

Experimentierergebnisse mit SL/NL-Schaltern

W. Amenda, M. Pillsticker, M. Söll

IPP 4/128

Januar 1975

MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR PLASMAPHYSIK

GARCHING BEI MÜNCHEN

MAX-PLANCK-INSTITUT FÜR PLASMAPHYSIK
GARCHING BEI MÜNCHEN

Experimentierergebnisse mit SL/NL-Schaltern

W. Amenda, M. Pillsticker, M. Söll

IPP 4/128

Januar 1975

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.

Abstract

The switching-off effect of a superconductive/normalconductive (SC/NC)-breaker (cryotron) is based on the increase of the resistance from 0 to a determined value, if the transition from the superconductive to the normalconductive state is triggered. Thus the very high current density in the superconductive phase can be utilized. The fast commutation of a current from one branch of a network to another can be started by the switching-off effect of a SC/NC-breaker.

Results of several tests with SC/NC-breakers suitable for high currents up to 800 A are reported. The trigger methods used are: 1) heating of the switch-material up to $T > T_c$ and 2) increase of the current by a pulse $\hat{I} > I_c$. Only triggering with a pulsed current assures very fast switching (μ s-region and less). The superconductors used for these experiments are Nb-Ti-multifilament-wires with a copper-nickel matrix. Fast switching operation requires low-inductive breakers. Several types were tested, of which the double bifilar wounded arrangements show the best results. The relation between the switching time or the commutation time on one hand and the rise time of the trigger current pulse, the energy of the pulse, the direct current of the breaker before triggering and a few other electrical parameters on the other hand are determined experimentally. A pulse energy of 1 Ws is sufficient for triggering a 300 A-breaker. The current commutation from the breaker branch into a special ohmic load occurs within 1 μ s. If a breaker is carefully manufactured the pulse energy increases nearly linear with the threshold maximum of the direct current of the breaker before triggering. The demonstration that during commutation an intrusion of electrical energy from the trigger-pulse-circuit into the main circuit never can be compensated completely is an important result of the measurements.

Inhaltsverzeichnis

	Seite
1. Einleitung	2
2. Allgemeines	2
3. Kurzprobenuntersuchungen an Schaltermaterial	3
4. Experimente mit thermischer Auslösung an einer Kommütierungsschaltung mit induktivem Speicher und ohmscher Last	5
5. Versuche mit Strompulsauslösung ohne Laststrom im Schalter und Speicher	7
5.1 Betrachtungen zum Aufbau der Schalter und Puls- generatoren	7
5.1.1 Strompulsgeneratoren	7
5.1.2 Mäanderförmige Schalteranordnungen	7
5.1.3 Spulenförmige Schalteranordnungen	9
5.2 Meßergebnisse mit Strompulsauslösung	10
6. Versuche mit Strompulsauslösung an Kommütierungs- schaltungen bei belastetem Schalter	14
6.1 Stromkommütierung mit induktivem Energiespeicher als Energiequelle	14
6.2 Stromkommütierung mit Stromgenerator als Energie- quelle	16
7. Diskussion und Ausblick	16
8. Zusammenfassung	21

1. Einleitung

Um in elektrischen Schaltungen schnelle Stromkommutierungen von einem in einen anderen Netzwerkszweig zu erreichen, kann man SL/NL Schalter (Kryotrons) zweckmäßig einsetzen (1 - 10). Der Schalteffekt bei einem SL/NL Schalter beruht auf der Widerstandsänderung beim Übergang vom supraleitenden (SL) in den normalleitenden (NL) Zustand. Der Übergang kann erzielt werden, wenn entweder der Strom, die Temperatur oder das äußere Magnetfeld des Supraleiters über ihre kritischen Werte angehoben werden. SL/NL Schalter wirken als Abschalter, so daß die Stromtragfähigkeit des Leiters im supraleitenden Zustand voll ausgenutzt werden kann. Damit ein Abschaltvorgang schnell erfolgt, muß man geeignete Auslöseverfahren wählen und die Konstruktion eines Schalters und der Auslöseinrichtung aufeinander abstimmen. Experimentelle Untersuchungen waren zu diesem Zwecke erforderlich.

2. Allgemeines

Von den drei bekannten Auslöseverfahren für SL/NL Schalter (thermische Auslösung, Pulsstromauslösung, Magnetfeldpulsauslösung) /1/ untersuchten wir eingehend die Pulsstromauslösung. Die Untersuchungen erfolgten im Hinblick auf schnelle Abschaltung und hatten die Entwicklung einer Baueinheit eines SL/NL Schalters zum Ziel. Dementsprechend wurde mit niederinduktiv aufgebauten Schaltern und Strompulsgeneratoren experimentiert. Als Schaltermaterial wurden NbTi-Supraleiter mit CN-Matrix⁺ in Drahtform benutzt, die von mehreren Industriefirmen auf Wunsch gefertigt wurden. Bei der Qualität des zur Verfügung stehenden supraleitenden Schaltermaterials war die Herstellung eines schnellen Abschalters in erster Linie ein elektrotechnisches und wegen des erforderlichen niederinduktiven Aufbaues bei Tieftemperatur ein fertigungstechnisches Problem. Folgende, das Schaltverhalten beeinflussende Parameter wurden experimentell untersucht:

⁺) Kupfer-Nickel-Matrix

- 1) Strompuls-Steilheit
- 2) Pulsenergie
- 3) Lastruhestrom vor Einleitung der Schaltung
- 4) Dimensionierung und Schalteraufbau
- 5) Isolation der Schalterdrähte
- 6) Unterschiedliche Schalterdrähte

Um das Schaltverhalten eines SL/NL-Abschalters meßtechnisch zu erfassen, wurden das zeitliche Widerstandsverhalten des Schalters nach erfolgter Auslösung und der Kommutierungsstrom registriert. Bei den Pulsmessungen (μs - und ns -Bereich) ergaben sich speziell bei Strommessungen erhebliche Probleme, zumal Rückwirkungen der Meßvorrichtung bzw. des Meßkreises auf den zu untersuchenden Kommutierungskreis weitgehend vermieden werden sollten.

Experimente mit thermischer Auslösung wurden vorgenommen, um den theoretisch erklärbaren langsamen Abschaltvorgang insbesondere quantitativ (ms - und s -Bereich) zu bestätigen.

3. Kurzprobenuntersuchungen an Schaltermaterial

Für die Herstellung von SL/NL-Abschaltern stehen verschiedenen Multifilament-Supraleiter auf NbTi-Basis mit CN-Matrix zur Verfügung, die sich im Aufbau und in ihrer Materialzusammensetzung unterscheiden.

Wir testeten zwei geeignet erscheinende Typen:

- 1) Hersteller: IMI (Bild 1a)
NIOMAX CN A61/25
61 Fil.; $20 \mu\text{m}$ ϕ /Fil.; 0,25 mm/Draht;
Matrix/SL = 1,35/1
Drilllänge 25 mm
 $\rho = 35 \cdot 10^{-6} \Omega \text{ cm}$ bei $T = 10 \text{ K}$

- 2) Hersteller: MCA (Bild 1b)
465 Fil.; 25 μm ϕ /Fil.; 0,76 mm/Draht;
Matrix/SL = 1/1
Drilllänge 25 mm
 $\rho = 25,58 \cdot 10^{-6} \Omega \text{ cm}$ bei $T = 10 \text{ K}$

Die Abhängigkeit zwischen kritischer Stromdichte und dem äußeren Magnetfeld $j \perp H$ zeigt Bild 2. Der IMI-Leiter hat die höheren kritischen Stromdichten und die dünneren Elemente. Versuche mit verschiedenen Stromanstiegsgeschwindigkeiten zwischen 100 bis 600 A/min ergaben gleiche Meßergebnisse (Bild 2) für den kritischen Strom. Der spezifische Widerstandswert des IMI-Drahtes ist bei 10 K höher als der des MCA-Drahtes, was für die Verwendung als Schalterdraht vorteilhaft ist.

Der dünnere IMI-Draht hat die bessere dynamische Stabilität auf Grund der dünneren Filamente und wegen seines gleichmäßigen Aufbaues (Bild 1) /11, S. 310/. Die fertigungstechnisch gesehen nachteilige dünne Drahtstärke des IMI-Drahtes von 0,25 mm ϕ bei 61 Fil., die zu einem I_c -Wert im 0-Feld von 80 A führt, wird eine Herabsetzung der kritischen Stromstärke durch Überführungsinstabilitäten des Stromes verhüten; man kann bei langen Drähten annähernd die gleichen I_c -Werte erzielen wie bei Kurzproben. Bei hohen Stromstärken müssen separate isolierte Einzeldrähte zu einem Kabel bzw. zu einem Flachleiter vereinigt werden.

Im Bild 3 ist der für den IMI-Leiter A 61/25 gefundene Recovery-Strom in Abhängigkeit vom äußeren Magnetfeld dargestellt. Die geringfügige Abhängigkeit des Stromes vom Feld deutet auf einfache Zusammenhänge zwischen der durch Strom erzeugten Wärme und der durch das Kühlsystem abzuleitenden Wärme hin.

Versuche zur Ermittlung der Ausbreitungsgeschwindigkeit einer normalen Zone längs des Leiters ergaben für MCA- und IMI-Draht identische Werte. Beim fünffachen Wert

des Recoverystromes im Leiter wurde örtlich in der Mitte eines Drahtes eine normalleitende Zone durch einen Heizimpuls von 1 s Dauer induziert. Gemessen wurde eine Ausbreitungsgeschwindigkeit von 2,5 m/sec. Der Experimentierleiter befand sich in einem flüssigen Heliumbad. Der gefundene Wert stimmt recht gut mit theoretischen Berechnungen /12/ überein.

4. Experimente mit thermischer Auslösung an einer Kommutierungsschaltung mit induktivem Speicher und ohmscher Last

Thermische Auslösung wurde an zwei Schaltertypen vorgenommen, wobei wir elektrisch isolierte Heizleiter benutzten. Das Bild 4 zeigt die gewählten Leiteranordnungen.

- 1) Beim MCA-Draht (0,8 mm \emptyset mit elektrischer Isolierung) wurde für den Belastungsstrom ein Einzelleiter gewählt. Die Hin- und Rückleitung des Supraleiters liegen dicht nebeneinander (Bild 4a). In den beiden Zwickeln sind auf der gesamten Länge glasseideumspinnene Heizleiter angebracht. Die vier Drähte sind in Abständen von ca. 3 mm fest verschnürt und das Kabel ist mäanderförmig auf einer Halterung angebracht (Bild 4c), um es raumsparend im Kryostaten unterbringen zu können.
- 2) Um ähnliche Strombelastungen mit einem aus IMI-Draht aufgebauten Schalter zu erzielen, müssen vier parallele Einzeldrähte einen MCA-Draht ersetzen. Mit einer Steigung von etwa 10 mm sind Hin- und Rückleitung um einen Heizleiter gewickelt (Bild 4b), der wie die Supraleiter lediglich lackisoliert ist. Die Supraleiter sind so verschaltet, daß die Stromrichtung in benachbarten Leitern umgekehrt ist. Das Kabel ist ebenfalls mäanderförmig zu einem Schalterpaket angeordnet (Bild 4c).

Die Kommutierungsexperimente wurden an einer Anordnung entsprechend der Schaltung in Bild 5 vorgenommen. Zu Beginn befinden sich der Schalter R_s und die Spule L_{sp} im supraleitenden Zustand. Bei geöffnetem Schalter S_2 und geschlossenem Schalter S_1 wird der Stromgenerator Gen. erregt. Der Strom fließt über den supraleitenden Schalter, da an der Spule wegen $R_s = 0$ ein Spannungsabfall nicht auftreten kann. Bei Aufheizung des Schalters kommutiert der Strom vollständig in die Spule. Wenn bei stationärem Strom in der Spule und im Generator der Schalter durch Abkühlung in die supraleitende Phase übergeht, kann kein Strom in den Schalter kommutieren. Der Konstantstrom des Generators bedingt, daß sich der Spulenstrom ändern muß. Dies würde über R_s eine Spannung erfordern, die aber wegen $R_s = 0$ nicht auftreten kann. Erst beim Öffnen des Schalters S_1 erfolgt die Kommutierung des Spulenstromes in den Schalter. Der Strom kreis damit im supraleitenden Teil, so daß nach Schließen des Schalters S_2 die Anfangsbedingungen für die Abschaltung geschaffen sind.

Die Abschaltung erfolgt durch rasches Aufheizen des Heizdrahtes und des Supraleiters. R_s nimmt einen endlichen Wert an, so daß die Stromkommutierung entsprechend dem Widerstandsverhalten von R_s zu $R_L + R_{sh}$ in die Last R_L erfolgt. Im Bild 6 sind die gemessenen zeitlich günstigsten Kommutierungsvorgänge (Stromverlauf in R_{sn}) festgehalten. Die Abschaltungen sind von 10 A bis I_c -Wert stromunabhängig und wurden mit einem Schalter (MCA-Draht) entsprechend Bild 4a und 4c durchgeführt.

Bild 7 zeigt Stromverläufe bei der Kommutierung in die Belastung (Bild 5), wenn ein SL/NL-Schalter aus IMI-Drähten entsprechend dem Aufbau nach Bild 4b und 4c benutzt wurde. Der Verlauf demonstriert ein sehr heterogenes Schaltverhalten. Der Widerstand R_s verändert sich während der Kommutierungsphase ungleichmäßig. Offensichtlich werden in den 4 parallelen Leitern die ersten normaleleitenden Zonen an unterschiedlichen Stellen erzeugt. Wenn diese Stellen im Leiter so viel Energie freisetzen, daß auch die benachbarten supraleitenden Leiter des Schalters normal

werden, tritt ein verstärkter Widerstandsanstieg auf, der sich deutlich im Kommutierungsstromverlauf darstellt.

Die Kommutierungszeit ist jedoch gegenüber dem Schalter nach Bild 4a und 4c um etwa 50 % verkürzt.

5. Versuche mit Strompulsauslösung ohne Laststrom im Schalter und Speicher

5.1 Betrachtungen zum Aufbau der Schalter und Pulsanordnungen

5.1.1 Strompulsgeneratoren

Als Strompulsgeneratoren dienten wahlweise zwei Doppel-Kondensatorbatterien (Bild 8), die mit einem Thyristor gesteuert auf den Schalter R_s entladen werden konnten. Bei kurzgeschlossenem Schalter wurden die Kenndaten der Generatoren mit den Stromzuleitungen in den Kryostaten ermittelt:

a) Batterie I mit Bandleitern zum Schalter

$$L_{KB} = 0,5 \mu H; \text{ (Batterie- u. Bandleitungsinduktivität)}$$

$$C_B = 5,5 \mu F; \text{ (Batteriehälfte)}$$

b) Batterie II mit Kabeln zum Schalter

$$L_{KB} = 2,95 \mu F$$

$$C_B = 5 \mu F$$

5.1.2 Mäanderförmige Schalteranordnungen

Für die Strompulsung wurden die in Bild 9 dargestellten mäanderförmigen Schalteranordnungen benutzt.

Der Schalter aus MCA-Draht besteht aus einer Hin- und Rückleitung des Supraleiters, so daß die Störinduktivität des Hauptkreises durch den Abstand der Leitungen voneinander bestimmt wird. Durch den mäanderförmigen Aufbau mit der symmetrischen Mittelanzapfung wird versucht, die Schalterpulsinduktivitäten L_s (Bild 8) auf einen möglichst kleinen Wert zu beschränken. Selbst bei günstigstem Aufbau konnte ein Wert von $1 \mu\text{H}/\Omega$ (Induktivität/Schalterwiderstand) nicht unterschritten werden. Die Werte des Experimentierschalters betragen:

$$L_s = 10,8 \mu\text{H};$$

$$R_{SN} = 10,7 \Omega \quad (T = 10 \text{ K}).$$

Der Schalter hat einen kritischen Stromwert im Nullfeld von 320 A.

Um bei Benutzung von IMI-Supraleitern eine kleinere Schalterpulsinduktivität L_s zu erreichen, wurde ein Schalterkabel entsprechend Bild 9b angewandt. Der mäanderförmige Aufbau kann zweckmäßiger vorgenommen werden, so daß folgende Werte gelten:

$$L_s = 5,2 \mu\text{H}$$

$$R_{SN} = 13 \Omega$$

Damit ergibt sich ein günstigerer Wert von $0,4 \frac{\mu\text{H}}{\Omega}$.

Die maximale zulässige Spannungspulsbeanspruchung der beschriebenen Schalter durch den Pulsgenerator hängt von der Isolation des supraleitenden Drahtes ab. Die Pulsspannungsfestigkeit bei Verwendung von Isolierstoff als Trägermaterial (Bild 9b) betrug etwa 50 kV, was an einem Schalterprototyp gemessen wurde. Bei einem Schalter mit Heizleiter als Trägermaterial liegen die Spannungswerte niedriger: 1 kV beim MCA-Schalter und 5 kV beim IMI-Schalter.

5.1.3 Spulenförmige Schalteranordnungen

Das Wickelprinzip eines einlagigen Spulenschalters sowie die Stromrichtungen des Pulsstromes und des Belastungsstromes bei Kompensationsverschaltung nach Bild 8 sind im Bild 10b dargestellt. Das Wickelprinzip ergibt bifilaren Wicklungssinn für den Laststrom I_0 und den Pulsstrom \hat{I} . Benutzt wurde der IMI-Draht A 61/25, von dem wie beim "Mäander-Schalter" 4 Drähte parallel verlegt wurden, um die gleiche Stromtragfähigkeit zu erhalten. Der Stromsollwert ist 320 A. Das angegebene Wickelprinzip ergibt die kleinste mögliche Schaltinduktivität L_s bei Verwendung von Schalterdrähten. Man erreicht:

$$L_s = 0,16 \mu\text{H}$$

$$R_{SN} = 13,2 \Omega$$

und damit $15 \frac{\text{nH}}{\Omega}$. Hiervon ausgehend wurde eine Schaltvorrichtung für einen kritischen Stromsollwert von 960 A entwickelt. Die in Pancake-Form gewickelte Spule ist ebenfalls für Puls- und Laststrom (Bild 10a) bifilar aufgebaut. Dimensioniert man für den gleichen Widerstandswert wie bei der 320 A Zylinderanordnung, mißt man

$$L_s = 0,09 \mu\text{H}.$$

Die Abweichung vom Wert für den Zylinder-Schalter ist fertigungstechnisch durch engere Schlaufen an den Umlenkungen des Supraleiters im Spulenzentrum, durch niederinduktivere Verschaltung am Anschluß sowie die festere und somit engere Wicklung bedingt. Man erreicht damit einen gemessenen Wert von $6,8 \text{ nH}/\Omega$ gegenüber dem rechnerisch ermittelten Wert von $5,7 \text{ nH}/\Omega$. Der Schalter erreicht damit hinsichtlich des niederinduktiven Aufbaues einen technisch realisierbaren Grenzwert, der sich aus der Formel

$$\frac{L_s}{R_{SN}} = \frac{\mu_0 r^2}{\rho} \ln \frac{a}{r} \quad (1)$$

bei Verwendung von Schaltdraht errechnet.

Die Pulsspannungsfestigkeit dieses Schalters liegt entsprechend der Isolationsgüte der Drähte über 5 kV bei tiefen Temperaturen.

5.2 Meßergebnisse mit Strompulsauslösung

Die Messungen wurden in einer vollständigen Kommutierungsschaltung (Bild 8) bei $I_0 = 0$ und auch an einem Schalter ohne Laststromanschluß vorgenommen. In beiden Fällen zeigten die zwei Schalterstränge identisches Verhalten. Im folgenden werden alle Aussagen nur auf einen Schalterstrang bezogen.

Die laststromlosen Untersuchungen klären zwei wichtige Fragen:

- 1) Durchschaltzeit des Schalters
- 2) Energiebedarf für die Auslösung

Im Bild 11 ist das zeitliche Widerstandsverhalten eines mäanderförmigen Schalters aus MCA-Draht mit der verfügbaren Auslöseenergie als Parameter und den dazugehörigen Pulsstromverläufen im Schalter dargestellt. Entsprechend sind in Bild 12 das Widerstandsverhalten und Stromverläufe eines mäanderförmigen Schalters aus IMI-Draht aufgetragen. Bemerkenswerte Ergebnisse sind:

- a) Der MCA-Leiter zeigt erste normalleitende Zonen bevor der I_C -Wert auftritt. Der kritische Pulsstrom ist stark vom Stromanstieg abhängig (T_A -Kennlinie). Der IMI-Leiter zeigt bei allen eingestellten Stromanstiegen keinerlei Normalleitung vor Erreichen des I_C -wertes.

- b) Der absolute Energiebedarf beim MCA-Schalter ist höher als beim IMI-Schalter, um den gleichen Widerstandsenswert zu erreichen. Hingegen ist die auf $E_{s \min}$ bezogene Energie e_c beim gleichen Widerstandsenswert für den IMI-Schalter dreimal größer ermittelt als beim MCA-Schalter.
- c) Ein erreichter Widerstandsenswert R_{SE} kann kleiner als der Gesamtwiderstand R_{SN} des Schalters sein. Das Verhältnis R_{SE}/R_{SN} zeigt eindeutige Abhängigkeit von der verfügbaren Pulsenergie (Bild 13). Mit wachsendem R_{SE}/R_{SN} steigt der Pulsenergiebedarf der Schalter ungleich an.
- d) Die Schaltzeiten in Abhängigkeit von der verfügbaren Pulsenergie (Bild 14 und 15) entsprechen sich für IMI- und MCA-Schalter bezüglich ihres qualitativen Verhaltens. Für e_c -Werte oberhalb des Schaltzeitmaximums ist $R_{SE}/R_{SN} = 1$; für e_c -Werte unterhalb des Schaltzeitmaximums ist $R_{SE}/R_{SN} < 1$.

Die Ergebnisse sprechen für den aus IMI-Draht (NIOMAX A 61/25) hergestellten Schalter.

Da an spulenförmigen Schaltern (Bild 10) entsprechend dem günstigeren L_s/R_{SN} -Wert kürzere Schaltzeiten zu erwarten sind, wurden entsprechende Messungen vorgenommen. Mäanderschalter und Spulenschalter haben gleiche R_{SN} -Werte, so daß aussagekräftige Vergleiche zur Erklärung des grundsätzlichen Verhaltens angestellt werden können.

Das zeitliche Widerstandsverhalten und die dazugehörigen Strompulsverläufe eines zylinderförmigen Schalters zeigt das Bild 16.

- a) Die T_A -Kennlinien des Mäander- und Spulenschalters sind identisch. Mit steigender Stromsteilheit ergibt sich ein höheres Überschießen des Stromes über

den I_C -Wert hinaus. Beim Spulenschalter ist diese Erscheinung ausgeprägter als beim Mäanderschalter, da die Stromanstiegszeiten um das Zweifache kleiner sind.

- b) Die Schaltzeitkurven des Spulenschalters zeigt Bild 17. Sie entsprechen qualitativ denen des Mäanderschalters. Der Energiebedarf zur Fixierung eines Schaltzustandes ist beim Spulenschalter wegen der kleineren Induktivität niedriger.
- c) Auch die R_{SE}/R_{SN} -Kennlinien entsprechen sich im qualitativen Verlauf. Die in Bild 18 zusammengestellten Verläufe zeigen die Schaltzeit- und Widerstandskennlinien des Mäander- und Spulenschalters. Hieraus können folgende Kenngrößen entnommen werden:

$$\frac{e_{c \text{ Min}} (\text{Sp})}{e_{c \text{ Min}} (\text{Mäa})} = 0,46$$

$$\frac{T_s^x (\text{Sp})}{T_s^x (\text{Mäa})} = 0,36$$

Unter Heranziehung der in Bild 19 dargestellten Verläufe zeigt sich, daß im Spulenschalter für den Wert $e_{c \text{ min}}$ induktive Energie gespeichert wird, die nur unwesentlich oberhalb des Wertes $E_{s \text{ Min}}$ liegt. Dies beweist, daß eine sehr günstige Bauform vorliegt, die nur noch unwesentlich verbessert werden kann. Das Verhältnis der induktiven Energiekenngrößen ist:

$$\frac{e_{Ls \text{ Min}} (\text{Sp})}{E_{Ls \text{ Min}} (\text{Mäa})} = 0.038$$

$$\frac{e_{Lges \text{ Min}} (\text{Sp})}{e_{Lges \text{ Min}} (\text{Mäa})} = 0,109$$

Um den Pulsenergiebedarf noch mehr zu verringern, müssen weit niederinduktivere Kondensatorbatterien bzw. Bandleiterenergiespeicher benutzt werden. Das Verhältnis

$$\frac{e_{Ls \text{ Min}}}{e_{Lges \text{ Min}}} = 0,23 \quad (\text{Spule})$$

bringt dies zum Ausdruck.

Zum Vergleich sei noch das Verhältnis erwähnt:

$$\frac{L_s/R_{SN} \text{ (Sp)}}{L_s/R_{SN} \text{ (Maa)}} = 0,0375$$

Es entspricht nahezu dem induktiven Spulenenergieverhältnis, woraus man ableiten kann, daß das Schaltverhalten beider Schalter (Spule und Mäander) zeitlich analog erfolgt. Die Kurven des Bildes 18 zeigen, daß durch Pulsenergieerhöhung die Schaltzeiten auf extrem niedrige Werte gesenkt werden können.

Die beschriebenen Untersuchungen haben folgende Punkte geklärt:

- a) Die theoretisch definierten Grenzen können bei der praktischen Herstellung eines Schalters erreicht werden.
- b) Es wurde die Schalterbauform ermittelt, die die kleinsten Schaltzeiten bei minimalem Pulsenergiebedarf ergibt.
- c) Die Schaltzeiten können durch hohes Pulsenergieangebot beliebig niedrig sein.

Es sei erwähnt, daß diese Ergebnisse für $I_0 = 0$, also für die ungünstigste Schaltbedingung, ermittelt wurden.

6. Versuche mit Strompulsauslösung an Kommutierungsschaltungen bei belastetem Schalter

6.1 Stromkommutierung mit induktivem Energiespeicher als Energiequelle

Die Kommutierungsexperimente wurden an einer Anordnung entsprechend der Schaltung in Bild 8 durchgeführt. Zu Beginn befinden sich der Schalter R_S und die Spule L_{sp} im supraleitenden aber stromlosen Zustand. Die sogenannte "Ladung" der Spule erfolgt analog zu dem in Kapitel 4 beschriebenen Vorgang. Die notwendigen Schaltungen am Schalter werden hier mit Strompulsen ausgelöst, während nach Kapitel 4 die Schaltungen durch Heizvorgänge verursacht wurden. Wenn der Strom im supraleitenden Teil kreist, sind nach Schließen von S_2 die Anfangsbedingungen für das Abschaltexperiment geschaffen.

Die Kommutierung des Stromes von R_S in $R_C + R_{sh}$ und damit die Entladung der Spule L_{sp} auf $R_{sh} + R_L$ sowie R_{SN} wird durch die Zündung des Thyristors und die folgende Entladung des Kondensators auf den Schalter eingeleitet (Bild 8).

Der konstante Laststrom I_0 bewirkt in den einzelnen Schaltersträngen eine zeitliche Verschiebung der Übergänge vom supraleitenden in den normalleitenden Zustand, weil in einem Strang Konstant- und Pulsstrom gleichsinnig und im anderen gegensinnig fließen. Da die Symmetrie der Pulsschaltung gestört wird, entladen sich die beiden Pulscondensatoren teilweise auf die Belastung $R_L + R_{sh}$. In der ersten Phase der Kommutierung besteht nur in einem Schalterstrang Normalleitung, so daß in der Belastung der kommutierte Teilstrom und der Pulsstrom gleichsinnig fließen. Der Spannungsabfall am Schalter bedingt ungleiche Entladung der beiden Kondensatorbatterien. Wenn auch der zweite Schalterstrang in den normalleitenden Zustand übergeht, wird die Schaltung wieder symmetrisch. Die

Kondensatoren gleichen ihre Ladung hauptsächlich über den niederohmigen Lastwiderstand aus. Die Richtung dieses Pulsstromes ist gegensinnig zum kommutierten Grundstrom.

Der beschriebene Vorgang wird stark vom Verhältnis des Lastwiderstandes zum Schalterwiderstand und von der Lastinduktivität L_L sowie den Zuleitungsinduktivitäten L_{Zu} beeinflusst. Im Bild 20 sind einige charakteristische Stromverläufe, die in verschiedenen Lastshunts R_{sh} während der Kommutierungsphase gemessen wurden, dargestellt. Eine eindeutige Kommutierungszeit zum Vergleich der Kurvenverläufe kann nur definiert werden, wenn die Grundvorgänge (gestrichelte Linie) betrachtet werden. Als Kommutierungszeit wurde die Zeitdauer vom Beginn des Stromanstieges bis zum $0,9 \cdot I_0$ -Wert des Grundvorganges festgesetzt.

In den Bildern 21 und 22 ist die Pulsauslöseenergie in Abhängigkeit von der Kommutierungszeit mit dem Konstantstrom I_0 und der Belastung R_L als Parameter dargestellt. Der bei niedrigen e_c -Werten auftretende Knick im Kurvenverlauf deutet auf einen Wechsel des physikalischen Auslöseeffektes hin. Bei den hohen e_c -Werten erfolgt der Phasenübergang vorwiegend durch Überschreiten des j_c -wertes im gesamten Leiterbereich. Für kleine e_c -Werte tritt nur noch zonenweise Normalleitung infolge von Strompulsung auf. Große Bereiche des Leiters ändern ihren Zustand durch die Ausbreitung normalleitender Zonen.

Bild 23 zeigt die verfügbare Pulsenergie in Abhängigkeit von der Spannungsbeanspruchung des Schalters. Die Spannungswerte sind erwartungsgemäß bei hohem e_c und I_0 am höchsten. Es handelt sich um induktive Spannungen, die an L_{Zu} und $L_{sh} + L_L$ durch die zeitliche Änderung des Kommutierungsstromes auftreten.

Entsprechend dem gewählten Verhältnis $\frac{R_{sh} + R_L}{2 R_{SN}}$ sind die Kommutierungsverluste im Schalter vernachlässigbar klein (Bild 24). Erst wenn sich die Widerstandswerte von Schalter

und Belastung in der Größenordnung entsprechen, spielt die im Schalter verbrauchte Energie eine Rolle.

6.2 Stromkommutierung mit Stromgenerator als Energiequelle

Die Kommutierung eines von einem Generator gelieferten Stromes aus einem Schalter in eine Belastung wurde mit einem Spulenschalter (Bild 10b) experimentell untersucht. Die Verschaltung des Experimentes gibt Bild 25 an. Wenn der Stromgenerator erregt wird, befindet sich der Schalter R_s im supraleitenden Zustand. Der Schalter S_2 ist geöffnet und Schalter S_1 ist geschlossen. Bevor ein Strompuls durch Zünden des Thyristors in den Schalter fließt, muß S_2 geschlossen werden. Wenn wie hier die Kommutierung kurzzeitig erfolgt, wird der ursprünglich im Schalter fließende Strom in $R_L + R_{sh}$ kommutiert. Die erreichten Kommutierungszeiten entsprechen denen des Bildes 22. Noch kleinere Abschaltzeiten sind möglich, wenn die Pulsgeneratoren noch niederinduktiver aufgebaut werden bzw. mit höherer Pulsenergie ausgelöst wird.

7. Diskussion und Ausblick

Bei den Versuchen konnte der Einfluß wichtiger Parameter von SL/NL-Abschaltern bei schnellen Abschaltungen meßtechnisch erfaßt werden.

Erwartungsgemäß kommt für schnelle Abschaltungen von den zwei untersuchten Auslöseverfahren (thermische Auslösung; Strompulsung) nur die Strompulsauslösung in Frage. Hierzu lassen sich folgende Gründe anführen:

1. Bei thermischer Auslösung muß eine große Heizenergie verfügbar sein, da außer dem Heiz- und Supraleiter-Schaltdraht auch inaktives Volumen der näheren Umgebung aufgeheizt wird. Die für die Strompulsung notwendige Auslöseenergie ist dagegen vernachlässigbar klein.

2. Die Messungen ergaben bei thermischer Auslösung Verzögerungszeiten (Zeit vom Beginn des Heizstromimpulses bis zum Beginn der Änderung vom supraleitenden in den normalleitenden Zustand) von mehr als 1 s. Bei der Strompulsauslösung beträgt die entsprechende Verzögerungszeit nur einige μs . Dieser Zeitunterschied beruht darauf, daß bei thermischer Auslösung der Wärmeübergang vom Heizleiter in den Schalterdraht erfolgen muß, um den Schaltvorgang einzuleiten und daß die elektrische Zeitkonstante des Heizstromgenerators aus technischen Gründen weit höher sein muß als die des Puls-generators bei Strompulsauslösung.
3. Die Schaltzeit selbst (Zeit vom Beginn der Widerstandsänderung im Schalterdraht bis zum Endzustand) wurde bei thermischer Auslösung günstigstenfalls mit etwa 1 ms gemessen. Demgegenüber ergeben sich bei Strom-pulsung Schaltzeiten von weniger als 1 μs . Dabei befindet sich das Strompulssystem noch im elektrisch quasi-stationären Zustand, so daß die Widerstandsänderung im Schalterdraht an vielen Orten gleichzeitig erfolgen kann. Die Inhomogenität des Drahtes und des Aufbaues stören jedoch die Gleichzeitigkeit des Phasenüberganges etwas. Bei der thermischen Auslösung wird die Widerstandsänderung im Schalterdraht an einzelnen Orten zeitlich nacheinander erfolgen, was durch ungleichmäßigen Wärmeübergang bedingt ist und als Ursache für die großen Schaltzeiten angesehen werden kann.

Die Brauchbarkeit von supraleitenden Schalterdrähten muß nach den Gesichtspunkten beurteilt werden, ob

- a) der Supraleiter eine ausreichende dynamische und statische Stromdichtetragfähigkeit hat und
- b) der Supraleiter derart verarbeitet werden kann, daß eine sehr niederinduktive Schalteranordnung entsteht, ohne daß dabei bleibende Schäden am Leiter und der Isolierung auftreten.

Der von der Fa. IMI gefertigte Leiter A 61/25 NIOMAX schneidet hierbei sehr günstig ab. Der Leiter ist sorgfältig gefertigt und zeigt ein homogenes Schliffbild. Die Werkstoffkomposition und der Aufbau des Leiters (Durchmesser der Filamente, Twistung der Filamente, Kontaktierung zwischen Supraleiter und Matrix) führen zu guter statischer und dynamischer Stromdichtetragfähigkeit. Selbst eine mechanische Beanspruchung des Supraleiters, wie in Bild 9b angedeutet, bewirkt keine Verminderung der Stromdichtetragfähigkeit. Verbesserungswürdig erscheint uns die Isolierung des Leiters sowohl in elektrischer als auch in mechanischer Hinsicht. Der hinsichtlich des technischen Aufwandes nachteilig erscheinende geringe Querschnitt des Leiters (geringe Strombelastung) wird durch die Vorteile aufgewogen, daß bei Parallelschaltung der Drähte die Schalterpulsinduktivität sehr niedrig wird und Schalter mit kleinem Volumen herstellbar sind.

Die mit dem MCA-Leiter erzielten Ergebnisse sind insbesondere im Hinblick auf die dynamische Stromdichtetragfähigkeit ungünstiger. Dieses Ergebnis wurde erwartet, da das Schliffbild auf inhomogene Materialzusammensetzung im Matrixmaterial hindeutet. Eine Materialanalyse ergab, daß Zonen mit Matrixmaterial von mehr als 90 % Cu-Anteil (stark gezeichnete Gebiete des Schliffbildes; Bild 1b) und solche mit nur etwa 70 % Cu-Anteil vorlagen. Der Widerstand in den kupferreichen Matrixzonen ist um ein Mehrfaches niedriger als in kupferarmen Zonen. Die kupferreichen Störzonen sind die Ursache des ungünstigen AC-Verhaltens.

Für die Wahl des Grundkonzeptes eines SL/NL-Abschalters mußte man beachten, daß der Schalter niederinduktiv gebaut werden konnte und daß die bei der schnellen Abschaltung durch Störinduktivitäten bedingten Spannungen beherrscht wurden. Bei der Auslösung mit Strompulsen ergab ein Schalter in sogenannter "doppelt bifilarer Spulenbauweise" die niedrigsten Schalt- bzw. Kommutierungszeiten. Die Wicklung wurde einlagig und als pan-cake ausgeführt (Bild 10). Die auch untersuchte Mäanderbauweise war einfach bifilar, so daß die Schalterpulsinduktivität L_s relativ hoch blieb. Würde man

auch für den Mäanderaufbau einen doppelt bifilaren Aufbau wählen, müßten sich die gleichen Meßergebnisse wie bei einer nach diesem Prinzip gewickelten Spule einstellen. Von dem Bau eines doppelt bifilaren Mäanderschalters wurde aber abgesehen, da er schwierig zu fertigen ist. Die Spannungsfestigkeit einer doppelt bifilaren Schalterspule von 5 kV erscheint sehr niedrig, zumal dieser Wert bereits die technisch erreichbare obere Grenze für die Durchschlags-
spannung der Leiterisolation ist. Wenn bei Abschaltungen höhere Spannungsbeanspruchungen auftreten, muß ein Schalter aus mehreren der untersuchten Einheiten in Serie zusammengestellt werden, wobei pro Einheit eine Widerstands- und damit auch Schaltimpulsinduktivitätsverminderung vorgenommen werden könnte. Man müßte aber mit der gleichen Anzahl Strompuls-
generatoren arbeiten wie Schaltereinheiten in Reihe geschaltet würden, um die Voraussetzungen für schnelle Schaltungen zu gewährleisten.

Die Schaltzeit und die Kommutierungszeit eines Schalters sind Funktionen der Pulsenergie und der Strombelastung vor der Auslösung. Untersuchungen an Schaltern ohne Vorbelastung ($I_0 = 0$) mit unterschiedlicher Pulsenergie zeigten, daß eine Mindestenergie notwendig ist, um das gesamte Schaltermaterial vom supraleitenden in den normalleitenden Zustand zu überführen. Bei Erhöhung der Pulsenergie überhalb des Mindestwertes werden die Schaltzeiten vermindert. Man kann bei einem Schalter in doppelt bifilarer Spulenbauweise mit der spezifischen Energie von $24,5 \text{ Ws}/\mu\text{H}$ Schalterinduktivität bereits eine Schaltzeit von $1 \mu\text{s}$ erreichen. Für den benutzten Schalter benötigten wir $3,7 \text{ Ws}$ als Auslöseenergie. Die Mindestauslöseenergie dieses Schalters beträgt $1,5 \text{ Ws}$, wobei die Schaltzeit sich auf etwa $5,5 \mu\text{s}$ erhöht. Wenn kleinere Energien als die Mindestenergie für die Pulsung benutzt werden, sinkt die Schaltzeit ebenfalls, aber es werden nicht alle Teile des supraleitenden Schalterdrahtes normalleitend, da die Pulsenergie zur Aufwärmung des gesamten Leiters nicht ausreicht. Durch Variation der Kühlverfahren könnte man die Mindestpulsenergie und das Gebiet der "unvollständigen Schaltung" beeinflussen /1; Kapitel: Kühlverfahren/.

Wenn der Schalter durch einen Gleichstrom vorbelastet wird, stellt sich ein anderes Schaltverhalten ein, weil "unvollständige Schaltvorgänge" nicht auftreten können. Die Aufheizenergie für den Schalter wird vom Pulsgenerator und vom SL-Energiespeicher geliefert; d.h. bei zu geringer Pulsenergie wird der Schalterdraht teilweise von Energie des SL-Speichers aufgeheizt. Dementsprechend ergeben sich die gemessenen Kurven der Bilder 21 und 22 mit zwei typischen Bereichen in der Abhängigkeit zwischen Pulsenergie und Kommutierungszeit. Links des Knickes wird die Widerstandsänderung des Schalterdrahtes vorwiegend durch die Wirkung des Pulsstromes verursacht. Rechts vom Knick zeichnet mit wachsender Kommutierungszeit zunehmend die thermische Aufheizung durch den Laststrom für die Widerstandsänderung im Schalterdraht verantwortlich. Hier werden nur noch kleine Zonen des Schalterdrahtes durch den Strompuls zur Widerstandsänderung angeregt.

Die Messungen zeigten, daß die Strompulsung generell für die Auslösung eines SL/NL-Abschalters geeignet ist, um sehr schnelle Kommutierungen des Stromes zu erzwingen. Der beachtliche Nachteil dieses Verfahrens ist die unvermeidbare elektrische Störung des Hauptkreises durch den Pulsstrom während der Kommutierung, weil die Kompensations-schaltung durch die ungleichmäßige Widerstandsänderung in den einzelnen Strängen des Schalters unwirksam wird. Die Wirkung des Pulsstromes kann jedoch bei der Auslösung durch Magnetfeldpulse bei zweckmäßigem Aufbau des Schalters mit der Pulsvorrichtung vermieden werden. Man kann daher nur empfehlen, bei SL/NL-Abschaltern für sehr schnelle Kommutierungsvorgänge dieses Pulsverfahren anzuwenden und durch gezielte Untersuchungen die technischen Voraussetzungen für einen Einsatz zu schaffen.

8. Zusammenfassung

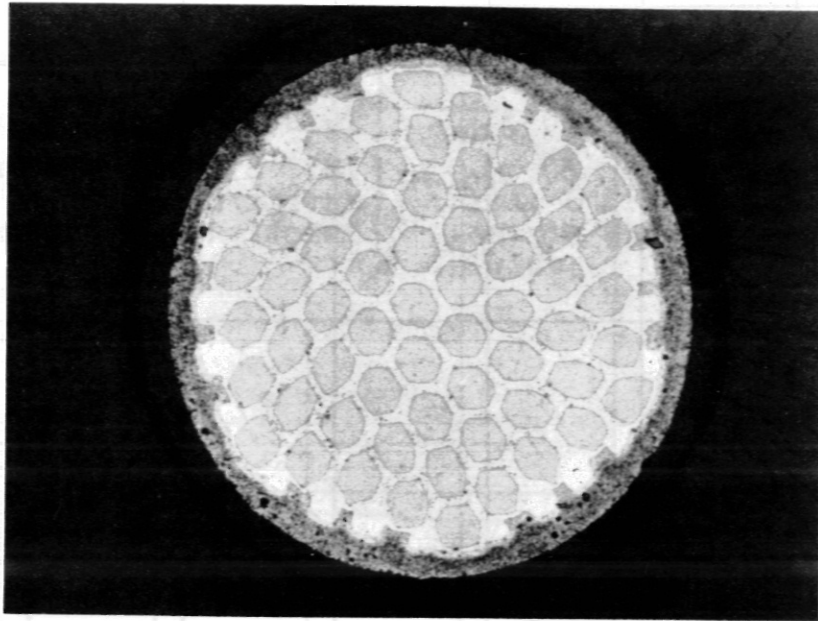
Im Bericht werden Ergebnisse über Messungen an SL/NL-Abschaltern (Kryotrons) bei Hochstrombelastung mitgeteilt. Von den untersuchten Auslöseverfahren für SL/NL-Abschalter (thermische Heizung des Schaltermaterials und Pulsung durch Strom) konnten nur durch Strompulsauslösung sehr schnelle Schaltvorgänge (μs -Bereich und kleiner) angeregt werden. Die Experimente wurden ausschließlich mit Supraleitermaterial auf NbTi-Basis mit CuN-Matrix in Form von Multifilamentleitern (Drähte) durchgeführt, die industriell teilweise auf Wunsch gefertigt wurden. Um schnelle Abschaltvorgänge zu erzielen, mußten niederinduktive Schalter entwickelt werden. Verschiedene Konzepte wurden erprobt, von denen "doppelt bifilare Wickelanordnungen" die günstigsten Meßwerte ergaben. Die Abhängigkeit der Schaltzeit bzw. der Kommutierungszeit von der Strompulssteilheit (Auslösepuls), der Energie des Strompulses im Schalter bzw. des gesamten Pulsgenerators, des Schaltergleichstromes vor der Auslösung und einigen elektrischen Parametern, die schaltungsbedingt sind, wurde ermittelt. Man kann mit einem Pulsenergieaufwand von weniger als 1 Ws bereits Abschaltungen an einem 300 A-Schalter einleiten. Die Kommutierung des Stromes vom Schalter in eine überwiegend ohmsche Belastung erfolgt dann in weniger als 1 μs . Der Pulsenergiebedarf steigt bei sorgfältig gefertigten Schaltern etwa linear mit dem maximalen Grenzwert des Schaltergleichstromes an.

Die Messungen zeigen, daß sich beim Kommutierungsvorgang unerwünschte Einflüsse des Pulsstromkreises auf den Hauptstromkreis einstellen, die man nicht völlig kompensieren kann.

Literatur

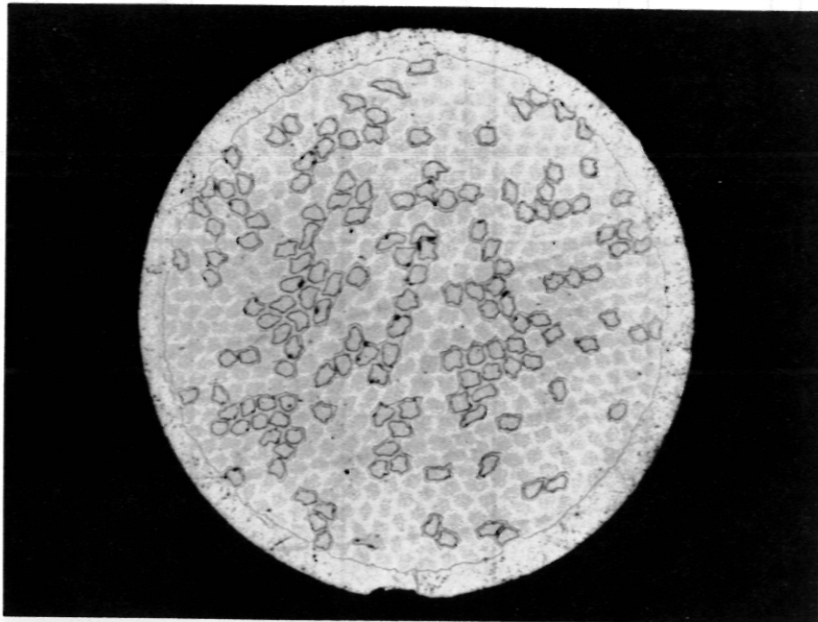
- 1) M. Pillsticker
Grundlegende Betrachtungen zur Entwicklung von schnell wirkenden Strombegrenzern (Kryotron)
Bericht IPP 4/127, 1974
- 2) T.A. Buchhold
Cryogenic flux pump switches high current
Electronics, p. 61 (1967)
- 3) H. Laquer
Flux Pump Work at Los Alamos
Proc. Summer Study on Supercond. Devices a. Accelerators (1968), p. 673
- 4) H. Laquer et al.
Superconductive magnetic energy storage and transfer
Report LA-DC-74-470 (1971)
- 5) H. Laquer
Superconductive magnetic energy storage
Proc. ICEC-5 (1974)
Report LA-UR-74-737
- 6) H. Laquer et al.
Design options and trade offs in superconducting magnetic energy storage with irreversible switching
Report LA-5314-MS (1973)
- 7) M. Weldon et al.
Optimization of the superconducting switch design in a superconducting magnetic energy storage system
Report LA-5218-MS (1973)
- 8) R. Hake
Single-short pulsed magnetic fields from inductive energy stores
Report LA-4617-MS (1971)

- 9) W. Amenda, M. Pillsticker, M. Söll
Investigations on Cryotron Breakers in Garching
Proc. SOFT (1974)
- 10) Krebs, Santamaria, Maldy
7th Int. Cryogenic Engin. Conf., p. 172 (1972)
- 11) H. Brechna
Superconducting Magnet Systems
Springerverlag Heidelberg, New York
- 12) Berkl, Weyl
Erwärmungseffekte bei Impulsmessungen an harten
Supraleitern
Zeitschrift f. angew. Physik 16/6/1964, S. 415



a

IMI Schalterdraht, 280-fach vergrößert;
61 Fil.; $20\mu\text{m}$; Matrix/SL = 1,35/1

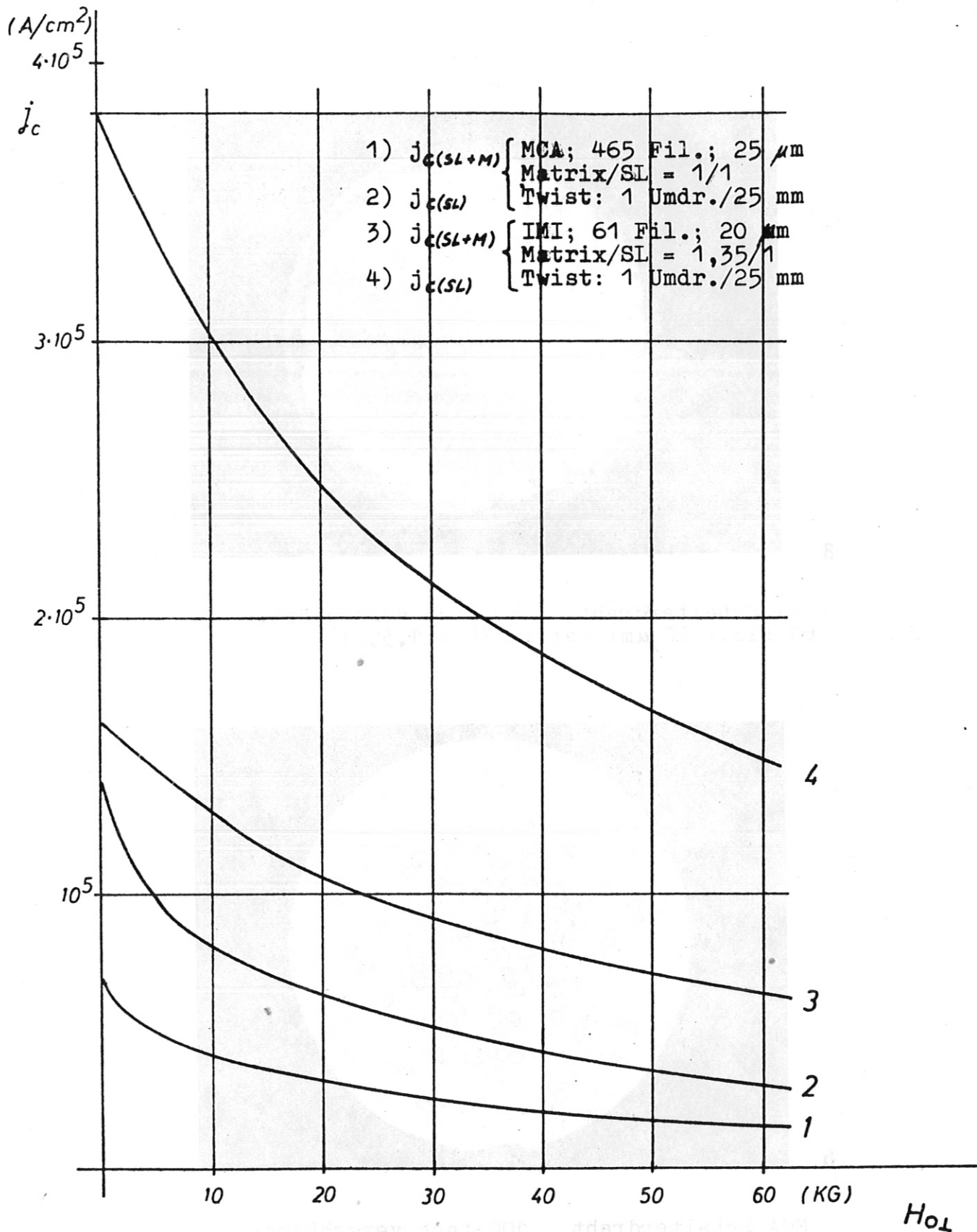


b

MCA Schalterdraht, 100-fach vergrößert;
465 Fil.; $25\mu\text{m}$; Matrix/SL = 1/1

Schliffbilder von Supraleitern für Schaltzwecke

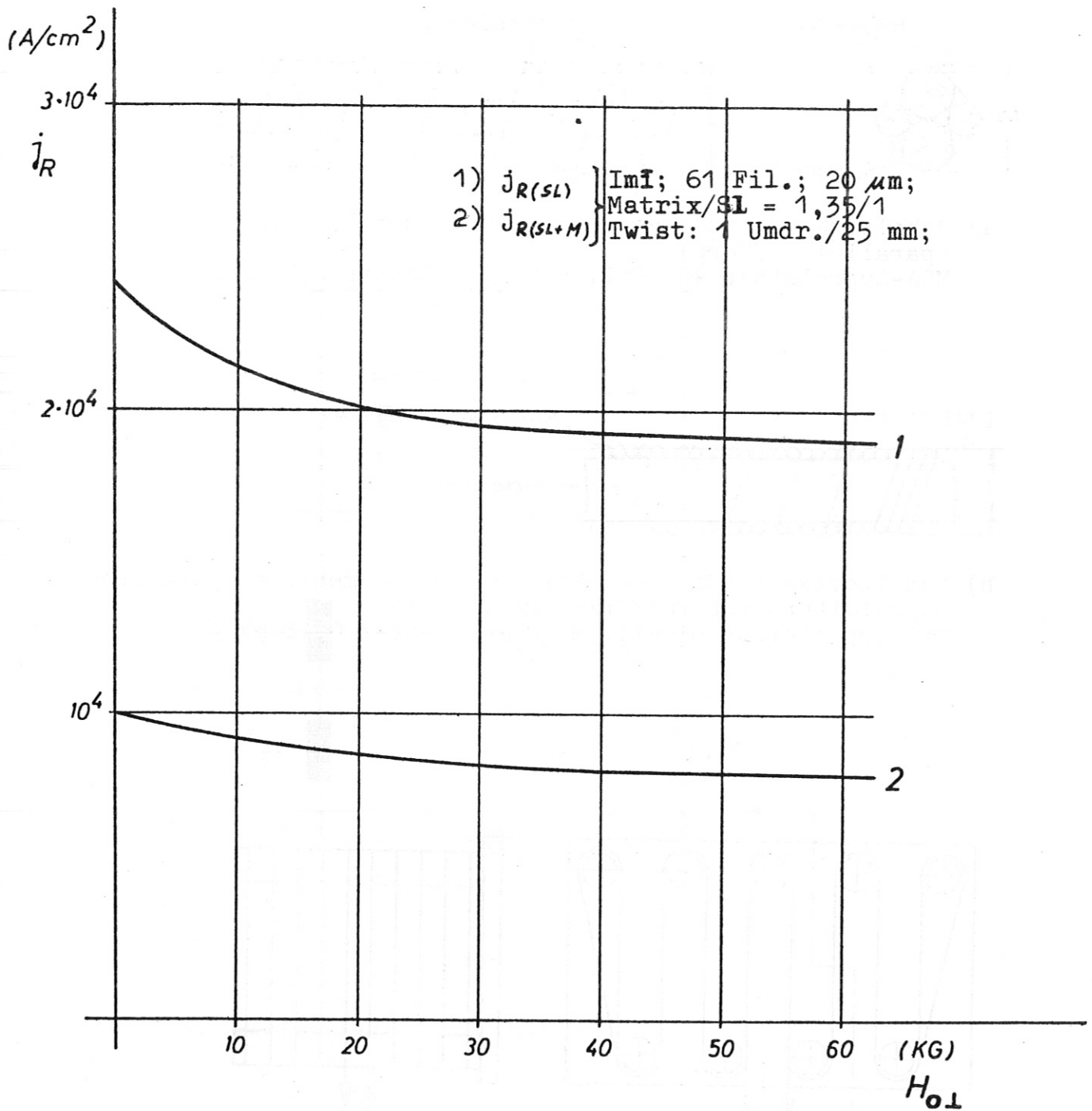
Bild 1



Kurzprobenversuche an verschiedenen Schaltermaterialien
Kritische Stromdichte über dem statisch externen Magnetfeld

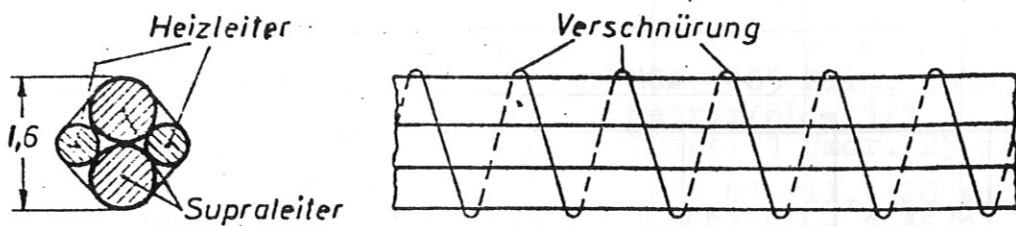
Bild 2

$j \perp H$

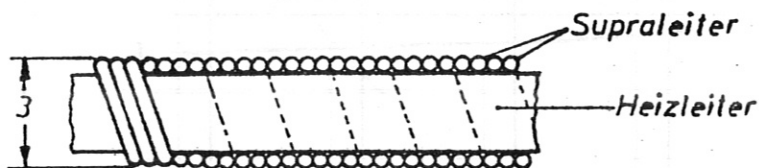


Recovery-Strom über dem statisch externen Magnetfeld

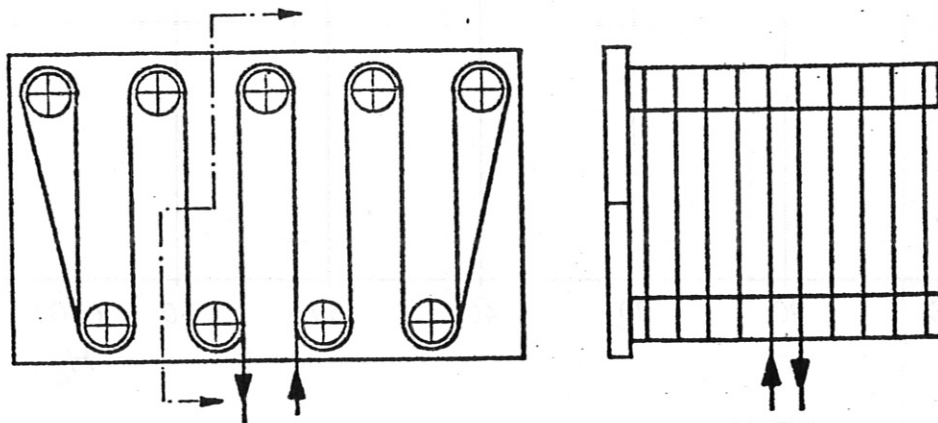
Bild 3



- a) Schalterkabel aus Heizleitern und Supraleitern
(parallel geführt)
MCA-Supraleiter 465 Fil. a $25 \mu\text{m}$; Leiter $0,8 \text{ mm } \varnothing$;

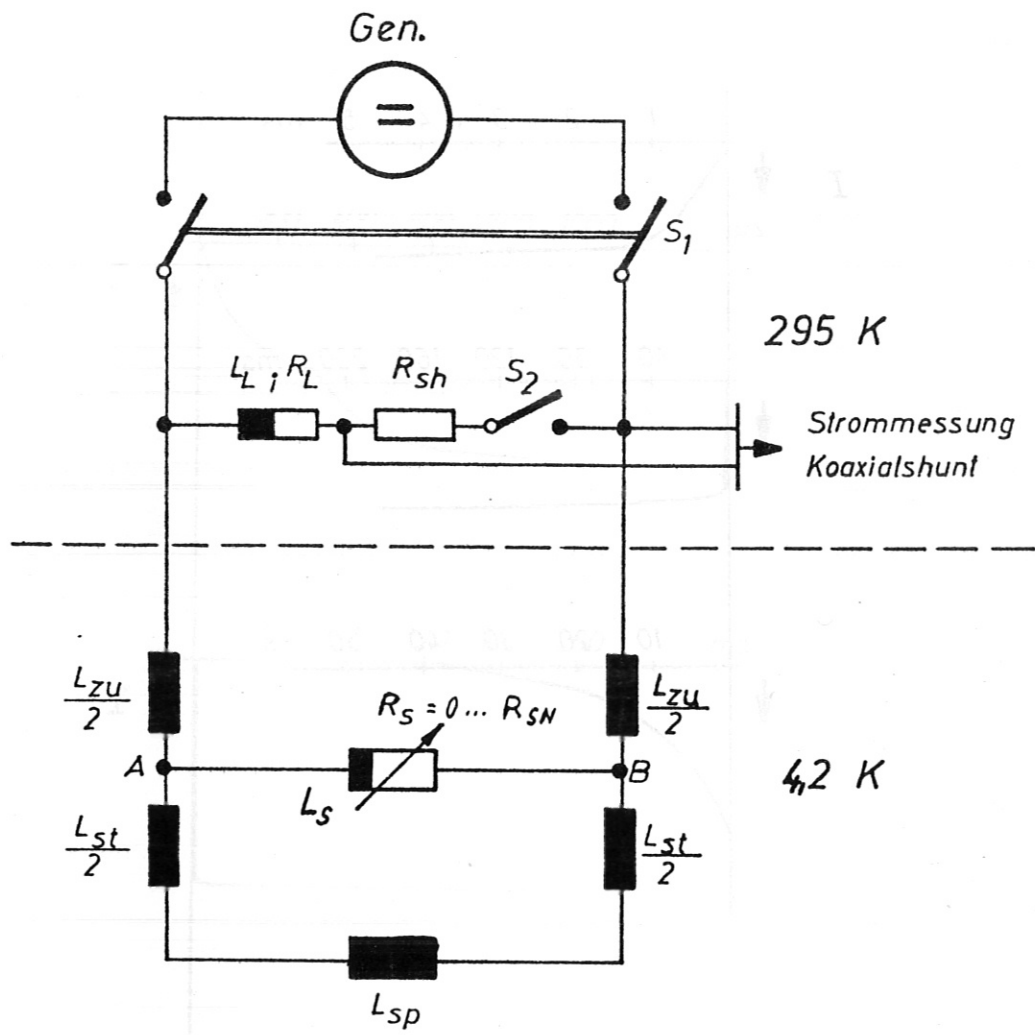


- b) Schalterkabel aus einem Heizleiter und mehreren parallelen
Supraleitern (spiralförmig gewickelt)
IMI-Supraleiter 61 Fil. a $20 \mu\text{m}$; Leiter $0,28 \text{ mm } \varnothing$;



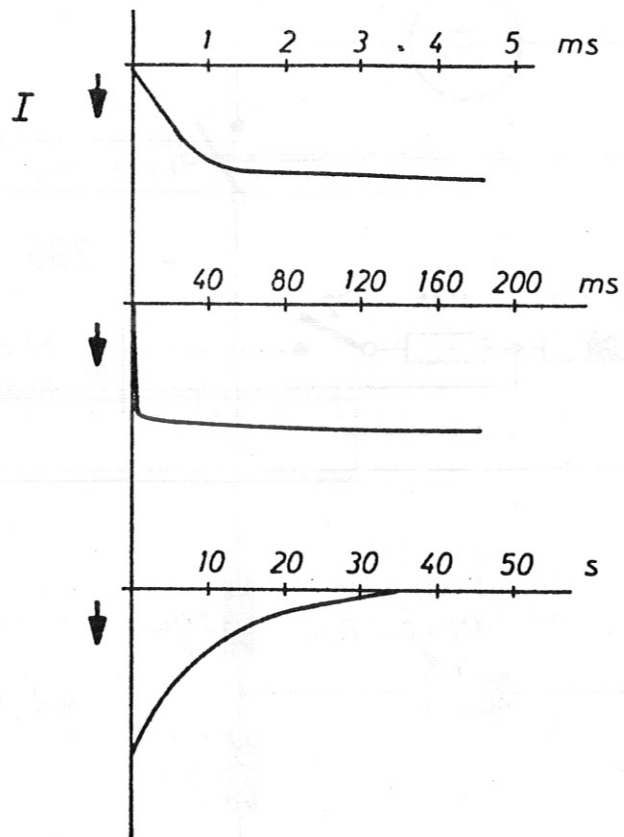
- c) Prinzip einer mäanderförmigen Schalteranordnung

Schalterkabel und Schalteraufbau für thermische Auslösung



Kommutierungskreis mit Störinduktivitäten

Bild 5

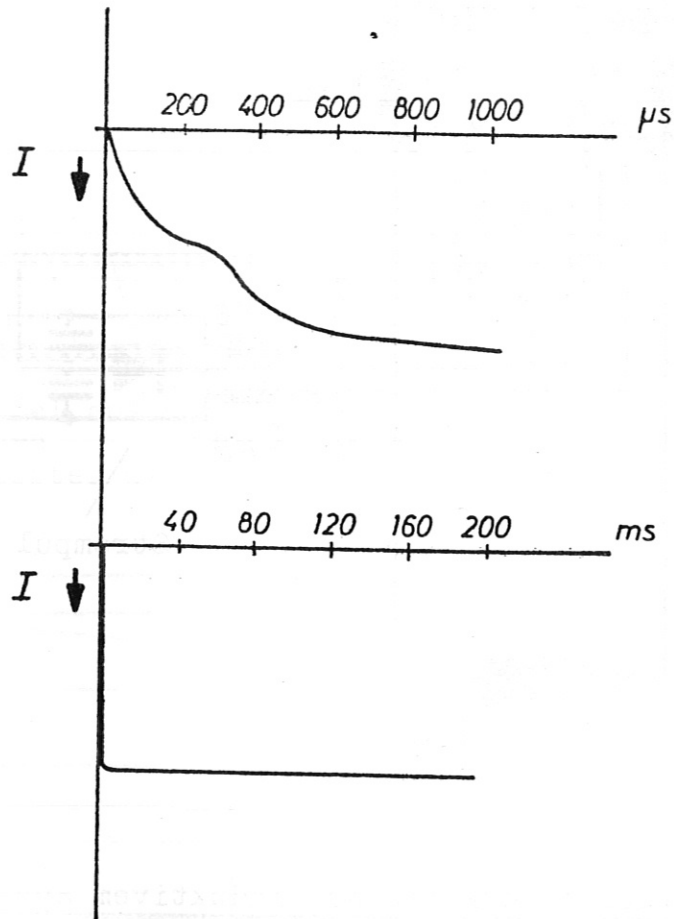


Kommutierungsstrom im Lastshunt bei Abschaltung mit
einem SL-Schalter aus MCA-Supraleiter

Schalteraufbau Bild 4

Schaltung Bild 5

Bild 6

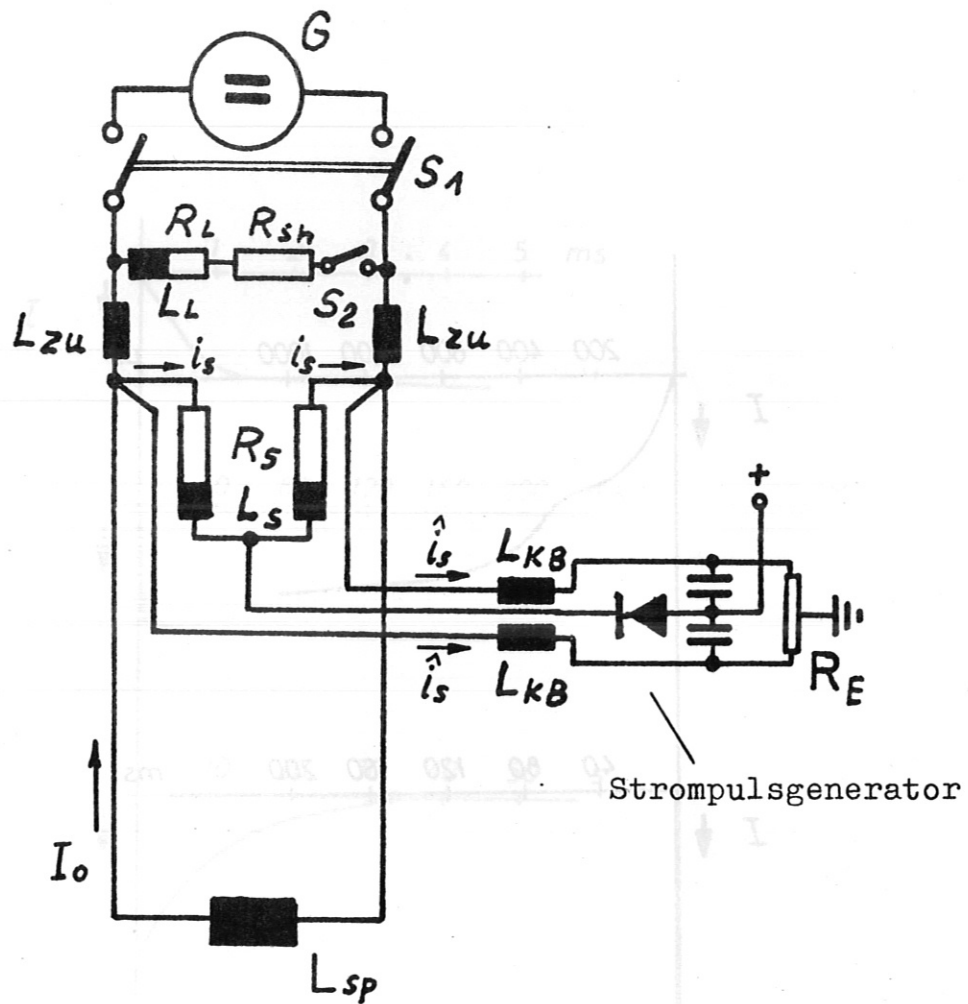


Kommutierungsstrom im Lastshunt bei Abschaltung mit
einem SL-Schalter aus IMI-Supraleiter NIOMAX A 61/25

Schalteraufbau Bild 4

Schaltung Bild 5

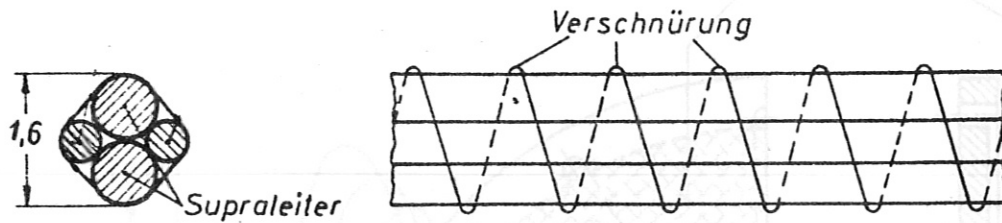
Bild 7



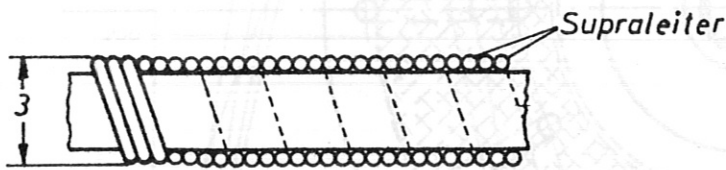
Strom-Kommutierungskreis aus induktivem Speicher, SL/NL-Schalter mit Strompuls-generator, Belastungswiderstand und Schaltungsstörinduktivitäten

- L_{sp} supraleitende Speicherspule
- R_s SL/NL Schalter $0 \dots R_{SN}$
- L_s Schalterinduktivitäten
- R_L Belastungswiderstand
- L_L Belastungsinduktivität
- R_{sh} Meßwiderstand

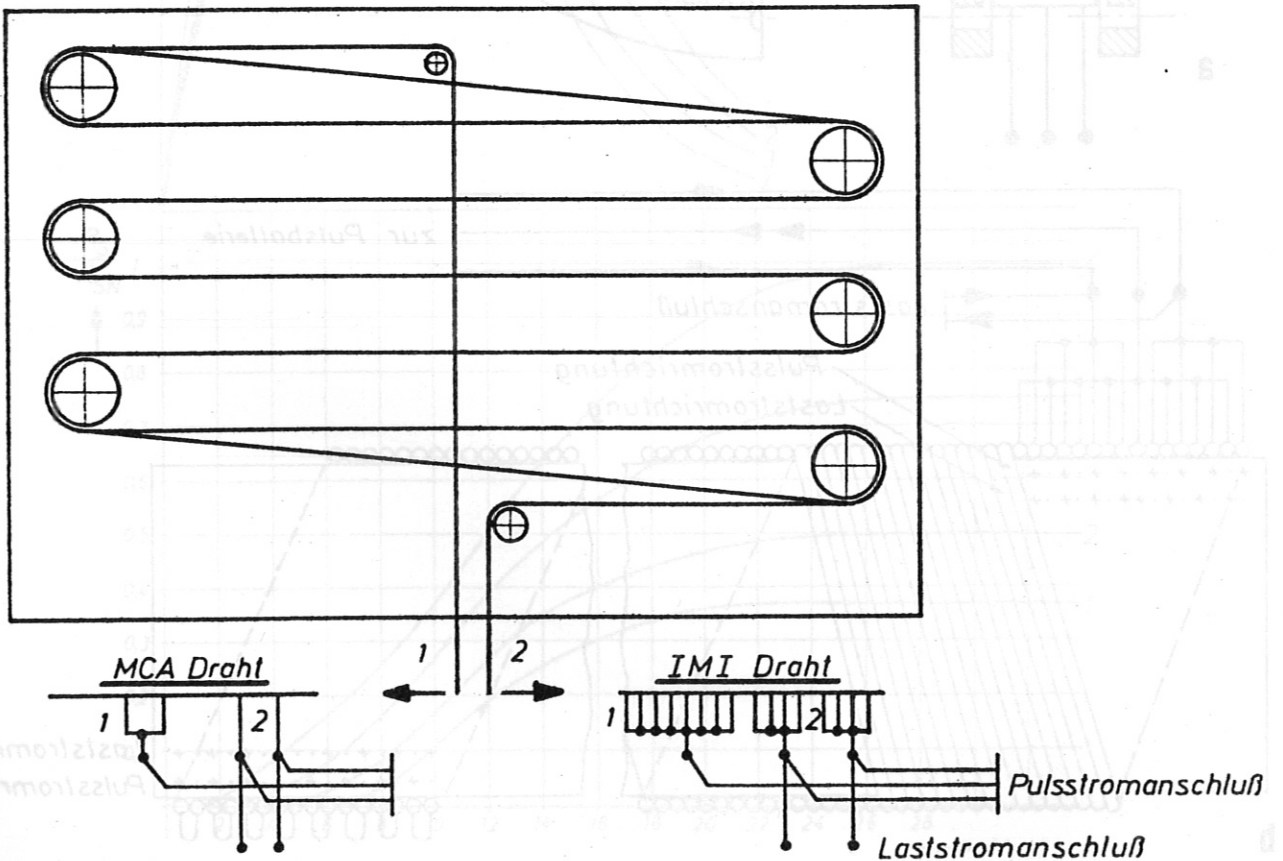
Bild 8



- a) Schalterkabel aus parallel geführten Supraleitern
MCA-Supraleiter 465 Fil. a $25 \mu\text{m}$; Leiter $0,8 \text{ mm } \varnothing$;

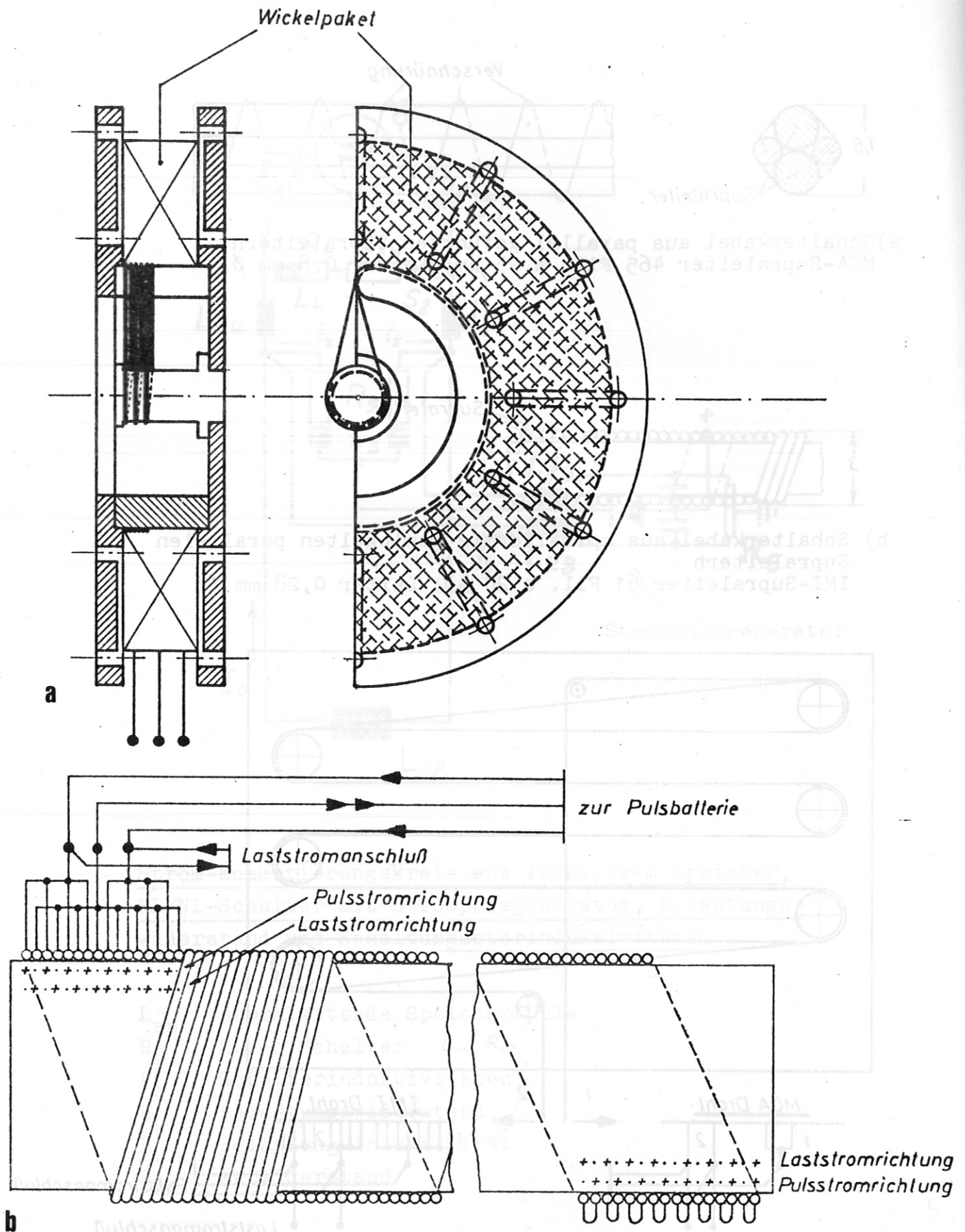


- b) Schalterkabel aus spiralförmig gewickelten parallelen
Supraleitern
IMI-Supraleiter 61 Fil. a $20 \mu\text{m}$; Leiter $0,28 \text{ mm } \varnothing$;



- c) Prinzip des Mäanderaufbaues mit Stromanschlüssen

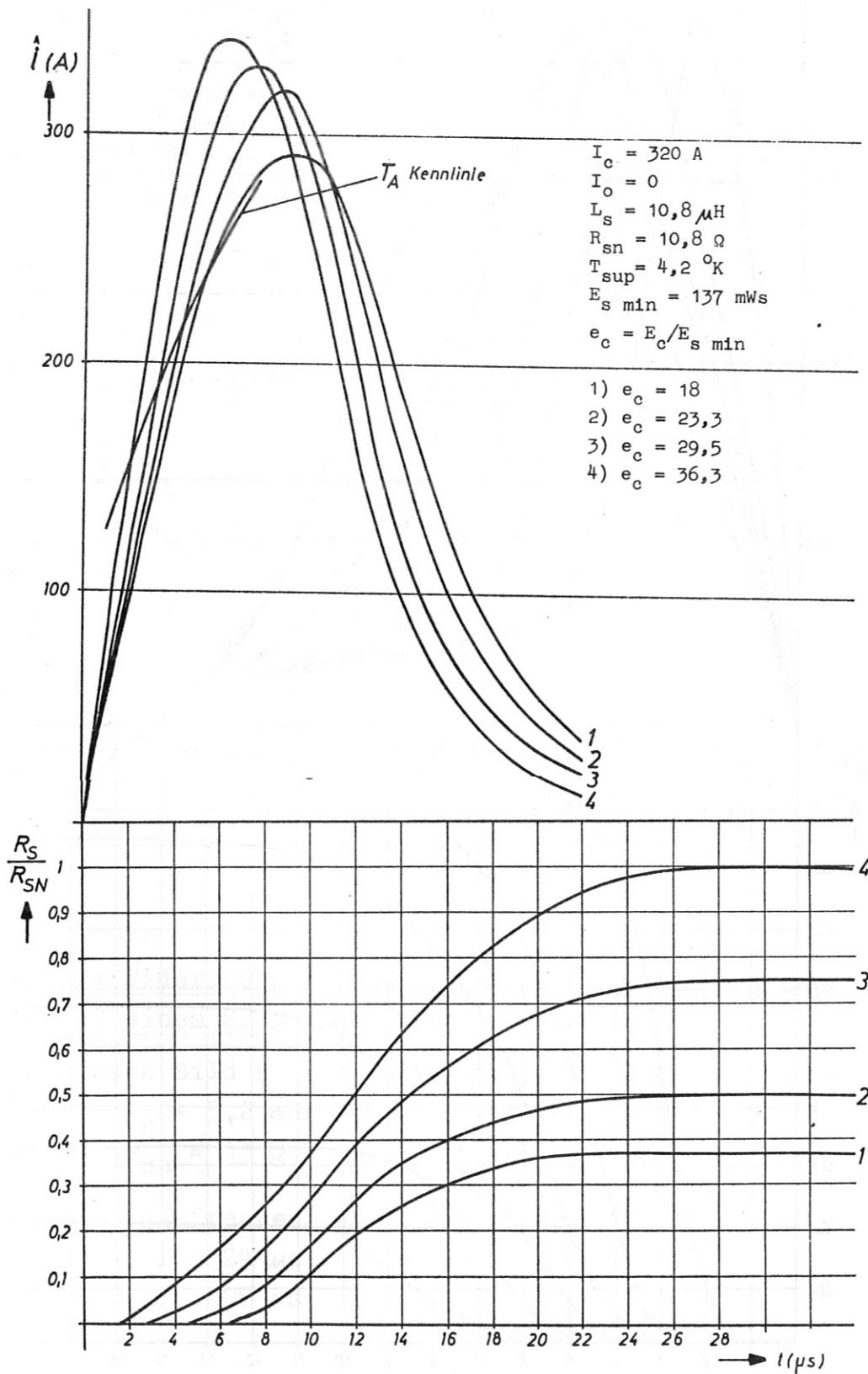
Mäanderförmiger Schalteraufbau für Pulsstromauslösung



Wickelanordnungen für Abschalter aus mehreren parallelen Leitern

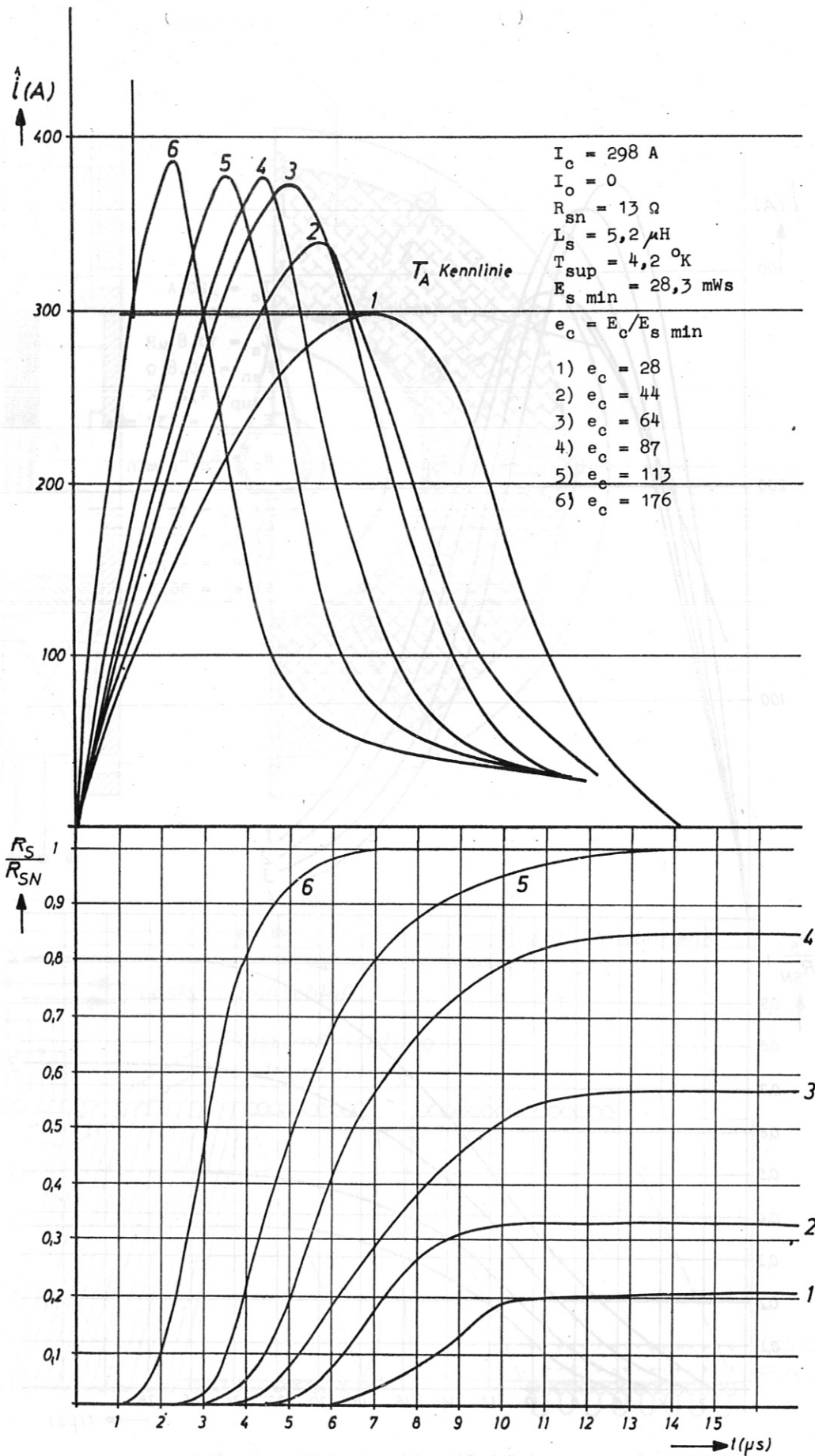
- a) bifilar gewickelte pan-cake Schalterspule
- b) bifilar gewickelte einlagige Zylinderspule

Bild 10



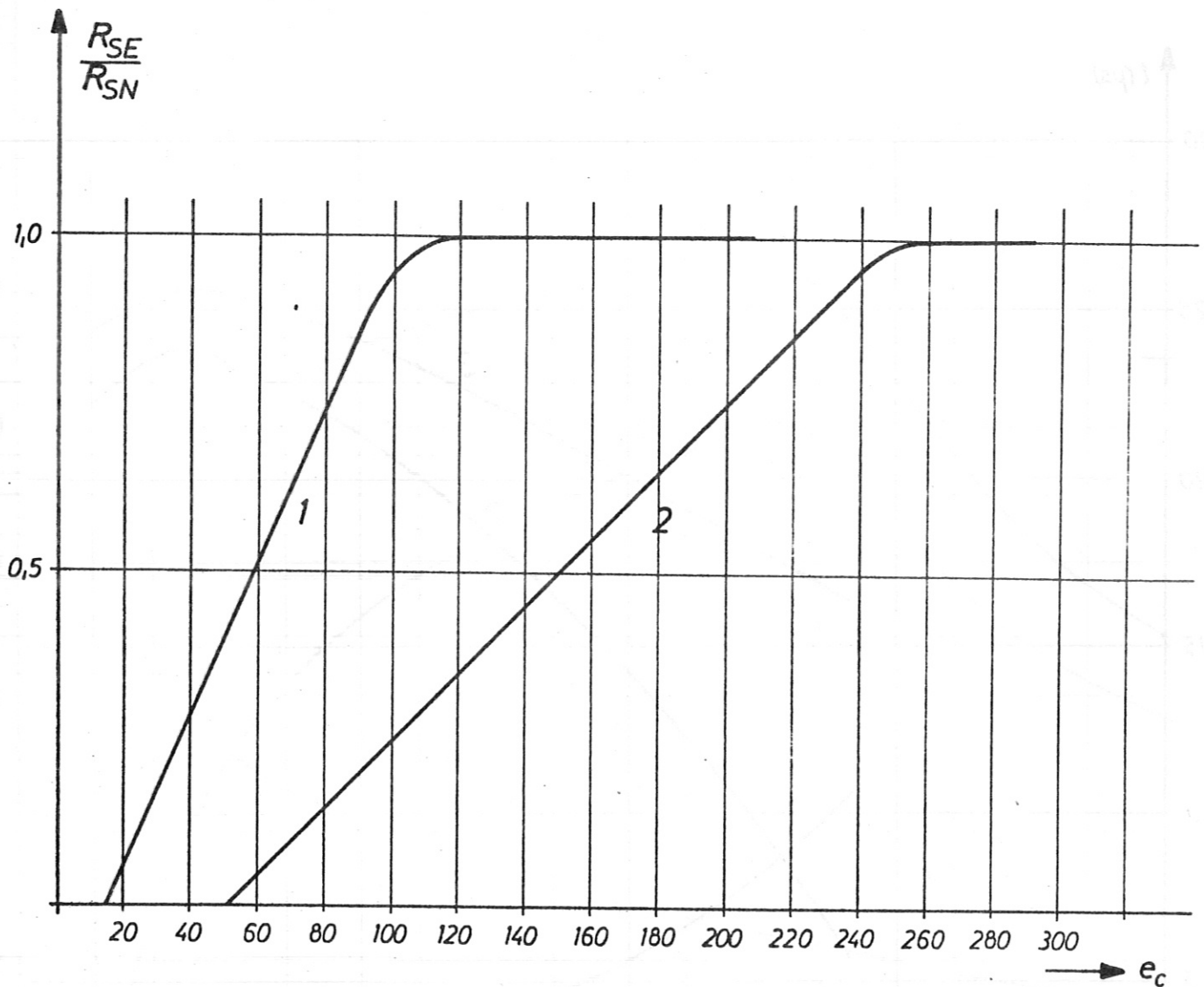
Auslösepulsstrom und Schalterwiderstand über der Zeit

-Schalter nach Bild 9 aus MCA-Supraleiter; Mäanderbauweise-



Auslösepulsstrom und Schalterwiderstand über der Zeit

-Schalter nach Bild 9 aus IMI-Supraleiter; Mäanderbauweise-



Erreichbare Widerstandsendwerte in Abhängigkeit von der Pulsenergie bei einem SL/NL-Schalter

-Schalter nach Bild 9 aus IMI-Supraleiter; Mäanderbauweise-

$$I_c = 298 \text{ A}; L_s = 5,2 \mu\text{H}; T_{\text{sup}} = 4,2 \text{ }^\circ\text{K};$$

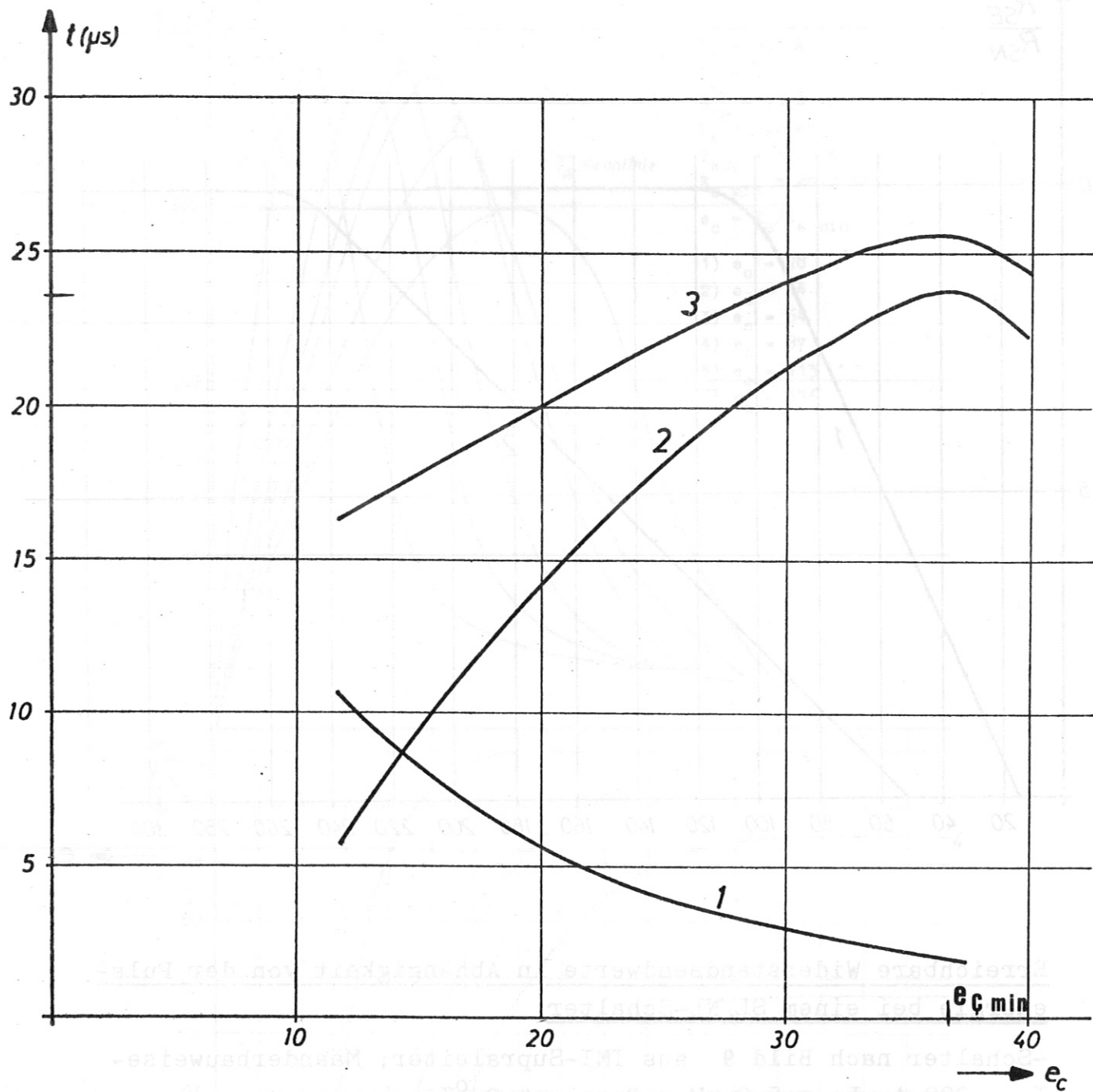
$$I_o = 0; R_{sn} = 13 \Omega; E_{s \text{ min}} = 28,25 \text{ mWs}; e_c = E_c / E_{s \text{ min}};$$

Parameter: Eigenfrequenz des Pulskreises

1) $T = 24 \mu\text{s};$

2) $T = 78 \mu\text{s};$

Bild 13



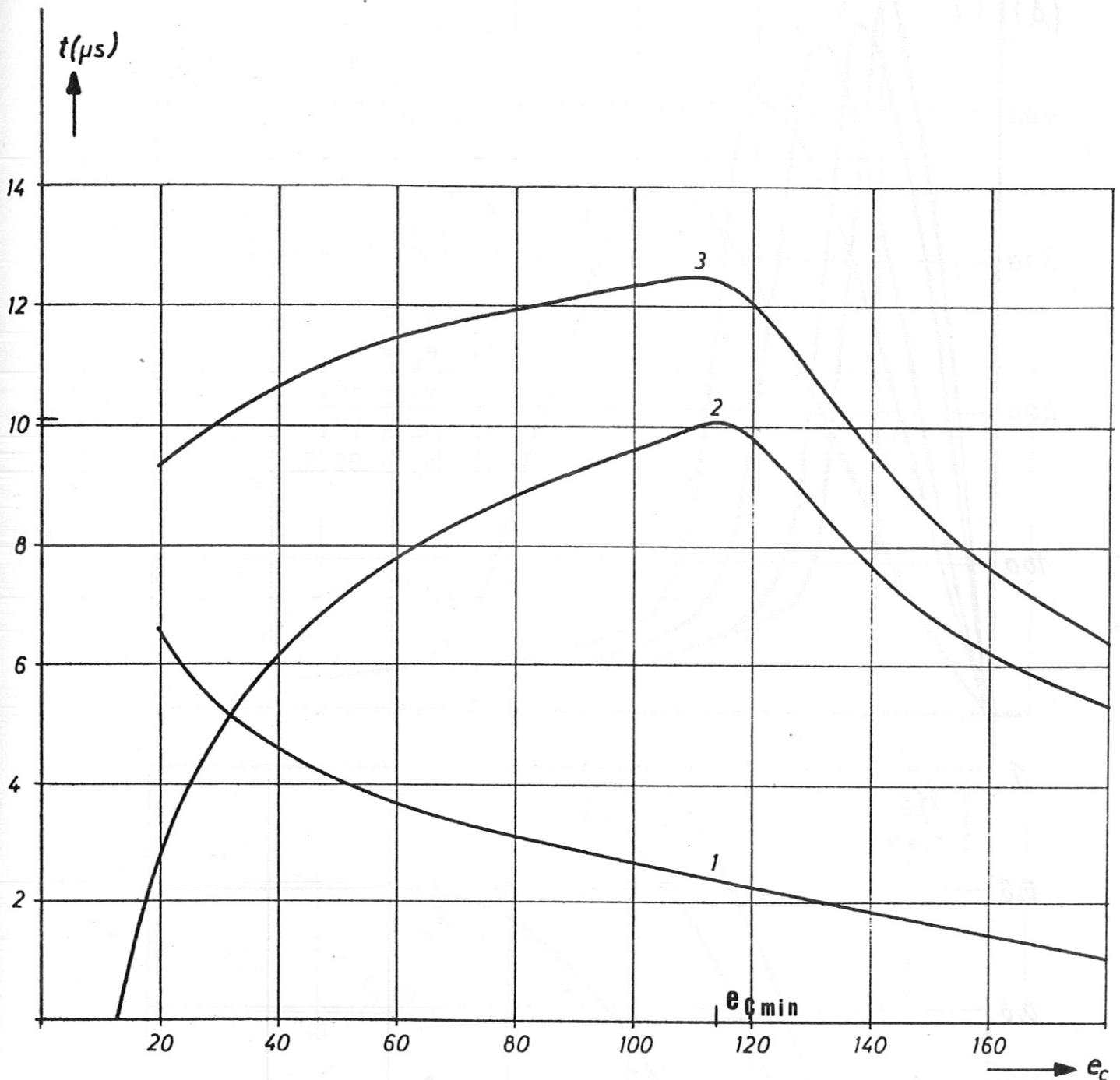
Schaltzeiten in Abhängigkeit von der Pulsenergie

-Schalter nach Bild 9 aus MCA-Supraleiter; Mäanderbauweise-

$I_c = 320 \text{ A}; L_s = 10,8 \mu\text{H}; T_{\text{sup}} = 4,2 \text{ }^\circ\text{K};$
 $I_o = 0; R_{\text{sn}} = 11 \Omega; E_{\text{s min}} = 137 \text{ mWs}; e_c = E_c/E_{\text{s min}};$

- 1) T_a -Kurve: Zeit vom Stromanstiegsbeginn bis Schaltbeginn
- 2) T_s -Kurve: Dauer der Schaltphase
- 3) T_e -Kurve: Zeit vom Stromanstiegsbeginn bis Schaltende

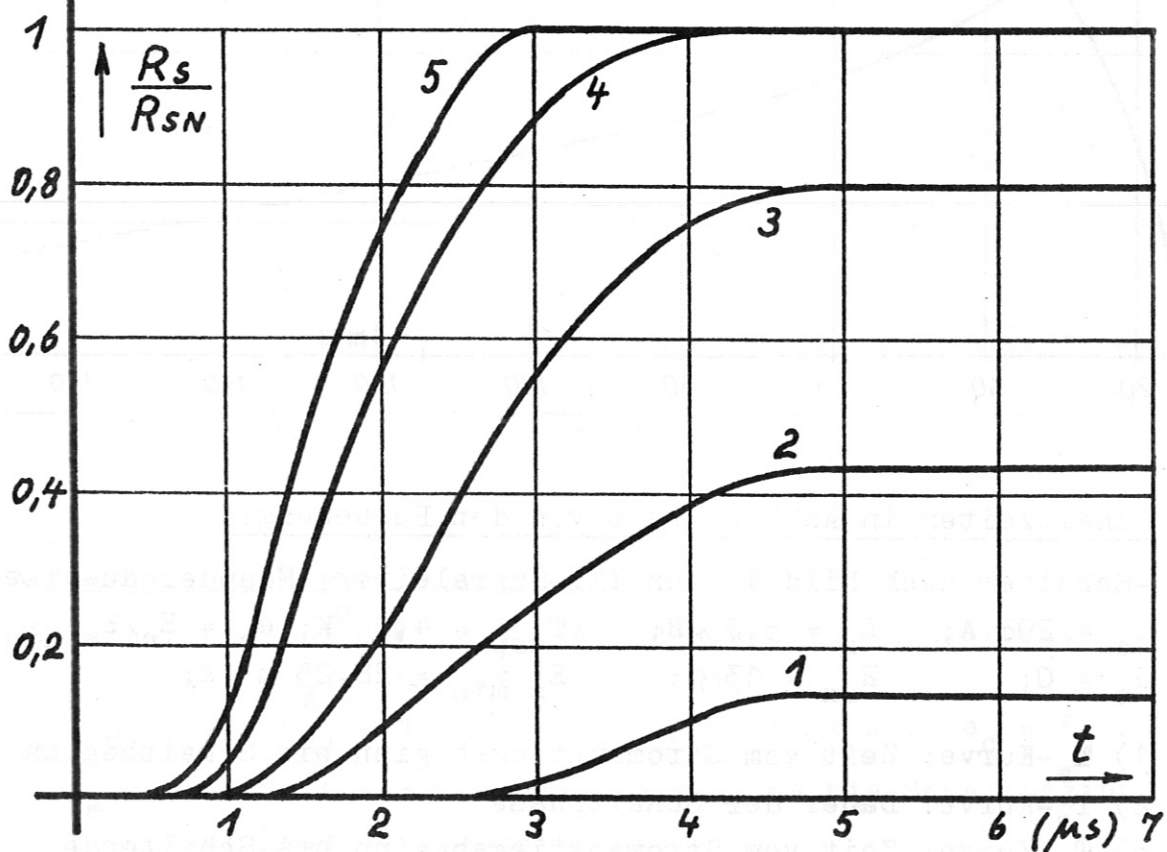
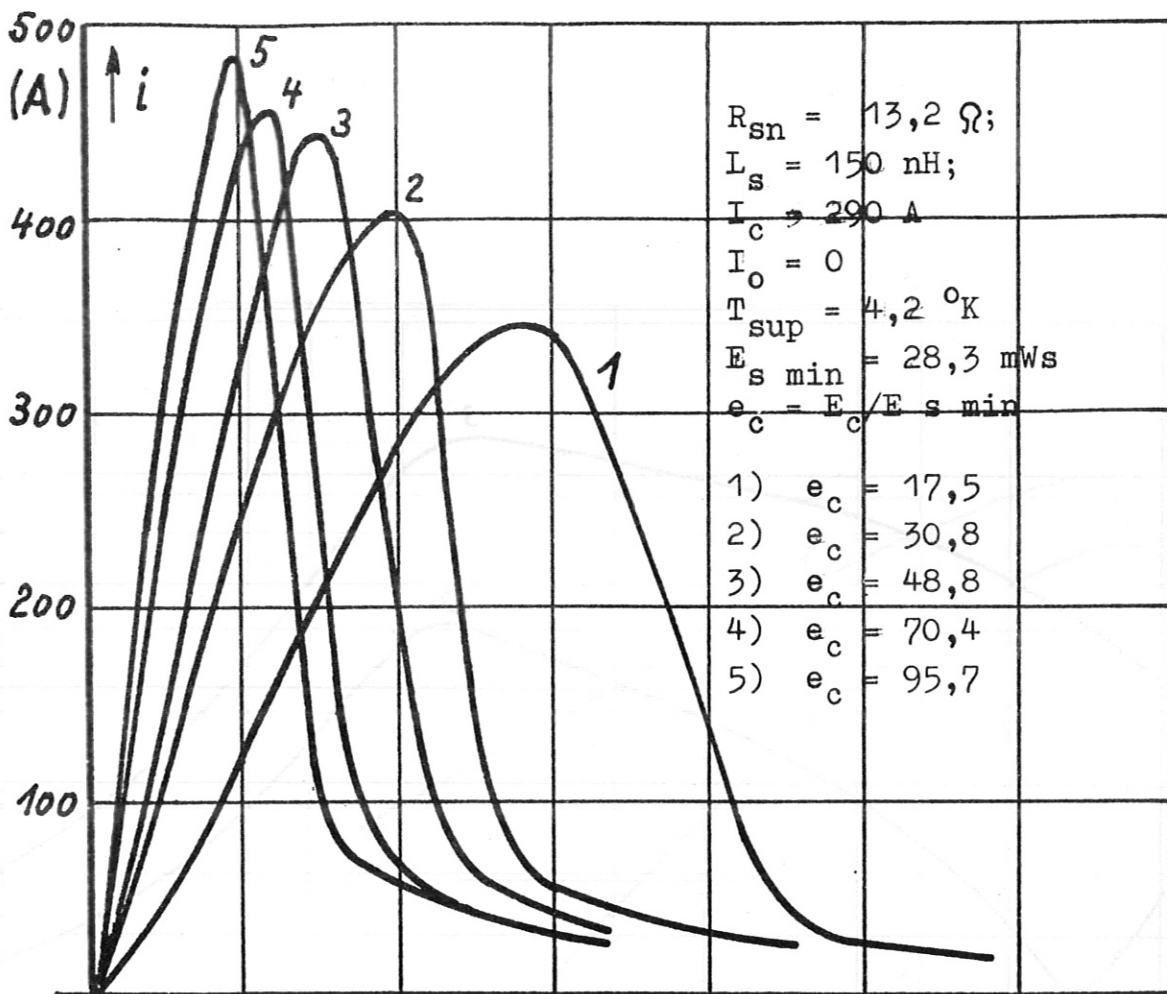
Bild 14



Schaltzeiten in Abhängigkeit von der Pulsenergie

-Schalter nach Bild 9 aus IMI-Supraleiter; Mäanderbauweise-
 $I_c = 298 \text{ A}; \quad L_s = 5,2 \mu\text{H}; \quad T_{\text{sup}} = 4,2 \text{ }^\circ\text{K}; \quad e_c = E_c/E_s \text{ min};$
 $I_o = 0; \quad R_{\text{sn}} = 13 \Omega; \quad E_{\text{s min}} = 28,25 \text{ mWs};$

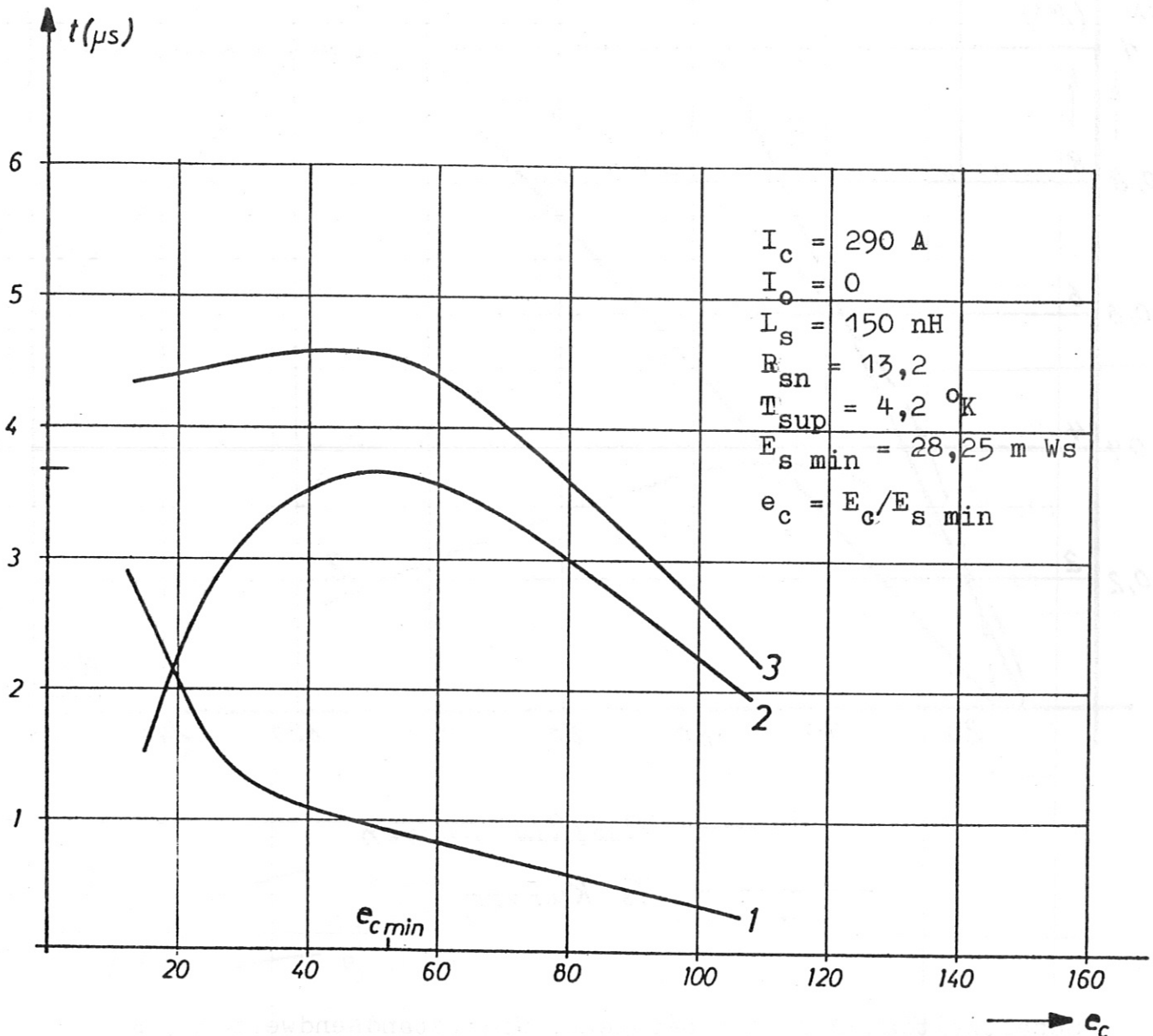
- 1) T_a -Kurve: Zeit vom Stromanstiegsbeginn bis Schaltbeginn
- 2) T_s -Kurve: Dauer der Schaltphase
- 3) T_e -Kurve: Zeit vom Stromanstiegsbeginn bis Schaltende



Auslösepulsstrom und Schalterwiderstand über der Zeit

-Schalter nach Bild 10b aus IMI-Supraleiter; Spulenbauweise-

Bild 16

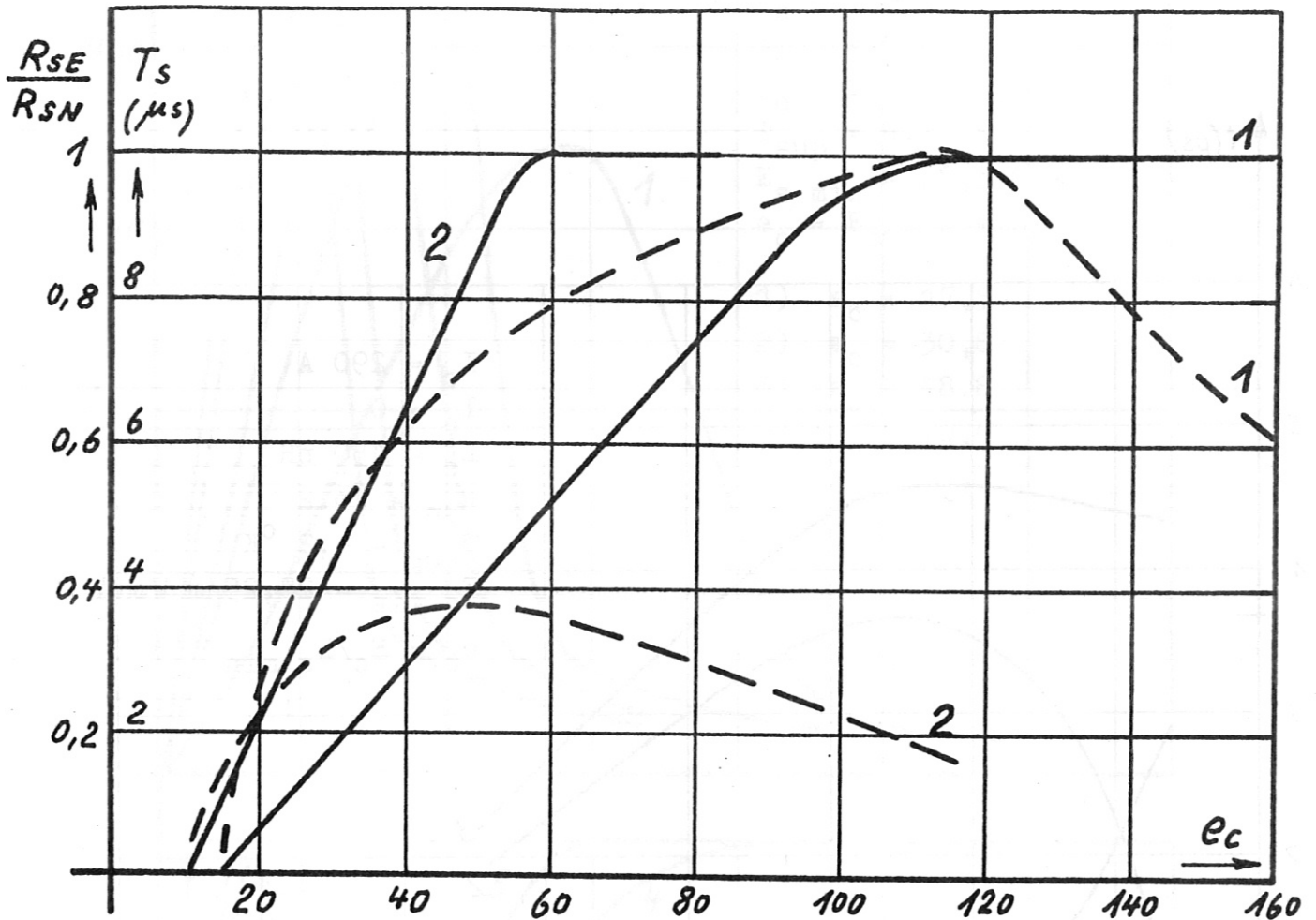


Schaltzeiten in Abhängigkeit von der Pulsenergie

-Schalter nach Bild 10 d aus IMI-Supraleiter; Spulenbauweise-

- 1) T_a Kurve: Zeit vom Stromanstiegsbeginn bis Schaltbeginn
- 2) T_s Kurve: Dauer der Schaltphase
- 3) T_e Kurve: Zeit vom Stromanstiegsbeginn bis Schaltende

Bild 17



————— R_{se}/R_{sn} Kurven

----- T_s Kurven

Schaltzeitdauer T_s und bezogener Widerstandswert R_{se}/R_{sn} über der verfügbaren Kondensatorenergie e_c

-verschiedene Schalteranordnungen aus IMI-Supraleitern-

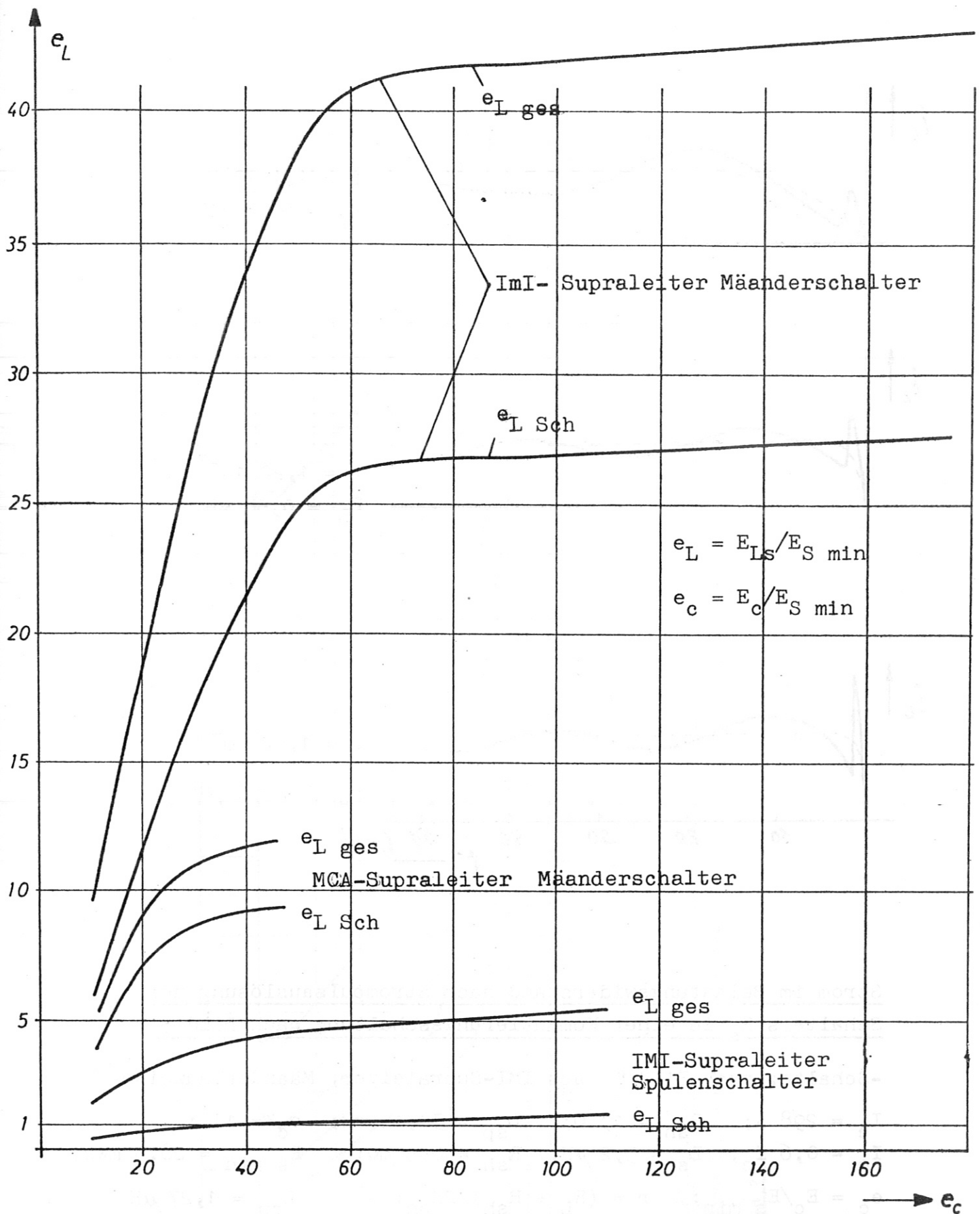
1) Mäander-Schalter $L_s = 5,2 \mu\text{H}$

2) Spulenschalter $L_s = 150 \text{ nH}$

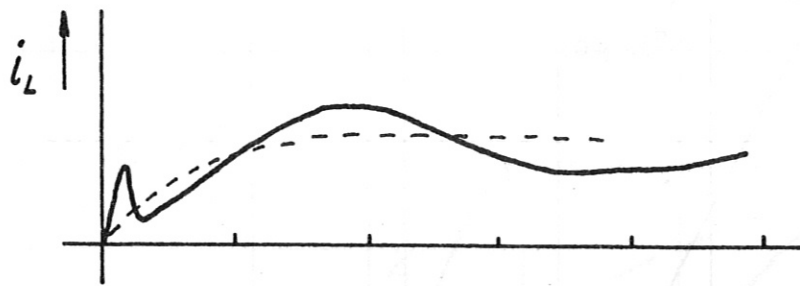
$I_c \approx 300 \text{ A}; \quad R_{sn} \approx 13 \Omega; \quad E_{s \text{ min}} = 28,3 \text{ mWs}$

$I_o = 0; \quad T_{\text{sup}} = 4,2 \text{ }^\circ\text{K}; \quad e_c = E_c/E_{s \text{ min}}$

Bild 18

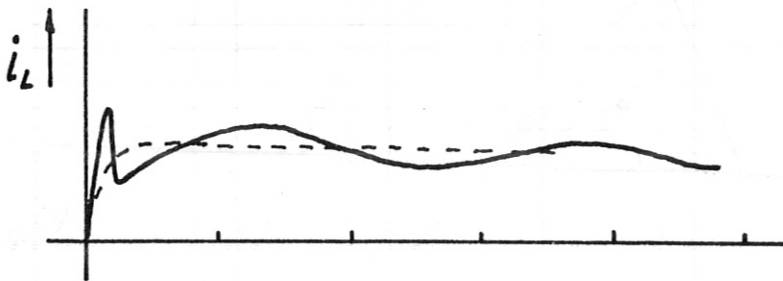


Zusammenhang zwischen Kondensatorenergie und maximaler induktiver Speicherenergie im Schalter und der Gesamtanlage



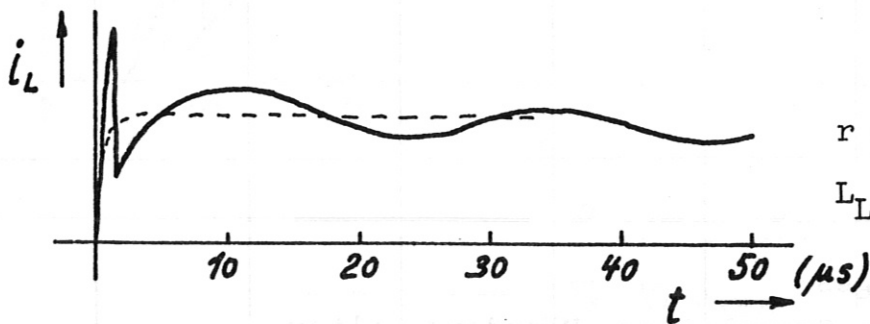
$$r = 1,1 \cdot 10^{-2}$$

$$L_L = 2,55 \mu\text{H}$$



$$r = 1,22 \cdot 10^{-3}$$

$$L_L = 0,58 \mu\text{H}$$



$$r = 1,52 \cdot 10^{-4}$$

$$L_L = 0,415 \mu\text{H}$$

Strom im Belastungswiderstand nach Strompulsauslösung des Schalters R_s in einer Kommutierungsschaltung nach Bild 5

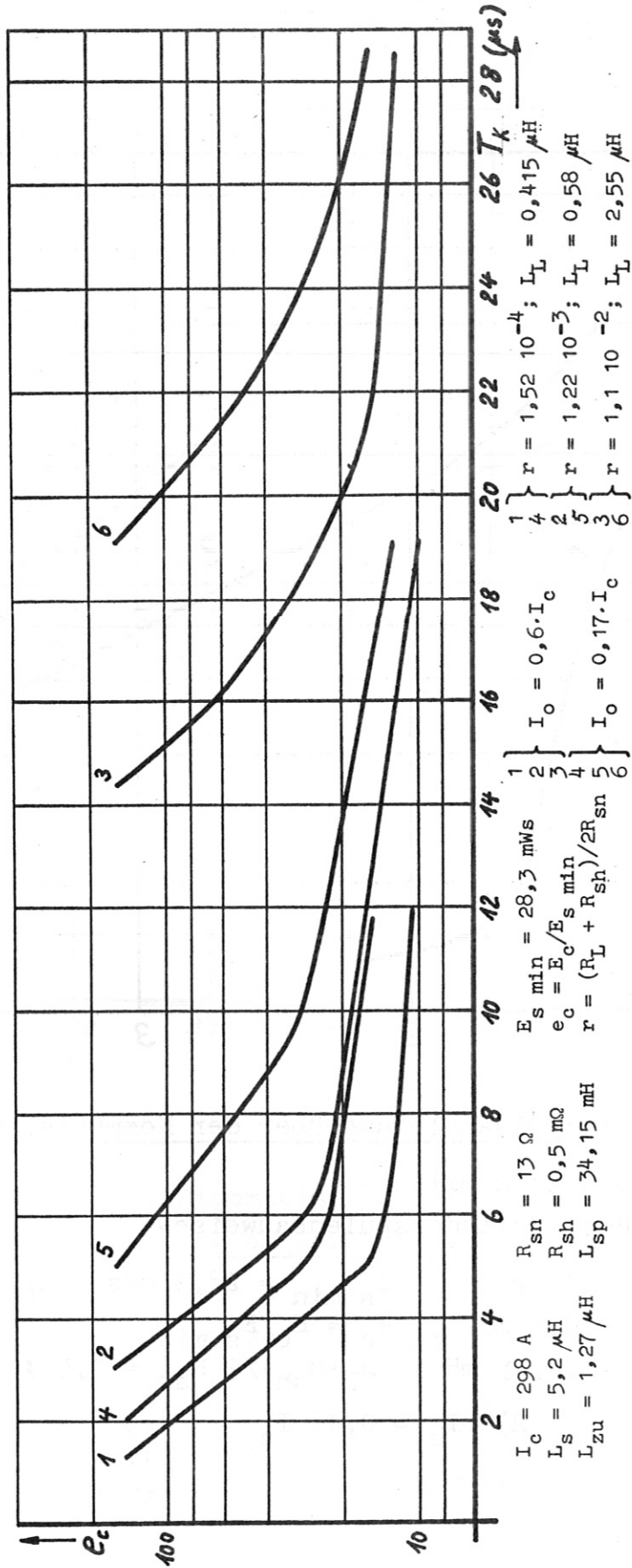
-Schalter nach Bild 9 aus IMI-Supraleiter; Mäanderbauweise-

$$I_c = 298 \text{ A}; \quad R_{sn} = 13 \Omega; \quad L_{sp} = 34,15 \text{ mH}; \quad e_c = 113;$$

$$I_o = 0,6 I_c; \quad L_s = 5,2 \mu\text{H}; \quad R_{sh} = 0,5 \text{ m}\Omega; \quad E_{s \text{ min}} = 28,3 \text{ mWs};$$

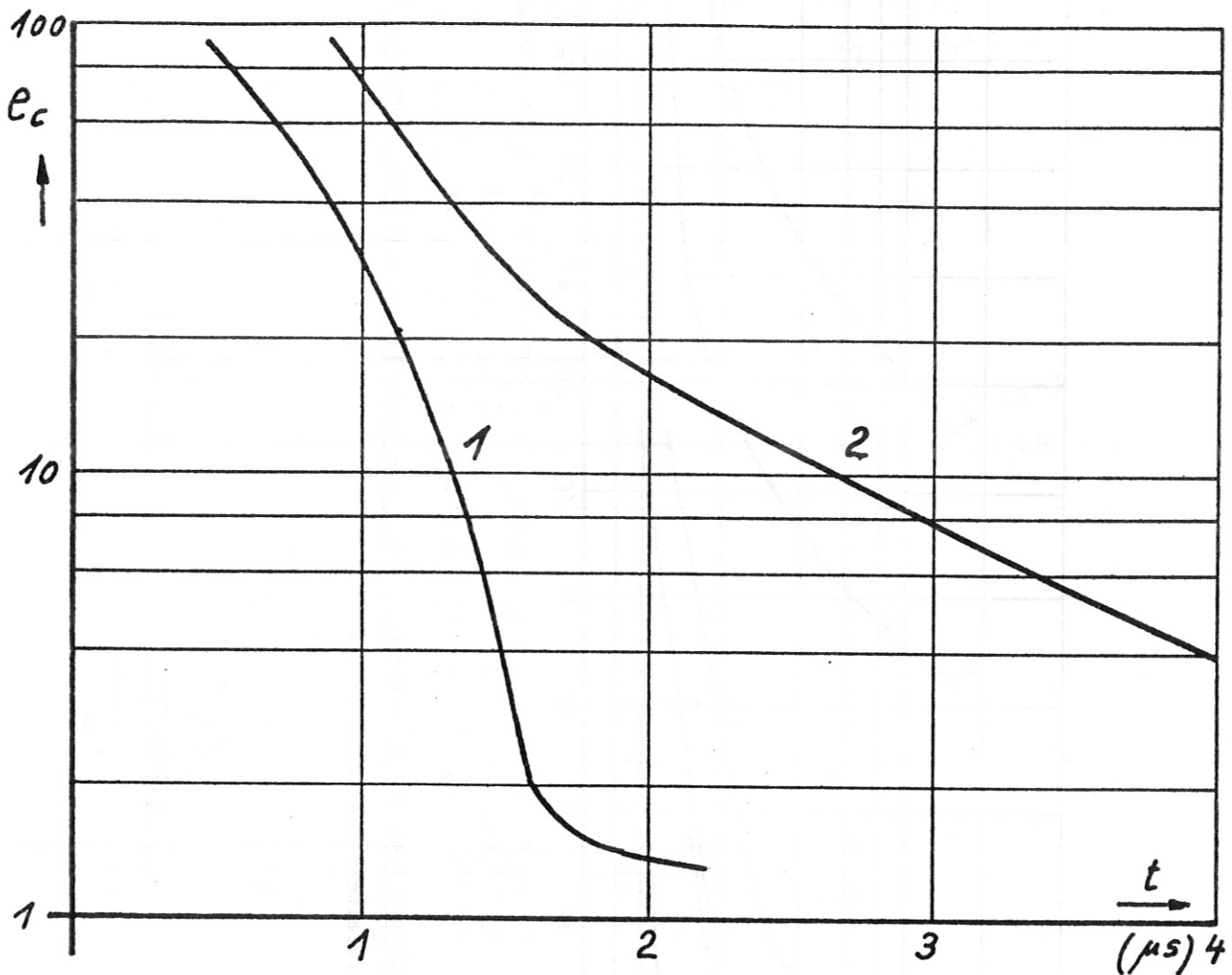
$$e_c = E_c / E_{s \text{ min}}; \quad r = (R_L + R_{sh}) / 2R_{sn}; \quad L_{zu} = 1,27 \mu\text{H}$$

Bild 20



Auslösepulsenergie bei Strompulsauflösung über der Kommutierungszeit für Kommutierungsschaltung nach Bild 8
 -Schalter nach Bild 9 aus IMI-Supraleiter; Mäanderbauweise-

Bild 21



Auslöseenergie bei Strompulsauslösung über der Kommutierungszeit

-Kommutierungsschaltung nach Bild 8 -

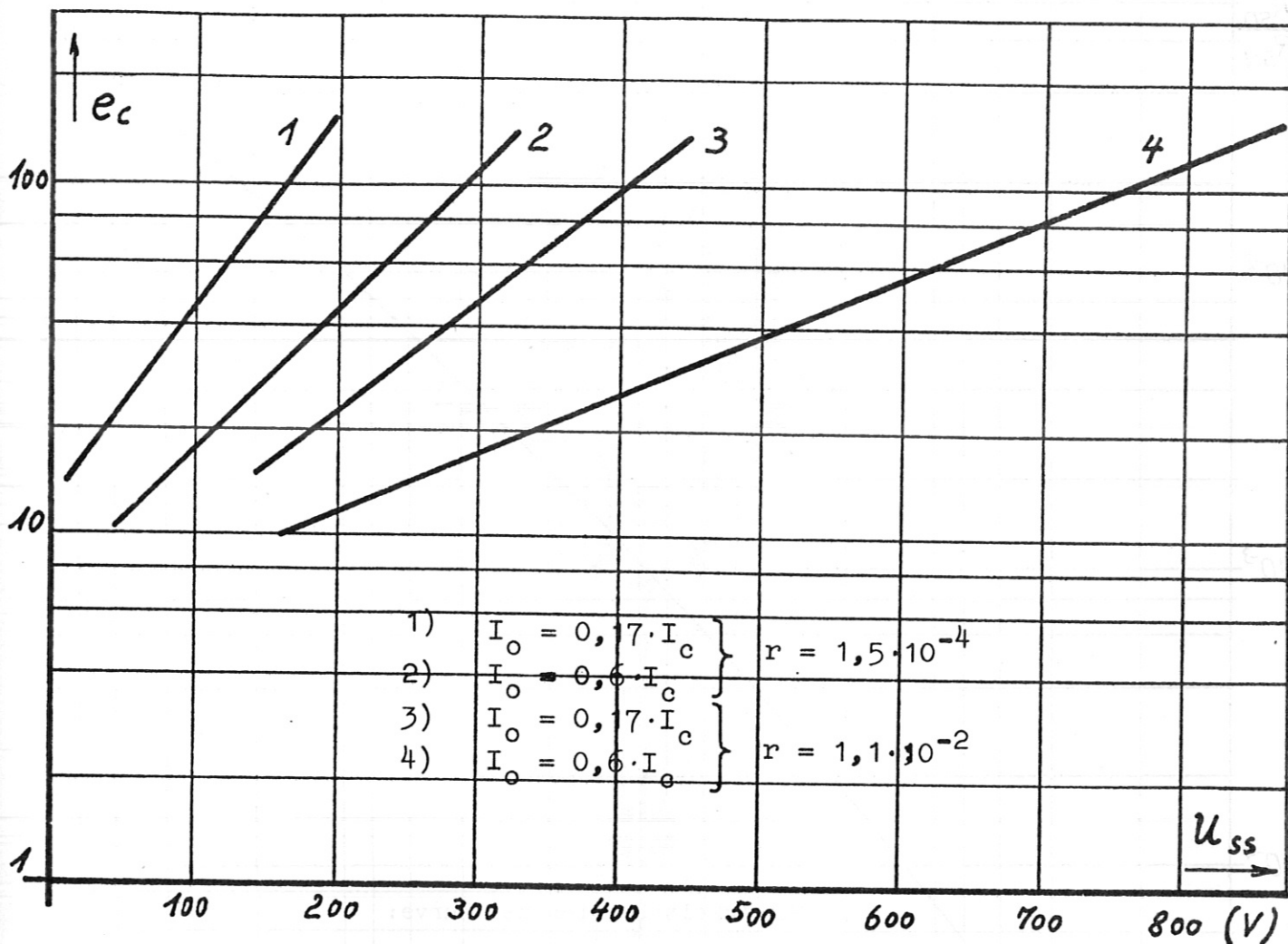
-Schalter nach Bild 10 b -Zylinderspulenbauweise-

$$\begin{array}{llll}
 I_c = 300 \text{ A} & R_{sn} = 13,2 \Omega & E_{s \text{ min}} = 28,3 \text{ mWs} & L_L = 0,415 \mu\text{H} \\
 L_s = 0,15 \mu\text{H} & R_{sh} = 0,5 \text{ m}\Omega & e_c = E_c / E_{s \text{ min}} & \\
 L_{zu} = 1,27 \mu\text{H} & L_{sp} = 34,15 \text{ mH} & (R_L + R_{sh}) / 2 R_{sn} = 1,5 \cdot 10^{-4} &
 \end{array}$$

1) $I_o = 0,83 I_c$

2) $I_o = 0,16 I_c$

Bild 22



Auslöseenergie bei Strompulsauslösung über der gemessenen Spitze-Spitze-Spannung am Schalter beim Kommutierungsvorgang

-Kommutierungsschaltung nach Bild 8 -

-Schalter nach Bild 9 aus IMI-Supraleiter; Mäanderbauweise-

$$I_c = 298 \text{ A}$$

$$R_{sn} = 13 \text{ } \Omega$$

$$E_{s \text{ min}} = 28,3 \text{ mWs}$$

$$L_s = 5,2 \text{ } \mu\text{H}$$

$$R_{sh} = 0,5 \text{ m}\Omega$$

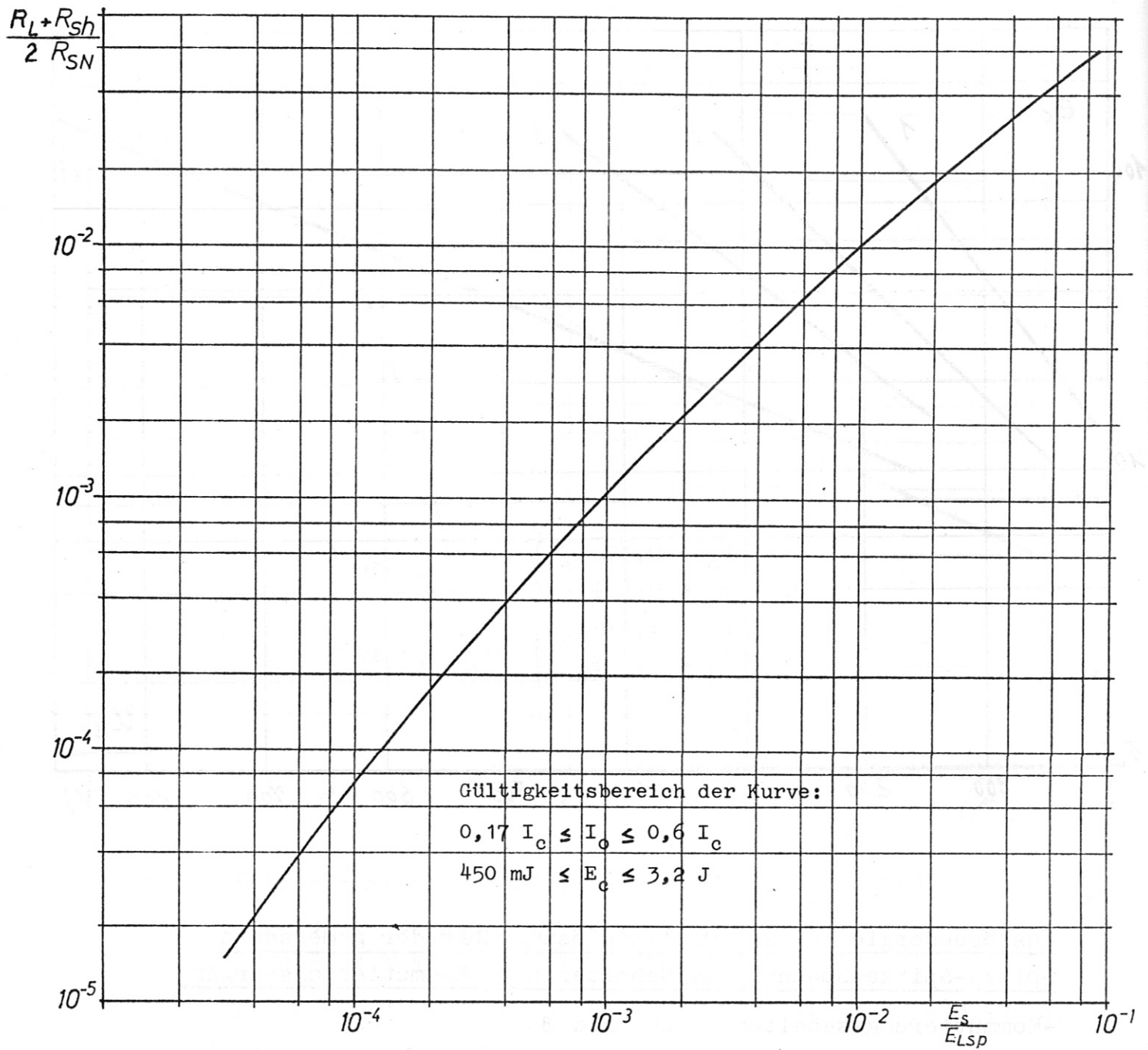
$$e_c = E_c / E_{s \text{ min}}$$

$$L_{zu} = 1,27 \text{ } \mu\text{H}$$

$$L_{sp} = 34,15 \text{ mH}$$

$$r = (R_L + R_{SH}) / 2 R_{sn}$$

Bild 23

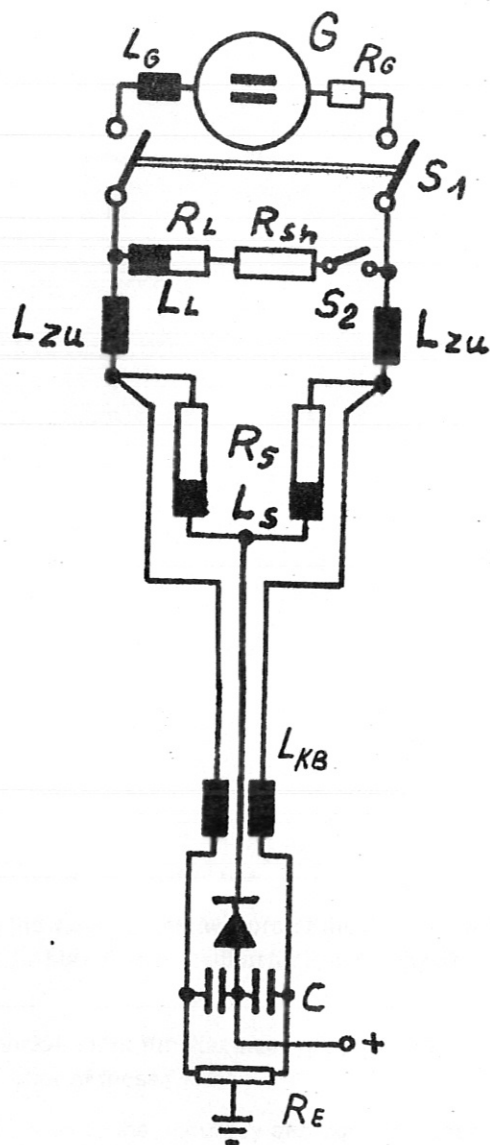


Zusammenhang zwischen dem Belastungswiderstand $\frac{R_L + R_{sh}}{2 R_{sn}}$ und den Verlusten im Schalter $\frac{E_s}{E_{Lsp}}$ bei Stromkommutierung -Schaltung nach Bild 8-

-Schalter nach Bild 9 aus IMI-Supraleiter; Mäanderbauweise-

$$\begin{array}{lll}
 L_s = 5,2 \mu\text{H} & L_{sp} = 34,15 \text{ mH} & R_{sn} = 13 \Omega \\
 L_{zu} = 1,27 \mu\text{H} & C_B = 5 \mu\text{F} & R_{sh} = 0,5 \text{ m}\Omega
 \end{array}$$

Bild 24



Strom-Kommutierungs-Schaltung mit Generator als Konstantstromquelle, SL/NL-Schalter mit Strompulsgenerator und Belastung