

April 1970 (in German)

Ein Hochfeld-Magnet
für ein Wasserstoffbogenexperiment

J.D. Becker, H. Lohnert, B. Oswald,
R. Zickert

IPP 4/73

April 1970

INSTITUT FÜR PLASMAPHYSIK
GARCHING BEI MUNCHEN

I N S T I T U T F Ü R P L A S M A P H Y S I K
G A R C H I N G B E I M Ü N C H E N

Ein Hochfeld-Magnet
für ein Wasserstoffbogenexperiment

J.D. Becker, H. Lohnert, B. Oswald,
R. Zickert

IPP 4/73

April 1970

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

IPP 4/73

A High-Field Magnet for a
Hydrogen Arc Experiment

J.D. Becker, H. Lohnert,
B. Oswald, R. Zickert

April 1970 (in German)

Abstract

The design, construction, and operation of a 120 kG Bitter-type magnet is described. With a given energy dissipation of 12 MWs (60 kA, 320 Volts, 0.4 sec) the solenoid provides at its centre a field of 120 kOe with a useful inside diameter of 10 cm and a length of 85 cm. Five windows for diagnostics are distributed along the length of the coil. Their influence on the field distribution should remain within a limit of 3 per cent. The magnet is cooled during the pulse intervals with water or liquid nitrogen. The solenoid consists of a stack of 265 discs made of hard electrolytic copper, thickness 0.4 cm, inside diameter 11 cm, and outside diameter 33 cm. Each disc is fitted around the outer edge with a soldered copper tube (4 x 0.5 mm) through which the cooling medium circulates.

INHALTSANGABE

1. Aufgabenstellung
2. Anpassung an die vorhandene Stromversorgung
3. Stromanstieg
4. Erwärmung
5. Kräfte
6. Konstruktion und mechanischer Aufbau
7. Testresultate
8. Daten und Abbildungen

Aufgabenstellung

Im Zusammenhang mit dem Aufbau eines Wasserstoffbogenexperimentes war die Aufgabe gestellt, einen Magnet für Feldstärken zwischen 120 und 150 kOe zu entwickeln. Das Arbeitsvolumen war mit einem Durchmesser von 10 cm und einer Länge von 85 cm vorgegeben. In diesem Raum sollte eine zeitliche und räumliche Feld-Homogenität auf der Achse von 3 % gewährleistet sein. Für Diagnostikzwecke waren 5 über die gesamte Länge der Spule verteilte Fenster vorzusehen, deren Einfluß auf den Feldverlauf an diesen Stellen innerhalb der Toleranzgrenze von 3 % bleiben sollte.

Von Seiten des Experiments war lediglich für eine Dauer von 0,1 sek die Einhaltung eines zeitlich konstanten Feldes vorgeschrieben. So war es möglich, einen kurzzeitig bzw. impulsförmig betriebenen Magneten zu konzipieren. Hierfür steht im IPP eine Impuls-Energieversorgung zur Verfügung, die im folgenden kurz beschrieben ist.

Den gleichstromseitigen Ausgang bilden 4 Gleichrichter, von denen jeder 15 kA bei 350 V (bei einer Einschaltdauer von 0,4 sek) abgeben kann (Kurve 1), und die wahlweise parallel oder in Reihe geschaltet werden können. Die Energie (zunächst als kinetische Energie gespeichert), wird einem Stoßstrom-Synchron-Generator entnommen, für den folgende Grenzwerte gelten:

$$\begin{aligned} \int_0^{\tau} N \cdot dt &= 10 \text{ MWs} & \tau &= \text{Impulsdauer} \\ \text{und } N_{\text{max}} &= 50 \text{ MVA} & \text{bei } \tau &= 0,2 \text{ sek} \end{aligned}$$

Der Antrieb des Generators bleibt auch während des Impulses mit dem Netz verbunden. Ein merkbarer Energienachschub aus dem Netz ist allerdings nur bei niedrigeren Leistungen d.h. längeren Impulszeiten möglich. Nach jedem Impuls ist eine Erholzeit von mindestens 17 sek zum Wiedererreichen der Nenndrehzahl erforderlich. Da vom Experiment her ebenfalls eine Pause von einigen Minuten zwischen den einzelnen Entladungen nötig ist, kann die Spule so ausgelegt werden, daß die Erwärmung des Magnets während des Pulses durch die Wärmekapazität des Kupfers aufgenommen wird. Die Abkühlung erfolgt dann in den Pausen von etwa 5 min. Die erforderliche Kühlleistung ist entsprechend kleiner als bei Dauerbelastung. Als Kühlmittel steht destilliertes Wasser mit ca. 5 atü und 250 l/min aus einem Kühlkreislaufsystem zur Verfügung. Zur Steigerung des bei Wasserkühlung möglichen max. Feldes bleibt lediglich die Möglichkeit den Widerstand des Magneten durch Abkühlung auf tiefe Temperaturen zu reduzieren. Zusammenfassend ergeben sich folgende Abmessungs- und Betriebswerte:

Arbeitsvolumen	Länge 85 cm Durchmesser 10 cm
Diagnostikfenster 5 Stück	40 x 10 mm
Feldstärke	120 - 150 kOe
Homogenität zeitlich und räumlich (auf d. Achse)	3 %
vorhandene elektr. Energie	10 MWs (an den Ausgangsklemmen der Gleichrichter)
Gleichrichterleistung je Anlage	$I_{\max} = 15 \text{ kA}$ $V_{\max} = 320 \text{ V}$
Betriebszeit (Feld konstant)	$\sim 0,4 \text{ sek}$ (einschließlich Anstieg und Abfall)
Pause	5 min
Kühlmittelmenge	dest. Wasser 250 l/min
Wasserdruck	5 atü

Anpassung des Magnets an die vorhandene Stromversorgung

Um eine möglichst hohe Feldstärke bei der verfügbaren Leistung zu erhalten, wurde eine scheibenförmige Wicklung vom Bitter-Typ mit einer $1/r$ -Stromdichteverteilung als vorteilhaft angesehen. Eine solche Wicklung schien auch hinsichtlich der auftretenden Kräfte am günstigsten zu sein.

Aus der Windungsdichte und der Stromstärke ergibt sich die Induktion im homogenen Feldbereich wie folgt:

$$(1) \quad B = \mu_0 \cdot \frac{J \cdot n}{l}$$

$I =$ Stromstärke
 $n =$ Windungszahl
 $l =$ Spulenlänge

Mit Rücksicht auf eine möglichst einfache konstruktive Ausführung wurde vorgesehen, die Kühlrohre auf den äußeren Umfang der scheibenförmigen Windungen aufzulöten. Die erforderlichen Kühlrohrabmessungen machten wiederum eine Mindestbreite der Windungsscheiben von 4 mm erforderlich. Der Innenradius der Scheiben war durch das geforderte Arbeitsvolumen ($r_i = 5,5$ cm) gegeben. Der notwendige Außenradius dagegen wird durch die vorhandene Leistung bestimmt.

Im Gleichstromfall ist der Gesamtstrom pro Längeneinheit, integriert über der Scheibenhöhe:

$$(2) \quad J/l = \int_{r_i}^{r_a} g(r) dr$$

$g(r) =$ Stromdichte abhängig vom Radius
 $g(r) = \frac{g_0 \cdot r_i}{r}$
 $g_0 =$ Stromdichte am Innenradius

$$= \int_{r_i}^{r_a} g_0 \frac{r_i}{r} dr$$
$$J/l = g_0 r_i \cdot \ln \frac{r_a}{r_i}$$

Die Gesamtverlustleistung kann für den Fall einer äquivalenten einwindigen Spule unter Berücksichtigung des Füllfaktors γ wie folgt berechnet werden:

Verluste pro Volumeneinheit $P_V = \left(\frac{g(r)}{\gamma} \right)^2 \cdot \rho$

Die Gesamtverluste sind dann abhängig vom Außenradius:

$$P_V = \int_{\text{vol}} \left(\frac{g(r)}{\gamma} \right)^2 \cdot \rho \, dV$$
$$= \int_{r_i}^{r_a} 2\pi r \ell \cdot \gamma \cdot \rho \left(\frac{g(r)}{\gamma} \right)^2 \, dr$$

Integriert und mit $g(r) = g_0 \frac{r_i}{r}$ gilt:

(3) $P_V = \frac{2\pi \ell \cdot \rho}{\gamma} g_0^2 r_i^2 \ln \frac{r_a}{r_i}$

(3a) $P_V = \frac{2\pi \ell \rho}{\gamma} \cdot \frac{(I/\ell)^2}{\ln \frac{r_a}{r_i}}$

Bei einer vorgesehenen Feldhomogenität von 3 % gilt in guter Annäherung für die gesamte Länge der Spule:

$$l = l_h + 4 r_m$$

d.h. bei gleichbleibender Windungsdichte ist die Spule an beiden Enden um $2r_m$ über die gewünschte homogene Feldzone hinaus zu verlängern.

(4) $l = l_h + 4 \sqrt{r_a \cdot r_i}$

- wobei: l = Gesamtlänge der Spule
 l_h = Länge des homogenen Bereichs
 r_i, r_a = Innen- und Außenradius
 r_m = Schwerpunkt-Radius für den Gesamtstrom

Aus Gleichung 3a und 4 und mit folgenden Daten erhält man die Verlustleistung abhängig vom Außenradius (siehe Kurvenblatt 2):

$\rho = 1,75 \cdot 10^{-6}$ spez. Widerstand in der Kupferwicklung

$\lambda = 0,8$ Füllfaktor (Länge des Kupferpakets bezogen auf die Gesamtlänge)

$J/\ell = 10^5$ A/cm für B = 125 kG

Die Abhängigkeit der Verlustleistung vom Außenradius der Spule ist in Fig. 2 dargestellt. Die Verlustleistung fällt demnach mit zunehmendem Außenradius monoton ab. Um die Spule nicht allzu groß und schwer werden zu lassen, wird für den Außenradius mit $r_a = 16,5$ cm ein Wert gewählt, der einer hinreichend niedrigen Verlustleistung entspricht, bzw. der mit der verfügbaren Leistung die Erzeugung einer Induktion von 125 kG zuläßt.

Für den Radius $r_a = 16,5$ cm ergibt sich eine Verlustleistung (Gleichung 3a) von:

$$V = \frac{2\pi \ell \rho}{\lambda \cdot \ell_a \frac{r_a}{r_i}} \cdot (J/\ell)^2 = 19 \text{ MW}$$

wenn eine Erwärmung um ca. 60° im Mittel angenommen wird.

Die Gesamtlänge der Spule ist dabei nach Gleichung 4:

$$l = \ell_a + 4\sqrt{r_a \cdot r_i} = 123 \text{ cm}$$

Damit liegen die Daten des Magneten fest:

Gesamtlänge	$l = 123 \text{ cm}$
Windungszahl (bei 4 mm Scheibenbreite)	$n = 250$
Füllfaktor	$\lambda = 0,8$
Stromdichte im Kupfer (bei B = 125 kG)	$g/\lambda = 20,66 \text{ kA/cm}^2$
Strom pro Längeneinheit	$J/\ell = 10^5 \text{ A/cm}$
Windungsstrom	$J = 50 \text{ kA}$

ohmscher Widerstand
pro Windung

$$R_s = \frac{2\pi \rho}{s \cdot \mu \frac{r_a}{r_i}} = 25 \mu \Omega$$

Gesamtwiderstand

$$R = 6,2 \text{ m}\Omega$$

Spannungsabfall bei
= 50 kA

$$u = 356 \text{ V}$$

Gesamtverlustleistung
(bei $I = 50 \text{ kA}$)

$$P_v = 17,6 \text{ MW}$$

Bei den obigen Betrachtungen wurde φ als zeitlich konstant angenommen. Um das Feld während der gewünschten Zeit konstant zu halten, muß die Verlustleistung entsprechend dem Temperaturanstieg im Laufe der Einschaltdauer ansteigen.

Stromanstieg

Die Zeit, die zum Hochfahren des Magnets benötigt wird, wird durch die Zeitkonstante aus Induktivität und Gesamtwiderstand bestimmt. Die Induktivität einer solchen Scheibenspule ist in erster Näherung gleich der einer einlagigen Zylinderspule mit dem Durchmesser $D = 2 r_m$; dann gilt:

$$(5) \quad L = \mu_0 \pi n^2 \frac{D^2}{4\sqrt{l^2 + D^2}} \quad \text{wobei: } D = 19 \text{ cm}$$
$$= 1,8 \cdot 10^{-3} \text{ Hy} \quad \quad \quad l = 123 \text{ cm}$$
$$\quad \quad \quad \quad \quad \quad \quad \quad \quad n = 250$$

Sofern für den Stromanstieg die volle Spannung von 600 V am Generator zur Verfügung steht, läßt sich unter der Annahme zeitlich konstanter Widerstände der Stromverlauf nach der Gleichung:

$$(6) \quad i' (R + R_i) + L \frac{di'}{dt} = U$$

berechnen.

Hierbei ist:

- i = Strom
- R = Widerstand der Spule
- R_i = Innenwiderstand der Stromversorgung
- L = Induktivität der Spule
- U = Leerlaufspannung der Stromversorgung

Es wird dabei angenommen, daß die innere Induktivität der Stromversorgung und der Zuleitungen gegenüber der Spuleninduktivität vernachlässigt werden kann.

Die Lösung dieser Gleichung lautet:

$$(6a) \quad i = \hat{i} \cdot \left(1 - e^{-\frac{t}{\tau}}\right) \quad \text{mit} \quad \tau = \frac{L}{R + R_i}$$
$$\hat{i} = \frac{U}{R + R_i}$$

Hierbei wurde die zeitliche Abhängigkeit des Spulenwiderstandes, die durch den Temperaturanstieg verursacht wird, nicht berücksichtigt. Da gleichzeitig nur eine begrenzte Impulsenergie zur Verfügung steht, muß dafür gesorgt werden, daß der Nennstrom nicht asymptotisch, sondern bereits vor dem rechnerischen Endwert \hat{i} erreicht wird, d.h. $I_N < \hat{i}$ mit I_N = Nennstrom.

Für die Berechnung des Stromanstiegs nimmt man einen dem Temperaturverlauf entsprechenden Endwert des Spulenwiderstandes R an. Dieser Widerstand steigt anschließend während der Stromkonstanz (Stromdach) weiter an. Die volle verfügbare Leistung wird dann ausgenutzt, wenn sie gerade am Ende des Stromdachs erreicht ist. Der optimale Strom- und Spannungsverlauf läßt sich somit schematisch darstellen (Fig. 3).

Die maximal verfügbare Leistung ist $I_{\max} \cdot U_{\max}$ (siehe Seite 2)

Bei optimaler Anpassung ist: $I_{\max} = I_N$.

Der Anstieg des Stromes bis zum Zeitpunkt t_1 ergibt sich somit näherungsweise aus Gleichung (6a) mit $R(t)$ zum Zeitpunkt t_1 ,

während der anschließenden Stromkonstanz muß die Spannung vom Wert $U_{(t_1)} = I_N (R_{(t_1)} + R_i)$ auf den Wert $U_{(t_2)} = I_N (R_{(t_2)} + R_i)$ gesteigert werden.

Die am Ende des Stromdachs gültige Energiebilanz lautet:

$$(7) \quad E_{(t_2)} = U \int_0^{t_1} i dt + I_N \int_{t_1}^{t_2} U(t) dt$$

Hierin ist sowohl die ohm'sche Verlustenergie als auch die magn. Energie des Feldes enthalten.

Die ohm'sche Energie während des Stromabfalls wird aus der zum Zeitpunkt t_2 gespeicherten magnetischen Energie gedeckt:

$$(8) \quad \int_{t_2}^{\infty} i(t)^2 (R + R_i) dt = \frac{1}{2} L I_N^2$$

Dabei ist die Generatorspannung: $U = 0$
 $t_2 \rightarrow \infty$

Bei unserer Spule (Daten: siehe Seite 5) ergeben sich folgende rechnerischen Werte:

$$R_1 = 4,7 \cdot 10^{-3} \Omega \text{ (siehe Fig. 1) (zeitlich konstant)}$$

$$R(t=0) = 6,2 \cdot 10^{-3} \Omega$$

$$R(t_1) \approx 7,2 \cdot 10^{-3} \Omega$$

$$R(t_2) \approx 7,8 \cdot 10^{-3} \Omega$$

Die Zeitkonstante des Stromanstiegs: $\tau = \frac{L}{R_{(t_1)} + R_i} = 0,145 \text{ sek}$

Nennstrom: $I_N = 48 \text{ kA}$

Spannung am Ende des Stromdachs: $U_{(t_2)} = I_N \cdot (R_{(t_2)} + R_i) = 600 \text{ V}$

Stromanstiegszeit: $t_2 = -\tau \ln \left(1 - \frac{I_N}{\hat{i}} \right)$ (siehe: (6a))

mit: $\frac{I_N}{\hat{i}} = \frac{R_{(t_1)} + R_i}{R_{(t_2)} + R_i} = 0,952$

wird: $t_2 = 0,45$

Die am Ende des Stromanstiegs aus der Stromversorgung entnommene elektrische Energie, einschließlich der Verlustenergie am Innenwiderstand der Stromversorgung, beträgt (siehe Gl. 7)

$$E_{(0 \rightarrow t_1)} = \int_0^{t_1} u \cdot i(t) dt = u \cdot \hat{i} [t_1 - \tau (1 - e^{-\frac{t_1}{\tau}})] = 9,4 \text{ MWs}$$

Die ohm'sche Energie während des Stromdachs von 0,1 sek Dauer (einschließlich der inneren Verlustenergie) ist:

$$E_{(t_1 \rightarrow t_2)} = \int_{t_1}^{t_2} u \cdot i dt \approx \frac{u(t_2) + u(t_1)}{2} \cdot I_N = 2,8 \text{ MWs}$$

Die magnetische Energie am Ende des Stromdachs (enthalten in $E_{(0 \rightarrow t_1)}$, s.o.) ist:

$$E_{\text{magn}} = \frac{1}{2} L I_N^2 = 2,1 \text{ MWs}$$

Hieraus ergibt sich folgende Energiebilanz:

	Stromanstieg bis t_1	Stromdach $t_1 - t_2$
$E_{\text{ohm.}}$	7,3	2,8
$E_{\text{magn.}}$	2,1	

Der berechnete zeitliche Verlauf des Stromes ist in Fig. 4 dargestellt.

Erwärmung des Magnets

Eine exakte Berechnung für die Temperaturverteilung, die strom- und zeitabhängig ist, ist nur schwer möglich. Deshalb wird auf iterative Weise das Temperaturprofil ermittelt. Die Temperaturerhöhung ist am Innenrand der Spule am höchsten (Ort der höchsten Stromdichte), aber durch die gute Wärmeleitfähigkeit im Kupfer in radialer Richtung findet relativ schnell ein Temperatúrausgleich statt. Eine adiabatische Erwärmung während der gesamten Impulsdauer kann nicht angenommen werden. Dies wurde nachträglich durch Meßergebnisse bestätigt.

Zur numerischen Berechnung des Temperaturverlaufs wurden folgende Annahmen gemacht:

- a) Die Stromdichte in der Spule ist homogen in z-Richtung.
- b) Der Strom hat keine z-Komponente und keine r-Komponente.
- c) In φ - und z-Richtung erfolgt keine Wärmeleitung.
- d) Am Innenrand der Spule tritt kein Wärmeübergang auf.
- e) λ , c_p und d hängen nicht von der Temperatur ab.
- f) ρ ist linear in der Temperatur.

Dabei bedeuten:	r_i	Innenradius	} des Spulenmaterials
	r_a	Außenradius	
	λ	Wärmeleitfähigkeit	
	c_p	Spezifische Wärme	
	d	Dichte	
	ρ	Spezifischer Widerstand	
	z, r, φ	Zylinderkoordinaten	

Die Annahmen a) bis f) sind in unserem Fall gut erfüllt.

Die Wärmeleitungsgleichung lautet: (10)

$$\frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \Delta T + \frac{w}{c_p \cdot d}$$

dabei ist $\alpha = \frac{\lambda}{c_p \cdot d}$; T ist die Temperatur, w die durch den Strom verursachte ohm'sche Verlustleistung. T und w hängen von Ort und Zeit ab.

Der Differentialoperator Δ hat in Zylinderkoordinaten die Form

$$(9) \quad \Delta = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2}{\partial \varphi^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2} ;$$

wegen der Annahme d) fallen die beiden letzten Glieder fort.

Es wird

$$(9a) \quad \Delta = \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(r \frac{\partial}{\partial r} \right) = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} ;$$

Damit erhalten wir

$$(10) \quad \frac{\partial T}{\partial t} = \alpha \left(\frac{\partial^2 T}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{w}{c_p \cdot d}$$

Die Randbedingungen sind:

$$(10a) \quad \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_{r=r_i} = 0 ; \quad \left(\frac{\partial T}{\partial r} \right)_{r=r_a} = -\frac{R}{\lambda} (T_{(r_a)} - T_1) ;$$

R ist die Wärmeübergangszahl Spule-Kühlmittel, T_1 die Temperatur des Kühlmittels.

Sei g die Stromdichte. Aus dem ohm'schen Gesetz folgt mit Annahme b)

$$g(r,t) \cdot \rho(r,t) \cdot 2\pi r = I(t) \quad \text{oder} \quad g(r,t) \sim \frac{1}{\rho(r,t) \cdot r}$$

Der Proportionalitätsfaktor wird durch die Forderung

$$(11) \quad \int_{r_i}^{r_a} g(r,t) dr = G(t)$$

bestimmt, wobei G(t) als Strom/Scheibenbreite definiert ist. Im Programm wird G durch einen Polygonzug approximiert; die Zahl und Position der Stützstellen ist dabei beliebig.

Der spezifische Widerstand ist nach Annahme g):

$$\rho(r,t) = \frac{\rho_0}{T_0} \cdot T(r,t)$$

die ohm'sche Verlustleistung ist:

$$W(r,t) = g^2(r,t) \cdot \rho(r,t)$$

ρ , g und w sind also Funktionen von r, t und T(r,t); T ist Funktion von r, t und w(r,t). Durch diese wechselseitige Abhängigkeit wird die Wärmeleitungsgleichung nicht-linear.

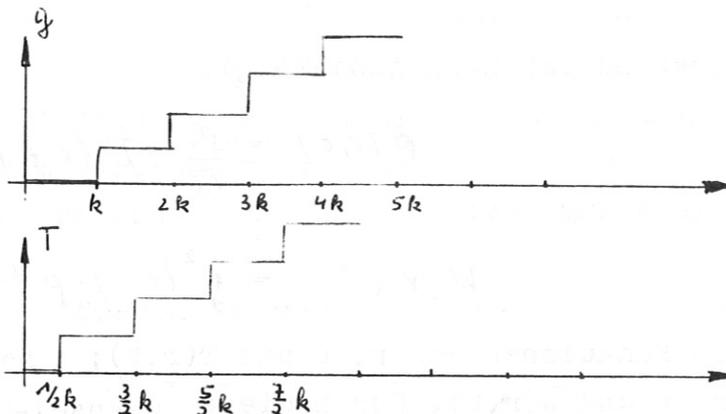
Zur numerischen Lösung diskretisieren wir die Wärmeleitungsgleichung in üblicher Weise:

$$(12) \quad \bar{T}(r, t+k) = T(r, t) + \frac{k \cdot w(r, t)}{c_p \cdot d} + \frac{\alpha k}{h^2} \left[\bar{T}(r-h, t) - 2T(r, t) + T(r+h, t) \right] + \frac{\alpha \cdot k}{2hr} \left[T(r+h, t) - T(r-h, t) \right];$$

dabei bedeutet h den Raumschritt, k den Zeitschritt, k muß dabei zwei Forderungen erfüllen: a) $k < \frac{h^2}{2}$; b) $k \ll$ Stützintervalle für die Approximation von G(t).

Schritt- und wechselweise wird nun die Stromdichte g und die dazugehörige Temperatur T berechnet:

- (1) Anfangzeitpunkt $t = t_0$
- (2) t wird um k/2 erhöht; die Stromdichte g aus und G(t) ermittelt
- (3) t wird wieder um k/2 erhöht; die Temperatur wird nun aus Gleichung (10) mit den Randbedingungen (10a) ermittelt
- (4) nun geht man zu (2) zurück. (Vgl. Skizze)



Für die interaktive Lösung des Problems wurde ein Rechenprogramm geschrieben.

Folgende Eingabedaten sind notwendig:

T_0	Anfangstemperatur
TT_1	Kühlmitteltemperatur
ρ_0	spez. Widerstand des Spulenmaterials bei der Anfangstemperatur T_0
λ	Wärmeleitfähigkeit des Spulenmaterials
c_p	spez. Wärme
D	Dichte des Spulenmaterials
R	Wärmeübergangszahl α (Spule - Kühlmittel)
R_1, R_2	Spulenradien Formatanweisungen
$G(t)$	Die Kurvenform des Stromimpulses (Strom/Scheibenbreite)

Die für die Eingabe erforderliche Wärmeübergangszahl α ergibt sich aus

$$(13) \quad \alpha = z P_r^{0,35} \cdot Re^{0,8} \frac{\lambda'}{\alpha}$$

Darin ist:	$z = 0,024$	bei Wasserkühlung
	$\lambda' = 0,608 \frac{W}{m \cdot grad}$	Wärmeleitfähigkeit im Wasser
	$d = 3 \cdot 10^{-3} m$	Rohrinnendurchmesser
	$Re = \frac{v \cdot d}{\nu}$	Reynoldszahl
mit	$v = \frac{Q}{A} = 2,4 m/sek$	rel. Wassergeschwindigkeit (Durchflußmenge Q pro Querschnitt $Q = 1 l/min$ (Meßwert))
	$\nu = 0,9 \cdot 10^{-6} \frac{m^2}{sek}$	Kinematische Zähigkeit

also ist: $Re = 8000$

$$Re^{0,8} = 1325$$

$$\text{und } P_r = \frac{\nu \cdot c_p \cdot D}{\lambda} \quad \text{Prandl'sche Zahl bei } 25^\circ C$$

$$= 6,22 \rightarrow P_r^{0,35} = 1,89$$

$$\text{Damit ist: } \alpha = 1,22 \frac{W}{cm^2 \cdot grad} \hat{=} 0,292 \frac{cal}{cm^2 \cdot grad \cdot sek}$$

Die Stromdichte und die Temperatur sind als Ergebnis abhängig von der Zeit und dem Radius in Fig. 5 u. 6 aufgezeichnet. Wie daraus ersichtlich, wird die maximale Temperatur nach 0,52 sek erreicht und beträgt etwa 120° C was noch zulässig ist. Das Silberlot, mit dem die einzelnen Scheiben untereinander verlötet sind, hat eine Fließtemperatur von 220° C. Ferner ergibt sich aus der Kurve $g = f(r)$, daß sich der Stromschwerpunkt während des Impulses radial nach außen verschiebt. Dadurch wird vor allem an den Enden der Spule die Feldgeometrie etwas verändert. Diese Änderung bleibt aber innerhalb der geforderten Toleranzen.

Die Stabilität der alternierenden Berechnung wurde durch Veränderung der Stützstellenzahl getestet. Das Programm wurde in ALGOL 60 geschrieben. Auf der IBM 360/91 liegt die Rechenzeit für einen Zeitschritt von 10^{-1} sek, 50 Stützstellen in räumlicher Richtung und 10 sec Abkühlzeit bei etwa 4 - 5 Sekunden.

Kräfteberechnung

Für die Auswahl der Isolationszwischen-scheiben wie auch der Abstandsstücke für die Fenster sind die auftretenden Druckkräfte in der Spule von großer Wichtigkeit. Für die Festigkeit im Kupfer, (die 0,2 % -Streckgrenze darf nicht erreicht werden) sind die Radial- und Umfangszugspannungen maßgebend.

Grundsätzlich suchen sich die Magnetfeldlinien zu verkürzen, d.h. die Spule tendiert dazu im Betrieb kürzer und dicker zu werden. Für den axialen Druck auf die Isolationsfolie (Siliconglashartgewebe 2 x 0,3 mm stark) und die Abstandsstücke wurde das Rechenprogramm "Forind" (R. Pöhlchen) eingesetzt.

Eingabedaten: g_m mittl. Stromdichte

$$(14) \quad g_m = g_0 \frac{r_i^2 \ln \frac{r_a}{r_i}}{r_a - r_i}$$

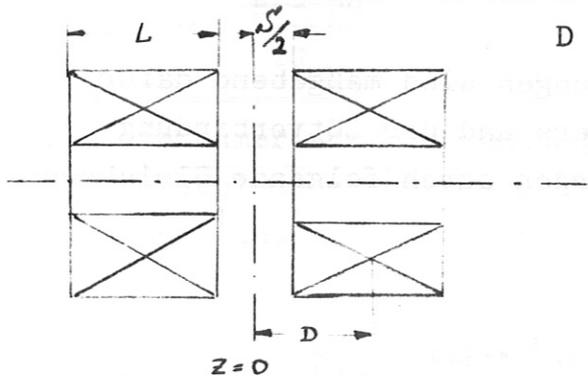
$$g_m = 10,25 \text{ kA/cm}^2$$

Radien $r_i = 5,5 \text{ cm}$; $r_a = 16,5 \text{ cm}$

Spulenlänge $l = 2L + S = 123 \text{ cm}$

Abstand D von $Z = 0$

$$D = L/2 + S/2 = 31,1 \text{ cm}$$



(vgl. Skizze)

Spalt $S = 1,4 \text{ cm}$

Stützstellenzahl N

Damit ergibt sich eine Kraft F , die auf das Abstandsstück in der Mitte ausgeübt wird von

$$F = 183 \text{ to}$$

Die Kraft auf die anderen Abstandsstücke ist kleiner. Eine Vergleichsrechnung zeigt, daß der Wert gut stimmt:

$$(15) \quad \bar{F} = \frac{1}{9,81 \cdot 10^5} \cdot \frac{B^2 \cdot A_m}{8\pi} \quad ;$$

Für die Flächenberechnung wird ein mittlerer Durchmesser von 19 cm gewählt:

$$A_m = 283,5 \text{ cm}^2$$

$$B = 125 \text{ kG}$$

$$\text{damit ist } F = 180 \text{ to}$$

Damit ergibt sich die Flächenpressung bei einer Druckkraft von $F = 180 \text{ to}$:

Die Ringfläche der Abstandsstücke für die Fenster ist:

$$(16) \quad A_{\text{ring}} = \frac{\pi d_a^2}{4} - \frac{\pi d_i^2}{4} = 190 \text{ cm}^2$$

$$\text{Damit ist } p = F/A_{\text{ring}} = 950 \text{ kp/cm}^2$$

Die Isolationsscheiben und Abstandsstücke sind für diese Druckbeanspruchung auszuwählen bzw. zu konstruieren.

Die Radialen und Umfangszugspannungen sind maßgebend dafür, ob die Festigkeitswerte des Kupfers und der Lötverbindung ausreichen. Die Zugspannungen werden durch folgende Gleichung angegeben:

$$(17) \quad \sigma_c = \nu \left\{ \psi_1 (1+\mu) + \psi_2 \left(\frac{1-\mu}{b^2} \right) + \frac{3b^2(1+3\mu)}{\alpha-1} - 8b \left(\frac{\alpha}{\alpha-1} \right) (1+2\mu) \right\}$$

$$(18) \quad \sigma_r = \nu \left\{ \psi_1 (1+\mu) - \psi_2 \left(\frac{1-\mu}{b^2} \right) + \frac{3b^2(\mu+3)}{\alpha-1} - 8b \left(\frac{\alpha}{\alpha-1} \right) (\mu+2) \right\}$$

$$\text{wobei } \psi_1 = \left(\frac{1}{1+\mu} \right) \left\{ \psi_2 (1-\mu) + 8(\mu+2) + \left(\frac{1}{\alpha-1} \right) (7+5\mu) \right\}$$

$$\psi_2 = \left(\frac{1}{\mu-1} \right) \left(\frac{1}{\alpha-1} \right) \left(\frac{\alpha^2}{\alpha^2-1} \right) \left\{ 8a(\mu+2) - \alpha^2(5\mu+7) - 3u-y \right\}$$

$$\nu = \frac{B_0^2}{96 \pi (\alpha-1) \phi}$$

Die dabei vorkommenden Größen sind:

B_0 = magn. Induktion

Feld im Spulenzentrum

b = r/r_i = $\frac{r}{5,5}$

α = r_a/r_i = 3

- μ = Poissonsche Zahl
- σ_r = Radiale Zugspannung
- σ_c = Umfangzugspannung
- ϕ = magn. Fluß, Geometrie Parameter
- L = 123 cm

Die Poissonsche Zahl ergibt sich aus dem E-Modul und dem Schubmodul G zu:

$$(19) \quad \mu = \frac{E - 2G}{2G} \approx 0,4$$

Für die numerische Berechnung muß $b = r/r_i$ gefunden werden; für verschiedene b bzw. r sind die Spannungen σ_c/r und σ_r/r errechnet und die Werte in Figur 8 dargestellt.

b	1	1,25	1,5	1,75	2	2,5	3
σ_c/r	46,38	36,04	29,20	24,25	20,5	15,43	12,78
σ_r/r	3,18	5,65	5,68	4,83	3,85	2,63	3,18

Wie aus den Kurven ersichtlich, liegt die größte Umfangszugspannung am Innenrand. Sie ist

$$\begin{aligned} \sigma_c &= 46,38 \cdot 24,4 \cdot 10^6 = 1131,7 \cdot 10^6 \text{ dyn/cm}^2 \\ &= 1155 \text{ kp/cm}^2 \end{aligned}$$

Die radiale Zugspannung hat ihr Maximum dagegen bei $b = 1,5$; sie ist wesentlich kleiner und beträgt

$$\begin{aligned} \sigma_r &= 5,7 \cdot 24,4 \cdot 10^6 = 139,1 \cdot 10^6 \text{ dyn/cm}^2 \\ &= 142 \text{ kp/cm}^2 \end{aligned}$$

Durch das Verlöten der einzelnen Scheiben wird das Kupfer an den Lötstellen teilweise ausgeglüht und verliert seine Festigkeit; trotzdem ist die Festigkeit ($\sigma = 21 \text{ kp/mm}^2$ für weiches Material) noch höher als die auftretende Zugspannung von $\sigma = 11,5 \text{ kp/mm}^2$.

Konstruktion und mechanischer Aufbau

Die scheibenförmige Wicklung, aus der der Magnet aufgebaut wurde, ist durch Aneinanderlöten von geschlitzten Ringen realisiert. Die Lötverbindung zwischen zwei Scheiben ist so gestaltet, daß keine diskreten axialen Stromkomponenten auftreten (vergleiche Bild 8), was zu einer Störung der Rotations-symmetrie des Magnetfeldes führen würde.

Aus fertigungstechnischen Gründen kam nur eine Weichlötverbindung in Frage. Die Mindestkontaktfläche einer solchen Verbindung wurde aus Vorversuchen ermittelt. Diese ergaben, daß eine Stromdichte von $10,0 \text{ kA/cm}^2$ bei 1 sek Stromführungsdauer nicht überschritten werden darf. Beim Überschreiten dieser Grenzwerte tritt eine Erweichung des Lots ein. Es wurde ein silberhaltiges Weichlot mit einer elektrischen Leitfähigkeit von 17 Sie und einem relativ hohen Schmelzpunkt (220° C) gewählt. Wegen des geringen elektrischen spez. Widerstandes konnten die Flächen relativ klein gehalten werden. Bei einer Überlappungsfläche, entsprechend einem Winkelabschnitt von $\varphi = 15^\circ$ und einer maximalen Stromdichte am Innenrand von $18,4 \text{ kA/cm}^2$, ergibt sich ein Maximalwert für die Stromdichte an den Lötflächen am Innenrand von ca. 5 kA/cm^2 . Da die Pulsdauer von $0,4 \text{ sek}$ - bestimmt durch die Stromversorgung - nicht wesentlich überschritten werden kann, ist die Lötfläche damit groß genug. Durch die Überlappung der Scheiben wird die Scheibenzahl z größer als die Windungszahl n . Sie beträgt:

$$z = \frac{n \cdot 360}{360 - (\varphi + \chi)} = 266 \quad \chi = 6^\circ \text{ Zentri-Winkel des Schlitzes}$$

Die Isolierringe, die zwischen die einzelnen Kupferscheiben geschoben werden, haben eine hohe Druckfestigkeit und Temperaturbeständigkeit. Da der Magnet eventuell Felder bis zu 150 kG erzeugen soll, was eine Erhöhung des elektr. Leitwerts durch Kühlung mit flüssigem Stickstoff voraussetzt, darf das Isoliermaterial seine mech. Eigenschaften zwischen -200°C und $+250^\circ\text{C}$ nicht verändern.

Die elektrischen Anforderungen stellen dagegen kein Problem dar, da bei einer maximalen Anschlußspannung von 600 V nur einige Volt Windungsspannung auftreten. Es wurde deshalb ein Siliconglashartgewebe gewählt, das folgende physikalische Eigenschaften hat:

Temperaturbeständigkeit	-260 - - 250° C
Druckfestigkeit	3180 kp/cm ²
Bruchfestigkeit	1600 kp/cm ²
Wasseraufnahme	4 mg/24h bei 1,5 mm Stärke und 1 cm ²

Um einen Überschlag von Windung zu Windung zu verhindern, überragen die Isolierscheiben die Kupferringe um 5 mm. Zur Zentrierung werden am Innenrand Hartgeweberinge (4 x 5 mm) auf die Isolierscheiben aufgeklebt. Die Windungsisolationen sind jeweils aus 2 Isolierscheiben von je 0,3 mm zusammengesetzt, die gegeneinander verschoben sind. Auf diese Weise werden Stufen bei den Überlappungsstellen von 2 Scheiben vermieden.

Die Isolation und Abstützung an den Diagnostikfenstern erfolgt durch Formteile aus Hartpapier, um eine stetige Steigung über den Umfang der Wicklung zu gewährleisten.

Das Kühlmittel - destilliertes Wasser oder flüssiger Stickstoff - wird durch gewebeumspinnene Teflondruckschläuche den einzelnen Kühlrohren zugeführt. Um die Abkühlzeit zwischen den Stromimpulsen möglichst klein zu halten, wurde jede Windung mit einer Kühlschlange versehen, so daß 250 parallele Kühlkanäle über die Schläuche an einen Sammelkanal angeschlossen sind. Die Baumwoll-Ummantelung der Teflonschläuche sorgt für die bei Wasserkühlung nötige Druckfestigkeit von 14 kp/cm^2 . Die Schlauchverbindung erfolgt über Ermetoverschraubungen.

Der Magnet wird horizontal aufgebaut. Er ist in einem Prisma gelagert. Um die vorstehenden Isolationsscheiben, die das Gewicht der Wicklung nicht tragen können, nicht zu beschädigen wurde der Zwischenraum zwischen dem Außenrand der Kupferwindungen und dem Prisma mit Silicongummi ausgegossen. Dadurch wird eine Abstützung direkt auf die Wicklung erreicht. Silicongummi ist flexibel genug, um die Längenänderungen des Magnets beim Betrieb aufzunehmen.

Testresultate

Bei Inbetriebnahme des Magnets zeigte sich, daß die theoretisch ermittelten Werte mit den Meßwerten gut übereinstimmen. Die geforderte Feldstärke wurde hinsichtlich Amplitude (120 kG) und Homogenität 3 % erreicht. Der mit Shunt und Rogowskispule gemessene Stromverlauf ist der rechnerisch ermittelten Stromanstiegskurve di/dt bis auf geringe Abweichungen angenähert. (Fig. 9) Der zunächst langsamere Anstieg ist darauf zurückzuführen, daß die Gleichrichter nicht schlagartig auf volle Spannung angesteuert werden können. Die max. erreichte Amplitude ist etwas höher, da etwas mehr Spannung zur Verfügung stand als ursprünglich angenommen. Der mittels Fluxmeter gemessene Feldverlauf auf der Achse bleibt innerhalb der 3%-Grenze, wie gefordert. (Fig. 10.)

Thermoelemente, die am Innenrand der Wicklung angelötet wurden, lieferten einen Temperaturverlauf, der mit dem gerechneten im Maximum etwa übereinstimmt. Die Abkühlung erfolgt jedoch bei den Meßwerten schneller. Dies ist darauf zurückzuführen, daß die Thermosonden selbst Wärme abführen, was die Meßgenauigkeit beeinträchtigt.

Abkühlung mit flüssigem Stickstoff

An einer kürzeren Testspule (50 Scheiben mit gleichen Abmessungen und gleichem Kühlsystem) wurde die Abkühlung mit flüssigem Stickstoff erprobt. Es wurden folgende Werte erreicht:

Nach einer Kühlzeit von ca. 2 Stunden bei einem Eingangsdruck von 1 - 2 atü war der Widerstand der Spule von 1,35 m Ω bei Raumtemperatur auf 0,358 m Ω abgesunken. Eine noch längere Kühlzeit brachte keine weitere Widerstandserniedrigung, da die Wärmeverluste relativ hoch waren. Die Spule war thermisch nicht isoliert. Das Widerstandsverhältnis von 1 : 3,77 würde im Fall der großen Spule ausreichen, um den Strom von 50 kA auf 60 kA steigern zu können. Der Maximalstrom, den die Gleichrichteranlage liefern kann, beträgt 60 kA. Damit wäre die Induktion von 120 kG auf etwa 150 kG zu erhöhen. Die Originalspule wurde mit Rücksicht auf die übrige Experimentiereinrichtung bisher noch nicht auf tiefe Temperaturen abgekühlt.

Daten der gebauten Spule

Homogene Länge	l_h	= 85 cm
Gesamtlänge	l	= 123 cm
Windungszahl	n	= 250
Innenradius	r_i	= 5,5 cm
Außenradius	r_a	= 16,5 cm
spez. elektr. Widerstand	ρ	= $1,75 \cdot 10^{-6} \Omega \text{ cm}$
Füllfaktor	β	= 0,8
Stromdichte bei r_i	g_o'	= 18,4 kA/cm ²
Windungsstrom	I	= 50 kA
Ohmscher Widerstand pro Scheibe	R_s	= 25 $\mu\Omega$
Gesamtwiderstand bei	$R_{(t=0)}$	= $6,2 \cdot 10^{-3} \Omega$
	$R_{(t=t_1)}$	= $7,2 \cdot 10^{-3} \Omega$
	$R_{(t=t_2)}$	= $7,8 \cdot 10^{-3} \Omega$
Induktivität	L	= $1,8 \cdot 10^{-3} \text{ H}$
Leerlaufspannung	U_0	= 600 V
Innenwiderstand der Versorgung	R_i	= $4,7 \cdot 10^{-3} \Omega$
Energieverteilung	$E_{(0 \rightarrow t_1)}$	= 7,3 MWs ohm'scher Anteil
	$E_{(0 \rightarrow t_1)}$	= 2,1 MWs magn. Anteil
	$E_{(t_1 \rightarrow t_2)}$	= 2,8 MWs ohm'scher Anteil
	E	= 12,2 MWs
Gesamtenergie	λ	= $3,8 \text{ Ws cm}^{-1} \text{ grd}^{-1}$
Wärmeleitfähigkeit im Kupfer	φ	= $0,38 \text{ Ws g}^{-1} \text{ grd}^{-1}$
Spez. Wärme	d	= $8,93 \text{ g/cm}^3$
Dichte	α	= $0,292 \text{ cal cm}^{-2} \text{ grd}^{-1} \text{ sec}^{-1}$
Wärmeübergangszahl	F	= 180 kp
Max. Druckkraft	σ_c	= $12,5 \text{ kp/mm}^2$
max. Umfangszugspannung	σ_r	= $1,5 \text{ kp/mm}^2$
Max. Radialzugspannung	σ	= 21 kp/cm^2
Zugfestigkeit für Kupfer		

Strom-Spannungs-Kennlinie eines Hg-Gleichrichters

(4 Anlagen können beliebig kombiniert werden)

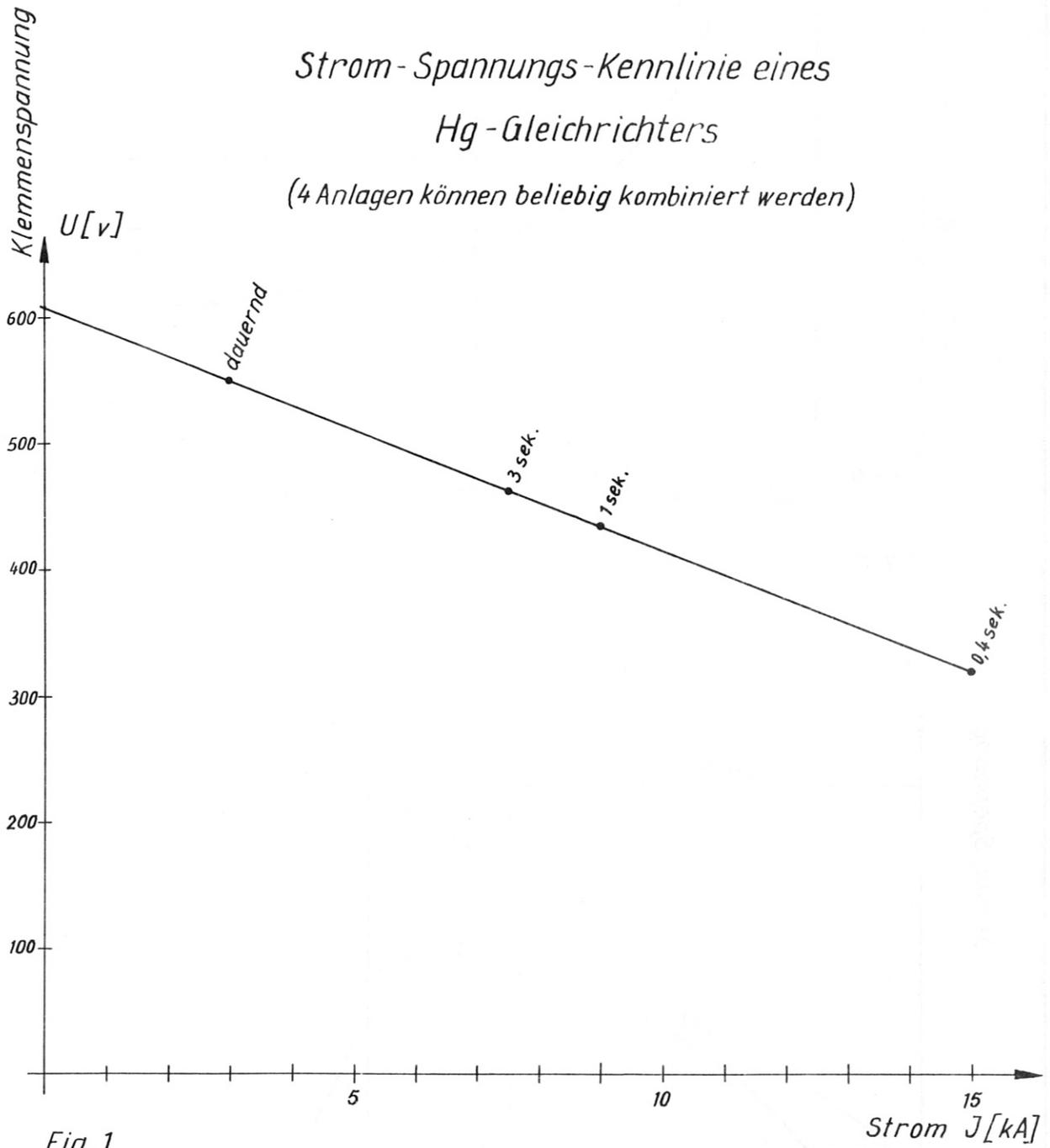


Fig. 1

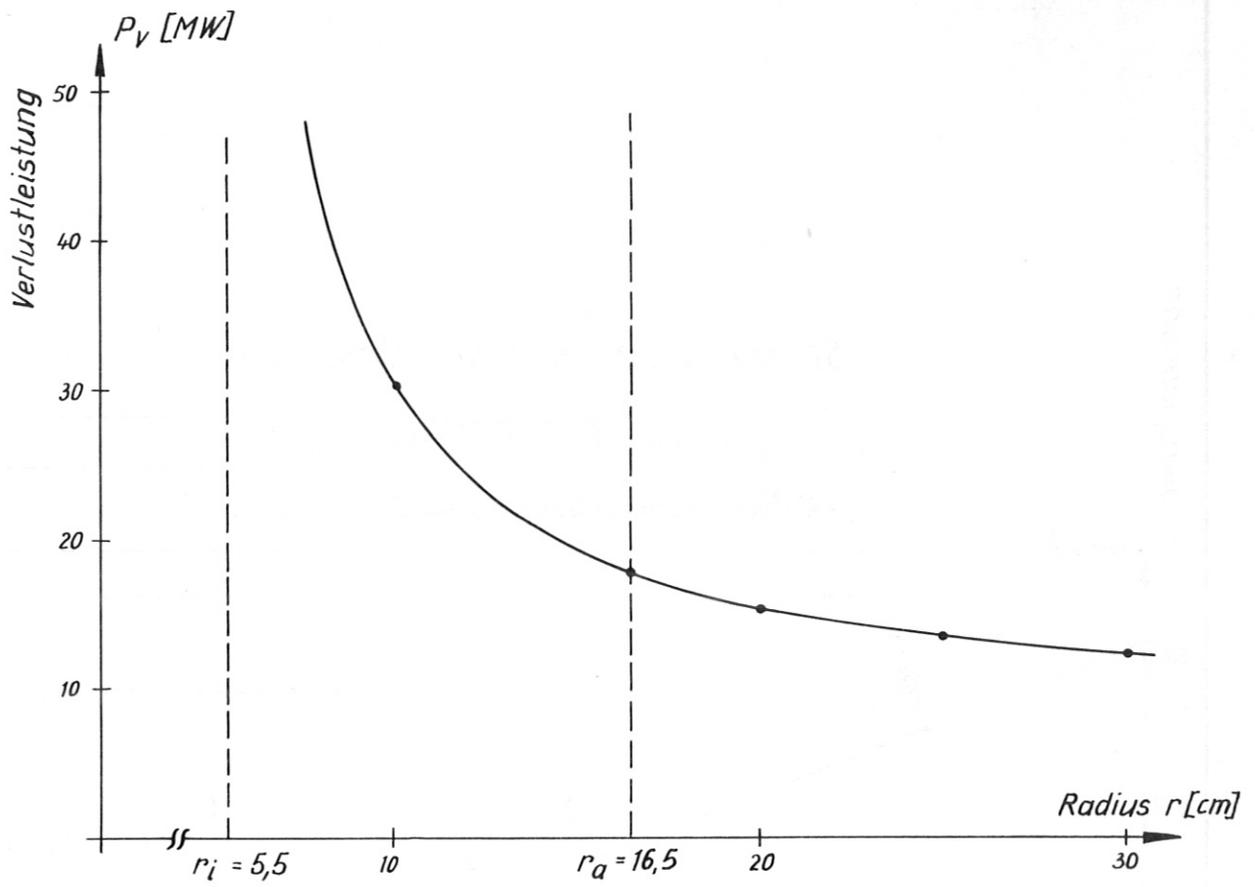


Fig. 2

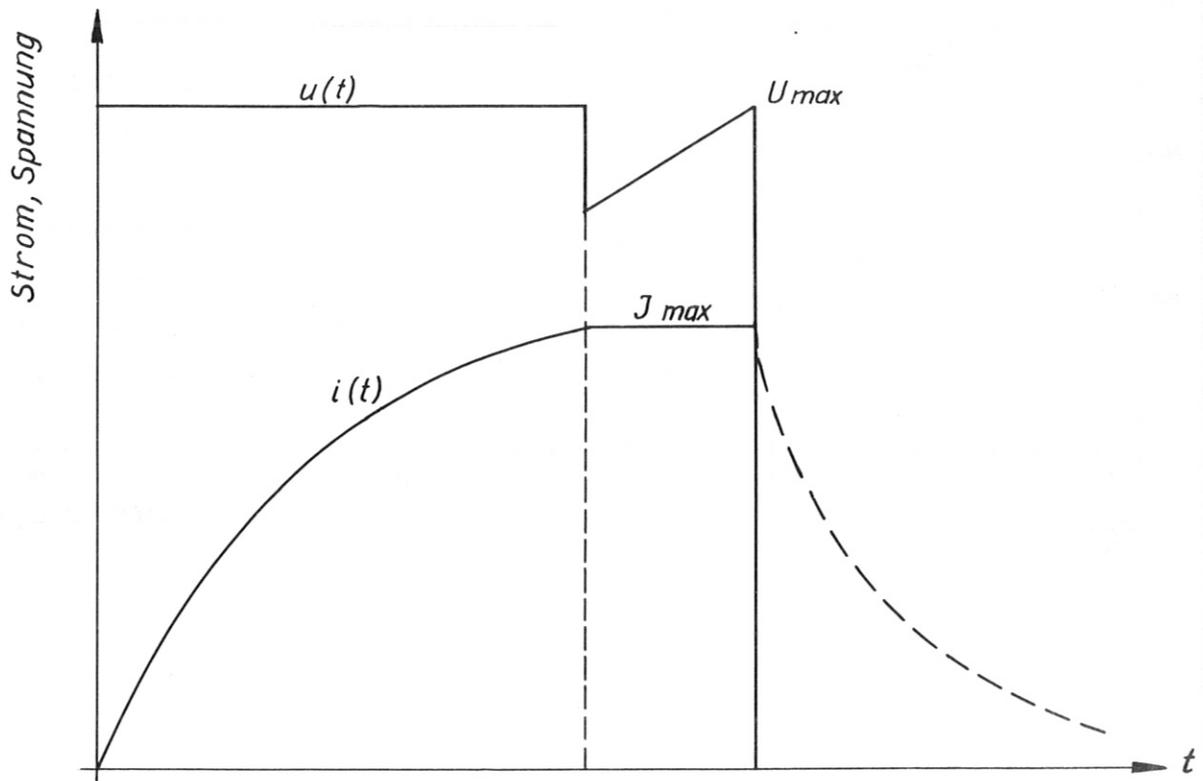


Fig. 3

Stromanstieg di/dt

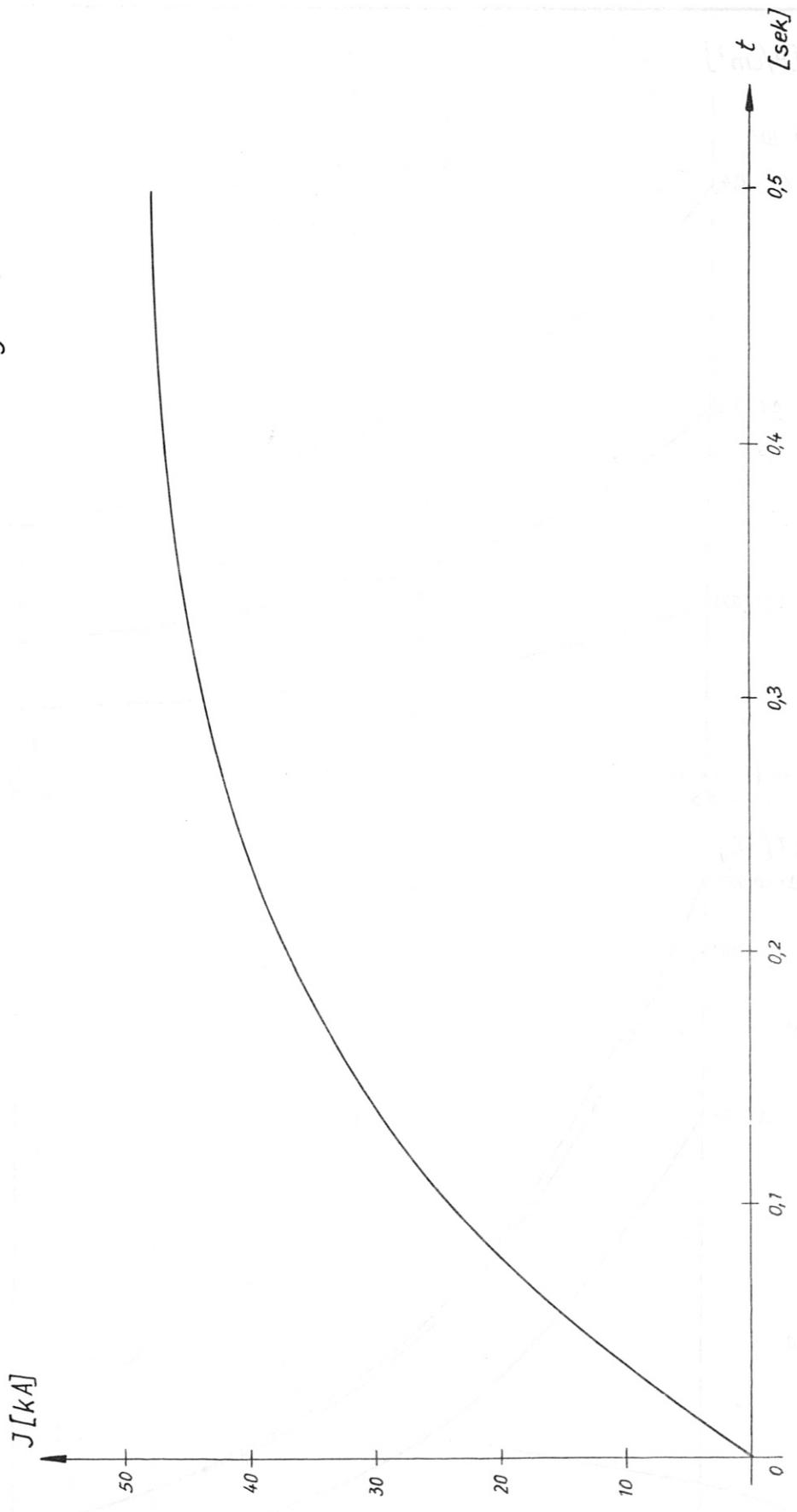


Fig. 4

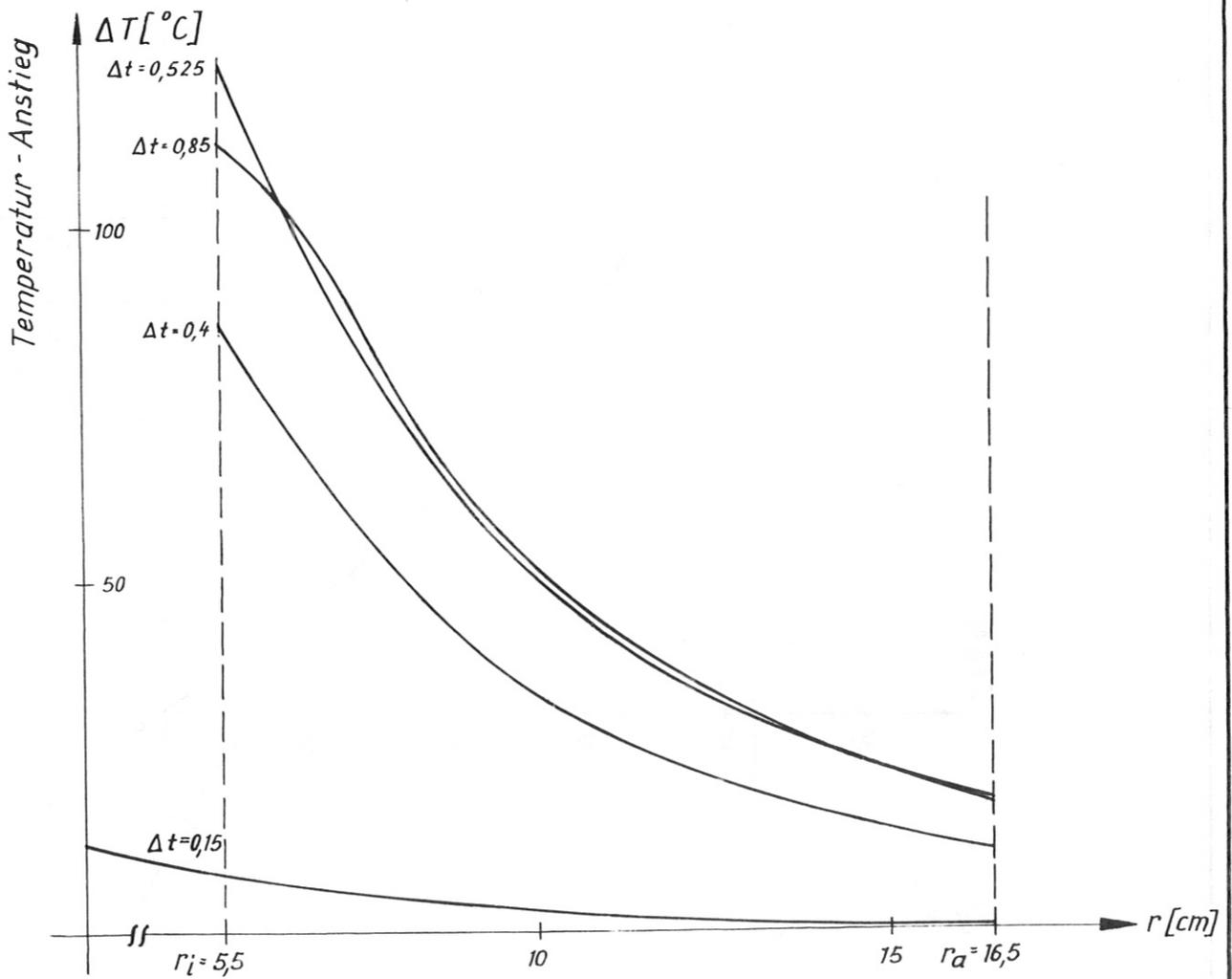
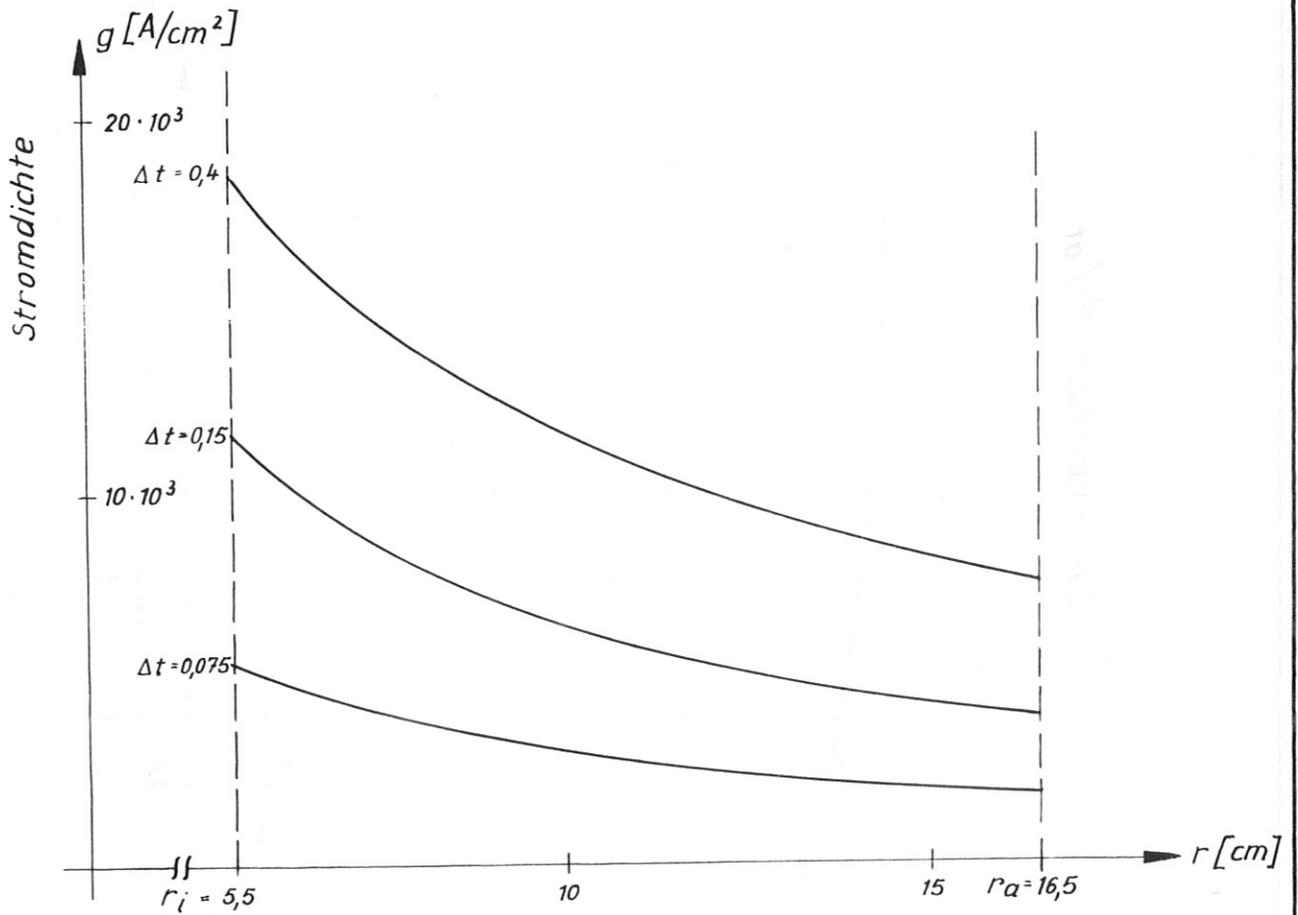


Fig.5

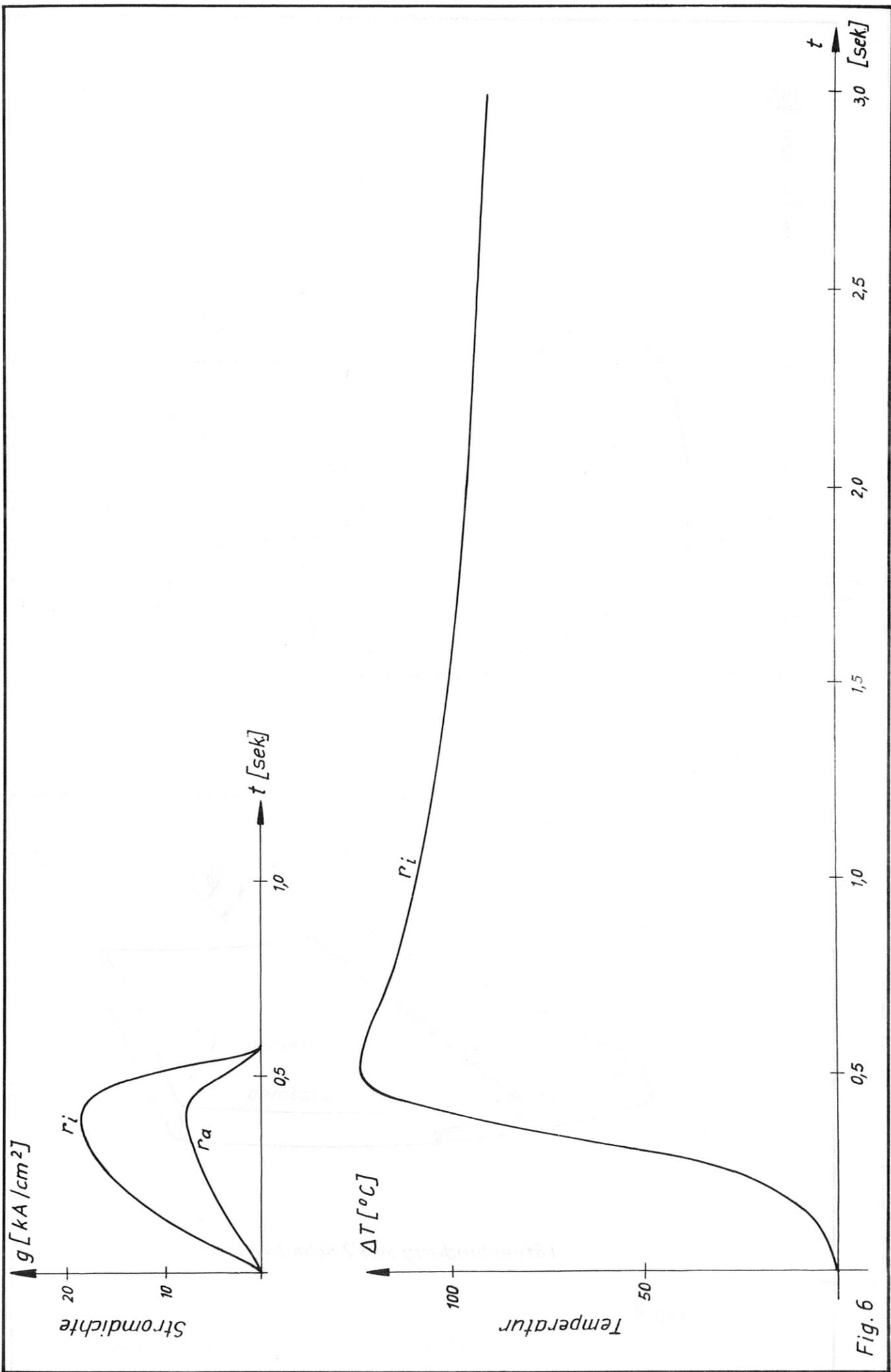


Fig. 6

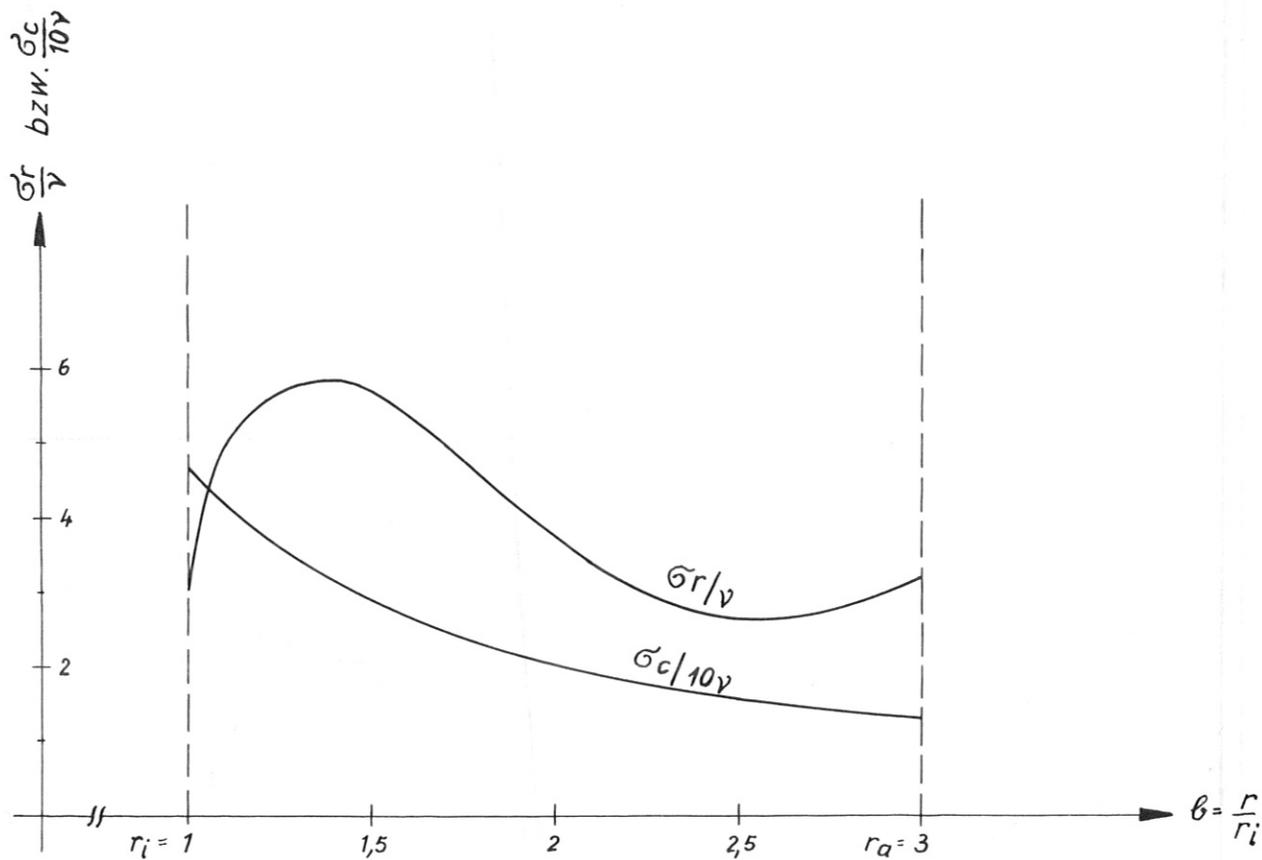
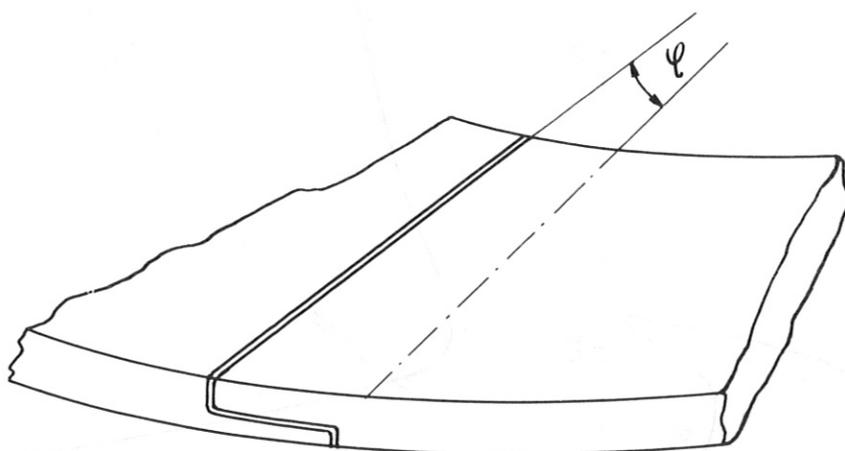


Fig. 7

Zugspannungen



Lötverbindung von 2 Scheiben

Fig. 8

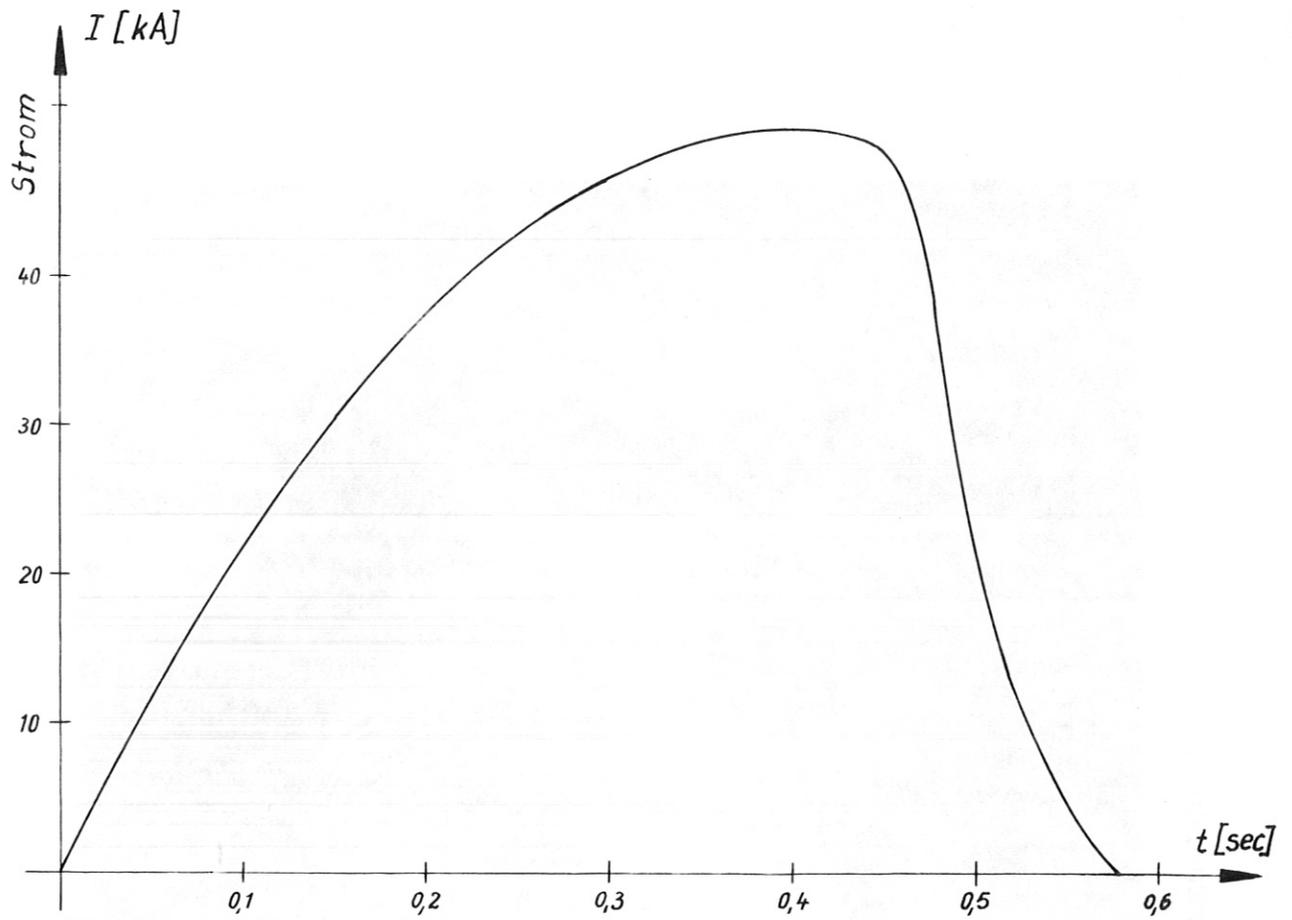


Fig. 9

Gemessener Stromverlauf

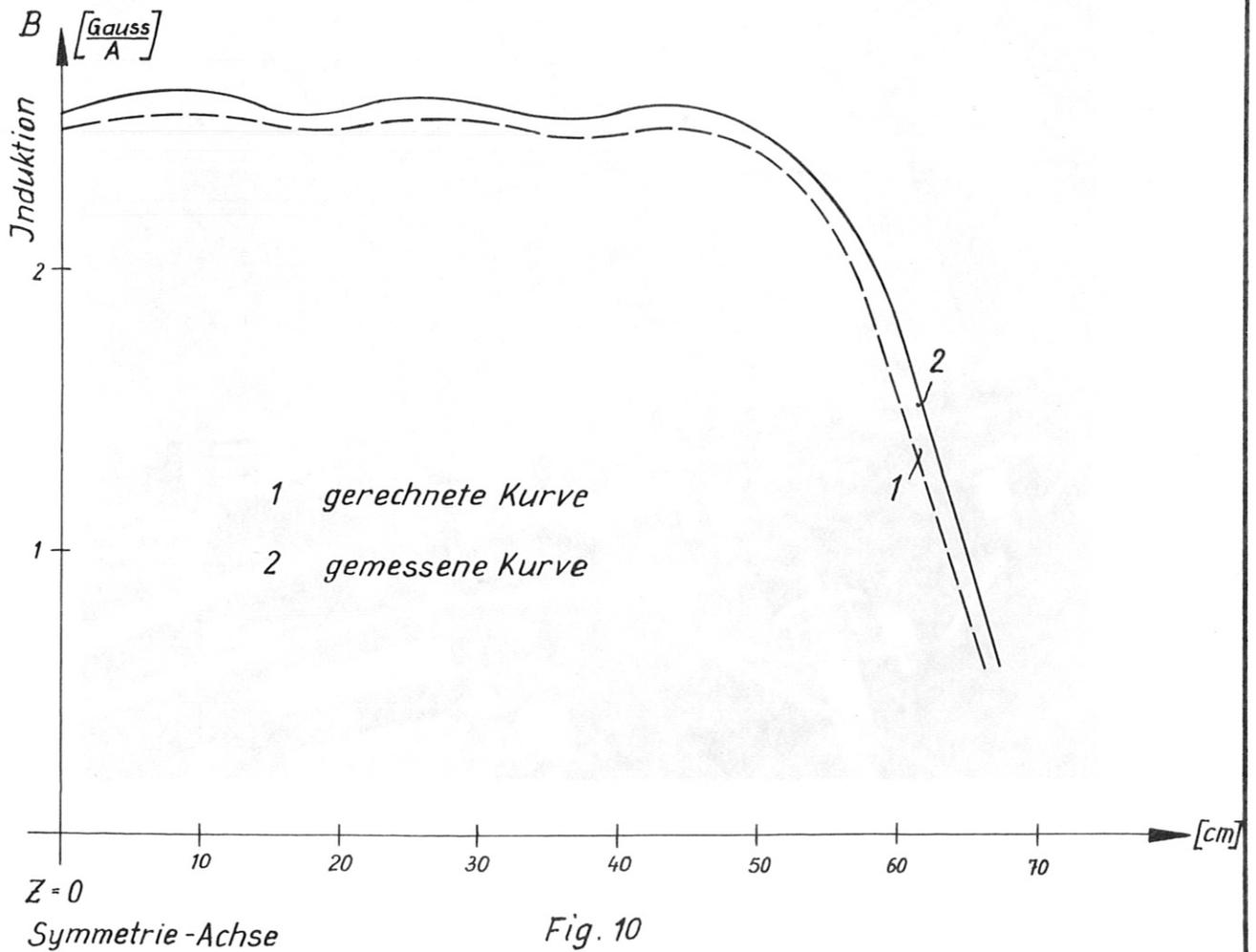
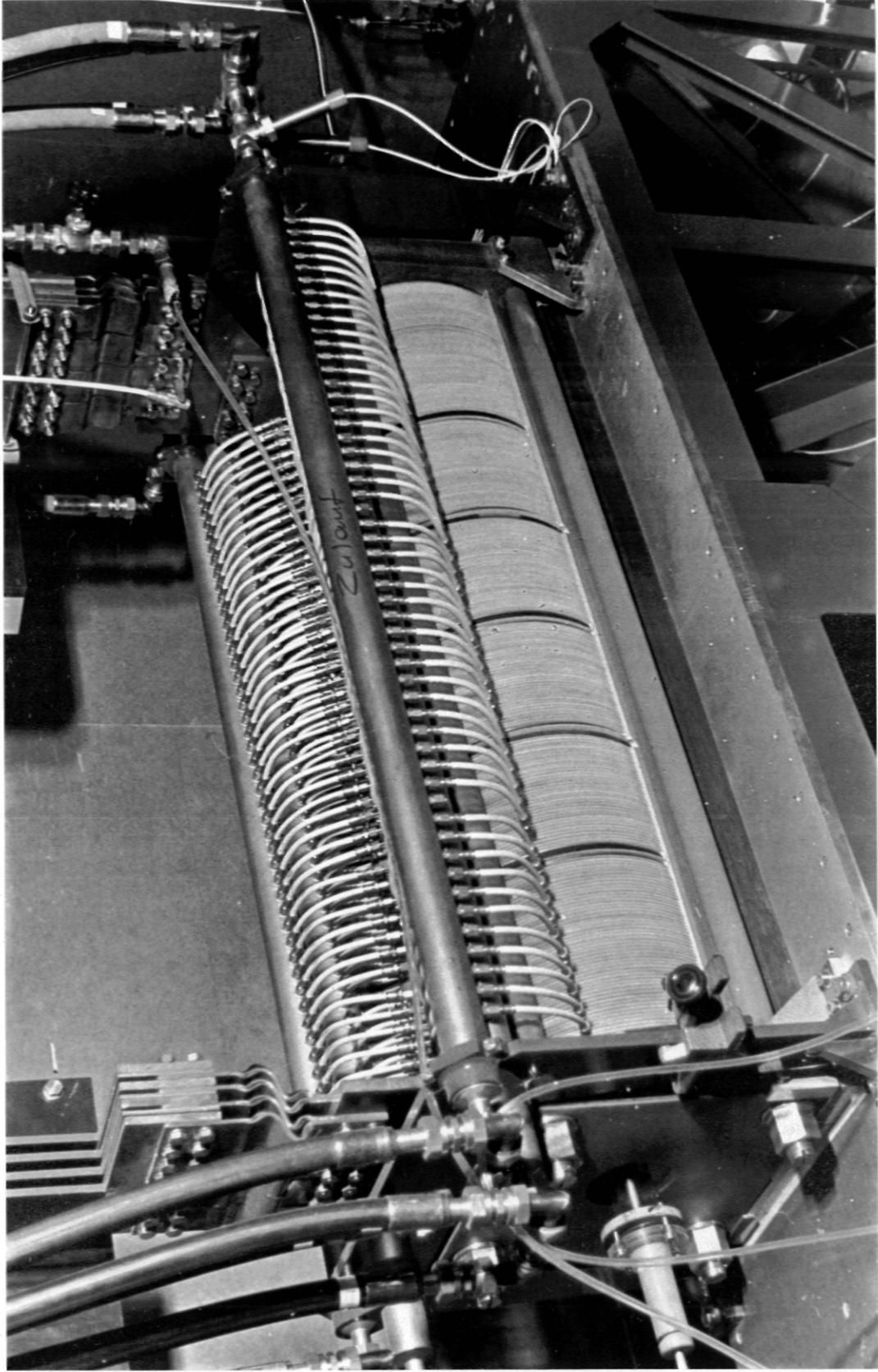


Fig. 10



Fotographie des Magneten