Technischer Bericht
zur
Kurzschluß- und Dauerstromfestigkeit
der Strombrücken am WENDELSTEIN WVII-AS

I.Schoenewolf

IPP 2/305 November 1989

MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR PLASMAPHYSIK

8046 GARCHING BEI MÜNCHEN

MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR PLASMAPHYSIK

GARCHING BEI MÜNCHEN

Technischer Bericht
zur
Kurzschluß- und Dauerstromfestigkeit
der Strombrücken am WENDELSTEIN WVII-AS

I.Schoenewolf

IPP 2/305 November 1989

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

Der Bericht beurteilt unter vereinfachenden Annahmen die dynamische und thermische Strombelastbarkeit der Modul- und Toroidalfeldstrombrücken, einschließlich der Befestigungsteile am Experiment WVII-AS unter "worst case" - Annahmen. Unter der Voraussetzung einer zeichnungsgemäßen Montageausführung kann bis zu Kurzschlußströmen von 210kA bei einer flat-top - Dauer bis 0,7s eine ausreichende Kurzschlußfestigkeit und thermische Belastbarkeit für die meisten Teile des Strombrückensystemes nachgewiesen werden (Einschränkungen bestehen u.a. bei Dehnbandisolationen).

Der Auslegungswert des Versorgungssystemes zwischen den Energiezentralen und dem Experiment sowie der höchste, theoretisch berechenbare Kurzschlußstrom beträgt 260kA und wird innerhalb 0,01s durch Überstromeinrichtungen abgeschaltet. Als tatsächlich auftretender höchster Kurzschlußstrom an den Eingangsklemmen des Experimentes muß unter ungünstigsten Annahmen 200...210kA mit max. 0,5s Dauer erwartet werden.

Im Kurzschlußfall kommt es zu lokalen Deformationen der im Kurzschlußkreis liegenden Strombrücken- und Befestigungsteile. Lokale Schäden an der Isolation sind nicht ausschließbar.
Nach einem derartigem Störfall müssen neben der eigentlichen Fehlerstelle besonders die im Bericht benannten Befestigungs- Isolations- und Strombrückenteile (zumindest visuell) überprüft werden bevor der volle Experimentierbetrieb fortgesetzt wird.

Inhaltsverzeichnis

1.	Modulfeld	1
1.1.	Standard-Leiterpaket und Einspeisesystem	1
1.2.	Abschätzung der Bandagenbeanspruchung	5
1.3.	Beanspruchung der PHI=0 Befestigungsklammer	6
1.4.	Beanspruchung der seitlichen Befestigungsklammern	8
1.4.1.	Klammer (PHI^+)	8
1.4.2.	Klammer (PHI^-)	9
1.4.3.	Modulverbindung (SP5)	10
1.5.	Beanspruchung der MF-Spulenverbindungen	11
2.	Beanspruchung der Dehnbänder	13
3.	Anmerkung zur Belastbarkeit der MC-Lamellen	14
4.	Stromversorgung der MF-Sonderspulen (Spulentyp V)	15
5.	Toroidalfeld	20
5.1.	Beanspruchung der Spulenanschlußstrombrücken	20
5.2.	Beanspruchung der bifilaren Ringstrombrücken	22
6.1.	Literaturzusammenstellung	
6.2.	ANLAGEN zum techn. Bericht	

KURZE EINLEITUNG

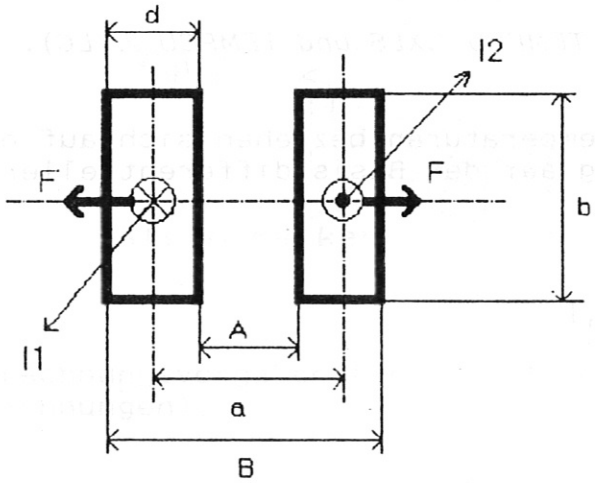
Der vorliegende Bericht beschränkt sich auf die Spulenverschaltung des Modul (MF)- und Toroidal (TF)-Feldes am WVII-AS.
Betrachtet werden typische Strombrückenanordnungen unter vereinfachenden Geometrie- und Feldannahmen bei einem Klemmen- oder Leiterkurzschluß begrenzter zeitlicher Dauer.
Aufgrund der bifilaren Spulenverbindungen wirken im Normalbetrieb und im reinen Kurzschlußfall im wesentlichen die Leiterstromkräfte sowie bei größerem Abstand der Hin- und Rückleiter verstärkt die von den Spulenmagnetfeldern herrührenden superponierenden Kräfte auf alle Strombrücken und deren Befestigungen.

1. Modulfeld

1.1 Standard-Leiterpaket und Einspeisesystem

Die Leiterstromkräfte liegen bei der zeichnungsmäßigen Anordnung für den Nennstrombereich bei typisch 6 kN/m.
Für den auslegungsgemäßen Nennbetrieb sind alle Leiter- und Befestigungsteile der MF-Strombrücken ausreichend sicher dimensioniert. Die aus den Nenn-Betriebsbedingungen sich ergebenden Beanspruchungen liegen mit Abstand unter den zulässigen Materialgrenzwerten.

Berechnungseingaben (Philippow, Babikow) und Abstandskurven siehe Anlageblatt *ILAST01.XLS* und *ILAST02.XLC*.



I1=I2
d=22mm
b=73mm
A= 8mm
B=52mm
a=2*(11+1,5+2,5)=30mm
(Cu+Isol.+Abstd.)

Standardanordnung der Bifilarleiter des MF- und TF- Feldes
(Nenn-flattop-strom= 37 kA [MF]; 47 kA [TF])

Im ungünstigsten Fall eines klemmennahen Kurzschlusses nahe des ersten Spulenanschlusses bei Einspeisung von der EZ2 kann bei einem theoretisch (unter Vernachlässigung aller Spannungsabfälle in den Zuleitungen und zum zeitlich ungünstigstem Auferregungszeitpunkt) möglichen Kurzschlußstrom von 260 kA eine Beanspruchung

bis zu 300 kN/m

als abstoßende Kraft zwischen den Leitern auftreten.

Dieser Wert ergibt sich auch aus der Formel gem. VEM-Handbuch "Hochstromtechnik", S.94ff,

mit $a_{12}/d=1,36$; $b/d=3,32$ -> $k_{1t}=0,66$ (aus Bild 2.58);
$a_t=4,55cm$

und I_s =260kA

F_{stat} $=0,2*(I_s/t)^2*l_t/a_t$
$=0,2*(260kA)2*100cm/4,55cm$
$=300*10^3$ N/m

(wobei t-der Anzahl der Teilleiter (=1) entspricht und l_t=100cm ist)

Die Hauptleiter-Biegebeanspruchung innerhalb der Einspeise-Strombrücken (Horizontal- und Vertikaltraversen) der MF- und TF-Systeme ergibt bei einem mittleren Klammerabstand von l_T=150mm sowie

$$W_y=73mm*6^{-1}*52^{-1}mm^{-1}[(52mm)^3-(8mm)^3]= 32,8*10^3\ mm^3$$

$$\sigma_H=2*0,73*300*10^3N/m*150mm/(8*32,8*10^3mm^3)= 248\ N/mm^2$$

Bei einer max. zulässigen Streckgrenze des eingesetzten E-CuF25 mit $\sigma_{0,2} \approx 290\ N/mm^2$ ist im Kurzschlußfall keine größere Verformung zu erwarten.

Voraussetzung ist die Abschaltung des Kurzschlußstromes innerhalb

<u>max. 0,7s</u> (siehe Anlage *TEMPCU_1.XLS und TEMPCU_2.XLC*).

Die angegebenen adiabatischen Endtemperaturen beziehen sich auf eine iterativ berechnete Leitererwärmung auf der Basis differentieller Wärmemengen pro Zeitintervall:

$$T_{end}= \sum_{i=1}^{n} [J^2/K*(1+\alpha*dT_{i-1})*dT_i]$$

mit $K=c*\rho*k$ =195,03 $A^2s/(grd*mm^4)$

und eine analytische Berechnung (TU/Erlangen-Berechnungsblatt) der Kupfererwärmung gemäß:

$$T_{end}=[a/b(K)+T_1(C)+273(C)]*exp[J^2(A^2/cm^4)*K(cm^4/A^2/s)*dT(s)] -[a/b(K) +273(C)]$$

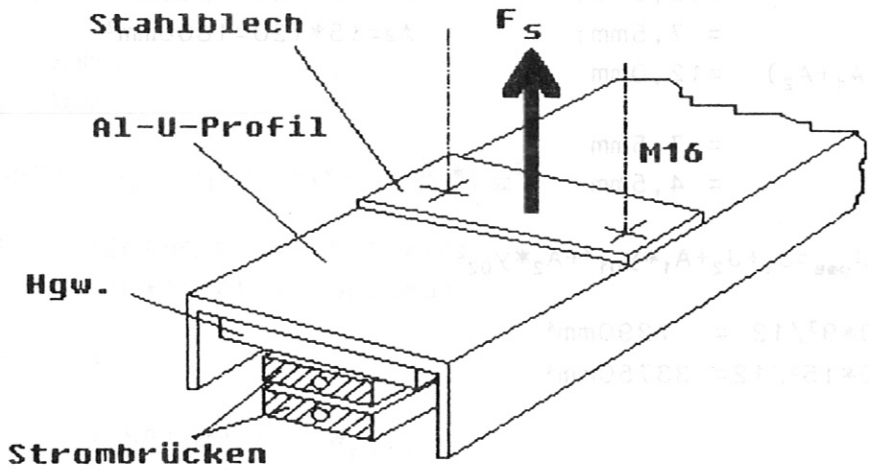
Für die vorhandenen Abstützelemente aus Hgw 2372.4 (FERROZELL) wird dabei die max. zul. Temperatur von 155 grd C innerhalb von 0,7s bei dem angenommenen KS-Strom erreicht.
Die Wärmeabfuhr über das Kühlwasser (< 3K im Puls) ist ebenso wie der Einfluß der Wärmekapazität der Isolation vernachlässigt. Beide Faktoren reduzieren die Endtemperatur um max. 5%.

Der Schrumpfschlauch BBIT/BPTM (RAYCHEM) ist bis 110 grd C Dauerwärmefest und verträgt kurzzeitige Temperaturen bis 135 grd C ohne Schäden.
Nach einem Kurzschluß-Ereignis muß ohnehin die gesamte Befestigung und Isolation überprüft werden, da lokale Verformungen bzw. Überhitzungsschäden bewußt von der Auslegung her zugelassen sind.

Für die Beanspruchung der Klammern im Bereich der Einspeisetraversen läßt sich pro Klammer eine Kraft von:

$F_s = v_F * \alpha * F_{stat}/N$ mit $v_F = \sigma_{0,2}/\sigma_H * 0,8 = 0,935$; wobei $\alpha = 1$ für Zwischenklammer (Endklammer vernachlässigt, da $\alpha << 1$) N=6, da 6 Klammern pro Meter

$F_s = 0,935 * 1 * 300kN/6 \approx$ <u>47kN</u> errechnen.



Berechnungsvorgaben für Teil 1 der Klammer (siehe Strombrücken-Zeichnungen).

zulässige max. Prüflast für A2/A4-Edelstahlschrauben M16, (lt. DIN 267, Blatt 11, S.5)

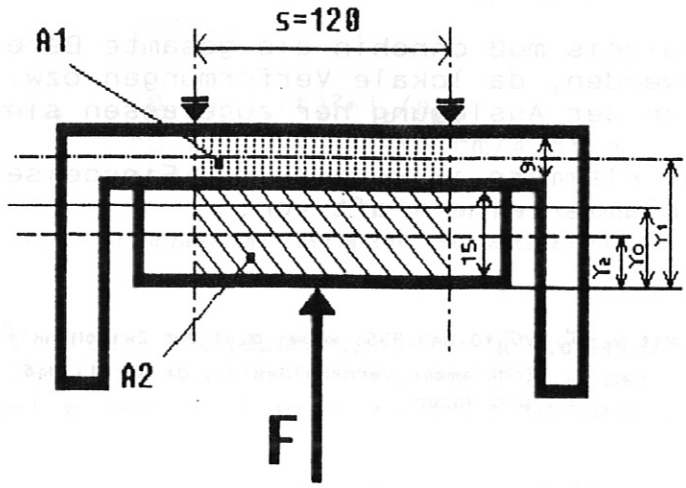
$F_{Schr} = 62,4kN$ (für Muttern: $F_{Mutt} = 94kN$)

wobei keine Anzugs- und Spannkräfte berücksichtigt wurden, da alle Schraubverbindungen nicht auf Pressung sondern nur als Anschlag angezogen wurden.

Damit ergiebt sich eine Sicherheitsmarge pro Klammerpaar von

$S = 4 * F_{Schr} * 0,5/2 * F_s =$ <u>1,3</u>

Teil 1:



U-Trägerseite der Klammer

$y_1=4,5+15 \quad =19,5mm;$ $\qquad A_1= 9*120=1080mm^2$

$y_2=15/2 \quad = 7,5mm;$ $\qquad A_2=15*120=1800mm^2$

$y_0=A_1*y_1+A_2*y_2/(A_1+A_2) \quad =12,0mm$

$y_{01}=y_1-y_0 \quad = 7,5mm$

$y_{02}=y_0-y_2 \quad = 4,5mm$

n STEINER: $\quad J_{ges}=J_1+J_2+A_1*y_{01}^2+A_2*y_{02}^2$

$J_1=b_1*h_1^3/12=120*9^3/12 = 7290mm^4$

$J_2=b_2*h_2^3/12=120*15^3/12= 33750mm^4$

$J_{ges}=138240mm^4$

$W_{y1}=J_{ges}/y_{01}=18432mm^3$ --> $=W_{y\ min}$

$W_{y2}=J_{ges}/y_{02}=30720mm^3$

$M_b=F_s*s/2=47kN*60mm= 2,82*10^6$ Nmm

$\sigma_{B\ max} \quad =M_b/W_{y\ min}$

$=2,82*10^6$ Nmm/$18432mm^3$

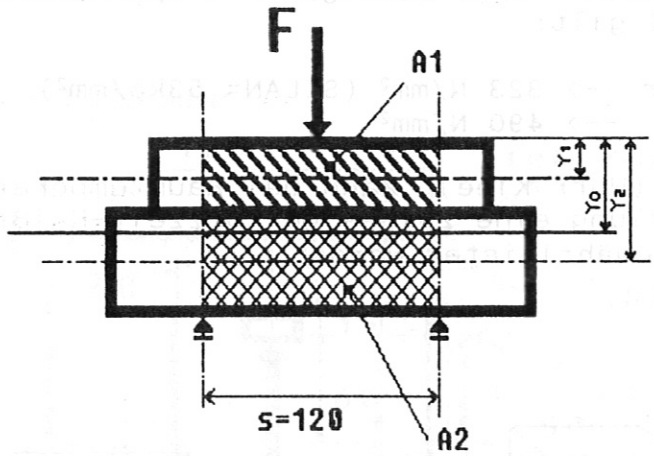
$=153N/mm^2$

zulässig:

1) Al-U200*75; AlMg3F22: $\sigma_{B0,2}=160N/mm^2$ ($W_y=33,5cm^3$ n. DIN 9713)

2) Hgw 2372-Platte: $\sigma_{B0,2}=350N/mm^2$ ($W_y=6cm^3$)

Teil 2:



$y_1=8/2 \quad = 4mm^2;$ $\qquad A_1= 8*120 \;=\; 960mm^2$

$y_2=8*15 \;=23mm^2;$ $\qquad A_2=30*120 \;=3600mm^2$

$y_0=A_1*y_1+A_2*y_2/(A_1+A_2)= \;19mm$

$y_{01}=y_0-y_1=15mm$

$y_{02}=y_2-y_0= \;4mm$

n. STEINER: $J_{ges}=J_1+J_2+A_1*y_{01}^2+A_2*y_{02}^2$

$J_1=b_1*h_1^3/12=120*8^3/12 \;=\; 5120mm^4$

$J_2=b_2*h_2^3/12=120*30^3/12=270000mm^4$

$J_{ges}=548720mm^4$

$W_{y1}=J_{ges}/y_{01}= \;36581mm^3$ --> $W_{y\,min}$

$W_{y2}=J_{ges}/y_{02}=137180mm^3$

$M_b=F_s*s/2=47kN*60mm= \;2,82*10^6Nmm$

$\sigma_{B\,max}=M_b/W_{y\,min}=77N/mm^2$ (-> niedriger als bei Teil 1; also OK)

1.2 Abschätzung der Bandagenbeanspruchung

Beanspruchung der harzimprägnierten Glasbandagen im Bereich der MF- und TF- Einspeisetraversen:

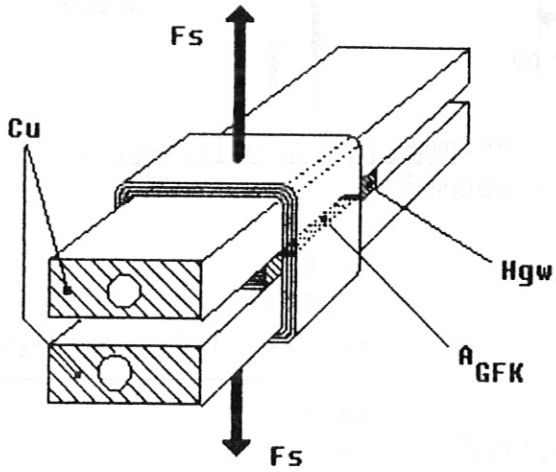
mittlerer Bandagenabstand: ca. 250mm
Bandagenbreite: min. 40mm
Bandagendicke: min. 5mm (z.T. bis 10mm)

$A_{GFKmin}= \;200mm^2$

n. AEG-Handbuch "Kunststoffe", Tab. 46 "glasfaserarmierte Kunstharzbandagen" für ausgehärtete Bandagen mit Epoxidharz und 62...65% Glasgewebeanteil gilt:

-bei Raumtemperatur --> 823 N/mm² (SILAN= 53kp/mm²)
-bei 150 grd.C --> 490 N/mm²

Nach Angaben der Fa. ABB (Herr Klee), kann bei Raumtemperatur für die Bandagen bei Handwicklung eine zulässige Kurzzeit-Reißfestigkeit von min. 800 N/mm² gewährleistet werden.



F_s=280kN/4= <u>70kN pro Bandage</u> (250mm-Teilung)

$\sigma_z = 2*F_s/(2*A_{GFK}) = 70kN/200mm^2$ --> 350N/mm² (damit innerhalb des zul. Bereiches!)

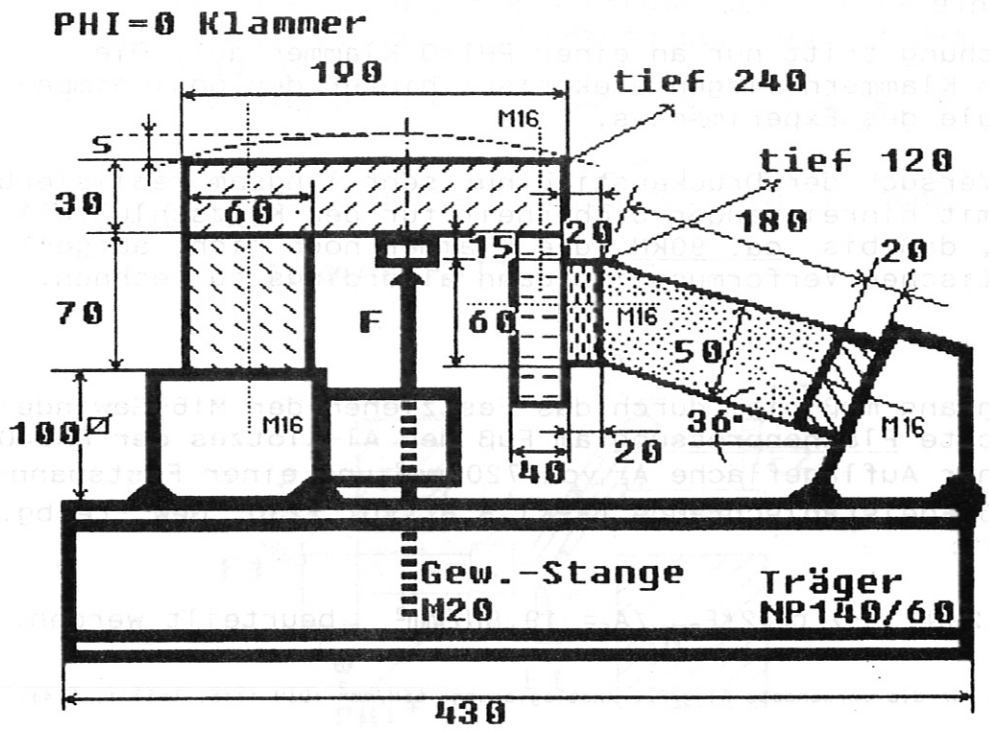
1.3. Beanspruchung der PHI=0 Befestigungsklammer

Die Klammer positioniert die Fügestelle der vier Strombrücken F1, F3, E4 und E3 innerhalb der Standard-MF-Verschaltung (außer Einspeisung).
Aufgrund der relativ komplexen Geometrie und Materialpaarung wurde auf eine detailierte Berechnung verzichtet und dafür ein praktischer Beanspruchungstest durchgeführt.

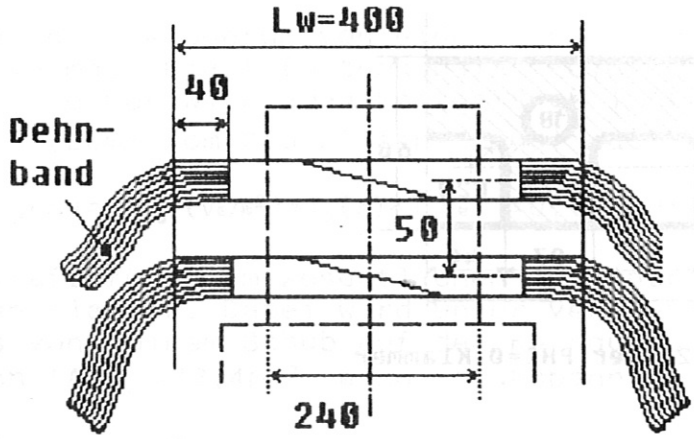
Für dessen Simulation wurde die Klammer auf eine geschweißte Stahl-Stützstruktur (zwei parallele U-Träger mit Querversteifungen) montiert und mit Hilfe einer M20-Gewindestange von unten gegen die GFK-Deckplatte der Klammer gedrückt. Die Druckkrafteinstellung erfolgte mit einem Drehmomentschlüssel anhand der Spannkrafttabelle (nach HOMMEL) für DIN-Schrauben.

Mit einer 1/100-Meßuhr wurde die Durchbiegung (s) in Abhängigkeit vom Drehmoment bzw. der daraus berechneten Kraft ermittelt. Abbruchkriterium war das Erreichen der vorausberechneten Kurzschlußkraft. Allerdings verformte sich oberhalb 85Nm die M20-Gewindestange so, daß keine gezielte Krafteinleitung mehr möglich war.

Prinzipskizze des Testaufbaues für die PHI=0 Befestigungsklammer



Das Ergebnis (siehe Meßkurve s=f[F] in *SBTEST2.XLC*) zeigt bis über <u>ca. 75 kN</u> (entspricht 277Nm) einen proportionalen Verlauf.



Als kräftemäßig wirksame Leiterlänge L_w wird der Einspannbereich beider Strombrücken innerhalb der Klammer zzgl. der massiven Profillänge und eines durch die Hartlötung verfestigten Dehnbandteils (ca. 40mm) zugrundegelegt.

Mit $a_{12}/d=2,27$; $b/d=3,32$ -> $k_{1t}=0,8$ (aus Bild 2.58);
$a_t=6,25$

und dem angenommenem Kurzschlußstrom von: $I_s=260kA$

kann gemäß der auf Seite 2 angegebenen Formel die Kurzschlußkraft bestimmt werden:

$$F_{stat}=0,2*(I_s/t)^2*l_w/a_t \quad => \underline{86\ kN}$$

Diese Beanspruchung tritt nur an einer PHI=0 Klammer auf. Die restlichen neun Klammern liegen elektrisch hinter den Spulenimpedanzen der Module des Experimentes.

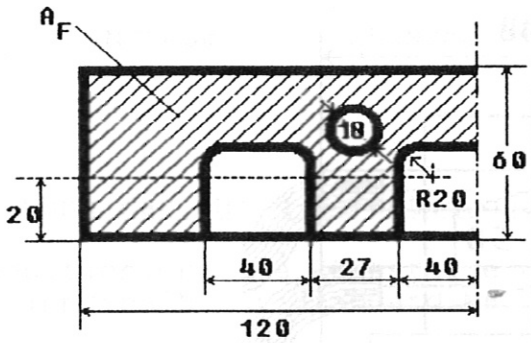
Obwohl in dem Versuch der Druckanstieg nur sehr langsam realisierbar war, kann man mit hinreichender Sicherheit für den Kurzschlußfall davon ausgehen, daß bis ca. 90kN die Klammer noch nicht aufgeht. Mit einer plastischen Verformung ist dann allerdings zu rechnen.

In dem Zusammenhang muß die, durch das Festziehen der M16-Gewindebolzen verursachte Flächenpressung am Fuß des Al-Klotzes der PHI=0 Klammer bei einer Auflagefläche A_F von 7208mm² und einer Festspannkraft jeder M16-Edelstahlschraube (F-Kl.8,8; VDI 2230; Gew.-reibg. μ_r ca. 0,14) mit:

$$F_{Schr.}=71,2kN \quad --> \quad p_F=2*F_{Schr}/A_F= 19,8N/mm^2 \quad \text{beurteilt werden.}$$

Zulässig ist für die verwendete AlMg3F22-Knetlegierung: 65N/mm² (DIN 1745, Teil 1, S.4).

Diese rein statische Überprüfung ist erforderlich um festzustellen, ob eine Lockerung durch evtl. fließen des Materials beim Festziehen der Gewindebolzen auftritt und damit die vorgenannten Testbedingungen verletzt würden.



Fußfläche (1/2) der PHI=0 Klammer

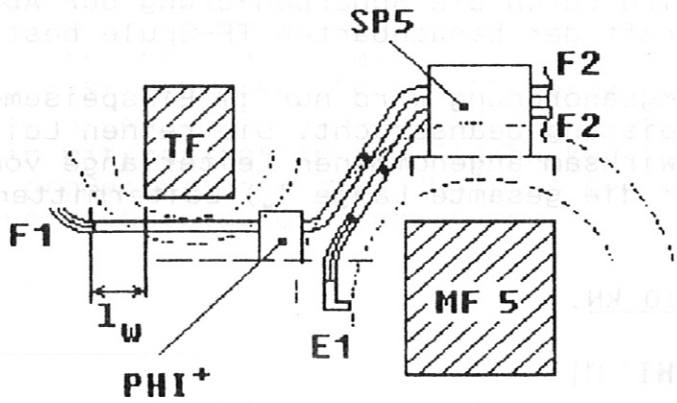
Unberücksichtigt blieb in diesem Zusammenhang der entlastend wirkende Harzverguß zwischen der PHI=0 Klammer den Strombrücken und der Strukturschale.

1.4. Beanspruchung der seitlichen Befestigungsklammern

1.4.1. Klammer (PHI+)

Diese Klammer positioniert die Strombrücke F1 (kleines MF-Feld) auf der Strukturschale, in Phi-Richtung bezogen auf das Mittelschloß der beiden Halbschalen.
Die Beanspruchung wird primär durch das Feld der TF-Spule und dem Leiterstrom in der Strombrücke F1 bestimmt. In diesem Bereich befindet sich der Bifilarleiter unterhalb der Strukturschale und fungiert als freigeführte direkte Spulenverbindung.

Klammer PHI+



Diese Befestigungsanordnung wird nur im Einspeisemodul (4) maximal bei einem Kurzschluß beansprucht. In den anderen Modulen liegen mindestens vier Modulspulen elektrisch vor einer denkbaren Fehlerstelle.
Geht man hier wiederum von einem Kurzschlußstrom von 260kA aus, beträgt die max. Kraft (orthogonaler Feldverlauf zum Strom angenommen), bei einer wirksamen Leiterlänge l_w=0,2m im Spulenrandfeld von ca. 0,7T (20mm vom Spulen-Innenrand) nach:

$$F_H(N) = B_{max}(Vs/m^2)*I_k(A)*l_w(m) = 0,7*260*10^3*0,2 = \underline{36,4kN}$$

Diese Kraft führt im wesentlichen zu einer Umbruch-Beanspruchung der gesamten Klammer. Dabei wird unter vereinfachender Annahme des vorliegens von reinem Schub auf den Kernquerschnitt von zwei M12-Gewindebolzen ($A_{Kges.}$=72,4mm²) eine Schubspannung von:

$$\tau_s = F_H/(2*A_{Kges.})$$
$$= 36,4*103N/(2*72,4mm^2)$$
$$= 251,4N/mm^2$$ erreicht.

Die Anzugskraft der vier M12-Muttern ist vernachlässigbar, da diese nur leicht vorgespannt wurden (<16kN).

Für den Werkstoff 1.4311 kann aus WEGST "Stahlschlüssel", 1983, S.262 eine Zugfestigkeit von >550N/mm² (1%-Dehngrenze: 310N/mm²) entnommen werden. Obwohl festigkeitsmäßig der Wert mit dem hier vereinfacht angenommenen Fall reiner Scherung nicht direkt vergleichbar ist, darf bei Stahl von einem mindestens gleichhohem Scherspannungswert ausgegangen werden.

Die getroffene Annahme einer primären Schubbelastung ist insofern zulässig, da der gesamte Klammerbereich mit Epoxidharz und Glashäcksel zu einem festen Block vergosssen ist, bei dem eine Biegebeanspruchung vernachlässigbar ist.

Im Störfall muß diese Klammer im Modul 4 aber <u>überprüft werden.</u>

1.4.2. <u>Klammer</u> (PHI⁻)

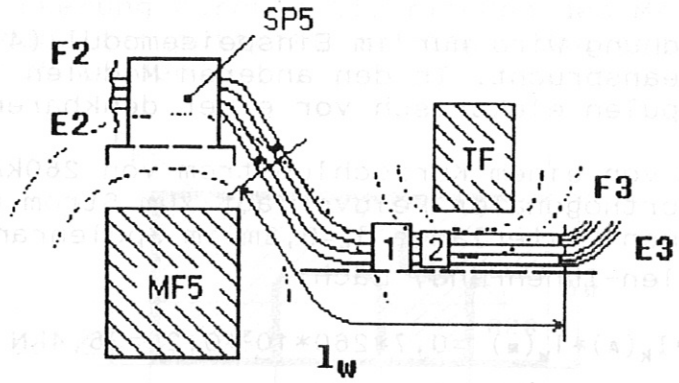
Diese Klammer positioniert die Strombrücken E3 und F3 im Bereich der zum Mittelschloß entgegen der Phi-Richtung liegenden Strukturschale.
Ihre Beanspruchung wird durch die Superponierung der Abstoßungskräfte und der Feldkraft der benachbarten TF-Spule bestimmt.

Auch diese Befestigungsanordnung wird nur im Einspeisemodul (4) von der max. Kurzschlußleistung beansprucht. Die reinen Leiterkräfte erreichen bei einer wirksam angenommenen Leiterlänge von 0,5m und einem mittlerem (über die gesamte Länge l_w) Leitermittenabstand von 50mm Werte bis zu

$F_{res.}$=<u>110 kN</u>.

Klammer PHI⁻ (1)

und Glasbandage (2)



Im Abstand von max. 30mm neben der eigentlichen PHI⁻ Klammer (1) befindet sich noch eine Zusatzverstärkung (2), die als harzgetränkte Glasband-Bandage (min. 40mm breit; ca. 5mm einseitig dick) ausgeführt ist.

Geht man von der auf Seite 6 angegebenen max. Reißfestigkeit (bei 150 grd.C) von ca. 490 N/mm² aus und legt einen Bandagenquerschnitt von 2*40*5mm² zugrunde, dann beträgt die Zerreißkraft

F_z=<u>196kN</u>.

Ohne Berücksichtigung der Klammer selbst, dürfte im Störfall diese eine Bandage im Modul 4 den Abstoßungskräften aus der reinen Leiter-Kurzschlußbeanspruchung standhalten.

Die PHI⁻ Klammer und die Bandage stabilisieren das durch das TF-Feld entstehende Drehmoment auf beide Strombrücken bei einem durch Störfall (Erdschluß-Rückstrom) unkompensierten Leiterstrom.
Auch hierbei treten Umbruchkräfte wie bei der PHI⁺ Klammer auf, die im Fall eines Stromflusses in der obenliegenden Strombrücke F3 zu einer Verdopplung der Beanspruchung führen.

Durch den auch für diese Klammer realisierten Harzverguß und die Stabilisierungsbandage ist eine (ohne Versuch schwer abschätzbare) Reduktion der Umbruchkraft gegeben.
Im Störfall muß auch diese Klammer im Modul 4 überprüft werden!

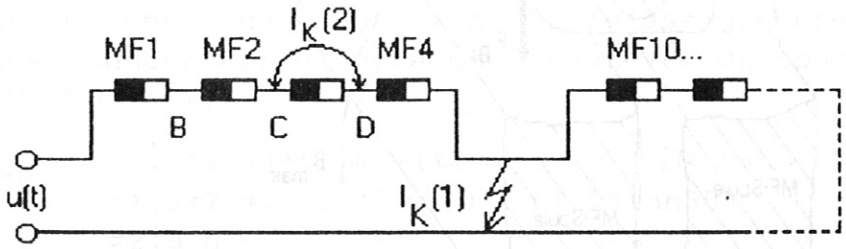
1.4.3. Modulverbindung (SP5)

Die letzte MF-Strombrücken-Befestigung befindet sich am Gehäuse der MF-5 Spule. Die Strombrücken E2 und F2 werden durch den oberen und unteren Innenfuß des Spulengehäuses der großen Sonderspulen geführt und sind darin mit harzgetränktem Glashäcksel vergossen.
Aufgrund des großen Materialquerschnittes der Fußkonstruktion erübrigt sich eine rechnerische Nachprüfung.

1.5. Beanspruchung der MF-Spulenverbindungen

Innerhalb eines Modules erfolgt die Stromversorgung der kleinen MF-Einzelspulen jeweils pro Halbmodul im II. (⁺PHI) bzw. III. (⁻PHI) Quadranten bei Sicht in PHI-Richtung auf die Schnittebene. Dabei gilt folgende Zuordnung:

Verbindung MF-Spule 1 mit 2 -> Strombrücke B
Verbindung MF-Spule 2 mit 3 -> Strombrücke C
Verbindung MF-Spule 3 mit 4 -> Strombrücke D



Alle drei Strombrücken bestehen aus jeweils 6 parallelen Cu-Profil-Hohlleitern (ca. 10mm*10mm / Bohrung 5mm Ø), die an den Enden in ein L-förmiges Cu-Anschlußstück hart eingelötet sind (siehe Bild).

Der U-förmige Strombrückenteil wird (vereinfachend angenommen) orthogonal zu den Schenkeln vom Spulenrandfeld durchsetzt. Dabei entsteht ein Torsions- und Biegemoment im Mittelteil der Strombrücke.

Fall 1:
Kurzschluß im Bifilarleiterpaket zwischen Einspeise- und Folgemodul kurz vor Erreichen des FLATTOP.
Maximale Auferregungsspannung U_A bei 3,8kV (Plafond-Ende); Lichtbogenbrenn-Spannung U_L ca. 220V (siehe *LICHTBG1.XLS* und *LICHTBG2.CLC*); aktive Strom-Istwertregelung; sowie für 1 Halbmodul:

$L_{ges}=L_h+2*L_s=1,428mH+2*597mH=2,622mH$ (n. Kißlinger)
$R_{ges}=R_{Sp}+R_{Br}=4,409m\Omega+0,023m\Omega=4,432m\Omega$ (Meßwert bei 20°C)

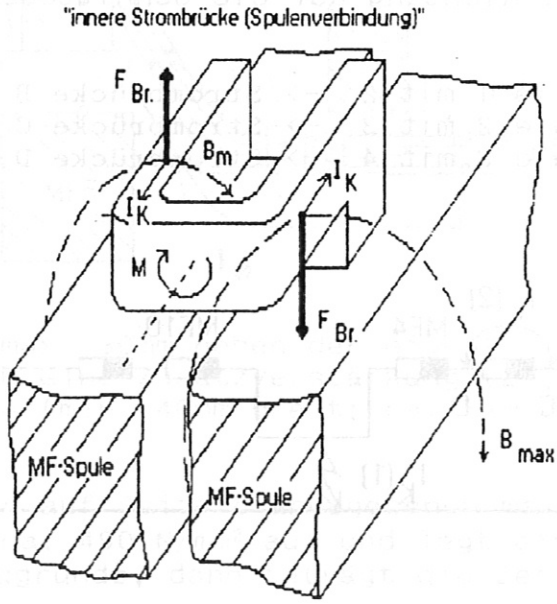
$tau=L_{ges}/R_{ges}=\underline{0,6s}$ (normal tau=38,7mH/45,4mΩ =0,85s)

Der zum Fehlereintritts-Zeitpunkt auf etwa $(0,8-0,9)*I_N$ hochgefahrene Strom wird bei vorausgesetztem Nichtversagen der Stromregelung auf Nennstrom (37kA) zzgl. 3-5% Überschwingamplitude (um 70% verkürzte Zeitkonstante jetzt wirksam) also max. 39kA ansteigen.

Mit einem im Strombrückenbereich noch existierenden Randfeld von max. 0,6T (B_{Achse}=3,15T*); siehe *SPULIND1.XLS* und *SPULIND2.XLC*) ergibt das bei einer wirksamen größten Schenkellänge von rund 0,18m eine Kraft pro Schenkel von:

$F_{Br.Sch}=B_{max}*I_K*l_W=0,6Vs/m^2*39kA*0,18m$ $=\underline{4,2kN}$

Im Torsionsquerschnitt entsteht ein Moment M_T= 4,2kN*0,08m= 336Nm sowie näherungsweise ein Torsionsspannung von max. 4,5 N/mm².



*) Der Randfeldberechnung liegt eine kreisrunde plane Spule zugrunde. Nach Berechnung des MF-Feldes über GOURDON-Code (Herr Kißlinger, 1989), beträgt der max. Feldwert in einem Punkt im Bereich der "inneren Strombrücken" 0,65T; bei voller Überlagerung des MF-Feldes und TF-Feldes (Bo=3,55T) erreicht dieser lokale Maximalwert allerdings 1,05T).

Nach einer genaueren Untersuchung (SAP V2) von Hr. Mukherjee (1983) unter der Annahme einer thermisch-radialen Spulenbewegung von 1mm errechnet er ein "total max. shear stress" von: τ_{Tor}=4,17N/mm² sowie eine "max. bending stress" von 18,14 N/mm².

Unter der hier getroffenen Störfall-Annahme (Strombegrenzung) kann eine mechanische Beschädigung der "inneren Strombrücken" im Prinzip ausgeschlossen werden.
Auch bei Ausfall der Kühlung sind die Strombrücken thermisch (adiabatisch) ohne weiteres in der Lage einen begrenzten Kurzschlußstrom (rund 39kA) standzuhalten.

Fall 2:
Bei einem Klemmenkurzschluß an einer MF-Spule werden die beiden angeschlossenen Strombrücken durch Lichtbogenwirkung stark beschädigt. Für die benachbarten "inneren" Strombrücken treten aufgrund der eingreifenden Stromregelung keine höheren Ströme als im Fall 1 auf und die Spulenrandfeldstärke bleibt zunächst in der Größenordnung vor dem Störfall.
Es kommt, abgesehen von evtl. weiterreichenden Lichtbogenauswirkungen, zu keiner höheren mechanichen Strombrückenbeanspruchung als im Fall 1.

2. Beanspruchung der Dehnbänder

Zum Einsatz an allen Strombrücken des MF- und TF-Systemes gelangten ausschließlich Foliendehnbänder (dick: 0,1mm) aus E-Kupfer. Diese sind mit den Anschlußstücken aus Cu-Hohlprofil (wie Strombrücken) durch Hartlötung verbunden.
Zur Absicherung des Fertigungsverfahrens erfolgten 1984/85 Dauerschwingprüfungen bis 50000 Lastwechsel (IABG) und Stromtests bis 54kA ohne Beschädigungsbefund. Unter angenähert betriebsmäßigen Kühlbedingungen lag die hot-spot Temperatur unter 87 °C (siehe Prüfprotokoll vom 16.10.85).

Für Hochstrom-Dehnbänder läßt sich die zulässige Normalkraft $F_{Nzul.}$ gemäß nachstehender Formel berechnen (aus VEM-Handbuch "Hochstromtechnik", S. 350):

$$F_{Nzul.} = 1{,}2 * z[1] * b[mm] * (t[mm])^2 * \sigma_{0,2}[N/mm^2] / (l_1[mm] * \tan\alpha)$$
$$= 1{,}2 * 72 * 73 * 0{,}1^2 * 290 \;/\; (120 * \tan 35)$$
$$= \underline{218\ N}$$

Bei einem mittleren Leiterabstand von 50mm im Dehnbandbereich und Nennstrom beträgt nach *ILAST02.XLC* die Streckenlast q etwa 4,4kN/m. Bezogen auf eine mittlere Dehnbandlänge und einem Auslenkwinkel von 35 Grad tritt eine Normalkraft F_{Nnenn} von:

$$F_{Nnenn} = \cos\beta * q/2[N/m] * l_1[m]$$
$$= \cos(90-35) * 2200 * 0{,}12$$
$$= \underline{151\ N}$$

auf.

Unter den gleichen geometrischen Verhältnissen würde im Kurzschlußfall mit 217kN/m (*ILAST02.XLC*) damit zurechnen sein, daß max. 10% der Folien von den Rändern her einreißen.

$$z_F = q_{KS} * l_1 * 1/(2 * \sigma_{Cu} * b * t) = 217\,{}^{kN}/_{m} * 0{,}12\,m/(2 * 290\,{}^{N}/_{mm^2} * 73\,mm * 0{,}1\,mm) = 6{,}2$$

d.h. 7,2% der Folienzahl

In diesem Fall wären alle Dehnbänder, die vor der Fehlerstelle und vor der ersten Spulenimpedanz liegen betroffen. Bereits ab Fehlerströmen unter 105kA (ca. q=35kN/m) dürfte bei fehlerfreier Dehnbandausführung keine Beschädigung mehr auftreten.

Problematischer ist die thermische Belastung der Dehnbandisolation. Die hot-spot Temperatur bei betriebsmäßig gekühlten Strombrücken erreicht bei Nennstrom rechnerisch:

$$dT_{N\ adiab.} = I_n^2 * R_{DB} * t_{äqu.}/(c_{Cu} * m_{Cu})$$
$$= (37\,kA)^2 * 3{,}0\,\mu\Omega * 4{,}5\,s/(0{,}39\,{}^{Ws}/_{g*grd} * 980\,g) = \underline{48{,}4K}^{*)}$$

*) im Versuch vom 16.10.85 wurden über die Widerstandsänderung 46K ermittelt

Zuzüglich der Anfangstemperatur von max.27°C sind das 75,4°C (zulässige Kurzzeittemperatur der Schrumpfschläuche von RAYCHEM: 135°C).

Im Kurzschlußfall wird ein adiabatischer Temperaturhub von:

$$dT_{KS\ adiab.} = I_{KS}^2 * R_{DB} * t_{ab}/(c_{Cu} * m_{Cu})$$
$$= (260\,kA)^2 * 3{,}0\,\mu\Omega * 0{,}7\,s/(0{,}39\,{}^{Ws}/_{g*grd} * 980\,g) = \underline{371K}$$ erreicht.

Das bedeutet eine <u>thermische Beschädigung</u> der im Kurzschlußkreis liegenden Dehnband-Isolationen und daraus folgernd die grundsätzliche Überprüfung der Isolation nach einem solchen Ereignis.

3. <u>Anmerkung zur Belastbarkeit der MC-Lamellen</u>

Zur Gewährleistung eines einheitlichen, niedrigen Kontaktübergangswiderstandes an den Verschraubungsstellen aller MF- und TF-Strombrücken wurden "MULTI-CONTACT (MC)" -Lamellen des Typs LAI/0,50 verwendet.
Die zulässige Gleichstrom-Dauerbelastbarkeit dieser Lamelle beträgt 20A/mm² bei einem aktiven Stegquerschnitt von 3,5mm². Nach internen Herstellerangaben beträgt die max. Kurzschlußbelastbarkeit (für 1s) 570A/mm² (lt. Katalog-Datenblatt 15% weniger).

Für die niedrigste MC-Stegzahl pro Verschraubung an den "inneren" Strombrücken B,C und D sind pro Kontaktfläche mindestens 94 Stege vorhanden (sonst mehr als 105 Stege). Das ergibt für eine Kurzschlußdauer von 0,7s nach Angaben der Fa. MULTI-CONTACT (interner Prüfwert, ungekühlt in Luft) einen zulässigen Kurzschlußstrom von:

$$I_{KS\ zul.} = 94 * 3{,}5\,mm^2 * 590\,{}^{A}/_{mm^2} = \underline{194kA}$$

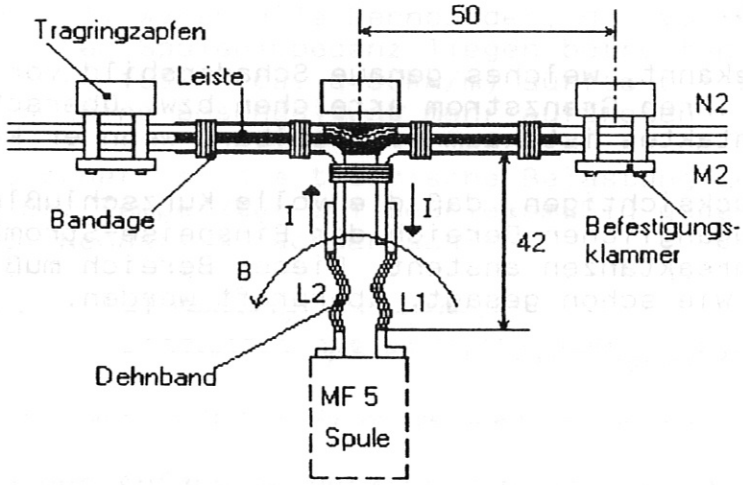
Hier muß auf die realistisch anzunehmende Kurzschlußbeanspruchung hingewiesen werden, nachder ein Kurzschlußstrom über 210kA*) aufgrund der Generator- und Einspeisereaktanzen nur theoretisch vorstellbar ist.
Hinzu kommt die Reaktion der Stromregelung auf dieses Ereignis, die im Normalfall, d.h. ohne eigenen Ausfall auf den eingestellten Sollwert begrenzt bzw. durch Schnellentregung oder Reduzierung des Thyristor-Aussteuerwinkels (bei EZ3) dem kurzschlußbedingtem Stromanstieg entgegenwirkt.

Außerdem ist nicht bekannt, welches genaue Schadensbild vorliegt, wenn die MC-Lamellen ihren Grenzstrom erreichen bzw. überschreiten. Ein Aufreißen des Kontaktes ist kaum vorstellbar, wenn er korrekt montiert wurde.
Weiterhin ist zu berücksichtigen, daß die volle Kurzschlußleistung nur im relativ gut zugänglichen Bereich der Einspeise-Strombrücken vor den ersten Spulenreaktanzen ansteht. Dieser Bereich muß ohnehin nach einem Störfall, wie schon gesagt, überprüft werden.

*) Nach früheren WVII-A Untersuchungen von Herrn Sapper

4. Stromversorgung der MF-Sonderspulen (Spulentyp V)

Wesentlicher Bestandteil der hierzu montierten Strombrücken sind bifilar angeordnete Ringleitungen, die an den oberen Tragringzapfen hängen. Die Leiterquerschnitte und -anordnungen entsprechen dem zuvor für das "kleine" MF-Feld gesagtem.



MF5-Ring und Spulenanschluss (Schema)

Beanspruchungsmäßig ist zuerst der Spulenanschluß mit den Strombrücken L_1 und L_2 bedeutsam. Das Streufeld der MF5-Spule verursacht in den vertikalen Strombrücken L_1 und L_2 gegensätzliche Radialkräfte, die wiederum zu einer Biegebeanspruchung der Ringleitungs-Strombrücken (insbesondere M_2) führen.

Bei Nennstrombetrieb sind das

$$F_{rad.Nenn} = B_{Streu} * I_{Nenn} * l_L$$
$$= 0{,}82T * 37kA * 0{,}42m$$
$$= \underline{12{,}7kN}$$

und im Kurzschlußfall beträgt bei angenommen gleichem Streufeld die Radialkraft immerhin:

$$F_{rad.KS} = B_{Streu} * I_{KS} * l_L$$
$$= 0{,}82T * 260kA * 0{,}42m$$
$$= \underline{89{,}5kN}$$

Damit wird das freie Ende vor der letzten Befestigungsklammer bei einem vereinfacht zusammengesetztem Widerstandsmoment von:

$$W_{rCu} = d * b^2/6 - PI * d^3/32 = 22mm * (73mm)^2/6 - 3{,}14 * (5mm)^3/32$$
$$= 19527{,}4mm^3$$

aus dem Kräfte- und Momenten-Gleichungssystem für die Auflager an der Tragringbefestigungsklammer (hier nur als Ergebnis zusammengefaßt) mit:

$F_{A\ KS}$ $=F_{Auflager}$
$=F_{rad\ KS}*l_x/(l_{Ges.})$
$=89,5*10^3N*140mm/1000mm$
$=\underline{12,5kN}$

M_b $=F_{A\ KS}*l_M$
$=12,5*10^3N*430mm$
$=5,4*10^6Nmm$

σ_b $=M_b/W_{rCu}$
$=5,4*10^6Nmm/19527,4mm^3$
$=276N/mm^2$

<u>überlastet</u>, wobei für das Kupferhohlprofil $250N/mm^2$ (n. Angaben von der Fa. KABELMETAL für SE-Cu F25) vorausgesetzt werden können.

In der vorstehenden M_b-Gleichung bedeuten:

l_x -größter Leitermittenabstand des vertikalen Anschlußteiles der Strombrücken M2
$l_{Ges.}$ -lichter Mitten-Abstand zwischen zwei Tragring-Befestigungsklammern
l_M $= {}^1/_2*(l_{Ges.}-l_x)$

Bei dieser Betrachtung wurden die harzgefüllten Glasdochtbandagen mit jeweils 5 Dochtwindungen (ausgehärtet min. $110mm^2$/Windung) und einer Kurzzeit-Reißfestigkeit von über $800N/mm^2$ (d.h. zulässige Reißkraft über 440kN) nur als beliebig feste Klammer zwischen Leiste und Profil angenommen; nicht aber als zusätzliche Stabilisierung des Leiterpaketes. Die Bandage (Kreuzwickel) um die Leiter L_1, L_2 sowie M_2, N_2 und die innenliegende, zum Leiterpaket mit Harz ausgefüllte GFK-Leiste wurde nicht berücksichtigt, trägt aber zur Entlastung der Grenzbeanspruchung erheblich bei.

Nicht vernachlässigbar ist die Funktion der Kreuzbandage allerdings für die Herabsetzung der Beanspruchung im Mittelteil der GFK-Leiste. Hier reduziert sie den wirksamen Biegeabstand der GFK-Leiste auf den mittleren Bandagenabstand des Kreuzwickels.

Das maximale Biegemoment berechnet sich nach:

$M_{B\ GFK}$ $=F_{A\ KS}*(l_M+l_x)-F_{rad\ KS}*l_x$
$=12,5kN(430mm+140mm)-89,5kN*140mm$
$=-5,4*10^6Nmm$

Für die 25mm dicke und 50mm hohe GFK-Leiste zusammen mit der mindestens 20mm starken und etwa gleichhohen Glasharzausfüllung zwischen Leiste und Leiterpaket beträgt das Widerstandsmoment:

$W_{GFK}=h*b^2/6$ $=50mm*(45mm)^2/6=16,88*10^3mm^3$

und damit die höchste Biegespannung:

$\sigma_{B\ GFK}$ $=M_{B\ GFK}/W_{GFK}$
$=5,4*10^6Nmm/16,88*10^3mm^3$
$=319N/mm^2$

Dabei wurde vereinfachend angenommen, daß die Glasharzfüllung und die GFK-Leiste gleiche Festigkeitswerte besitzen. Außerdem wurde der Einfluß der Abstoßungskraft unter Bezug auf die hohe Festigkeit der Leiterpaketbandagen vernachlässigt.

Die Befestigungsklammer an den Tragringzapfen besteht aus vier Edelstahlbolzen (Ø 38mm), Hgw-Distanz- und Führungsplatten sowie einer Al-Grundplatte.

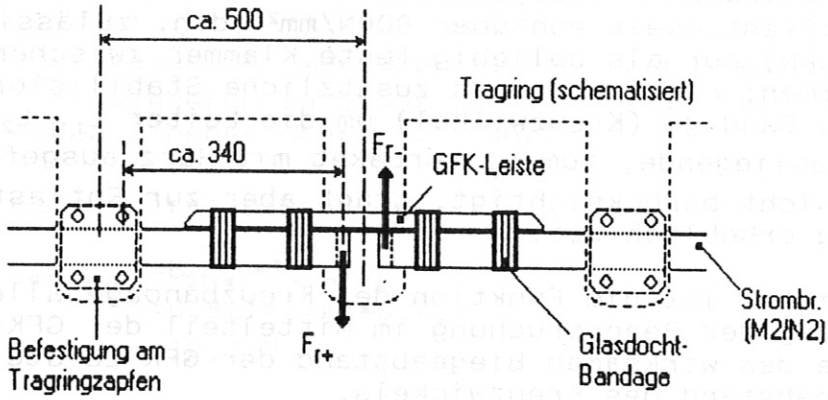
Beanspruchung pro Bolzen (Kurzschlußfall):

a) Zugkraft

F_{Az} =300kN*0,5m/4 (Abstoßung der Bifilarleiter 300kN/m; 4 Bolzen)
=37,5kN

b) Radialkraft

$F'_{A\ KS}$ $=F_{A\ KS}/2$ (2 Bolzen)
=12,5kN/2
=6,3kN



Bei einem M16-Kernquerschnitt A_{KB} des Bolzens (Material: 1.4311) von 128,7mm² berechnet sich eine Schubspannung von:

τ_{Sch} $=F'_{A\ KS}/A_{KB}$
=6,3kN/128,7mm²
=48,7N/mm²

Der gleichzeitig wirksame Zug infolge Schub berechnet sich über die Momentengleichung (Hebel):

$F'_{A\ KS}*a_{M2}=2*F_z*d_B/2$ -> F_z=6,3kN*50mm/38mm=8,25kN

bezogen auf den M16-Kernquerschnitt A_{KB} ergibt das eine Zugspannung von:

$\sigma_{z\ Sch}=F_z/A_{KB}=64,1N/mm^2$

Hinzugerechnet werden muß nun noch der superponierte Zug aufgrund der Abstoßungskräfte der beiden Leiter mit:

$$\sigma_{Az\ ges.} = F_{Az}/A_K$$
$$= 37,5kN/128,7mm^2$$
$$= 291,4N/mm^2$$

Nach der Festigkeitshypothese für zweiachsige Spannungszustände bei zähen Werkstoffen (NETZ, 2.Ausg., S.232) berechnet sich daraus eine Vergleichsspannung von:

$$\sigma_V=[(\sigma_{Az\ ges.}+\sigma_{z\ Sch})^2+3*\tau_{Sch}^2]^{1/2}$$
$$=[(291,4N/mm^2+64,1N/mm^2)^2+3*(48,7N/mm^2)^2]^{1/2}$$
$$=365,4N/mm^2$$

Für den Werkstoff 1.4311 kann aus WEGST "Stahlschlüssel", 1983, S.262 eine Zugfestigkeit von >550N/mm² (1%-Dehngrenze: 310N/mm²) entnommen werden.

Nach einem Kurzschluß muß also davon ausgegangen werden, daß alle Klammern etwas verformt wurden. Ein Aufreißen der Verbindung ist bei sachgemäßer Montage ausschließbar.

Anmerkung:
Die besonders in diesem Kapitel vollzogenen Festigkeitsüberlegungen sind unter vielleicht nicht immer exakt gültigen Vereinfachungen getroffen und am "worst case" orientiert. Soweit die Beanspruchung unter den zulässigen Werkstoffgrenzen lag wurde nicht über entlastende Festigkeitsannahmen nachgedacht.
Dort wo die Beanspruchung nahe an Grenzwerte reicht bzw. diese noch überschreitet, muß auf die tatsächliche Kurzschlußbelastung, die wie schon erwähnt, nur gut 80% der hier getroffenen Annahmen vermutlich erreichen wird, hingewiesen werden.
Außerdem wurde unberücksichtigt, daß insbesondere für eine Beschädigung der MF5-Klammern aufgrund der quasi "schwimmenden" Positionierung des Leiterpaketes eine erhebliche Verformungs- und Beschleunigungsenergie absorbiert wird, bevor die eigentlichen Klammerbauteile erfaßt werden.

5. Toroidalfeld

Die Strombrücken dieses Systemes besitzen das gleiche Leiterprofil wie die MF-Strombrücken. Auch die geometrische Leiteranordnung entspricht grundsätzlich der des MF-Systemes. Das Einspeise-Leiterpaket und die bifilare Ringleitung am oberen Tragring, nahe der "inneren" Spulenfüße der TF-und MF5-Spulengehäuse, wird haupsächlich durch Glasdochtbandagen mit mindestens 5 Windungen ($A_{Wdg.}$>150mm²; F_z>600kN) im mittlerem Abstand von 200mm zusammengehalten.

Bei einem Nennstrom von 47kA liegen die Leiterstromkräfte für einen Mittenabstand von ca. 30mm bei typisch:

9,7 kN/m (n.PHILIPPOW) bzw.
9,5 kN/m (n. BABIKOW)

also unter 10 kN/m.

Dieser Strombereich ist für die Beanspruchung der Bandagen gegenüber den Abstoßungskräften zwischen Hin- und Rückleiter vernachlässigbar.

Für den Kurzschlußfall sei auf den Wert für das MF-Feld (Punkt 1.1, S.1) bei Versorgung durch die EZ2 mit theoretisch 260kA und daraus resultierenden 300kN/m hingewiesen.
Im normalem, auslegungsgemäßem Experimentierbetrieb erfolgt die Versorgung des TF-Systemes von der EZ3 oder EZ4 über Thyristormodule, die die mögliche Kurzschlußleistung bestimmen.

Maschinenseitig beträgt der höchstmöglicher Kurzschlußstrom:

EZ3: 120kA (u.a. nach Information von Herrn Hipper)
EZ4: 182kA

Auch hier liegt der tatsächlich experimentnahe mögliche Kurzschlußstrom um mindestens 20% niedriger.

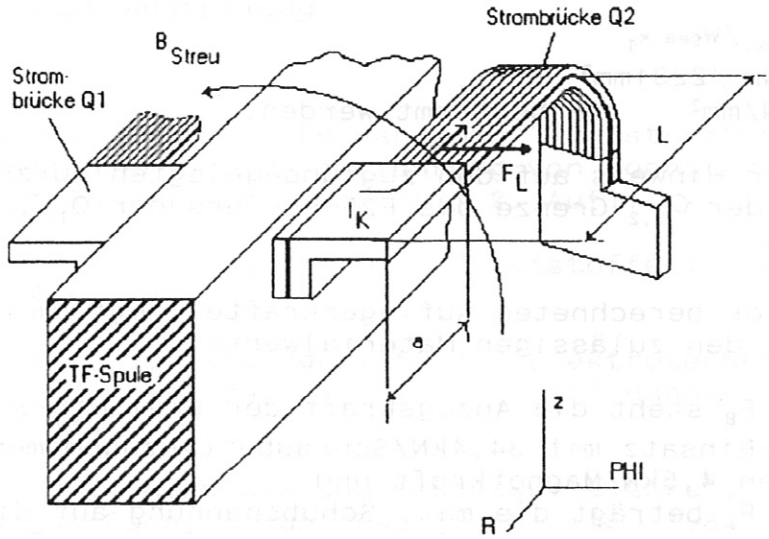
Die schon für das MF-Feld z.T. angesprochenen reduzierenden Faktoren, wie:

- Spannungsabfälle an den Leitungsimpedanzen;
- Stromregelung und Strombegrenzung mit Redundanz;
- Strom-Zeit-Überwachung (drehstrom- und gleichstromseitig);
- Hochstromsicherungen in den Thyristorzweigen;
- Gittersperre bei Überstrom (Thyristormodule)

sind auch für das TF-Feld zutreffend.

5.1. Beanspruchung der Spulenanschlußstrombrücken

Von der bifilar aufgebauten Ringleitung aus, führt beidseitig des TF-Spulengehäuses, eine aus 16 parallelen Einzelhohlleiterprofilen (ca. 10*10mm²) bestehende Strombrücke Q1, Q2 zum Spulenanschluß. Dieser ungefähr horizontal orientierte Leiterqerschnitt (A_{CU}=1272mm²) wird vom Streufeld der TF-Spule durchsetzt und dadurch von der Spule weg- bzw. hingedrückt.



Bei einem mittlerem Streufeld unmittelbar am äußerem Spulenrand bei TETA=90°, von ca.0,25T, einer orthogonalem Durchdringungslänge l=0,4m und einer Kontaktlänge a=0,15m berechnet sich eine Streckenlast von:

$$F_L = B_{Streu} * I_{KS} * (l-a)$$
$$= 0{,}25T * 260kA * (0{,}4-0{,}15)m$$
$$= \underline{16{,}3kN}$$

Mit der Annahme eines einseitig eingespannten (Spulenanschluß; Seite B), geraden Trägers und eines starrem Auflagers (Ringleitungsanschluß; Seite A) nach "Stahl im Hochbau", 13. Aufl., S.1113, Fall-Nr. 37, lassen sich die Auflagerdrücke F_A und F_B berechnen:

$$F_A = F_L/8*[8-6(a/l)+(a^3/l^3)]$$
$$= 16{,}3*10^3N/8*[8-6(0{,}15m/0{,}4m)+(\langle 0{,}15m\rangle^3/\langle 0{,}4m\rangle^3)]$$
$$= 11{,}8kN$$

$$F_B = F_L/8*[6(a/l)-(a^3/l^3)]$$
$$= 16{,}3*10^3N/8*[6(0{,}15m/0{,}4m)-(\langle 0{,}15m\rangle^3/\langle 0{,}4m\rangle^3)]$$
$$= 4{,}5kN$$

mit a/l=0,375 liegt der gefährdete Querschnitt in x_1, damit beträgt dort das max. Biegemoment:

$$M_{B\,max.} = a*F_L/128*[8-6(a/l)+(a^3/l^3)]^2$$
$$= 0{,}15*16{,}3*10^3/128*[8-6(0{,}15/0{,}4)+(0{,}15^3/0{,}4^3)]^2$$
$$= 641Nm$$

Für den gefährdeten Kupferquerschnitt in x_1 kann unter der Voraussetzung einer gleichhohen Magnetkraftwirkung auf jeden Teilleiter vereinfachend ein zusammengesetztes Widerstandsmoment der 16 Einzelhohlleiter (10,3mm*9,4mm/Bohrungsdurchmesser 5mm) mit:

$$W_{ges\,x_1} = 16*[b*h^2/6-(d^3*pi)/32]$$
$$= 16*[10{,}3*9{,}4^2/6-(5^3*3{,}14)/32]$$
$$= 2231mm^3$$

und danach die max. Biegespannung im Kupfer zu:

$$\sigma_{B\,Cu} = M_{B\,max.}/W_{ges\,x_1}$$
$$= 641\,Nm\,/2231\,mm^3$$
$$= 287\,N/mm^2$$ bestimmt werden.

Der Wert liegt unter Hinweis auf den zugrundegelegten Kurzschlußstrom von 260kA an der $\sigma_{0,2}$-Grenze des F25-Kupfers der Q_1/Q_2-Strombrücken.

Die Wirkung der zuvor berechneten Auflagerkräfte liegt um eine Größenordnung unter den zulässigen Materialwerten:

- im Auflager F_B steht die Anzugskraft der drei M16-Schrauben im HELICOIL-Einsatz mit 34,4kN/Schraube (Anzugsmoment: 60Nm) gegenüber den 4,5kN Magnetkraft und
- im Auflager F_A beträgt die max. Schubspannung auf die sechs M12-Schrauben bei 11,8kN Schub und 434,3mm³ Kernquerschnitt ca. 27N/mm²

Dem Festigkeitsproblem der Strombrücken muß noch abschließend die Erwärmung im Kurzschlußfall hinzugefügt werden. Nach dem aus Abschnitt 1.1 bekannten Verfahren berechnet sich für 260kA und 0,7s Kurzschlußdauer ein adiabatischer Temperaturanstieg um 154K (bei 0,6s: 132K).
Hier liegt das Isolationssystem an bzw. über der Schadensgrenze. Sollte diese hohe Beanspruchung auftreten, wird die Isolation vermutlich Schaden erleiden. Nicht berücksichtigt wurde die Kühlung in den Hohlleitern, deren Einfluß für Zeiten unter 1s vernachlässigbar ist.

5.2. Beanspruchung der bifilaren Ringstrombrücken

Das Bifilarleiterpaket verläuft im Gegensatz zur MF5-Ringleitung vertikal am oberen Tragring, Nahe den Innenfüßen der MF- und TF-Spulengehäuse.
Wie schon gesagt erfolgt die Festlegung und Klammerung ausschließlich mit Hilfe von harzgetränkten Glasdochtbandagen und harzimprägnierten Glashäckselverfüllungen.
Die Zugbeanspruchung jeder Bandage mit $2*2kN/2*A_{GFK}=13N/mm^2$ liegt um fast zwei Größenordnungen unter deren Reißfestigkeit.
Ferner beträgt bei einem max. Betriebstemperaturhub von angenommen 50K die radiale Ausdehnung des Strombrückenpaketes 1,3mm, was ohne weiteres von den Dehnbändern und der Isolation (einseitige Dicke: min. 5mm an den Bandagen) absorbiert werden kann.
Vernachlässigbar ist auch der Einfluß des globalen Vertikal- und OH-feldes, den das Leiterpaket umschließt. Die Induktion dieser Systeme auf den Bifilarleiter liegt bei max. 0,1T und damit unter dem bereits berechneten Wert des unmittelbaren Spulenstreufeldes.

Literaturzusammenstellung

1) *Winkler, G. u.a.*, VEM-Handbuch "Hochstromtechnik - Grundlagen, Dimensionierung und Ausführung von Hochstromanlagen", VEB Verlag Technik, Berlin 1987, 2. Aufl.

2) *M.Saure*, AEG-Handbuch 22, "Kunststoffe in der Elektrotechnik", Frankfurt 1979

3) *Führer u.a.*, "Grundgebiete der Elektrotechnik", Bd.1, Stationäre Vorgänge, 3. Aufl., Carl Hanser Verlag München, Wien 1989

4) *Böge, A.*, "Mechanik und Festigkeitslehre", 18. Aufl., F. Vieweg & Sohn, Braunschweig/Wiesbaden 1981

5) *Netz, H.*, "Formeln der Technik", 2. Ausg. 1983, Carl Hanser Verlag München Wien

6) *Verein deutscher Eisenhüttenleute*, "Stahl im Hochbau", Handbuch für Entwurf, Berechnung und Ausführung von Stahlbauten, 13. Aufl., 1967, Verlag Stahleisen m.b.H., Düsseldorf

7) *Frohne, H.*, "Einführung in die Elektrotechnik", Bd. 2, Elektrische und magnetische Felder", B. G. Teubner, Stuttgart 1979

8) *Philippow, E.*, "Taschenbuch Elektrotechnik", Bd. 2, Starkstromtechnik, 2. Aufl. 1966, VEB Verlag Technik Berlin

9) *Hahn, L.*, "Werkstoffkunde für die Elektrotechnik und Elektronik", 3. Aufl. 1983, VEB Verlag Technik Berlin

10) *Küpfmüller, K.*, "Einführung in die theoretische Elektrotechnik", 10. Aufl. 1973, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York

11) *BBC*, "Taschenbuch für Schaltanlagen", 7. Aufl. 1979, W. Girardet Verlag, Essen

12) *Dubbel*, "Taschenbuch für den Maschinenbau", Bd. 2, 13. Aufl. 1974, Springer-Verlag Berlin Heidelberg New York

13) *Langrehr, H.*, "Rechnungsgrößen für Hochspannungsanlagen", AEG-Handbücher Bd.9, 1974, Elitera-Verlag Berlin

14) *Fischer/Vogelsang*, "Größen und Einheiten in Physik und Technik", 5. Aufl., VEB Verlag Technik Berlin 1988

15) *Schoenewolf, I.*, "Prüfprotokoll, Kupferfoliendehnband- Musterstrombrücke (WVII-AS)", vom 16.10.1985, IPP-Garching

16) *Schoenewolf, I.*, "Prüfprotokoll, "Stromschienenverbindung für WVII-AS MF-Spulenverschaltung", vom 10.8.1984, IPP-Garching

Danksagung

Der vorliegende Bericht faßt technische Ergebnisse aus der Design- und Realisierungsphase des Stellarator-Experimentes "WENDELSTEIN VII-AS" zusammen, dessen Zustandekommen eine Leistung aller Mitarbeiter des Bereiches E2 sowie den Zuarbeiten von Mitarbeitern aus anderen Abteilungen des IPP darstellt.

Besonderen Dank möchte ich Herrn Sapper für die stete Bereitschaft zu klärenden Gesprächen und nichtzuletzt für die sehr genaue und kritische Durchsicht des Manuskriptes und daraus entstandener Anregungen aussprechen.

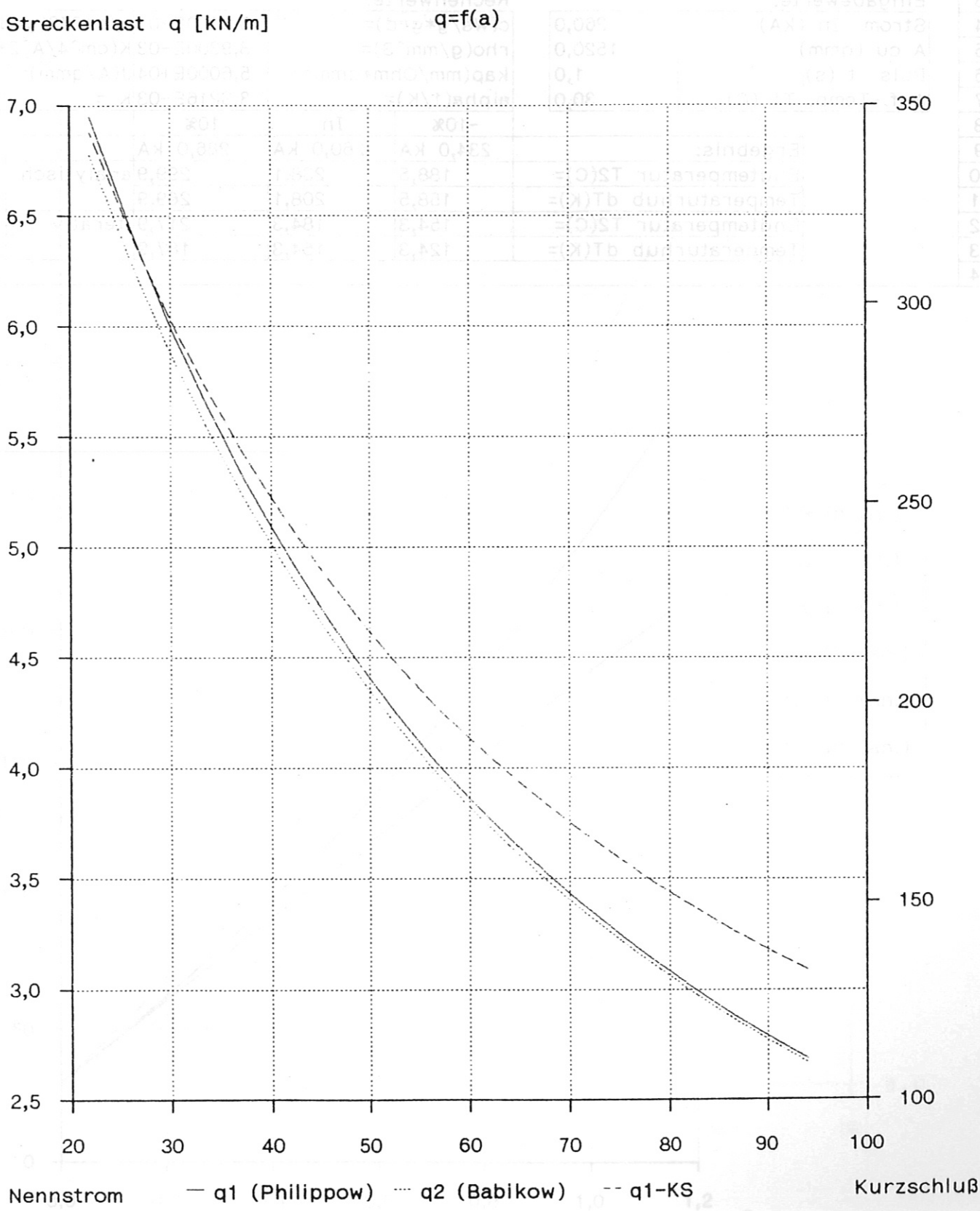
Weiterhin möchte ich den Herren Münch, Kißlinger, Hoffmann, Hipper und nicht zuletzt Herrn Dr. Dorst danken, die mir zu speziellen Fragen mit vielen wertvollen Hinweisen und durch Diskussionen konkrete Unterstützung zuteil werden ließen.

A N L A G E N

zum technischen Bericht

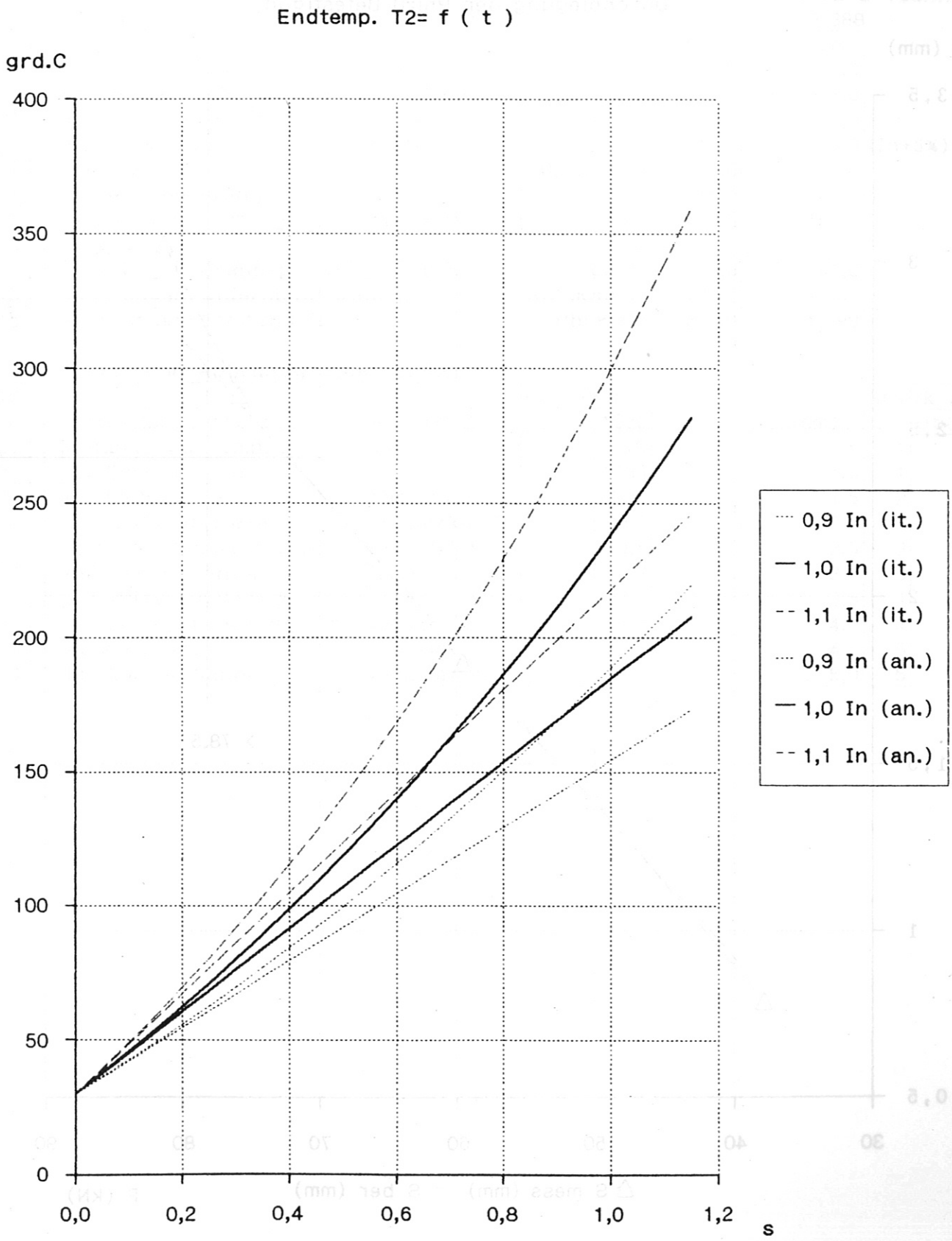
	A	B	C	D	E	F
1		Berechnung der Streckenlast q				
2						
3		Cu-Breite b (mm)	73		Strom In (kA)	37,000
4		Cu-Dicke h (mm)	22		KS-Strom (kA)	260,000
5		Leitermittenabstand a(mm)	30		my0 (Vs/Am)	1,2566E-06
6	3	KS-Streckenlast q3 (kN/m)=	296			
7	2	Nenn-Streckenlast q2 (kN/m)=	5,876		phi1(a/b)=	2,36176
8	1	Nenn-Streckenlast q1 (kN/m)=	5,994		phi2(a/b)=	0,79503
9					phi=	1,56673
10	1, 3	Berechnet n. TB ET, Bd.5, S783 (Philippow)			eta=	0,05860
11	2	berechnet n. Babikow, Grundl. für die Ber. dyn. Kreise				
12		Kap.9.2, S.188ff				

ILAST02.XLC

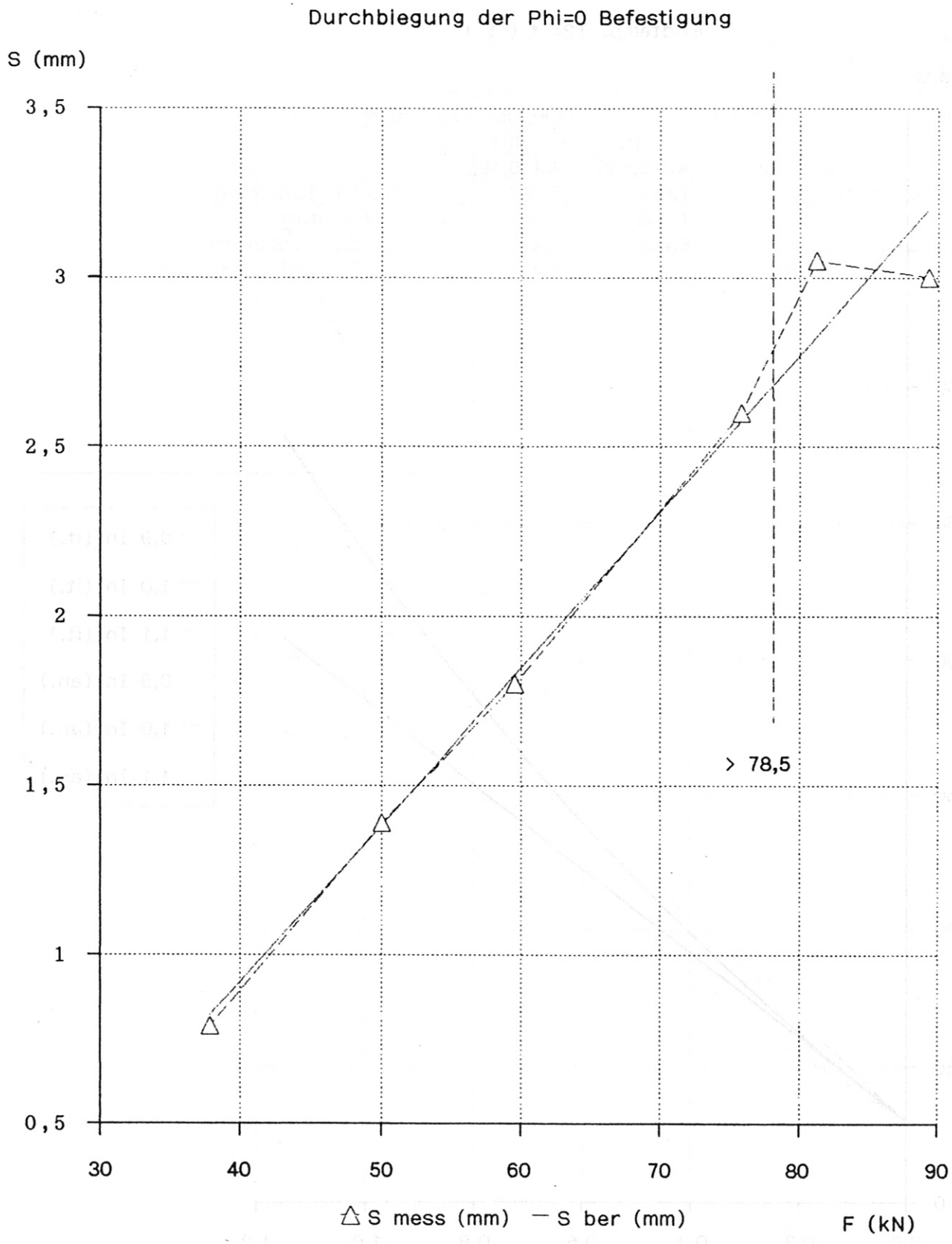

Streckenlast q [kN/m]
q=f(a)
7,0
6,5
6,0
5,5
5,0
4,5
4,0
3,5
3,0
2,5
350
300
250
200
150
100
20
30
40
50
60
70
80
90
100
Nennstrom
q1 (Philippow)
q2 (Babikow)
q1-KS
Kurzschluß

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J
1	adiabate Erwärmung von E-Cu (Iterat. / analyt. Verfahren)									
2										
3		Eingabewerte:				Rechenwerte:				
4		Strom In (kA)		260,0		c(Ws/g*grd)=		3,9000E-01	a/b+273(grd.C)=	
5		A cu (qmm)		1520,0		rho(g/mm^3)=		8,9300E-03	K(cm^4/A^2*s)=	
6		Puls t (s)		1,0		kap(mm/Ohm*qmm)=		5,6000E+04	J(A/qmm)=	
7		Anf.-Temp. T1 (C)		30,0		alpha(1/K)=		3,9216E-03	K =	
8						-10%	In	10%		
9			Ergebnis:			234,0 kA	260,0 kA	286,0 kA		
10			Endtemperatur T2(C)=			188,5	238,1	299,9	analytisch	
11			Temperaturhub dT(K)=			158,5	208,1	269,9		
12			Endtemperatur T2(C)=			154,3	184,3	217,9	iterativ	
13			Temperaturhub dT(K)=			124,3	154,3	187,9		
14										

TEMPCU_2.XLC

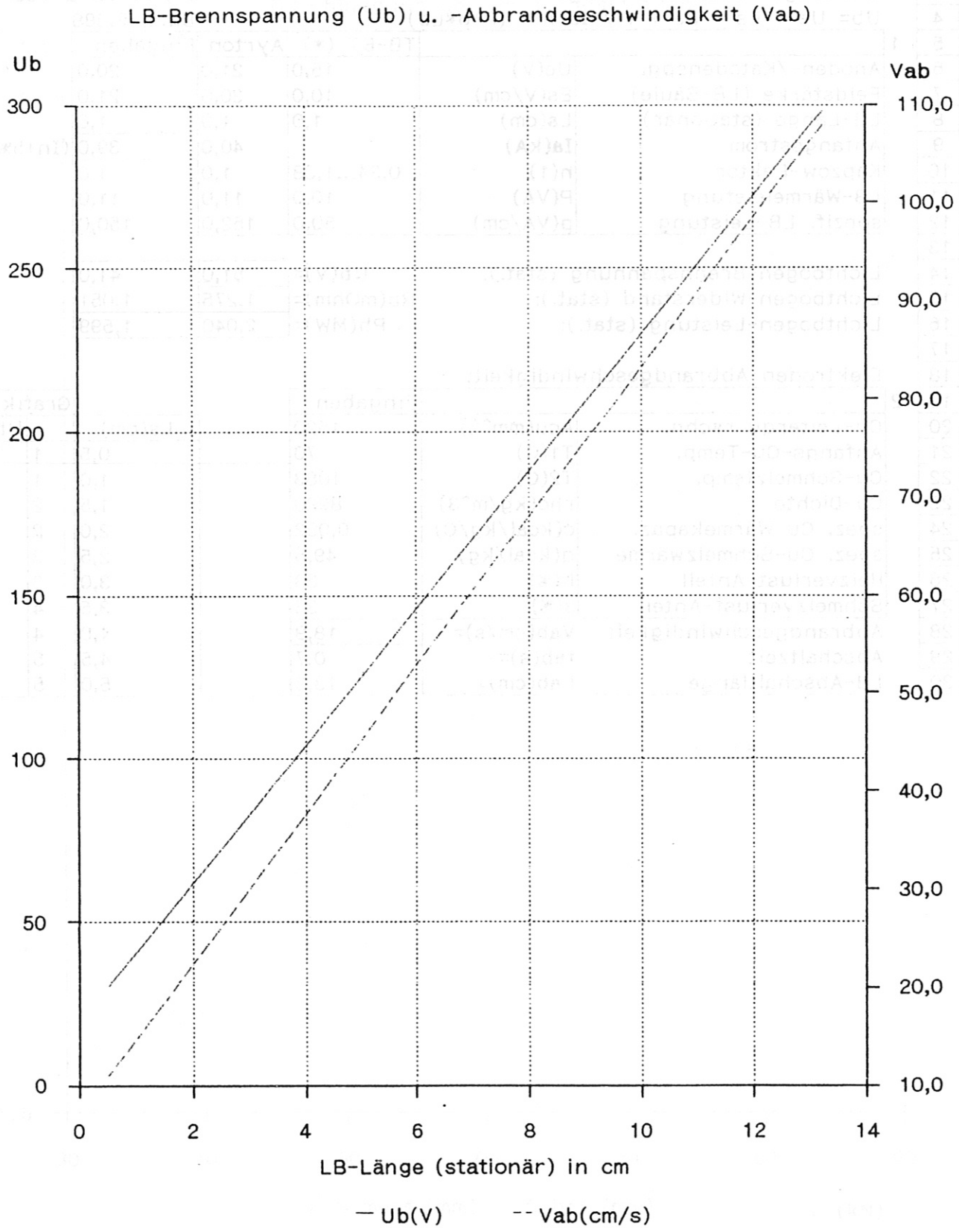

Endtemp. T2= f (t)
grd.C
400
350
300
250
200
150
100
50
0
0,0
0,2
0,4
0,6
0,8
1,0
1,2
s
0,9 In (it.)
1,0 In (it.)
1,1 In (it.)
0,9 In (an.)
1,0 In (an.)
1,1 In (an.)

SBTEST2.XLC


Durchbiegung der Phi=0 Befestigung
S (mm)
3,5
3
2,5
2
1,5
1
0,5
30
40
50
60
70
80
90
> 78,5
△ S mess (mm)
— S ber (mm)
F (kN)

	A	B	C	D	E	F	G	H
1		Berechnung der Lichtbogen-Parameter						
2		bei Gleichstrom in Luft nach TOEPLER und AYRTON						
3		Lichtbogen-Brennspannung:				(*) n. TB E-Technik,		
4		Ub= Ue + Es * Ls + 1 / Ia^n * (P+p*Lb)				Bd.2, S.388		
5	1			TB-ET (*)	Ayrton	Eingaben		
6		Anoden-/Katodenspg.	Ue(V)	15,0	21,0	20,0		
7		Feldstärke (LB-Säule)	Es(V/cm)	10,0	30,0	21,0		
8		LB-Länge (stationär)	Ls(cm)	1,0	1,0	1,0		
9		Anfangsstrom	Ia(kA)		40,0	39,0	(In+5%)	
10		Kapzow-Faktor	n(1)	0,34...1,38	1,0	1,0		
11		LB-Wärmeleistung	P(VA)	10,0	11,0	11,0		
12		spezif. LB-Leistung	p(VA/cm)	50,0	152,0	150,0		
13								
14		Lichtbogen-Brennspannung (stat.):		Ub(V)=	51,0	41,0		
15		Lichtbogen-Widerstand (stat.):		Rb(mOhm)=	1,275	1,051		
16		Lichtbogen-Leistung (stat.):		Pb(MW)=	2,040	1,599		
17								
18		Elektroden-Abbrandgeschwindigkeit:						
19	2			Eingaben			Grafik zu	
20		Cu-Leiterquerschn.	Acu(mm^2)	1520		Ls(cm)		Ub(V)
21		Anfangs-Cu-Temp.	T1(C)	70		0,5	1	31
22		Cu-Schmelztemp.	T2(C)	1083		1,0	1	41
23		Cu-Dichte	rho(kg/m^3)	8920		1,5	2	52
24		spez. Cu-Wärmekapaz.	c(kcal/kg/C)	0,092		2,0	2	62
25		spez. Cu-Schmelzwärme	q(kcal/kg)	49,5		2,5	3	73
26		Heizverlust-Anteil	h(%)	33		3,0	3	83
27		Schmelzverlust-Anteil	s(%)	33		3,5	4	94
28		Abbrandgeschwindigkeit	Vab(cm/s)=	18,9		4,0	4	104
29		Abschaltzeit	tab(s)=	0,7		4,5	5	115
30		LB-Abschaltlänge	Lab(cm)=	13,3		5,0	5	125

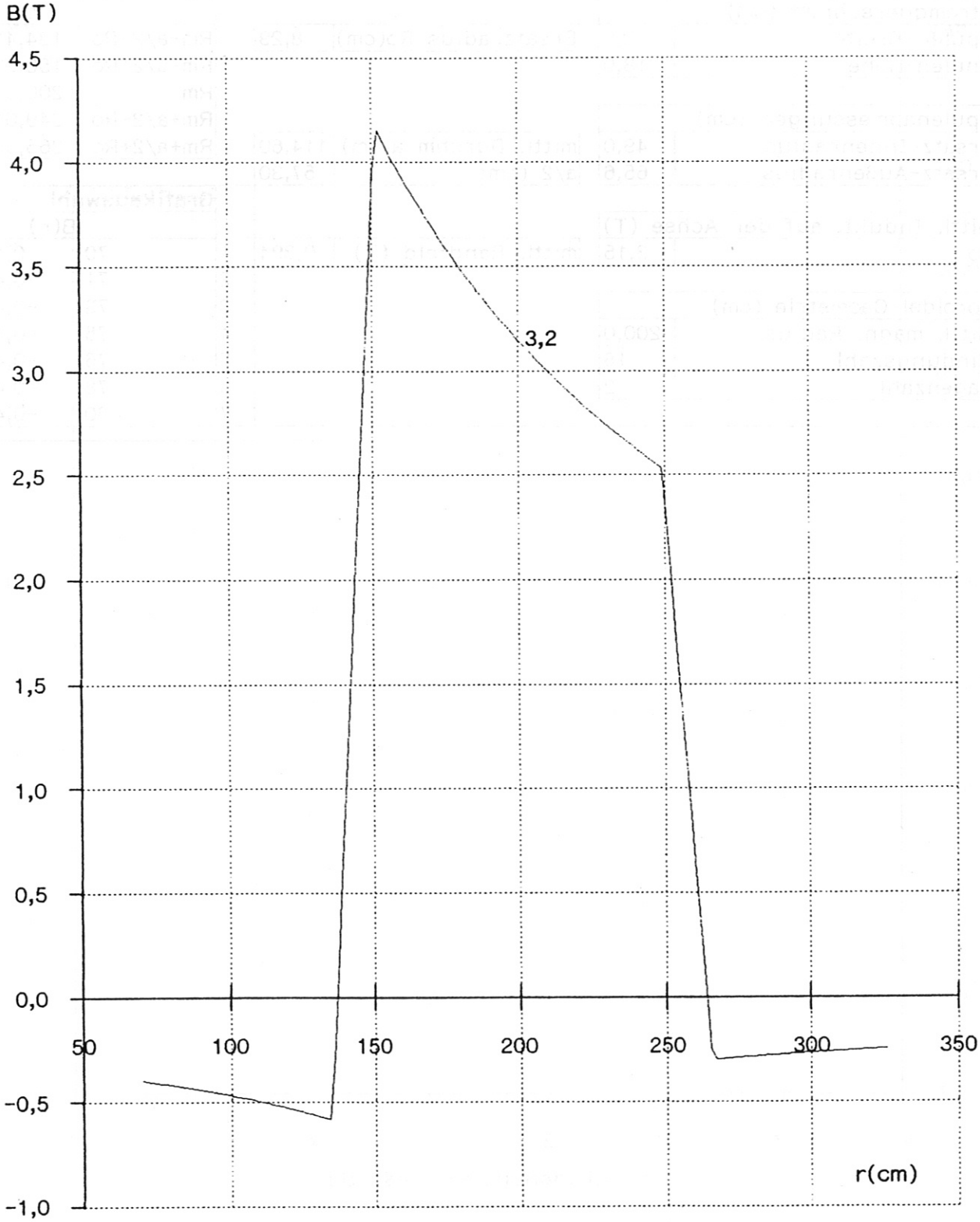
LICHTBG2.XLC

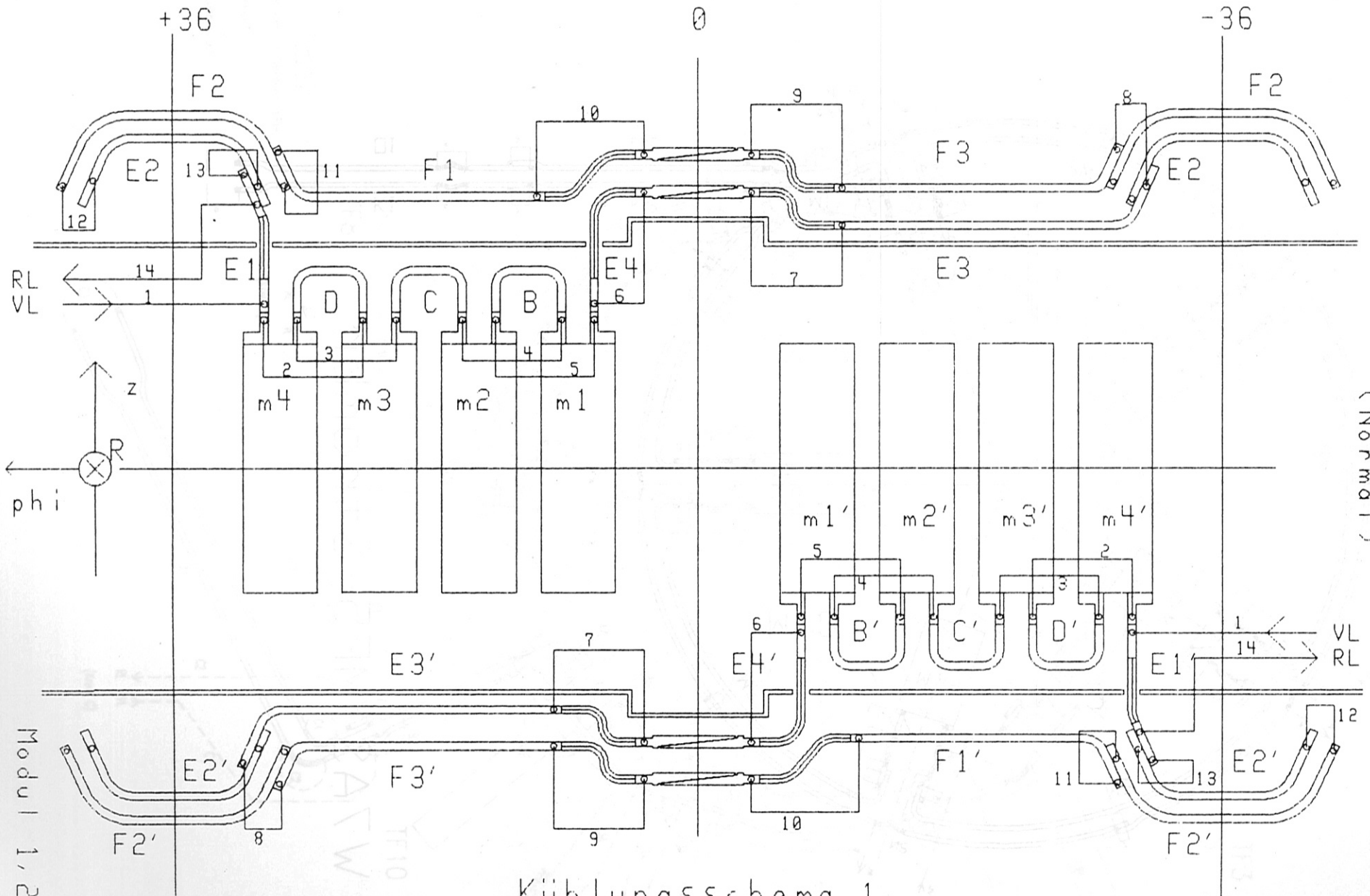


SPULIND1.XLS

	A	B	C	D	E	F	G	H	I
1									
2	näherungsweise Berechnung der Induktion								
3	einzelner kreisrunder Ringspulen								
4									
5	Stromquerschnitt (cm)							r	B(r)
6	Spulen-Breite	12,0		Ersatzradius Ro(cm)	8,29		Rm-a/2-Ro	134,41	0,000
7	Spulen-Höhe	18,0					Rm-a/2+Ro	150,99	4,172
8							Rm	200,00	3,150
9	Spulenabmessungen (cm)						Rm+a/2-Ro	249,01	2,530
10	Ersatz-Innenradius	49,0		mittl. Durchm a(cm)	114,60		Rm+a/2+Ro	265,59	0,000
11	Ersatz-Außenradius	65,6		a/2 (cm)	57,30				
12							Grafikauswahl		Innen
13	mittl. Indukt. auf der Achse (T)							B(r)	B1(r)
14	Bo	3,15		mittl. Randfeld (T)	0,394	1	70	-0,4	-0,396
15						2	71	-0,4	-0,399
16	Toroidal-Geometrie (cm)					3	73	-0,4	-0,402
17	mittl. magn. Radius	200,0				4	75	-0,4	-0,406
18	Windungszahl	16				5	76	-0,4	-0,409
19	Lagenzahl	2				6	78	-0,4	-0,413
20						7	80	-0,4	-0,416

B(r) für toroidale Kreisspulen

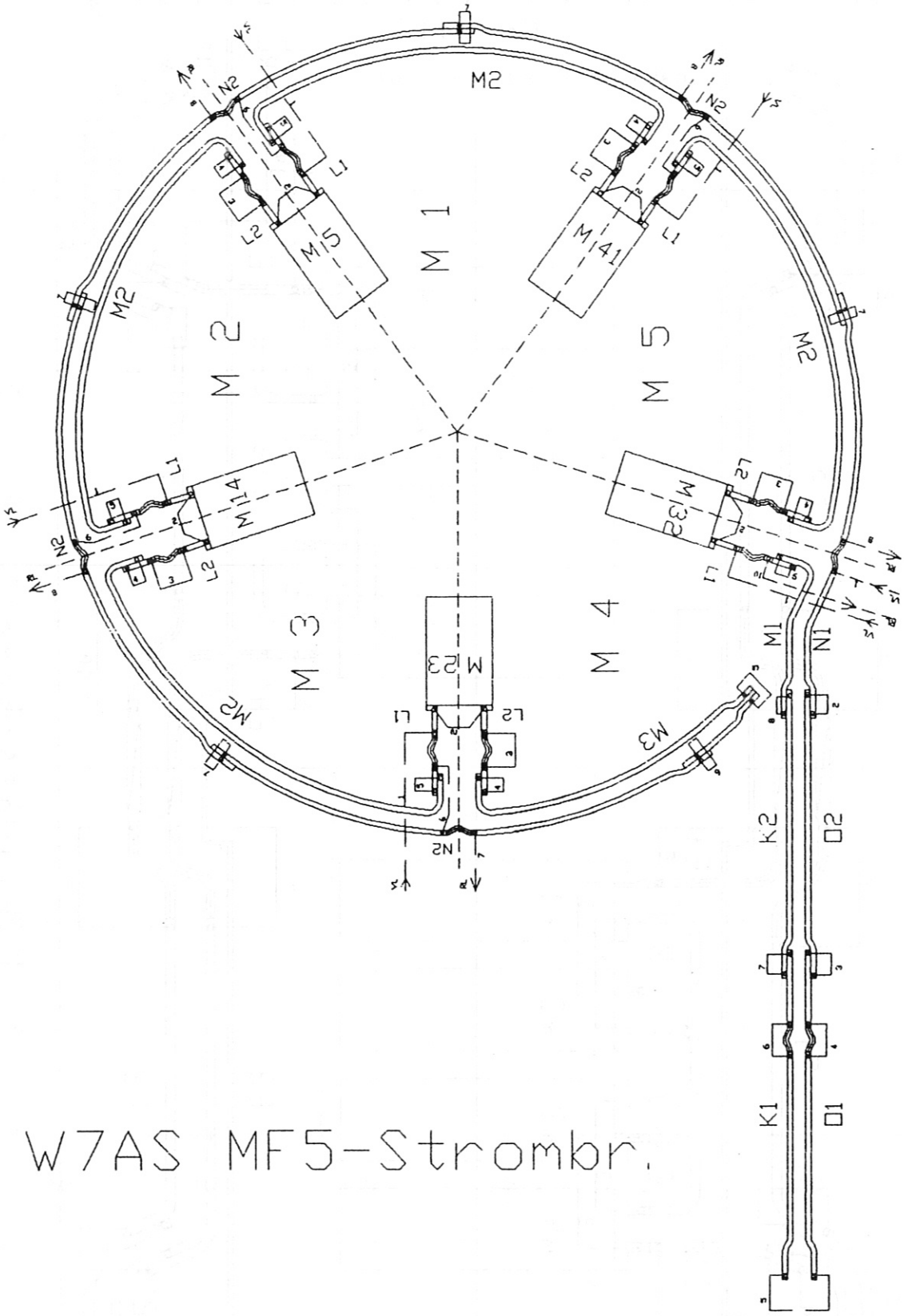




Kühlungsschema 1

M2-BS MF-Modulverschaltung (Normal)

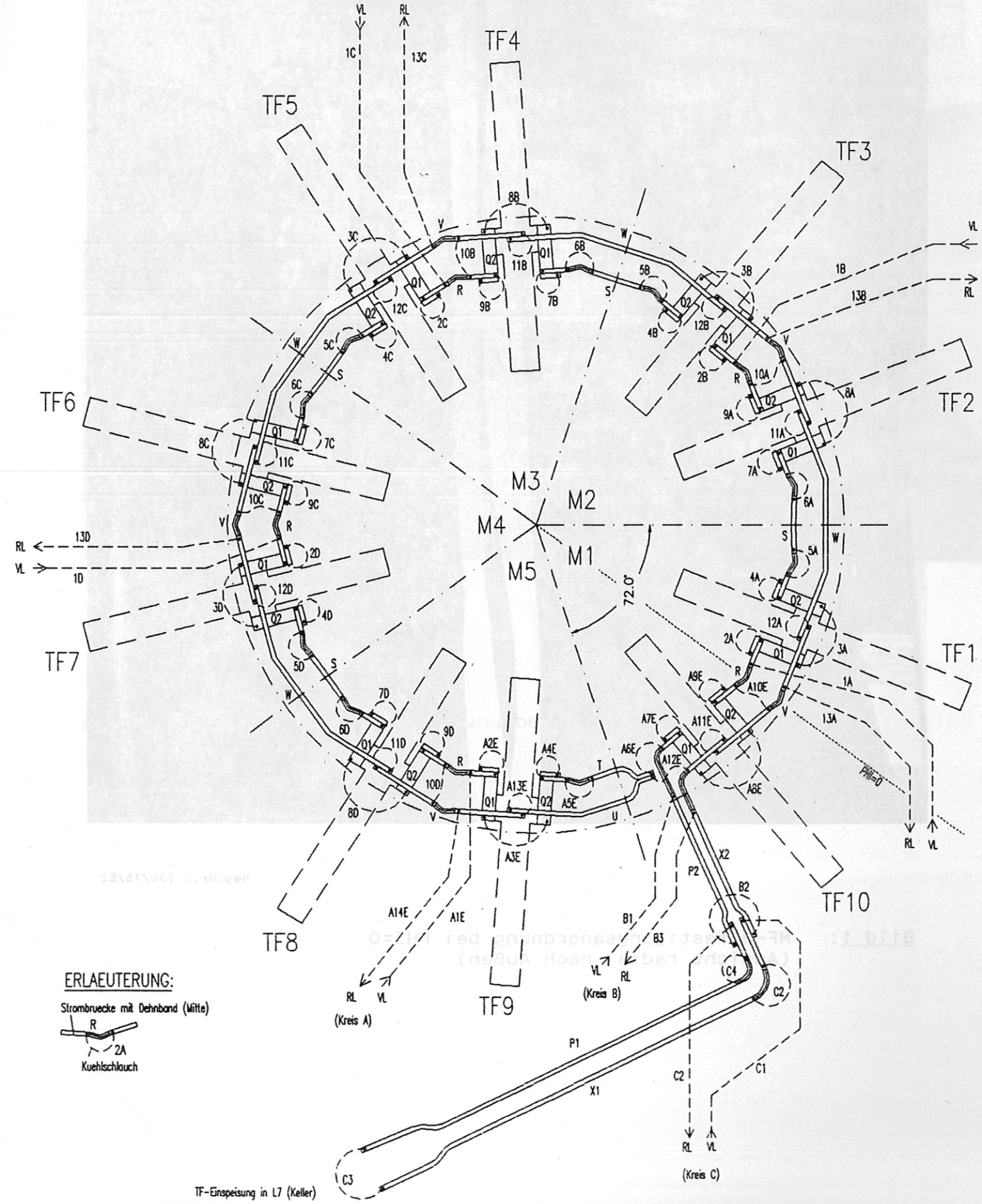
Modul 1,2,3

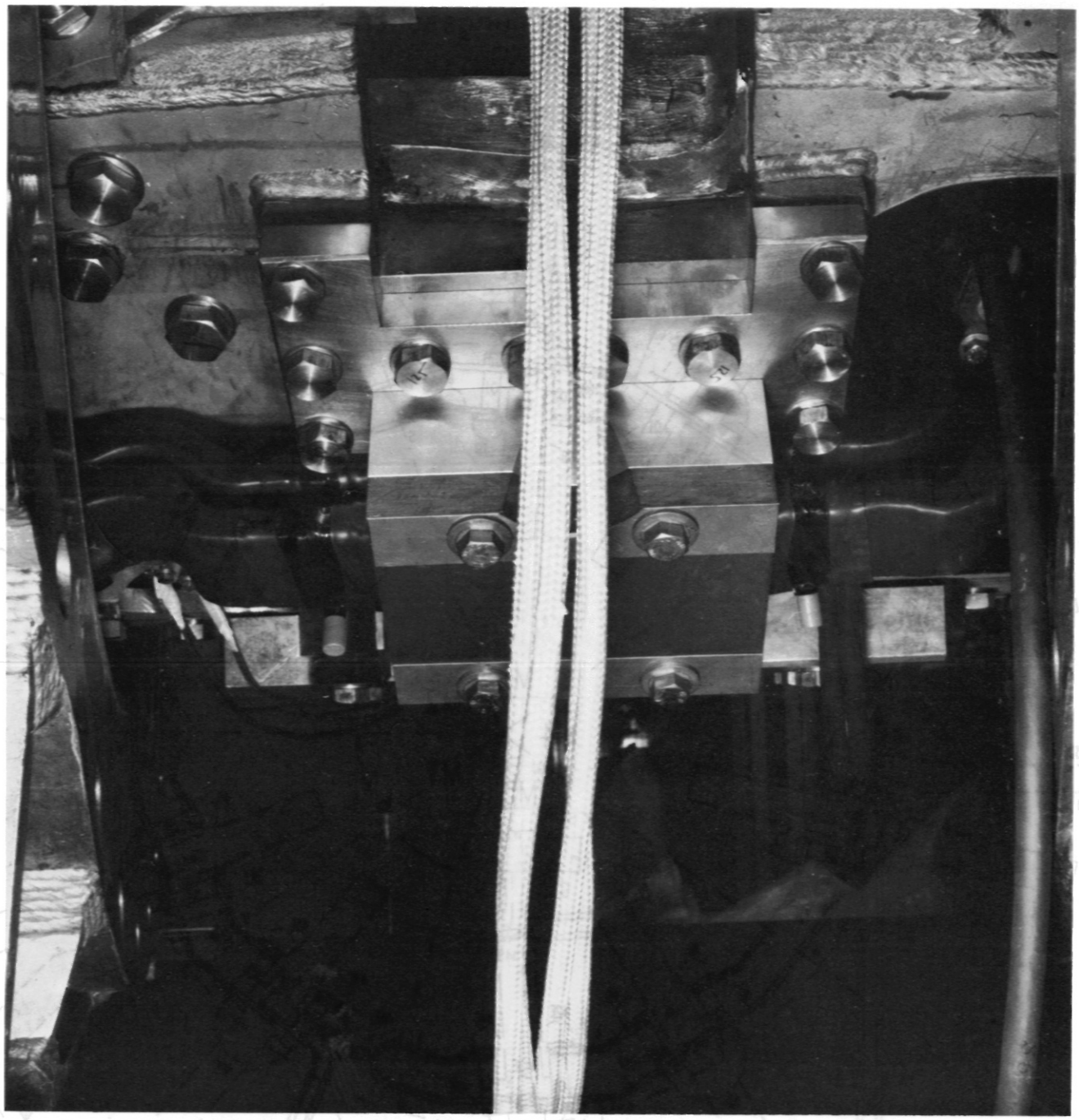


W7AS MF5-Strombr.

WVII–AS TF–SYSTEM

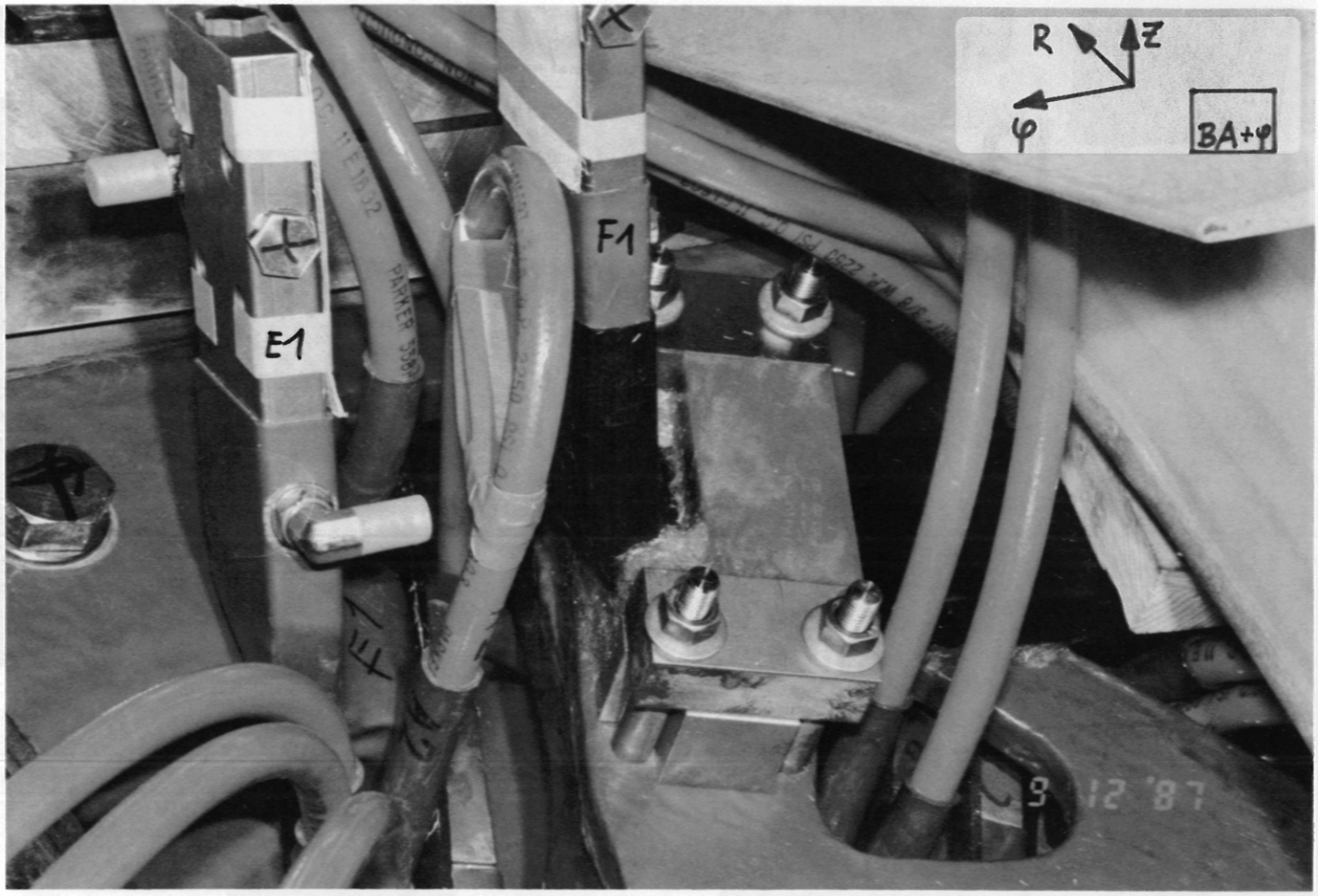
(Strombruecken– und Kuehlungsschema)





Neg.Nr.: 250/15/E2

Bild 1: MF-Befestigungsanordnung bei PHI=0
(Ansicht radial nach Außen)



Neg.Nr.: /E2

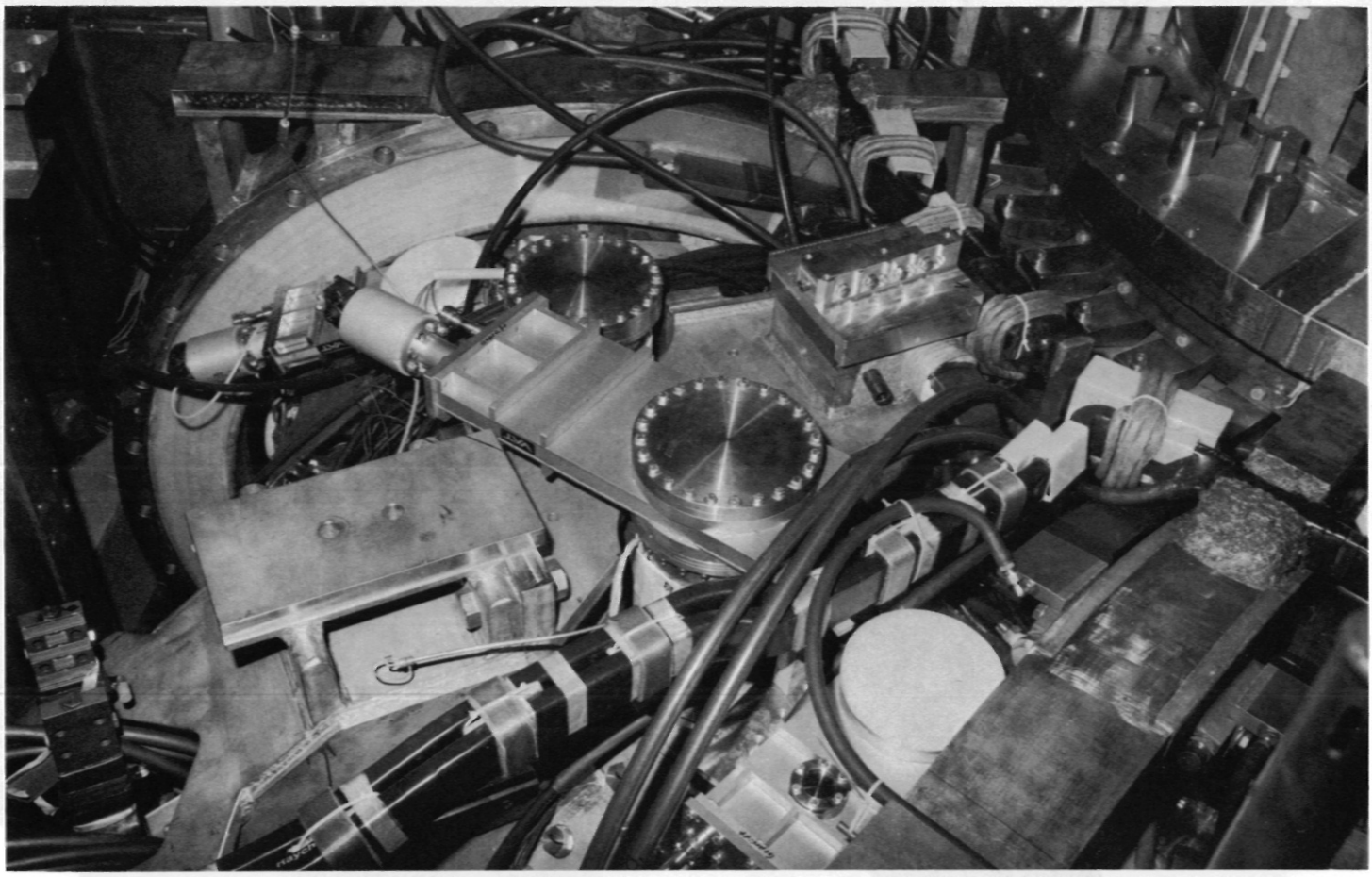
Bild 2: MF-Befestigungsanordnung bei PHI+
(Ansicht von Innen)

Neg.Nr.: /E2

Bild 3: MF-Befestigungsanordnung bei PHI⁻
(Ansicht schräg von Innen)

Neg.Nr.: 158/8/E2-10/83

Bild 4: MF- "Innen-" Strombrücke B
(Strombrücken C und D sind ähnlich)



Neg.Nr.: 267/5a/E2-4/88

Bild 5: TF-Bifilar-Ringleitungssystem mit Einspeisung (links im Vordergrund die zwei L_1/L_2 - MF5-Strombrücken sowie die Befestigung der MF-Strombrücken E_2/F_2 im Fuß des MF5-Spulengehäuses)