

**Transiente mechanische Störungen
in intern gekühlten Supraleiterkabeln:
Stabilitätskriterium und Stabilität
des W 7-X-Prototypeleiters von LMI**

F. Schauer

IPP 2/320

Mai 1993



MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR PLASMAPHYSIK

8046 GARCHING BEI MÜNCHEN

MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR PLASMAPHYSIK

GARCHING BEI MÜNCHEN

Zusammenfassung

Es werden transiente Bewegungen von Kabelstrahlen in supraleitenden Magneten mit intern gefüllten Leitern diskutiert. Plastische Verformungen und vorübergehende mechanische Verursachungen im Materialbereich mit Zeitauern von typischerweise 0,1 - 1 ms können in einem Kabel, wie es für W7-X vorgesehen ist, auf das Strahlendurchfluß bezogene Energien von einigen $\mu\text{J}/\text{cm}^3$ freisetzen und lokal zu kritischen Erwärmungen führen. Derartige mikroskopische Störereignisse werden hauptsächlich während der Anregung des Magneten aufgrund der Kompression des Kabels durch die Lorentzkräfte ausgelöst. Je nach Hochstromverhalten des benachbarten Strands gleichzeitig oder sekundär durch die Kompression des Kabels auch zu Kettenreaktionen führen, und somit die Stabilität des Kabels resistiv werden lassen.

**Transiente mechanische Störungen
in intern gekühlten Supraleiterkabeln:
Stabilitätskriterium und Stabilität
des W 7-X-Prototypleiters von LMI**

Detailierter eines Stabilitätskriteriums

Ein globales Maß für die Summe der transienten Störereignisse kann durch eine transversale mechanische Kompression des Kabels mit einem der Lorentzkraft entsprechenden Maximaldruck gewonnen werden. Die resultierende Kraft-Weg-Hysteresiskurve repräsentiert die integrale Wirkung der transienten Störungen. Nach dem Vergleich mit den bisher bekannten experimentellen Ergebnissen liegt die auf das Drahtvolumen bezogene zugeführte makroskopische Reibungsenergie in der Größenordnung von einigen $\mu\text{J}/\text{cm}^3$ ($\sim 10^4 \text{ J/m}^3$). Dieser Wertebereich entspricht, bezogen auf das Volumen, dem einer typischen transienten mikroskopischen Störung. Die bei einem Kompressionszyklus verbrauchte Arbeit könnte somit ein sicheres Stabilitätskriterium für das Kabel darstellen. Der Leiter wäre demnach so zu dimensionieren, daß er unter Nennlast die gesamte, überlappend in einem einzigen transienten Vorgang freiwerdende Energie ohne Querschmelze übersteht könnte.

F. Schauer

IPP 2/320

Mai 1993

Stabilität des LMI-Kabels

Es wird ein einfaches Verfahren zur Berechnung der transienten Stabilität eines SI-Kabels in überkritischer He beschrieben. Der Vergleich mit aufwendigeren Programmen und experimentellen Ergebnissen zeigt, daß die Methode ausreichend genau ist. Damit wird die Stabilität des LMI-Prototypleiters sowohl unter Nennbedingungen, vor allem aber unter den für den STAR-Spulentest geplanten Bedingungen untersucht. Die Rechenergebnisse sollten bei der Interpretation der Versuchsergebnisse behilflich sein.

Aus Berechnungen verschiedener Varianten des LMI-Leiters folgt, daß - gleiche Strandzahl vorausgesetzt - eine ohne großen Aufwand durchführbare Vergrößerung des Strahldurchmessers um nur 10 % eine signifikante Verbesserung der Stabilitätsgrenze brächte, die vermutlich auch dem obigen Stabilitätskriterium genügen würde.

Die nachstehende Arbeit wurde im Rahmen des Vertrages zwischen dem Max-Planck-Institut für Plasmaphysik und der Europäischen Atomgemeinschaft über die Zusammenarbeit auf dem Gebiete der Plasmaphysik durchgeführt.

Zusammenfassung

Es werden transiente Bewegungen von Kabelstrands als mögliche Quenchauslöser in supra-leitenden Magneten mit intern forciert gekühlten Leitern diskutiert. Plastische Verformungen und vor allem reibungsbehaftete Verrutschungen im Mikrometerbereich mit Zeitdauern von typischerweise 0,1 - 1 ms können in einem Kabel, wie es für W7-X vorgesehen ist, auf das Drahtvolumen bezogene Energien von einigen zehn mJ/cm^3 freisetzen und lokal zu kritischen Erwärmungen führen. Derartige mikroskopische Störereignisse werden hauptsächlich während der Erregung des Magneten aufgrund der Kompression des Kabels durch die Lorentzkräfte ausgelöst. Je nach Hochfahrgeschwindigkeit können Störungen in benachbarten Strands gleichzeitig oder schnell aufeinanderfolgend auftreten, möglicherweise auch zu Kettenreaktionen führen, und somit einen größeren Teil des Kabelquerschnittes resistiv werden lassen.

Definition eines Stabilitätskriteriums:

Ein globales Maß für die Summe der mikroskopischen Störenergien kann durch eine transversale mechanische Kompression des Kabels mit einem der Lorentzkraft entsprechenden Maximaldruck gewonnen werden. Die resultierende Kraft-Weg - Hysteresiskurve repräsentiert die integrale Wirkung der mikroskopischen Störungen. Nach den wenigen bisher bekannten experimentellen Ergebnissen liegt die auf das Drahtvolumen bezogene zugeführte makroskopische Reibungsenergie in der Größenordnung von einigen zehn bis $\sim 100 \text{ mJ}/\text{cm}^3$. Dieser Wertebereich entspricht, bezogen auf das Volumen, dem einer typischen transienten mikroskopischen Störung. Die bei einem Kompressionszyklus verbrauchte Arbeit könnte somit ein sicheres Stabilitätskriterium für das Kabel darstellen. Der Leiter wäre demnach so zu dimensionieren, daß er unter Nennlast die gesamte, theoretisch in einem einzigen transienten Vorgang freiwerdende Energie ohne Quench überstehen könnte.

Stabilität des LMI-Kabels:

Es wird ein einfaches Verfahren zur Berechnung der transienten Stabilität eines sl-Kabels in überkritischem He beschrieben. Der Vergleich mit aufwendigeren Programmen und experimentellen Ergebnissen zeigt, daß die Methode ausreichend genau ist. Damit wird die Stabilität des LMI-Prototypeleiters sowohl unter Nennbedingungen, vor allem aber unter den für den STAR-Spulentest geplanten Bedingungen untersucht. Die Rechenergebnisse sollten bei der Interpretation der Versuchsergebnisse behilflich sein.

Aus Berechnungen verschiedener Varianten des LMI-Leiters folgt, daß - gleiche Strandzahl vorausgesetzt - eine ohne großen Aufwand durchführbare Vergrößerung des Straddurchmessers um nur 10 % eine signifikante Verbesserung der Stabilitätsgrenze brächte, die vermutlich auch dem obigen Stabilitätskriterium genügen würde.

Abstract

The stability of superconducting internally cooled cable-in-conduit conductors (CIC) for large magnets with regard to transient microscopical movements of the multifilamentary strands is discussed.

The hysteresis loop resulting from a transverse mechanical compression experiment on a cable piece, using stresses corresponding to the magnet Lorentz forces, is a measure for the overall dissipative mechanical energy (friction, plastic deformation) which might be released during coil loading. It is shown that this energy could serve as a simple and conservative stability criterion for the design of CIC cables.

Further, the stability margin of the first W7-X prototype cable from LMI Corp. is estimated employing a relatively simple method. These investigations concern rated field and current values as well as conditions which will prevail during the solenoid tests at the KfK STAR test facility. It is shown that by a modest increase of the strand diameter and a change of the copper to superconductor ratio the stability margin can be improved significantly.

2.1. Rollung des Drahtes und Strands

Eine einfache Methode zur Abschätzung der Stabilitätsreserve (Abb. 1) zeigt die Plastizität der Größenordnung. Man betrachtet die Draht- und Strandsrollung, die sich bei 10 kA und 6 T die in Abb. 2 gezeigten Drahtrollungen entsprechen, d. h. nicht untypischen Länge L eines Strands mit 10^3 bis 10^4 Filamenten. Die Drahtrollungen sind typischerweise die Störenergie aufgrund eines Drahtrollens in den Drahtrollbereichen. Wenn der Strandsdurchmesser erhöht (aber um 10%) wird, so sinkt die Rollungsenergie für eine bestimmte L . Allerdings ist anzunehmen, dass sich die Drahtrollungsverhältnisse sich mit einer Erhöhung des Durchmesser auch ab, wenn die Drahtrolllänge erhöht wird. Wenn diese Drahtrollenergie wirkt, so ergibt sich ein großer Energieverlust, der immer noch günstig ist. Abb. 1 zeigt die Drahtrollenergie, die im μm -Bereich liegt.

Tab. 1. Drahtrollenergie und Drahtrollung

Draht	Drahtdurchmesser	0,55 mm
	Anzahl der Filamente	132/Strand
	Filament-Durchmesser	27 μm
	E-Modul (Gesamt)	~ 115 GPa
	$I_{c,0}$ (4 K, 5 T)	~ 210 A
	$I_{c,0}$ (4 K, 6 T)	~ 170 A
	$R_{c,0}$ (4 K)	2,02
Cable	Anzahl der Strands	192
	Verkabelungsart	Gleichschlag
	Verkabelungsstufen	3x4x4x4
	Kabeldurchmesser	$\sim 9,5$ mm
	He-Anteil	~ 38 %

1. Einleitung

Zu den Hauptursachen eines vorzeitigen Quenches eines sl -Magnetes gehören transiente mechanische Störungen (mikroskopische Sprünge oder Verformungen im Leiter, der Isolation oder Stützstruktur, Leiterbewegungen im μm -Bereich und damit verbundene Reibung) mit Zeitdauern von $100 \mu\text{s}$ bis 1 ms und Energiefreisetzen von nur wenigen mJ/cm^3 in Bezug auf das Leitervolumen¹⁻⁷. Bei einem intern forciert gekühlten Leiter können als mögliche Ursachen transienter mechanischer Störungen vor allem Strandbewegungen im weichen Kabel aufgrund der Lorentzkräfte und somit Reibungsvorgänge zwischen den Strands und Verformungen angenommen werden. Die Stabilität des Leiters wird daher von seiner Wärmekapazität, der Kühlung, dem Cu/Sl - Verhältnis, dem Restwiderstandsverhältnis (RRR) des Stabilisierungskupfers, den kritischen Daten des Supraleiters (T_c , B_c , I_c), von den geometrischen bzw. mechanischen Eigenschaften (Stranddicke, E-Modul, Reibungszahl, Leiterfüllfaktor, Art der Verkabelung, Vorspannung in der Hülle) sowie von einer eventuellen elektrischen und damit meist auch thermischen Isolation der Strands abhängen.

2. Abschätzung möglicher Störenergien

In der Literatur herrscht Einigkeit darüber, daß es sehr schwierig ist, vor dem Test eines Magnetes die Höhe der möglicherweise auftretenden mechanischen Störenergien vorherzusagen und die Spule dementsprechend auszulegen. Angaben über typische transiente Störgrößen reichen von wenigen bis einigen zehn mJ/cm^3 .

2.1. Reibung zwischen einzelnen Strands

Eine einfache Abschätzung der Reibungsenergie nach O. Tsukamoto³ (Abb. 1) zeigt die Plausibilität der Größenordnung. Mit den Daten des LMI-Leiters (Tab. 1) ergibt sich bei 16 kA und $6,2 \text{ T}$ die in Abb. 2 gezeigte Abhängigkeit der Störenergie von der freien, d. h. nicht unterstützten Länge L eines Strandstückes im Kabel. Freie Längen von einigen mm sind typisch, d. h. die Störenergie aufgrund dieses Mechanismus kann in relevante Bereiche kommen. Wird der Strandedurchmesser erhöht (hier um 10 bzw. 20%), sinkt die Reibungsenergie für eine bestimmtes L . Allerdings ist anzunehmen, daß bei sonst gleichen Verhältnissen sich mit einer Vergrößerung des Durchmessers auch die nicht unterstützte Länge erhöhen wird. Wenn etwa d/L konstant bleibt, wirkt sich ein größerer Durchmesser aber immer noch günstig aus. Abb. 3 zeigt die mit Gl. 2 in Abb. 1 berechneten max. Strandauslenkungen, die im μm -Bereich liegen.

Tab. 1: Einige Daten des LMI-Leiters

Strand	Strandedurchmesser:	0,55 mm
	Anzahl der Filamente:	132/Strand
	Filament-Durchmesser:	27 μm
	E-Modul (geschätzt):	$\sim 115 \text{ GPa}$
	I_c bei 4,2 K, 5 T:	$\sim 210 \text{ A}$
	I_c bei 4,2 K, 6 T:	$\sim 170 \text{ A}$
	$A_{\text{Cu}}/A_{\text{NbTi}}$:	2,02
	Anzahl der Strands:	192
Kabel	Verkabelungsart:	Gleichschlag
	Verkabelungsstufen:	3x4x4x4
	Kabeldurchmesser:	$\sim 9,5 \text{ mm}$
	He-Anteil:	$\sim 38 \%$

Eine einzelne Störung wird sich in einem Kabel mit nicht isolierten Strands kaum auswirken, selbst wenn sie ein Strand vollständig in die Normalleitung treibt. In diesem Fall wird sich der Strom sofort umverteilen und der Draht kann sich wieder abkühlen. Kritischer ist die Situation dann, wenn die Strands isoliert sind. Erstens kann sich die Stromverteilung über die Kabelenden wegen der Induktivitäten nicht so schnell neu einstellen und zweitens ist die Kühlung schlechter.

Sehr wahrscheinlich ist es so, daß ein Reibungsvorgang nicht nur an einer Stelle allein auftritt. Beginnt ein Strand irgendwo zu gleiten, werden durch diese Lockerung sicherlich auch an anderen Kontaktstellen sowohl desselben als auch bei benachbarten Strands Gleitvorgänge ausgelöst, und möglicherweise wird von einer ganzen Strandgruppe eine neue Gleichgewichtslage eingenommen (es handelt sich um μm !). Die Umverteilung der Ströme mehrerer Strands kann dann auch die ursprünglich nicht von der Störung erfaßten Leiter empfindlich gegenüber gleichzeitig oder kurz danach auftretenden kleineren Störungen machen und somit Sekundäreffekte auslösen. Außerdem erfolgt die Stromumverteilung über resistive Kontakte, die wiederum Wärme erzeugen. Es ist daher anzunehmen, daß in einem sowohl durch die Verkabelung als auch die Lorentzkräfte elastisch vorgespannten Kabel kleine Störungen an einzelnen Strands Kettenreaktionen auslösen, die sich über den ganzen Kabelquerschnitt oder zumindest einen größeren Teil davon erstrecken.

2.2. Reibungsverluste bei der Kompression eines NET-Kabelstückes

Weitere Aussagen über Reibungsphänome im Kabel kann man aus einfachen Experimenten bekommen, wie sie für den NET-Leiter in einem anderen Zusammenhang durchgeführt wurden⁸. Bei diesen Versuchen wurde das transversale Kompressionsverhalten von zwei unterschiedlich aufgebauten, aber aus denselben (verchromten) Strands bestehenden Kabeln untersucht (s. Abb. 4 u. Tab. 2). Ein Kabelstück wurde in einer der Hüllengeometrie entsprechenden Testanordnung komprimiert (Abb. 5). Die Testergebnisse sind aus Abb. 6 - links für ein geflochtenes und rechts ein geschlagenes Kabel - ersichtlich: Ausgehend von einer den unterschiedlichen Ausdehnungskoeffizienten der Stahlhülle und dem Leitermaterial entsprechenden Vorspannung wurde für mehrere Zyklen das Spannungs-Dehnungs-Diagramm gemessen. Der maximale transversale Druck auf das Kabel von 6,2 MPa entsprach dabei der mittleren Lorentzkraft (d.i. wegen der linearen Kraftverteilung im Kabel die Hälfte des Maximaldruckes).

Tab. 2: Daten des NET-Versuchsleiters

Stranddurchmesser	0,93 mm
Supraleiter	Nb ₃ Sn
Materialanteile vor der Nb ₃ Sn-Reaktion:	
Bronze	12,5 %
Kupfer	30,6 %
NbTi	8,3 %
Vanadium	3,6 %
Chrom	0,5 %
Heliumanteil im Kabel (void fraction)	44,5 %
Anzahl der Strands	588
Strand-E-Modul	120 GPa
Kabelabmessungen	39 x 21 mm ²

In Abb. 6 sind im Bereich der negativen Dehnungsachsen jeweils der erste und 11. Zyklus dargestellt. (Die Kurven in den Bereichen positiver Dehnung wurden zur Bestimmung der Vorspannung in der Kabelhülle aufgenommen.) In beiden Fällen ist der "Trainingseffekt" offensichtlich. Bei der ersten Kompression ist das Kabel noch weich und plastisch und nimmt viel Energie auf, nach der Entspannung bleibt eine starke Verformung zurück. Beim 11. Zyklus hat sich das Kabel bereits gesetzt und verhält sich weitgehend elastisch mit geringen mechanischen Hysteresisverlusten.

Ein Magnetsystem von der W7-X - Größenordnung muß beim ersten Hochfahren den Nennstrom ohne Training, d. h. ohne Quench erreichen. Für die weitere Diskussion der transienten Stabilität ist somit der jeweils erste Zyklus in Abb. 6 maßgebend.

Anhand einer einfachen Modellvorstellung kann untersucht werden, welche Energiemenge bei der Kompression im Kabel deponiert wird. Dazu stelle man sich das Kabel als elastischen Körper mit Reibungsdämpfung vor, d. h. der angelegten Kraft F (bzw. dem Druck) wird durch die Vorspannung F_0 , die Reibung R und die Federkraft $D \cdot x$ das Gleichgewicht gehalten:

$$F = F_0 + R + D \cdot x \quad (1)$$

Man kann nun vereinfacht annehmen, daß sich die Reibungskraft aus einem der Kraft F proportionalen Anteil $\mu \cdot F$ und einem konstanten Anteil R_0 zusammensetzt. Der von F unabhängige Anteil würde den elastischen Spannungen zwischen den Strands, die bei der Verkabelung entstehen, entsprechen.

Für die Kompression gilt dann

$$F = F_0 + \mu \cdot F + R_0 + D \cdot x = (F_0 + R_0 + D \cdot x)/(1 - \mu) \quad (2)$$

und dementsprechend für die Entspannung

$$F = (F_0 - R_0 + D \cdot x)/(1 + \mu). \quad (3)$$

In Abb. 7 ist die entsprechende Hysteresisschleife skizziert, die die wirklichen jungfräulichen Kurven in Abb. 6 näherungsweise wiedergibt. (An den Stellen $x=0$ und $x=x_0$ müßte nach diesem idealisierten Modell der Übergang zwischen den Funktionen Gln. 2 und 3 senkrecht gezeichnet werden; dies würde aber die unrealistische Wirkung bzw. Umkehrung der Reibungskraft ohne Wegänderung bedeuten.) Aus den Anfangs- und Endwerten der Schleife bei $x=0$ sowie den Anfangs- und Endsteigungen F' kann man die vier Unbekannten F_0 , R_0 , D und μ berechnen. Für das rechte, dem geschlagenen Kabel (wie beim LMI-Leiter) zugeordneten Diagramm ergeben sich die folgenden Werte:

$$\begin{aligned} F_0 &= 0,243 \text{ MPa} \\ R_0 &= 1,29 \text{ MPa} \\ D &= 13,5 \text{ GPa/m} \\ \mu &= 0,31 \end{aligned}$$

Die Reibungszahl für die verchromten Strands ist nicht genau bekannt. Bei 300 K gilt für Chrom-Chrom $\mu \sim 0,4$ (Gleitreibung). Allgemein nimmt die Reibungszahl von Metallen mit der Temperatur ab. So sinkt beispielsweise die Gleit-Reibungszahl von Cu-Cu (hängt von der Weichheit ab) in einem Fall⁹ von $\mu \geq 1$ bei 300 K auf $\mu \sim 0,8$ bei 4,2 K. Rechnet man den Chrom-Wert analog auf 4,2 K um, kommt man auf $\mu \sim 0,32$. In Ref. 10 wird der Bereich $\mu \sim 0,1 - 0,4$ als typisch für Metalle bei tiefen Temperaturen angegeben. Somit ergibt sich für

die Reibungszahl μ aus dem obigen Modell ein Wert, der sehr gut mit der Reibungszahl von Chrom-Chrom übereinstimmt.

Die Vorspannung F_0 kann aus den vorliegenden Versuchsdaten nicht bestimmt bzw. überprüft werden. Über der positiven Dehnungsachse, jeweils rechts in Abb. 8, ist die Entspannung bzw. Kompression beim Öffnen und Schließen des Deckels des Hüllenmodells (vgl. Abb. 5) nach der Abkühlung aufgetragen. Dabei ist zu bedenken, daß unter F_0 nur die *elastische* Vorspannung verstanden wird; die Reaktionskräfte des Kabels beim Schließen des Deckels werden aber auch von der Reibung verursacht. Außerdem wären eventuelle Setzungseffekte zu berücksichtigen. Für weitere Diskussionen wäre die genauere Kenntnis der Versuchsbedingungen erforderlich - im Rahmen der vorliegenden Arbeit ist dieses Detailproblem aber unerheblich.

Die bei der Kompression zugeführte Reibungsenergie entspricht den schraffierten Flächen in den Bildern 7 und 8. Aus Abb. 8 ergibt sich eine auf das Strandvolumen bezogene zugeführte Energie von $\sim 44 \text{ mJ/cm}^3$.

2.3. Rückschlüsse auf das LMI-Versuchskabel

Nach einfachen theoretischen Überlegungen⁸ werden der effektive transversale E-Modul des Kabels

$$E_{\text{eff}} = k_1 E_{\text{Strand}} (d/L)^4 \quad (4)$$

und die auf das Kabelvolumen bezogene Reibungsenergie

$$W_{r,k} = k_2 \sigma^2 \mu (L/d)^3 / E_{\text{Strand}} \quad (5)$$

k_1 und k_2 sind Konstanten, d/L ist das Verhältnis von Strandedurchmesser zu mittlerer freier Strandlänge (s. Abb. 1), E_{Strand} ist der E-Modul der Strands, σ die Druckspannung und μ die Reibungszahl.

Man kann nun, wie schon erwähnt, annehmen, daß d/L konstant und beim LMI - Kabel gleich ist wie beim NET-Versuchsleiter. Für letzteren ergibt sich rechnerisch eine freie Länge $L \sim 5-6 \text{ mm}$; dem würde ein L_{LMI} von etwa 3 - 4 mm entsprechen (vgl. auch Abb. 2). Die E-Moduln der Strands können als ungefähr gleich angenommen werden ($E \sim 120 \text{ GPa}$ bei NET, $E \sim 115 \text{ GPa}$ ist ein typischer Wert für Cu-NbTi Drähte).

Der maximale Druck innerhalb eines Kabels mit kreisrundem Querschnitt aufgrund der Lorentzkräfte beträgt näherungsweise, d. h. unter Vernachlässigung von Scherkräften und Gleitungen an der Grenzschicht Kabel - Hülle,

$$\sigma_{\text{max}} = B \cdot j \cdot d_{\text{kabel}} \quad (6)$$

Mit $B = 6,2 \text{ T}$, $j = 204 \text{ MA/m}^2$, $d_{\text{Kabel}} = 10 \text{ mm}$ ergibt sich für das vorgesehene W7-X - Kabel $\sigma_{\text{max}} = 12,6 \text{ MPa}$. Über den kreisrunden Querschnitt gemittelt wird die mittlere Druckspannung unter denselben Voraussetzungen $\bar{\sigma} = 4\sigma_{\text{max}}/(3\pi) = 5,4 \text{ MPa}$. Dieser Wert ist nicht allzu verschieden von dem beim beschriebenen NET-Kabel aufgebrachten mechanischen Maximaldruck von 6,2 MPa, der, von Kantenabrundungen abgesehen (s. Abb. 5), auch der Druckmittelwert ist.

Die beim LMI-Leiter zu erwartende Reibungsenergie pro Strandvolumen kann daher ganz grob aus den NET-Ergebnissen ($=44 \text{ mJ/cm}^3$) mit Hilfe der Verhältnisse der Quadrate der mittleren Druckspannungen und des Verhältnisses der Reibungszahlen μ_{Cu}/μ_{Cr} nach Gl. 5 abgeschätzt werden:

$$W_r \approx 44 (5,4/6,2)^2 (0,8/0,3) \approx 90 \text{ mJ/cm}^3 \quad (7)$$

Wegen der Ungenauigkeiten der Schätzung ist diese Zahl aber wohl nur als Größenordnung anzusehen, d. h. die bei der Kompression freiwerdende Reibungsenergie wird irgendwo bei einigen zehn bis 100 mJ/cm^3 liegen.

Offen ist die Frage, ob und wie sich eine andere Spannungsverteilung oder zusätzliche Kraft-Querkomponenten (Keilwirkung) aufgrund des runden Kabelquerschnittes auswirken.

3. Vorschlag für ein Stabilitätskriterium

Diese Reibungs- (und in geringerem Ausmaß Verformungs-) Energie wird bei der Kompression des relativ lockeren Kabels unter Einwirkung der Lorentzkräfte natürlich nicht in einem einzigen Ruck abgegeben. Vielmehr setzen sich die in Form der Hysteresisschleife makroskopisch sichtbaren Verluste aus einer Unzahl von mikroskopischen Einzelereignissen im ms-Bereich zusammen, die kurze Strandstücke betreffen. Wenn man die Größenordnung des makroskopischen Vorganges mit den Ergebnissen der Abschätzung der mikroskopischen Reibungsvorgänge (Abb. 2) vergleicht kann man feststellen, daß im Mittel jeder Kontaktpunkt ein bis einige wenige Male verrutscht. Die Kräfte gehen mit I^2 und daher findet der Großteil der Energiefreisetzung erst bei höheren Strömen, d. h. in Bezug auf Stabilität unter ungünstigeren Bedingungen statt. (Beispielsweise ist die Hälfte der Kompression erst bei $0,71I_{\text{Nenn}}$ erreicht.) Außerdem werden die Reibungskräfte $\mu \cdot F$ mit zunehmender Kompression größer (vgl. Abb. 8).

Experimentelle Hinweise für die Richtigkeit dieser Vorstellungen sind z. B. die hohe und weiter mit dem Strom zunehmende Anzahl und Amplitude akustischer Emissionen (AE) beim erstmaligen Hochfahren der LCT-Magneten¹¹. (Es ist allerdings zu beachten, daß sowohl von den Kabeln als auch der Struktur herrührende Ereignisse registriert wurden.) Weniger und kleinere AE's wurden beim Entladen und neuerlichen Laden der Spulen bis zum gleichen Niveau festgestellt. Bei einer Erhöhung des Stromes gegenüber den vorhergehenden Zyklen kam es dann neuerlich zu hohen AE-Aktivitäten.

Wie auch immer die Energiefreisetzung durch Reibung oder plastische Verformungen bei der Kabelkompression vor sich gehen mag - man läge auf jeden Fall auf der sicheren Seite, würde man den Leiter so auslegen, daß ihm die gesamte Reibungsenergie auch unter Annahme eines einzigen ruckartigen Freiwerdens nichts anhaben kann. Daraus folgt ein einfaches Stabilitätskriterium in Bezug auf transiente mechanische Störungen:

Der Leiter ist so zu dimensionieren, daß unter Nennbelastung seine Stabilitätsgrenze gegenüber transienten Störungen, die den ganzen Querschnitt betreffen, oberhalb der gesamten mechanischen Verlustenergie bei entsprechender transversaler Kompression liegt. Als konservatives Maß für diese Energie ist die Fläche der jungfräulichen, aus dem Kompressionsversuch sich ergebenden Hysteresisschleife zu nehmen.

Eine systematische Untersuchungen von Leitern mit verschiedenen Parametern (Verka-
belungsart, Leiterfüllfaktor, Strandedurchmesser, Geometrie, Vorspannung, Strandmaterial,

Isolation) würde eine praktische Datensammlung ergeben, auf die beim Entwurf von Magneten zurückgegriffen werden könnte.

4. Die Stabilitätsgrenze des LMI-Leiters

4.1. Berechnungsmethode

Für die hier durchgeführte einfache Abschätzung der transienten Stabilität braucht die He-Strömung im Kabel nicht berücksichtigt zu werden, da sowohl die mechanischen Störungen selbst als auch die Wiederabkühlzeiten des Leiters kurz gegenüber l/v_{He} sind (l =Strandlänge, die von der Störung betroffen ist). Die letztere "Vorbeiströmzeit" wird mit typischen Werten $l \sim L \sim 5 \text{ mm}$ und $v_{\text{He}} \sim 0,14 \text{ m/s}$ etwa 35 ms. Der Wärmeübergangskoeffizient h ist für Übergangszeiten von weniger als einigen ms auch unabhängig von der Reynoldszahl. In überkritischem He wird der Wärmeübergang erst bei längeren Zeiten ($> 10 \text{ ms}$) und bei $Re > 10^4$ durch die Strömung deutlich besser^{12,13}.

Die Temperatur eines Strands kann aus

$$\frac{dT_{\text{Strand}}}{dt} = \frac{P(t, T_{\text{Strand}}, B, i) - h(\bar{T}, t) \cdot U \cdot l \cdot (T_{\text{Strand}} - T_{\text{He}})}{A \cdot l \cdot c(T_{\text{Strand}}, B, I)} \quad (8)$$

berechnet werden. Es ist

$$P(t, T, B, i) = P_{\text{mech}}(t) + P_{\text{el}}(T, B, i) \quad (9)$$

die Summe der mechanischen und elektrischen Leistung. P_{mech} wird als Rechteckimpuls mit der Stördauer t_{st} angenommen, d.h. die Störenergie ist $P_{\text{mech}} \cdot t_{\text{st}}$. Die elektrische Leistung hängt in erster Linie von der Strand-Temperatur ab. Wenn die "current sharing" oder (heat-) "generation" Temperatur $T_g(B, i)$ erreicht ist, beginnt Strom außer im SI auch im Stabilisierungskupfer zu fließen. $i = I/I_c$ ist das Verhältnis von Strom zu kritischem Strom (letzterer ist wiederum von B und T abhängig). Bei Erreichen der feldabhängigen kritischen Temperatur T^* (es wird der durch "*" gekennzeichnete linear extrapolierte Wert verwendet) fließt der gesamte Strom im Cu und heizt den Leiter abhängig von $A_{\text{Cu}}/A_{\text{SI}}$ und RRR entsprechend $I^2 \rho_{\text{Cu}}/A_{\text{Cu}} \cdot l$ auf ($\rho_{\text{Cu}} = f(B)$). Für $T_g < T < T^*$ wird eine lineare Zunahme der ohm'schen Heizleistung mit T angenommen.

Der Ansatz Gl. 8 enthält implizit, daß der Strom nicht in benachbarte Strands ausweichen kann. Die Rechnung gilt somit für Störungen, die gleichzeitig alle Strands eines Querschnittes erfassen oder für Kabel mit isolierten Drähten mit langsamer Stromumverteilung.

$h(\bar{T}, t)$ ist die transiente Wärmeübergangszahl, für die nach Bloem¹²

$$h(\bar{T}, t) = \frac{1}{2} \sqrt{\frac{\pi \cdot \gamma(\bar{T}) \cdot k(\bar{T}) \cdot c_p(\bar{T})}{t}} \quad (10)$$

gilt. γ , k , c_p sind die Dichte, Wärmeleitfähigkeit und spez. Wärme bei konst. Druck des Heliums. Für die Temperatur \bar{T} wird $(T_{\text{Strand}} + T_{\text{He}})/2$ gesetzt. t ist die Zeit nach Beginn der Störung. Die Gleichung gilt für ruhendes He bis etwa 100 ms, ab dann ist der Wert für

stationären Wärmeübergang zu nehmen. (Für strömendes He ab $Re > 10^4$ wäre der stationäre Zustand schon früher erreicht.)

Ist der Leiterdraht isoliert, kann

$$h_{ges} = \frac{1}{\frac{1}{h(t')} + \frac{s_{Is}}{k_{Is}}} \quad (11)$$

gesetzt werden. Darin sind s_{Is} die Dicke und k_{Is} Wärmeleitfähigkeit des Isolators. Die Zeit

$$t' = t + t_{Diff} \quad (12)$$

berücksichtigt die Verzögerung des Wärmeüberganges aufgrund der Wärmediffusion durch die Isolationsschicht:

$$t_{Diff} \approx s_{Is}^2 c_{Is} / k_{Is} \quad (13)$$

(c_{Is} ist die volumenbezogene spez. Wärme).

Die restlichen Größen in Gl. 8 sind:

- U benetzter Umfang = $d\pi$ Benetzungsfaktor
- l von der Störung betroffene Strandlänge
- A Strandquerschnitt
- c volumenbezogene spez. Wärme = $[c_{Sl}(T_{Strand, B, i})A_{Sl} + c_{Cu}(T_{Strand})A_{Cu}]/A$
(Ein ev. zusätzlich vorhandener, schlecht leitender Leiteranteil wie Bronze oder CuNi wirkt sich in c mit einem entsprechenden Summanden aus)

Die He-Temperatur T_{He} ergibt sich aus der vom Leiter an das He abgeführten Wärme, der spez. Wärme $c_p(T_{He})$, der Dichte $\gamma(T_{He})$ und dem pro Strand vorhandenen He-Volumen.

Um die skizzierte Rechenmethode zu überprüfen, wurden einige Stabilitätswerte des vom KfK hochskalierten ABB-Leiters¹⁴ nachgerechnet. (In diesen sowie allen übrigen Berechnungen wurde die Umrechnung der kritischen Ströme lt. Tab. 1 auf andere Temperaturen und Felder nach M. A. Green¹⁵ durchgeführt.) Die Bilder 9 und 10 zeigen die Temperaturverläufe bei einer 1 ms - Störung von 26 bzw. 27 mJ/cm³ für $i = I/I_c = 0,55$. Im ersten Fall kann sich der Leiter nach der Störung gerade noch erholen, während im zweiten die Kühlung nicht mehr ausreicht und die Temperatur davonläuft. Die Stabilitätsgrenze liegt somit zwischen 26 und 27 mJ/cm³. In Abb. 11 sind die übrigen nachgerechneten Punkte eingetragen. Die Rechnungen stimmen für 1 ms - Störungen bei höheren Strömen sehr gut überein. Bei der KfK-Rechnung liegt der Kurvenknick bei etwas niedrigerem i und die Kurve nimmt darunter auch einen etwas anderen Verlauf. Dies mag darin begründet sein, daß die Rechenergebnisse bei niedrigen i sensibler auf die Parameter reagieren (für I_c , T_g , T^* wurden möglicherweise andere Näherungen verwendet). Da die elektrische Heizleistung mit sinkendem i immer geringer wird, bleibt auch mehr Zeit für die Leiterkühlung, und die Wärmeübergangszeit verlängert sich dementsprechend. (Abb. 12 zeigt das Ergebnis für $i = 0,3$ unterhalb der Stabilitätsgrenze; die Kühlzeit beträgt schon > 6 ms.) Etwas unterschiedliche Annahmen über die Zeitabhängigkeit des Wärmeüberganges können sich somit stärker auswirken. Da auch experimentelle Ergebnisse in diesem Bereich niedriger i 's extrem streuen (s. u.) und für das W7-X - Projekt nur größere i -Werte in Frage kommen, werden diese Diskrepanzen hier nicht weiter untersucht.

An der Stelle $i=0,55$ wurde auch die Stabilität gegenüber einer 0,5 ms - Störung berechnet. Das Ergebnis ist im Maßstab der Abb. 11 vom entsprechenden 1 ms - Wert nicht unterscheidbar.

Die vorliegende Methode wurde auch mit den KfK-Rechnungen für 10 ms - Störungen verglichen. Die drei gerechneten Punkte passen gut zum Verlauf der KfK-Kurve, liegen aber ca. 15 % tiefer. Dies hat möglicherweise wieder mit anderen Annahmen bzgl. des Wärmeüberganges zu tun, die sich wegen der längeren Kühlzeit stärker auswirken. Außerdem beginnt sich bei diesen Zeitdauern schon die He-Strömung ($L/v_{\text{He}} \sim 35$ ms, s. o.) bemerkbar zu machen. Da es hier aber - wie schon erwähnt - einerseits ohnehin nur um Größenordnungen gehen kann und andererseits nur kurzzeitige Störungen ≤ 1 ms behandelt werden sollen, sind diese geringfügigen Abweichungen irrelevant.

Das Programm wurde auch an Experimenten von Phelan et al.⁷ getestet. Die Spulen- und Leiterdaten sind in Tab. 3 angegeben. Allerdings sind weder die Dicke der Formvar-Isolation noch das Restwiderstandsverhältnis (RRR) des Kupfers bekannt. Der Benetzungsfaktor wurde wegen des großen He-Anteils mit 0,9 angenommen. Mit der Formvar-Wärmeleitfähigkeit¹⁶ von $k_{\text{Is}}=0,064$ W/(m K), der angenommenen Isolatorstärke $s_{\text{Is}} = 8$ μm , der geschätzten Wärmediffusionszeit von $t_{\text{Diff}} \sim 20$ μs (letztere hat innerhalb der in Frage kommenden Grenzen nur geringen Einfluß) sowie einem ebenfalls angenommenen $\text{RRR} = 120$ ergibt sich für die 440 μs - Störungen bei ruhendem He die ausgezogene Kurve in Abb. 13. Setzt man voraus, daß sich die Fehler durch die (plausiblen) Annahmen sowie den nur ungenau bekannten Druck am Ort der Instabilität in etwa ausmitteln und berücksichtigt man die Streuung der experimentellen Ergebnisse, kann die Rechengenauigkeit als bei weitem ausreichend angesehen werden. Die strichlierten, von Phelan et al. berechneten Kurven wurden übrigens durch Anpassung freier Parameter erzielt.

4.2. Berechnung des LMI-Leiters

Die folgenden Rechnungen wurden nur für 500 μs - Störungen durchgeführt, die als typisch für Reibungsvorgänge angesehen werden können. Wie schon erwähnt, unterscheiden sich die Werte praktisch nicht für 1 ms - Störungen mit gleicher Energiezufuhr. Den Berechnungen wurden die von LMI angegebenen und teilweise nachgemessenen Strand- und Kabeldaten (Tab. 1) zugrundegelegt. Als Benetzungsfaktor der Strands wurde wie bei den KfK-Rechnungen 5/6 angenommen.

Die Bilder 14 und 15 zeigen die Stabilitätsgrenze für den LMI-Leiter mit dem Entwurfsstrom von 16 kA im Feld von 6,2 T. Für die Temperatur wurde 4 K angenommen, d. h. 0,2 K über der vorgesehenen He-Eintrittstemperatur von 3,8 K. Wie man sieht, liegt die Stabilitätsgrenze zwischen 29 und 30 mJ/cm^2 .

Entsprechende Rechnungen wurden auch für die STAR-Testspule durchgeführt. Die Spulentests sind vorerst mit einer He-Eintrittstemperatur von 4,3 K geplant, d. h. in der Spulenmitte im Bereich des Maximalfeldes ist mit einer He-Temperatur von etwa 4,5 K zu rechnen. Das Diagramm Abb. 16 zeigt die aus den Strandmessungen bei 4,2 K umgerechneten kritischen Kabelströme bei den vorgesehenen He-Temperaturen (3,8 K Eintrittstemperatur, 4 K in der Kabelmitte bei W7-X bzw. 4,3 K und 4,5 K beim STAR-Test). Die unterste Kurve entspricht einer Messungen an einem nach der Fertigstellung und Umhüllung des Leiters aus dem Kabel herausgezogenen Strand im KfK. Eine bei 4,2 K und 6 T gemessene Verschlechterung der Strands von 7 % durch die Kabelherstellung wird als gleichbleibend für den ganzen Tem-

Tab. 3: Daten der Versuchsspule von Phelan⁷ et. al.

Coil	Type	force-cooled cable-in-conduit
	Insulation	FRP spacers between turns; no epoxy
	Length	640 cm
	No. of turns	10
	Inner diameter	179 mm
	Outer diameter	200 mm
	Height	174 mm
	No. of cooling channels	1
	Design current	2.4 kA
	Design field	7 T
	Self inductance	16 μ H
Coolant	Supercritical helium	
	Inlet pressure	5–6 atm
	Inlet temperature	4.2 K
Conduit	Material	SUS 304
	Outer dimensions	10.8 \times 10.8 mm
	Wall thickness	1.1 mm
Conductor	Type	multifilamentary Nb–Ti
	Strand number	12
	Cu area	23.97 mm ²
	Nb–Ti area	9.32 mm ²
	Cu–Ni area	5.42 mm ²
	Critical current	4.8 kA @ 7 T, 4.2 K
	Strand twist pitch	103 mm
	Void fraction	46 %
Strand	Insulation	Formvar
	Diameter	2.03 mm
	Filament diameter	21 μ m
	No. of filaments	1344
	Cu area	2.00 mm ²
	Nb–Ti area	0.78 mm ²
	Cu–Ni area	0.45 mm ²
Twist pitch	17 mm	

peratur- und Feldbereich angenommen. Diese letztere Kurve ist somit für die ersten Spulentests relevant. Aus der Ladekennlinie der STAR-Spule¹⁷ ist zu ersehen, daß dabei ein Maximalstrom im Eigenfeld von etwa 20 kA erwartet werden kann.

Die Stabilitätsgrenzen für die Spule im Eigenfeld sind für die erwähnten He-Temperaturen in der Abb. 17 dargestellt. Man beachte, daß sich die Verminderung von I_c prozentuell weit weniger auswirkt als eine Temperaturerhöhung. Beim W7-X - Nennstrom von 16 kA bzw. dem bei der STAR-Spule dabei auftretenden maximalen Eigenfeld von 5,4 T wird die Stabilitätsgrenze 35 mJ/cm^3 . In das Diagramm sind strichliert auch die aus der einfachen Abschätzung nach Abb. 1 folgenden mikroskopischen Störenergien mit plausiblen freien Strandlängen L als Parameter eingetragen. Es kann aufgrund dieser einfachen Abschätzung jedoch nicht vorausgesagt werden, wann der Leiter quenchen wird. Unter Voraussetzung vernachlässigbarer elektromagnetischer Verluste hängt dies vor allem von der Anzahl gleichzeitig auftretender Mikroereignisse (ev. von Kettenreaktionen), aber auch der genauen Temperaturverteilung im Leiter sowie, wenn wahrscheinlich auch zu einem geringeren Teil, von lokalen thermohydraulischen Einflüssen ab. Es kann nur umgekehrt aus den Versuchsergebnissen geschlossen werden, wie groß - vorausgesetzt alle anderen Einflüsse sind einigermaßen bekannt - die auftretenden mechanischen Störungen sind. Die vorliegenden Ergebnisse sind im konkreten Fall somit nur eine Hilfe bei der Interpretation der STAR-Testergebnisse.

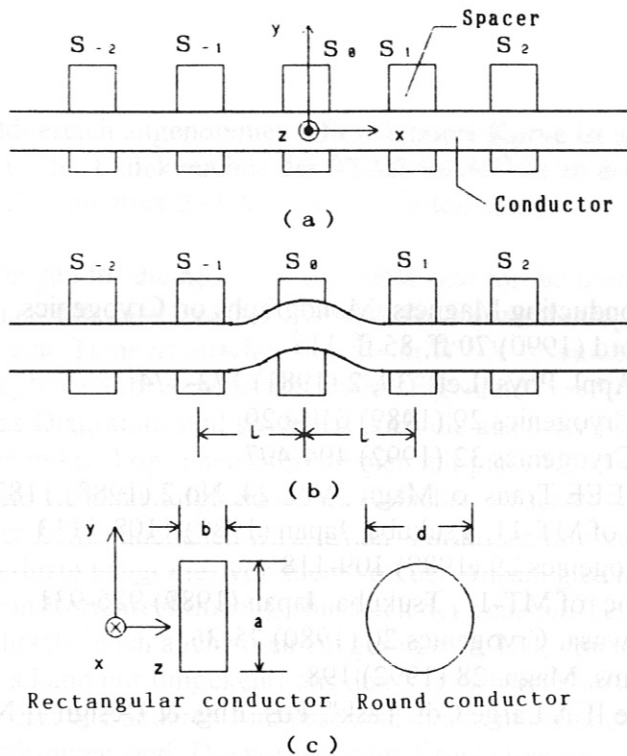
Um mechanische und elektromagnetische Störeinflüsse möglichst gering zu halten, wird der Strom bei den Experimenten und auch später in den W7-X - Spulen nur sehr langsam hochgefahren. Was die mikroskopischen mechanischen Störungen betrifft, werden diese dadurch auf einen längeren Zeitraum verteilt und der Strom hat mehr Möglichkeiten, den betroffenen Strands auszuweichen.

5. Verbesserung der Leiterstabilität

Aus den obigen Überlegungen ergibt sich, daß die Sicherheit des LMI-Kabels gegenüber mechanischen Störungen bei W7-X - Nennbedingungen nicht allzu hoch zu sein scheint und es wünschenswert wäre, die Leiterstabilität zu erhöhen. Dies könnte beispielsweise durch eine nur geringfügige Verstärkung des Stranddurchmessers bei gleichbleibender Strandzahl und eine Veränderung des Cu/SI-Verhältnisses geschehen. Bild 18 zeigt die Stabilitätsgrenzen von entsprechenden LMI-Kabelvarianten (gerechnet mit nicht degradierten Stranddaten). Bei einer Verstärkung der Strands um nur 10 % könnte man die Stabilitätsgrenze um den Faktor $\sim 2,7$ erhöhen. Die Cu/SI - Verhältnisse von 3 und 3,5 im flachen Stabilitätsmaximum würden Stromverhältnissen $i = 0,55$ bzw. $0,62$ entsprechen. Ein solcher Leiter hätte durch die insgesamt größere Cu-Menge auch den Vorteil, einen eventuellen Spulenquenche elektrisch und thermisch leichter beherrschbar zu machen. Die resultierende Stabilitätsgrenze von $\sim 80 \text{ mJ/cm}^3$ würde wahrscheinlich auch dem oben definierten Stabilitätskriterium genügen. (Nach Abb. 2 werden die mikroskopischen Störungen bei größeren Drahtdurchmessern zusätzlich noch kleiner.) Nimmt man gleichen Leiterfüllfaktor an, würde sich dementsprechend auch der Kabeldurchmesser um ca. 10 % vergrößern, d. h. von ~ 10 auf ~ 11 mm anwachsen. Dies könnte vermutlich ohne Änderung des Hüllkonzeptes, d. h. ohne großen Aufwand durchgeführt werden. Außerdem wäre es, wenn dies aus thermohydraulischen Gründen zulässig ist, in Bezug auf die transiente Stabilität günstiger, das Kabel weiter zu kompaktieren und damit den Durchmesser wieder zu verkleinern. Schlimmstenfalls müßte - wie zu Beginn der Leiterentwicklung schon diskutiert wurde - auf einen eher rechteckigen Kabelquerschnitt übergegangen werden, um die gleiche Strandzahl unterzubringen.

6. Schrifttum

- 1 M.N. Wilson: Superconducting Magnets, Monographs on Cryogenics, Clarendon Press, Oxford (1990) 70 ff, 85 ff, 113
- 2 O. Tsukamoto et al.: Appl. Phys. Lett. 39, 2 (1981) 172-174
- 3 O. Tsukamoto et al.: Cryogenics 29 (1989) 616-620
- 4 O. Tsukamoto et al.: Cryogenics 32 (1992) 494-497
- 5 O. Tsukamoto et al.: IEEE Trans. o. Magn., Vol. 24, No.2 (1988) 1182-1185
- 6 T. Takao, et al.: Proc. of MT-11, Tsukuba, Japan (1989) 1108-1113
- 7 P.E. Phelan et al.: Cryogenics 29 (1989) 109-118
- 8 P. Bruzzone et al.: Proc. of MT-11, Tsukuba, Japan (1989) 926-931
- 9 R.S. Kensley and Y. Iwasa: Cryogenics 20 (1980) 25-36
- 10 N. Mitchell: IEEE Trans. Magn. 28 (1992) 198
- 11 D.S. Beard et al.: "The IEA Large Coil Task", Fus. Eng. & Design 7, No. 1&2 (1988) 124-125
- 12 W.B. Bloem: Cryogenics 26 (1986) 300-308
- 13 P. J. Giarratano and W.G. Steward: Trans. ASME - J. Heat Transf. 105 (1983) 350-357
- 14 R. Heller et al.: KfK-Primärbericht 03 01 02 P 38A, Dezember 1990
- 15 M. A. Green: IEEE Trans. on Magnetics, Vol. 25, No. 2 (1989) 2119-2122
- 16 L. Dresner et al.: Proc. 6th Symp. Eng. Prob. Fus. Res., IEEE Pub. No. 75CH1097-5-NPS (1976) 266-270
- 17 E. Harmeyer, I. Schoenewolf, W7-X - Team, KfK - Team: Max-Planck-Inst. f. Plasmaphysik, Bericht IPP 2/315, Januar 1992



Bend of conductor by a slip and cross sectional shape of conductor. (a), before the slip and (b), after the slip; (c) cross-sectional shape of conductor

$$W_c = \frac{B_z I}{2} \int_{-L}^L y(x) dx = \frac{(B_z I)^2 L^5}{45 E I_{dy}} \quad (1)$$

Where $y(x)$ is the displacement of the conductor

$$y(x) = \frac{B_z I (x + L)^2 (x - L)^2}{24 E I_{dz}} \quad (2)$$

and B_z is the magnetic field component in the z direction. I is a conductor current, L is the distance between the spacers, E is the Young's modulus of the conductor and I_{dy} is the geometrical moment of inertia of the conductor

for a load in the y direction.

$$I_{dy} = a^3 b / 12 = S_r^2 \beta / 12 \text{ for rectangular cross sectional conductor}$$

$$I_{dy} = \pi d^4 / 64 = S_d^2 / 4\pi \text{ for round cross sectional conductor}$$

Abb. 1: Auslenkung eines Drahtes an einer Stützstelle (Kopie aus Ref. 3)

Energiezufuhr durch Leiterverbiegung

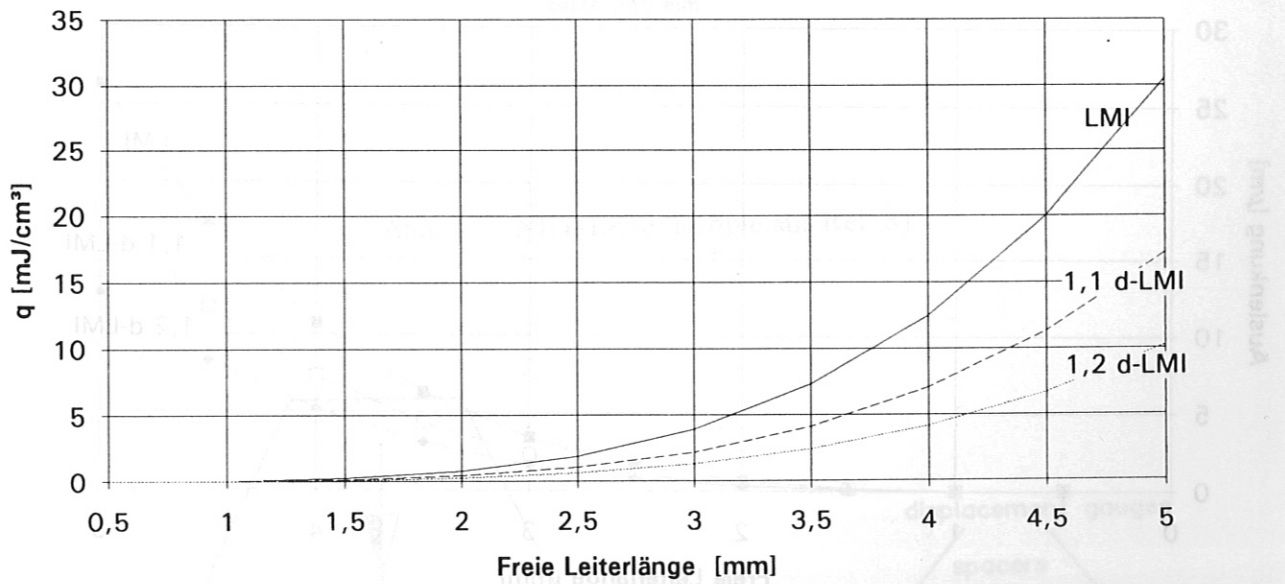


Abb. 2: Mechanische Störenergie als Funktion der freien Leiterlänge

Maximale Leiterauslenkungen

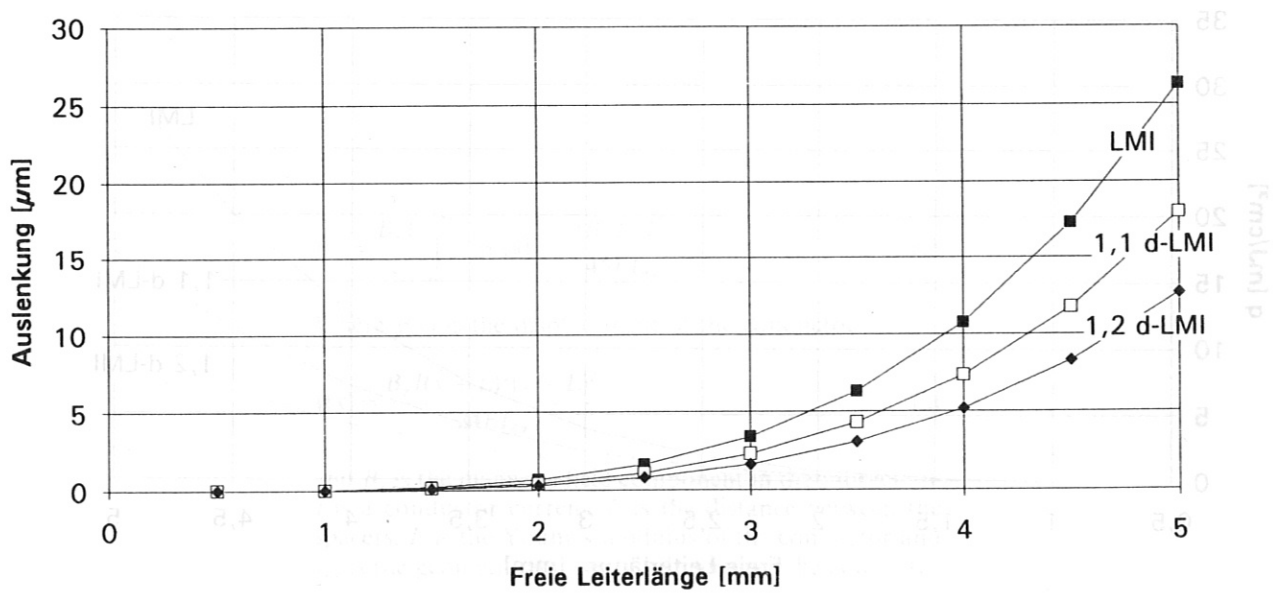


Abb. 3: Strandauslenkungen aufgrund der Lorentzkräfte

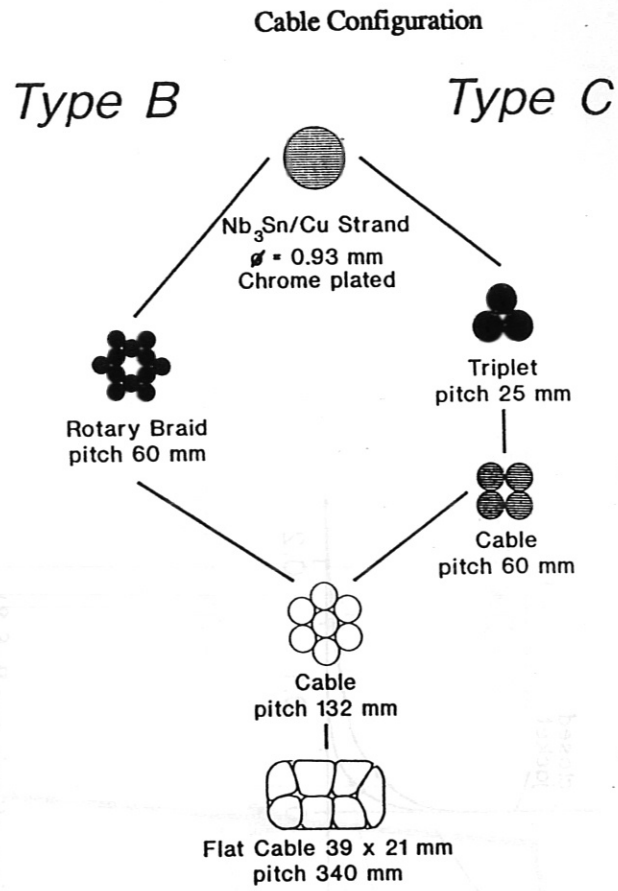


Abb. 4: NET-Leiter (Kopie aus Ref. 8)

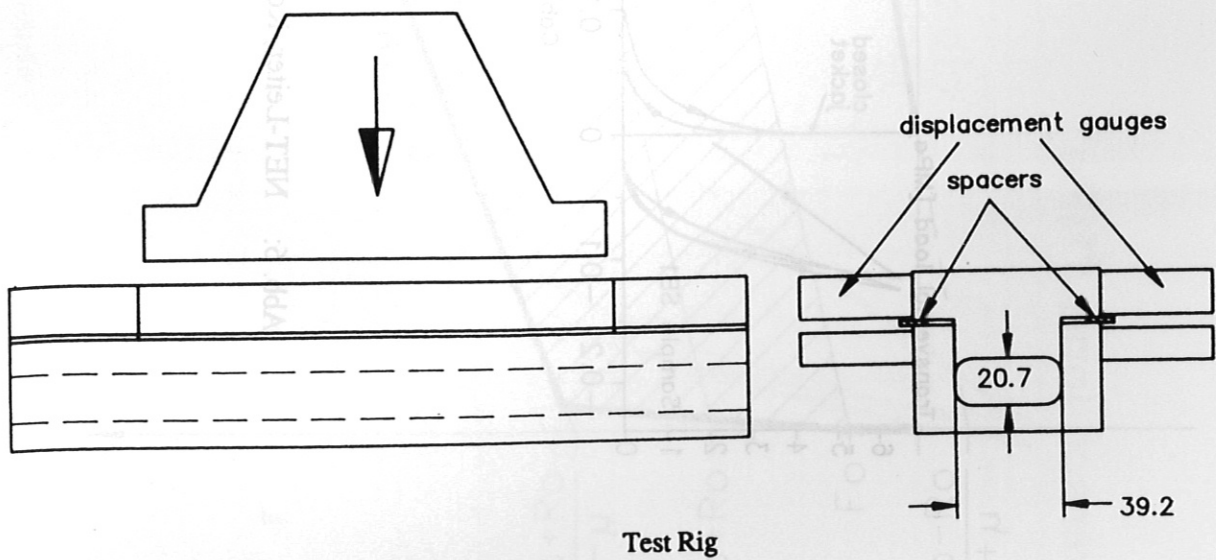


Abb. 5: NET-Versuchsanordnung zur Kabelkompression (Kopie aus Ref. 8)

Load-Deflection Curves (4K)

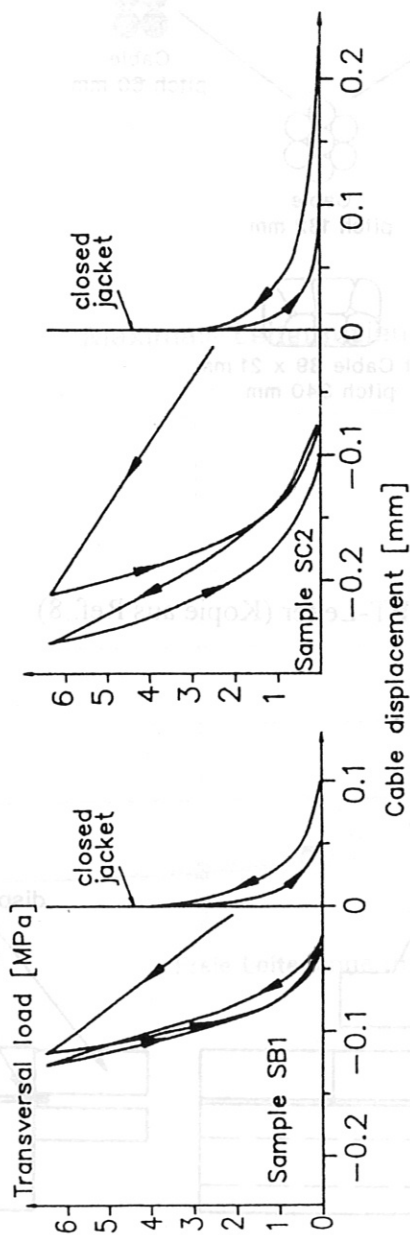


Abb. 6: NET-Leiter, Kompressions-Versuchsergebnisse (Kopie aus Ref. 8)

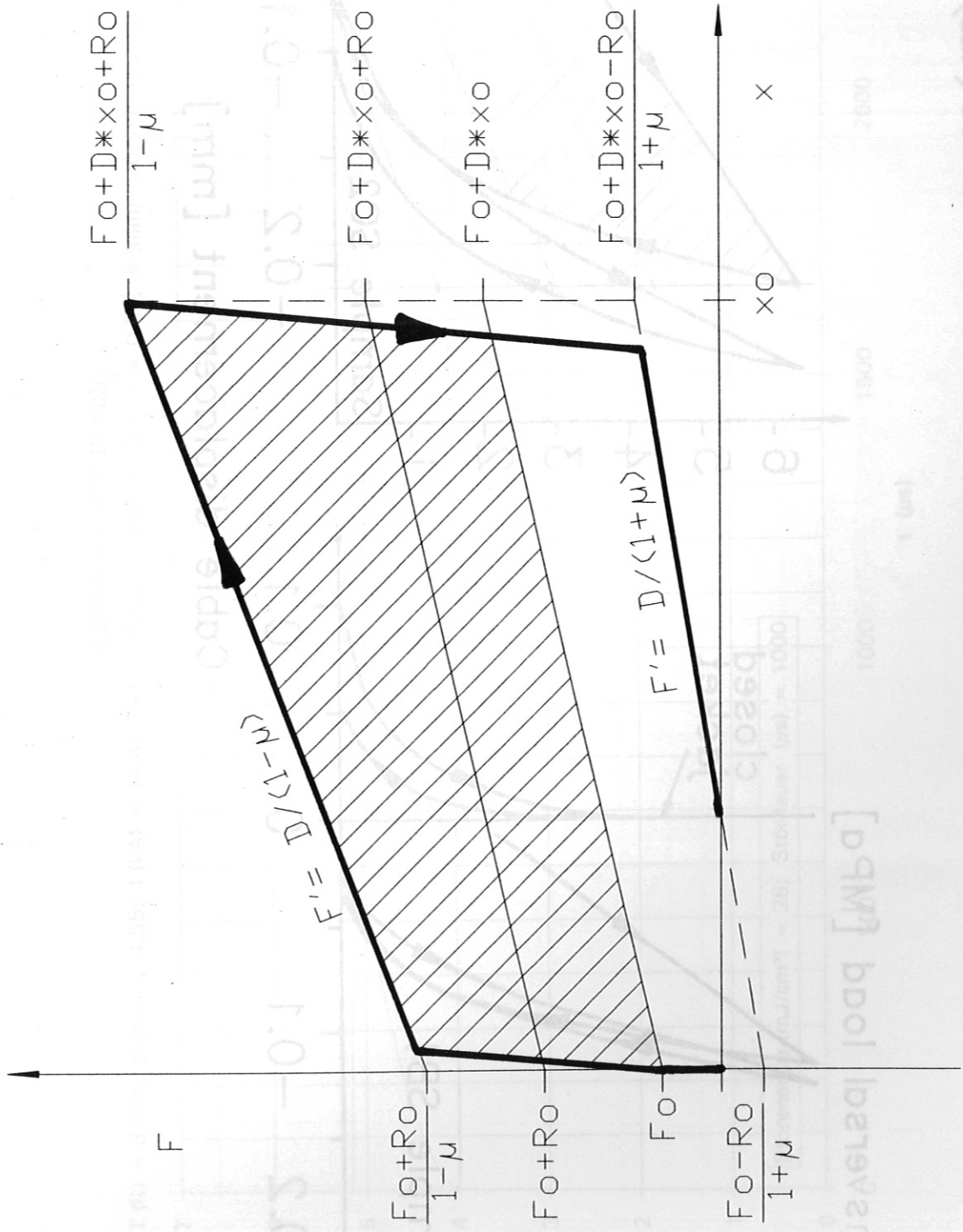


Abb. 7: Modell der Kabelkompression, idealisierter Spannungs-Dehnungs-Verlauf

Load-Deflection Curves (4K)

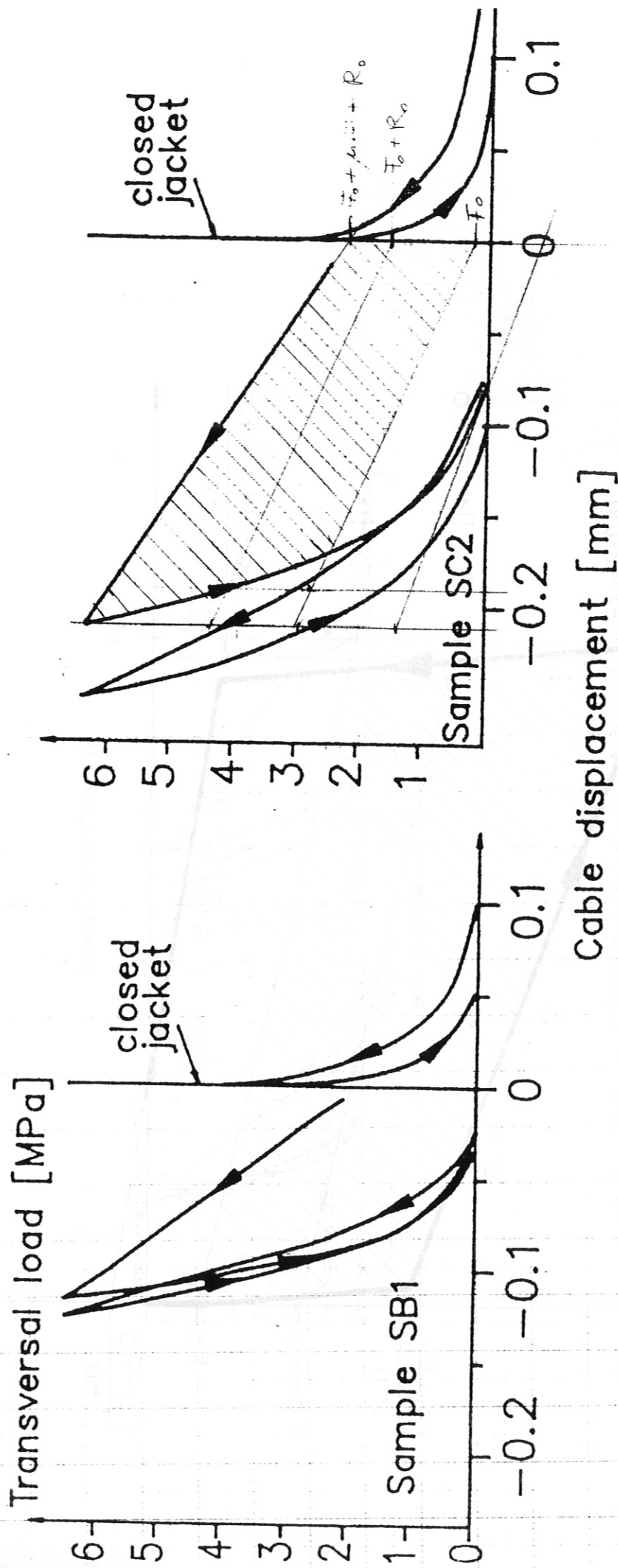


Abb. 8: Reibungsenergie bei der Kompression des NET-Leiters (aus Ref. 8)

ABB-Leiter, KfK-Bericht

T (K) = 3,975; p (bar) = 4,55; I (kA) = 14,4; B (T) = 6,20; I_c (kA) = 26,1; i = 0,55; d (mm) = 0,58; Acu/Asl = 2,5; RRR = 100

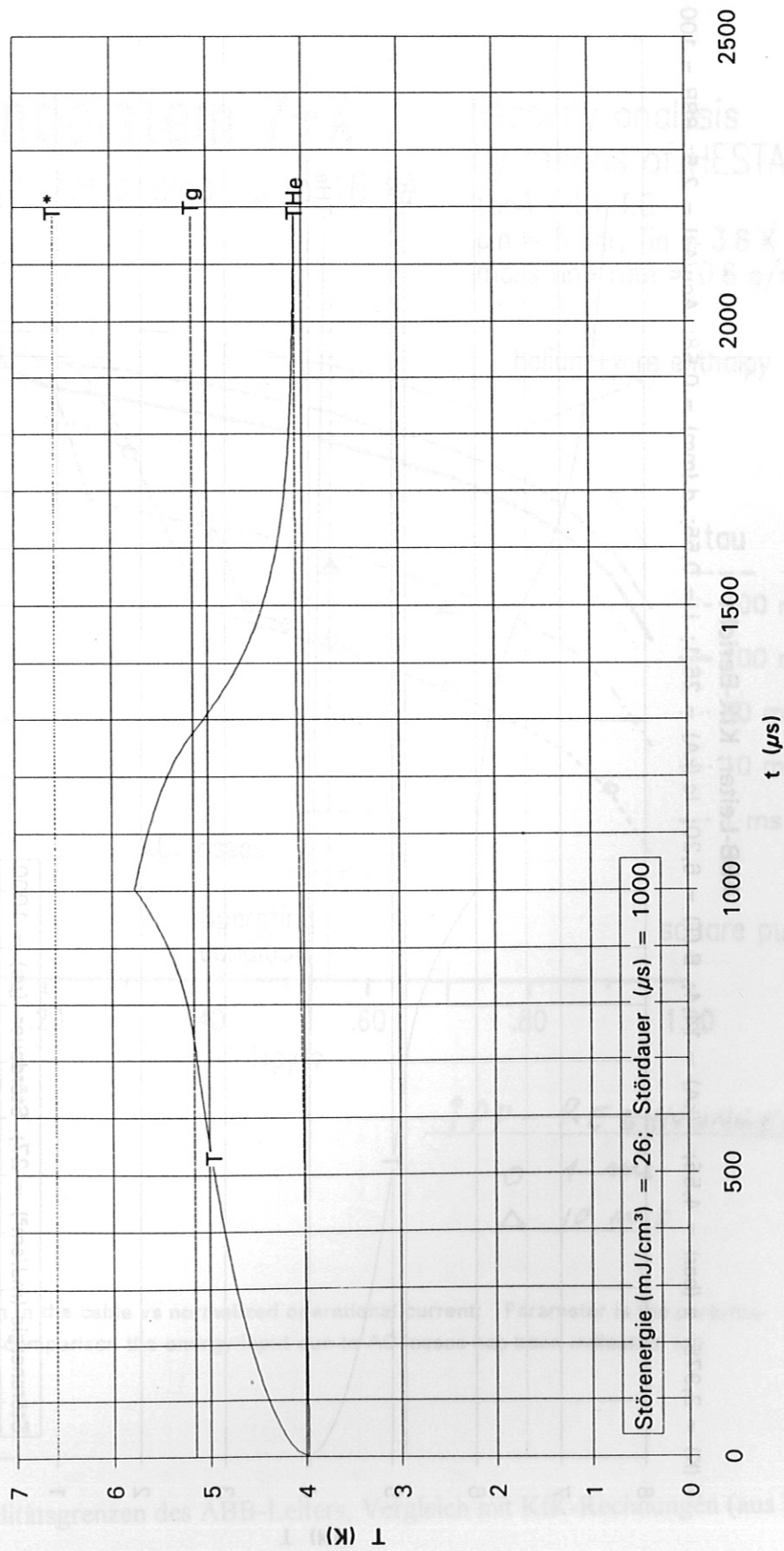


Abb. 9: Verlauf der Strandtemperatur bei einer Störung, ABB-Leiter, stabiler Zustand

ABB-Leiter, KfK-Bericht

T (K) = 3,975; p (bar) = 4,55; I (kA) = 14,4; B (T) = 6,20; I_c (kA) = 26,1; i = 0,55; d (mm) = 0,58; Acu/Asl = 2,5; RRR = 100

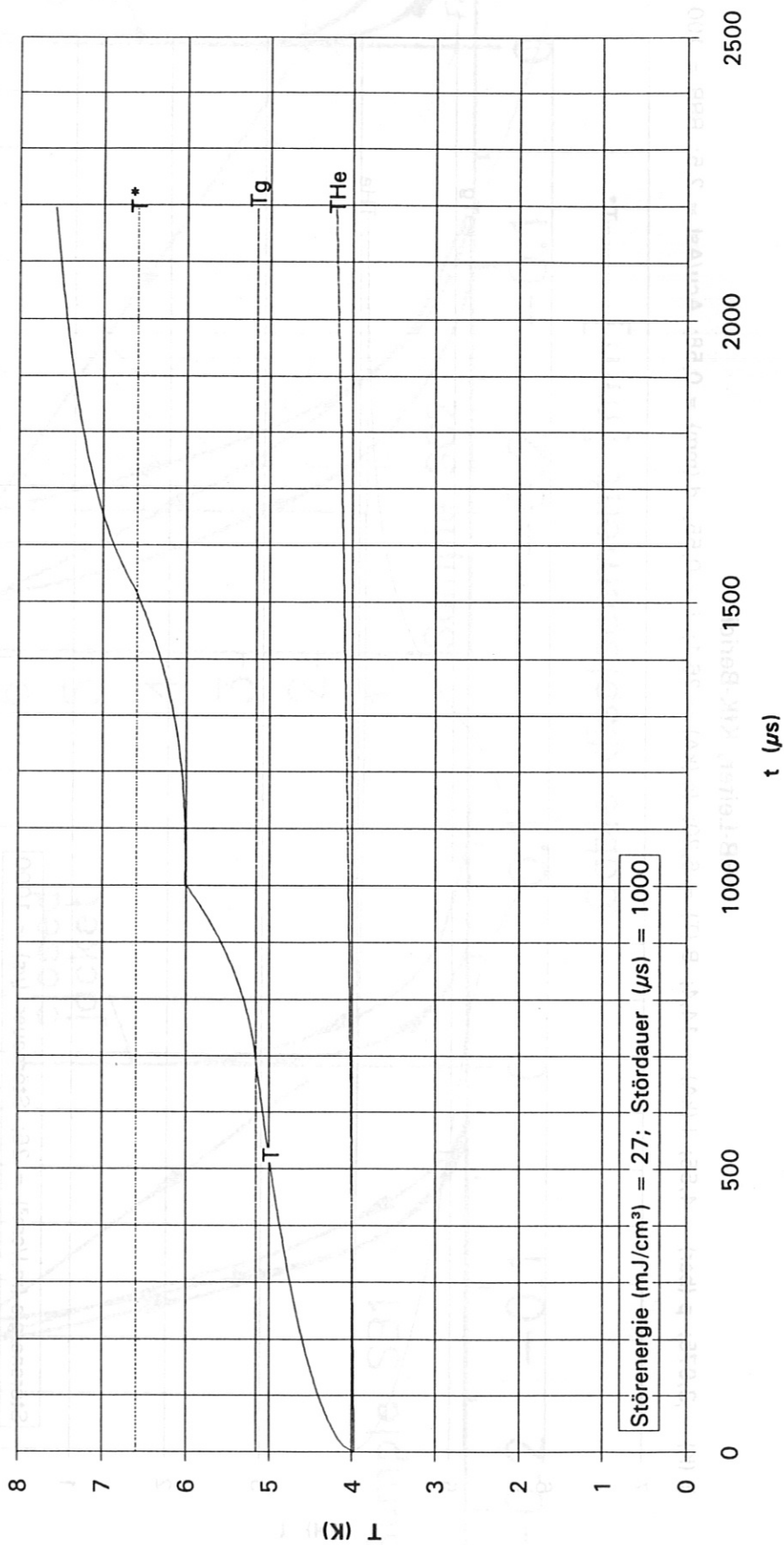
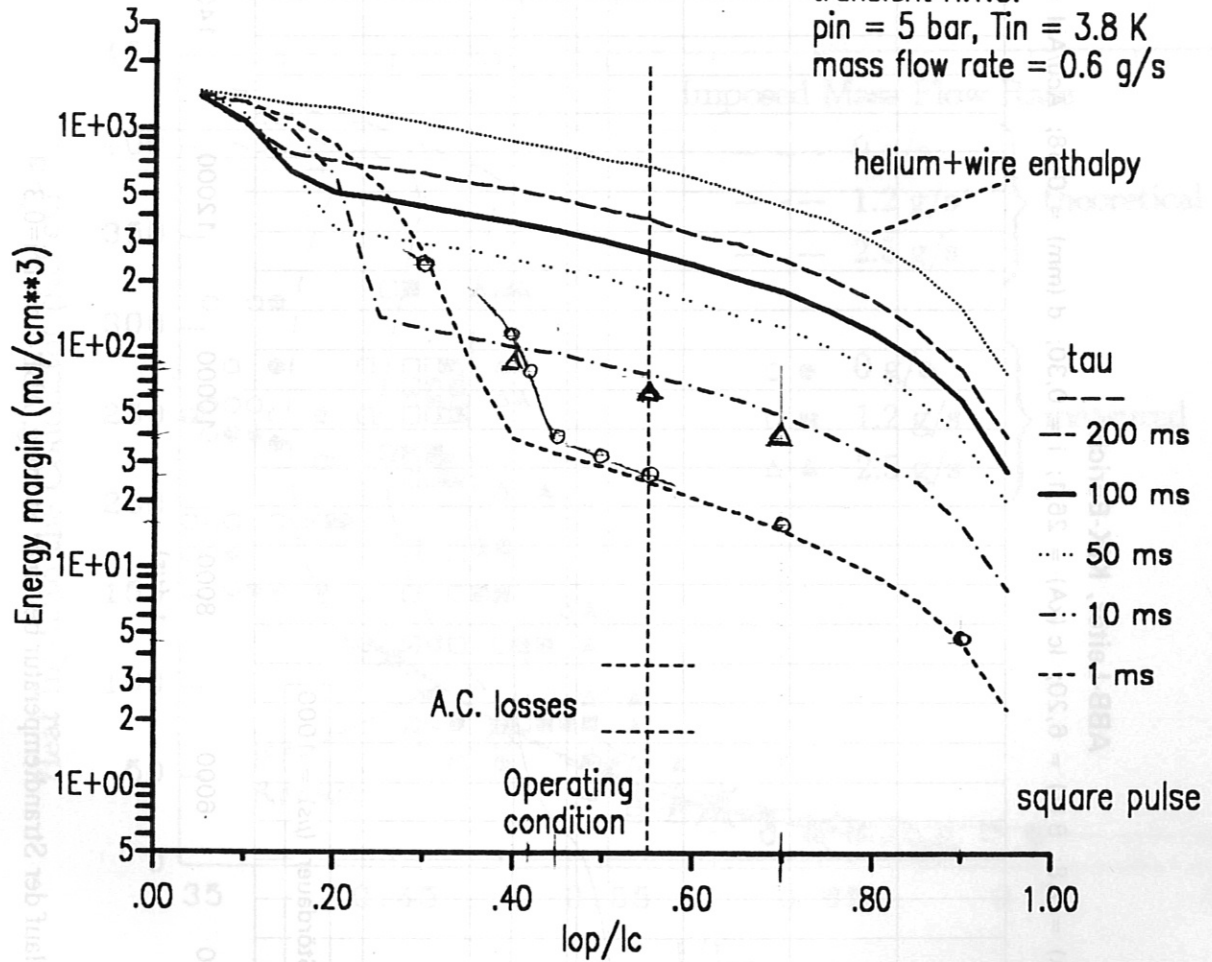


Abb. 10: Verlauf der Strandtemperatur bei einer Störung, ABB-Leiter, unstabiler Zustand STABKFK.XLS Diagramm 1

Wendelstein 7-X

ABB conductor scaled up to 16 kA

Stability analysis
by means of HESTAB
transient H.T.C.
 $p_{in} = 5 \text{ bar}$, $T_{in} = 3.8 \text{ K}$
mass flow rate = 0.6 g/s



iPP-RECHNUNGEN
 ○ 1 ms
 △ 10 ms

Energy margin in the cable vs normalized operational current: Parameter is the perturbation time. For comparison the energy input due to AC-losses has been indicated, too.

Abb. 11: Stabilitätsgrenzen des ABB-Leiters, Vergleich mit KfK-Rechnungen (aus Ref. 14)

ABB-Leiter, KfK-Bericht

T (K) = 3,975; p (bar) = 4,55; I (kA) = 7,8; B (T) = 6,20; I_c (kA) = 26,1; i = 0,30; d (mm) = 0,58; Acu/Asl = 2,5; RRR = 100

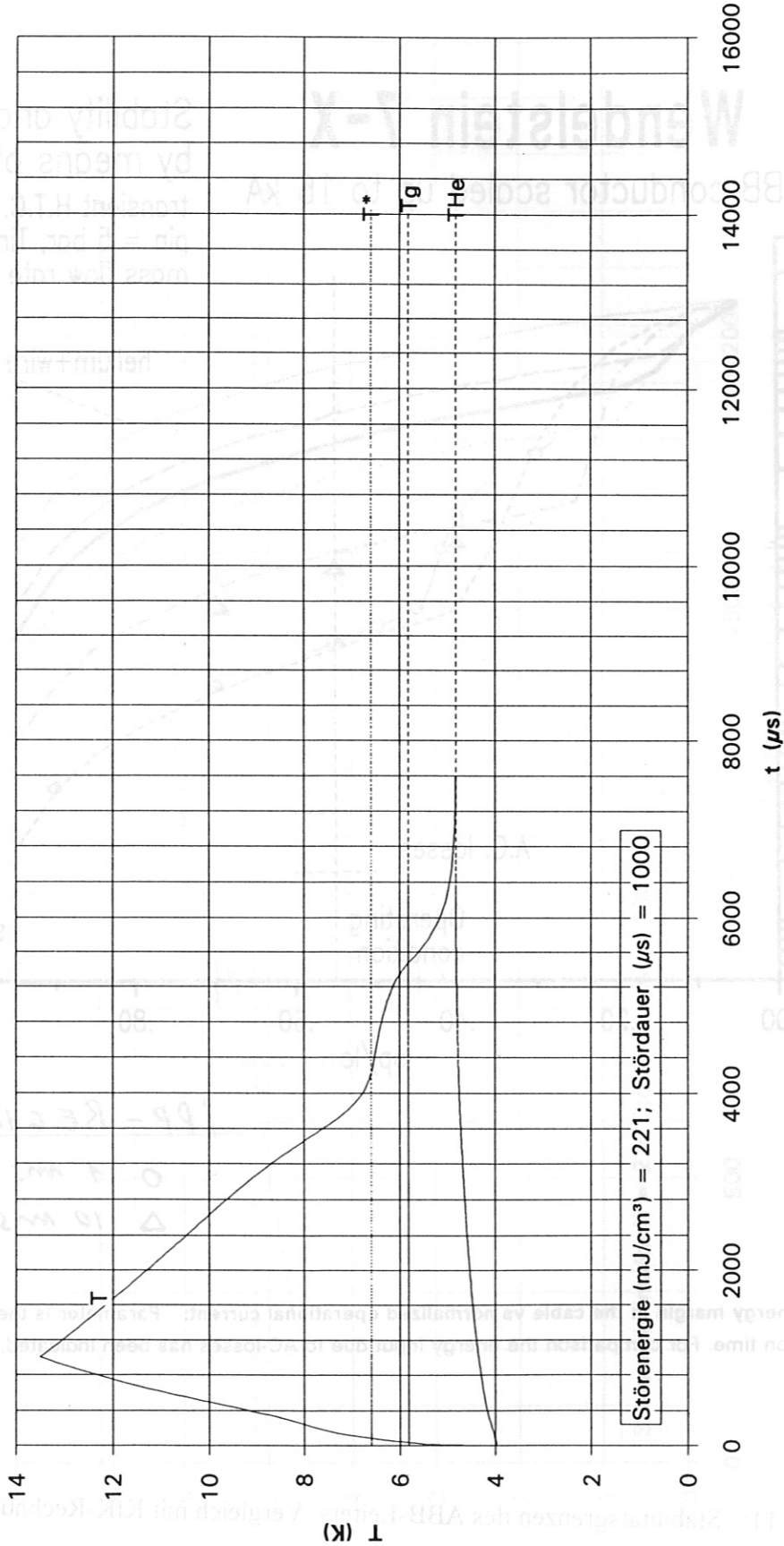
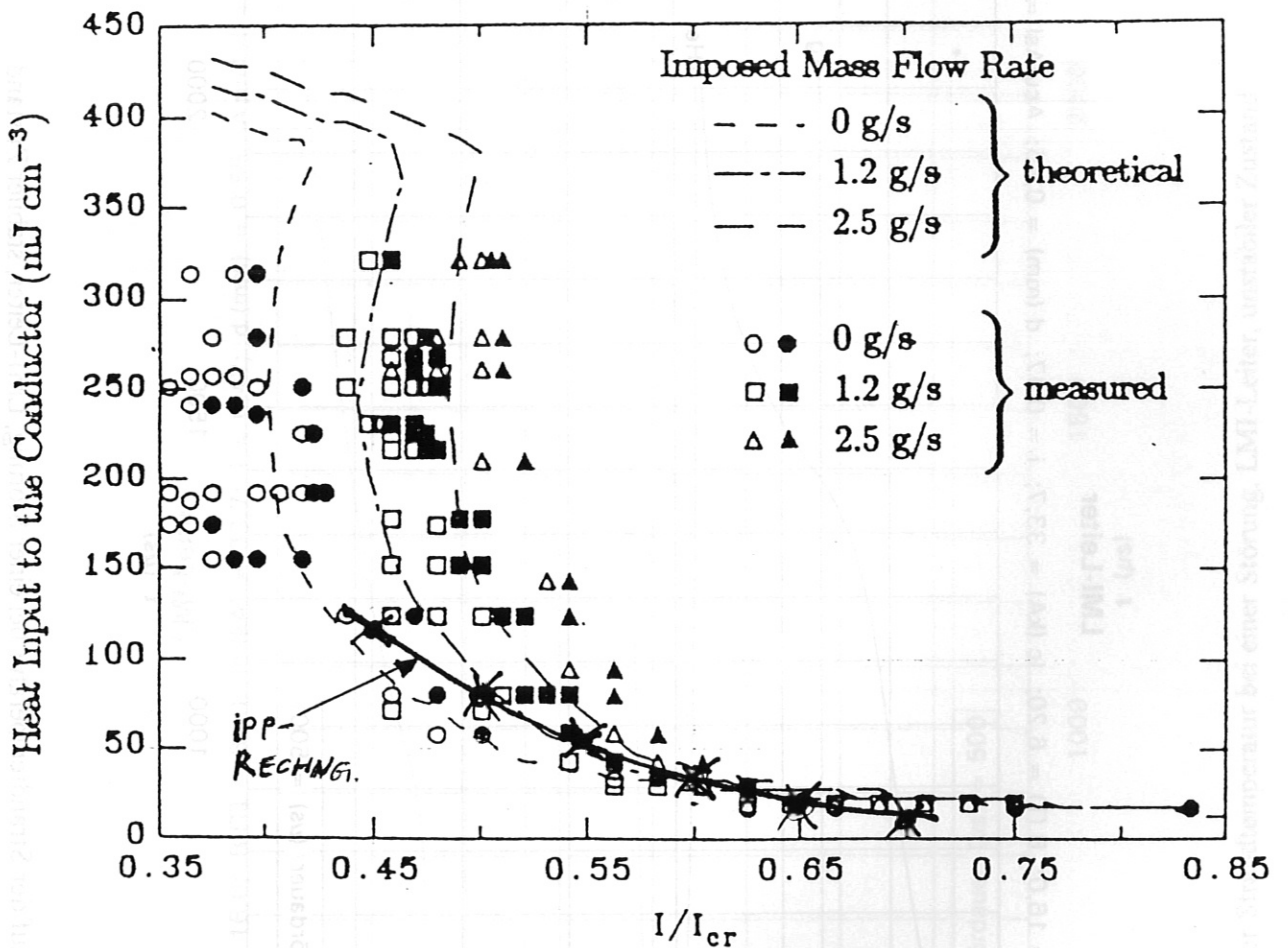


Abb. 12: Verlauf der Strandtemperatur bei einer Störung, ABB-Leiter, $i=0,3$



Heat input versus percent of critical current for mass flow rates of 0, 1.2, and 2.5 g s⁻¹. Experimental conditions: 7 T, 5.6 atm, $\tau_{htc} = 0.44$ ms. Solid symbols imply quenches; open symbols imply recoveries. The curves are theoretical.

Abb. 13: Experimentelle Ergebnisse von Stabilitätsuntersuchungen an isolierten Leitern (aus Ref. 7)

LMI-Leiter

T (K) = 4; p (bar) = 5; I (kA) = 16,0; B (T) = 6,20; I_c (kA) = 33,7; i = 0,47; d (mm) = 0,55; Acu/Asl = 2,02; RRR = 175

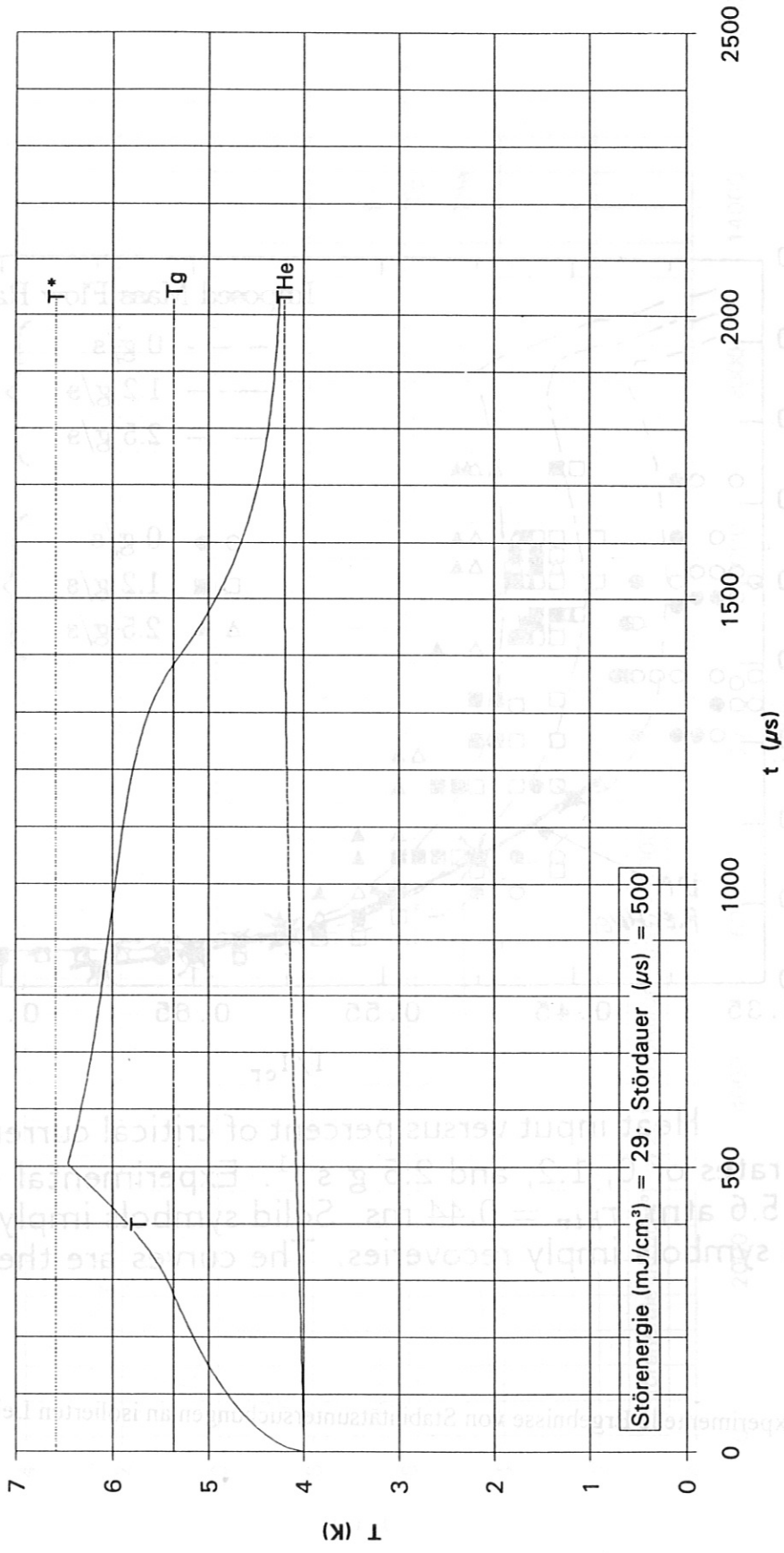


Abb. 14: Verlauf der Strandtemperatur bei einer Störung, LMI-Leiter, stabiler Zustand

LMI-Leiter

T (K) = 4; p (bar) = 5; I (kA) = 16,0; B (T) = 6,20; I_c (kA) = 33,7; i = 0,47; d (mm) = 0,55; Acu/Asl = 2,02; RRR = 175

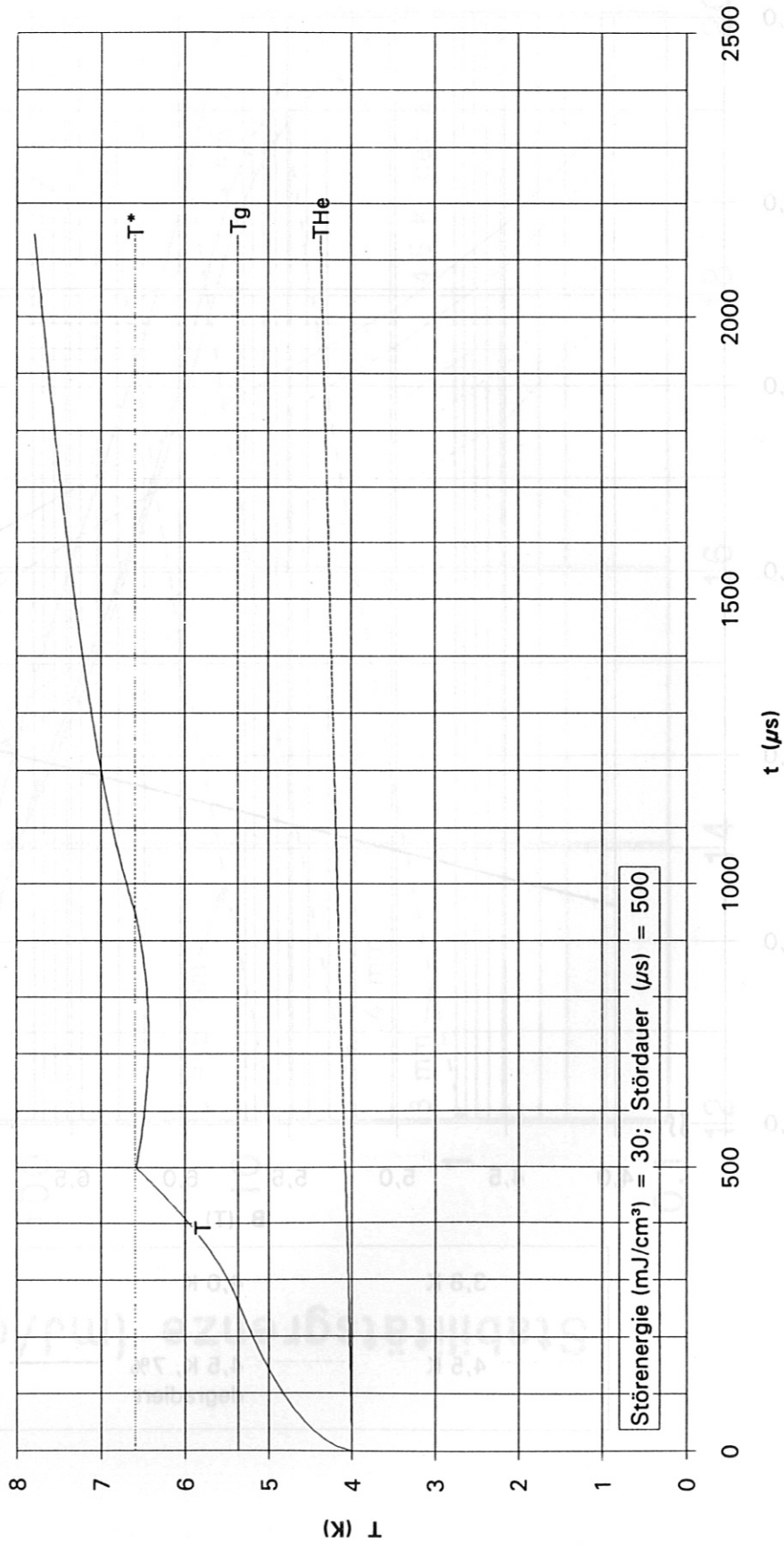


Abb. 15: Verlauf der Strandtemperatur bei einer Störung, LMI-Leiter, instabiler Zustand

LMI - Kabel STAR-Spule

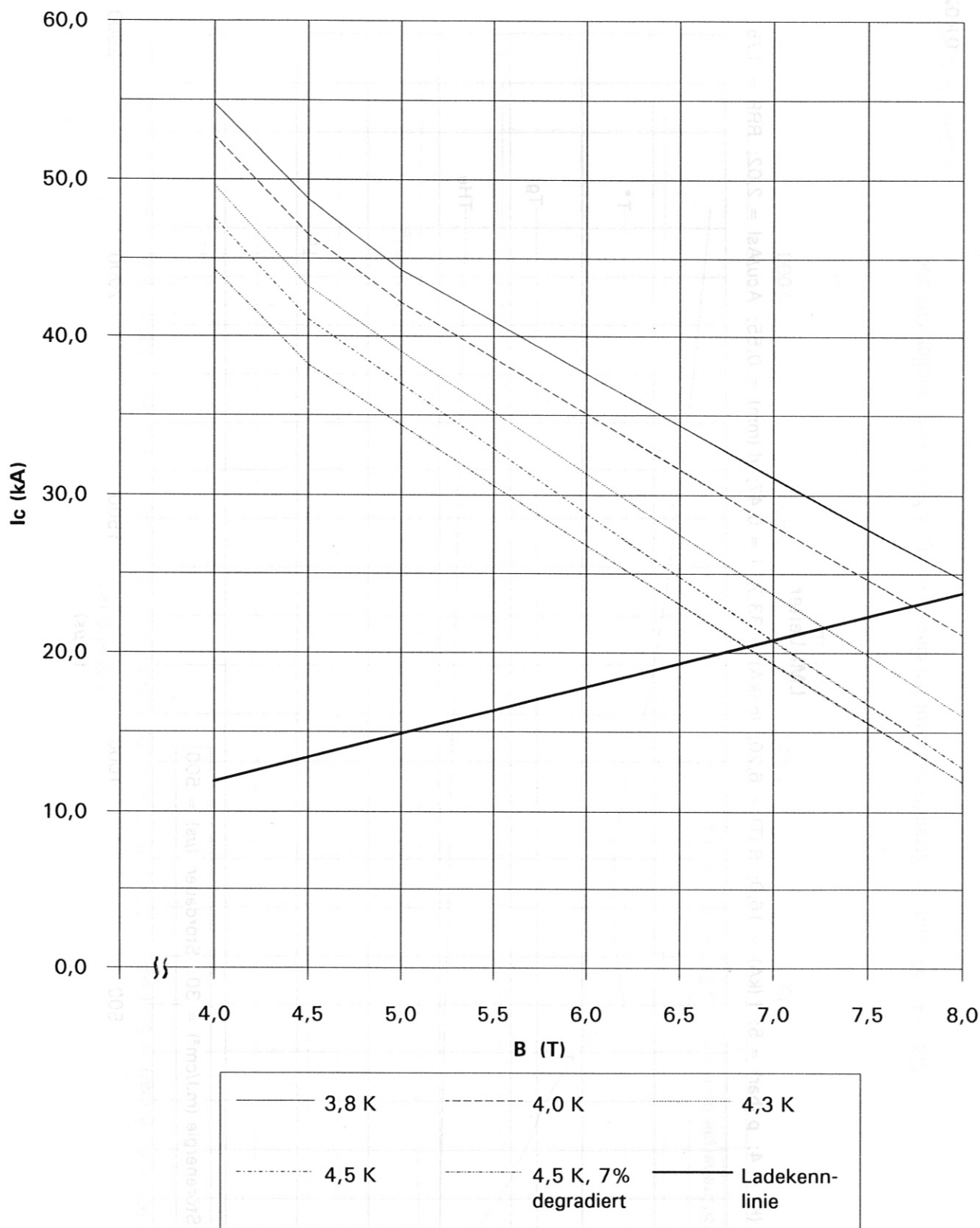


Abb. 16: Kritische Ströme des LMI-Kabels und Ladekennlinie der STAR-Spule

Stabilität der STAR-Testspule im Eigenfeld

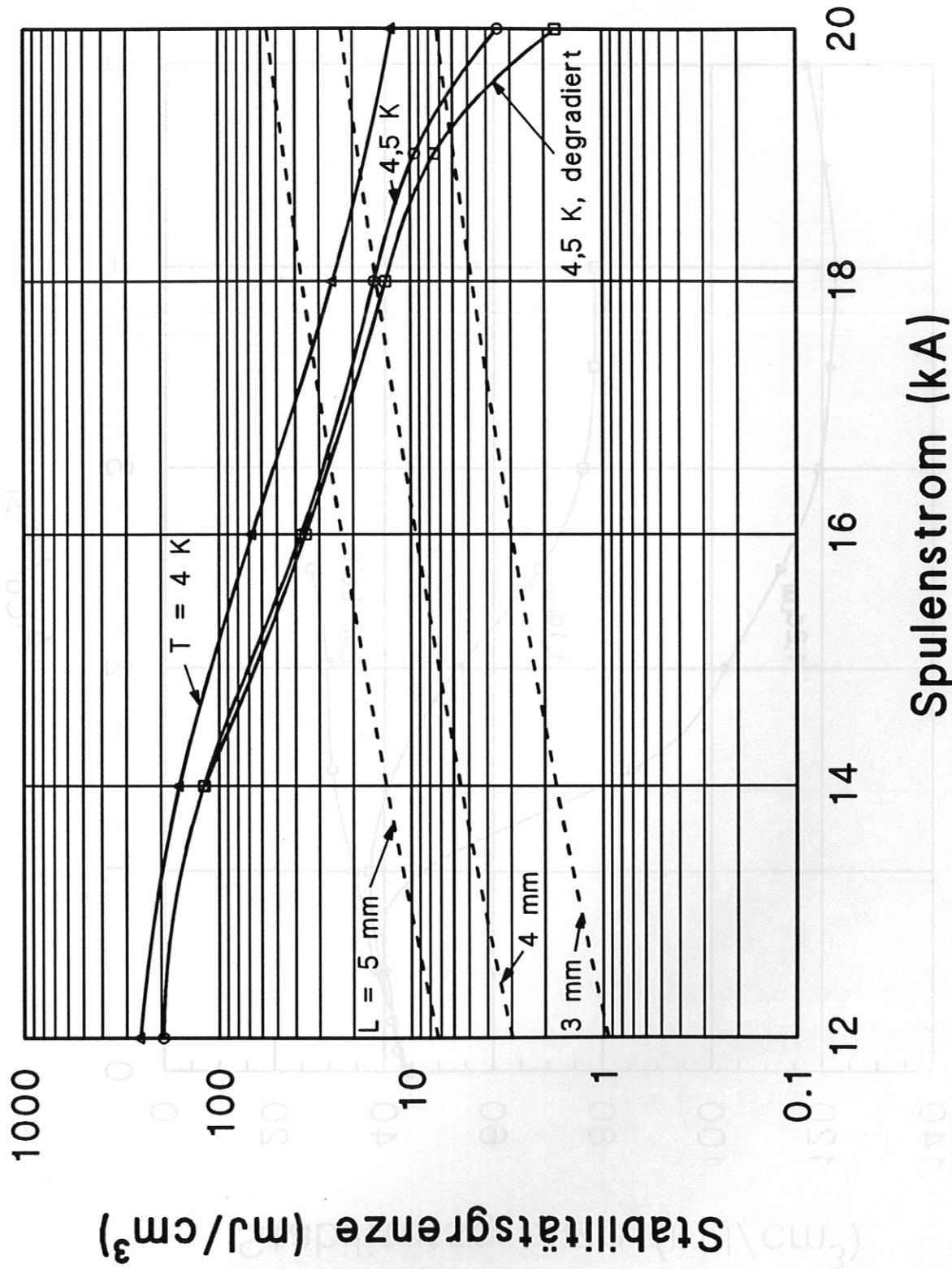


Abb. 17: Stabilität der STAR-Testspule im Eigenfeld

Stabilität von LMI-Leiter – Varianten

T=4 K; p=5 bar; B=6,2 T; I=16 kA; RRR=175

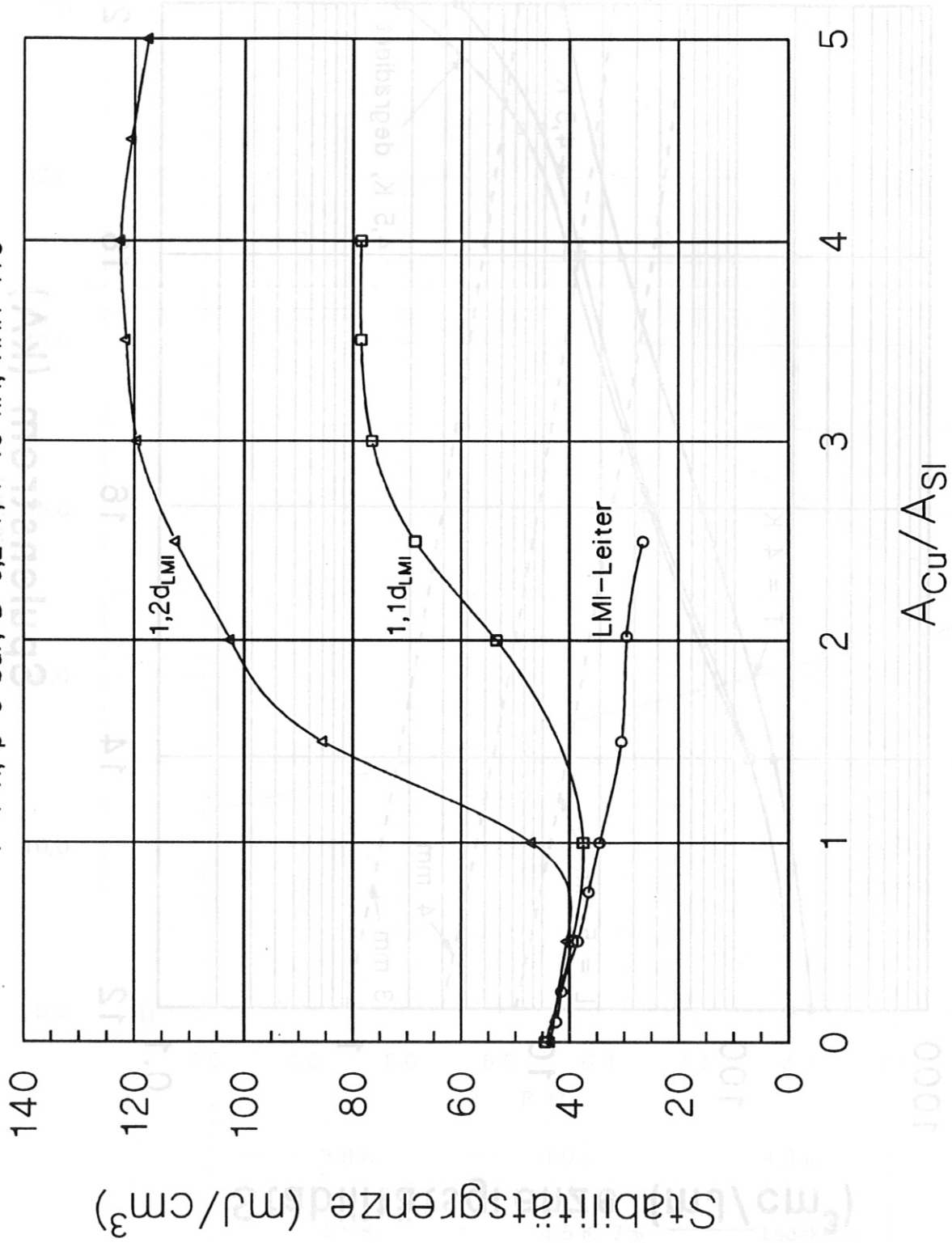


Abb. 18: Stabilitätsgrenze von LMI-Leitervarianten in Abhängigkeit von A_{Cu}/A_{Sl} und Strahldurchmesser