

Zeitschrift: Bulletin des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins
Herausgeber: Schweizerischer Elektrotechnischer Verein ; Verband Schweizerischer Elektrizitätswerke
Band: 61 (1970)
Heft: 25

Artikel: Energieübertragung durch tiefgekühlte, besonders supraleitende Kabel
Autor: Klaudy, P.
DOI: <https://doi.org/10.5169/seals-916006>

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: 16.05.2025

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

BULLETIN

DES SCHWEIZERISCHEN ELEKTROTECHNISCHEN VEREINS

Gemeinsames Publikationsorgan des Schweizerischen Elektrotechnischen Vereins (SEV)
und des Verbandes Schweizerischer Elektrizitätswerke (VSE)

Energieübertragung durch tiefstgeköhlte, besonders supraleitende Kabel ¹⁾

Von P. Klaudy, Graz

3003-3022

537.312.62:621.315

Der Energiebedarf moderner Industriestaaten verdoppelt sich derzeit etwa innerhalb von je 10 Jahren. Während die Erzeugung der in wenigen Jahren benötigten grossen Energiemengen durchaus möglich erscheint (Atom- und thermische Kraftwerke), bildet der Energietransport von den Erzeugungsstätten zu den Verbraucherzentren ein ernstes Problem. Hochspannungsleitungen konventioneller Bauart sind nämlich zur Übertragung von Leistungen von 1000 MVA und darüber nicht mehr recht geeignet, weil die Übertragungsspannungen kaum viel höher als etwa 1000 kV gewählt werden können. (Isolations- und Durchschlagsschwierigkeiten, Koronaverluste, grosser Platzbedarf für die Masten, grosser Leiterabstand und damit zusammenhängend schwierige Wegerechtprobleme, Behinderung des Flugverkehrs, Beeinträchtigung des Landschaftsbildes usw.)

Im Laufe der letzten Jahre wurde deshalb auch an den Einsatz konventioneller Hochleistungskabel für den Energietransport gedacht. Dem Wirkungsgrad solcher Kabel (etwa 80%) entsprechend treten aber auch bei ihnen erhebliche Schwierigkeiten auf (Bodenerwärmung, Bodenaustrocknung), so dass forcierte Öl- und Wasserkühlung in Aussicht genommen werden muss, was hohe Kosten bedingt.

Aus diesem Grund wird auch die Frage studiert, ob die bei tiefsten, nahe dem absoluten Nullpunkt liegenden Temperaturen viel günstigeren Eigenschaften von Leitern und Isolatoren für den Bau von Hochleistungskabeln nutzbringend verwertet werden können.

Dank der verminderten Gitterschwingungen reiner Metalle (Cu, Al usw.) bei tiefsten Temperaturen vermindert sich deren Ohmscher Widerstand ausserordentlich stark und in gewissen anderen Metallen, Metallegierungen oder intermetallischen Verbindungen, den sog. Supraleitern, treten bei Gleichstrombelastung überhaupt keine Energieverluste auf oder nehmen bei Wechselstrombelastung (50 Hz) unter bestimmten Voraussetzungen nur ausserordentlich geringe Werte an; die Durchschlagfestigkeit der Isolierstoffe nimmt dank der verminderten Ionisationsneigung und geringeren chemischen Alterung bei tiefen Temperaturen beträchtlich zu.

1. Tiefgeköhlte Reinstmetall-Gleichstromkabel

Bei der Temperatur des flüssigen Wasserstoffes unter Atmosphärendruck (20°K) beträgt der Widerstand technisch

¹⁾ Vortrag, gehalten am Institut für Elektrotechnik der EPFL am 16. Februar 1970 in Lausanne.

reiner Aluminiumdrähte (99,999%) beispielsweise nur etwa ein fünfhundertstel des Widerstandes gleichdimensionierter Kupferleiter unter normalen Betriebsbedingungen (300°K).

In solchen Aluminiumdrähten tritt deshalb bei gleicher Strombelastung nur etwa ein fünfhundertstel der Ohmschen Wärme auf, die in gleichstarken Kupferleitern unter normalen Bedingungen entstehen würde.

Da die Ohmsche Verlustwärme aber bei der niedrigen Temperatur von $T = 20^\circ\text{K}$ entsteht, ist für die Abfuhr jedes Watts dieser Wärme in die umgebende Atmosphäre mit einer Temperatur von $T_a = 300^\circ\text{K}$ aus thermodynamischen Gründen (2. Hauptsatz der Wärmelehre) und zufolge von Unvollkommenheiten der derzeit verfügbaren Kühlmaschinen eine Kühlmaschinenleistung von etwa 40 W nötig.

Wenn nur Ohmsche Verluste zu beachten wären, würde die Anwendung tiefgeköhlter Reinstaluminiumleiter anstelle von konventionellen Kupferleitern in Gleichstromkabeln daher eine Ersparnis an Verlustenergie von etwa 90 % erbringen.

Tatsächlich kommt zu den Ohmschen Verlusten, die sich in Wärme verwandeln, jedoch zusätzlich noch die Wärme, die von aussen her in das Kälteschutzsystem des Kabels durch Leitung und durch Strahlung dringt und die durch Flüssigkeitsreibung im strömenden Kühlmittel (flüssiger Wasserstoff) und im zusätzlich gegebenenfalls als Wärmeschild verwendeten strömenden flüssigen Stickstoff entsteht, hinzu und muss von der Temperatur von 20°K (bzw. 77°K) in die umgebende Atmosphäre von 300°K abgeführt werden. Aus diesem Grunde lässt sich mit tiefgeköhlten Reinstaluminiumkabeln nur eine erheblich geringere Energieersparnis als sie auf Grund des Widerstandsverhältnisses der Leiter allein berechnet werden kann, erzielen. Da die Wärmeverluste, besonders die Wärmeleitungsverluste aber auch die Kosten für das Wärmeisolationssystem und die Kühlmaschinen weniger als proportional mit der Kabelleistung steigen, erscheinen auf 20°K geköhlte Reinstmetall-Gleichstromkabel erst bei grossen Kabelleistungen (grösser etwa als 1000 MW) wirtschaftlich.

2. Tiefgeköhlte Reinstmetall-Wechselstromkabel

Ungünstigere Verhältnisse liegen bei tiefgeköhlten Reinstmetall-Wechselstromkabeln vor.

Zufolge der hohen spezifischen Leitfähigkeit κ der reinen Metalle tritt nämlich in diesen ein gegenüber dem Gleichstromwiderstand R_g entsprechend der Beziehung

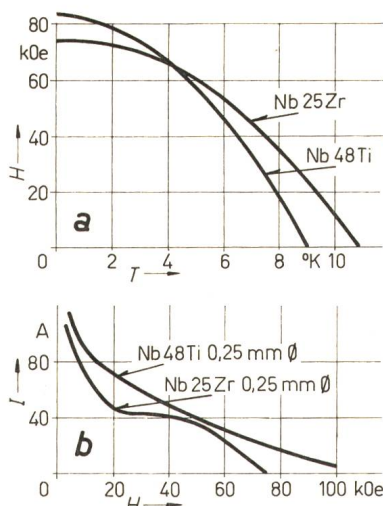


Fig. 1
Typ-3-Supraleiter

a Abhängigkeit der kritischen Magnetfeldstärke H von der absoluten Temperatur T ; b Abhängigkeit des kritischen Stromes I von der Magnetfeldstärke H

$$R_w = \frac{R_g d}{4} \sqrt{\pi f \mu} \quad (1)$$

höherer Wechselstromwiderstand R_w auf, wenn d den Leiterdurchmesser in Metern, μ die Permeabilität in Vs/Am und f die Frequenz des Wechselstromes bedeuten.

Durch Unterteilung der Leiter auf eine grössere Zahl dünner elektrisch parallel geschalteter Drähte ist es zwar möglich, den Wechselstromwiderstand zu vermindern. Die einzelnen Drähte sind aber gegeneinander elektrisch zu isolieren, was Platz verlangt und sich in schlechterer Ausnutzung des für die Leiter verfügbaren Querschnittes im Vergleich zu Gleichstromkabeln auswirkt. Hinzu kommen Schwierigkeiten bei der Kühlung und der elektrischen Verbindung der zahlreichen

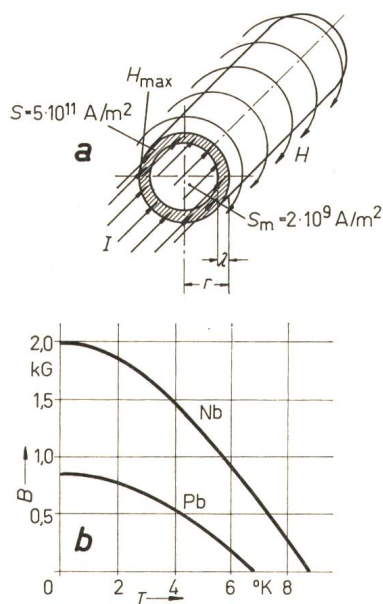


Fig. 2
Typ-1-Supraleiter

a Stromverteilung in Typ 1-Supraleitern
b Abhängigkeit der kritischen magnetischen Kraftflussdichte von der Temperatur

B kritische magnetische Kraftflussdichte in kG; H magnetische Feldstärke in A/m; r Leiterhalbmesser in m; λ Stromeindringtiefe in m; S Randstromdichte in A/m²; S_m mittlere Stromdichte über den Gesamtleiterquerschnitt in A/m²; T Temperatur in °K

dünnen Einzeldrähte. Schliesslich treten dielektrische Verluste in der Leiterisolation auf, deren äquivalente Wärme wieder unter 40mal höherem Kühlmachinesleistungsaufwand an die Atmosphäre abgeführt werden muss.

Es lässt sich deshalb sagen, dass die Verwendung tiefgekühlter Reinstmetall-Wechselstromkabel an Stelle konventioneller Wechselstromkabel nicht sehr aussichtsreich erscheint, es sei denn, dass besondere Bedingungen zu erfüllen sind²⁾.

3. Supraleitende Kabel

Günstigere Verhältnisse liegen bei tiefstgeköhlten Kabeln vor, deren Drähte aus Supraleitern bestehen, weil deren Gleichstromwiderstand bei entsprechend niedriger Temperatur und unter der Bedingung, dass die Stärke des Magnetfeldes, innerhalb dessen sich die Leiter befinden, bestimmte kritische Werte nicht überschreitet, vollständig verschwindet.

3.1 Stromleiter

In sog. Typ 3-Supraleitern (wie etwa Nb₃Sn, NbZr, NbTi) findet Stromfluss — nicht stetig verteilt — über den ganzen

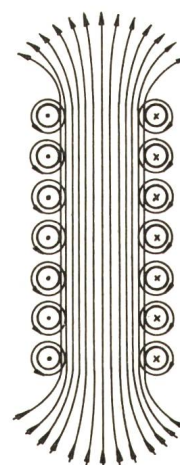


Fig. 3
Hochfeldspule mit Typ-3-Supraleitern

Leiterquerschnitt statt. Typ 3-Supraleiter sind bis zu sehr hohen magnetischen Feldstärken verwendbar, ohne die Eigenschaft ihrer Supraleitfähigkeit zu verlieren (Fig. 1a) und deshalb für supraleitende Gleichstromkabel sehr gut geeignet. Die Stromdichte darf allerdings bestimmte kritische Werte, die wiederum eine Funktion der Stärke des Magnetfeldes, in dem sich die Leiter befinden, ist, nicht überschreiten (Fig. 1b).

In Typ 1-Supraleitern (Nb unterhalb einer charakteristischen magnetischen Feldstärke H_{c1} und Blei) findet Stromfluss demgegenüber nur an der Leiteroberfläche in einer sehr dünnen Schicht (Dicke etwa 1 μ m) statt, in der ausserordentlich hohe Stromdichten bestehen (5×10^{11} A/m², Fig. 2a), ohne dass es bei Gleichstrombelastung zu Ohmschen Verlusten kommt.

Obwohl die magnetischen Kraftflussdichten, denen Typ 1-Supraleiter ausgesetzt werden können, ohne normalleitend zu werden (d. h. ohne zu quench), im Vergleich zu Typ 3-Supraleitern niedrig liegen (einige hundert Gauss, Fig. 2b), ist es in

²⁾ Wie z. B. im Fall eines interessanten Projektes, das gegenwärtig untersucht wird: Wechselstromhochspannungskabel mit Reinstmetall-Aluminiumleitern verhältnismässig kurzer Länge, die durch flüssigen Wasserstoff gekühlt sind und in ein bestehendes Wechselstromhochspannungsnetz eingebaut werden sollen.

Typ 1-Supraleitern möglich auch, auf den ganzen Drahtquerschnitt bezogen, hohe Gleichstromdichten zu erreichen (Fig. 2a). Für einen geraden, unendlich langen Draht kreisförmigen Querschnitts z.B. bestehen für die höchste Stromstärke I_m und höchstzulässige Stromdichte S_m die Beziehungen:

$$I_m = 2 \pi r H_m \quad (2)$$

$$S_m = \frac{2 H_m}{r} \quad (3)$$

in denen H_m die maximale magnetische Feldstärke in A/m (Quenchfeldstärke) und r den Drahtdurchmesser in Metern bedeuten (Fig. 2a). Ein Bleidraht von 0,15 mm Durchmesser kann daher [Fig. 2b und Gl. (3)] mit $2 \cdot 10^9$ A/m², d.h. mit der tausendfachen Stromdichte als ein gleichdimensionierter konventioneller Kupferdraht belastet werden ohne zu quench.

Im Gegensatz zu anderen elektrotechnischen Geräten und Maschinen, in denen sich die durch den Strom in den einzelnen Windungen ihrer Wicklungen hervorgerufenen Magnetfeldstärken addieren (Fig. 3) wirken in Kabeln, die Leierschleifen enthalten, die von den hin- und rücklaufenden Strömen erzeugten Magnetfelder ausserhalb der Leierschleife

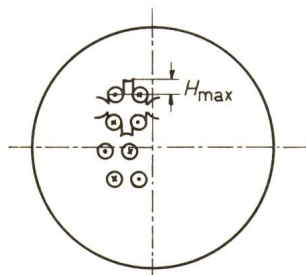


Fig. 4
Magnetische Feldstärkeverteilung im Typ-3-Supraleiter-Kabel
 $H_{\max}$ maximale magnetische Feldstärke in A/m

einander entgegen. Durch zweckentsprechende Aufteilung, Anordnung und Bemessung der Leierschleifen ist es in Kabeln daher möglich, die Ausbildung unzulässig hoher magnetischer Feldstärken zu verhindern (Fig. 4).

Im Gleichstrombetrieb lassen sich deshalb unter bestimmten Umständen neben Typ 3-Supraleitern auch Typ 1-Supraleiter zur nahezu verlustfreien Energieübertragung in Kabeln verwenden³⁾. Bei 50-Hz-Wechselstrombetrieb liegen ungünstigere Verhältnisse vor.

In Typ 1-Supraleitern (Nb, Pb) in denen Stromfluss — wie erwähnt — in einer dünnen Oberflächenschicht der Leiter erfolgt, kommt es infolge der nicht völlig homogen herstellbaren Drähte zu hystereseartigen Energieverlusten.

Zur experimentellen Bestimmung dieser Verluste wurde vom Verfasser eine Wechselstromverlust-Widerstandsmessbrücke für 50 Hz entwickelt, mit der es möglich ist, sowohl an kurzen supraleitenden Drahtproben als auch an Spulen Verlustmessungen unter betriebsmässigen Bedingungen durchzuführen (Fig. 5, in der die Widerstände, Kondensatoren und Induktivitäten dieser Brückenschaltung sowie die $\tan \delta$ -Werte usw. angedeutet sind).

Die mit der Brücke an einer grossen Zahl von Drähten aus Typ 1-Supraleitern (Nb, Pb) verschiedenen Durchmessers und

³⁾ Lediglich während der Schalteroperationen und Laständerungen kommt es in supraleitenden Gleichstromkabeln zu geringen zusätzlichen Energieverlusten.

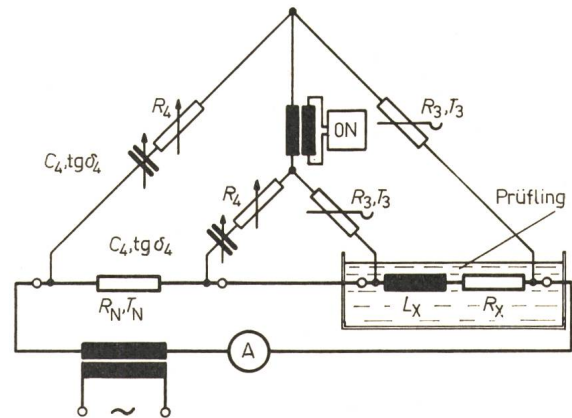


Fig. 5

Wechselstrommessbrücke

C_4 Kondensator; R_3, R_4 Ohmscher Widerstand; R_N Ohmscher Normalwiderstand; R_X Wirkwiderstand des Prüflings; L_X Induktivität des Prüflings; T_3 Zeitkonstante des Widerstandes R_3 ; T_N Zeitkonstante des Widerstandes R_N ; δ_4 Phasenwinkel des Kondensators C_4 ; ON elektrischer Nullstromanzeiger; ω Kreisfrequenz

$$L_x = \frac{R_3 R_N C_4}{1 + (R_4 \omega C_4)^2}$$

$$R_x = \omega^2 L_x \left[R_4 C_4 + \frac{\tan \delta_4}{\omega} - (T_N + T_3) \right]$$

bei verschiedenen Strom- und Feldstärken an den Drahtoberflächen festgestellten Wechselstromverluste erwiesen sich erwartungsgemäss zu der Grösse der Drahtoberflächen proportional. Sie sind deshalb in Fig. 6 in W/m² Drahtoberfläche abhängig von der an der Drahtoberfläche herrschenden magnetischen Feldstärke in A/m aufgetragen und erreichen bei geringen magnetischen Feldstärken⁴⁾ nur ausserordentlich geringe Werte, steigen aber für Feldstärkenwerte von über etwa $5,2 \cdot 10^4$ A/m bzw. $1,7 \cdot 10^4$ A/m bei Nb bzw. Pb rapide an (Fig. 6).

Drähte aus Typ 1-Supraleitern erscheinen deshalb in Wechselstromkabeln durchaus verwendbar, weil es — wie angeführt — durch entsprechende Leiteranordnung in Kabeln stets möglich ist, die Entstehung hoher magnetischer Feldstärken im Kabelinnern weitgehend zu verhindern.

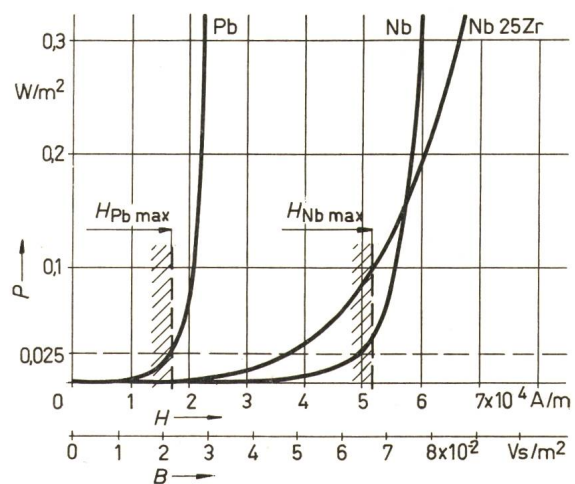


Fig. 6

50-Hz-Wechselstromverluste supraleitender Drähte in Abhängigkeit von der Magnetfeldstärke

B Kraftflussdichte; H magnetische Feldstärke; P Verlustleistung in W/m² Drahtoberfläche

⁴⁾ Die niedriger als die kritische magnetische Feldstärke, bei der die Drähte quench, liegt.

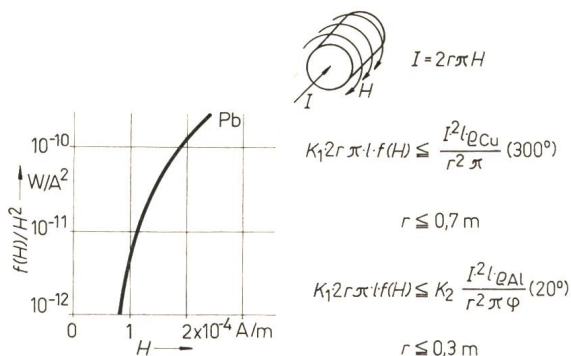


Fig. 7

Wechselstromverluste in konventionellen, Reinstmetall- und supraleitenden Drähten

Typ 3-supraleitende Materialien — die dank ihrer hohen kritischen Magnetfeldstärkewerte zur Herstellung von magnetischen Hochfeldspulen so gut geeignet sind — bieten dagegen in Kabeln im Vergleich zu Typ 1-Supraleitern keinen Vorteil. Die Wechselstromverluste solcher Typ 3-Supraleiter liegen bei niedrigen magnetischen Feldstärken sogar höher als diejenigen von Typ 1-Supraleitern (s. Kurve für einen NbZr-Draht in Fig. 6) und scheiden deshalb für den Bau von Wechselstromkabeln auch schon wegen ihres viel höheren Preises aus.

Bei der Beurteilung von Wechselstromkabeln ist ausser auf die Anschaffungskosten und die Betriebssicherheit auch auf den Wirkungsgrad zu achten. Es erscheint deshalb angezeigt, den für die Abfuhr der in supraleitenden bzw. tiefgeköhlten Reinstmetalldrähten erzeugten Stromwärme notwendigen Kühlmaschinenleistungsaufwand mit der in gleichdimensionierten konventionellen Kupferdrähten auftretenden Ohmschen Verlustleistung zu vergleichen.

Supraleitende Drähte sind konventionellen Kupferdrähten vom reinen Verlustenergiestandpunkt aus gesehen offenbar dann überlegen, wenn die Ungleichung

$$K_1 \cdot 2r\pi l \cdot f(H) \leq \frac{I^2 l \rho_{Cu}}{r^2 \pi} \quad (4)$$

besteht, in der nachfolgende Bezeichnungen gelten:

- r Radius und l Länge der Leiter in m
- K_1 Kühlmaschinenleistung in Watt, um 1 W Verlustwärme, die im Kabel bei der Temperatur des flüssigen Heliums entsteht, aus dem Kabel in die umgebende Atmosphäre abzuführen
- I Stromstärke in A
- ρ_{Cu} spezifischer Widerstand eines konventionellen Kupferdrahtes unter normalen Arbeitsbedingungen (300 °K) in Ω/m
- H magnetische Feldstärke in A/m an der Drahtoberfläche
- $f(H)$ auftretende Wechselstromverluste in W/m^2 der Oberfläche.

Mit der für unendlich lange Drähte geltenden Beziehung

$$I = 2r\pi H \quad (5)$$

lässt sich die Ungleichung 4 schreiben:

$$K_1 \cdot 2r\pi l \cdot f(H) \leq 4\pi l \rho_{Cu} H^2 \quad (6)$$

Es empfiehlt sich das Glied $f(H)/H^2$ unter Beachtung von Fig. 6 zu berechnen und als Funktion von H aufzutragen (Fig. 7)

Durch Einsetzen der Werte von ρ_{Cu} und von K_1 sowie des Wertes von H für die höchstzulässige Feldstärke ($1,7 \cdot 10^4$ A/m bzw. $2,5 \cdot 10^4$ A/m für Blei bzw. Niobium) in Ungleichung (6) ergibt sich dann, dass für alle Werte von

$$r \leq 0,7 \text{ m} \quad (7)$$

d.h. praktisch immer, der Energieaufwand zur Abfuhr der in Supra-Leitern auftretenden Verlustenergie geringer ist, als die in gleichdimensionierten konventionellen Kupferleitern entstehende Verlustwärme.

Erst Kupferleiter mit Durchmessern von über 1,4 m würden somit — vom reinen Verlustenergiestandpunkt aus gesehen — supraleitenden Drähten überlegen sein.

In gleicher Weise ist auch ein Vergleich zwischen supraleitenden Drähten und tiefgeköhlten Reinstmetall-Lizendrähten⁵⁾ gleichen Gesamtdurchmessers durchführbar. Supraleitende Drähte sind tiefstgeköhlten Reinstmetalldrähten offenbar dann überlegen, wenn die Ungleichung

$$K_1 \cdot 2r\pi l \cdot f(H) \leq K_2 \frac{I^2 l \rho_{Al}}{r^2 \pi \phi} \quad (8)$$

besteht, in der den Symbolen r , K_1 , I , $f(H)$ wieder dieselbe Bedeutung wie bei Gl. 6 zukommt und ρ_{Al} bzw. ϕ für den spezifischen Widerstand des Reinstaluminiums bei der Temperatur des flüssigen Wasserstoffes (20 °K) bzw. für den Füllfaktor des Lizendrahtes sowie K_2 für den Kühlmaschinenleistungsaufwand in Watt zur Abfuhr eines Watts Verlustwärme, die bei 20 °K entsteht, geschrieben wird.

Durch Einsetzen der Werte für ρ_{Al} , ϕ und K_2 lässt sich dann zeigen, dass für Drahtdurchmesser $r \leq 0,3$ m (in praktisch allen Fällen) Kabel mit supraleitenden Drähten auch tiefstgeköhlten Reinstmetallkabeln vom Verlust-Energiestandpunkt aus betrachtet, überlegen sind.

Aus diesen und anderen Überlegungen wurden die Arbeiten in der Grazer Anstalt für Tieftemperaturforschung auf die Entwicklung supraleitender Kabel beschränkt.

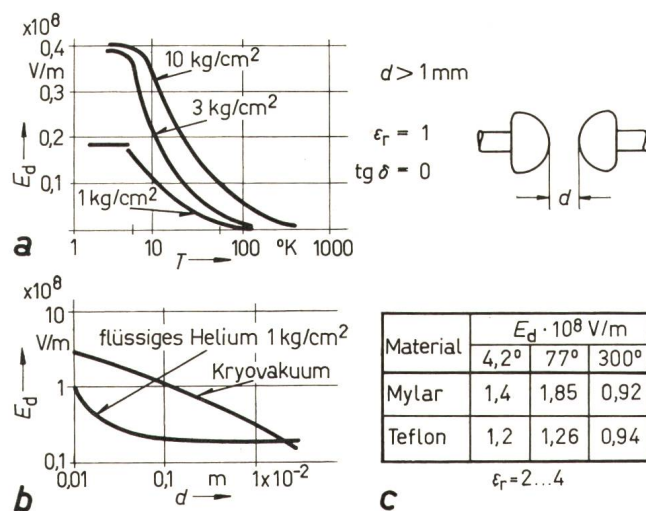


Fig. 8

Elektrische Durchschlagfeldstärken

a von Helium;

b von Helium und Kryovakuum und Festkörpern bei tiefsten Temperaturen;

E_d elektrische Durchschlagfeldstärke in V/m; d Elektrodenabstand in m; T absolute Temperatur in °K; ϵ_r relative Dielektrizitätskonstante; $\tan \delta$ Tangente des Verlustwinkels

⁵⁾ Die Anwendung von Lizendraht anstelle von Drähten mit vollem Querschnitt ist aus Gründen der Herabsetzung der Wirbelstromverluste nötig. Eine untere Grenze für die Durchmesser der einzelnen dünnen Drähte der Lizendleiter ist durch mittlere freie Weglängeeffekte der Elektronen gegeben, die den Vorteil der Herabsetzung der Wirbelstromverluste bei weiterer Verkleinerung der Einzeldrahtdurchmesser zunichte machen würden.

3.2 Elektrische Isolation

Der notwendigen sehr tiefen Temperatur supraleitender Kabel entsprechend, kommt praktisch nur flüssiges oder gasförmiges Helium als Kühlmittel in Betracht und es schien naheliegend, zu untersuchen, ob Helium bei tiefen Temperaturen ausser als Kühlmittel zugleich auch als elektrisches Isolationsmittel herangezogen werden kann. Fig. 8a zeigt Messwerte der elektrischen Durchschlagsfestigkeit von Helium in Abhängigkeit von Druck und Temperatur sowie vom Elektrodenabstand.

Flüssiges und dampfförmiges Helium besitzt danach bei tiefen Temperaturen und Drücken über einer Atmosphäre (1kg/cm^2) mindestens gleich hohe oder höhere elektrische Durchschlagsfestigkeit als gutes Transformatoröl und kann deshalb ausser als Kühlmittel auch als elektrisches Isolationsmittel in supraleitenden Kabeln verwendet werden.

Grundsätzlich war auch an die Anwendung von Kryovakuum als Isolationsmittel in supraleitenden Kabeln zu denken, zumal sich dessen Durchschlagsfestigkeit bei kleinen Elektrodenabständen ($d < 1...2\text{ cm}$, Fig. 8) höher als die von Helium erwies. Bei grösseren Elektrodenabständen (entsprechend höheren Betriebsspannungen) zeigt sich die Durchschlagsfestigkeit des Kryovakuums jedoch — vor allem wegen sekundärer Elektronen- und Ionenemission an den Elektrodenoberflächen und erreichter hoher Teilchenenergie in der Durchschlagstrecke — derjenigen von Helium unterlegen; Kryovakuum erscheint deshalb zur Isolation supraleitender Hochspannungskabel nicht gut geeignet.

Grundsätzlich wäre auch an die Anwendung fester Isolierstoffe (Mylar, Polyäthylen, Plexiglas, Papier, Teflon usw.) zur Isolation supraleitender Kabel zu denken. Ausser auf die elektrische Durchschlagsfestigkeit, die bei tiefen Temperaturen diejenige von Helium übertrifft (s. Tabelle in Fig. 8c), muss aber auf die Überschlagsfestigkeit und — bei Wechselstrombetrieb — auf die entstehenden dielektrischen Verluste geachtet werden.

Diese dielektrischen Verluste pro Volumeneinheit sind aus der Beziehung

$$P_d = 2 \pi f E^2 \operatorname{tg} \delta \cdot \epsilon_r \epsilon_0 \quad (9)$$

berechenbar, in der f die Frequenz in s^{-1} , E die elektrische Feldstärke in V/m , δ den Verlustwinkel, ϵ_r die relative und ϵ_0 die

absolute Dielektrizitätskonstante in Am/Vs bedeuten. Die Abhängigkeit des $\operatorname{tg} \delta$ von der Temperatur für Mylar und Teflon ist der Fig. 9 zu entnehmen.

Da zur Abfuhr der bei etwa 4°K auftretenden dielektrischen Verlustwärme — ebenso wie zur Abfuhr der übrigen Verlustenergie wie Leckwärme, Strömungsverluste usw. — derzeit eine 500mal höhere Kühlmaschinenleistung nötig ist, muss auf möglichst sparsame Verwendung von Isolationsmaterialien in Wechselstromkabeln grundsätzlich geachtet werden.

Hingegen steht dem Einsatz fester Isolierstoffe in supraleitenden Gleichstromkabeln nichts im Wege und ihre hohe Durchschlagsfestigkeit kann dort vorteilhaft ausgenutzt werden.

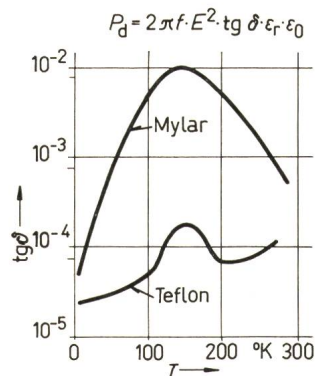


Fig. 9
Dielektrische Verluste in Festkörpern
bei tiefsten Temperaturen
 T absolute Temperatur in $^\circ\text{K}$

Die grosse Verschiedenheit der thermischen Kontraktionskoeffizienten von Isolierstoffen und Metallen bei tiefen Temperaturen ist allerdings — besonders bei langen Kabeln — zu berücksichtigen.

Die niedrige relative Dielektrizitätskonstante des Heliums und des Kryovakuums ($\epsilon_r = 1$) wirkt sich in niedrigeren Kapazitätswerten supraleitender gegenüber konventionellen öl- oder papierisolierten Kabeln aus. Dies ist bei der Berechnung des Ladestromes und der natürlichen Leistung supraleitender Wechselstromkabel zu beachten.

3.3 Kälteschutzsystem

Das Kälteschutzsystem supraleitender Kabel ist grundsätzlich wie ein langgezogenes Dewargefäss (s. Fig. 10) mit 4 konzentrischen Rohren zu bauen. Im innersten Rohr 1 sind die durch flüssiges oder gasförmiges Helium gekühlten elektrischen Leiter untergebracht. Im Raum zwischen dem innersten und dem darauffolgenden Rohr 2 bildet sich (nach Vorevakuierung) Kryovakuum aus, so dass die Wärmeleitung in das Rohr 1 von aussen praktisch nur über die Abstandshalter zwischen den Rohren 1 und 2 erfolgt und daher klein gehalten werden kann. Im Raum zwischen dem Rohr 2 und einem dar-

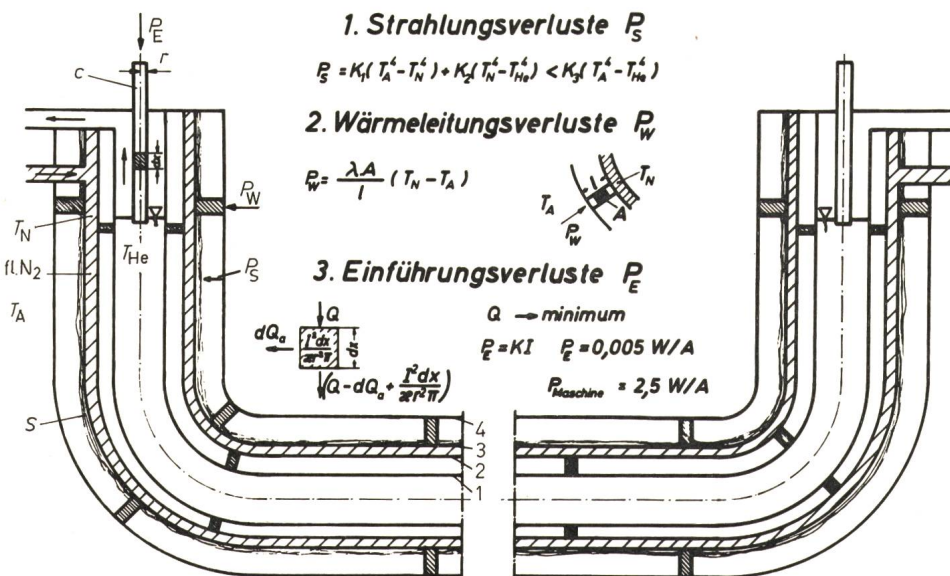
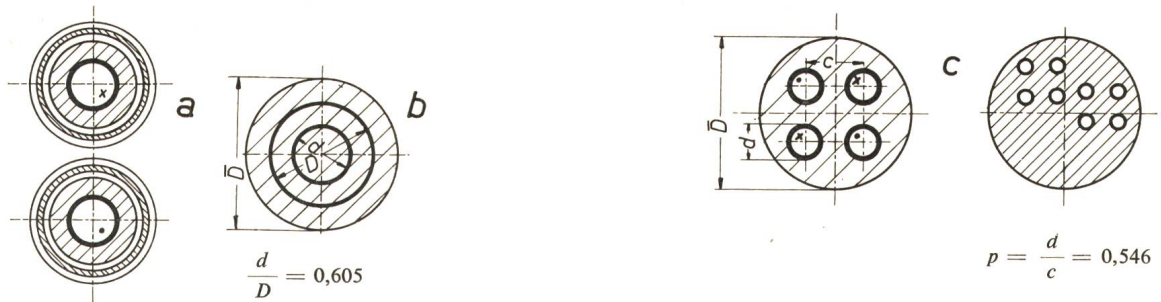


Fig. 10
Kälteschutzsystem und Wärmeverluste in
supraleitenden Kabeln
 c Stromleiter; r Leiterradius in m; S Superisolation; Q sekundliche Wärmemenge in W; T_{He} Temperatur des Heliums in $^\circ\text{K}$; T_A Aussentemperatur; T_N Temperatur des flüssigen Stickstoffes in $^\circ\text{K}$



$$\frac{d}{D} = 0,605$$

$$\frac{P}{D^2 \pi/4} = \hat{E} H \frac{2 d^2}{D^2} \ln \frac{d}{D}$$

$$\frac{P}{D^2 \pi/4} = \hat{E} H \frac{4p(1-p)p \ln \left[\frac{1}{p} + \frac{1}{p} \sqrt{1-p^2} \right]}{2,41 \sqrt{\left[1 + \frac{p}{(2-p)} - \frac{p^2}{(4+p^2)} - \frac{(2-p)}{(8-4p+p^2)} \right]^2 + \left[\frac{2p}{(4+p^2)} - \frac{2p}{(8-4p+p^2)} \right]^2}}$$

Fig. 11

Leistungsdichte in Typ-1-supraleitenden Gleichstromkabeln

a zwei Einleiterkabel

b konzentrisches Zweileiterkabel

c symmetrisches Vier- bzw. Achtleiterkabel

P Kabelnennleistung in W; $\hat{E}$ höchstzulässige elektrische Durchschlag-

feldstärke des Isoliermittels (Heliums) in V/m; H höchstzulässige magnetische Feldstärke der supraleitenden Leiter in A/m; d Leiterdurchmesser in m; D Durchmesser des Kühlmittelrohres in m

auffolgenden weiteren Rohr 3 wird in axialer Richtung flüssiger Stickstoff geleitet, so dass ein Kälteschild mit einer Temperatur von $T_w = 77 \text{ °K}$ zwischen der Temperatur der äusseren Atmosphäre ($T_A = 300 \text{ °K}$) und der in dem mit Helium erfüllten Rohr 1 ($T_{He} = 4 \text{ °K}$) entsteht.

Die dem Unterschied der 4ten Potenzen der Temperaturen proportionalen von aussen, in das innerste heliumerfüllte Rohr eindringenden Strahlungswärmemengen lassen sich dadurch wesentlich vermindern. Denn nach dem 2ten Hauptsatz der Thermodynamik ist es möglich, den von aussen in den stickstoffgefüllten Raum eingedrungenen grösseren Anteil der Strahlungswärme vom Temperaturniveau des flüssigen Stickstoffes (77 °K) aus, mit wesentlich besserem Wirkungsgrad in die umgebende Atmosphäre abzuführen, als dies vom Temperaturniveau des Heliums (4 °K) aus bewerkstelligt werden könnte.

Die Wärmestrahlung zwischen dem mit flüssigen Stickstoff erfüllten Raum (zwischen den Rohren 2 und 3) und dem Rohr 1, in dem sich das flüssige Helium befindet, bleibt wegen des verhältnismässig geringen Temperaturunterschiedes gering. Ausserhalb des Rohres 3 ist noch ein weiteres konzentrisches Rohr 4 angebracht. Der Raum zwischen den Rohren 3 und 4 wird, zwecks Begrenzung der Wärmeleitungsverluste auf etwa 10^{-5} Torr evakuiert und teilweise mit Superisolation (dünne metallisierte Plastikfolien, die fein abgestufte, die Strahlungsverluste vermindernende Zwischentemperaturniveaus bilden) erfüllt.

Die Wärmeleitungsverluste durch die Abstandhalter zwischen den Rohren 1, 2 und 3, 4 sind auf Grund der Formel in Fig. 10, in der die Symbole λ die Wärmeleitfähigkeit in W/m²°K, A den Querschnitt der Abstandhalter in m², l deren Länge in m, T_N die innere Temperatur und T_A die Aussen-temperatur bedeuten, zu berechnen.

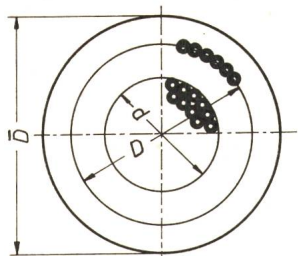
⁹⁾ Die Strahlungsverluste sind proportional zur Oberfläche der Kabelmäntel und daher ungefähr proportional zur Quadratwurzel der Kabellleistung, während sich die Wärmeleitungsverluste, die vor allem in den Abstandhaltern entstehen, sich weitgehend unabhängig von der dem Querschnitt des innersten Rohres proportionalen Kabellleistung erweisen.

Zu den der Kabellänge proportionalen Wärmemengen⁶⁾ (die durch Leitung und Strahlung in das Kabelinnere dringen und in den Leitern sowie im Kühlmittel durch Stromfluss entstehen) tritt noch die Wärme, die an den Kabelenden durch die Stromleiter infolge ihrer Wärmeleitfähigkeit in das Kabelinnere dringt, hinzu (vgl. die in Fig. 10 für die Wärmebilanz eines infinitesimal kurzen, aus dem Kabel herausführenden Leiterstückes angegebene Beziehung, in der I für den Strom in A, dQ_a die abzuführende Wärmemenge in W, κ die elektrische Leitfähigkeit der Leiter in $\Omega^{-1} \text{ m}^{-1}$ und r den Leiterradius in m bedeuten). Die Bemessung der Stromleiter an den Kabelenden ist so vorzunehmen, dass die Summe der durch sie eintretenden Leitungswärme und der in ihnen entstehenden Ohmschen Stromwärme einen möglichst geringen Wert besitzt. Der Kälteinhalt des aus dem Kabel heraustretenden verdampften Heliums wird dabei zur Kühlung der Stromleiter ausgenützt und es ist möglich, die auf 4 °K bezogene Verlustwärme pro Ampère ein- bzw. austretenden Leiterstromes auf $5 \cdot 10^{-3} \text{ W}$ herabzusetzen, was einem Kühlmaschinenleistungsaufwand von $2,5 \text{ W/A}$ Leiterstrom entspricht.

3.4 Form und Anordnung der Stromleiter

Zur Erreichung gleichmässiger Stromverteilung über die Leiterquerschnitte und damit gleichmässiger magnetischer Kraftlinienausbildung an den Leiteroberflächen (die im Interesse möglichst hoher Strombelastbarkeit der Leiter angestrebt werden muss) erscheint es angezeigt, möglichst nur kreis- oder kreisringförmige Leiterquerschnitte zu verwenden. Dies bringt bei entsprechender Leiteranordnung auch eine günstige elektrische Feldlinienverteilung zwischen den Leitern mit sich, so dass hohe Betriebsspannungen angewendet und dielektrische Verluste im Wechselstrombetrieb niedrig gehalten werden können.

Jede Phase der Leiter kann dabei entweder in einem besonderen Kälteschutzsystem untergebracht sein (s. den Querschnitt eines Gleichstromkabels Fig. 11a) oder die Leiter aller Phasen werden in einem gemeinsamen Kälteschutzsystem angeordnet, was zu geringeren gesamten Wärmeleitungs- und Wärmestrahlungsverlusten führt. Bei gemeinsamer Unter-



$$\begin{aligned} P &= 10\,000 \text{ MW} \\ U &= 175 \text{ kV} \\ \frac{P}{A} &= 210 \cdot 10^{10} \frac{\text{W}}{\text{m}^2} \\ d &= 35 \text{ mm} \\ D &= 60 \text{ mm} \\ \bar{D} &= 80 \text{ mm} \end{aligned}$$

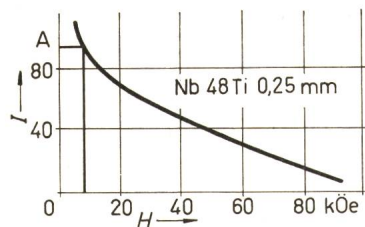


Fig. 12
Leistungsdichte in Typ-3-supraleitenden Gleichstromkabeln

H magnetische Feldstärke in A/m; I Strom in A; d Durchmesser des Innenleiters in m; $\bar{D}$ Durchmesser des Kühlmittelrohres in m; D Durchmesser des Aussenleiters in m

bringung aller Phasen ist entweder konzentrische oder symmetrische Leiteranordnung im innersten Rohr des Kälteschutzsystems möglich (s. Fig. 11b und c).

3.5 Gleichstromkabel

Wenn die Baustoffe und damit die elektrische Durchschlagfeldstärke des Isoliermaterials $\hat{E}$ und die kritische magnetische Feldstärke der Supraleiter H gegeben sind, wird die Leistungsdichte des Kabels, d.h. die pro m^2 Querschnittsfläche des innersten Rohres des Kabels übertragbare Leistung in W, durch die in Fig. 11b bzw. 11c für konzentrische bzw. symmetrische Leiteranordnung angegebenen Formeln bestimmt, in denen die Buchstaben d bzw. c den Leiterdurchmesser und die Abstände zwischen den Leitern in m bedeuten.

In Gleichstromkabeln (Fig. 12) mit Typ 3-supraleitenden Drähten gehen die erreichbaren Leistungsdichtewerte noch über diese Beträge hinaus. Sie sind durch die grössten zulässigen Stromdichten in den Supraleitern und nicht so sehr durch ihre kritischen magnetischen Feldstärken bedingt (vgl. Fig. 12, in der die kritische Stromdichte von NbTi-Drähten mit 0,25 mm Durchmesser als Funktion der Stärke des Magnetfeldes, in dem sich die Drähte befinden, eingezeichnet ist). Die Anwendung dünner, elektrisch parallel geschalteter Drähte aus Typ 3-Supraleitern, die längs zylindrischer aus Isolierstoff bestehender Träger angeordnet sind, erscheint (auch im Hinblick auf die zu erreichende mechanische Flexibilität des Kabels) empfehlenswert.

Wenn Feldstärkewerte von 7 kG als zulässig angesehen werden (was etwa 100 A in den einzelnen Leitern entspricht, Fig. 12), lassen sich Leistungsdichten in der Grössenordnung von $210 \cdot 10^{10} \text{ W/m}^2$ im Kabel erzielen.

Da in Gleichstromkabeln dielektrische Verluste nicht auftreten, kommen neben Helium für die Isolation auch feste Isolierstoffe (Papier, Mylar, Teflon usw.) allein, oder im Zusammenwirken mit flüssigem oder gasförmigen Helium in Betracht. Die unterschiedlichen Dielektrizitätskonstanten der festen Isolierstoffe ($\epsilon_r = 2 \dots 3$) und des Heliums ($\epsilon_r = 1$) sind dabei zu berücksichtigen, da das Auftreten hoher elektrischer Feldstärken in Helium, dort wo es zu den festen Isolierstoffen elektrisch in Reihe zur Wirkung gelangt, verhindert werden muss.

Die stark von einander abweichenden thermischen Kontraktionskoeffizienten fester Isolierstoffe und metallischer Leiter sind dabei zu beachten, und es sind Massnahmen zu treffen, um das Auftreten von Sprüngen und Rissen in den Isolierstoffen während des Kabelabkühlprozesses zu verhindern.

3.6 Wechselstromkabel

Als Stromleiter kommen nur Typ 1-supraleitende Drähte (Nb unterhalb von H_{C1}) in Betracht, da Typ 2-Supraleiter höhere Wechselstromverluste besitzen und teurer sind.

Fig. 13 lässt Bauformen supraleitender Drehstromkabel mit konzentrischer bzw. symmetrischer Leiteranordnung und Helium bzw. Kryovakuum als Isolation erkennen. Bei gegebenen Baustoffen (Niobium bzw. Blei als Leiter, flüssiges Helium als Isolation) ergibt sich die Leistungsdichte bei konzentrischer bzw. symmetrischer Leiteranordnung wieder nur abhängig von den aus der Geometrie folgenden Ausdrücken a/b bzw. $p = 2R/c$ der im innersten Rohr angeordneten Drehstromsysteme. Durch Optimierung der in Fig 13 angegebenen Beziehungen (in denen die Symbole die selben Grössen wie in Fig. 11 bedeuten) und Einsetzen der für Niobium und Helium gültigen Werte von H und $\hat{E}$ ist es dann möglich, für konzentrische bzw. symmetrische Leiteranordnung die maximal erreichbaren Leistungsdichten mit $3,5 \cdot 10^{10} \text{ VA/m}^2$ bzw. $2,1 \cdot 10^{10} \text{ VA/m}^2$ (gegenüber $0,5 \cdot 10^{10} \text{ VA/m}^2$ in konventionellen Kabeln) zu berechnen.

Die bei symmetrischer Leiteranordnung mit einem einzigen Dreiphasensystem bei einer Spannung von $U = 2,4 \cdot 10^6 \bar{D}(m)$ und einem Strom I erreichbare Leistungsdichte lässt sich auch

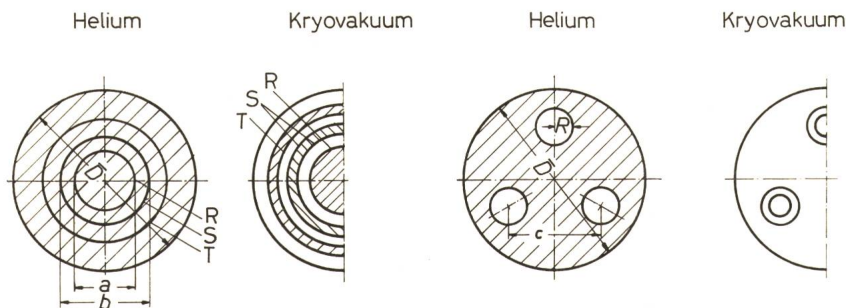


Fig. 13
Leistungsdichte in Typ-1-supraleitenden Wechselstromkabeln

a Durchmesser des innersten Leiters (Phase R);
 b Durchmesser des Leiters Phase S;
 c Leiterabstand bei symmetrischer Leiteranordnung;
 R Leiterhalbmesser bei symmetrischer Leiteranordnung;
 D Durchmesser des Kühlmittelrohres in m;
 $p = \frac{2R}{c}$; $\hat{E}$ höchstzulässige elektrische Feldstärke in V/m; H höchstzulässige magnetische Feldstärke in A/m

$$\begin{aligned} \frac{P}{D^2 \pi/4} &= \left[\ln \frac{b}{a} \right] \left(\frac{a}{b} \right) \left[2 + 2 \frac{a}{b} + \frac{a}{b} \left(\frac{a}{b} \right)^{\frac{a}{b}} \right] \hat{E} H \\ \frac{P}{D^2 \pi/4} &= \frac{3,32 \hat{E} H p^2 (1-p) [\ln(1 + \sqrt{1-p^2}) - \ln p] [4 - 2\sqrt{3}p + p^2]}{\sqrt{1-p^2} (4-p^2)} \end{aligned}$$

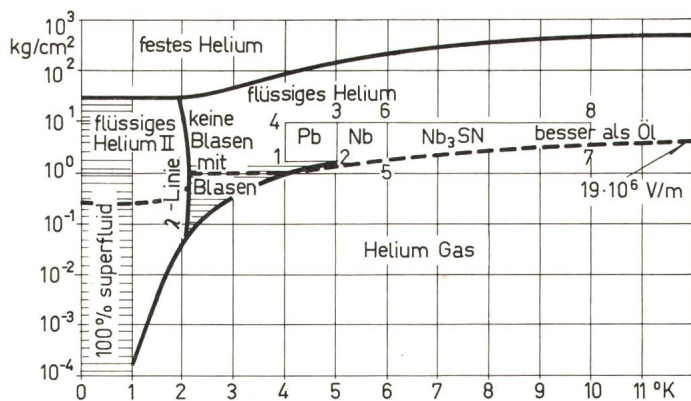


Fig. 14
Druck-Temperatur-Zustandsdiagramm von Helium

mit n elektrisch parallel geschalteten Dreiphasensystemen, deren Betriebsspannung U/n beträgt, bei einem gesamten Kabelstrom von nI erzielen. Es ist daher möglich, die Betriebsspannung zwischen einem Maximalwert $U = 2,4 \cdot 10^6 \text{ V}$ (der einem Kabel mit einem einzigen Dreiphasensystem im innersten Rohr entspricht) und beliebigen niedrigen Werten zu wählen, wenn mehrere elektrisch parallel geschaltete Dreiphasensysteme angewendet werden. Eine Begrenzung der Zahl der Leitersysteme und damit der Betriebsspannung nach unten ist durch die wachsenden Wechselstromverluste und Strömungsverluste im Kühlmittel infolge der Vergrößerung der gesamten Leiteroberfläche gegeben.

3.7 Kühlstationsabstände und Kühlmaschinenleistungen

Fig. 14 lässt das Druck-Temperaturdiagramm von Helium erkennen. Die Phasengrenzen zwischen den Aggregatzuständen sind durch stark ausgezogene Linien angedeutet. Heliumzustände, deren elektrische Durchschlagfestigkeit derjenigen guten Transformatoröls ($19 \cdot 10^6 \text{ V/m}$) entsprechen, sind durch eine gestrichelte Linie angedeutet.

Man könnte daher meinen, dass Helium aller Zustände zwischen der obersten nahezu waagrecht Phasengrenzkurve (oberhalb der sich das Helium im festen Zustand befindet) und der gestrichelten Kurve zur Kühlung und Isolierung supraleitender Drähte verwendet werden könnte. Dies trifft jedoch nicht zu.

Zunächst scheidet nämlich das links im Bild schraffierte Gebiet, das sog. superfluidem Helium entspricht, das nur unter grossem Energieaufwand für das Kühlsystem erzeugt werden kann und in dem das Helium nur geringe Wärmeenergie aufzunehmen vermag, aus. Das gleiche gilt für den in Bildmitte schraffierten Bereich, in dem die Möglichkeit von Gasblasenbildung im Helium besteht und das Helium deshalb — wegen der Gefahr der Bildung von Gassäcken — als Leiterkühlmittel in Kabeln unbrauchbar erscheint.

Heliumtemperatur unterhalb von etwa 4 °K kommen beim heutigen Stand der Kühlmaschinentechnik vor allem aus wirtschaftlichen Gründen nicht in Betracht und wenn Niobium, Blei oder — in Gleichstromkabeln — Typ 3-Supraleiter verwendet werden, darf die Temperatur des Heliums, um quench der Leiter zu verhindern, $5,2, 6$ bzw. etwa 10 °K nicht überschreiten.

Schliesslich sollte der Kühlmitteldruck aus technologischen Gründen (mechanische Beanspruchung der Rohre und des Kälteschutzsystems, höhere Strömungsverluste) nicht viel über

10 kg/cm^2 gewählt werden, umso weniger als sich durch Anwendung höherer Drücke nicht viel an Wärmefähigkeit und elektrischer Durchschlagfestigkeit gewinnen lässt (Fig. 16)

Für die Kühlung und Isolation supraleitender Kabel kommt daher nur Helium innerhalb der in Fig. 14 angedeuteten Zustandsbereiche 1, 2, 3, 4 (Blei), 1, 5, 6, 4 (Niobium) bzw. 1, 7, 8, 4 (Niobiumzinn) der teilweise gasförmiges Helium umfasst, in Betracht.

Das durch die von aussen eindringende und im Kabel durch Stromleitungs- und Kühlmittelströmungsverluste hervorgerufene Wärme in seiner Temperatur erhöhte Helium muss, wenn die jeweilige kritische Temperatur der verwendeten Leiter und der im Hinblick auf die zu erreichende elektrische Durchschlagfestigkeit noch zulässige Druck erreicht ist, in besonderen in bestimmten Abständen einzurichtenden Kühlstationen wieder (Fig. 18) gekühlt und auf den richtigen Druck gebracht werden.

Zur Berechnung des optimalen Abstandes zwischen zwei aufeinanderfolgenden Kühlstationen und günstigsten Bemessung der Kühlmaschinenleistungen erscheint es zweckmässig, die ganze Kabellänge l in n Kabelstücke der Länge Δl aufzuteilen (Fig. 15) und von den Beziehungen für die Wärmebilanz und den Druckabfall innerhalb eines dieser Kabelstücke auszugehen:

$$q_w \Delta l_K + q_e \Delta l_K + \Delta p \frac{d^2 \pi}{4} v = c v \frac{d^2 \pi}{4} \varrho \cdot \Delta T \quad (10)$$

$$\Delta p = \frac{\xi}{2} \varrho \frac{\Delta l_K}{d_H} v^2 \quad (11)$$

in denen die Symbole folgende Bedeutung haben:

- Δl_K Länge eines kurzen Kabelstückes in m
- Δp Druckdifferenz des Kühlmittels längs dieses Kabelstückes in N/m^2
- v Geschwindigkeit des Kühlmittels in m/s, die längs des Kabelstückes Δl konstant angenommen wird
- c, ϱ spezifische Wärme und Dichte des Kühlmittels in Ws/m^3 bzw. kg/m^3
- q_w Wärme, die pro Sekunde per Meter Kabellänge in das innerste Rohr des Kabels durch Wärmeleitung und Wärmestrahlung gelangt in W/m

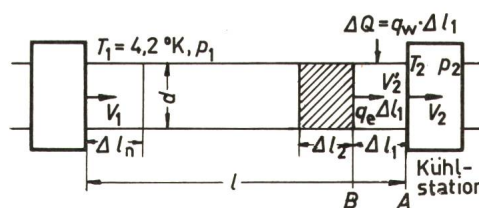


Fig. 15

Zur Bestimmung des optimalen Kühlstationsabstandes

A Endpunkt der Strecke l ; B Anfangspunkt der letzten Teillänge Δl_1 ; d äquivalenter Rohrdurchmesser in m; l Länge des Kühlstationsabstandes; p_1 Eintrittsdruck des Kühlmittels in N/m^2 am linken Ende des Kühlstationsabschnittes; p_2 Austrittsdruck des Kühlmittels am rechten Ende des Kühlstationsabschnittes in N/m^2 ; q_e Wechselstrom- und dielektrische Verlustwärme pro Sekunde und m Kabellänge in W/m ; q_w von aussen in das Kabel pro Sekunde und m Länge eindringende Wärme in W/m ; V_1 Eintrittsgeschwindigkeit des Kühlmittels am linken Ende des Kühlstationsabschnittes in m/s; V_2 Austrittsgeschwindigkeit des Kühlmittels am rechten Ende des Kühlstationsabstandes in m/s

$$q_e \Delta l + q_w \Delta l + \Delta p \frac{d^2 \pi}{4} v = c v \frac{d^2 \pi}{4} \varrho \cdot \Delta T$$

$$\Delta p = \frac{\xi}{2} \varrho \frac{\Delta l}{d_H} v^2$$

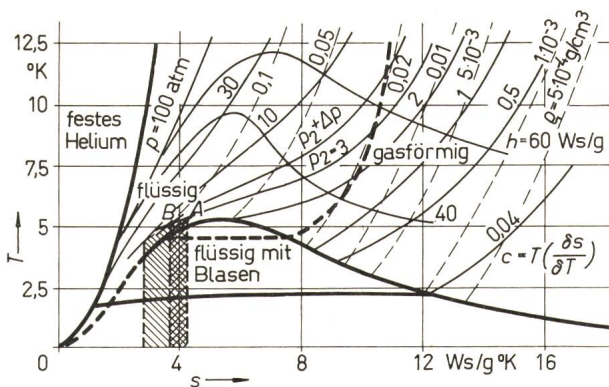


Fig. 16

Temperatur-Entropiediagramm des Heliums

$c = T \left(\frac{\delta s}{\delta T} \right)$ spezifische Wärme; p Druck in kg/cm^2 ; p_2 Austrittsdruck in kg/cm^2 ; h Enthalpie pro g; s Entropie in $\text{Ws/g}^\circ\text{K}$; T absolute Temperatur in $^\circ\text{K}$; ρ Dichte in g/cm^3

- q_e Wärme, die durch Wechselstromverluste und dielektrische Verluste innerhalb des Kabels pro Sekunde und Meter Kabellänge in W/m entsteht
 ΔT Temperaturdifferenz längs der Kabellänge in $^\circ\text{K}$
 d Durchmesser eines zum innersten Kabelrohr äquivalenten Rohres in m^2
 d_H hydraulischer Durchmesser des innersten mit Leitern ausgefüllten Rohres in m
 ξ Reibungskoeffizient des strömenden Kühlmittels.

Ausserdem ist die Kontinuitätsgleichung

$$v \rho = \text{konst.} \quad (12)$$

zu beachten.

Die Glieder $\Delta p \frac{d^2 \pi}{4} v$ bzw. $c v \frac{d^2 \pi}{4} \rho \cdot \Delta T$ in Gl. (10) stellen die den Strömungsverlusten des Kühlmittels entsprechende sekundliche Wärmemenge bzw. die gesamte vom Kühlmittel auf dem Kabelstück Δl_K pro Sekunde aufgenommene Wärmemenge dar.

Bei der Berechnung ist von der Temperatur T_2 und dem Druck p_2 des Kühlmittels am rechten Ende des Kabelabschnittes (Fig. 15) auszugehen, wobei T_2 unterhalb der kritischen Temperatur der verwendeten Supraleiter und p_2 (Fig. 14) so gewählt werden müssen, dass die elektrische Durchschlagfestigkeit des Kühlmittels gleich oder grösser derjenigen guten Transformatoröls ist. Der zugehörige Wert von ρ ist aus dem Entropietemperaturdiagramm (Fig. 16) abzulesen.

Wenn nun für das Kühlmittel am rechten Kabelabschnittende eine Geschwindigkeit v_2 angenommen wird (Fig. 15), kann, nach Einsetzen der übrigen bekannten Grössen aus Gl. (11), die Druckdifferenz längs des Kabelstückes Δl_1 (Fig. 15) und damit der Druck am Anfang dieses Kabelstückes $p = p_2 + \Delta p$ sowie nach Gl. (10) das Produkt $c v \frac{d^2 \pi}{4} \rho \cdot \Delta T$, d. i. die im Kabelelement Δl_1 vom Kühlmittel aufgenommene Wärmemenge, berechnet werden. Da diese Wärmemenge im TS-Diagramm (Fig. 16) als Fläche unterhalb der Zustandsänderungskurve für das Kabelstück Δl_1 erscheint, ist es möglich, den Zustandspunkt am linken Ende dieses Kabelstückes zeichnerisch zu bestimmen. Man muss nur auf der Isobaren $p_2 + \Delta p$ durch Versuchen einen solchen Zustandspunkt, das heisst eine solche Temperatur $T_2 \pm \Delta T$ suchen, dass die unter-

⁷⁾ Das ist ein leeres Rohr, dessen Querschnitt gleich gross ist wie der freie Querschnitt des tatsächlichen Rohres in dem sich die Leiter befinden.

halb der näherungsweise als Gerade angenommenen Verbindungslinie zwischen den Punkten A und B entstehende, in Fig. 16 gekreuzt schraffierte Fläche, gleich dem oben errechneten Betrag $c v \frac{d^2 \pi}{4} \rho \cdot \Delta T$ wird⁸⁾. Aus der Kontinuitätsgleichung (12) ist dann nach Ablesung des Wertes für die Kühlmitteldichte ρ aus dem TS-Diagramm die Geschwindigkeit am linken Ende des Kabelstückes Δl_1 zu ermitteln.

Durch Wiederholung dieses Vorganges für das nächste, an das bisher betrachtete Kabelstück links anschliessende Kabelstück Δl_2 lassen sich die Temperatur, der Druck und die Dichte des Kühlmittels sowie dessen Geschwindigkeit am linken Ende dieses in Fig. 15 schraffierten kurzen Kabelstückes Δl_2 bestimmen. Weitere Wiederholung dieses Vorganges für immer weiter links liegende Kabelstücke $\Delta l_2, \Delta l_3$ usw. bis sich am linken Ende des z. B. n -ten Kabelstückes Δl_n eine Temperatur von etwa 4°K ergibt (die mit heute zur Verfügung stehenden Kühlmaschinen technisch und wirtschaftlich leicht erreicht werden kann) lässt sich die Länge des Kühlmaschinenabstandes $l = n \cdot \Delta l$ sowie der Eintrittsdruck p_1 , die Eintrittsgeschwindigkeit v_1 und Eintrittstemperatur $T_1 = 4^\circ\text{K}$ des Kühlmittels in den Kabelabschnitt l für die gewählte Ausgangsgeschwindigkeit v_2 errechnen. Die unterhalb der Zustandsänderungskurve für den ganzen Kabelabschnitt l im TS-Diagramm liegende schräg schraffierte Fläche entspricht der vom Kühlmittel pro Kilogramm im ganzen Kabelabschnitt absorbierten Wärme. Durch Multiplikation dieses Wärmebetrages mit der sekundlichen Kühlmittelmenge $\left(v_2 \rho_2 \frac{d^2 \pi}{4} \right)$ lässt sich die vom Kühlmittel pro Sekunde aufgenommene Wärmemenge und — unter Beachtung eines Kühlmaschinenfaktors von etwa 500 — die zur Kühlung des Kabelabschnittes notwendige Leistung der Kühlmaschine sowie deren Anlage- und Betriebskosten bestimmen.

Die ganze Rechnung wird nun unter Annahme anderer Kabelausgangsgeschwindigkeiten v_2 wiederholt, die entsprechenden Kabelabschnittslängen l , Kühlmaschinenleistungen sowie Anlage- und Betriebskosten ermittelt und in einem Diagramm aufgetragen (Fig. 17). Durch Zeichnung der Geraden vom Koordinatenursprung zu dem Punkt der Kurve (für die Anlage- und Betriebskosten) für den die Gerade den kleinsten Winkel mit der Abszissenachse einschliesst, lässt sich die optimale Kabellänge zwischen zwei Kühlstationen ermitteln

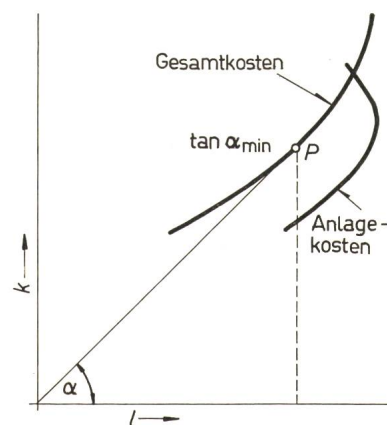


Fig. 17

Bestimmung des optimalen Kühlstationsabstandes

l Kühlmaschinenabstand;
 k Kosten; P Punkt der den niedrigsten Gesamtkosten pro Längeneinheit des Kabels entspricht; α Winkel zwischen der vom Koordinatenursprung an die Kostenkurve gezeichneten Tangente und der Abszissenachse

⁸⁾ Dabei ist, um Zweideutigkeiten zu vermeiden, darauf zu achten, dass beim Übergang vom Zustand A zum Zustand B (Fig. 16) sowohl die Entropie als auch die Enthalpie sinken muss.

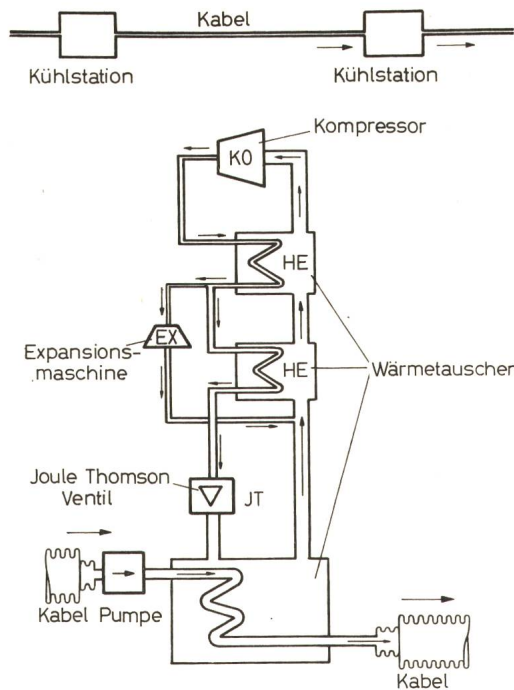


Fig. 18
Kühlstation

(niedrigste Gesamtkosten per Längeneinheit des Kabels). Typische Formen solcher Kurven sind in Fig. 17 angedeutet.

Fig. 18 stellt eine mögliche Konstruktion einer Kühlstation schematisch dar. Bei Anwendung zweier parallel ausgelegter Kabel ist es möglich, stationären Heliumfluss in der Vorwärts- und Rückwärtsrichtung zu erreichen. Im Fall von Wechselstromkabeln kann der Kälteinhalt des Heliums am Ende des Kabels zur Kühlung der primären Wicklung supraleitender oder normalleitender, mit dem Kabel verbundener tiefgekühlter Transformatoren teilweise verwendet werden.

3.8 Überstromschutz supraleitender Kabel

Kurzschlüsse im praktischen Betrieb von Kabeln sind unvermeidlich. Für wirkungsvollen Überstromschutz ist deshalb vorzusorgen. Wenn unzulässig hoher Überlaststrom durch supraleitende Drähte fließt, findet zufolge des durch ihn hervorgerufenen Magnetfeldes an der magnetisch schwächsten Stelle der Drähte⁹⁾ (Fig. 19a) Übergang vom supraleitenden in den normalleitenden Zustand statt (Quenchvorgang). Die Drähte erhitzen sich an diesem lokal eng begrenzten Punkt x (infolge des dort auftretenden Ohmschen Widerstandes durch den Überlaststrom) praktisch adiabatisch in kürzester Zeit bis zum Schmelzpunkt und brennen durch, ehe sie längs ihrer ganzen Länge normalleitend werden und den Kurzschlussstrom durch ihren Widerstand ausreichend dämpfen.

Gleiches tritt grundsätzlich auch bei supraleitenden in Serie zum Kabel geschalteten Schutzdrähten geringerer kritischer Feldstärke (wie sie von anderer Seite vorgeschlagen worden sind [1]¹⁰⁾ auf. Auch solche Schutzdrähte brennen im Kurzschlussfall lokal durch, statt längs ihrer ganzen Länge normalleitend zu werden und die Kabel zu schützen.

In der Anstalt für Tieftemperaturforschung in Graz wurde deshalb vom Verfasser eine Überstromschutzvorrichtung entwickelt (Fig. 19b [15]), in der im Kurzschlussfall ein supra-

leitender Schutzdraht längs seiner ganzen Länge durch ein äusseres, grosses, impulsartig zur Wirkung gebrachtes Magnetfeld einer Helmholtzspule, in der sich der Schutzdraht befindet, so schnell gequenchet wird, dass der (auch hier zunächst an der magnetisch schwächsten Stelle normalleitend werdende) Schutzdraht an der gequenchten Stelle durch den Kurzschlussstrom sich nicht bis zum Schmelzpunkt erhitzen kann, ehe er längs seiner ganzen Länge normalleitend wird und durch seinen hohen Ohmschen Widerstand den Kurzschlussstrom genügend dämpft. Die Helmholtzspule wird durch den Entladestrom einer Elektrolytkondensatorbatterie C gespeist (Fig. 19b), die im Kurzschlussfall durch einen Thyristor Thr , der seinen Schaltimpuls von einem elektronischen Schaltgerät ES erhält, eingeschaltet wird. Der Schaltimpuls erfolgt sobald der Stromanstiegsgradient und/oder der Momentanwert des Kurzschlussstromes bestimmte einstellbare Werte erreicht. Ein Widerstand R_p , der parallel zum supraleitenden Schutzdraht liegt, wird zur Entlastung des Schutzdrahtes während der Kurzschlusszeit von etwa 4 Halbwellen (nach der der Leistungsschalter S das fehlerhafte Kabel vom Netz trennt) benutzt. Stabilisierung der supraleitenden Kabeldrähte ist bei Einsatz der Schutzvorrichtung grundsätzlich nicht nötig, kann aber als zusätzliche Sicherheitsmassnahme vorgesehen werden.

Beim Einsatz weicher Supraleiter (Niobium/Blei), die aus mechanischen und wirtschaftlichen Gründen am besten in

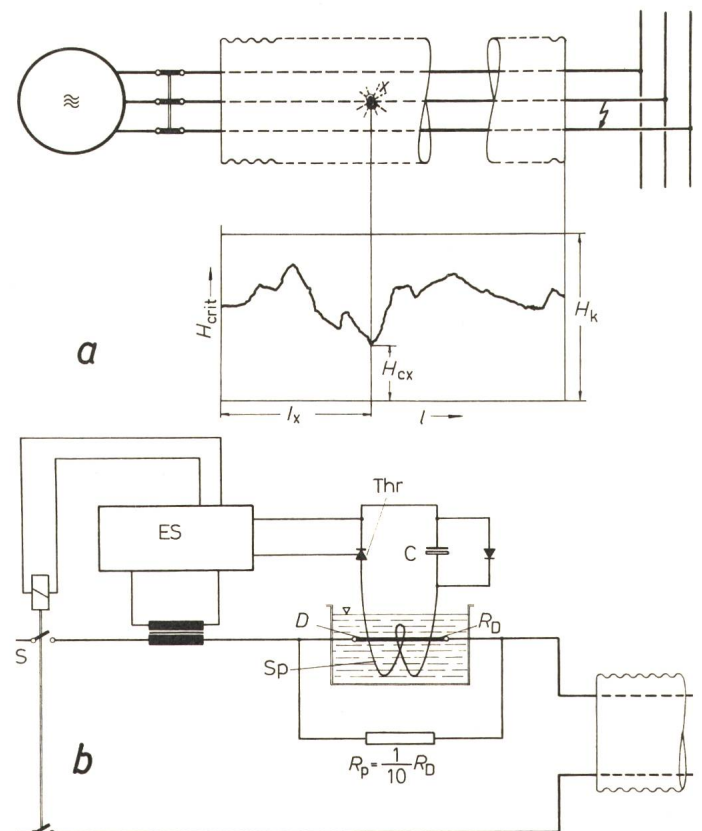


Fig. 19
Überlastschutz supraleitender Kabel

- a Skizze des Kabels und des Verlaufes der kritischen magnetischen Feldstärke eines Leiters entlang der Kabellänge
b schematisches Schaltbild der Überlastschutzvorrichtung
 D supraleitender Schutzdraht; H_{cx} niedrigster kritischer magnetischer Feldstärkenwert in A/m; H_{crit} kritische magnetische Feldstärke in A/m; H_k durch den Kurzschlussstrom erzeugter magnetischer Feldstärkenwert in A/m; x Kurzschlussstelle; l Kabellänge in m; l_x Abstand der Kurzschlussstelle vom Kabelanfang; R_D Widerstand des Schutzdrahtes nach dem Quenchen; R_p Parallelwiderstand in Ω ; Sp Helmholtzspule

⁹⁾ Supraleitende Drähte lassen sich über ihre ganze Länge hinsichtlich ihrer Oberflächen nie völlig gleichmässig herstellen.

¹⁰⁾ Siehe Literatur am Schluss des Aufsatzes.

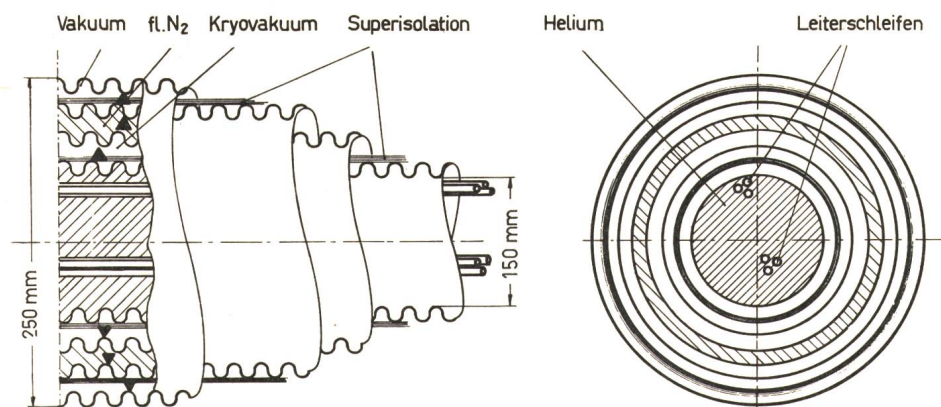


Fig. 20
Supraleitendes Dreiphasen-Wechselstromkabel

Form dünner Schichten auf normalleitenden Trägerdrähten (aus Kupfer, Aluminium, Stahl) zur Anwendung gelangen, stellt sich beim Quenchen der supraleitenden Schichten im Kurzschlussfall eine stabilisierende Wirkung durch Übergang des Stromes auf die Trägerdrähte automatisch ein.

3.9 Vakuumüberwachung

Um hohe Betriebssicherheit zu erreichen, ist das Vakuum in den Kälteschutzsystemen supraleitender Kabel längs ihrer ganzen Ausdehnung dauernd aufrecht zu erhalten. Das lässt sich am besten durch Unterteilung des Vakuumsystems auf eine grössere Zahl von Abschnitten und individuelle Vakuumüberwachung der Abschnitte erreichen. Undichte Stellen lassen sich dann schnell finden und wieder instandsetzen.

Zur Sicherstellung des Kabelbetriebes während der Dauer der Instandsetzungsarbeiten erscheint der Einsatz eines parallel zum supraleitenden Kabel verlegten normalleitenden Kabels empfehlenswert [10].

3.10 Kabelmodell

Im Zuge der Entwicklungsarbeiten in Graz wurden 2 Kabelmodelle (14 bzw. 50 m lang), die einem zu projektierenden Wechselstromkabel in allen Abmessungen entsprechen, gebaut und thermisch, elektrisch und mechanisch untersucht. Für den Bau des Kälteschutzsystems wurden Wellrohre aus Kupfer, Stahl oder V2A-Stahl benützt (Fig. 20). Die Anwendung von Wellrohren erscheint vorteilhaft, weil es dann möglich ist, die Kabel in längeren Stücken (einige hundert Meter) in der Fabrik herzustellen, auf Kabeltrommeln aufzurollen, zum Verlegungsort zu transportieren und nach Abrollen von den Trommeln im Gelände als Ganzes zu verlegen. Am Verlegungsort sind dann verhältnismässig wenige gas- und vakuumdichte Rohrverbindungen auszuführen. Die gas- und vakuumdicht ausführbaren Wellrohre sind — wie Versuche zeigten — darüberhinaus geeignet, Temperaturschwankungen, wie sie beim Abkühl- und Wiedererwärmungsprozess der Kabel entstehen, durch Kontraktion bzw. Expansion von sich aus aufzunehmen, so dass gesonderte Expansionselemente nicht eingebaut werden müssen.

Als Betriebsspannung für ein zu projektierendes supraleitendes Kabel wurde ein Wert von 20 kV (d. i. die Spannung zukünftig zu erwartender Kraftwerkgeneratoren) gewählt. Der Energietransport lässt sich dann nämlich unmittelbar mit Generatorspannung bewerkstelligen und alle Hochspannungseinrichtungen (Hochspannungstransformatoren, Strom- und Spannungswandler sowie Hochspannungsübertragungsleitungen) fallen weg. Das erscheint aus psychologischen, technischen und ökonomischen Gründen vorteilhaft. Weder an der

Erzeuger- noch an der Verbraucherstelle sind dann irgendwelche kostspielige Änderungen gegenüber dem derzeitigen Zustand vorzunehmen.

Als Leiter in den 14 bzw. 50 m langen Kabelmodellen wurden bei Niederspannungsversuchen dünne Niobiumdrähte und bei den 20-kV-

Untersuchungen ein Dreiphasensystem aus Kupferdrähten mit 4 mm Durchmesser (die dünne elektrolytisch aufgebraute Bleischichten trugen) benützt. Ausgedehnte Untersuchungen über die mechanischen und elektrischen Eigenschaften dieses Kabelmodells wurden angestellt und sind derzeit teilweise noch im Gange.

Auf Grund der gewonnenen Erfahrungen wurde ein Drehstromkabel für eine Leistung von 1100 MVA mit Niobiumleitern und nachstehenden technischen Daten projektiert und hinsichtlich seiner Kosten auf Grund der derzeitigen Bedingungen berechnet.

Kabellänge:	200 km
Leiter:	Material Blei und alternativ Niobium
Isolations- und Kühlmittel:	flüssiges Helium
Zahl der Drehstromsysteme:	81
Stromstärke in jedem Leiter:	440 A
Leiterdurchmesser:	4 mm
Leitermittelpunktabstand:	8 mm
Füllfaktor:	26,5 %
Lichter Durchmesser des innersten Rohres des Kälteschutzsystems:	150 mm
Aussendurchmesser des äussersten Wellrohres:	250 mm
Eintrittsdruck des flüssigen Heliums:	6,5 kg/cm ²
Austrittsdruck des Heliums:	3,0 kg/cm ²
Eintrittstemperatur des Heliums:	4,2 °K
Austrittstemperatur des Heliums:	5,2 °K
Wärmeleitungs- und Strahlungsverluste:	0,1 W/m Kabellänge
Elektrische Verluste:	0,03 W/m Kabellänge
Sekundliche Heliummenge:	522 g
Durchschnittliche Strömungsverluste im Helium:	0,08 W/m
Abstand zwischen den Kühlstationen:	8 km
Kälteverluste im flüssigen Stickstoff:	3 W/m
Menge des flüssigen Stickstoffes:	125 g/s
Strömungsverluste des Stickstoffes:	0,03 W/m
Gesamtwirkungsgrad:	98 %
Gesamtkabelkosten einschliesslich der Kühlstationen usw.	≈ 1,5 Millionen DM/km

4. Zusammenfassung

Dank der im Kühlmaschinenbau und in der Kälteisolationstechnik im Laufe der letzten Jahre erzielten grossen Fortschritte erscheint die Konstruktion supraleitender Kabel zur Übertragung grosser Energiemengen möglich und empfehlenswert.

Für unterentwickelte Länder grosser Ausdehnung, in denen elektrische Energieversorgungssysteme bisher noch nicht be-

stehen, bieten sich für die Energieübertragung — dank ihres ausserordentlich hohen Wirkungsgrades — besonders supraleitende Gleichstromkabel an. Das gleiche gilt für die Energieversorgungssysteme grosser Gebiete (wie etwa ganzer Kontinente) für die supraleitende Gleichstromkabel mit mittleren bis zu höchsten Spannungen vor allem deshalb zweckmässig erscheinen, weil mit ihrer Hilfe ein nahezu verlustloser Ausgleich des durch die verschiedenen Tageszeiten hervorgerufenen wechselnden Energiebedarfes bewerkstelligt werden kann.

Auch der Bau supraleitender Wechselstromkabel zur Energieversorgung grosser Städte aus den bestehenden 110-kV-Netzen oder zur unmittelbaren Energieübertragung mit Generatorspannung (20 kV) erscheint bei hohen Leistungen interessant zu sein.

In der vorliegenden Arbeit wurde über die in der Grazer Anstalt für Tieftemperaturforschung im Zusammenhang mit der Entwicklung supraleitender Kabel vorgenommenen Untersuchungen berichtet.

Literatur

- [1] R. McFee: Applications of superconductivity to the generation and distribution of electric power. *Eletr. Engng.* 81(1962)2, p. 122...129.
- [2] T. A. Buchhold and P. J. Molenda: Surface electrical losses of superconductors in low frequency field. *Cryogenics* 2(1962)6, p. 344...347.
- [3] T. A. Buchhold: The nature of the surface losses of superconductors at low frequencies. *Cryogenics* 3(1963)3, p. 141...149.
- [4] E. C. Rogers: The 50 c/s critical currents of superconductors. *Physics Letters* 5(1963)5, p. 317...318.
- [5] G. Bogner und W. Heinzel: Wechselstrommessungen an harten Supraleitern. *Solid-State Electronics* 7(1964)-, S. 93...99.

- [6] P. Klaudy: Elektrische Energieversorgungs- und Übertragungseinrichtungen mit tiefstgeköhlten Leitern. *E und M* 82(1965)6, S. 275...281.
- [7] P. Klaudy: Some remarks on cryogenic cables. *Advances in Cryogenic Engng.* 11(1965)-, p. 684...693.
- [8] K. J. R. Wilkinson: Prospect of employing conductors at low temperature in power cables and in power transformers. *Proc. IEE* 113(1969)9, p. 1509...1521.
- [9] Y. A. Rocher and J. Septfonds: Losses of superconducting niobium in low frequency fields. *Cryogenics* 7(1962)2, p. 96...102.
- [10] R. L. Garwin and J. Matisoo: Superconducting lines for the transmission of large amounts of electrical power over great distances. *Proc. IEEE* 55(1967)4, p. 358...348.
- [11] K. N. Mathes: Dielectric properties of cryogenic liquids. *IEEE Trans.* EI-2(1967)1, p. 24...32.
- [12] D. R. Edwards and R. J. Slaughter: Superconducting power cables. Design considerations and review of proposed conductor arrangements. *Electr. Times* 152(1967)-, p. 166...169.
- [13] E. C. Rogers and D. R. Edwards: Design for a 750 MVA superconducting cable. Preparing for very high power transmission. *Electr. Rev.* 181(1967)-, p. 348...351.
- [14] P. Denzel: Zukünftige Möglichkeiten der Übertragung elektrischer Energie. *Elektrizitätswirtsch.* 67(1968)1, S. 1...5.
- [15] P. A. Klaudy: Überlastschutz supraleitender Starkstromgeräte. *E und M* 85(1968)3, S. 89...98.
- [16] P. A. Klaudy: Supraleitende Kabel. *ETZ-A* 89(1968)14, S. 325...330.
- [17] S. H. Minnich and G. R. Fox: Cryogenic power transmission. *Cryogenics* 9(1969)3, p. 165...176.
- [18] W. Kafka: Entwurf eines Supraleitungs-Drehstromkabels. *ETZ-A* 90(1969)4, S. 89...92.
- [19] W. Kafka: Tiefgeköhlte Kabel zum Übertragen elektrischer Energie. *ETZ-B* 20(1968)10, S. 273...277.
- [20] P. Graneau: Economics of underground transmission with cryogenic cables. *IEEE Trans.* PAS-89(1970)1, p. 1...7.
- [21] W. F. Gauster, D. C. Freemann and H. M. Long: Applications of superconductivity of the improvements of electrical energy economics. 14th Sectional Meeting of the World Power Conference, Lausanne 12th...17th September 1964. *Transactions, Volume IV. Comité National Suisse, Conférence Mondiale de l'Energie, Lausanne 1964. Paper 56/IEE/USA, p. 1954...1972.*

Adresse des Autors:

Prof. Dr. techn. Peter Klaudy, Institut für Grundlagen der Elektrotechnik und Theoretische Elektrotechnik der Technischen Hochschule Graz, Kopernikusgasse 24, Graz.

HANS WILHELM GEIGER

1882—1945

3188

Seit man die Radioaktivität kennt, die Höhenstrahlung erforscht, namentlich aber seit man sich mit der Verwertung der Kernenergie beschäftigt, ist man daran interessiert, Strahlungen feststellen und ihre Intensität messen zu können. Das ist mit dem Geiger-Müller-Zählrohr möglich; die Geigerzähler, wie sie kurz genannt werden, haben eine weite Verbreitung gefunden.

Hans Geiger, am 30. September 1882 in Neustadt a/H. geboren, studierte in München und Erlangen Physik. Von 1906 bis 1912 war er Assistent Rutherfords am physikalischen Institut in Manchester. Während dieser Zeit entwickelte Rutherford sein Atommodell, einen Vorläufer des Bohrschen. Zusammen mit Rutherford bestimmte Geiger die Zahl der von einem Gramm Radium pro Sekunde ausgesandten α -Teilchen und die Halbwertszeit. Dazu benützte er eine Weiterentwicklung der Ionisationskammer, mit der zum ersten Mal einzelne α -Teilchen nachgewiesen werden konnten. 1911 stellten Geiger und Nuttal das nach ihnen benannte Gesetz auf, das den Zusammenhang zwischen der Reichweite der α -Strahlen und der Halbwertszeit wiedergibt. 1912 übernahm Geiger die Leitung des Laboratoriums für Radioaktivität der Physikalisch-Technischen Reichsanstalt in Berlin. Dort führte er seine Arbeiten weiter. 1925 gelang ihm unter Verwendung des Spitzenzählers zusammen mit einem Mitarbeiter der Nachweis von Koinzidenzen.

Im gleichen Jahr nahm Geiger einen Ruf an das physikalische Institut der Universität Kiel an, wo er 1928 gemeinsam mit seinem Schüler Walter Müller die erste Arbeit über das Zählrohr veröffentlichte. Heute werden Zählrohre in der ganzen Welt benützt und haben dazu beigetragen, dass gewisse Zusammenhänge abgeklärt werden konnten. Sie spielen aber auch eine wichtige Rolle bei den Sicherheitsvorkehrungen in Kernlaboratorien und Kernkraftwerken.

1929 zog Geiger nach Tübingen und 1936 schliesslich an die Technische Hochschule in Berlin-Charlottenburg. Die Royal Society verlieh ihm 1938 die Hughes-Medaille für seine Erfindung.

Geiger hat sowohl in England als später auch in Deutschland zahlreiche Berichte veröffentlicht. Eine schwere Erkrankung behinderte seinen Unternehmungsgest in den letzten Lebensjahren. So geschwächt, war er der Vertreibung aus seinem Haus nach dem Kriegsende nicht mehr gewachsen. Er starb am 24. September 1945 in Potsdam.

H. Wüger



Deutsches Museum, München