



Der Faktor c ist den Bildern b) und c) wie folgt zu entnehmen:

	innerhalb eines Stützabstands sind vorhanden		
	k Versteifungselemente	k Abstandhalter	
Schwingungsrichtung senkrecht zur Fläche		Faktor c aus Bild b)	Faktor c aus Bild c)
Schwingungsrichtung parallel zur Fläche		Faktor c aus Bild c)	Faktor c aus Bild c)

Bild A.1: Faktor c für den Einfluß von Zwischenstücken
 a) Anordnung von Zwischenstücken innerhalb eines Stützabstands
 b) Zwischenstücke sind Versteifungselemente
 c) Zwischenstücke sind oder wirken als Abstandhalter