

Zeitschrift: Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins, des Verbandes Schweizerischer Elektrizitätsunternehmen = Bulletin de l'Association suisse des électriciens, de l'Association des entreprises électriques suisses

Herausgeber: Schweizerischer Elektrotechnischer Verein ; Verband Schweizerischer Elektrizitätsunternehmen

Band: 66 (1975)

Heft: 4

Artikel: Die räumliche und zeitliche Stoßspannungsverteilung in Transformatorenwicklungen

Autor: Müller, W.

DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-915259>

Nutzungsbedingungen

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. [Siehe Rechtliche Hinweise.](#)

Conditions d'utilisation

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. [Voir Informations légales.](#)

Terms of use

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. [See Legal notice.](#)

Download PDF: 01.04.2025

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

Die räumliche und zeitliche Stoßspannungsverteilung in Transformatorenwicklungen

Von W. Müller

621.314.21.045 : 621.3.015.33

Nach einer Unterteilung der im Netzbetrieb auftretenden Überspannungen hinsichtlich Zeitdauer und Frequenzbereich werden die bei Blitzstoßspannung in den Transformatorenwicklungen auftretenden Beanspruchungen untersucht. Der numerischen Berechnung der Stoßspannungsverteilung wird ein Ersatz-Netzwerk zugrunde gelegt, dessen Elemente näher beschrieben werden. An Anwendungsbeispielen wird schliesslich gezeigt, welche physikalischen Zusammenhänge zu den dargestellten Rechenergebnissen führen.

Après avoir établi une subdivision des surtensions qui peuvent se produire dans l'exploitation d'un réseau, en ce qui concerne leur durée et leur étendue de fréquences, l'auteur traite des sollicitations que subissent les enroulements de transformateurs soumis à une tension de choc provoquée par la foudre. Un réseau équivalent, dont les éléments sont décrits en détail, sert de base au calcul numérique de la répartition de la tension de choc. Pour terminer, des exemples montrent quelles sont les relations physiques qui conduisent aux résultats de ce calcul.

Einleitung

Die elektrische Festigkeit der im Transformatorenbau verwendeten Isolierstoffe ist zeitabhängig. Es ist deshalb zweckmässig, die im Netzbetrieb auftretenden Überspannungen nach Zeitdauer bzw. Frequenzbereich zu klassifizieren. So unterscheidet man netzfrequente Überspannungen, wie sie durch einpolige Erdschlüsse und beim Lastabwurf von Generatoren entstehen, von Schaltstoßspannungen und Blitzstoßspannungen.

Schaltstoßspannungen entstehen bei allen Schalthandlungen im Netz in der Grössenordnung des zwei- bis dreifachen Scheitelwerts der Leiter-Erdspannung in einem Frequenzbereich von $10^2 \dots 10^4$ Hz.

Unter der Einwirkung von netzfrequenten Spannungen und Schaltstoßspannungen folgt die Beanspruchung der Isolierung im Transformator der für alle Windungen gleichen und aus dem Hauptfluss im Eisenkern resultierenden Windungsspannung. Die Spannungsverteilung längs der einzelnen Wicklungsröhren ist also linear und die induktive Übertragung auf benachbarte Wicklungen ist durch das Übersetzungsverhältnis, den Wickelsinn und die Erdungspunkte festgelegt. Kapazitive Kopplungen zwischen den Spulen oder Lagen spielen bei dieser eingepprägten Spannungsverteilung keine Rolle.

Blitzstoßspannungen werden durch Überspannungsableiter in den Stationen auf das 2,5...4fache des Scheitelwerts der Leiter-Erdspannung begrenzt. Beim Ansprechen von Pegelfunkstrecken und bei Isolator-Überschlägen wird die Stoßspannung abgeschnitten, so dass insgesamt mit Impulsdauern zwischen

etwa 2...100 μ s zu rechnen ist. Durch diese Stoßspannungsimpulse werden die Wicklungen zu Eigenschwingungen mit um so höheren Eigenfrequenzen angeregt, je grösser die Stirn- bzw. Abschneidesteilheit und je kürzer die Dauer des Impulses ist.

Bei Blitzstoßspannung wird also die Beanspruchung sowohl zwischen den Spulen oder Lagen einer Wicklung als auch zwischen den Wicklungen verschiedener Reihenspannung und geerdeten Konstruktionsteilen durch die Sprungantwort der Wicklungen bestimmt.

Diese Sprungantwort ist durch die kapazitiven und induktiven Kopplungen, die Klemmschaltung und – in geringem Mass – auch durch die Dämpfung durch dielektrische und Ohmsche Verluste festgelegt.

Die kapazitive Kopplung der Leiter untereinander und gegen Erde bewirkt beim Auftreffen einer Stoßspannung (im folgenden ist damit stets eine Blitzstoßspannung gemeint) eine kapazitive Spannungsverteilung in der Wicklung, die schliesslich in Form eines periodisch gedämpften Ausgleichsvorganges in die durch die Kurzschlussinduktivitäten bedingte quasi-stationäre Endverteilung übergeht.

Berechnung der räumlichen und zeitlichen Stoßspannungsverteilung

Ausser der experimentellen Bestimmung der Sprungantwort an Versuchswicklungen mit Messanzapfungen an den interessierenden Stellen oder an elektromagnetischen Modellen, wie sie von *Abetti* [1]¹⁾ vorgeschlagen wurden, sind schon sehr früh analytische Rechenverfahren entwickelt worden, die eine näherungsweise Vorausbestimmung der Stoßspannungsbeanspruchung erlauben. Nach der von *K. W. Wagner, Blume* und *Boyajian* entwickelten und von *Bewley* [2] zusammenfassend dargestellten Theorie wird eine Wicklungsröhre als homogene Leitung endlicher Länge mit Längskapazitätsbelag K' , Erdkapazitätsbelag C' und Induktivitätsbelag L' dargestellt (Fig. 1). Die analytische Lösung für die homogene Ersatzleitung mit geerdetem Ende lautet:

$$u(x, t) = x - \sum_{n=1}^{\infty} A_n \cdot \sin(n\pi x) \cdot \cos(\omega_n t)$$

$$A_n = (-1)^{n+1} \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \frac{\alpha^2}{n(\alpha^2 + n^2\pi^2)}$$

$$\omega_n = \frac{n\pi}{\sqrt{L'(C' + n^2\pi^2 K')}}}$$

$$\alpha^2 = \frac{C'}{K'}$$
(1)

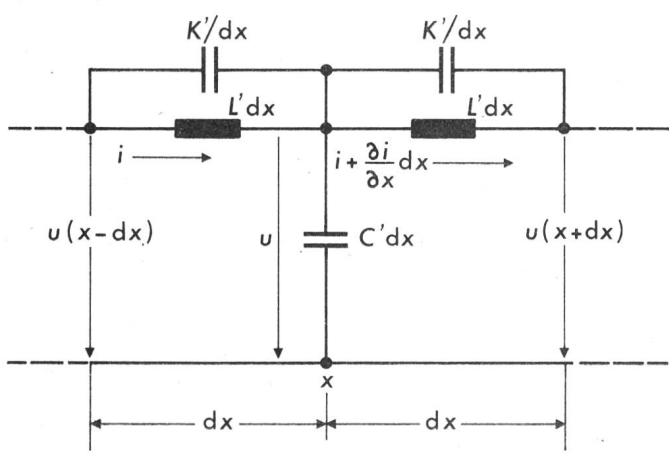


Fig. 1 Darstellung einer einlagigen Transformatorenwicklung durch eine homogene Leitung mit Induktivitätsbelag L' , Längskapazitätsbelag K' und Erdkapazitätsbelag C' (nach K. W. Wagner)
 i Leiterstrom
 u Leiter-Erd-Spannung
 x Ortskoordinate längs Wicklung

¹⁾ Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.

Diese Lösung genügt der Anfangsbedingung

$$u(x, 0) = \frac{\sinh \alpha x}{\sinh \alpha} \quad (2)$$

und den Randbedingungen

$$u(0, t) = 0;$$

$$u(1, t) = s(t) \quad (\text{Sprungfunktion})$$

Die Betrachtung der Lösungsgleichung zu einem bestimmten Zeitpunkt t_0 zeigt räumlich stehende Wellen mit gemeinsamen Schwingungsknoten an den Wicklungsenden:

$$u_n(x, t_0) = (A_n \cdot \cos \omega_n t_0) \cdot \sin(n\pi x) \quad (3)$$

Die Summe der stehenden Wellen vermittelt den Ausgleich zwischen Anfangs- und Endverteilung. Daraus folgt, dass die Einhüllende der maximalen Spannungen gegen Erde (Fig. 2) näherungsweise durch Umklappen der Anfangs- um die Endverteilung gefunden werden kann.

Die homogene Ersatzleitung erlaubt so die Sprungantwort der gestossenen Wicklung zu erfassen, wenn die Rückwirkung der übrigen Wicklungen des Transformators vernachlässigt werden kann und die auf Nachbarwicklungen übertragenen Stoßspannungen nicht interessieren.

Mit dem Aufkommen digitaler Rechenmaschinen haben sich neue Möglichkeiten einer genaueren Berechnung mittels numerischer Verfahren eröffnet, die es auszuschöpfen gilt. Dabei ist einer verfeinerten Aufgabenstellung Rechnung zu tragen, die nicht nur die Höchstwerte der Stoßspannung an bestimmten Isolierstrecken, sondern auch deren Zeitverlauf vorzuberechnen erfordert, um die Stossfestigkeit dieser Strecken an Hand von Stosskennlinien beurteilen zu können.

Das Ersatz-Netzwerk der Transformatorwicklung

Das dem unten beschriebenen Rechenverfahren zugrunde liegende Ersatz-Netzwerk ist in Fig. 3 ausschnittsweise dargestellt. Eine genauere Darstellung des i -ten Wicklungsabschnitts enthält noch frequenzabhängige Widerstände zur Berücksichtigung der Stromwärmeverluste und Leitwerte zur Nachbildung der ebenfalls frequenzabhängigen dielektrischen Verluste. Zum vollständigen Netzwerk gehört ferner die Nachbildung des Stosskreises mit Stosskapazität, konzentrierter Induktivität der Stossanlage, Entlade- und Dämpfungswiderstand.

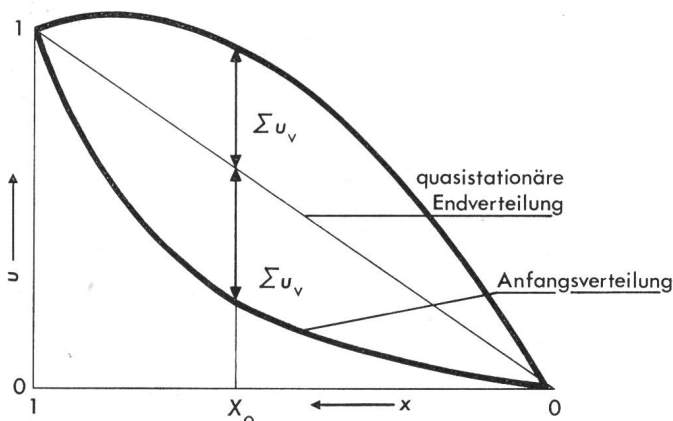


Fig. 2 Näherungsweise Ermittlung der maximalen Spannungen gegen Erde aus Anfangs- und Endverteilung

- u Leiter-Erd-Spannung
- u_v Amplitude der v -ten Oberwelle
- x Ortskoordinate längs Wicklung

Die Ersatzkapazitäten der Wicklungsabschnitte werden, abhängig von der Spulenschaltung, auf der Grundlage des Verschiebungsstromverlaufs und der Windungspotentiale berechnet (s. Anhang I).

Zur Bestimmung der Selbst- und Gegeninduktivitäten der Wicklungsabschnitte wird das Vorhandensein mindestens einer kurzgeschlossenen Wicklung vorausgesetzt und der Eisenkern näherungsweise mit unendlich hoher Permeabilität, d. h. die Kernoberfläche als Spiegelfläche des Leiterbündels, berücksichtigt.

Die Wicklungen werden je nach Aufgabenstellung mehr oder weniger fein in Abschnitte unterteilt. Jeder Abschnitt, der ein oder mehrere Spulen oder Lagen, einen Teil einer Lage oder auch eine ganze Wicklungsröhre umfassen kann, bildet einen Zweig des in Fig. 3 dargestellten Netzwerks. Obwohl das Netzwerk induktive Kopplungen zwischen den Zweigen enthält, kann es durch ein System von Knotenpunktgleichungen (das System mit der geringsten Anzahl von Gleichungen) beschrieben werden, indem mittels linearer Beziehungen zwischen Zweig- und Knotenpunktspannungen diese Gleichungen so umgeformt werden, dass als unabhängige Variable nur noch Zweigspannungen Δu_i und Zweigströme I_i verbleiben.

Mit den Bezeichnungen von Fig. 3 lautet die Knotenpunktgleichung für den Knoten i :

$$\frac{d\Delta u_i}{dt} K_i + \Delta u_i G_i + I_i + \frac{d(u_r - u_i)}{dt} C_{i,r} = \frac{d\Delta u_{i+1}}{dt} K_{i+1} + \Delta u_{i+1} G_{i+1} + I_{i+1} + \frac{du_i}{dt} C_i \quad (2)$$

Die Integration der einzelnen Glieder vom Zeitpunkt $t = 0$ ab, zu dem alle Energiespeicher entladen angenommen werden, führt auf eine Ladungsgleichung:

$$\Delta u_i K_i + G_i \int_0^t \Delta u_i dt + \int_0^t I_i dt + (u_r - u_i) C_{i,r} = \Delta u_{i+1} K_{i+1} + G_{i+1} \int_0^t \Delta u_{i+1} dt + \int_0^t I_{i+1} dt + u_i C_i \quad (3)$$

Fasst man alle zu integrierenden Glieder auf der rechten Seite zusammen, dann folgt aus Gl. (3):

$$\Delta u_i K_i - \Delta u_{i+1} K_{i+1} + (u_r - u_i) C_{i,r} - u_i C_i = \int_0^t (I_{i+1} - I_i + \Delta u_{i+1} G_{i+1} - \Delta u_i G_i) dt \quad (4)$$

Ferner gilt am i -ten Abschnitt die Maschengleichung:

$$\Delta u_i = \sum_{v=1}^{v=N} L_{iv} \frac{dI_v}{dt} + R_i I_i \quad (5)$$

Abhängig von der Verknüpfung der Abschnitte lassen sich die Spannungen u_i stets als Teilsommen von Zweigspannungen Δu_v bezogen auf die gestossene Klemme mit dem Potential u_0 oder eine geerdete Klemme mit dem Potential Null darstellen:

$$u_i = a_{i0} u_0 + \sum_{v=1}^{v=N} a_{iv} \Delta u_v \quad (6)$$

$$a_{iv} \in \{-1, 0, 1\} \quad i = 1, 2, \dots, N$$

Setzt man die entsprechenden Zeilen aus dem Gleichungssystem (6) in die Ladungsgleichungen (4) ein, dann lassen sich diese in Form einer Matrixgleichung mit den Spaltenvektoren

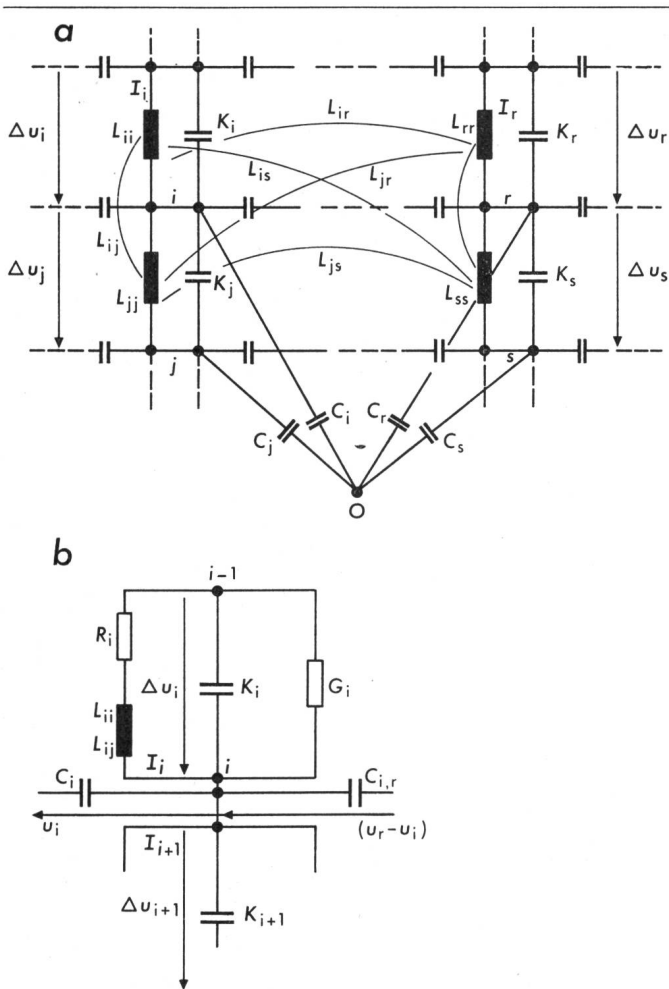


Fig. 3 Ausschnitt aus dem Ersatz-Netzwerk einer Transformatorwicklung mit den herausgegriffenen Abschnitten i, j, r und s (ohne Dämpfung) (a) und (b)
 Ersatzschaltung des Wicklungsabschnitts i
 Δu Zweigspannung C Koppelkapazität
 I Zweigstrom G Leitwert
 K Längskapazität R Widerstand
 L (Gegen-)Induktivität

ren der Zweigspannungen Δu , der Zweigströme I und der Erdkapazitäten C_0 ausdrücken:

$$\mathbf{K} \cdot \Delta \mathbf{u} - \mathbf{C}_0 \mathbf{u}_0 = \mathbf{V} \int_0^t (\mathbf{I} + \mathbf{G} \cdot \Delta \mathbf{u}) dt \quad (7)$$

\mathbf{K} stellt dabei die Matrix der Längs- und Koppelkapazitäten und \mathbf{G} die Diagonalmatrix der Leitwerte dar.

Die Verknüpfungsmatrix \mathbf{V} gibt an, mit welchen weiteren Abschnitten der Abschnitt i galvanisch verbunden ist oder, wenn es sich um den letzten Abschnitt einer Wicklung handelt, ob das Wicklungsende offen oder geerdet ist. Sie enthält die Elemente 0, 1 und -1 .

Fig. 4 zeigt ein Wicklungsschema mit mehrfacher Verzweigung im Knoten i . In diesem Fall sind in der i -ten Zeile der Verknüpfungsmatrix die Elemente v_{ii} und v_{i1} gleich -1 , die Elemente v_{iq} und v_{in} gleich $+1$, alle übrigen Null.

Die Maschengleichung (5) lautet in Matrixschreibweise:

$$\Delta \mathbf{u} = \mathbf{L} \cdot \frac{d\mathbf{I}}{dt} + \mathbf{R} \mathbf{I} \quad (8)$$

mit der Induktionskoeffizientenmatrix \mathbf{L} und der Diagonalmatrix der Widerstände \mathbf{R} .

Um die Matrixgleichungen (7) und (8) in eine numerisch integrierbare Form zu bringen, werden die Kehrmatrizen \mathbf{K}^{-1} und \mathbf{L}^{-1} eingeführt. Deren Existenz ist in jedem Fall gesichert, da sowohl \mathbf{K} als auch \mathbf{L} quadratisch und nichtsingulär ist.

Damit wird

$$\Delta \mathbf{u} - \mathbf{K}^{-1} \cdot \mathbf{C}_0 \cdot \mathbf{u}_0 = \mathbf{K}^{-1} \mathbf{V} \int_0^t (\mathbf{I} + \mathbf{G} \cdot \Delta \mathbf{u}) dt \quad (9)$$

und

$$\mathbf{I} = \mathbf{L}^{-1} \int_0^t (\Delta \mathbf{u} - \mathbf{R} \cdot \mathbf{I}) dt \quad (10)$$

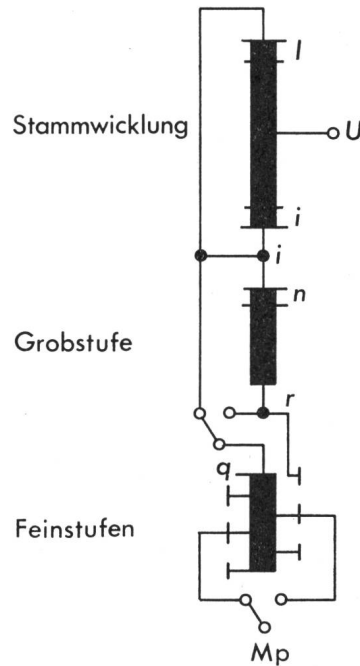


Fig. 4 Wicklungsschema mit mehrfacher Verzweigung im Knoten i
 l, i Endabschnitt der Stammwicklung
 n erster Abschnitt der Grobstufenwicklung
 r Ende der Grobstufe
 q Anfang der Feinstufe
 U Hochspannungsklemme
 M_p Sternpunkt-klemme

Zum Zeitpunkt $t = 0$ sind die Stromintegrale auf der rechten Seite der Gleichung (9) Null. Aus den beiden Summanden der linken Seite ergibt sich die kapazitive Anfangsspannungsverteilung

$$\Delta \mathbf{u}_0 = \mathbf{K}^{-1} \mathbf{C}_0 \cdot \mathbf{u}_0 \quad (11)$$

unter der Annahme, dass die Spannung u_0 den Zeitverlauf der Sprungfunktion hätte.

Die Zweigstromintegrale auf der rechten Seite bilden den Ausgleichsanteil der Zweigspannungen:

$$\delta \mathbf{u} = \mathbf{K}^{-1} \mathbf{V} \int_0^t (\mathbf{I} + \mathbf{G} \cdot \Delta \mathbf{u}) dt \quad (12)$$

$$\Delta \mathbf{u} = \delta \mathbf{u} + \Delta \mathbf{u}_0 \quad (13)$$

Die Matrixgleichungen (10) und (12) stellen in differenzierter Form ein System gekoppelter Differentialgleichungen 1. Ordnung mit zeitabhängigen Dämpfungsgliedern [3] dar. Sie werden nach einem modifizierten Runge-Kutta-Verfahren [4] integriert. Eine ausführlichere Darstellung des Rechenverfahrens ist in [5] zu finden.

Anwendungsbeispiele

Die Aufgabe, den Höchstwert und Zeitverlauf der Stossspannung an kritischen Isolierstrecken vorzuberechnen, wird dann mit dem geringstmöglichen Aufwand gelöst, wenn Erfahrungen vorliegen, welche Isolierstrecken, abhängig von der Wicklungsanordnung, den verwendeten Wicklungsarten und Prüfbedingungen, als kritisch zu betrachten sind.

So wird beim Zweiwicklungs-Transformator mit grossem Übersetzungsverhältnis (Maschinentransformator ohne Regelung) die Isolation des Streukanals zwischen Oberspannungs- und Unterspannungswicklung durch die Prüfwechselfspannung bestimmt. Hier dient die Berechnung der Stoßspannungsverteilung dazu, einmal die innere Isolierung der Oberspannungswicklung (OS) zu dimensionieren und zum anderen die auf die benachbarte Unterspannungswicklung (US) übertragenen Stoßspannungen zu kontrollieren. Bei einer einlagigen Ausführung der US-Wicklung hängt davon die Bemessung der Isolation zum Kern ab; bei einer mehrlagigen Ausführung darüber hinaus die Dimensionierung der Lagenisolierung.

Die Beanspruchung der inneren Isolierung der OS-Wicklung ist von der Wicklungsart bzw. der wicklungsspezifischen Längskapazität abhängig. Wicklungen mit durchgehend kleiner Längskapazität, wie z. B. Sturzwicklungen, zeigen ein ausgeprägtes Wanderwellenverhalten, das infolge der Reflexion am geerdeten Wicklungsende zu Spannungsüberhöhungen in der Nähe des Wicklungsendes führen kann. Dieses Wanderwellenverhalten lässt sich durch Vorschalten eines Eingangsgebietes mit ineinander gewickelten Spulen unterdrücken. Bei derartigen Wicklungen mit abgestufter Längskapazität ist wiederum den Spulenkanälen an den Sprungstellen der Längskapazität erhöhte Aufmerksamkeit zu schenken.

Andererseits kann bei Netztransformatoren, insbesondere in Sparschaltung, durch eine geeignete Wahl der Wicklungs-

anordnung und des Wickelsinns erreicht werden, dass im Streukanal zwischen Oberspannungs- und Mittelspannungswicklung nirgends die volle Prüfwechselfspannung auftritt. Die Isolationsbemessung dieses Kanals ist somit ebenfalls von der Stoßspannungsverteilung abhängig.

Als erstes Beispiel sei das Stoßspannungsverhalten der in Fig. 5 schematisch dargestellten Versuchswicklung untersucht. Über einer Kernattrappe ist eine einlagige Nachbildung der US-Wicklung angeordnet, darüber die Versuchswicklung, eine Zylinderwicklung kleiner Längskapazität, und aussen eine einlagige Nachbildung der Schaltröhre. Fig. 6 zeigt das der Rechnung zugrunde gelegte Ersatz-Netzwerk. Stammwicklung und Schaltröhre wurden in je 15 Abschnitte gleicher Länge und Windungszahl unterteilt. Die US-Lage wurde hinsichtlich ihrer magnetischen Kopplung als kurzgeschlossener Abschnitt und hinsichtlich ihrer elektrischen Kopplung als geerdeter Schirm behandelt. Zur Kontrolle der bei der Prüfung mit voller Stoßspannung aufgetretenen Beanspruchungen gegen Erde und längs der Stammwicklung wurde der Vollwellenstoss über einen Zeitraum von 20 μ s hinweg nachgerechnet. Das Ergebnis ist in Fig. 7 dargestellt. Es zeigt die auf den Scheitelwert der Stoßspannung an der Klemme U (100 %) bezogenen Spannungen längs der Stammwicklung gegen Erde. Die Orte längs der Wicklung sind dabei mit den Knotenpunkt-Nummern des Ersatzschaltbildes (Knotenpunkte 1...15) gekennzeichnet. Als Parameter ist die Zeit eingeführt, und zwar bedeutet die mit $t = 0$ gekennzeichnete Kurve die fiktive Anfangsspannungsverteilung bei Rechteckstoss; die übrigen voll ausgezogenen Kurven stellen die räumlichen Spannungsverteilungen nach 4, 6, 8 und 10 μ s dar; die strichlierten Kurven geben schliesslich die Spannungsverteilungen nach 12, 14 und 16 μ s wieder. Innerhalb der ersten 10 μ s wandert die Spannungswelle mit praktisch konstanter Stirnsteilheit zum Wicklungsende vor,

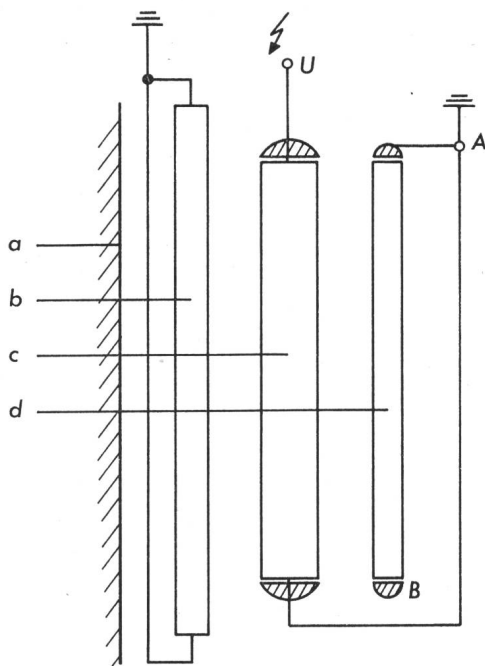


Fig. 5 Versuchswicklung

- a Kernattrappe
- b US-Lage
- c Stammwicklung
- d einlagige Schaltröhre

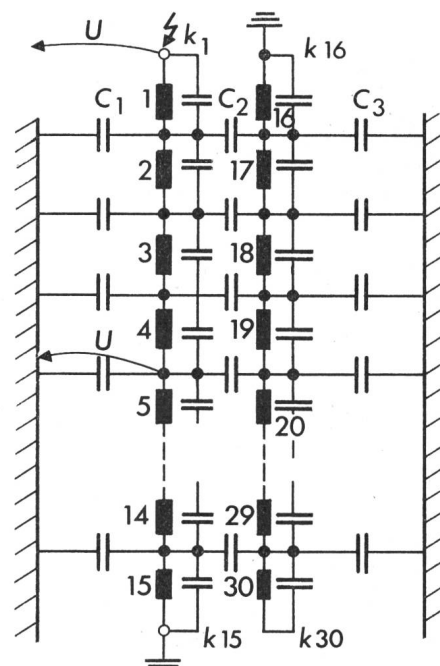


Fig. 6 Ersatz-Netzwerk der Versuchswicklung

- C_1 Koppelkapazitäten OS-US
- C_2 Koppelkapazitäten OS-Schaltröhre
- C_3 Erdkapazitäten Schaltröhre
- $k_1 \dots k_{15}$ Längskapazitäten OS
- $k_{16} \dots k_{30}$ Längskapazitäten Schaltröhre
- U Stoßspannung am Wicklungseingang

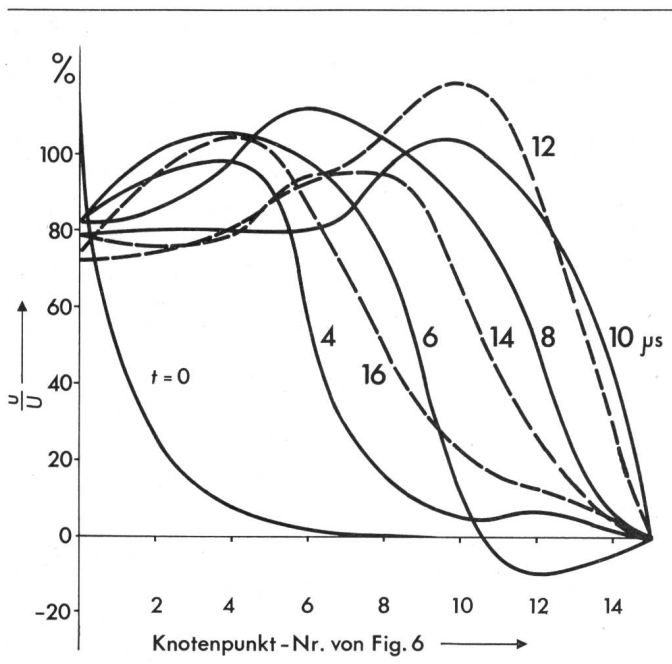


Fig. 7 Stoßspannungsverteilung längs der Versuchswicklung an der Klemme U von Fig. 6 zu verschiedenen Zeitpunkten

wird dann am Ende reflektiert, erfährt dabei zunächst eine Überhöhung auf ca. 120 % des Scheitelwerts am Eingang und klingt schliesslich langsam ab.

Die von der Theorie der Wanderwellenleitungen her erstaunliche Spannungserhöhung einer an einem geerdeten Ende reflektierten Welle findet ihre Erklärung in einer vorauslaufenden negativen Welle, die durch die induktive Kopplung der einzelnen Wicklungsabschnitte hervorgerufen wird.

Ob und in welcher Höhe es zu vorauslaufenden negativen Wellen kommt, hängt auch noch von der kapazitiven Kopp-

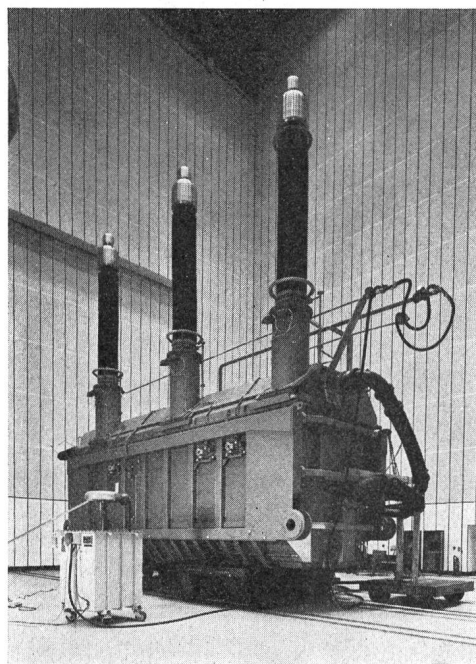


Fig. 8 970-MVA-Drehstromtransformator
 λ 425 000 / Δ 27 000 V

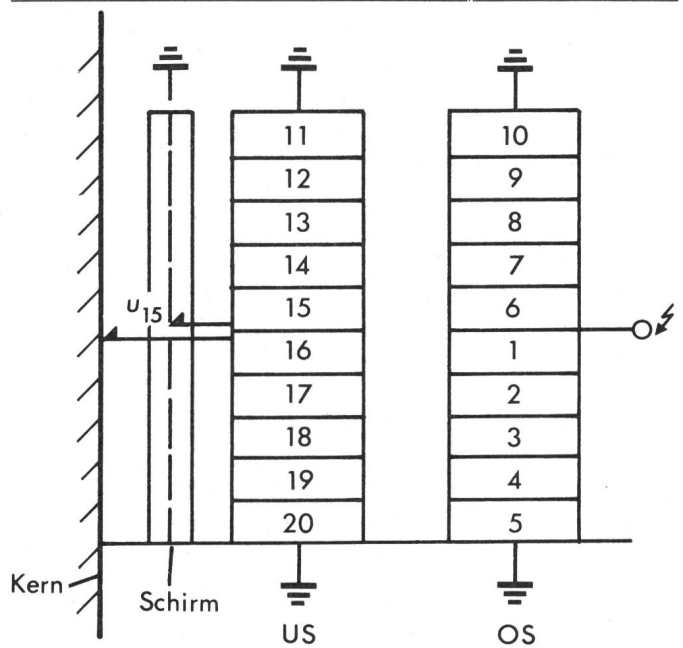


Fig. 9 Wicklungsanordnung und Abschnittseinteilung für 970-MVA-Transformator

- u Leiter-Erd-Spannung
- US Unterspannungsseite
- OS Oberspannungsseite

lung der Abschnitte der Stammwicklung ab. Ist die Längskapazität gross genug, dann überwiegt der positiv durchgekoppelte kapazitive Spannungsanteil, so dass sich keine negative Vorauswelle entwickeln und auch keine Spannungsüberhöhung aufbauen kann.

Als zweites Beispiel wird für den in Fig. 8 dargestellten Maschinentransformator die bei Stoss auf den Mitteneingang der Oberspannungswicklung auf die Unterspannungswicklung übertragene Stoßspannung berechnet. Ein vereinfachtes Wicklungsschema mit der gewählten Abschnittseinteilung zeigt

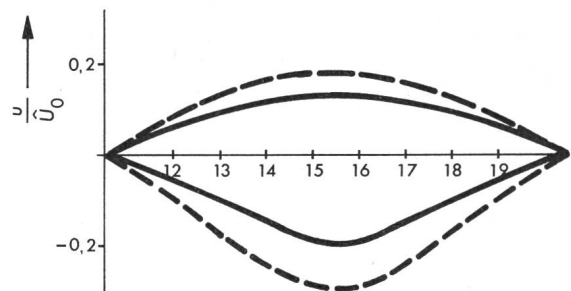


Fig. 10 Einhüllende der bei abgeschnittener Stoßspannung auf die US-Wicklung übertragenen Spannung

- ohne Steuerschirm
- mit Steuerschirm
- u Leiter-Erd-Spannung
- U_0 Amplitude der Stoßspannung am OS-Wicklungseingang

Fig. 9. Über dem Kern wurde nach einer ersten Durchrechnung ein Schirmzylinder angeordnet, der die blanken Kernkanten abschirmt, gleichzeitig die Erdkapazität der Unterspannungswicklung erhöht, und damit zu einer Senkung der übertragenen Stoßspannung beiträgt.

Die bei der Stossprüfung geerdeten Enden der einlagigen Unterspannungswicklung bilden Schwingungsknoten; in Wicklungsmitte – gegenüber dem Eingang der Oberspannungswick-

lung – bildet sich der in Fig. 10 dargestellte Schwingungsbauch. Der Zeitverlauf der übertragenen Stoßspannung in Wicklungsmittelpunkt (Knoten Nr. 15) zeigt Fig. 11 für eine nach 5 μ s abgeschnittene Stoßspannung. Die Oberspannungswicklung selbst ist durchgehend ineinandergewickelt und infolge ihrer hohen Längskapazität praktisch schwingungsfrei.

Anhang

Berechnung der Längskapazitäten von Spulen

Als Beispiel für die Berechnung von Längskapazitäten auf der Grundlage des Verschiebungsstromverlaufs und der Windungspotentiale sei die in Fig. 12 und 13 dargestellte Spulenschaltung betrachtet.

Zwischen den w Windungen der Spule existieren $w-1$ Windungskapazitäten k_r , sowie je $w-1$ Teilkapazitäten k_a zwischen den Windungen und der oberen bzw. unteren Äquipotentialfläche. Die linke Aussenwindung ist unmittelbar auf dem Potential der oberen Fläche, die rechte auf dem der unteren.

Die Ersatzkapazität K dieser Spule nimmt einen Strom auf, der dem gesamten Verschiebungsstrom in der Spule gleich ist:

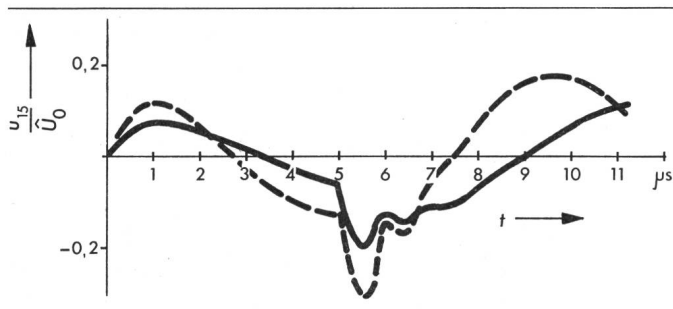


Fig. 11 Zeitverlauf der maximalen Spannung der US-Wicklung gegen Erde (in Wicklungsmittelpunkt)

--- ohne Steuerschirm
— mit Steuerschirm

t Zeit

Weitere Bezeichnungen siehe Fig. 10

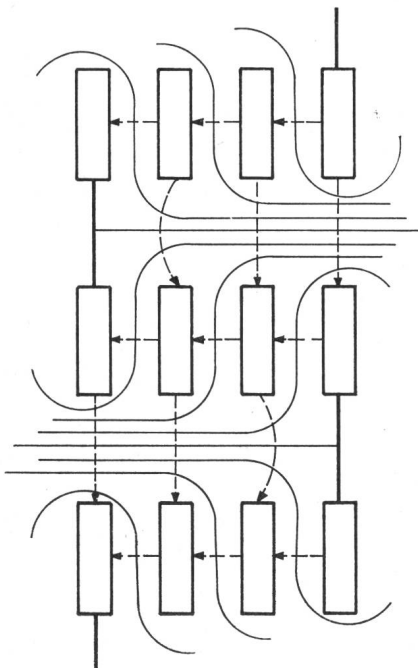


Fig. 12 Äquipotentiallinien (—) und Verschiebungsströme (---) in der Windungs- und Spulenisoliation

Δu_v Spannungsdifferenz der v -ten Windung gegenüber Bezugsfläche

Δu Spannungsdifferenz zwischen Spulenanfang und -ende

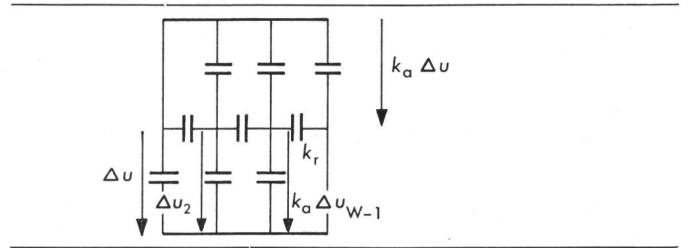


Fig. 13 Kapazitives Ersatzschaltbild einer Spule

$$i = K \frac{d\Delta u}{dt} = 2 \cdot k_a \frac{d\Delta u}{dt} + (\text{Anteil der beiden Aussenwindungen})$$

$$+ k_a \cdot \sum_{v=2}^{w-1} \frac{d(\Delta u - \Delta u_v)}{dt} + (\text{Anteil der Innenwindungen})$$

$$+ k_r \frac{d(\Delta u - \Delta u_2)}{dt} \quad (\text{Anteil der Windungskapazitäten})$$

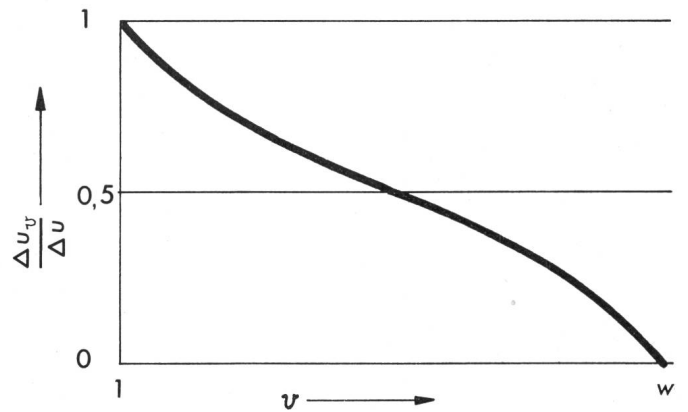


Fig. 14 Bezogene Spannungsverteilung innerhalb einer Spule

v Ordnungszahl der Windungen

w Windungszahl

Weitere Bezeichnungen siehe im Text

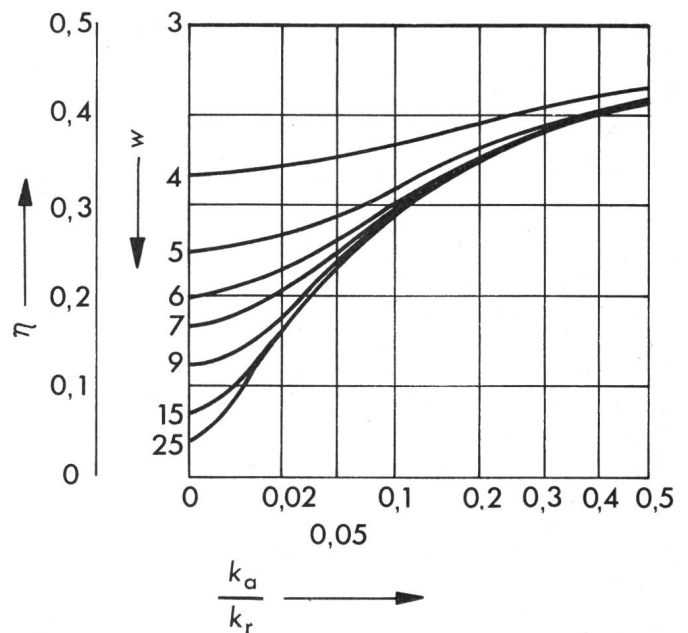


Fig. 15 Bezogene Spannungsdifferenz zwischen erster und zweiter Windung, abhängig von k_a/k_r

w Windungszahl der Spule

η Bezogene Spannungsdifferenz

k_a Teilkapazität zur Bezugsfläche

k_r Windungskapazität

Unter der Voraussetzung, dass zum Zeitpunkt $t = 0$ alle Teilkapazitäten entladen sind, liefert die Integration der Gleichung

$$K = 2k_a + k_a \sum_{v=2}^{w-1} \frac{(\Delta u - \Delta u_v)}{\Delta u} + k_r \frac{(\Delta u - \Delta u_2)}{\Delta u}$$

Da die bezogene Spannungsverteilung der Spule $\Delta u_v/\Delta u$ nach Fig. 14 symmetrisch zum Mittelwert $\Delta u_m/\Delta u = 0,5$ verläuft, ist die Reihensumme:

$$\sum_{v=2}^{w-1} \left(1 - \frac{\Delta u_v}{\Delta u}\right) = \frac{1}{2}(w-2)$$

Führt man ferner für den Ausdruck $1 - \Delta u_2/\Delta u$ die Hilfsgrösse η ein, dann wird die Ersatzkapazität der Spule K :

$$K = \frac{k_a}{2}(w+2) + k_r \eta$$

Der Faktor η , d. h. die bezogene Spannungsdifferenz an der Windungsisolation zwischen der ersten und der zweiten Windung der Spule, wurde für verschiedene Windungszahlen w aus linearen Gleichungssystemen ermittelt und in Fig. 15, abhängig von k_a/k_r , als Kurvenschar mit dem Parameter w dargestellt.

Literatur:

- [1] L. V. Bewley: Transient oscillations in distributed circuits with special reference to transformer windings. Trans. AIEE 50(1931)4, p. 1215...1233.
- [2] P. A. Abetti: Transformer models for the determination of transient voltages. Trans. AIEE 72(1953)3, p. 468...480.
- [3] W. Müller: Beitrag zur Berechnung der Dämpfung von Stoss-Ausgleichsschwingungen in Transformatorwicklungen. ETZ-A 91(1970)8, S. 436...439.
- [4] A. Ralston und H. S. Wilf: Mathematische Methoden für Digitalrechner. I. München/Wien, Oldenbourg Verlag, 1967.
- [5] W. Müller: Numerische Berechnung der räumlichen und zeitlichen Stossspannungsverteilung in Transformatorenwicklungen. Dissertation der Technischen Universität Braunschweig, 1972.

Adresse des Autors:

Dr.-Ing. Walter Müller, Transformatoren Union AG, Katzwanger Strasse 150, D-85 Nürnberg.

Commission Electrotechnique Internationale (CEI)

Sitzungen des SC 23A, Conduits de protection des conducteurs, vom 18. bis 22. November 1974 in Ljubljana

In Abwesenheit wichtiger Länder, wie Holland, Japan, Russland, wurde sehr intensiv verhandelt. Obwohl nicht alle Ziele erreicht werden konnten, darf attestiert werden, dass eine Reihe wichtiger Beschlüsse gefasst werden konnte. Im wesentlichen sind es folgende:

Der bisher noch umstrittenen Abmessung 63 mm wird grundsätzlich zugestimmt und für die 6-Monate-Regel freigegeben. Im weiteren wird beschlossen, Zubehörteile und Anschlussdosen auszuklammern und zu einem späteren Zeitpunkt zu behandeln.

Part I (General Requirements) wird vorerst durchberaten, wobei einige Ergänzungen und Änderungen beschlossen werden. Insbesondere wird die Definition der verschiedenen Rohrarten nochmals vorgenommen und klassifiziert sowie in einigen Details den Wünschen der Delegierten angepasst. Die Unterteilung erfolgt schliesslich in fünf Ausführungen, d. h. «sehr leicht», «leicht», «mittel», «schwer», «sehr schwer».

Auch die Druckfestigkeit wird neu festgelegt, und zwar:

	Druckfestigkeit Newton	Schlagenergie Joules
sehr leicht	125	0,5
leicht	320	1
mittel	750	2
schwer	1200	6
sehr schwer	4000	20

Die Schweiz und Österreich bringen diesbezüglich Vorbehalte zwecks Überprüfung an.

Die Temperaturbereiche werden in den Typ $-5^\circ = -5^\circ \dots + 60^\circ \text{C}$ und Typ $-25^\circ = -25^\circ \dots + 60^\circ \text{C}$ bestimmt. Für vorfabrizierte Betonplatten ist eine Temperatur von $+90^\circ$ kurzfristig zulässig. Auf Vorschlag der französischen Delegation kommt die Definition der Brennbarkeit zur eingehenden Diskussion. Entsprechende Vorschläge werden zur Stellungnahme nach der Sitzung den Nationalkomitees zugestellt und werden erst in Part II umschrieben. Damit kann Part I abgeschlossen werden und wird nun für die 6-Monate-Regel vorbereitet.

Anschliessend kommt Part II B, d. h. Hartplastikrohre (rigid plain conduits) zur Behandlung. Im wesentlichen erfährt das Dokument 23A(Secretariat)14 folgende Änderungen:

Rohre mit Gewinde werden vorerst ausgeschlossen. Immerhin soll durch das Sekretariat abgeklärt werden, wo solche Rohre heute noch Verwendung finden. Im übrigen wird diese Rohrsorte in drei Kategorien unterteilt, nämlich: «leicht», «mittel», «schwer».

Frankreich wird die Umweltsbedingungen für die Kategorie «mittel» bis Mai 1975 auch zuhanden der CE 64 ausarbeiten. Zudem werden alle Länder aufgefordert, für den Test der einzelnen Rohrarten innerhalb der Kategorie «mittel» ihre Vorschläge bekanntzugeben. Eine Arbeitsgruppe, bestehend aus Frankreich, Deutschland, Grossbritannien und Norwegen, wird dann einen Vorschlag erarbeiten.

Eine ad-hoc-Arbeitsgruppe erarbeitet Richtlinien für den Brennbarkeitstest. Gemäss Vorschlag wird die Testdauer mit dem Bunsenbrenner je nach Wandstärke des Rohrs bestimmt. UK hat es provisorisch übernommen, einen definitiven Vorschlag zu erstellen. Das Sekretariat wird alle Länder zur Mitarbeit auffordern. Dieser Teil II B wird nun ebenfalls für die 6-Monate-Regel vorbereitet.

Stahlpanzerrohre sowie biegbare Kunststoffrohre werden aus zeitlichen Gründen nicht mehr im Detail behandelt und sollen auf die Traktandenliste der nächsten Sitzung gesetzt werden. Für Stahlrohre werden lediglich noch einige grundsätzliche Fragen diskutiert. Im Sinne einer Abklärung werden die Mitglieder ersucht, zu überprüfen, ob in den einzelnen Ländern Rohre mit dünner oder dicker Zinkschicht verwendet resp. geprüft werden. USA erarbeitet einen Vorschlag für ALU-Rohrsysteme.

Die UK-Delegation übernimmt den Auftrag, die Richtlinien für Zubehörteile zu Part I und II auszuarbeiten und ersucht alle Länder, ihre Angaben einzusenden.

Die nächste Sitzung des SC 23A ist im Oktober 1975 in Berlin geplant.
R. Ackermann