

**Forschungszentrum Karlsruhe**

Technik und Umwelt

Wissenschaftliche Berichte

FZKA 6608

Entwicklung und Verifizierung einer modularen  
Hochstromzuführung unter Verwendung von  
Hochtemperatursupraleitern

Martino Tasca

Institut für Technische Physik

Von der Fakultät für Elektrotechnik und Informationstechnik der  
Universität Fridericiana Karlsruhe genehmigte Dissertation

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

2001

# **Entwicklung und Verifizierung einer modularen Hochstromzuführung unter Verwendung von Hochtemperatursupraleitern**

Zur Erlangung des akademischen Grades eines

**DOKTOR-INGENIEURS**

Von der Fakultät für Elektrotechnik und  
Informationstechnik der Universität Fridericiana Karlsruhe

genehmigte

**DISSERTATION**

Von

**Dipl.-Ing. Martino Tasca**

aus Venedig (Italien)

Tag der mündlichen Prüfung:	5. Februar 2001
Hauptreferent:	Prof. Dr. techn. P. Komarek
Korreferent:	Prof. Dr.-Ing. A. J. Schwab

## Zusammenfassung

Die Stromzuführung stellt die Verbindung zwischen dem bei Tieftemperatur betriebenen Verbraucher und der bei Raumtemperatur befindlichen Stromversorgung dar. Mit der Stromübertragung ist zugleich die Wärmeableitung in den kalten Bereich verknüpft. Diese hängt von der Wärmeleitfähigkeit und der Geometrie sowie von den Jouleschen Verlusten ab, die innerhalb der Stromzuführung erzeugt werden. Der Einsatz der Hochtemperatursupraleiter (HTSL) im Bereich zwischen 70 K und 4 K erlaubt es, hohe elektrische Ströme mit im Vergleich zum Kupfer geringeren Wärmeleitfähigkeiten und Querschnittsflächen zu tragen (zweigeteilte oder binäre Stromzuführung). Damit ergibt sich eine Reduzierung der Kälteleistung und somit der elektrischen Anschlussleistung der Kälteanlage und der Betriebskosten.

Ziel dieser Arbeit ist es, Methoden und Simulationsmodelle zu entwickeln, anhand derer eine binäre 60 kA Stromzuführung für die ITER Toroidalfeldspulen unter Verwendung von Bi-2223-AgAu-Bandleitern ausgelegt wird.

Folgende Parameter einer HTSL-Stromzuführung werden dabei berücksichtigt: Der kritische Strom, die Kontaktwiderstände zwischen dem HTSL- und den Kupferbauteilen der Stromzuführung sowie die Induktivitätsmatrix der supraleitenden Bandstapel, die das HTSL-Modul bilden.

Die Methode der finiten Elemente bietet sich als geeignetes Werkzeug zur Untersuchung der Stromübergänge am 70 K- und 4 K-Niveau und zur Bestimmung der Kontaktwiderstände an. Letztere sind für die Optimierung der Betriebsparameter wie Massenstrom und Temperatur des He-Kühlmittels sowie für die Berechnung der thermischen Transienten erforderlich.

Die Bestimmung der Stromverteilung zwischen den Bandstapeln des HTSL-Moduls dient dazu, dessen elektrisches Verhalten sowohl im stationären Betrieb als auch während der elektrischen und thermischen Transienten zu verstehen. Deshalb wird mit Hilfe eines Finite Elemente Programms und der mit den Hall-Sensoren gemessenen Magnetfeldkomponenten ein Verfahren zur Bestimmung der Stromverteilung zwischen den Bandstapeln entwickelt. Durch Erstellung eines Ersatzschaltbildes mit stromabhängigen Widerständen und Eigen- bzw. Gegeninduktivitäten wird das elektromagnetische Verhalten des HTSL-Moduls simuliert.

Um die Gültigkeit der Modelle zu verifizieren, werden die Berechnungsergebnisse mit den Messdaten von zwei 10 kA- und einer 20 kA-HTSL-Stromzuführung verglichen.

Schließlich werden einige Auslegungsvarianten eines 60 kA HTSL-Moduls in Hinsicht auf die elektromagnetischen und thermischen Eigenschaften sowie der Fertigung untersucht und bewertet.

Damit stehen leistungsfähige Berechnungswerkzeuge zur Verfügung, die sich nicht nur zu einem detaillierten Design einer Stromzuführung unter Verwendung von Bi-2223-Bandleitern, sondern generell für die Optimierung von Stromzuführungen eignen.

# **Development and verification of a modular current lead using high temperature superconductors**

## **Abstract**

The current lead is used to conduct the electrical current from the room temperature side (RT), where the power supply is located, to the low temperature side (4 K) where the superconducting coil is operating. Because it is a solid connection between the RT and the 4 K temperature level, a heat load into the cold region is associated, which depends on the thermal conductivity and the geometry as well as on the Joule losses which are generated within the current lead. The use of High Temperature Superconductors (HTS) in the 70÷4 K range of the current lead (so-called binary current lead) allows to carry high currents with lower thermal conductivity and smaller cross sectional areas in comparison to a conventional copper current lead. The result is a reduction of the heat load and consequently of the electric power of the cooling device and of the operational costs.

The purpose of this work is to develop methods and simulation models appropriate for designing a binary 60 kA current lead for the ITER Toroidal Field Coils using AgAu stabilized Bi-2223 tapes.

The following parameters of a HTS current lead are examined: the critical current, the contact resistances between the HTS and the copper parts of the current lead as well as the inductance matrix of the so-called HTS stacks that form the HTS module.

The Finite Element Method (FEM) is an appropriate tool for the evaluation of the current transitions at the 70 K and 4 K levels and the determination of the contact resistances. The latter ones are required for the optimisation of the thermal parameters like mass flow and temperature of the He coolant as well as for the calculation of the thermal transients.

The knowledge of the current distribution among the HTS stacks within the module is essential to understand the electrical behaviour of the module not only in the steady state condition but also during the electrical and thermal transients. Therefore, a procedure for determining the current distribution among the stacks is developed by means of a FEM program and by measuring the magnetic field components of each stack by using Hall probes. The electromagnetic behaviour of the HTS module is simulated by an equivalent circuit diagram with current-controlled resistances, self-inductances and mutual inductances.

The calculation results are compared to the measurement results of two 10 kA and a 20 kA HTS current lead in order to validate the models.

Finally three design versions of a 60 kA HTS module are discussed with respect to the electromagnetic and the thermal properties as well as the manufacturing and most suitable one is assigned.

It is shown that efficient calculation tools are now available which are not only suitable for an elaborate design of a current lead using Bi-2223 tapes but also generally for the optimisation of current leads.

# Inhaltsverzeichnis

<b>Kapitel 1 - Einführung</b>	<b>1</b>
1.1 EINLEITUNG UND AUFGABENSTELLUNG .....	1
1.2 ITER .....	3
1.3 NUTZEN DER VERWENDUNG VON HTSL-SZF FÜR DIE SPEISUNG DER ITER TF- SPULEN.....	5
<b>Kapitel 2 - Supraleitung</b>	<b>7</b>
2.1 PRINZIPIEN DER SUPRALEITUNG .....	7
2.2 TECHNISCH NUTZBARE SUPRALEITER.....	9
2.2.1 ...Die kritische Stromdichte .....	10
2.2.2 ...Niedertemperatursupraleiter .....	12
2.2.3 ...Hochtemperatursupraleiter .....	12
<b>Kapitel 3 - Entwicklung einer 60 kA HTSL-Stromzuführung</b>	<b>17</b>
3.1 GRUNDLAGEN .....	17
3.2 WIRKUNGSGRAD VON KRYOGENEN KÄLTEANLAGEN .....	18
3.3 KONVENTIONELLE STROMZUFÜHRUNG .....	20
3.3.1 ...Optimierung einer badgekühlten Stromzuführung .....	20
3.3.2 ...Zwangsgekühlte Stromzuführung.....	25
3.3.3 ...Leitungsgekühlte Stromzuführung .....	25
3.4 NTSL-STROMZUFÜHRUNG .....	25
3.5 HTSL-STROMZUFÜHRUNG.....	26
3.5.1 ...Einleitung.....	26
3.5.2 ...Kühlverfahren und Wärmeverluste der HTSL-SZF .....	28
3.5.3 ...Wesentliche Auslegungsspezifikationen .....	30
3.6 ENTWICKLUNGSPROGRAMM FÜR EINE 60 kA HTSL-SZF FÜR DIE ITER TF- SPULEN.....	30
3.6.1 ...Ergebnisse des Schrittes A-1 und Fortführung des Entwicklungsprogramms .....	31
3.6.2 ...Anforderungen an die Stromzuführungen der ITER TF-Spule .....	31

<b>Kapitel 4 - Erste experimentelle Arbeiten und Simulationsmodelle</b>	<b>33</b>
4.1 KRITISCHER STROM UND INDUKTIVITÄTSMATRIX.....	33
4.1.1 ... Verfahren zur rechnerischen Bestimmung des kritischen Stromes einer HTSL-SZF mit Bi-2223-Bandleitern .....	33
4.1.2 ... Induktivitätsmatrix .....	35
4.2 UNTERSUCHUNGEN ÜBER DIE STROMVERTEILUNG IM ÜBERGANG HTSL-KUPFER BEI 77 K.....	36
4.2.1 ... Kontakt zwischen Bi-2223-Bandleiter und Kupferplatte.....	37
4.2.2 ... Experimentelle und rechnerische Ergebnisse zur Bestimmung des Widerstandes und des Spannungsprofils im HTSL-Kupfer-Übergang bei 77 K.....	40
4.2.3 ... Simulation des HTSL-Kupferübergangs mit FE-Programm.....	45
4.2.4 ... FE-Modellierung eines Stapels .....	47
4.2.5 ... Schlussfolgerungen .....	47
<b>Kapitel 5 - Tests der zwei 10 kA HTSL-Module</b>	<b>48</b>
5.1 BESCHREIBUNG DER MODULE.....	48
5.2 MESSUNGEN BEI 77 K .....	50
5.3 TESTANLAGE.....	53
5.4 TESTPROGRAMM .....	54
5.5 TEMPERATURPROFIL .....	54
5.6 WÄRMEVERLUSTE.....	55
5.7 KRITISCHER STROM UND QUENCHSTROM .....	57
5.8 THERMISCHE TRANSIENTEN NACH MASSENSTROMABSCHALTUNG .....	60
5.9 STROMVERTEILUNG IM STATIONÄREN BETRIEB .....	64
5.9.1 ... Methode zur Bestimmung der Stapelströme .....	64
5.9.2 ... Messungen bei 10 kA.....	68
5.9.3 ... Berechnung des Stromübergangs bei stationären 10 kA.....	71
5.10 KONTAKTWIDERSTÄNDE DES HTSL-MODULS BEI 10 kA .....	73
5.11 STROMVERTEILUNG VOR DEM QUENCH .....	75
5.12 SIMULATION DER STROMVERTEILUNG BEI SCHNELLEN STROMRAMPEN.....	78
5.12.1 Im supraleitenden Zustand.....	78
5.12.2 Im Quenchfall .....	80
5.12.3 Schlussfolgerungen.....	83
<b>Kapitel 6 - Test der 20 kA HTSL-Stromzuführung</b>	<b>84</b>
6.1 BESCHREIBUNG DER 20 kA HTSL-SZF.....	84
6.2 OPTIMIERUNG DES 20 kA HTSL-MODULS .....	88

6.3	INSTRUMENTIERUNG .....	95
6.4	TESTPROGRAMM.....	96
6.5	TEMPERATURPROFIL.....	96
6.6	WÄRMEVERLUSTE AM KALTEN ENDE.....	98
6.7	KRITISCHER STROM UND QUENCHSTROM.....	101
6.8	THERMISCHE TRANSIENTE NACH MASSENSTROMABSCHALTUNG.....	104
6.9	STROMVERTEILUNG IM STATIONÄREN BETRIEB .....	107
6.9.1	...Methode zur Bestimmung der Stapelströme .....	107
6.9.2	...Messung bei 20 kA.....	110
6.9.3	...Messungen in stationärem Betrieb .....	112
6.9.4	...Magnetfeldverteilung bei 20 kA.....	115
6.9.5	...Berechnung des Stromübergangs bei stationären 20 kA .....	117
6.10	KONTAKTWIDERSTÄNDE DES HTSL-MODULS BEI 20 kA .....	121
6.11	STROMUMVERTEILUNG MIT STROMRAMPE UND NACH DER MASSENSTROMABSCHALTUNG .....	129
6.11.1	Stromrampe bis zum Quench.....	129
6.11.2	Massenstromabschaltung .....	132
6.12	STROMRAMPE BIS 40 kA .....	134
6.13	SCHLUSSFOLGERUNGEN .....	136
 <b>Kapitel 7 - Entwicklung einer 60 kA HTSL-SZF für die ITER TF-Spulen</b>		<b>137</b>
7.1	AUSLEGUNGSPARAMETER EINES 60 kA HTSL-MODULS MIT Bi-2223- BANDLEITERN .....	137
7.2	ANORDNUNG DER BANDSTAPEL .....	139
7.2.1	... Fünf Submodule .....	140
7.2.2	... Konzentrische Anordnung.....	143
7.2.3	... Kreisförmige Anordnung.....	146
7.2.4	... Vergleich der drei Varianten .....	148
7.3	68 kA HTSL-SZF.....	149
 <b>Kapitel 8 - Zusammenfassung</b>		<b>154</b>
 <b>Anhang A - Einsetzen eines <math>R(I)</math>-Widerstands in PSpice</b>		<b>157</b>
 <b>Anhang B - Berechnung der Spannung mit dem FE-Programm</b>		<b>158</b>
 <b>Literaturverzeichnis</b>		<b>159</b>

# Verwendete Abkürzungen und wichtigste Symbole

Die Abkürzungen und Symbole werden in der Regel bei ihrer ersten Erwähnung im Text erklärt. In der Folge werden die verwendeten Abkürzungen und die wichtigsten Symbole erläutert.

## Abkürzungen

2D, 3D	zweidimensional, dreidimensional
ASC	American Superconductor Corporation
CRPP	Centre de Recherches en Physique des Plasmas
FE	finite Elemente
FEM	Methode der finiten Elemente
FZK	Forschungszentrum Karlsruhe
He	Helium
HTSL	Hochtemperatursupraleiter
ITER	International Thermonuclear Experimental Reactor
ITP	Institut für Technische Physik (Forschungszentrum Karlsruhe)
LN <sub>2</sub>	Flüssiger Stickstoff
LOFA	Loss of Flow Accident
NET	Next European Torus
NIFS	National Institute for Fusion Science
NTSL	Niedertemperatursupraleiter
OFHC-Kupfer	oxygen-free high-conductivity copper (hochleitfähiges Kupfer)
PIT-Technik	Pulver in Rohr Technik (PIT = powder in tube)
RT	Raumtemperatur
SF-Kupfer	phosphorisiertes Kupfer
SL	Supraleiter
SZF	Stromzuführung
TF	Toroidalfeld

## Wichtigste Symbole

$B$	Magnetflussdichte
$I$	Strom
$T$	Temperatur
$B_c$	kritische Magnetflussdichte



---

$I_c$	kritischer Strom
$T_c$	kritische Temperatur
$J_c$	kritische Stromdichte
$J_e$	mittlere kritische Stromdichte (engineering critical current density)

# Kapitel 1

## Einführung

### 1.1 Einleitung und Aufgabenstellung

Die Entdeckung der Hochtemperatursupraleiter (HTSL) hat die Entwicklung neuer Komponenten der Energietechnik wie Energieübertragungskabel, Transformatoren, Energiespeicher (SMES), Strombegrenzer, Motoren und auch Stromzuführungen ermöglicht. Letztere dienen dazu, dem bei Tieftemperatur betriebenen Verbraucher den Strom von Raumtemperatur, bei der sich die Stromversorgung befindet, zuzuführen. Mit der Stromübertragung ist zugleich die Wärmeableitung in den kalten Bereich verknüpft. Diese hängt von der Wärmeleitfähigkeit und der Geometrie sowie von den Jouleschen Verlusten ab, die innerhalb der Stromzuführung erzeugt werden.

Im Rahmen des europäischen Fusionstechnologieprogramms ist das Institut für Technische Physik (ITP) am Forschungszentrum Karlsruhe beauftragt worden, in Zusammenarbeit mit anderen SL-Labors und der Industrie eine 60 kA Stromzuführung (SZF) für die Toroidalfeldspulen des ITER (International Thermonuclear Experimental Reactor)-Magnetsystems unter Verwendung von HTSL zu entwickeln. Der Einsatz dieses neuen Materials erlaubt es, hohe Ströme mit im Vergleich zum Kupfer geringeren Wärmeleitfähigkeiten und Querschnittsflächen zu tragen. Damit erfolgt eine Reduzierung der Wärmeableitung und somit eine Senkung der elektrischen Leistung der Kälteanlage. Dies findet auch seinen Niederschlag hinsichtlich der Betriebskosten, da diese dadurch gesenkt werden.

Das Entwicklungsprogramm ist folgendermaßen unterteilt: Materialselektion durch den Test von verschiedenen 1 kA HTSL-SZF, Bau und Test einer 10 kA HTSL-SZF und einer 20 kA HTSL-SZF und schließlich Bau und Test einer modularen 60 kA HTSL-SZF. Diese Stromzuführungen bestehen aus einem normalleitenden als Wärmetauscher ausgebildeten Kupferteil (300 K - 70 K) und einem supraleitenden Teil (70 K - 4 K). Die ersten Tests, die im Rahmen dieses Entwicklungsprogramms durchgeführt worden sind, haben gezeigt, dass der Bi-2223-AgAu-Bandleiter als supraleitendes Material für diese Art Stromzuführung Vorteile bietet. Darum wurden zwei 10 kA HTSL-Module aus diesem supraleitenden Material gebaut und getestet. Aufgrund der erfolgreichen Ergebnisse wurde anschließend

ein 20 kA HTSL-Modul, das aus diesen zwei 10 kA HTSL-Modulen besteht, gebaut und getestet. Die Tests dieser Module umfassen Experimente zur Absicherung der Auslegung, z. B. Messung der Kontaktwiderstände sowie der Stromverteilung sowohl in Nominalbetrieb als auch im Quenchfall und Überprüfung der Auslegungsparameter, damit die Anforderungen an die Versorgung des ITER TF-Magnetsystems erfüllt werden. Die Tests dienen nicht zuletzt dazu, die optimalen Auslegungsparameter für den Bau der 60 kA HTSL-SZF zu bestimmen.

Der Einsatz von supraleitendem Material bedingt die Kenntnis der kritischen Größen, d.h. des kritischen Stromes ( $I_c$ ), der kritischen Magnetflussdichte ( $B_c$ ) sowie der kritischen Temperatur ( $T_c$ ), oberhalb derer der Übergang in den normalleitenden Zustand erfolgt. Die modulare Stromzuführung muss demzufolge unter Beachtung dieser Parameter ausgelegt werden. In diesem Zusammenhang sind die  $I_c(B)$ -Kennlinien bei unterschiedlichen Temperaturen unter Beachtung der Anisotropie des Supraleiters ein wichtiges Auslegungswerkzeug. Daneben ist die Bestimmung der Ladelinie zur Feststellung des Arbeitspunkts und des kritischen Stromes des HTSL-SZF erforderlich. Hierzu wird die Methode der finiten Elemente (FEM) verwendet, anhand der es auch möglich ist, ein Verfahren zur Bestimmung der Stromverteilung zu definieren. Das FE-Programm dient weiterhin dazu, den Stromübergang am 70 K- und 4 K-Niveau zu untersuchen und die Kontaktwiderstände zu bestimmen. Die Berechnungsergebnisse werden anschließend zur Erstellung eines Ersatzschaltbildes, durch das das elektrische Verhalten des HTSL-Moduls simuliert wird, verwendet. Die Bestimmung der Kontaktwiderstände dient auch der Berechnung der thermischen Parameter wie Massenstrom und Temperatur des Kühlmittels sowie der thermischen Transienten.

In dieser Arbeit werden kurz das ITER-Magnetsystem erläutert (Kapitel 1) und im Überblick die Eigenschaften der Supraleiter, vor allem die der Bi-2223-Leiter besprochen (Kapitel 2), der Betrieb einer konventionellen bzw. einer HTSL-SZF beschrieben sowie die Anforderungen an die TF-Spulen und an die entsprechenden Stromzuführungen dargestellt (Kapitel 3).

Das Ziel der vorliegenden Arbeit ergibt sich aus den im folgenden dargestellten Abschnitten:

- Beschreibung der grundlegenden Experimente, die erforderlich sind, um ein FE-Modell und ein elektrisches Ersatzschaltbild des Kontakts zwischen einem Bi-2223-AgAu-Bandleiter und Kupfer zu erstellen (Kapitel 4).
- Beschreibung der Tests der zwei 10 kA HTSL-SZF, um den modularen Aufbau und die Auslegungsparameter zu überprüfen (Kapitel 5). Hierbei werden die Berechnungsergebnisse, die mit der Methode der finiten Elemente erhalten worden sind, den Messungen gegenübergestellt und anschließend in ein Ersatzschaltbild für die Untersuchung der Stromverteilung während der elektrischen Transienten eingesetzt. Die Aufmerksamkeit wird insbesondere auf das Verfahren zur Bestimmung der Stromverteilung im HTSL-Modul gerichtet.

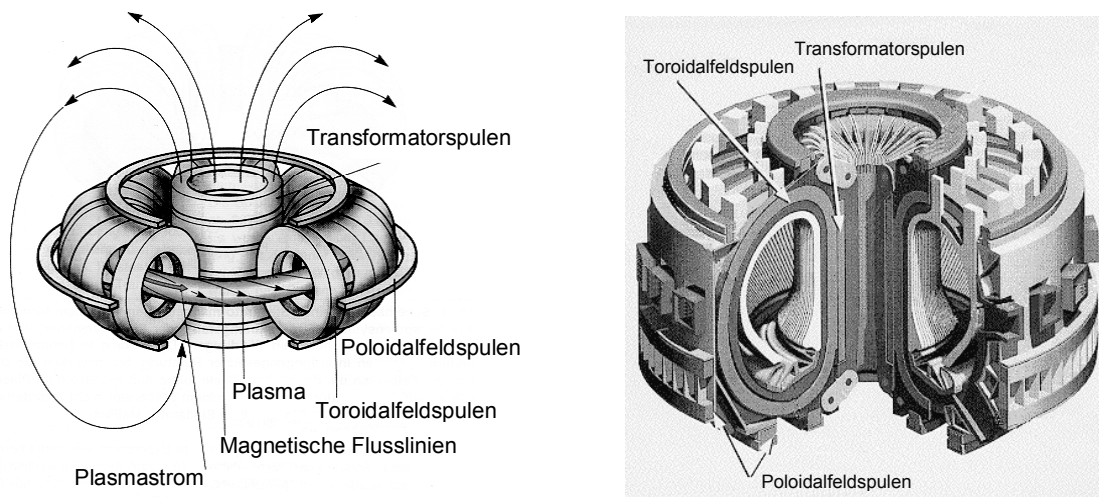
- Auslegung und Durchführung des Testes der 20 kA HTSL-SZF (Kapitel 6). Diese besteht aus den zwei parallel geschalteten getesteten 10 kA HTSL-Modulen. Hierzu muss zunächst die bezüglich des kritischen Stroms optimale Position der Submodule gesucht und der Übergang von dem Wärmtauscher zum supraleitenden Teil hinsichtlich der elektrischen Verluste ausgelegt werden. Der Test dient dazu, die Stromverteilung und die anderen wichtigen elektrischen Größen zu bestimmen.
- Auslegung durch eine elektrische und magnetische Untersuchung einer 60 kA HTSL-SZF mit Bi-2223-AgAu-Bandleitern unter Betrachtung von unterschiedlichen Konfigurationen des HTSL-Teils (Kapitel 7). Schließlich wird ein Vergleich zwischen den Varianten geliefert und die vorteilhafteste angegeben.

## 1.2 ITER

Ziel der Fusionsforschung ist es, Mitte dieses Jahrhunderts einen Reaktor zur Erzeugung elektrischer Energie in Betrieb zu stellen. Ein erfolgversprechender Weg, um dieses Ziel zu erreichen, besteht darin, das Plasma, in dem die Fusionsreaktionen stattfinden, mit ringförmigen und verschraubten Magnetflusslinien einzuschließen. Ein normaleitendes Magnetsystem ist jedoch nicht die geeignete Lösung, da das Erreichen einer positiven Netto-Energiebilanz, d. h. die Differenz zwischen der erzeugten und verbrauchten Energie, den Einsatz von supraleitenden Wicklungen erfordert [1].

Die wichtigsten magnetischen Einschlusskonfigurationen sind Tokamak und Stellarator. Das Tokamak-Konzept (Abb. 1.1 links) stützt sich auf eine toroidale magnetische Konfiguration, in der die Bedingungen für die kontrollierte Fusion erzeugt und erhalten werden sollen. Ein Tokamakmagnetsystem besteht aus Transformator-, Toroidal- und Vertikalfeldspulen. Diese Spulen erzeugen zusammen mit dem Plasmastrom selbst eine torusförmige Einschlusskonfiguration für das Plasma [2]. Die Toroidalfeldspulen (TF-Spulen) erzeugen das Hauptfeld, die Vertikal- oder Poloidalfeldspulen dienen der Regelung der Plasmaform und -lage. Die Transformatorspulen im Zentrum des Tokamak (Zentralsolenoid) dienen der Erzeugung des induzierten Plasmastromes und der Ohmschen Heizung des Plasmas.

Großexperimente, die sich auf die Tokamaklinie stützen, findet man weltweit. Besonders erfolgreich ist das gemeinsame europäische Experiment JET (Join European Torus) in Culham, England. Daneben existieren andere Experimente in Europa, wie ASDEX im IPP (Garching) und TEXTOR im Forschungszentrum Jülich, beide in Deutschland, oder FT-U in Frascati, Italien, sowie TORE SUPRA in Cadarache, Frankreich. Letztere besitzt ein supraleitendes Toroidalfeldspulensystem [3].



**Abb. 1.1** Links: Schematische Skizze eines Tokamakmagnetsystems mit Transformator-, Toroidal- und Vertikalfeldspulen. Rechts: Entwurfzeichnung des ITER-Magnetsystems. Erkennbar ist die D-Form der TF-Spulen.

Anfang der 80er Jahre wurde in Europa eine Studiengruppe gebildet, das sogenannte Next European Torus (NET-) Team, um ein Nachfolgeexperiment für JET auszulegen. Später ging die Arbeit dieser Gruppe in die von ITER-EDA (Engineering Design Activities) über.

ITER ist ein experimenteller Fusionsreaktor, der in einer internationalen Zusammenarbeit nach dem Tokamak-Konzept ingenieurmäßig geplant wird. Abb. 1.1 rechts zeigt eine Entwurfzeichnung des ITER-Magnetsystems. Die wichtigsten Auslegungsparameter des TF-Magnetsystems von ITER-EDA sind in Tabelle 1.1 enthalten.

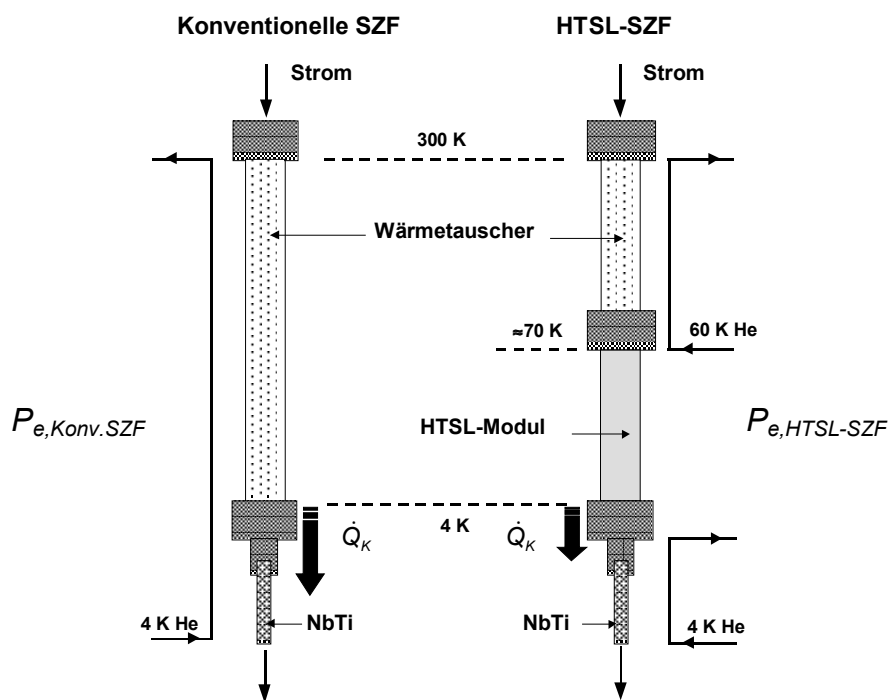
**Tabelle 1.1** Hauptauslegungsparameter für das TF-Magnetsystem von ITER-EDA [4]

Zahl der Spulen	20
Höhe der Spule [m]	18
Breite der Spule [m]	12,2
Supraleiter	Nb <sub>3</sub> Sn
Nennstrom [kA]	60
Maximale Magnetflussdichte im Supraleiter [T]	12,5
Gespeicherte Energie im TF-Magnetsystem [GJ]	101
Zeitkonstante der Entladung [s]	12÷15

### 1.3 Vorteil einer HTSL-Stromzuführung für die Speisung der ITER TF-Spulen

In Abb. 1.2 sind zwei Kühlverfahren im Schema dargestellt, die für eine konventionelle bzw. eine HTSL-SZF zur Versorgung einer TF-Spule verwendet werden können. Die konventionelle SZF wird mit 4 K-Helium gasgekühlt. Hinsichtlich der HTSL-SZF wird die Kühlung des Ohmschen Teils oder Wärmetauschers mit 60 K-Helium durchgeführt, damit eine Temperatur von ca. 70 K am warmen Ende des HTSL-Teils (oder HTSL-Moduls) erreicht wird. Auf diese Weise wird die gesamte Wärme zwischen 70 K und Raumtemperatur abgeführt. Das HTSL-Modul wird vom unteren Ende aus mit Helium leitungsgekühlt. Hieraus folgt eine Reduktion der elektrischen Leistung der Kälteanlage im Vergleich zu einer konventionellen SZF um einen Faktor 3÷5, d.h.

$$P_{e,Konv.SZF} = (3 \div 5) \cdot P_{e,HTSL-SZF} \quad (1.1)$$



**Abb. 1.2** Kühlverfahren einer konventionellen bzw. HTSL-Stromzuführung für die Speisung einer TF-Spule

Gemäß dem Entwurf von ITER-EDA sollen 20 TF-Spulen durch 40 Stromzuführungen mit einem Strom von 60 kA gespeist werden. Die Wärmeverluste pro Kiloampere einer konventionellen Stromzuführung betragen 1,1 W (s. Kapitel 3, Gl. (3.10)). Unter der Annahme, dass eine elektrische Anschlussleistung von 1300 W erforderlich ist, um ein

Watt Wärme auf dem 4 K-Niveau durch Helium abzuführen (s. Tabelle 3.2), werden gemäß Gl. (1.1) die Werte von Tabelle 1.2 berechnet, wobei

$$P_{e,Konv.SZF} = 1,1 \cdot 1300 \cdot 60 \cdot 40 = 3,43 \text{ [MW]} \quad (1.2)$$

Hieraus wird der Nutzen, der aus der Verwendung von HTSL-Stromzuführungen gezogen werden kann, deutlich. In Abschnitt 3.5 werden die Eigenschaften einer HTSL-SZF eingehender erklärt.

**Tabelle 1.2** Mögliche elektrische Anschlussleistungen der Kälteanlage für 40 konventionelle bzw. HTSL-Stromzuführungen für das ITER-EDA-Magnetsystem

<b>Konventionelle SZF</b>	<b>HTSL-SZF</b>
3,43 MW	0,69÷1,14 MW

# Kapitel 2

## Supraleitung

In diesem Kapitel werden die Grundprinzipien der Supraleitung vorgestellt. Insbesondere wird die Aufmerksamkeit auf die Hochtemperatursupraleiter-Materialien gerichtet, die in den neuartigen Stromzuführungen eingesetzt werden.

### 2.1 Prinzipien der Supraleitung

Die Supraleitung ist ein Phänomen, das sich in bestimmten Festkörpern durch das Verschwinden des elektrischen Widerstandes unterhalb einer *Sprungtemperatur* oder *kritischen Temperatur*  $T_c$  bei gleichzeitigem Auftreten spezieller magnetischer Eigenschaften zeigt [5].

Dieses Phänomen wurde zum ersten Mal von H. Kamerlingh Onnes 1911 beobachtet, nachdem es ihm 1908 gelungen war, Helium zu verflüssigen [6]. Während Messungen an einer Probe aus Quecksilber, einem Metall, das er durch mehrfache Destillation in einen hohen Reinheitsgrad bringen konnte, bemerkte er, dass der Widerstand bei einer Temperatur von 4,15 K zu unmessbar kleinen Werten hin rasch abnahm [7]. Die Widerstandsänderung erfolgte nämlich in einem Temperaturintervall von nur einigen Hundertstel eines Grades, glich also eher einem Widerstandssprung als einer stetigen Abnahme.

Der elektrische Widerstand eines metallischen Leiters nimmt im allgemeinen etwa linear mit abnehmender Temperatur ab und strebt bei Annäherung an den absoluten Nullpunkt einem festen Wert zu, dem sogenannten Restwiderstand, der von dem Reinheitsgrad der Probe abhängt (Abb. 2.1).

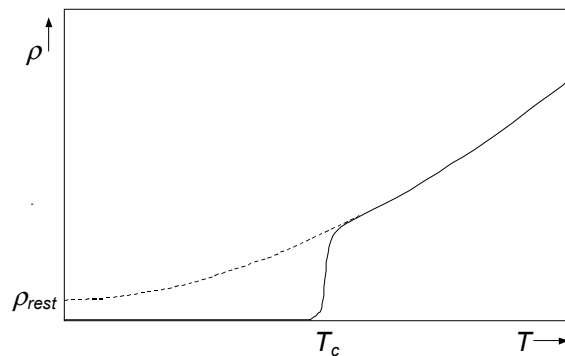
Der Verlauf des spezifischen Widerstandes eines normalen Leiters kann durch die Gleichung

$$\rho = \rho_{rest} + \rho_{ph}(T) \quad (2.1)$$

beschrieben werden [8]. Die Unreinheit bewirkt den temperaturunabhängigen Term  $\rho_{rest}$ ,  $\rho_{ph}$  hingegen ist der Phonon-Term, der bei hohen Temperaturen zu  $T$  und bei tiefen Temperaturen zu  $T^5$  proportional ist. Gute Leiter wie Kupfer oder Silber haben einen



spezifischen Widerstand von circa  $1,5 \mu\Omega\text{-cm}$  bei 273 K, der sich bei 77 K typischerweise um einen Faktor 3÷8 reduziert. Bei Raumtemperatur weisen dagegen die Kupfer-Oxid-Supraleiter (z.B. YBCO- oder BSCCO-Leiter, s. Abschnitt 2.2.3) einen mehr als dreimal größeren Wert des spezifischen Widerstandes als den von metallischem Kupfer auf.



**Abb. 2.1** Verlauf des spezifischen elektrischen Widerstandes  $\rho$  eines normalen Leiters (---) und eines Supraleiters (—) bei tiefen Temperaturen

1933 stellten Meissner und Ochsenfeld fest, dass ein unter  $T_c$  abgekühlter Supraleiter besondere magnetische Eigenschaften aufweist. Wenn das supraleitende Material in ein homogenes Außenmagnetfeld mit Flussdichte  $B_a$  kleiner als eine kritische Magnetflussdichte eingebracht wird, wird der Magnetfluss vollkommen verdrängt oder mit anderen Worten, das Material zeigt ein ideales diamagnetisches Verhalten.

Die Erläuterung dieses Phänomens wurde zwei Jahre später von F. und H. London vorgestellt und 1957 von der BCS Theorie erklärt [9].

Da die Supraleiter keinen beträchtlichen Strom leiten konnten, waren sie vor 1960 nur aus physikalischen Gesichtspunkten interessant. Erst als eine neue Klasse von Supraleitern entdeckt wurde, waren praktische Anwendungen möglich.

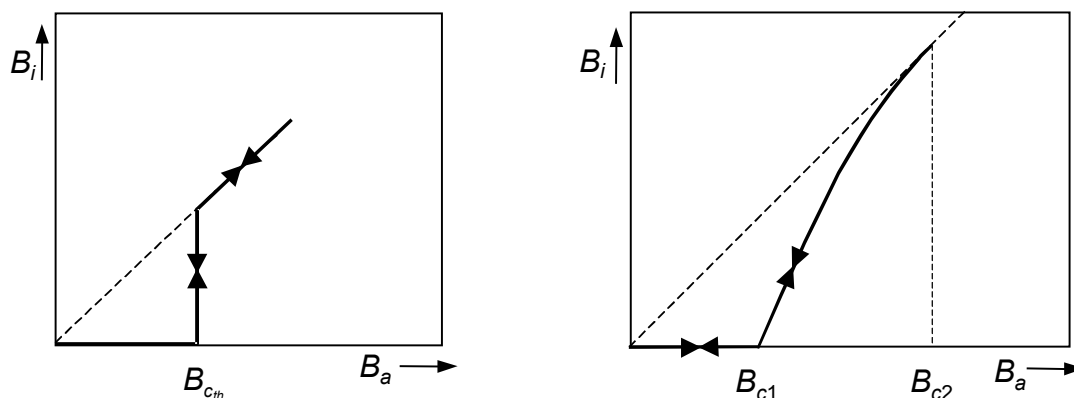
Man unterscheidet hinsichtlich der magnetischen Eigenschaften und der Stromtragfähigkeit drei Klassen von Supraleitern:

Supraleiter I. Art: Diese Supraleiter haben nur eine supraleitende Phase, die sogenannte *Meissner-Phase*, in der die Magnetflussdichte  $B_i$  im Inneren des Supraleiters exponentiell mit einer charakteristischen Eindringtiefe unter der Oberfläche der Probe abnimmt. Erst bei  $B_a = B_{c_{th}}$  ( $B_{c_{th}}$  ist die thermodynamisch kritische Flussdichte) erfolgt der reversible Übergang Supraleitung  $\leftrightarrow$  Normalleitung sprunghaft (Abb. 2.2 links).

Es soll nun ein supraleitender Runddraht, in dem der Strom  $I$  fließt, betrachtet werden. Sobald  $I$  eine Stärke erreicht hat, bei der das entsprechende Eigenmagnetfeld an der Leiteroberfläche gleich  $B_{c_{th}}$  ist, tritt dort der Normalzustand auf. Dieser Stärke entspricht der kritische Strom  $I_c$ , der eine direkte Konsequenz des  $B_{c_{th}}$  ist. Wegen des kleinen  $B_{c_{th}}$  und folglich des geringen  $I_c$  sind diese Supraleiter im Rahmen der Energietechnik nicht von Interesse.

Supraleiter II. Art: Neben der oben beschriebenen Phase, die den Bereich  $0 < B_a < B_{c1}$  umfasst (Abb. 2.2 rechts), tritt bei diesen Supraleitern für  $B_{c1} < B_a < B_{c2}$  eine zweite Phase auf, die als *Shubnikov-Phase*, auch *Vortex-Zustand* oder *Mischzustand*, bezeichnet wird, in der der magnetische Fluss nur zum Teil in den Supraleiter eindringt. Der Fluss verteilt sich auf den elementaren Flussquanten  $\phi_0 = h / 2e \cong 2 \cdot 10^{-15} \text{ V}\cdot\text{s}$ , die in Flussschläuchen mit stationären und stabilisierten Ringströmen enthalten sind. Im Mischzustand ist daher der Supraleiter diamagnetisch, jedoch nicht vollständig. Dabei ist a priori ein verlustloser Stromtransport in diesem Zustand nicht möglich.

Supraleiter III. Art: Diese werden oft auch *harte Supraleiter* genannt. Der Transportstrom fließt in der Shubnikov-Phase verlustloser, da sich die Flussschläuche sehr stark an bevorzugten *Haft-* oder *Pinningzentren* verankern, die durch metallurgische Behandlung des Supraleiters bewirkt werden. Sobald die bei den Flussschläuchen pro Längeneinheit wirkende Lorentz-Kraft  $f_l = J \cdot \phi_0$  ( $J$  ist die Stromdichte) größer als die Pinningkraft  $f_p$  wird, tritt der verlustbehaftete *Flux-Flow-Widerstand* auf. Auf diese Weise ist die kritische Stromdichte definierbar als  $J_c = f_p / \phi_0$ . Demzufolge ist  $J_c$  umso höher je stärker die Pinningkraft das Flussfließen hindert. Es ist deswegen deutlich, dass allein die harten Supraleiter eine Anwendung in der Energietechnik finden.



**Abb. 2.2** Links: Magnetische Induktion  $B_i$  in Inneren eines Supraleiter I. Art als Funktion des Außenfeldes  $B_a$ . Der Normalzustand tritt bei  $B_a > B_{c_{th}}$  auf. Rechts: Magnetische Induktion  $B_i$  in Inneren eines Supraleiter II. Art als Funktion des Außenfeldes  $B_a$ . Bei  $B_a = B_{c2}$  erfolgt der Übergang in die Normalleitung.

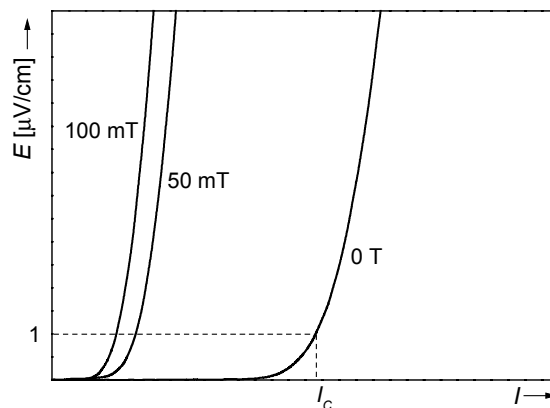
## 2.2 Technisch nutzbare Supraleiter

Bisher ist eine Vielzahl von Materialien, die supraleitende Eigenschaften besitzen, bekannt. Für die Anwendung in der Energietechnik eignen sich jedoch allein die harten Supraleiter. Nicht nur die kritischen Größen wie  $J_c$ ,  $T_c$  und die kritische Induktion  $B_{c2}$  spielen eine wichtige Rolle für die Auswahl des anzuwendenden Supraleiters, sondern auch die Herstellbarkeit und somit die Kosten. Die harten Supraleiter werden gemäß ihrer

kritischen Temperatur in Tief- oder Niedertemperatursupraleiter (NTSL) und Hochtemperatursupraleiter (HTSL) unterschieden.

### 2.2.1 Die kritische Stromdichte

Die kritische Stromdichte  $J_c$  ist der wichtigste Parameter anhand dessen verschiedene Supraleiter verglichen werden. Deshalb ist es wichtig, für  $J_c$  und folglich für  $I_c$  ein Messkriterium deutlich zu definieren. Wird ein einige Zentimeter langes Leiterstück mit Potentialabgriffen im Abstand  $l$  in ein homogenes und zur Stromdichte senkrechtes Magnetfeld bei einer bestimmten Temperatur eingebracht, misst man die Spannung bei langsamer Steigerung des Stromes wie in Abb. 2.3 gezeigt. Solange die Lorenz-Kraft  $f_l$  kleiner als die Pinningkraft  $f_p$  ist, können die Flussschläuche nicht wandern. Die messbare Spannung ist folglich Null und der Stromtransport verlustlos. Sobald der Belastungsstrom den kritischen Strom überschreitet oder mit anderen Worten  $f_l > f_p$ , tritt ein Widerstand auf. Wenn eine Spannung pro Zentimeter Messlänge im Bereich von 0,1 bis 1  $\mu\text{V}/\text{cm}$  gemessen wird, d.h.  $U/l = E = 0,1 \div 1 \mu\text{V}/\text{cm}$ , wobei  $E$  die Feldstärke bedeutet, ist nach Definition der kritische Strom erreicht worden. Industrielle Leiterhersteller definieren bei ihren Angaben  $I_c$  meist gemäß dem Kriterium 1  $\mu\text{V}/\text{cm}$ , das immer auf eine bestimmte Temperatur bezogen werden muss.



**Abb. 2.3** Auf den Abstand  $l$  normierte Strom-Spannungs-Charakteristiken eines Bi-2223-Bandes für verschiedene Magnetflussdichten.  $E = U/l$  ist die elektrische Feldstärke. Der kritische Strom ist in diesem Fall vom Kriterium 1  $\mu\text{V}/\text{cm}$  bestimmt.

Die Strom-Spannungs-Kennlinie wird oft durch folgende Funktionen parametrisiert:

$$U(I) = U_c \left( \frac{I}{I_c} \right)^n \quad (2.2)$$

$$U(I) = U_c \exp\left( \frac{I - I_c}{I_f} \right) \quad (2.3)$$

$U_c$  ist die  $I_c$  entsprechende Spannung,  $n$  und  $I_f$  sind Faktoren [7] [10].

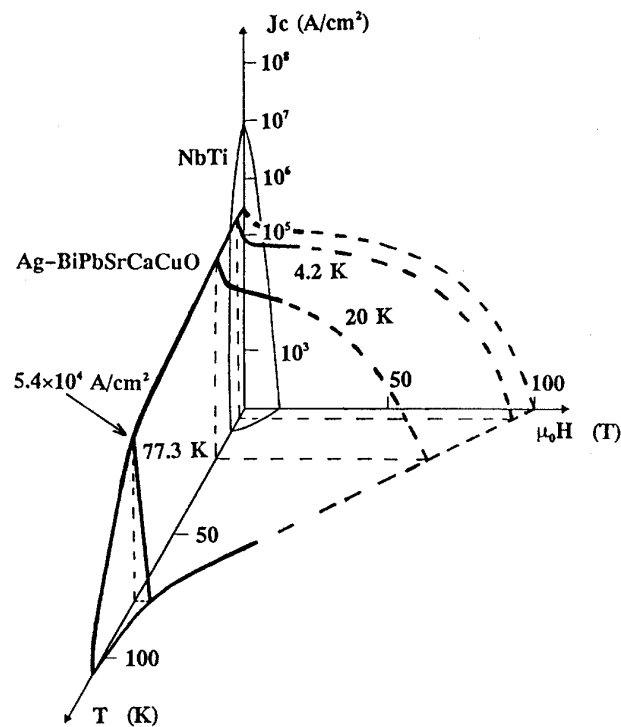
Da die SL-Leiter, wie in der Folge beschrieben wird, häufig nicht nur aus supraleitenden Materialien bestehen, ist es wichtig zwischen der *kritischen Stromdichte*  $J_c$  und der *mittleren kritischen Stromdichte*  $J_e$  (engineering critical current density) zu unterscheiden, die so definiert wird:

$$J_e = \frac{A_{SL}}{A} J_c \quad (2.4)$$

wobei  $A_{SL}$  die Querschnittsfläche des Supraleiters und  $A$  die des gesamten Leiters bedeuten.

Der supraleitende Zustand von zwei gängigen NTSL und HTSL (NbTi- bzw. Bi-2223-Leiter) ist mittels des Diagramms von Abb. 2.4 darstellbar [11].

Tabelle 2.1 enthält die zur Zeit wichtigsten Eigenschaften sowie die technischen Ausführungsformen von relevanten harten Supraleitern.



**Abb. 2.4** Zusammenhang zwischen kritischer Temperatur, kritischer magnetischer Feldstärke und kritischem Strom in Bi-2223-Ag-Bandleitern und NbTi-Leitern. Unter der Oberfläche (kritische Oberfläche) ist das Material supraleitend.

**Tabelle 2.1** Technische Eigenschaften und Ausführungsformen von relevanten Supraleitermaterialien.  $T_c$  ist die kritische Temperatur,  $B_{c2}$  die kritische Induktion und  $J_c$  die kritische Stromdichte bei bestimmten Temperatur und Außenmagnetflussdichte [13].

Material	$T_c$ [K] bei $B=0$	$B_{c2}$ [T] bei $T$	Anwendungs- temperatur $T$ [K]	Ausführungs- formen	$J_c$ [kA/cm <sup>2</sup> ] ( $T, B$ )
NbTi	9,6	12÷14 (0 K)	1,8÷4,2	Draht	100 (1,8 K / 13 T)
Nb <sub>3</sub> Sn	18	25÷27 (0 K)	1,8÷4,2	Draht	20 (4,2 K / 20 T)
Bi-2212 (Bi <sub>2</sub> Sr <sub>2</sub> CaCu <sub>2</sub> O <sub>y</sub> )	85	>100 (4,2 K)	4,2÷30	Draht, Band	500 (4,2 K / 0 T) ca. 150 (4,2K / 30 T)
Bi-2223 (Bi <sub>2-x</sub> Pb <sub>x</sub> Sr <sub>2</sub> Ca <sub>2</sub> Cu <sub>3</sub> O <sub>y</sub> )	110	>100 (4,2 K) >0,5 (77 K)	4,2÷77	Band	200 (4,2 K / 0 T) 35÷80* (77 K / 0 T)
YBCO (YBa <sub>2</sub> Cu <sub>3</sub> O <sub>x</sub> )	90	8÷9 (77 K)	4,2÷77	Dünnschicht auf Ni-Band	3000** (77 K / 0 T)

\* Kurzprobenwert (<1 m)

\*\* Bisher nur an Kurzprobe realisiert (ca. 10 cm)

## 2.2.2 Niedertemperatursupraleiter

Diese Supraleiter werden aufgrund ihrer kritischen Temperatur ( $< 20$  K) sogenannten. Zwei in der Konstruktion von Magnetsystemen gängige NTSL sind NbTi und Nb<sub>3</sub>Sn. Die Metalllegierung NbTi ist duktil und wird in einer Kupfermatrix durch Extrusion und Ziehen zu Drähten verschiedener Dicke und Form verarbeitet. Kritische Stromdichten von  $10^2$  bis  $10^3$  kA/cm<sup>2</sup> bei 4 K sind erreichbar, d.h. das Tausendfache der Stromdichte eines normalen Kupferleiters. Für Anwendungen in Magnetflussdichten oberhalb 11 T ist selbst bei einer Betriebstemperatur von 1,8 K NbTi nicht mehr einsetzbar.

Eine attraktive Alternative besteht aus der Legierung Nb<sub>3</sub>Sn. Diese liegt eingebettet in einer Matrix aus Zinn-Bronze (CuSn) vor und wird durch eine normalerweise 200 Stunden dauernde Reaktionsglühung bei 650 °C erzeugt. Das Nb<sub>3</sub>Sn ist sehr spröde und seine Herstellung nach Drahtformen aufwendig und teuer. Die Verwendung von Nb<sub>3</sub>Sn-Leitern ist unabdingbar für die Höchstfeldmagnete, in denen Magnetflussdichten über 12 T erreicht werden [12].

## 2.2.3 Hochtemperatursupraleiter

Den NTSL stehen die im Jahr 1986 entdeckten HTSL gegenüber, bei denen die ökonomisch günstigere Kühlung (Faktor 50) mit flüssigem Stickstoff (77 K) möglich ist. Ihre Anwendung bei dieser Temperatur erscheint vielversprechend in Komponenten der

Energietechnik wie Energieübertragungskabeln, Transformatoren, Energiespeichern (SMES), Strombegrenzern, Motoren und Stromzuführungen.

Die HTSL zeigen eine starke Anisotropie vieler Eigenschaften, wie der kritischen Stromdichte oder der kritischen Magnetflussdichte, die im Tieftemperaturbereich weit höher als die der NTSL sein können.

Bezüglich ihrer Anwendbarkeit wurden in den letzten Jahren fast ausschließlich YBCO (123) und, nach der Entwicklung der PIT-Technik (Pulver in Rohr Technik, PIT = powder in tube) 1989-1990, Bi-2212 bzw. Bi-2223 (sie gehören zur Bismuth-Cuprate oder BSCCO-Familie) intensiver untersucht.

### 2.2.3.1 YBCO

$\text{YBa}_2\text{Cu}_3\text{O}_x$  bzw. YBCO oder Y(123) war der erste entdeckte HTSL mit  $T_c > 77$  K. Er hat eine  $T_c$  von ca. 90 K und eine  $J_c$  bis  $3000 \text{ kA/cm}^2$  im Nullfeld. Er ist spröde und wird, um die mechanischen Eigenschaften zu verbessern, mit Silber legiert (mit Kupfer oder Aluminium würde er die Supraleitfähigkeit verlieren). Auf diese Weise nehmen die Biegesteifigkeit und die Bruchzähigkeit des Materials zu [5].

Unter Zugabe von Silber verbessern sich auch die elektrischen Eigenschaften: 15÷20% dieses Materials bezogen auf das Gesamtvolumen erhöhen die Stromdichte in den YBCO Stäben auf beachtliche Weise.

### 2.2.3.2 BSCCO

In den ersten Jahren nach ihrer Entdeckung wurden die HTSL aufgrund ihrer Sprödigkeit als Massivkörper gesintert. Die Herstellung von Drähten und Bändern ist nur durch die Einführung neuer Fertigungsprozesse möglich gewesen. Der bei verschiedenen Herstellern und Labors angewandte Fertigungsprozess verläuft durch fortlaufende Verfahren wie Rundhämmern, Drahtziehen und Bandwalzen. Die erste Stufe ist jedoch die Produktion eines sehr feinen Pulvers, das zuerst in einem Silberrohr, eventuell mit Legierungszusätzen, gepresst und am Ende zu einem Draht oder Band verformt wird (PIT-Technik). Aus dieser Verarbeitung ergeben sich viele kleine Filamente aus keramischen Supraleitern, eingebettet in einer Matrix aus Silber oder Silberlegierung. Da die Matrix ein duktileres Material ist, breitet sich ein einzelner Riss in einem Filament kaum quer über den ganzen Bandleiter aus. Die BSCCO-Leiter werden in technischen Längen und mit guten mechanischen Eigenschaften hergestellt. Ihre kritische Stromdichte hängt nicht nur von der Qualität des Pulvers, sondern auch von der Kontrolle der verschiedenen Verfahren für die Herstellung des Leiters ab [13].

Obwohl die PIT-Technik zuerst für die Herstellung von Bi-2212 verwendet wurde, hat diese nicht die gleiche Entwicklung erfahren wie die hinsichtlich der Bi-2223-Leiter. Ein Grund dafür ist, dass die Bi-2223-Leiter supraleitende Ströme bei höheren Temperaturen (bei Nullfeld ist  $T_c=110$  K für Bi-2223 und  $T_c=85$  K für Bi-2212) leiten können (Tabelle 2.1). Aufgrund der hohen Stromdichte bei hohen Magnetflussdichten und bei Tieftemperaturen ( $150 \text{ kA/cm}^2$  bei 4,2 K und 30 T) werden die Bi-2212-Leiter in der Konstruktion von Magnetspulen für Höchstfelder eingesetzt.

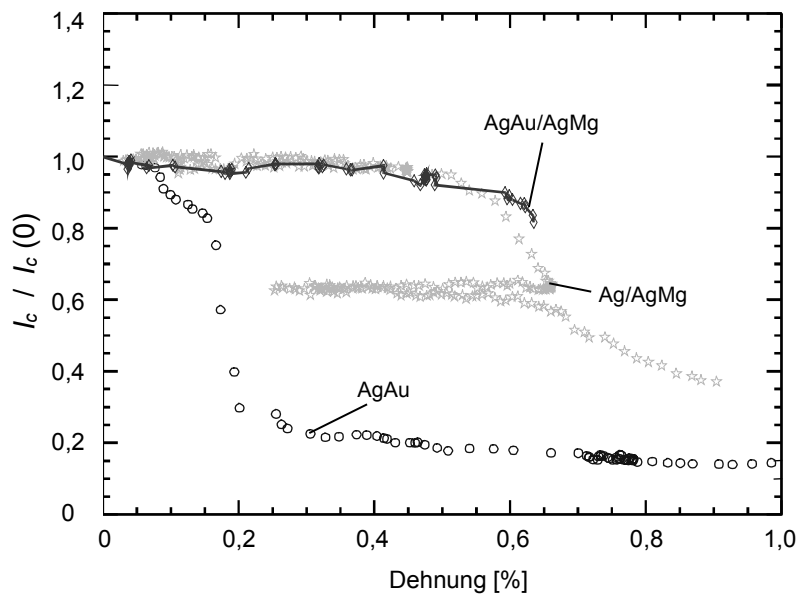
Ein vielversprechendes Einsatzgebiet supraleitender Bi-2223-Bänder ist der Bau von Stromzuführungen für heliumgekühlte Magnetsysteme. Der kleinere Querschnitt und der höhere thermische Widerstand einer HTSL-Stromzuführung verringern im Vergleich zu einem Kupferwärmetauscher den Wärmeeintrag in den Verbraucher und somit die gesamte elektrische Kälteleistung des Systems (s. Kapitel 3).

Wegen der thermischen Zyklen (z. B. RT - 77 K - RT), denen die Leiter unterworfen sind, entstehen mechanische Spannungen, die neben der Degradation des kritischen Stroms zum Bruch des Leiters führen können. In Abb. 2.5 ist ein verstärkter Bi-2223-Bandleiter für Stromzuführungen mit 37 supraleitenden Filamenten<sup>1</sup>, einer AgAu-Matrix und einer AgMg-Hülle dargestellt. Aufgrund des niedrigen elektrischen Widerstands besteht die Funktion der Matrix darin, den Strom im Störfall zu leiten und dadurch als Bypass zu funktionieren. Das Matrixmaterial Ag/Au anstelle reinem Ag führt zu einer drastischen Reduktion der Wärmeleitfähigkeit der Bandleiter. Das Hüllmaterial dient dazu, die Zugfestigkeit des Bandes zu erhöhen, wenn die der Matrix nicht ausreicht. Unter der Verwendung einer AgMg-Hülle steigt die Zugfestigkeit der Bi-2223-Ag-Bänder, die im Forschungszentrum Karlsruhe hergestellt worden sind, um einen Faktor 4÷5. Dabei beginnt die Degradation des kritischen Stroms bei 20 MPa mit einer Dehnung von 0,08% hinsichtlich der Bänder mit einer AgAu-Matrix bzw. bei 180÷200 MPa (Dehnung=0,4%) für die mit einer AgMg-Hülle verstärkten Bänder [14]. Abb. 2.6 zeigt die Degradationskurven des kritischen Stroms für drei im ITP hergestellte verschiedene Bi-2223-Leiter.



**Abb. 2.5** Bi-2223-AgMg/AgAu Querschnitt eines Bandleiters mit 37 Filamenten für Stromzuführung. Maß ( $4 \times 0,4$ ) mm<sup>2</sup>, 30% AgMg (Hülle), 45% AgAu (Matrix), 25% Supraleiter (ITP, Forschungszentrum Karlsruhe, Deutschland).

<sup>1</sup> Die geeignete Filamentanzahl eines BSCCO-Bandes ist: 7, 19, 37, 55, 85, 126, ...

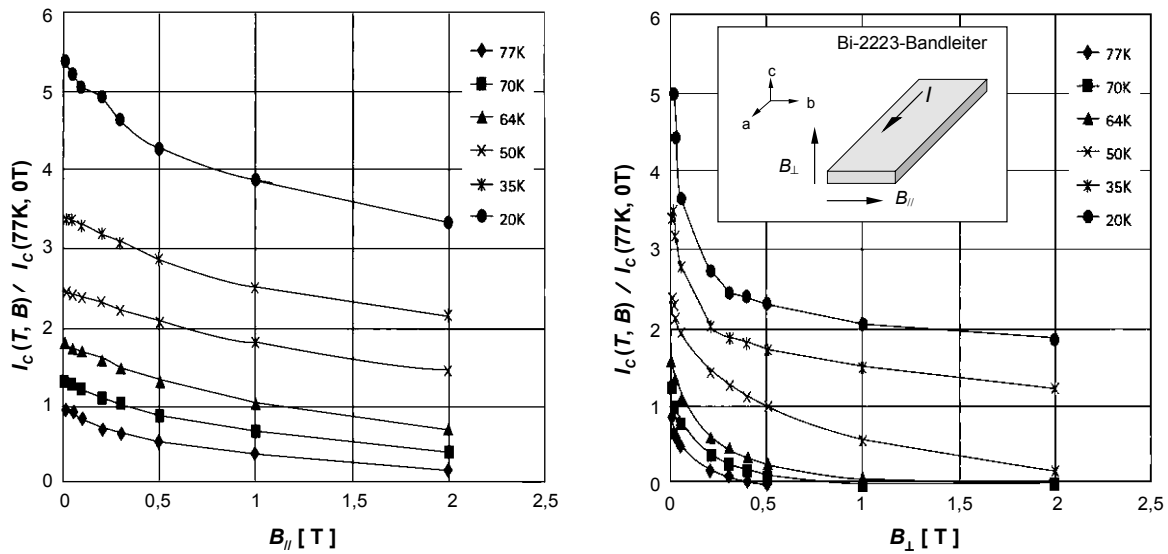


**Abb. 2.6** Abhängigkeit des kritischen Stromes bei 77 K von der Dehnung bei einer angelegten mechanischen Zugspannung für Bi-2223-AgAu-Bänder mit 7 Filamenten, Bi-2223-Ag/AgMg- und Bi-2223-AgAu/AgMg-Bänder mit 37 Filamenten [14]

Für die Bestimmung und folglich die Auslegung einer HTSL-Stromzuführung mit Bi-2223-Bändern sind die  $I_c$ - $B$ -Kennlinien der Bänder bei unterschiedlichen Temperaturen erforderlich, die die Abhängigkeit des kritischen Stroms von den zwei Komponenten der Magnetflussdichte  $B_{//}$  und  $B_{\perp}$  bezeichnen (Abb. 2.7) [15].

Man erkennt, dass der kritische Strom deutlich größer ist, wenn das Magnetfeld parallel zum Band (ab-Ebene) eindringt. Gegenwärtig ist eine maximale kritische Stromdichte  $J_c$  von 80 kA/cm<sup>2</sup> bei 77 K, Eigenfeld und gemäß dem Kriterium 1  $\mu$ V/cm, in Kurzproben (einige Zentimeter) messbar. Bei langen Bändern ist eine mittlere kritische Stromdichte  $J_c > 12$  kA/cm<sup>2</sup> erreichbar, die in zahlreichen Anwendungen den erforderlichen Mindestwert darstellt [16].





**Abb. 2.7** Kritischer Strom normiert auf den bei 77 K und Eigenfeld eines Bi-2223-Bandes in Abhängigkeit der Temperatur in Bezug auf  $B_{//}$  und  $B_{\perp}$  (ASC - American Superconductor Corporation, USA) [15]

Der in der Matrix enthaltene Silberanteil ist der Hauptfaktor, der die Senkung der Produktionskosten der Bänder verhindert [17]. Deshalb sinken die Kosten und der kritische Strom nimmt zu, wenn das Verhältnis zwischen der supraleitenden Fläche und der des gesamten Leiters, genannt Füllfaktor, erhöht wird. Für die im Handel erhältlich Bi-2223-Bänder, die bei 77 K und Eigenfeld angewendet werden, wird eine Senkung der Kosten auf 50 \$/kA·m in fünf Jahren angestrebt [16]. Aus diesem Grund sind die PIT-Bänder auch in ökonomischer Hinsicht interessant. Des weiteren ist die Erhöhung des kritischen Stroms wünschenswert, da sie eine Reduzierung der Bänderanzahl bedingt. Diese geringe Anzahl an Bandleitern verbessert z.B. die Biegsamkeit der Kabel und senkt die AC Verluste oder führt hinsichtlich der Stromzuführungen zu einer Verringerung der Wärmeverluste.

Tabelle 2.2 enthält die aktuellen Parameter eines Bi-2223-AgAu-Bandes [18].

**Tabelle 2.2** Parameter eines Bi-2223-AgAu-Bandes (ASC)

Dicke	0,20 mm ± 0,02
Breite	4,04 mm ± 0,2
Matrix	Ag/Au (5,3 Gewichtsprozent Au)
Filamente	55
Füllfaktor	42÷43%
$J_e$	> 12,4 kA/cm <sup>2</sup> (77 K, Eigenfeld, 1 μV/cm)

# Kapitel 3

## Entwicklung einer 60 kA HTSL-Stromzuführung

Eine der vielversprechendsten Anwendungen der Hochtemperatursupraleiter ist deren Einsatz in Stromdurchführungen zur Versorgung von supraleitenden Verbrauchern. Ihr Vermögen, einen elektrischen Strom in niedrigen Magnetfeldern bis über 77 K ohne Joulesche Verluste zu tragen, sowie ihre geringe Wärmeleitfähigkeit erlaubt eine substantielle Reduzierung der Kälteleistung.

In diesem Abschnitt werden zuerst einige Anmerkungen über die Kühlverfahren der Stromzuführungen und die Eigenschaften der Materialien für ihre Konstruktion geliefert. Anschließend wird ein Überblick über die Funktionsprinzipien der konventionellen oder „metallischen“ Stromzuführungen und der HTSL-Stromzuführungen (HTSL-SZF) gegeben. Schließlich wird das Entwicklungsprogramm einer 60 kA HTSL-Stromzuführung für die Toroidalfeldspulen von ITER-EDA diskutiert.

### 3.1 Grundlagen

Das Stromnetz sowie die Leistungselektronik für die Stromversorgung der bei tieferer Temperatur betriebenen supraleitenden Magnete und Betriebsmittel der Energietechnik liegen bei Raumtemperatur. Das spezielle Bauelement, das den elektrischen Strom von Raum- zu Tieftemperatur führt, ist die Stromzuführung.

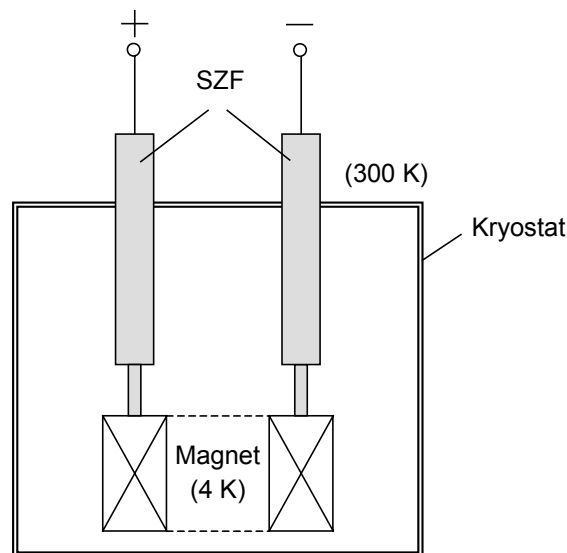
Der erforderliche Strom, den die SZF tragen müssen, ist unterschiedlich und hängt von der Größe des Verbrauchers ab. Die unterschiedlichen Magnetsysteme des Large Hadron Collider (LHC)-Beschleunigers in Genf werden mit Strömen von 60 A bis 13 kA versorgt, während ein Nennstrom von 60 kA für die Speisung der Toroidalfeldspulen des Fusionsmagnetsystems ITER vorgesehen ist (s. Abschnitt 1.2) [19].

Betriebsspannungen von einigen 10 V reichen üblicherweise für die Ladung der Magnete mit Gleichstrom aus, während Anwendungen mit Wechselstrom höhere Spannungen (einige 100 V bis zu etlichen 10 Kilovolt) und Ströme im Bereich von

Kiloampere erfordern. Dies ist der Fall bei supraleitenden Strombegrenzern, Transformatoren, Motoren und Generatoren, die bei 50/60 Hz betrieben werden [20].

Für die Magnetsysteme, die in den meisten Fällen bei Flüssigheliumtemperatur in Betrieb sind, stellen die Stromzuführungen die Hauptquelle für die äußere Wärmeinleitung dar (Abb. 3.1). Infolgedessen benötigen die SZF den Großteil der Kälteleistung und bestimmen die Betriebskosten des Systems. Daher müssen sie so ausgelegt werden, dass ihr Wärmeeintrag minimiert wird.

Vor der Entdeckung der HTSL bestanden die SZF nur aus Metall (Kupfer, Messing, Edelstahl). Nach der Entdeckung dieser neuen supraleitenden Materialien mit hoher kritischer Temperatur begann ihr Einsatz in HTSL-Stromzuführungen: ihr Vermögen, hohen elektrischen Strom zu tragen verbunden mit ihrer niedrigen thermischen Leitfähigkeit, lässt eine substantielle Reduzierung der Wärmeinleitung der Stromzuführung und folglich der Kälteleistung erwarten.



**Abb. 3.1** Schema der Versorgung eines Magnets. Die Stromzuführungen werden zwischen 300 K und 4 K in betrieben.

### 3.2 Wirkungsgrade von kryogenen Kälteanlagen

Die elektrische Leistung der Kälteanlage ( $P_e$ ) hängt von dem realen Wirkungsgrad der Maschine  $\eta_{eff}$  und von dem idealen Carnot-Leistungskoeffizienten  $\eta_c$

$$\eta_c = \frac{T_K}{T_W - T_K} \quad (3.1)$$

des thermodynamischen Kreisprozesses ab. Setzt man  $T_W = 300$  K, so folgt für  $T_K = 77$  K  $\eta_c = 34,5\%$  und für  $T_K = 4,2$  K  $\eta_c = 1,42\%$ . Dies bedeutet, dass bei Kühlung mit flüssigem

Stickstoff pro Watt abgeführter Wärmeleistung eine elektrische Leistung von ca. 3 Watt aufzuwenden ist. Mit Helium nimmt die elektrische Leistung auf ca. 70 Watt zu.

Während  $\eta_c$  nur von den Temperaturen abhängt, steigt  $\eta_{eff}$  und somit der prozentuelle Leistungskoeffizient

$$e = \frac{\eta_{eff}}{\eta_c} \quad (3.2)$$

mit der Leistungsgröße der Kältemaschine ( $e = 5 \div 30\%$ ) [21]. Wenn  $P_K$  die Kälteleistung bei der tiefen Temperatur ist, gilt

$$\eta_{eff} = \frac{P_K}{P_e} = e \cdot \eta_c \quad (3.3)$$

Tabelle 3.1 enthält einige Eigenschaften des Heliums und des Stickstoffs bei 1 atm.  $C_L$  ist die Verdampfungswärme,  $c_p$  die spezifische Wärme bei konstantem Druck und  $Q_{S-R}$  die notwendige Wärme, um das Gas vom Siedepunkt bis Raumtemperatur anzuwärmen. Ein Watt Wärmeleistung verdampft 48 mg/s Helium ( $\dot{Q}_K = C_L \cdot \dot{m}_{He}$ , wobei  $\dot{Q}_K$  die Wärmeinleitung am kalten Ende ist) und man benötigt weitere 74 W, um diese Masse bis auf Raumtemperatur zu erwärmen, während für den Stickstoff 1 W Wärmeleistung 5 mg/s LN2 verdampft und man nur weitere 1,2 W benötigt, um diese Masse bis auf Raumtemperatur zu erwärmen. Deutlich ist dann bezüglich der elektrischen Leistung der Kälteanlage der Nutzen zu erkennen, den man aus der Verwendung von Stickstoff ziehen kann. Tabelle 3.2 enthält die für zwei verschiedene Kühlverfahren notwendigen elektrischen Leistungen, um die Wärmeleistungen abzuführen.

**Tabelle 3.1** Einige Eigenschaften des Heliums und des Stickstoffs

	He	N <sub>2</sub>
Siedepunkt (K)	4,22	77,35
$C_L$ [kJ Kg <sup>-1</sup> ]	20,93	200
$c_p$ [kJ Kg <sup>-1</sup> K <sup>-1</sup> ]	5,18*	1,045**
$Q_{S-R}$ [kJ Kg <sup>-1</sup> ]	1530	233
Dichte der Flüssigkeit [kg l <sup>-1</sup> ]	0,125	0,8

\* Konstanter Wert bei  $T \geq 40$  K

\*\* Mittelwert zwischen 77 K und 300 K

**Tabelle 3.2** Verhältnis  $P_e/P_K$  für zwei verschiedene Kühlverfahren

Kühlverfahren	$P_e/P_K$	
	He (4,2 K)	N <sub>2</sub> (77 K)
Verflüssigung von kaltem Gas	250÷700	10÷15
Verflüssigung von 300 K-Gas	1300÷3100	13÷20

### 3.3 Konventionelle Stromzuführung

Eine konventionelle Stromzuführung besteht aus einem Wärmetauscher mit einem stromtragenden Leiter. Der größte Teil der derzeitigen SZF, die zwischen Raumtemperatur und üblicherweise Heliumtemperatur (4,2 K) betrieben werden, ist vor allem aus Kupfer oder Messing gefertigt. Ihre Wärmeverluste bei tiefer Temperatur sind von der Wärmeleitung des Leiters, den Jouleschen Verlusten und dem Kühlverfahren bestimmt. Deshalb besteht das Ziel darin, die Wärmeleitfähigkeit und zugleich den elektrischen Widerstand des Leiters zu reduzieren. Jedoch folgt aus dem Wiedemann-Franzschens Gesetz

$$k(T) \cdot \rho(T) = L_0 \cdot T \quad (3.4)$$

mit der Lorenzzahl  $L_0 = 2,45 \cdot 10^{-8} \text{ W } \Omega \text{ K}^{-2}$ , dass die Wärmeleitfähigkeit  $k$  und der spezifische Widerstand  $\rho$  umgekehrt proportional sind [22]. Das bedeutet, dass ein guter elektrischer Leiter ebenso ein guter thermischer Leiter ist. Bezüglich des Kupfers gilt dieses Gesetz nicht im Bereich zwischen 4 K und 40 K, in dem sich die Parametrisierung von  $k$

$$\frac{1}{k(T)} = \frac{\rho_0}{L_0 T} + a \cdot T^2 \quad (3.5)$$

besser anpasst, wobei  $\rho_0$  der spezifische Widerstand bei 0 K und  $a = 3,35 \cdot 10^{-7} \text{ m W}^{-2} \text{ K}^{-2}$  ist [23]. Daraus folgt in diesem Bereich im Vergleich zu der Gl. (3.4) eine Reduktion der Wärmeleitfähigkeit.

#### 3.3.1 Optimierung einer badgekühlten Stromzuführung

Eine analytische Berechnung für die Optimierung einer badgekühlten oder selbstgekühlten SZF mit Strom  $I$  ist in der Literatur anzutreffen [7][24][25]. Das Helium (Abb. 3.2) verdampft aufgrund der Wärmeinleitung der SZF in das Bad (Temperatur  $T_K = 4,2 \text{ K}$ ) und strömt mit Massenstrom  $\dot{m}_{\text{He}}$  bis zur Raumtemperatur  $T_W = 300 \text{ K}$ , indem es die SZF kühlt. Auf diese Weise wird nicht nur die Verdampfungswärme des Heliums, sondern auch seine Wärmekapazität bis Raumtemperatur ausgenutzt. Im stationären Zustand gilt für ein Element mit einer Länge  $\Delta x$  die thermische Bilanz zwischen dem Wärmezuffluss und -abfluss

$$\dot{Q}_{x+\Delta x} + \Delta \dot{Q}_J = \dot{Q}_x + \Delta \dot{Q}_a \quad (3.6)$$

wobei  $\dot{Q}_{x+\Delta x}$  und  $\dot{Q}_x$  die Wärmeleitungen an der Koordinate  $x+\Delta x$  bzw.  $x$ ,  $\Delta \dot{Q}_J$  die Jouleschen Verluste und  $\Delta \dot{Q}_a$  die von dem Kühlmittel abgeführte Wärmeleistung des Elementes bedeuten.

Die Gl. (3.6) lautet in differenzieller Form

$$\frac{d}{dx} \left[ k(T) \cdot A \cdot \frac{dT}{dx} \right] - f \cdot \dot{m}_{\text{He}} \cdot c_{p_{\text{He}}} \cdot \frac{dT}{dx} + \frac{\rho(T) \cdot I^2}{A} = 0 \quad (3.7)$$

und gilt für eine gasgekühlte Stromzuführung.  $A$  ist der Querschnitt des Leiters,  $f$  die Kühleffektivität ( $0 \leq f \leq 1$ ),  $c_{p_{\text{He}}}$  die spezifische Wärme des Heliums und  $\rho$  der spezifische Widerstand.

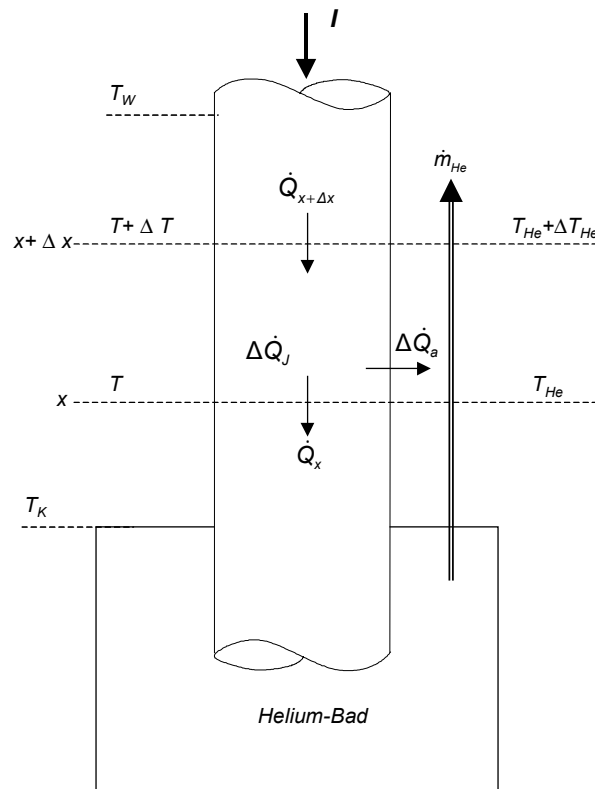


Abb. 3.2 Bilanz der Wärmeleistungen einer gasgekühlten Stromzuführung

Setzt man die Gl. (3.4) für den gesamten Temperaturbereich in der Gl. (3.7) an, so erhält man für badgekühlte Stromzuführungen mit  $\dot{Q}_K = C_L \cdot \dot{m}_{\text{He}}$  und  $f=1$  eine optimale spezifische Wärmeeinleitung in das Helium-Bad von 1,04 W/kA, der ein Wärmeeinfluss bei Raumtemperatur gleich Null entspricht. Die Unabhängigkeit dieses optimalen Wertes von dem verwendeten Material ergibt sich als Konsequenz der Anwendung des Wiedemann-Franz'schen Gesetzes. Jedoch gilt dieses Gesetz nicht für alle Materialien und daher ist eine numerische Untersuchung geeigneter. Die Berechnung von  $k$  ist für hochleitfähiges Kupfer (OFHC-Kupfer) einfach, während es sich hinsichtlich des phosphorisierten Kupfers (SF-Kupfer) empfiehlt, zu den experimentellen Daten zu greifen.

In einer numerischen Berechnung wird die generelle Gleichung der Energiebilanz

$$\frac{d}{dx} \left[ k(T) \cdot \frac{dT}{dx} \right] - \frac{h(T) \cdot P \cdot (T - T_{He})}{A} + \rho(T) \cdot J^2 = c_p(T) \cdot \gamma \cdot \frac{dT}{dt} \quad (3.8)$$

verwendet, wobei  $h(T)$  den Wärmeübergangskoeffizienten,  $P(T)$  den mit Kühlmittel benetzten Umfang,  $J$  die Stromdichte,  $c_p$  die Wärmekapazität bei konstantem Druck und  $\gamma$  die Dichte des Materials bedeuten [26]. Der rechte Term entspricht der Energie, die während einer thermischen Transiente gespeichert wird. In stationärem Betrieb ist der rechte Term Null und es folgt

$$\frac{d}{dx} \left[ k(T) \cdot \frac{dT}{dx} \right] - \frac{h(T) \cdot P \cdot (T - T_{He})}{A} + \rho(T) \cdot J^2 = 0 \quad (3.9)$$

wobei  $[h(T) \cdot (T - T_{He}) \cdot P \cdot dx] = [f \cdot \dot{m}_{He} \cdot c_{p_{He}} \cdot dT]$  der Gl. (3.7) ist.

Aus Erfahrung beträgt die optimale Wärmeeinleitung in das kalte Ende pro Kiloampere

$$\left( \frac{\dot{Q}_K}{I} \right)_{opt} \approx 1,1 \quad [\text{W/kA}] \quad (3.10)$$

Dies stellt den Wert einer metallischen SZF dar, mit dem die Wärmeverluste einer HTSL-SZF verglichen werden sollen.

Wenn kein Strom in der optimierten SZF fließt, betragen die Verluste [27]

$$\dot{Q}_{K0} \approx 0,5 \cdot \left( \frac{\dot{Q}_K}{I} \right)_{opt} \cdot I_{opt} \quad [\text{W}] \quad (3.11)$$

wobei  $I_{opt}$  der Strom ist, für den die SZF optimiert wird. Für die SZF mit einem auf ihrer gesamten Länge konstanten Querschnitt  $A$  und bei dem Strom  $I_{opt}$ , wird die optimale Länge  $L$  durch den Formfaktor (*shape factor*)

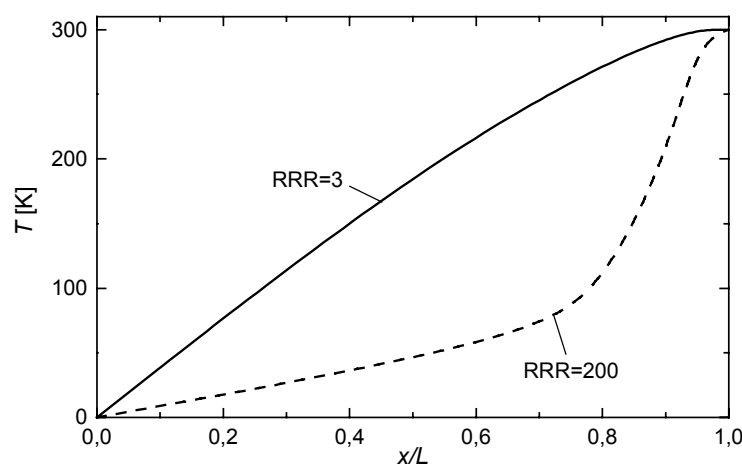
$$\frac{L \cdot I_{opt}}{A} = \text{Konstant} = f(\text{RRR}) \quad (3.12)$$

bestimmt. Das Verhältnis von Gl. (3.12) ist eine Konstante des verwendeten Materials, d.h. es hängt nur von dem „residual resistivity ratio“ (RRR) ab. Dieses bezeichnet die Reinheit des Metalls und ist so definiert:

$$\text{RRR} = \frac{\rho(273 \text{ K})}{\rho(4 \text{ K})} \quad (3.13)$$

Der Formfaktor beträgt  $2,6 \cdot 10^7$  A/m für OFHC-Kupfer mit  $\text{RRR}=200$  und  $3,5 \cdot 10^6$  A/m für SF-Kupfer mit  $\text{RRR}=3$ . Das bedeutet, dass eine SF-Kupfer-SZF im Vergleich zu einer OFHC-Kupfer-SZF bei gleichem Strom eine kürzere Länge oder einen größeren Querschnitt hat. In Abb. 3.3 ist die Temperaturverteilung für zwei optimierte SZF aus unterschiedlichen Materialien gezeigt. Tabelle 3.3 dagegen enthält die Messergebnisse

einer 19 kA badgekühlten SZF, die für die LHC-Beschleuniger in Genf ausgelegt worden ist [20]. Die spezifische Wärmeinleitung entspricht 1,2 W/kA und weicht nur leicht von dem optimalen Wert ab. Um einen Eisansatz bei Raumtemperatur während des Betriebs ohne Strom zu vermeiden, wird durch den Wärmetauscher der He-Massenstrom verringert. Aus diesem Grund ergeben sich ohne Strom größere Wärmeverluste im Vergleich zu dem optimalen Wert der Gl. (3.11).



**Abb. 3.3** Temperaturprofile einer optimierten Stromzuführung für zwei unterschiedliche Kupferqualitäten

**Tabelle 3.3** Messergebnisse einer 19 kA selbstgasgekühlten SZF für den LHC-Beschleuniger in Genf.  $L_{SZF}$  bezeichnet die gesamte Länge der SZF,  $L_{OFHC}$  nur die des OFHC-Teils.  $\dot{Q}_K$  entspricht die Wärmeinleitung in Betrieb und  $\dot{Q}_{K0}$  die mit Nullstrom.

$I$ [kA]	$L_{SZF}$ [m]	$L_{OFHC}$ [m]	$A$ [m <sup>2</sup> ]	$LI / A$ [A m <sup>-1</sup> ]	$\dot{Q}_K$ [W]	$\dot{Q}_{K0}$ [W]
19	1,71	1,04	475	$4,16 \cdot 10^7$	23	25

Für einen Strom  $I > I_{opt}$  (Abb. 3.4), tritt eine Überhitzung in der SZF auf, die die SZF beschädigt, wenn zum Beispiel der Schmelzpunkt des Lotes erreicht wird.

Abb. 3.5 zeigt die maximale Temperatur in der SZF als Funktion des Überstroms für feste Temperaturen an beiden Enden. Stromzuführungen aus OFHC-Kupfer sind empfindlicher gegenüber der Variation des Stromes als die aus SF-Kupfer und daher thermisch instabiler. Dies ist der Grund dafür, dass eine SZF mit kleinem RRR vorzuziehen ist.



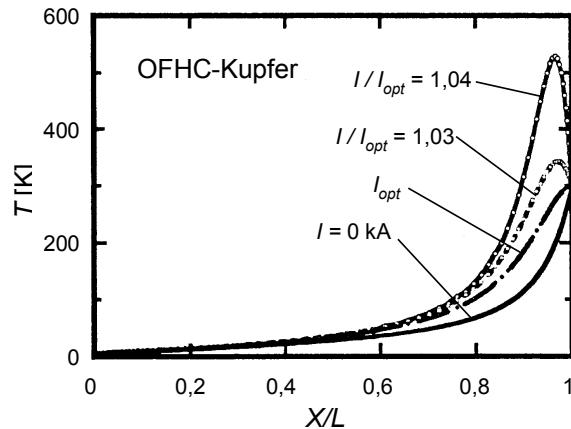


Abb. 3.4 Temperaturprofile in einer optimierten Stromzuführung (RRR=100)

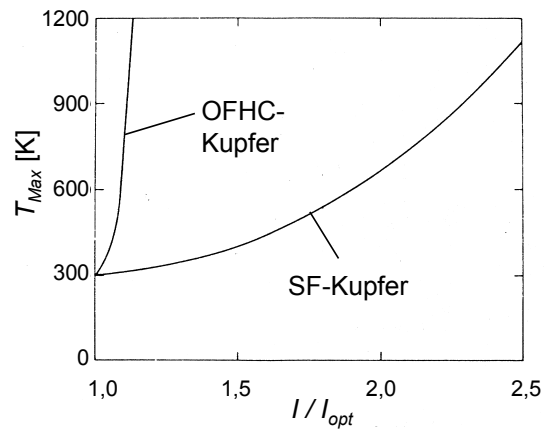


Abb. 3.5 Maximale Temperatur als Funktion des Überstroms für OFHC- und SF-Kupfer-SZF

Die Rückkühlungsleistung pro g/s, d.h. die Leistung, um 1 g/s Heliummassenstrom abzukühlen und zu verflüssigen, ist

$$P_r = T_0(S_1 - S_2) - (h_1 - h_2) \quad [\text{Ws/g}] \quad (3.14)$$

wobei  $T_0=300$  K und dazu  $S_1$ ,  $S_2$  und  $h_1$ ,  $h_2$  die Entropie bzw. die Enthalpie bei der Raumtemperatur  $T_1=300$  K bzw. der Temperatur  $T_2=4,2$  K und bei einem bestimmten Druck sind. Der optimalen spezifischen Wärmeeinleitung von  $1,1$  W/kA entspricht bei badgekühlten Stromzuführungen ein spezifischer Massenstrom  $\dot{m}_{\text{He}} / I = 52,5 \cdot 10^{-3}$  g/skA. Daraus ergibt sich eine elektrische Leistung pro Kiloampere bei einem prozentuellen Leistungskoeffizienten  $e=30\%$  (s. Gl. (3.2)) und bei 1 bar Druck

$$\frac{P_e}{I} = \frac{\dot{m}_{\text{He}} \cdot P_r}{e \cdot I} = \frac{52,5 \cdot 10^{-3} \cdot 6854}{0,3 \cdot 1} = 1200 \quad [\text{W/kA}] \quad (3.15)$$

Eine Abschätzung der elektrischen Leistung kann auch folgendermaßen durchgeführt werden. Mit einem Verhältnis  $P_e / P_K$  gleich 1300 (s. Tabelle 3.2) beträgt die elektrische Leistung einer optimierten SZF

$$\frac{P_e}{I} = \frac{P_e}{P_K} \cdot \left( \frac{\dot{Q}_K}{I} \right)_{\text{opt}} = 1300 \cdot 1,1 = 1430 \quad [\text{W/kA}] \quad (3.16)$$

Die mit den zwei Verfahren erhaltenen Werte haben die gleiche Größenordnung.

Zusammenfassend lässt sich sagen:

- Für eine metallische SZF stehen gemäß dem Kriterium von Gl. (3.12) die Länge, der Querschnitt und der Nominalstrom in einer festen Verhältnis.
- Die wichtigsten generellen Anforderungen an die Auslegung einer SZF sind:
  - Kleine Wärmeverluste am kalten Ende und folglich niedrige elektrische Leistung der Kälteanlage;
  - Thermische Stabilität, keine Überhitzung.

### 3.3.2 Zwangsgekühlte Stromzuführung

Hier entspricht der Massenstrom nicht der verdampften Masse  $\dot{m}_{He} = \dot{Q}_K / C_L$ , sondern wird angemessen ausgewählt. Außerdem kann der Massenstrom mit festgesetztem Druck und Temperatur entlang des Wärmetauschers forciert werden.

Die Optimierung solcher SZF wird durch numerische Lösung der Gl. (3.9) mit einem Berechnungsprogramm durchgeführt. Dabei können der spezifische Widerstand und die Wärmeleitfähigkeit ohne Verwendung des Wiedemann-Franz'schen Gesetzes, sowie der Druck, die Temperatur des Kühlmittels und die exakte Wärmetauschergeometrie betrachtet werden [29]. Darüber hinaus erlaubt der Einsatz der Gl. (3.8) in das rechnerische Programm auch die Untersuchung der thermischen Transienten.

### 3.3.3 Leitungsgekühlte Stromzuführung

Diese SZF wird von dem kalten Ende leitungsgekühlt und entlang ihrer Länge erfolgt kein Wärmeaustausch mit dem Kühlmittel. Ihre minimale spezifische Wärmeeinleitung in das kalte Ende, berechnet gemäß Gl. (3.7) und mit  $f=0$ , beträgt [24][28]:

$$\frac{\dot{Q}_K}{I} = \sqrt{2 \int_{T_K}^{T_W} \rho(T) \cdot k(T) \cdot dT} \quad [\text{W/A}] \quad (3.17)$$

Wenn Gl. (3.4) angewendet wird, folgt

$$\frac{\dot{Q}_K}{I} = \sqrt{L_0 (T_W^2 - T_K^2)} \quad [\text{W/A}] \quad (3.18)$$

Für  $T_W = 300 \text{ K}$  und  $T_K = 4,2 \text{ K}$ , ergeben sich aus Gl. (3.18) 47 W/kA. Diese Wärmeverluste sind 43fach größer als die berechneten für eine optimierte gasgekühlte SZF.

Die entsprechende elektrische Leistung pro Kiloampere bei  $P_e/P_K = 250$  (s. Tabelle 3.2) beträgt

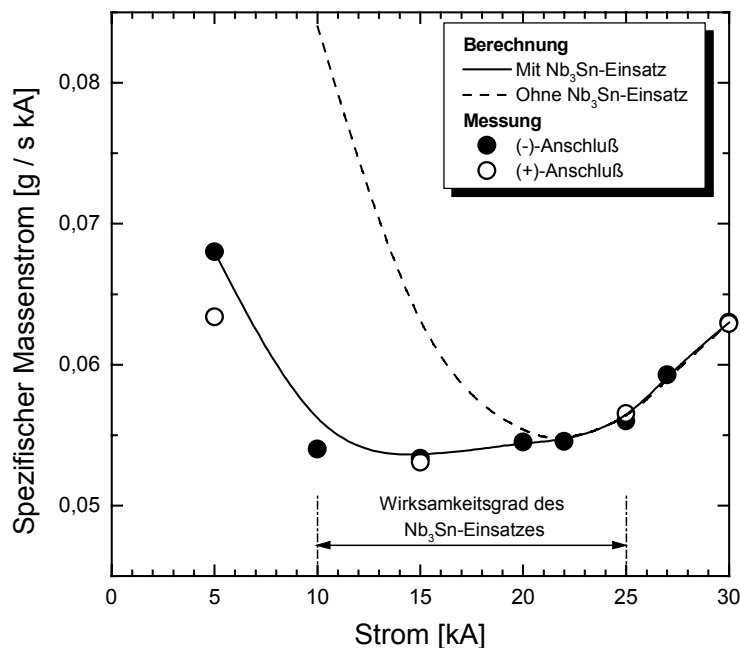
$$\frac{P_e}{I} = \frac{P_e}{P_K} \cdot \frac{\dot{Q}_K}{I} = 250 \cdot \frac{47}{1} = 11750 \quad [\text{W/kA}] \quad (3.19)$$

Der wirtschaftliche Vorteil, der aus der Anwendung einer gasgekühlten SZF resultiert, ist deutlich (s. (3.16)).

## 3.4 NTSL-Stromzuführung

Aus Abb. 3.3 geht hervor, dass eine Kupfer-SZF am kalten Ende eine niedrigere Temperatur als die kritische Temperatur von Niedertemperatursupraleitern wie NbTi oder Nb<sub>3</sub>Sn hat (s. Kapitel 2). Damit wird die Verwendung dieser Supraleiter im Niedertemperaturteil ermöglicht. Am Forschungszentrum Karlsruhe sind zwangsgekühlte Stromzuführungen für Ströme bis 30 kA und Spannungen bis 23 kV für die POLO-Spule

(Poloidalmodellspule für TORE SUPRA, s. Kapitel 4) gebaut worden. Ihre Optimierung wurde mit dem Programm *Curlead* durchgeführt [29]. Der Nb<sub>3</sub>Sn-Teil ist über 2/3 der gesamten Länge in einem SF-Kupferleiter eingesetzt [30]. Der Kupferleiter ist von einem Wärmetauscher umgeben. Dieser besteht aus perforierten Kupferscheiben, durch die das Helium strömt. Für eine konventionelle SZF ist die Optimierung nur für einen bestimmten Betriebsstrom möglich. Im Gegensatz dazu ermöglicht die Verwendung der Supraleiter über eine große Länge innerhalb des Wärmetauschers die Optimierung der SZF für einen Strombereich. Der nominale Heliummassenstrom beträgt 0,053-0,063 g/s für Ströme zwischen 15 und 30 kA, und ohne Strom 16% des Nennwertes. Schon ab 10 kA wird der Effekt des Nb<sub>3</sub>Sn-Einsatzes deutlich (Abb. 3.6).



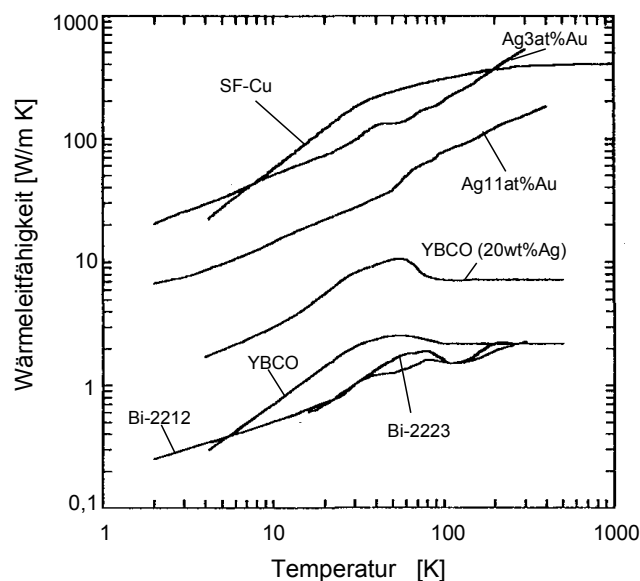
**Abb. 3.6** Berechneter He-Massenstrom normiert auf den Leiterstrom (spezifischer Massenstrom  $\dot{m}_{He} / I$ ) als Funktion des Stromes für SZF mit und ohne Nb<sub>3</sub>Sn-Einsatz [31]

## 3.5 HTSL-Stromzuführung

### 3.5.1 Einleitung

Die Abwesenheit des elektrischen Widerstands unterhalb einer kritischen Temperatur und die niedrige Wärmeleitfähigkeit der Hochtemperatursupraleiter sowie ihre Fähigkeit, hohe Ströme mit geringer Querschnittsfläche zu leiten, machen diese Materialien im Vergleich zu denen, die in den konventionellen Stromzuführungen verwendet werden,

vorteilhafter. Abb. 3.7 vergleicht die Wärmeleitfähigkeit des SF-Kupfers mit der der unterschiedlichen HTSL-Materialien und der der Legierungen für das Matrixmaterial [32].



**Abb. 3.7** Wärmeleitfähigkeit von unterschiedlichen HTSL-Materialien, AgAu-Legierungen (at%=Atomprozent, wt%=Gewichtprozent) und des SF-Kupfers gegen die Temperatur

Die Haupteigenschaften der supraleitenden Materialien, die eine Anwendung in den Stromzuführungen finden, sind im folgenden aufgelistet:

#### 1.) Massive Supraleiter

- YBCO (melt textured grown: MTG [33])
  - Spröde
  - Üblicherweise stabförmig (rechteckig, rund)
  - Merklicher kritischer Strom auch bei hohem Magnetfeld ( $\sim 1$  T bei 77 K)
  - Schwierige Kontakte. Das SL-Material kann durch Bedampfen (sputtering process) mit Ag umhüllt werden.
  - Niedrige Wärmeleitfähigkeit
  - Thermische Instabilität im Störfall
  - Ohne *shunt* problematisches Verhalten im Quenchfall
- Bi-2212 (melt cast processed: MCP)
  - Spröde
  - Üblicherweise stab- oder rohrförmig
  - Typische Längen von 200 bis 500 mm und Durchmesser bis 70 mm
  - Ströme von 200 A bis einige Kiloampere bei 77 K
  - Niedrige Wärmeleitfähigkeit
  - Thermische Instabilität im Störfall
  - Ohne *shunt* problematisches Verhalten im Quenchfall

- Das SL-Material kann während des melt-casting Prozesses mit Ag-Kontakten umhüllt werden. Es ist auch möglich, die Oberfläche mit Au oder Ag durch einen Sputtering-Prozess zu umhüllen [34]

## 2.) Bandsupraleiter

- Bi-2223 (PIT-Technik)
  - Typisches Maß ( $4 \times 0,25$ ) mm<sup>2</sup>
  - Herstellung in technischen Längen
  - Verbesserung der Wärmekapazität durch eine Matrix
  - Matrix aus AgAu-Legierung (der Goldzusatz verringert die Wärmeübertragung vom warmen zum kalten Ende)
  - Funktion der Matrix als Bypass im Quenchfall
  - Thermische Stabilität im Quenchfall
  - Zug- und Druckempfindlichkeit
  - Mögliche Anordnung in Stapeln
  - Niedrige Kontaktwiderstände

Der Nutzen, der aus der Verwendung einer der drei Materialien gezogen werden kann, hängt von den Randbedingungen der SZF ab. Dennoch stellt die thermische Stabilität der Bi-2223-AgAu-Bandleiter im Quenchfall einen großen Vorteil dar.

### 3.5.2 Kühlverfahren und Wärmeverluste der HTSL-SZF

Die Kühlverfahren der HTSL-SZF sind unterschiedlich und hängen von der kritischen Temperatur des zu speisenden Verbrauchers ab. In Abb. 3.8 sind die wichtigsten möglichen Kühlverfahren einer HTSL-Stromzuführung für die Speisung eines 4 K-Verbrauchers schematisiert.

Die SZF besteht aus drei Teilen: dem Ohmschen Teil (Kupfer), dem HTSL-Teil und dem NTSL-Verbinder, der den Anschluss zum Magneten ermöglicht. Die SZF kann mit einem oder zwei stabilen Temperaturniveaus betrieben werden. Eine Temperatur ist die des flüssigen Heliums ( $\approx 4$  K) und die andere eine Zwischentemperatur (Zwischenniveau), üblicherweise im Bereich von 20÷80 K. Die Verwendung einer Zwischentemperatur ist vorteilhaft, weil die Wärme dort abgeführt wird, wo der Carnot-Wirkungsgrad höher ist. Daraus folgt eine Reduzierung der elektrischen Kühlleistung.

Im Schema A von Abb. 3.8 wird die gesamte SZF von dem Verbraucher leitungsgekühlt. Diese Lösung kann unvorteilhaft sein, da die Zwischentemperatur unbeständig ist und sich mit dem Transportstrom verändert. Im Schema B besteht der Ohmsche Teil aus einem mit Hochdruck-Heliumgas gekühlten Wärmetauscher, während der HTSL-Teil leitungsgekühlt ist. In den Schemata C und D wird auch der HTSL-Teil mit Heliumgas aktiv gekühlt. Im Schema E wird die Wärme vom flüssigen Stickstoff bei der Zwischentemperatur 77 K abgeführt, während im letzten Fall der Stickstoff durch den Wärmetauscher bis Raumtemperatur strömt. Die Kühlung mit Stickstoff oder Helium führt im Vergleich zu

einer konventionellen SZF zu ähnlichen Rückgängen der Kühlleistung. Demnach hängt die Wahl, ob Stickstoff oder Helium verwendet werden soll, nicht so sehr von der Kühlleistung, als vielmehr von der Art der Kälteanlage ab.

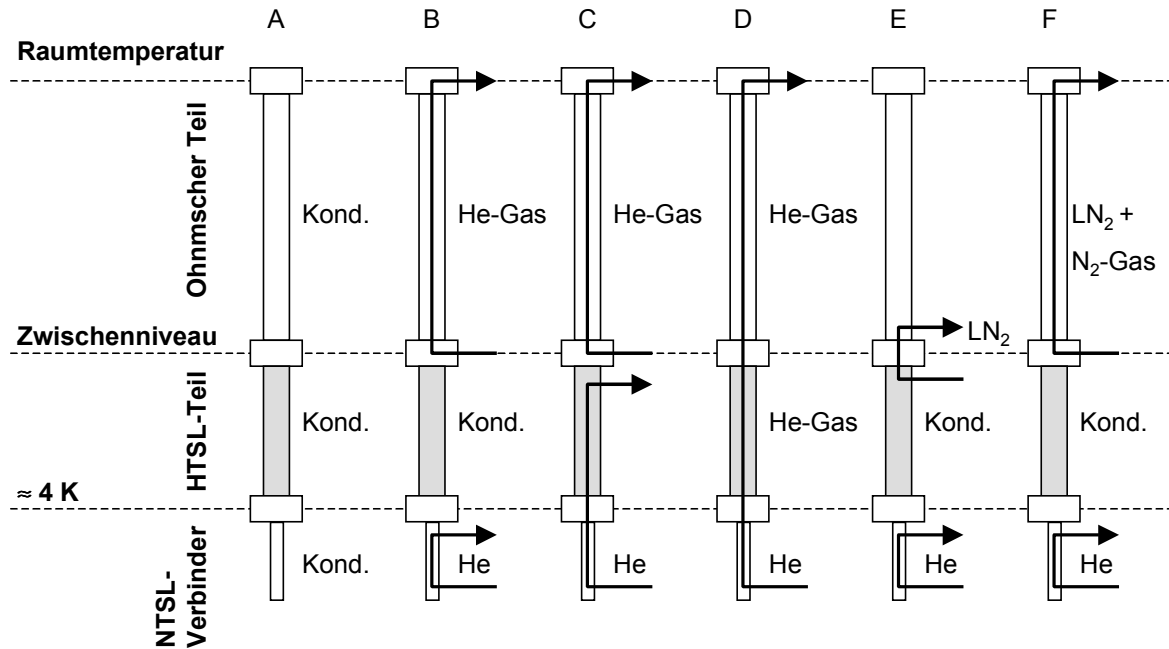


Abb. 3.8 Schematisierung von verschiedenen Kühlverfahren einer HTSL-SZF (Kond.=Konduktion)

Der Wärmeverlust bei 4 K ergibt sich nicht nur aus der Wärmeleitung, sondern auch durch die Kontaktwiderstände, insbesondere von denen im Zwischenniveau. Die durch Leitung verursachten spezifischen Wärmeverluste im supraleitenden Zustand des HTSL-Teils können mit der Gleichung

$$\frac{\dot{Q}_K}{I} = \frac{A}{lL} \int_{T_1}^{T_2} k(T) dT \quad [\text{W/A}] \quad (3.20)$$

und anhand der Kurven von Abb. 3.7 bestimmt werden.  $L$  und  $A$  sind die Länge bzw. der Querschnitt des HTSL-Teils,  $T_1$  die Temperatur am kalten Ende und  $T_2$  die Zwischentemperatur.

Im normalleitenden Zustand müssen auch die Jouleschen Verluste im Supraleiter gemäß

$$\frac{\dot{Q}_K}{I} = \int_0^L E(T, B, J) dx \quad [\text{W/A}] \quad (3.21)$$

berücksichtigt werden.  $E$  bezeichnet die elektrische Feldstärke,  $B$  die Magnetflussdichte,  $T$  die Temperatur und  $J$  die Stromdichte. Dabei wird die numerische Berechnung des thermischen Verhaltens sowohl im stationären Betrieb als auch im Übergangszustand mittels Gl. (3.8) und Substitution des Terms  $\rho \cdot J^2$  durch  $J \cdot E(T, B, J)$  durchgeführt.

### 3.5.3 Wesentliche Auslegungsspezifikationen

Die HTSL-Stromzuführung soll so ausgelegt werden, dass folgende Forderungen erfüllt werden:

- Die Abhängigkeit des kritischen Stroms von der Magnetflussdichte und der Temperatur muss betrachtet werden, damit sich die SZF immer im supraleitenden Zustand befindet. Auch die Hintergrundmagnetflussdichte muss dabei berücksichtigt werden.
- Elektrische Isolation, insbesondere wichtig in der Energietechnik und für die großen Magnetsysteme.
- Kleiner Kontaktwiderstand am warmen Ende entsprechend dem Zwischenniveau und am kalten Ende.
- Mechanische Festigkeit auch nach vielen thermischen und elektrischen Zyklen.
- Thermische Stabilität bei Betriebsstörung: Quenchfall und Massenstromverlust des Kühlmittels.
- Strahlungsbeständigkeit (das gilt für Beschleunigermagnete).

## 3.6 Entwicklungsprogramm für eine 60 kA HTSL-SZF für die ITER TF-Spulen

Im Rahmen des europäischen Fusionsprogramms sind das Forschungszentrum Karlsruhe und das Centre de Recherches en Physique des Plasmas de l' École Polytechnique Fédérale de Lausanne (CRPP-EPFL, Villigen, Schweiz) beauftragt, Hochstromzuführungen für die ITER TF-Spulen unter Verwendung von Hochtemperatursupraleitern zu entwickeln, zu bauen und zu testen [35]. Das Entwicklungsprogramm ist in vier Abschnitte gegliedert:

A-1: Auswahl des HTSL-Materials durch Konstruktion und Test von verschiedenen Konzepten eines 1 kA HTSL-Moduls:

- Ein Bi-2212 Massivrohr, hergestellt von der Hoechst AG, Aventis (nun Nexans), Deutschland.
- Ein Modul mit AgAu verstärkten Bi-2223-Bändern in geraden Stapeln gruppiert und von American Superconductor Corporation, ASC, USA, hergestellt.
- Ein vom Forschungszentrum Karlsruhe hergestelltes Modul mit AgAu verstärkten Bi-2223-Bändern in getwisteten Stapeln angeordnet.

A-2: Auslegung, Bau und Test einer 10 kA HTSL-SZF unter Verwendung des im Schritt A-1 ausgewählten Materials.

B: Entwurf und Test einer 20 kA HTSL-SZF. Die Ergebnisse dieses Tests sind entscheidend für die Fortführung des Programms gemäß Schritt C.

C: Auslegung, Konstruktion und Test einer 60 kA HTSL-SZF. Die Durchführung des Tests ist in der TOSKA-Anlage des ITP am Forschungszentrum Karlsruhe geplant.

### 3.6.1 Ergebnisse des Schrittes A-1 und Fortführung des Entwicklungsprogramms

Die drei unterschiedlichen 1 kA HTSL-Module wurden einzeln in einer Testanlage am CRPP getestet [36]. Die entsprechenden Ergebnisse können folgendermaßen zusammengefasst werden [35]:

- Kein Unterschied zwischen den 60 K-Heliummassenströmen der einzelnen Module.
- Die Verluste  $\dot{Q}_K$  bei 4 K des Bi-2212-Rohrs sind um einen Faktor 4 kleiner als die der Bandversion. Es fehlt jedoch der im Falle eines Quenches erforderliche Bypass, der zu höheren Verlusten führen würde.
- Die Kontaktwiderstände der zweiten Konfiguration sind größer als die der anderen Module. Alle haben jedoch die gleiche Größenordnung.
- Die elektrische Leistung für die Kühlung der Stromzuführung mit dem Bi-2212-Rohr ist ca. 20% niedriger als die der Stromzuführung mit dem Bi-2223-Modul.
- Im Vergleich zum Massivleiter erfolgt der Übergang in die Normalleitung wesentlich langsamer im Bi-2223-Modul und es bildet sich kein Hotspot aus.

Aus den Tests hat sich ergeben, dass die Bi-2223-Bänder von ASC sicherer im Quenchfall sind und dass sie gute elektrische Eigenschaften aufweisen. Infolgedessen wurden bei ASC zwei 10 kA-Module mit Bi-2223-AgAu-Bändern bestellt, durch deren Parallelschaltung die Konstruktion eines 20 kA HTSL-Moduls realisiert worden ist.

### 3.6.2 Anforderungen an die Stromzuführungen der ITER TF-Spule

Aufgrund des großen Volumens und des hohen Magnetfeldes wird während des Betriebs des geplanten ITER-EDA-Magnetsystems eine magnetische Energie von circa 100 GJ in den TF-Spulen gespeichert. Sollte ein Quench in einer Spule auftreten, bei dem ein Teil oder die ganze Spule normalleitend wird, dann muss das Magnetsystem innerhalb weniger Sekunden in einen Lastwiderstand entladen werden. Dabei werden an der Spule Hochspannungen gegen Erde von einigen Kilovolt erzeugt.

Die zahlreichen Komponenten der Spulen, wie die Stromzuführungen oder die Kabelverbindungen sowie die Instrumentierung, sind so zu entwickeln, dass die Betriebs- und Sicherheitsanforderungen des Magnetsystems erfüllt werden.

Die wesentlichen elektrischen und thermischen Anforderungen der Stromzuführungen an die Versorgung des TF-Magnetsystems von ITER-EDA, die in dieser Arbeit berücksichtigt werden, können folgenderweise zusammengefasst werden:

- Kühlung der Stromzuführungen durch 60 K-Helium-Gas
- 60 kA nominaler Gleichstrom
- 40 thermische Zyklen (RT - 4 K - RT)
- Ladung des Spulensystems mit einer Stromrampe von  $\sim 100$  A/s



- Entladung des Magnetsystems mit einer Zeitkonstante von  $12 \div 15$  s nach einer Verzögerungszeit von 2 s. Diese beinhaltet die Detektionszeit für den Quench und die Schaltzeit der Schaltanlage.
- Bei Kühlmittelverlust (Kühlsystemfehler LOFA: loss of flow accident) in den Stromzuführungen soll das Magnetsystem gemäß den obengenannten Parametern entladen werden, ohne dass die Stromzuführungen beschädigt werden. Das bedeutet mit anderen Worten, dass die Stromzuführung über einen Zeitraum von 10 s den Betriebsstrom aushalten muss.

# Kapitel 4

## Erste experimentelle Arbeiten und Simulationsmodelle

Wie in Kapitel 3 ausgeführt, wird die Verwendung von Bi-2223-AgAu-Bandleitern zur Auslegung und Konstruktion einer 60 kA HTSL-SZF für die ITER TF-Spulen ausgewählt. Die elektrischen Auslegungsparameter sind hierbei:

- Kritischer Strom
- Induktivitätsmatrix
- Übergangsbereich HTSL-Kupfer

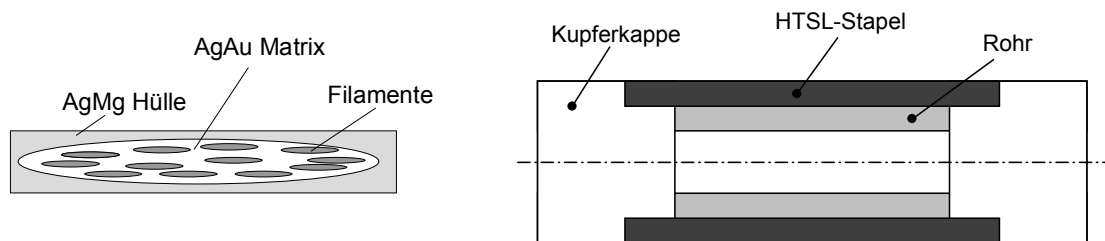
In diesem Kapitel wird zunächst das Verfahren zur Bestimmung des kritischen Stromes einer HTSL-SZF mit Bi-2223-Bändern und die Bedeutung der Induktivitätsmatrix für die Untersuchung der elektrischen Transienten behandelt. Es folgt anschließend eine Darstellung der ersten experimentellen Ermittlungen und Simulationsuntersuchungen zur Bestimmung des Übergangswiderstands zwischen supraleitenden Bi-2223-Bändern und Kupfer.

### 4.1 Kritischer Strom und Induktivitätsmatrix

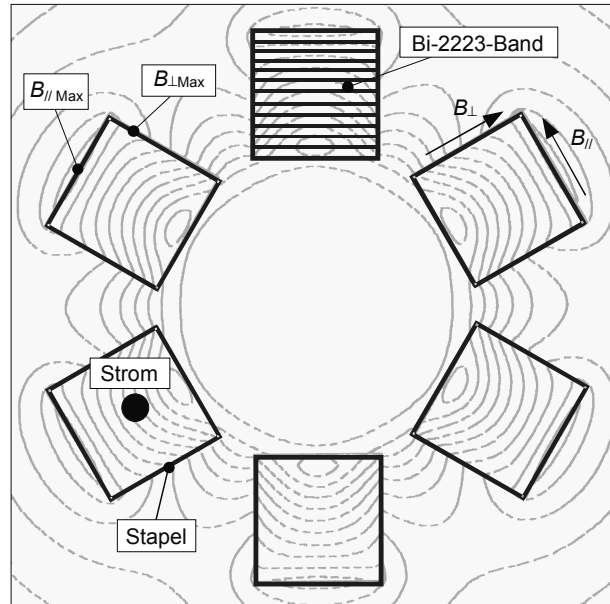
#### 4.1.1 Verfahren zur rechnerischen Bestimmung des kritischen Stromes einer HTSL-SZF mit Bi-2223-Bandleitern

Das Verfahren zur Bestimmung des kritischen Stroms einer HTSL-SZF aus Bi-2223-Bandleitern wird am Beispiel der Auslegung eines 1 kA-Moduls untersucht. Es soll angenommen werden, dass sechs Stapel aus Bi-2223-AgAu/AgMg-Bändern (diese werden auch Bandstapel genannt), die im ITP hergestellt werden, auf zwei Kupferendkappen verlötet und auf ein Rohr aus GFK oder Edelstahl in kreisförmiger Ordnung aufgelegt werden [14]. Abb. 4.1 zeigt die Schemata eines Bi-2223-AgAu/AgMg-Bandes und des HTSL-Moduls. Unter der Annahme, dass der Strom durch den Querschnitt des Stapels mit relativer Permeabilität  $\mu_r=1$  homogen fließt, wird die Magnetfeldverteilung von Abb. 4.2 berechnet [37]. Die Bestimmung des kritischen Stromes des HTSL-Moduls erfordert die

Kenntnis der  $I_c(B_{//}, T)$ - bzw.  $I_c(B_{\perp}, T)$ -Kurven der Bänder (vgl. Kapitel 2) und der Ladelinie des Moduls. Letztere stellt die Abhängigkeit des Transportstromes von der maximalen Komponente der Magnetflussdichte dar. Es wird vorausgesetzt, dass jeder Stapel mit Querschnitt  $(4 \times 4) \text{ mm}^2$  aus 12 Bändern besteht. Da es sechs Stapel sind, wird die Strom-Magnetflussdichte-Kennlinie des Moduls ( $I_c$ -Linien) so berechnet:  $12 \times 6 \times I_c(B_{//}, T)$  bzw.  $12 \times 6 \times I_c(B_{\perp}, T)$ . In Abb. 4.2 sind die Richtungen der Komponenten  $B_{//}$  und  $B_{\perp}$  des Magnetfeldes und beispielhaft an einem Stapel die Punkte, in denen die maximalen Werte  $B_{//\text{Max}}$  und  $B_{\perp\text{Max}}$  berechnet worden sind, bezeichnet. Die Ladelinie ist eine Gerade ( $I \propto B_{//}$ ,  $I \propto B_{\perp}$ ) und wird mit Hilfe des  $B_{//\text{Max}}$  und des  $B_{\perp\text{Max}}$  gezogen.

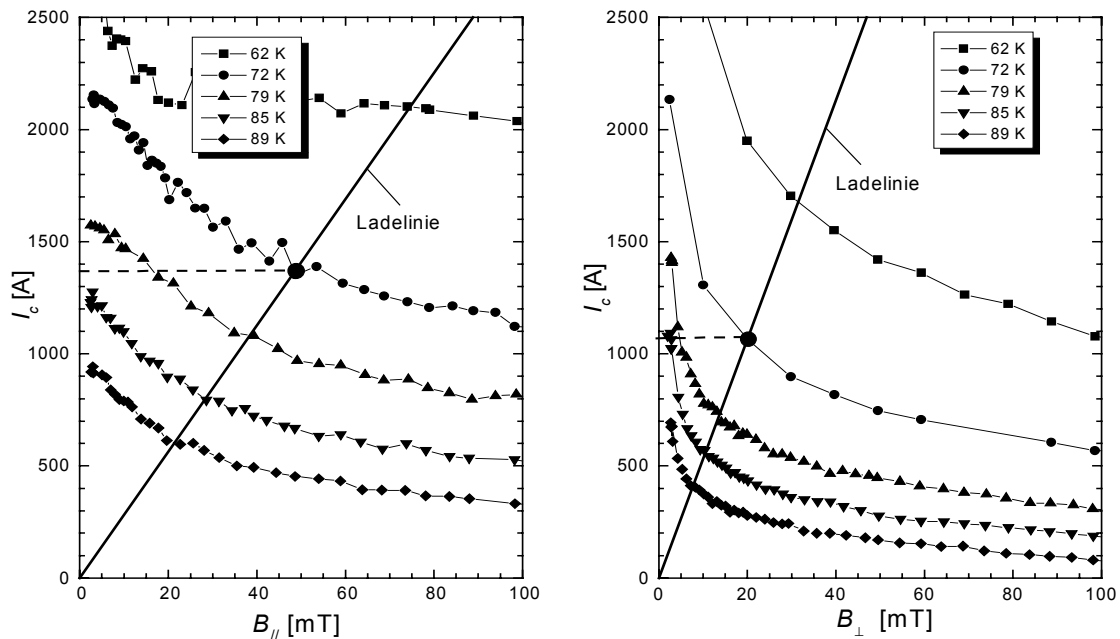


**Abb. 4.1** Links: Bi-2223-AgAu/AgMg-Band. Rechts: Schema eines 1 kA HTSL-Moduls mit Bi-2223-AgAu/AgMg-Bändern



**Abb. 4.2** Querschnitt durch ein 1 kA HTSL-Modul und entsprechende Magnetfeldverteilung

In Abb. 4.3 sind die Strom-Magnetflussdichte-Kennlinien für verschiedene Temperaturen und die entsprechenden Ladelinien des Moduls aufgetragen. Die Grenzströme des HTSL-Moduls sind durch Schnittpunkte der beiden Ladelinien mit den  $I_c$ -Linien bei  $T=72$  K (Temperatur des Zwischenniveaus oder Temperatur am warmen Ende des Moduls) gegeben. Deutlich erkennbar ist, dass  $B_{\perp}$  den Strom im HTSL-Modul begrenzt. Der berechnete kritische Strom beträgt 1080 A. Bei  $B_{\perp}=0$  ist  $I_c$  gleich ca. 2400 A. Folglich sollen die Bänder so angeordnet werden, dass die senkrechte Komponente so weit wie möglich reduziert ist. Hierfür sind breite und gleichzeitig dünne Stapel vorzuziehen. Dadurch kann sich auch die erforderliche Anzahl der verwendeten Bänder verringern.



**Abb. 4.3** Strom-Magnetflussdichte-Kennlinie bei verschiedenen Temperaturen von am Institut für Technische Physik (FZK) hergestellten Bi-2223-AgAu/AgMg-Bändern, Ladelinien und entsprechende Schnittpunkte in Bezug auf das 1 kA-Modul von Abb. 4.2

#### 4.1.2 Induktivitätsmatrix

Um das elektrische Verhalten zu untersuchen, wird das in Abb. 4.2 gezeigte HTSL-Modul gemäß dem Ersatzschaltbild von Abb. 4.4 dargestellt. Wenn der Transportstrom größer als der kritische Strom ist, tritt im Stapel ein Ohmscher Widerstand auf. Anhand der Gl. (2.2) kann der stromabhängige Widerstand des Stapels  $i$  ( $1 \leq i \leq 6$ ) durch die Potenzfunktion

$$R_{SLi}(I_i) = a \cdot I_i^m \quad (4.1)$$

parametrisiert werden, wobei  $a$  von  $U_c$  und  $I_c$  des Stapels abhängt und  $m$  ein Faktor ist. In dem Ersatzschaltbild sind die Kontaktwiderstände des warmen Endes  $R_{Wi}$  (Zwischenniveau = 70 K) und des kalten Endes  $R_{Ki}$  (4 K) zwischen dem Stapel  $i$  und den

Kupferkappen (s. Abb. 1.2) in Reihe zu  $R_{SLi}(I)$  geschaltet. Die Eigeninduktivitäten  $L_i$  der Stapel  $i$  sowie die Gegeninduktivitäten  $M_{ij}$  zwischen zwei Stapeln ( $1 \leq j \leq 6$  und  $i \neq j$ ) spielen eine Rolle für:

- Die Stromverteilung während der Auf- und Entladung des Magnetsystems
- Das Verhalten im Quenchfall

Wegen der magnetischen Kopplung könnten sich die Stapelströme während einer schnellen Auf- oder Entladung größer als der kritische Stapelstrom ergeben und damit einen Quench des Moduls erzeugen. Umgekehrt, sobald ein Stapel von dem supraleitenden in den normalen Zustand übergeht, könnte auch eine Stromumverteilung zwischen den Stapeln selbst erfolgen, um den Quench des Moduls zu verhindern.

Eine exakte Untersuchung ist nur dann möglich, wenn alle Parameter des Ersatzschaltbildes von Abb. 4.4 bekannt sind. Interessante Auslegungsergebnisse können jedoch auch unter der Annahme, dass  $R_{Ki} = R_K$ ,  $R_{Wi} = R_W$  und  $R_{SLi} = 0$  gilt, erzielt werden.

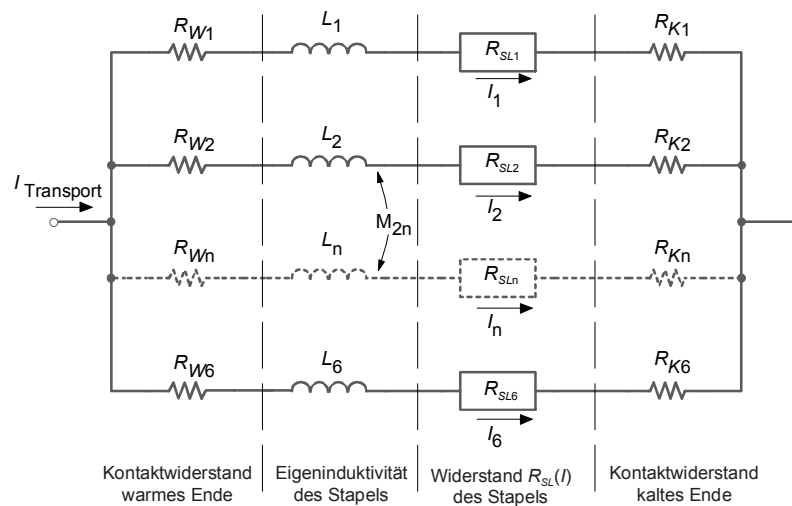


Abb. 4.4 Ersatzschaltbild eines HTSL-Moduls mit kreisförmiger Anordnung der Stapel

## 4.2 Untersuchungen über die Stromverteilung im Übergang HTSL-Kupfer bei 77 K

Wie schon in Abschnitt 3.5.3 erwähnt, setzt die Auslegung einer HTSL-Stromzuführung die Realisierung von elektrischen Kontakten mit kleinem Widerstand voraus, weil hohe Widerstände wesentliche Joulesche Verluste erzeugen, die wiederum größere Massenströme des Kühlmittels bedingen. Darüber hinaus verkürzen bei dem Kühlsystemfehler LOFA hohe Widerstände die Zeit zwischen dem Einsatz des Massenstromverlusts und der Auslösung des Quenches.

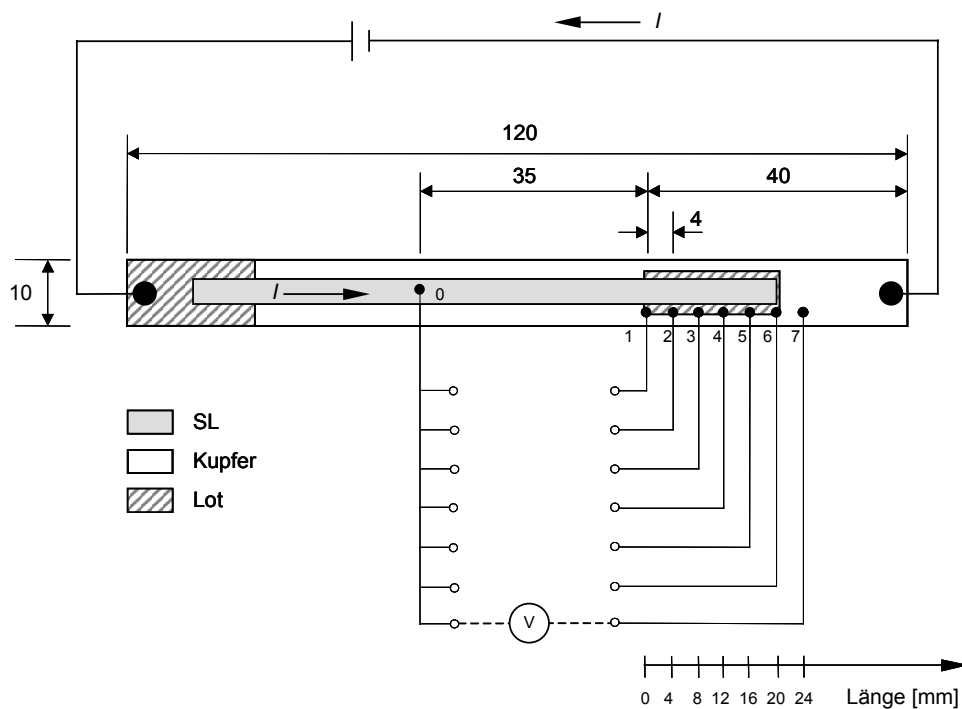
Hinsichtlich eines Bandleiter-Moduls sind insbesondere die Kontakte bei 70 K wichtig, d.h. diejenigen zwischen Bändern und der 70 K-Kupferkappe und zwischen der 70 K-Kupferkappe und dem Wärmetauscher. In der Folge werden einige im Stickstoffbad (77 K)

ausgeführte Messungen für einen Kontakt zwischen Bandleiter und Kupfer behandelt. Daneben werden die experimentellen Ergebnisse mit denen von Simulationsmodellen verglichen.

#### 4.2.1 Kontakt zwischen Bi-2223-Bandleiter und Kupferplatte

Ausgangspunkt ist ein existierendes 1 kA-Modul, in dem die Stapel, wie in Abb. 4.1 dargestellt, kreisförmig auf einer Zylinderfläche aus Kupfer angeordnet sind. Zunächst wurde der Kontakt zwischen einem Bi-2223-AgAu/AgMg-Bandleiter und einer sehr dünnen und homogenen Kupferplatte mit Querschnitt  $(0,06 \times 10) \text{ mm}^2$  gemäß dem Schema von Abb. 4.5 untersucht. Das Band ist auf der Platine mit einer etwa  $10 \mu\text{m}$  dicken Schicht aus Niedertemperaturlot (Schmelztemperatur =  $100 \text{ }^\circ\text{C}$ ) verlötet. Die Messdrähte können aufgrund ihres Widerstandes die Messung des Potentials wesentlich beeinflussen. Hierfür wurden die Potentialdifferenzen zwischen der Messstelle 0 (Bezugspotential) und den auf der Kontaktzone entsprechenden Punkten 1, 2, ..., 7 mit gleichlangen Messdrähten bestimmt. Die Spannung zwischen zwei aufeinanderfolgenden Messstellen ergibt sich daher aus der Differenz der gemessenen Potentiale. Die Messprobe wurde in ein flüssiges Stickstoffbad eingetaucht und mit dem Strom  $I$  versorgt. Zuerst wurde der kritische Strom des Bandes gemäß dem  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  Kriterium bestimmt ( $I_c = 16,6 \text{ A}$ ) und danach der Spannungsverlauf und der Übergangswiderstand bei  $I \leq I_c$  gemessen.

Das Potential entlang der Kontaktlänge zeigt den Verlauf von Abb. 4.6 links. Dazu ist in Abb. 4.6 rechts der Spannungsabfall  $\Delta U_{i+1,i} = U_{i+1} - U_i$  ( $i = 1, \dots, 6$ ) zwischen zwei im 4 mm Abstand folgenden Messstellen aufgetragen.



**Abb. 4.5** Bi-2223-Band auf einer Kupferplatte verlötet und Position der Drähte zur Messung des Potentialverlaufs entlang der Kontaktlänge (Maßeinheit Millimeter)

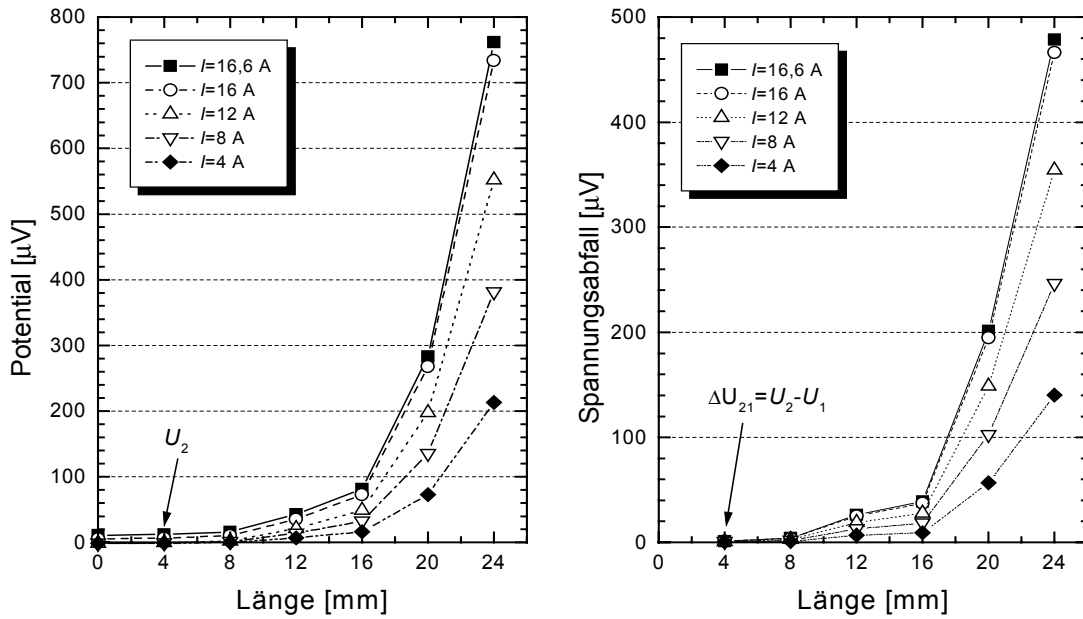


Abb. 4.6: Links: Potential an den Messstellen 1, 2,..., 7. Rechts: Spannungsabfall zwischen zwei aufeinanderfolgenden Messstellen.

Nimmt man den longitudinalen Kupferwiderstand pro Länge der Platine als konstant an, so kann man anhand des Ersatzschaltbildes von Abb. 4.7 den Stromübergang entlang des Kontaktes bestimmen.  $R_{K6} = \Delta U_{76} / I$  entspricht dem Kupferwiderstand bei einer Länge von 4 mm und folglich gilt  $R_{K1} = R_{K2} = \dots = R_{K6}$ .  $R_{Li}$  ist die Summe der Widerstände des Lotes und der AgMg-Hülle. Hierbei ist der Widerstand  $R_{SL}$  des Supraleiters null.

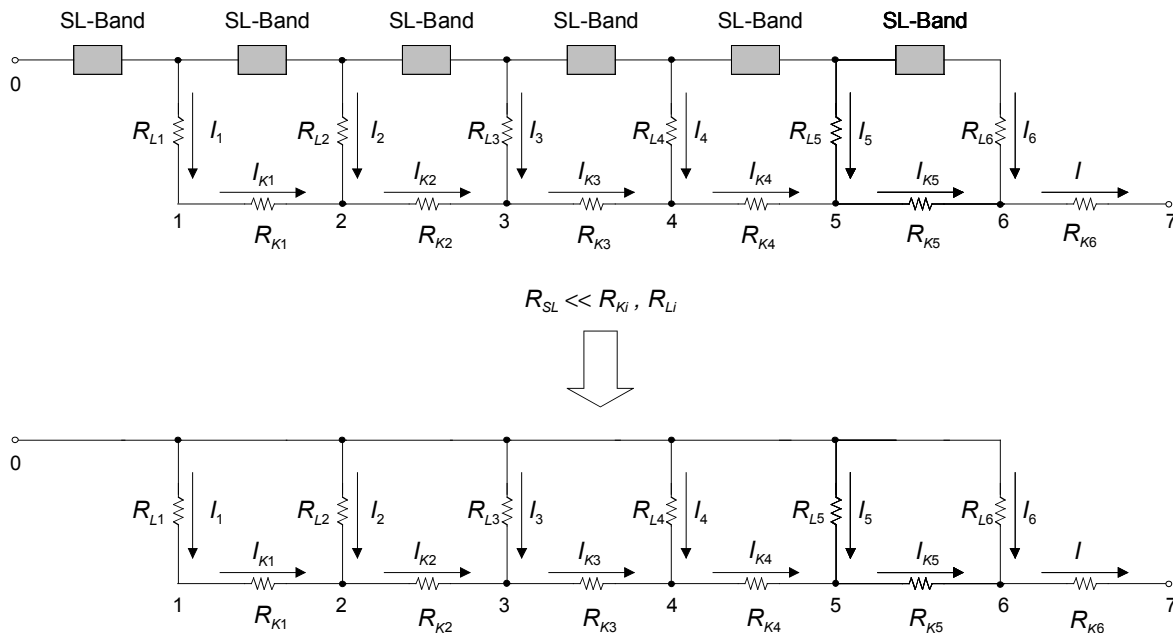
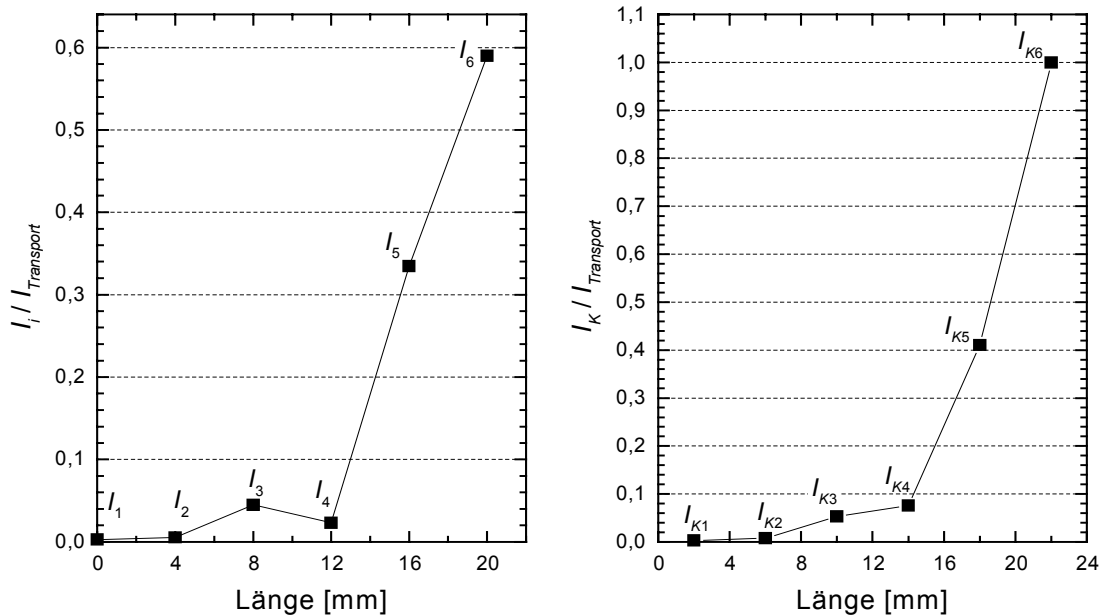


Abb. 4.7 Ersatzschaltbild des Kontaktes zwischen einem Bi-2223-AgAu/AgMg-Band und einer Kupferplatine ( $R_{K1} = R_{K2} = \dots = R_{K6}$ )

Da der Stromübergang von den verschiedenen Transportströmen unabhängig ist, wird in Abb. 4.8 (links) nur eine Kurve in Hinsicht auf die  $I_i$ -Ströme durch die Widerstände  $R_{Li}$  dargestellt. Außerdem ist in Abb. 4.8 rechts der im Kupferwiderstand  $R_{Ki}$  fließende Strom  $I_{Ki}$  auf den Transportstrom normiert gezeigt.



**Abb. 4.8** Links: Auf den Transportstrom normierte Stromverteilung entlang des Übergangskontaktes zwischen Band und Kupfer mit einem Transportstrom von 4 bis 16,6 A. Rechts: Auf den Transportstrom normierter Strom im Kupfer.

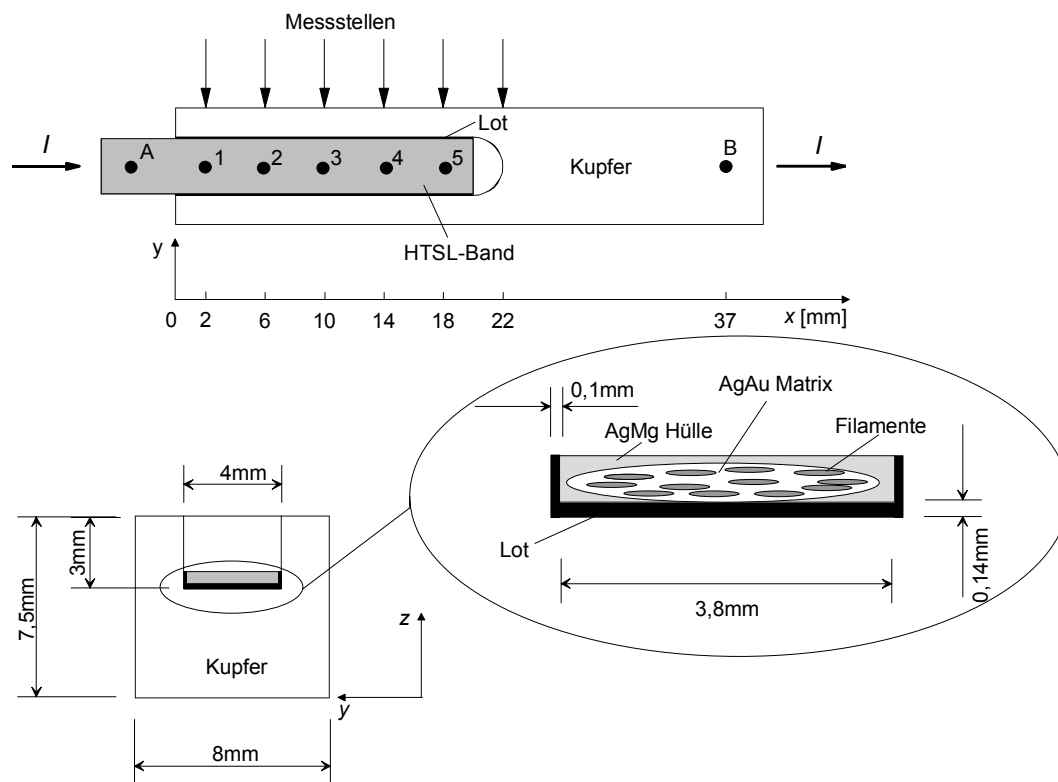
Zusammenfassend können folgende Schlüsse gezogen werden:

- Das Potential entlang des Kontaktes steigt exponentiell an.
- Auch der Spannungsabfall nimmt exponentiell zu. Das bedeutet, dass der Strom entlang des Kontaktes nicht homogen fließt. Wenn dies so wäre, sollte sich der Spannungsverlauf in Abb. 4.6 rechts als eine Gerade ergeben.
- Bei  $I \leq I_c$  hängt der Stromübergang und folglich der Übergangswiderstand nicht von dem Transportstrom ab.
- Bei  $I \leq I_c$  beträgt der Übergangswiderstand ca.  $50 \mu\Omega$  (Punkte 0-7).
- Der Strom fließt vor allem am Ende des Kontaktes.
- Eine Untersuchung der Stromverteilung durch das Ersatzschaltbild von Abb. 4.7 ist möglich.



### 4.2.2 Experimentelle und rechnerische Ergebnisse zur Bestimmung des Widerstandes und des Spannungsprofils im HTSL-Kupfer-Übergang bei 77 K

Im HTSL-Modul von Abb. 4.1 sind die Bänder übereinander gestapelt und in eine Kupfernut eingelassen. Deshalb wird eine neue Messung für die Untersuchung der Stromverteilung und der Kontaktspannung folgendermaßen angestellt: Ein Bi-2223-AgAu/AgMg-Band ( $3,8 \times 0,25 \text{ mm}^2$ ), dessen mittlerer kritischer Strom gemäß dem Kriterium  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  im Stickstoffbad 22 A beträgt, wird in eine Nut aus Kupfer eingelassen und mit ihm verlötet. Mit einer Vorrichtung, auf der Federkontaktstifte installiert sind, wird das Potential auf dem Band und an einer Seite des Kupferstücks in verschiedenen Punkten gemessen (Abb. 4.9 und Abb. 4.10). Auf diese Weise ist eine genaue Position der Messpunkte möglich, die Fertigung für die Messung einfach und man vermeidet die Lötung der Messdrähte. Zwischen den Messstellen A und B wird der Übergangswiderstand bestimmt. Das Experiment wird in  $\text{LN}_2$  durchgeführt.



**Abb. 4.9** Zeichnung des Band-Kupfer-Kontaktes. Bezeichnet sind auch die Messstellen auf dem Kupfer und auf dem Band.

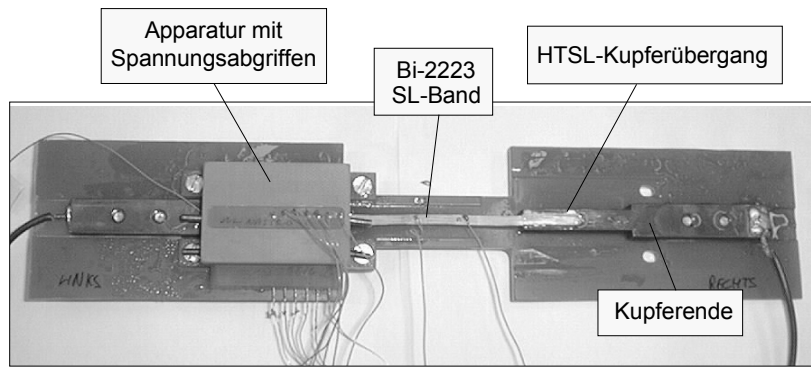


Abb. 4.10 Apparatur für die Messung der Potentiale und des Übergangswiderstands. Das Bi-2223-AgAu/AgMg-Band ist in eine Kupfernut eingelassen.

Während der Speisungsstrom mit einer niedrigen Rampe von 0 bis 30 A steigt, um unerwünschte magnetische Störungen zu vermeiden, wird der Übergangswiderstand  $U_{AB}$  ermittelt (Abb. 4.11) [38].

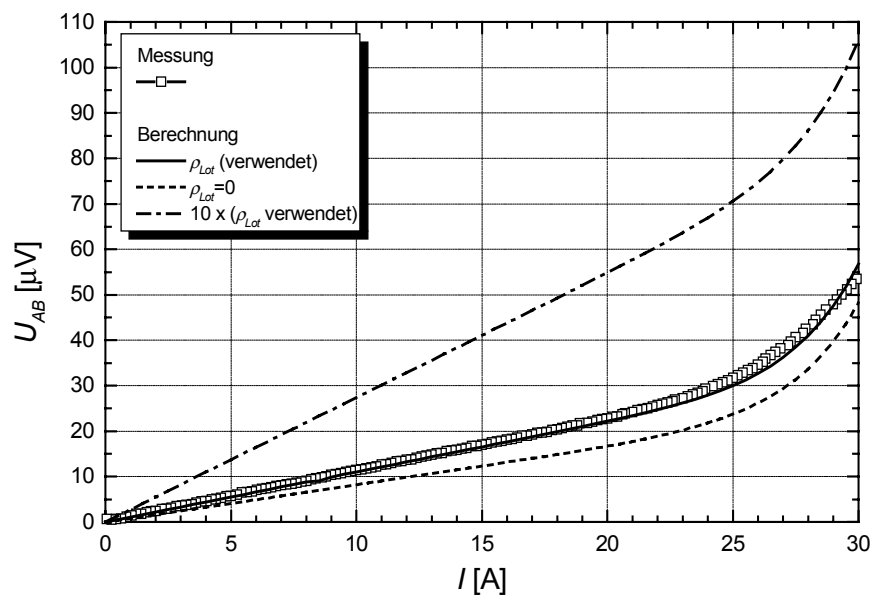
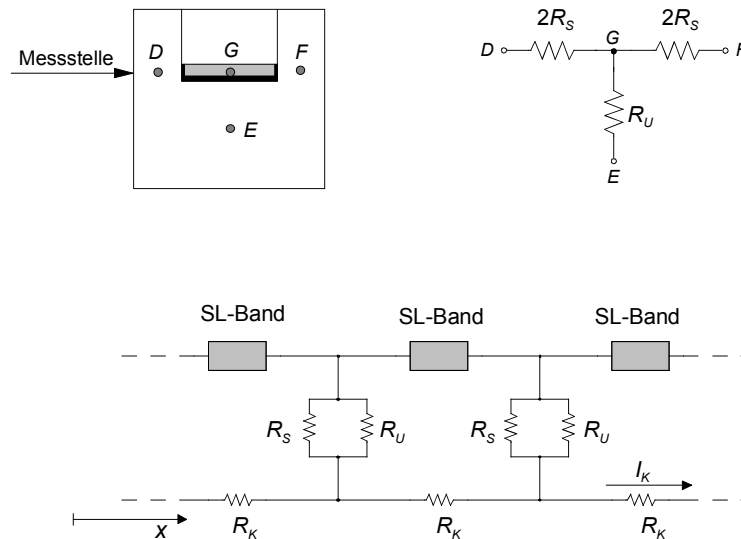


Abb. 4.11 Messung und Berechnung der Übergangsspannung

Aus den Messungen auf den Messpunkten 1, 2, 3, 4, 5 folgt, dass das Band keine Degradation seiner supraleitenden Stromtragfähigkeit während der Lötung erfahren hat. Der Einsatz eines Ersatzschaltbildes (Abb. 4.12), in dem ein Stück Supraleiter von 4 mm durch einen stromabhängigen Widerstand modelliert wird, ist daher möglich.  $R_S$  ergibt sich als Summe der Widerstände der AgMg-Hülle, des Lotes und des Kupfers. Die breite Kontaktfläche des Bandes ist vor seiner Einlassung in die Nut abgeschliffen worden, um die AgMg-Schicht zu entfernen und den Kontaktwiderstand zu verbessern. Daher entspricht  $R_U$  der Summe der Widerstände des Lotes und des Kupfers. Anhand der

spezifischen Widerstände und der geometrischen Größen ergibt sich  $R_S \approx 10 \cdot R_U$ . Das bedeutet, dass der Strom schwerlich aus den Bandseiten fließt.  $R_K$  bezeichnet den longitudinalen Kupferwiderstand und wird für eine Länge von 4 mm bestimmt. Tabelle 4.1 enthält die gemessenen spezifischen Widerstände der Materialien.



**Abb. 4.12** Ersatzschaltbild des Kupferstücks mit einem Bi-2223-AgAu/AgMg-Band. SL-Band bezeichnet den stromabhängigen Widerstand vom 4 mm Bandleiter.  $R_K$  ist der longitudinale Kupferwiderstand,  $R_S = 2R_S // 2R_S$  der seitliche Widerstand und  $R_U$  der Widerstand unter dem Band.

**Tabelle 4.1** Spezifische Widerstände der Materialien

Material	OFHC-Kupfer	Lot (Sn50In50)	AgMg-Hülle [39]
$\rho$ [ $\Omega$ m]	$2,23 \cdot 10^{-9}$	$1,18 \cdot 10^{-7}$	$2 \cdot 10^{-8}$

Die Strom-Spannungs-Kennlinie eines 4 mm HTSL-Bandstückes wird anhand der  $I_c$ -Messung und gemäß der Gl. (2.2) folgendermaßen parametrisiert:

$$R_{SL}(I) = \frac{U}{I} = \frac{0,4 \cdot U_c \cdot \left(\frac{I}{I_c}\right)^{13,4}}{I} = 3,94 \cdot 10^{-25} \cdot I^{12,4} \quad [\Omega] \quad (4.2)$$

wobei  $U_c = 1 \mu\text{V}$  für 1 cm Länge und  $I_c = 22$  A sind.

Eine Simulation mit dem Ersatzschaltbild von Abb. 4.12 wird durch das Programm PSpice durchgeführt, in dem jedoch kein fertiger vom Strom abhängender Widerstand vorhanden ist (s. Anhang A) [40][41][42]. Deswegen musste eine geeignete Schaltung modelliert werden, um den  $R_{SL}(I)$ -Widerstand darzustellen.

Wie aus Abb. 4.11 ersichtlich, ergibt sich eine sehr gute Übereinstimmung zwischen der gemessenen und berechneten Übergangsspannung. Zusätzlich wurden Simulationen mit einem idealen ( $\rho_{Lot} = 0$ ) und einem hochohmigen Lot (z. B. spezifischer Widerstand 10 mal größer) durchgeführt. Daraus ergibt sich, dass bei einem Transportstrom von 20 A der Übergangswiderstand bei Einsatz eines idealen Lots um 27% abnimmt und bei Einsatz eines hochohmigen Lots um 150% steigt. Folglich steigt der Übergangswiderstand nur um einen Faktor 2,5, wenn der spezifische Widerstand des Lotes 10-mal größer ist.

Der Verlauf des Spannungsabfalls zwischen zwei aufeinanderfolgenden Messstellen auf der Kupferseite bei  $I=10$  A (Abb. 4.13) zeigt, dass der Strom vom Band in das Kupfer nahezu homogen über die gesamte Kontaktlänge  $x$  (s. Abb. 4.9) übertritt. Im Falle eines homogenen Stromübergangs soll die Spannungsabfallkurve als eine Gerade erscheinen. Da die Simulation mit konzentrierten Parametern durchgeführt wird, ist mit einem hochohmigen Lot diese Gerade nur in dem Bereich  $6 < x < 18$  erkennbar. Wenn  $\rho_{Lot} = 0$ , dann fließt der Strom vor allem am Ende des Kontaktes aus.

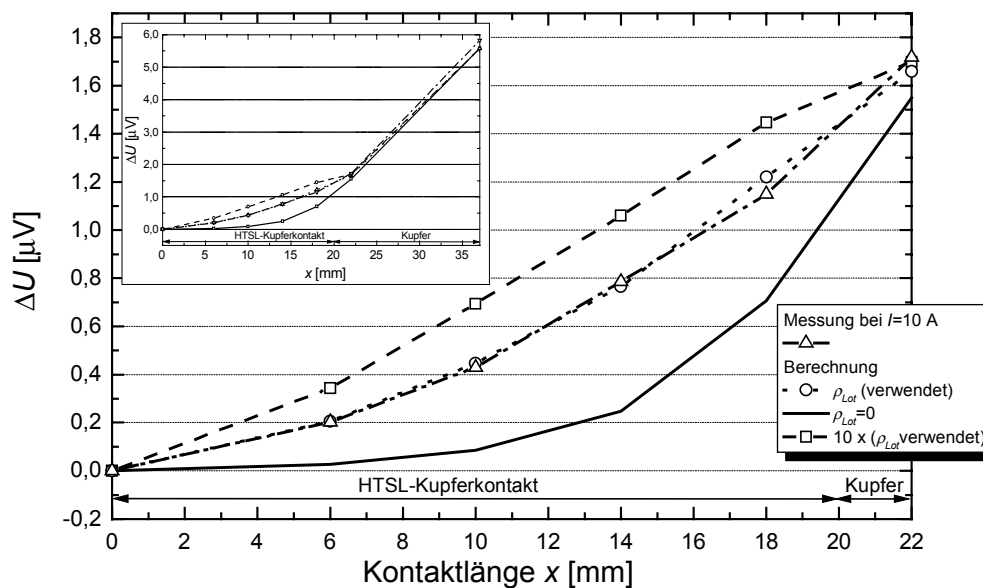
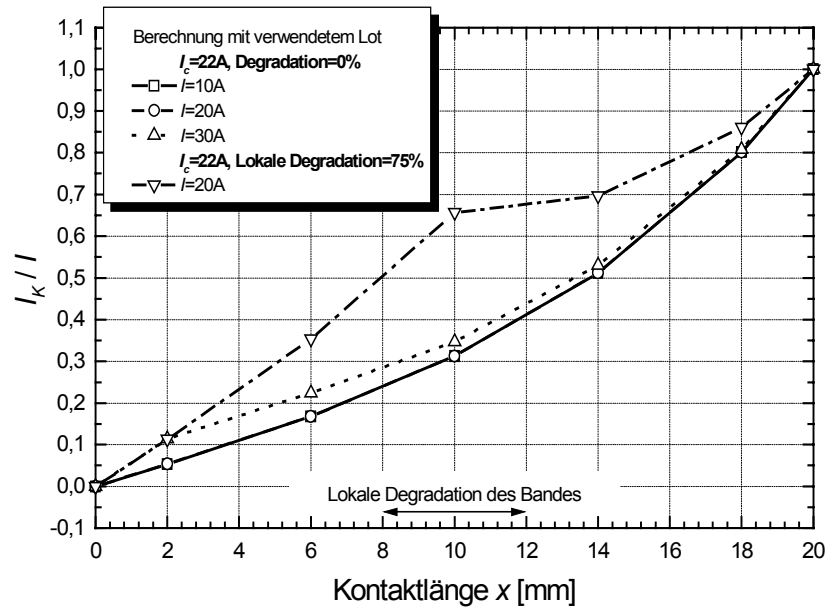


Abb. 4.13 Spannungsabfall zwischen zwei aufeinanderfolgenden Messstellen bei 10 A

Als interessant stellt sich auch der berechnete Verlauf des Kupferstromes heraus, der parallel zur Längsachse des Bandes fließt (Abb. 4.14). Reduziert sich  $I_c$  wegen z.B. der Lötung auf einer Länge von 4 mm um 75%, entspricht dies einem wesentlichen Stromübertritt in der ersten Hälfte der Kontaktlänge und einer Zunahme des Übergangswiderstands um 25% (Tabelle 4.2).

Bei  $I < I_c$  beträgt der Übergangswiderstand  $1,23 \mu\Omega$ . Dieser ist damit deutlich kleiner als der Widerstand ( $50 \mu\Omega$ ), der im Falle des Band-Kupferplatine-Kontakts auftritt (s. Abschnitt 4.2.1). Dieser Unterschied ist der zur Stromrichtung senkrechten großen Querschnittsfläche des Kupfers zuzuschreiben.



**Abb. 4.14** Berechneter Verlauf des Kupferstroms, der parallel zu Längsachse des Bandes fließt

**Tabelle 4.2** Gemessener und berechneter Flächenwiderstand bei verschiedenen Transportströmen, mit und ohne lokale Degradation des Supraleiters

$I$ [A]	10		20		30		20	
Degradation im Kontaktbereich [%]	0		0		0		75	
Flächenwiderstand ( $R_{AB} \times A$ ) [ $\Omega \text{ cm}^2$ ]	Messung	Berechnung	Messung	Berechnung	Messung	Berechnung	Messung	Berechnung
		$0,98 \cdot 10^{-6}$	$0,95 \cdot 10^{-6}$	$0,98 \cdot 10^{-6}$	$0,95 \cdot 10^{-6}$	$1,55 \cdot 10^{-6}$	$1,63 \cdot 10^{-6}$	—

$A$  = Band-Kupfer-Kontaktfläche ( $4 \times 20 \text{ mm}^2$ )

Anhand dieser Ergebnisse, kann man folgende Schlussfolgerungen ziehen:

- Gute Übereinstimmung zwischen den gemessenen und berechneten Ergebnissen
- Bei  $I \leq I_c$  tritt der Strom vom Band in das Kupfer nahezu homogen über die gesamte Kontaktlänge über
- Der Wert des Flächenwiderstandes ändert sich nicht bei  $I \leq I_c$
- Die große Querschnittsfläche des Kupfers verringert den Übergangswiderstand
- Eine Degradation des Bandes im Kontaktbereich führt zu einem höheren Spannungsabfall und zu einem inhomogenen Stromübergang
- Anhand der Modellierung des supraleitenden Bandes durch einen stromabhängigen Widerstand ist eine Untersuchung auch für  $I > I_c$  durchführbar
- Das Ersatzschaltbild kann prinzipiell für die Modellierung eines Bandstapels erweitert werden. Jedoch wird das Netzwerkmodell wegen der hohen Komponentenzahl komplexer.

### 4.2.3 Simulation des HTSL-Kupferübergangs mit FE-Programm

In Abschnitt 4.2.2 ist das durch ein Ersatzschaltbild simulierte elektrische Verhalten eines Band-Kupfer-Kontakts behandelt worden. Dieses Untersuchungsmodell ist jedoch aufwendig und komplex. Daneben führt die Verwendung von konzentrierten Parametern bei der Simulation zur Kenntnis der Strom- und Potentialwerte nur an bestimmten Stellen (Zweige bzw. Knoten des Netzes). Aus diesen Gründen wurde anschließend als Rechenwerkzeug die Methode der finiten Elemente (FEM) verwendet. Eine Modellierung des Kontakts wurde durch das FE-Programm *Maxwell* und gemäß den Größen von Abb. 4.9 durchgeführt [43].

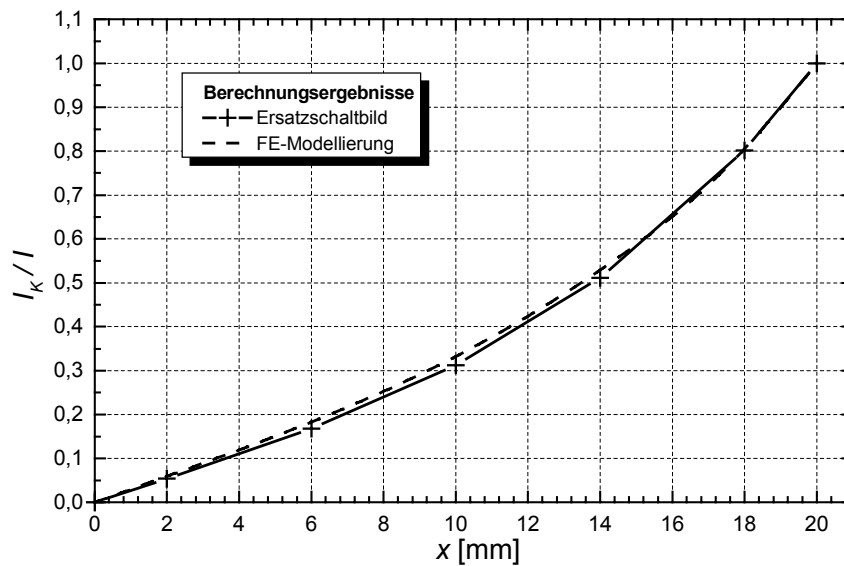
Diese FE-Untersuchung betrifft konstante Ströme kleiner als  $I_c$ . Das supraleitende Band wird durch einen Block aus reinem Kupfer mit spezifischem Widerstand  $\rho_{Cu}=10^{-12}$  S/m modelliert. Die spezifischen Widerstände des Lotes und des Kupfers wurden Tabelle 4.1 entnommen.

Tabelle 4.3 enthält die Berechnungsergebnisse bei  $I=10$  A (für die Berechnung der Spannung s. Anhang B). Da die eingesetzten Parameter stromunabhängig sind, ändert sich der Wert des Flächenwiderstandes bei  $I < I_c$  nicht. Wenn man berücksichtigt, dass sich die relevanten geometrischen und elektrischen Größen im Millimeter- bzw. Mikrovolt-Bereich bewegen, ist die Abweichung von der Messung des Flächenwiderstandes minimal (vgl. mit Tabelle 4.2).

**Tabelle 4.3** FE-Berechnungsergebnisse bei 10 A. Der Flächenwiderstand bleibt konstant bis  $I < I_c$ .

$I$ [A]	$U_{AB}$ [ $\mu$ V]	Flächenwiderstand ( $R_{AB} \times A$ ) [ $\Omega \text{ cm}^2$ ]
10	11,5	$0,92 \cdot 10^{-6}$

Abb. 4.15 vergleicht den auf den Transportstrom normierten Kupferstrom (parallel zur Längsachse des Bandes), der mit der FE-Simulation bei  $I=10$  A erhalten worden ist, mit den Ergebnissen des Ersatzschaltbildes von Abb. 4.12. Letztere sind durch Kreuze gekennzeichnet und beziehen sich auf die Zweigströme  $I_K$ . Dabei wird die gute Übereinstimmung der beiden Kurven deutlich.



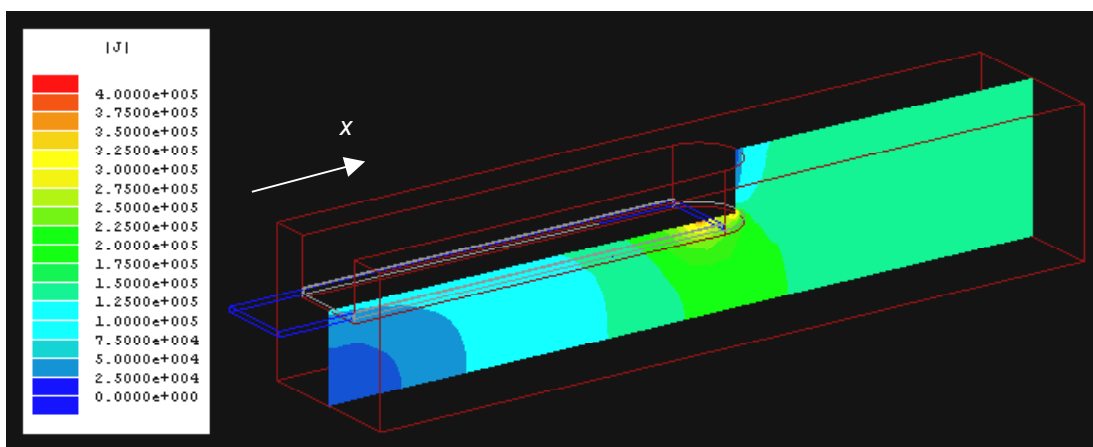
**Abb. 4.15** Vergleich zwischen den parallel zum Band und auf den Transportstrom normierten Kupferströmen, die mit dem Ersatzschaltbild und der FE-Modellierung erhalten worden sind

Abb. 4.16 zeigt die Verteilung der Stromdichte im Kupferstück in der Ebene, die parallel zur Stromrichtung steht. Schon 6÷8 mm nach dem Ende der Kupfernut fließt der Strom homogen durch den Kupferquerschnitt.

Außerdem hat der Strom, der im Lotkontakt fließt, an der Grenzfläche gemäß dem Brechungsgesetz

$$\frac{\tan \alpha_{HTSL}}{\tan \alpha_{Lot}} = \frac{\sigma_{HTSL}}{\sigma_{Lot}} \quad \text{und} \quad \frac{\tan \alpha_{Kupfer}}{\tan \alpha_{Lot}} = \frac{\sigma_{Kupfer}}{\sigma_{Lot}} \quad (4.3)$$

nur eine kleine Komponente parallel zur  $x$ -Achse.  $\alpha_{HTSL}$ ,  $\alpha_{Lot}$  und  $\alpha_{Kupfer}$  bezeichnen die Winkel zwischen dem Stromdichtevektor  $\mathbf{J}$  und der auf die Grenzfläche senkrecht stehenden Geraden für die Materialien mit elektrischer Leitfähigkeit  $\sigma_{HTSL}$ ,  $\sigma_{Lot}$  und  $\sigma_{Kupfer}$ .



**Abb. 4.16** 3D-Modellierung eines supraleitenden Bandes im Kupferstück und berechnete FE-Verteilung der Stromdichte  $J$  [ $A/m^2$ ] auf der Ebene, die parallel zur Stromrichtung steht

#### 4.2.4 FE-Modellierung eines Stapels

In 4.2.3 ist gezeigt worden, dass sich die Modellierung mit einem FE-Programm zur elektrischen Simulation eines Bandes in einer Kupfernut eignet. Es ist daher möglich, ein ähnliches Modell einzusetzen, wobei anstatt des Bandes ein Bandstapel modelliert wird. Da angenommen wird, dass kein Lot zwischen den Bändern vorliegt, ist ein Stapel aus 12 Bändern 3,8 mm breit und 3 mm hoch. Tabelle 4.4 enthält eine Berechnung bei dem Transportstrom  $I=120$  A unter der Annahme, dass  $I < I_c$  des Stapels. Im Vergleich zu den Daten von Tabelle 4.3 ist in diesem Fall die Spannung etwa 12 mal größer, der Flächenwiderstand hingegen nur etwa doppelt so groß.

**Tabelle 4.4** Berechnungsergebnisse bei 120 A. Der Flächenwiderstand bleibt konstant bis  $I < I_c$ .

$I$ [A]	$U_{AB}$ [ $\mu$ V]	Flächenwiderstand ( $R_{AB} \times A$ ) [ $\Omega \text{ cm}^2$ ]
120	133	$2,21 \cdot 10^{-6}$

#### 4.2.5 Schlussfolgerungen

Da der Einsatz eines stromabhängigen spezifischen Widerstands in das FE-Programm nicht realisierbar ist, eignet sich das FE-Simulationsmodell der Abschnitte 4.2.3 und 4.2.4 nur für zeitlich konstante und geringere als  $I_c$  fließende Ströme. Um den Quencheffekt eines Supraleiterkontakts auf die Stromübertragung zu beobachten, müsste dagegen ein Netzwerkmodell, wie das von Abb. 4.12, erstellt werden. Jedoch ist es für eine elektrische Untersuchung eines HTSL-Moduls aus Bi-2223-Bändern wichtig, den Quencheffekt entlang des Bandstapels und nicht im Bereich des Bandstapel-Kupfer-Kontaktes zu untersuchen. Aus diesem Grund ist dieses FE-Simulationsmodell das geeignete Rechenwerkzeug für die Auslegung und die Untersuchung der Übergangskontaktwiderstände.



# Kapitel 5

## Tests der zwei 10 kA HTSL-Module

Wie schon in Abschnitt 3.6 dargestellt, wurden im Rahmen des Entwicklungsprogramms einer 60 kA HTSL-SZF für die ITER TF-Spulen bei der Firma „American Superconductor“ zwei für einen Nennstrom von jeweils 10 kA ausgelegte Module mit Bi-2223-AgAu-Bandleitern beschafft. Beide Module wurden getrennt am CRPP ausführlich getestet.

Ziel dieses Kapitels ist daher, die Ergebnisse der Tests zu bewerten und ein rechnerisches Verfahren sowie ein Simulationsmodell für die Bestimmung der Stromverteilung in den HTSL-Modulen vorzustellen.

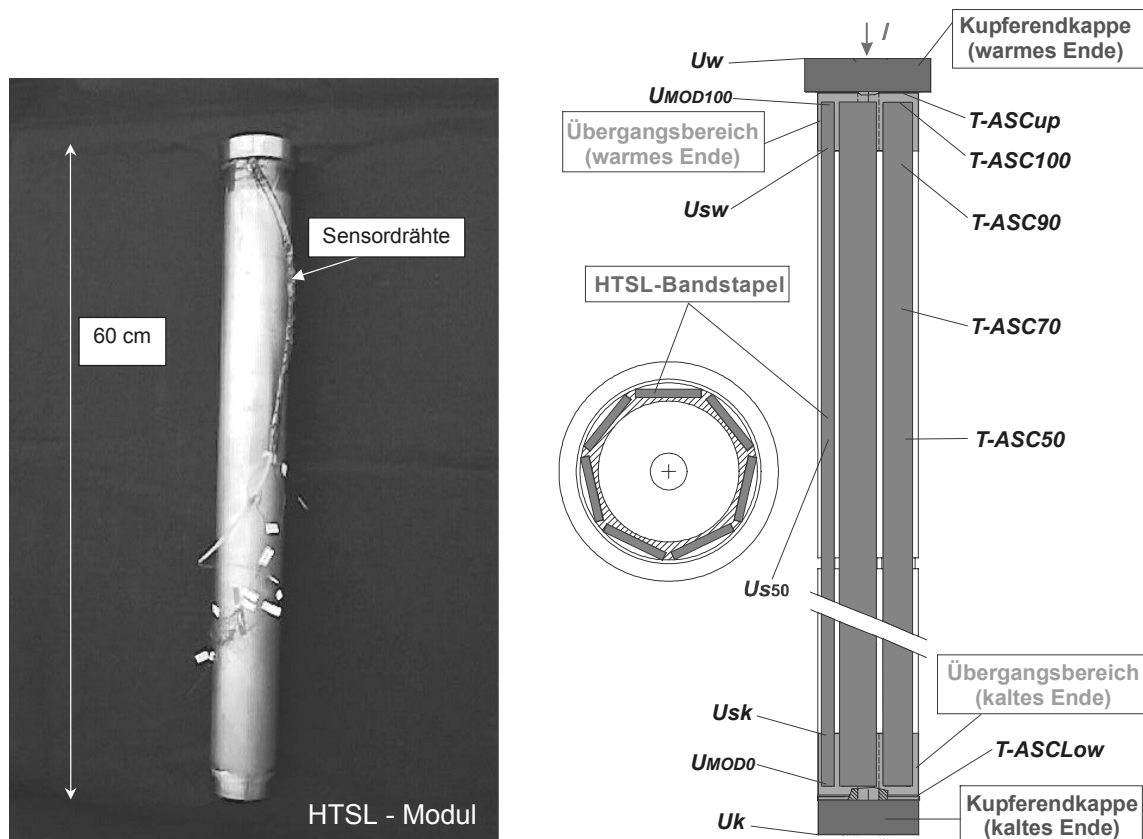
In der Folge werden als *Modul 1* und *Modul 2* der erste bzw. der zweite getestete 10 kA HTSL-Prototyp bezeichnet.

### 5.1 Beschreibung der Module

Eine geeignete Anzahl an Bi-2223-Bändern mit einer Ag<sub>3</sub>at%Au-Matrix wird vor der zweiten Wärmebehandlung gestapelt und danach zusammengesintert. Dadurch werden sieben sogenannte Bandstapel gebildet. Diese sind auf ein Edelstahlrohr und auf zwei Kupferendkappen in kreisförmiger Anordnung verlötet (Abb. 5.1). Das Edelstahlrohr dient nicht nur als mechanischer Träger, sondern auch wegen seiner hohen Wärmekapazität als Wärmesenke, falls ein Quench auftritt. Die Kupferendkappen dienen der elektrischen Verbindung des HTSL-Moduls mit dem Wärmetauscher und mit dem Anschluss zur Spule (vgl. Abb. 1.2). Schließlich ist das HTSL-Modul von einem dünnen Edelstahlschutzrohr umgeben. Die gesamte Länge beträgt 600 mm und der Durchmesser 60 mm. Tabelle 5.1 enthält die Querschnittsflächen der verschiedenen Materialien des HTSL-Moduls.

**Tabelle 5.1** Querschnittsfläche entsprechend der Materialien des 10 kA HTSL-Moduls

Material	Querschnittsfläche [cm <sup>2</sup> ]
HTSL-Stapel	1,96 (30% Supraleiter, 70% Matrix)
Edelstahl (Außen- und Innenrohr)	8,736



**Abb. 5.1** Links: Aufnahme des 10 kA HTSL-Moduls. Rechts: Längs- und Queransicht des 10 kA HTSL-Moduls mit Bezeichnung der Position der Messsensoren. Der Potentialsensor  $U_{S50}$  liegt nur auf dem Modul 2.

Beide Module sind mit Temperatur- und Spannungssensoren gemäß Abb. 5.1 rechts folgendermaßen ausgestattet:

- **Modul 1:** Vier Temperatursensoren (Pt100) sind auf dem gleichen Stapel und bei 100%, 90%, 70% und 50% der Gesamtlänge des Stapels positioniert (z.B. bezeichnet  $T-ASC100$  den Temperatursensor, der sich an der Stelle 100% befindet), wobei 0% dem kalten Ende entspricht. Für die Vermessung des Übergangs von der Supraleitung zur Normalleitung sind Potentialsensoren an dem warmen und kalten Ende von vier Stapeln angelegt ( $U_{SW}$ ,  $U_{SK}$ ). Jedoch ist vom Hersteller nicht dokumentiert worden, welchen Stapeln die vier Drahtpaare zur Messung des Spannungsabfalls entsprechen. Deshalb bezeichnet man mit der Kennzeichnung „Stapel #i“ den Stapel #i, entlang dessen der Spannungsabfall  $\Delta U_i$  gemessen worden ist, d.h. z. B.  $\Delta U_{\text{Stapel \#1}} = U_{SW1} - U_{SK1}$  für den Stapel #1. Die Potentialsensoren am warmen und kalten Ende  $U_{MOD100}$  bzw.  $U_{MOD0}$  sind nur auf einem Stapel angebracht und dienen der Bestimmung der Kontaktwiderstände. Mit zusätzlichen Potentialsensoren werden auch die Übergangsspannungen  $U_W - U_{SW}$  bzw.  $U_{SK} - U_K$  zwischen den Kupferkappen und den Stapeln und demzufolge die Übergangswiderstände bestimmt.

- Modul 2: Die Temperatursensoren liegen gemäß der Bezeichnung von Abb. 5.1 auf einem Stapel. Im Gegensatz zu Modul 1 sind die Potentialsensoren nur auf einem Stapel angebracht, der zusätzlich mit einem in seiner Mitte liegenden Sensor ausgestattet ist ( $U_{S50}$ ).

Die Module sind für einen kritischen Strom von 12 kA und für einen Wärmeverlust kleiner als 2 W ausgelegt worden. Entsprechend 2 s Verzögerungszeit für die Entladung mit einer Zeitkonstante von 15 s des Magnetsystems müssen die Module nach der Quenchedetektion für 10 s 10 kA Nennstrom tragen, ohne dass am HTSL-Modul Raumtemperatur erreicht wird. Zusätzlich sind geringere Übergangswiderstände als 100 n $\Omega$  und 10 n $\Omega$  am warmen bzw. kalten Ende erfordert.

## 5.2 Messungen bei 77 K

Vor der Auslieferung wurden die Module bei dem Hersteller in einem Stickstoffbad (77 K) nur bis 9 kA vorgetestet. Die Verläufe der Spannungen als Funktion des Modulstroms sind in Abb. 5.2 und Abb. 5.3 aufgetragen.

Durch die  $I_c(B_{\perp})$ -Kurven und die Ladelinie des Moduls (vgl. Abschnitt 4.1.1) werden die kritischen Ströme bei verschiedenen Temperaturen bestimmt (Abb. 5.4). Um die Ladelinie zu bestimmen, muss zunächst die maximale Komponente  $B_{\perp\text{Max}}$  der Bandstapel berechnet werden. Dies wird mittels einer 2D-FE-Modellierung ausgeführt. Anhand der Angaben von Tabelle 5.1 beträgt die Querschnittsfläche eines Stapels 28 mm<sup>2</sup>. Die entsprechende Breite ist 22,86 mm, aber die Anordnung der Bänder, die den Stapel bilden, ist nicht bekannt. Wenn die Bänder so gruppiert sind, dass der Stapel als ein Viereck erscheint, kann dessen Stärke gleich 1,3 mm angenommen werden.

Eine korrekte Untersuchung benötigt die Modellierung der supraleitenden Filamente in der Matrix, die 30% der Querschnittsfläche besetzen. Ihre genaue Position ist dennoch unbekannt. Des weiteren wäre die Darstellung der Filamentgesamtheit durch einen massiven Supraleiter mit Permeabilität null falsch, da die Matrix zwischen den einzelnen Filamenten liegt. Deshalb besteht die beste Modellierung eines Bandstapels aus einem Viereck mit relativer Permeabilität  $\mu_r = 1$ .

In Abb. 5.5 sind die Verteilungen der  $B_{\perp}$ - und  $B_{//}$ -Komponenten und ihre maximalen Werte in einem Stapel dargestellt, wenn sich der Transportstrom gleichmäßig und mit einer konstanten Dichte in den sieben Stapeln aufteilt. Die maximalen berechneten Komponenten  $B_{\perp\text{Max}} = 45,97$  mT und  $B_{//\text{Max}} = 73,76$  mT liegen am Rand und symmetrisch zur Achse des Stapels. Außerdem befindet sich  $B_{\perp\text{Max}}$  genau auf der Mitte der Höhe des Stapels.

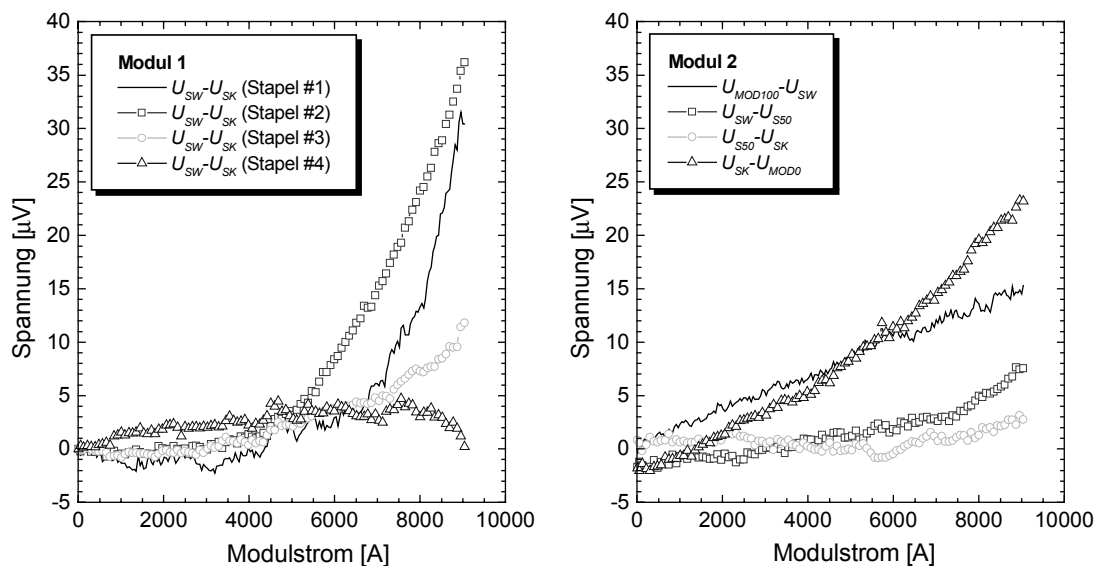
Aus den Messungen können folgende Schlüsse gezogen werden:

- Modul 1
  - Der Verlauf der  $U$ - $I$ -Kennlinien ist für vier der sieben Stapel unterschiedlich (Abb. 5.2 links)

- Bei ca. 4,5 kA ändert sich die Steigung der  $U$ - $I$ -Kennlinie für den Stapel #2 beachtlich
- Der Anschluss am Stromnetz durch zwei Klammern an den Kupferenden des Moduls, kann für eine inhomogene Stromverteilung in den Stapeln und folglich den unterschiedlichen Verlauf der  $U$ - $I$ -Kennlinien verantwortlich sein.

### Modul 2

- Die Neigung der Kurven ( $U_{MOD100} - U_{SW}$ ) und ( $U_{SK} - U_{MOD0}$ ) hängt von den Kontaktwiderständen Kupfer-Bandstapel ab (Abb. 5.2 rechts).
- Die Summe der Kontaktwiderstände am warmen und kalten Ende  $R_1$  (Modul 1) und  $R_2$  (Modul 2) betragen 16,35 n $\Omega$  bzw. 3,78 n $\Omega$ . Da das Verhältnis zwischen den Kontaktwiderständen am warmen und kalten Ende üblicherweise etwa 10 beträgt, erwartet man einen sehr geringen Kontaktwiderstand bei 4 K. Dadurch sind die Anforderungen entsprechend den Kontakten erfüllt.
- Anhand der  $I_c(B_{\perp})$ -Kurve beträgt der kritische Strom gemäß dem Kriterium 1  $\mu\text{V}/\text{cm}$  12 kA bei 77 K. Da die Spannungssensoren untereinander 455 mm entfernt sind, entsprechen 12 kA einer Spannung von 45,5  $\mu\text{V}$ . Dennoch kann dieser Wert des kritischen Stroms nicht aus Abb. 5.2 bestätigt werden.
- Bei 70 K, der geplanten maximalen Temperatur des in der SZF eingesetzten Moduls, erwartet man einen kritischen Strom von 17 kA.
- Um einen Quench des Moduls zu verhindern, muss bei 10 kA die maximale Temperatur unterhalb von ca. 80 K liegen (Abb. 5.4).



**Abb. 5.2** Links: Messung der Spannungen als Funktion des Modulstroms in vier der sieben Stapel des Moduls 1 bei 77 K. Rechts: Messung der Spannungen als Funktion des Modulstroms in einem Stapel des Moduls 2 bei 77 K.

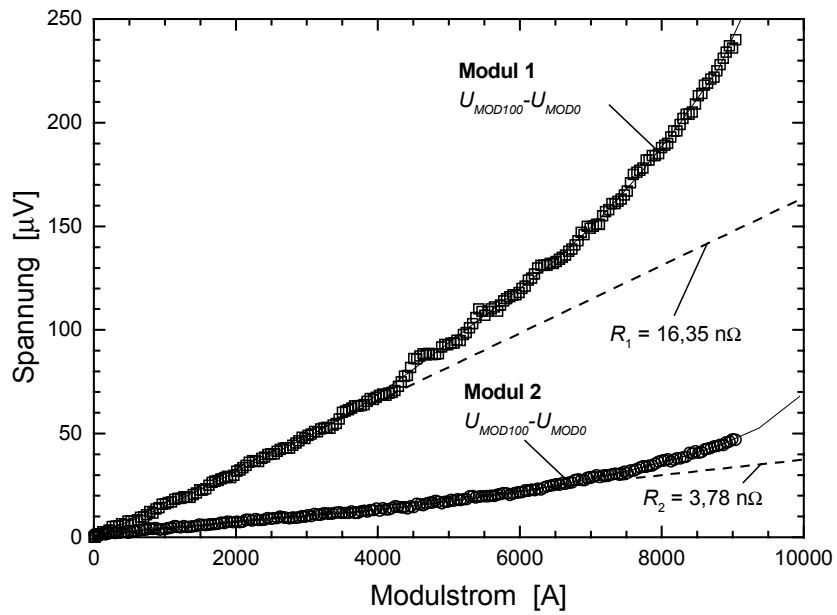


Abb. 5.3 Messung der Spannung als Funktion des Modulstroms und Bestimmung der Summe der Kontaktwiderstände  $R_1$  und  $R_2$  bei 77 K

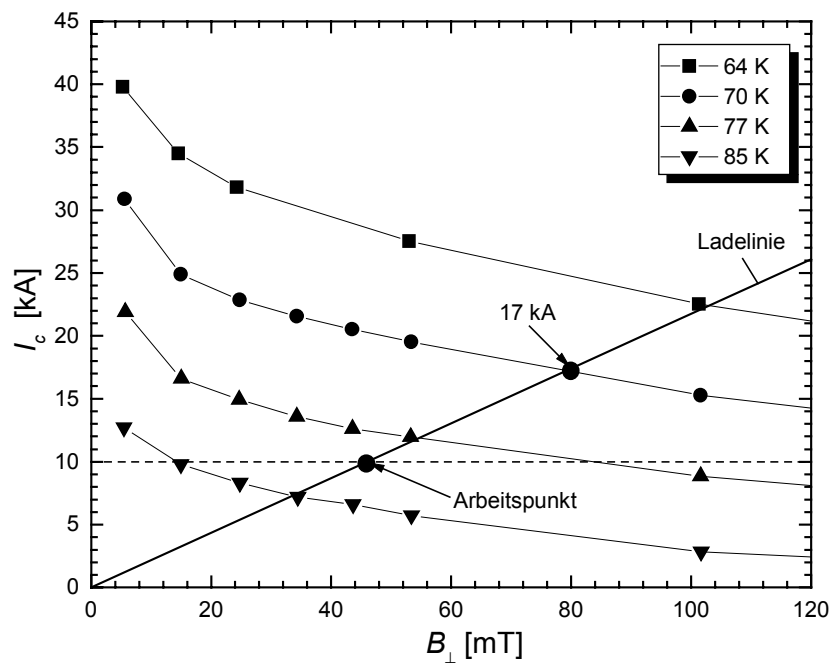


Abb. 5.4 Kritischer Strom als Funktion der senkrechten Komponente der Induktion für die Bandstapel gemäß dem Kriterium  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  und Ladelinie des HTSL-Moduls

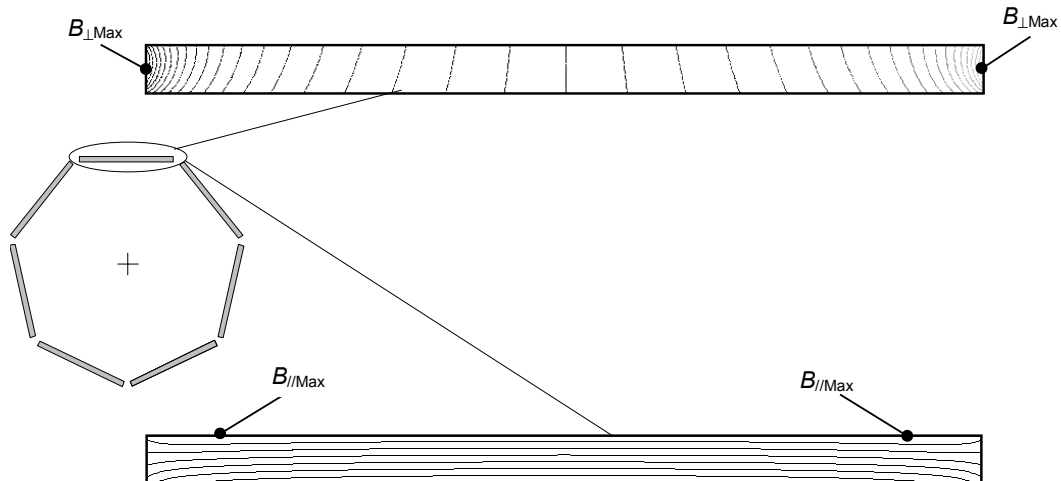


Abb. 5.5 Verteilungen der  $B_{\perp}$ - und  $B_{\parallel}$ -Komponenten und ihre maximalen Werte in einem Stapel bei gleichmäßiger Aufteilung des Transportstromes in den sieben Stapeln

### 5.3 Testanlage

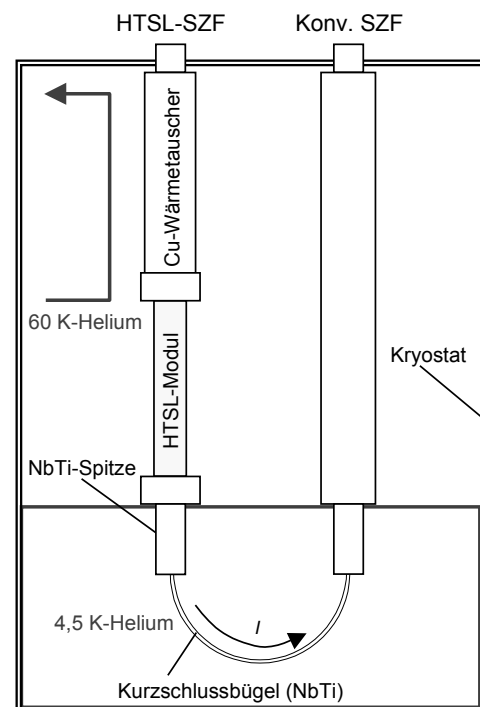


Abb. 5.6 Links: Aufnahme des Kryostats mit der HTSL-SZF und der konventionellen SZF. Rechts: Schema der zwei SZF mit dem NbTi-Kurzschlussbügel und des Kühlsystems.

Beide Module wurden am CRPP in der Schweiz getrennt getestet. Der Test wurde mittels der in Abb. 5.6 (links) abgebildeten Anlage durchgeführt. Die 10 kA HTSL-SZF besteht aus einem Kupferwärmetauscher, der zwischen 300 K und 70 K betrieben wird, und aus dem HTSL-Modul mit Temperaturen zwischen 70 K und 4,5 K. Der Wärmetauscher wird direkt mit 60 K-Helium gekühlt, während das Modul über das 4,5 K-Heliumbad des Kurzschlussbügels leitungsgekühlt wird (Abb. 5.6 rechts). Durch einen in Heliumbad getauchten Kurzschlussbügel aus NbTi ist die HTSL-SZF mit der anliegenden konventionellen SZF verbunden. Der maximale Gleichstrom, der vom Netzgerät bereitgestellt werden kann, beträgt 12 kA.

## 5.4 Testprogramm

Die Tests der 10 kA HTSL-Module umfassen folgende Abschnitte:

1. Stationärer Betrieb bei 5 kA, 7,5 kA und 10 kA
2. Stationärer Betrieb ohne Strom, um die Wärmeverluste zu messen
3. Messung des Quenchstroms
4. Betrieb mit Massenstromabschaltung, um den Betrieb bei Kühlungsausfall zu untersuchen
5. Ergänzende Tests

Zunächst werden in der Folge kurz das Temperaturprofil und die Wärmeverluste im stationären Betrieb bei 10 kA besprochen. Danach folgt eine Untersuchung zur Bestimmung des Quenchstroms. Besondere Aufmerksamkeit wird auf das Rechenverfahren zur Bestimmung der Stromverteilung und der Kontaktwiderstände sowie auf die Stromverteilung im Quenchfall selbst gerichtet. Schließlich wird das elektrische Verhalten nur eines Moduls bei schnellen Stromrampen behandelt und ein Vergleich mit den Berechnungsergebnissen durchgeführt.

## 5.5 Temperaturprofil

Wichtig für den Betrieb der SZF ist die Einstellung des Massenstromes bei einer bestimmten Eintrittstemperatur, damit die gewünschte Temperatur am warmen Ende des Moduls erhalten wird. Mit einer Eintrittstemperatur des Heliums am Wärmetauscher von 60 K wurde ein Massenstrom von ca. 0,9 g/s berechnet, um eine Temperatur am warmen Ende gleich ca. 70 K bei 10 kA zu erhalten [44] [45].

Im stationären Zustand bei 10 kA traten keine Probleme auf. In Abb. 5.7 sind die Messungen mit den vorgesehenen Temperaturprofilen verglichen. Mit einer Eintrittstemperatur des Heliums bei 60 K und einem Massenstrom von ca. 0,9 g/s war  $T_{-ASC100}$  (s. Abb. 5.1) gleich 67 K und  $T_{-ASCLOW} = 5,2$  K für beide Module. Die

Einstellung der Heliumtemperatur erfolgt durch Mischung des 4,5 K-Heliums mit dem 80 K-Helium des Kryostatschildes.

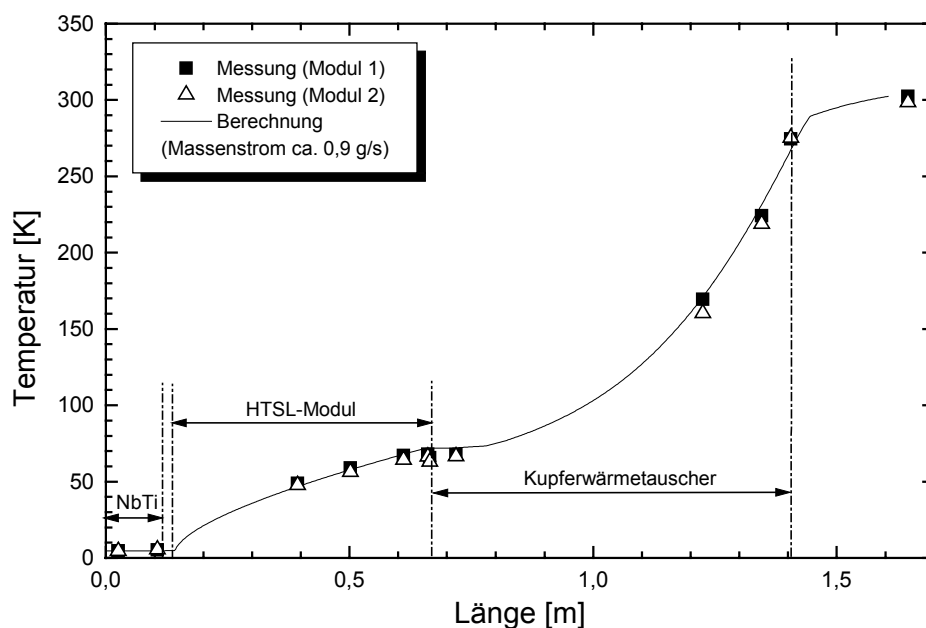


Abb. 5.7 Gemessene und berechnete Temperaturprofile des Moduls 1 und 2 im stationären Betrieb bei 10 kA [44][45]

## 5.6 Wärmeverluste

Der Wärmeverlust bei 4,5 K (mit diesem Wert wird die Auslegungstemperatur am kalten Ende bezeichnet) ist einer der wesentlichen Parameter, die zur Charakterisierung der SZF bekannt sein müssen. Um diesen zu messen, wird die HTSL-SZF in ein Heliumbad getaucht (Abb. 5.6). Wegen der Wärmeeinleitung in das Bad verdampft das Helium und strömt durch ein Edelstahlrohr, das bis auf Raumtemperatur aus dem Kryostat herausgeführt wird, in dem der Massenstrom in  $\text{Nm}^3/\text{min}$  gemessen wird. Deshalb wurde zunächst der Durchflussmesser mittels eines Heizers, der eine elektrische Leistung von 0 bis 4 W liefert, geeicht.

Tabelle 5.3 enthält die Wärmeverluste bei 0 und 10 kA sowie die elektrischen Leistungen der HTSL-SZF in Bezug auf das Modul 1 (welche gleich denen des Moduls 2 sind). Diese werden mit denen einer konventionellen SZF verglichen. Für diese Berechnung werden folgende Voraussetzungen berücksichtigt:

- Das Verhältnis zwischen der elektrischen Leistung der Kälteanlage  $P_e$  und der Kälteleistung  $P_K$  (vgl. Kapitel 3) entspricht den in Tabelle 5.2 dargestellten Werten.

Tabelle 5.2 Verhältnis  $P_e/P_K$  für zwei verschiedene Kühlverfahren

Kühlverfahren	$P_e/P_K$
Verflüssigung von kaltem Heliumgas	250
Verflüssigung von 300 K-Heliumgas	1300



- Die Rückkühlungsleistung  $P_r$  für einen Massenstrom von 1 g/s bei 60 K und 1,5 bar beträgt 1261 J/g und der prozentuelle Leistungskoeffizient  $e$  ist gleich 30%.  $P_r$  wird mit Hilfe der Gl. (3.14) und  $T_1=300$  K,  $T_2=60$  K und  $T_0=300$  K berechnet.

Die gesamte elektrische Leistung  $P_G$  der HTSL-SZF ist die Summe

$$P_G = \frac{\dot{m} \cdot P_r}{0,3} + \dot{Q}_K \cdot \frac{P_e}{P_K} = \frac{\dot{m} \cdot 1261}{0,3} + \dot{Q}_K \cdot 250 = P_1 + P_2 \text{ [W]} \quad (5.1)$$

wobei  $\dot{m}$  der Massenstrom des Heliums am Wärmetauscher (s. Abb. 5.6) und  $\dot{Q}_K$  die Wärmeverluste am kalten Ende sind.

Die elektrische Leistung  $P_{Konv}$  bei 10 kA einer konventionellen SZF beträgt, anhand der Gl. (3.16),

$$P_{Konv} = 1430 \cdot 10 = 14300 \text{ [W]} \quad (5.2)$$

und ohne Strom, anhand der Gl. (3.11),

$$P_{0Konv} = 0,5 \cdot 1430 \cdot 10 = 7150 \text{ [W]} \quad (5.3)$$

Der Reduktionsfaktor ist das Verhältnis:

$$\text{Reduktionsfaktor} = \frac{P_{Konv}}{P_G} \quad (5.4)$$

**Tabelle 5.3** Gemessene Verluste, abgeschätzte Leistungen und andere Hauptparameter des Moduls 1 im stationären Zustand bei 60 K-Eintrittstemperatur des Heliums

<b>Transportstrom [kA]</b>	<b>0</b>	<b>10</b>
Massenstrom [g/s]	0,29	0,854
$T\text{-}ASC100$ [K]	62,9	66,6
Kälteleistung $P_1$ [W]	1219	3590
$\dot{Q}_K$ [W] (Verluste bei 4,5 K)	1,33	1,99
Kälteleistung $P_2$ [W]	333	498
$P_G$ [W]	1552	4088
$\dot{Q}_{Konv}$ [W]	5,5	11
$P_{Konv}$ [W]	7150	14300
<b>Reduktionsfaktor</b>	<b>4,61</b>	<b>3,5</b>

Der Massenstrom bei 0 kA wurde so eingestellt, dass die Temperatur  $T-ASC100$  ähnlich der bei 10 kA ist. Jedoch war es nicht möglich, den Massenstrom unterhalb von 0,29 g/s zu verringern.

Zusammenfassend traten bei beiden 10 kA HTSL-Modulen bei 0 kA Verluste von 1,3÷1,5 W auf, bei 10 kA betrugen sie 2 W.

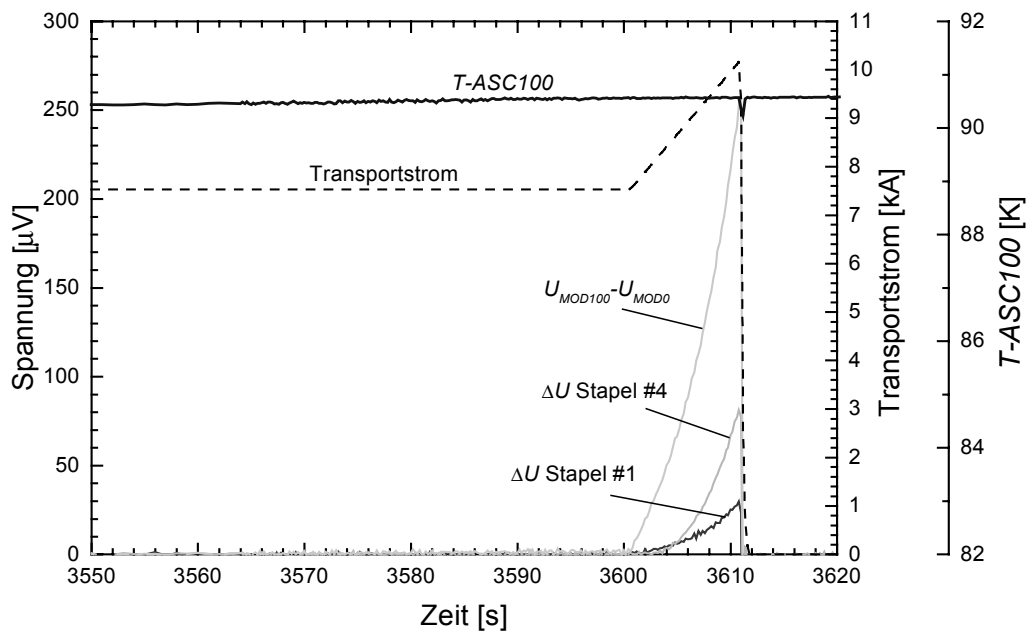
## 5.7 Kritischer Strom und Quenchstrom

Es bieten sich zwei Möglichkeiten, um bei einem bestimmten Massenstrom einen Quench im HTSL-Modul auszulösen. Die erste besteht darin, bei  $T-ASC100 = 70$  K den Strom zu erhöhen, die zweite bei konstantem oder steigendem Strom die Eintrittstemperatur des Heliums am Wärmetauscher und somit  $T-ASC100$  zu erhöhen. Diese letzte Lösung wurde in den Tests zwingend gewählt, da kein Quench bei Transportströmen bis 12 kA (maximaler und für eine kurze Zeit in dem Netzgerät einstellbarer Wert) mit  $T-ASC100$  gleich 70 K auftrat. Jedoch ist es vorteilhaft, nicht gleichzeitig den Strom und die Eintrittstemperatur zu verändern, um die jeweiligen Auswirkungen unterscheiden zu können.

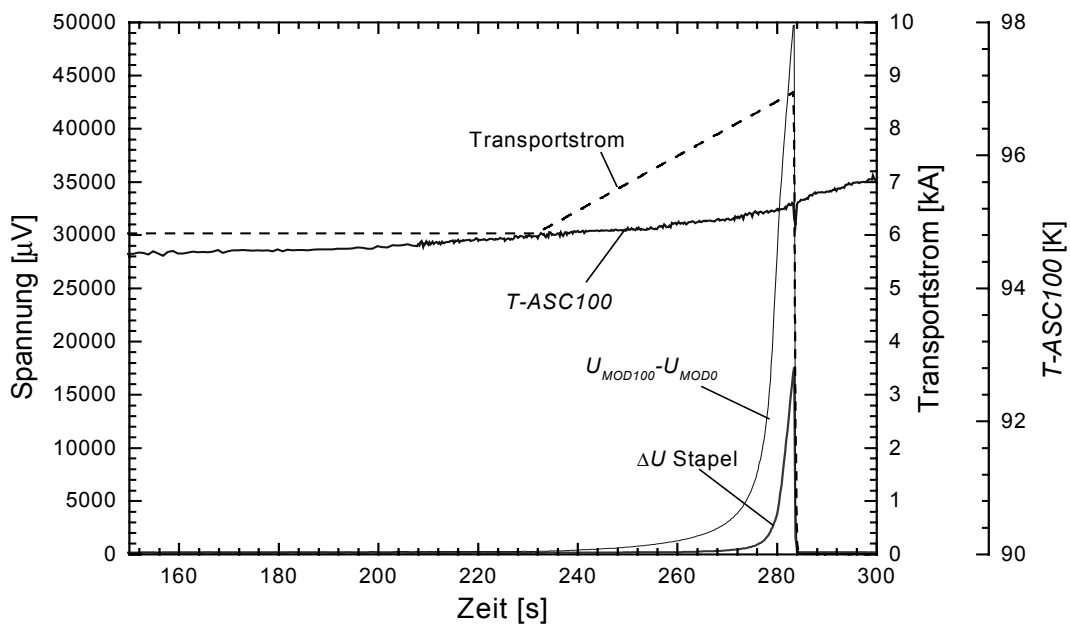
Hinsichtlich des Moduls 1 ist in Abb. 5.8 der Verlauf der Spannungsabfälle entlang zweier Stapel (#1 und #4) und auf einem Stapel inklusive der Kontakte dargestellt. Die Temperatur  $T-ASC100$  wurde bei ca. 90 K eingestellt, um mit Erhöhung des Stromes von 10 kA auf 12 kA einen Quench auszulösen. Da zwei der vier am Anfang verfügbaren Spannungsabfälle nicht mehr gemessen werden konnten, sind nur die von Stapel #1 und Stapel #4 dargestellt. Deutlich ist dabei, dass die zwei Kurven nicht den gleichen Verlauf aufweisen. Der Grund dafür ist einer inhomogenen Stromverteilung zwischen den Stapeln zuzuschreiben, die von der Qualität der Bandstapel oder von den unterschiedlichen Kontaktwiderständen verursacht wird (s. Abschn. 5.11). Bei allen Messungen war der Quenchdetektor so eingestellt, dass bei kleineren Spannungen als 1 mV entlang der Stapel mit den Kontakten der Strom abgeschaltet wurde. Der Strom wurde jedoch in den LOFA-Tests (s. Abschnitt 5.8) oft wegen des Erreichens von anderen Grenzwerten, wie zum Beispiel der maximalen zulässigen Lottemperatur am Wärmetauscher, abgeschaltet.

Hinsichtlich des Moduls 2 ist die Spannung entlang eines Stapels mit und ohne Kontakte vor der Stromabschaltung in Abb. 5.9 dargestellt. Bei den Messungen dieses Moduls war der Quenchdetektor im Vergleich zum Test des Moduls 1 auf eine höhere Spannung eingestellt (bis 100 mV).

Während der Messungen wurde wegen der thermischen Spannung ein Anstieg des Spannungsabfalls auf den Stapeln unter Zunahme der Temperatur am warmen Ende und bei konstantem Strom bemerkt.



**Abb. 5.8** Spannungen entlang zweier Stapel kurz vor der Stromabschaltung im Modul 1, Transportstrom und Temperatur am warmen Ende



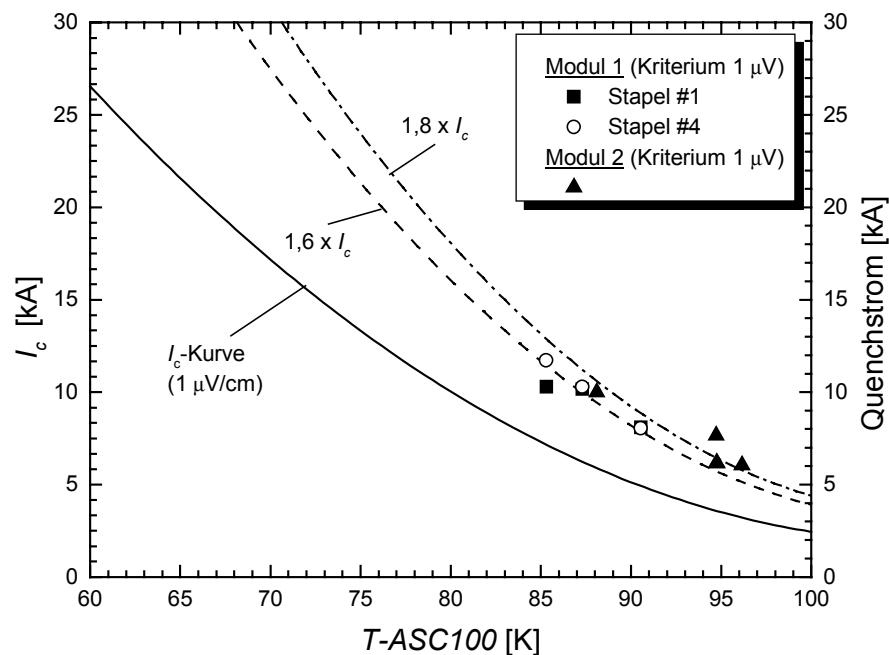
**Abb. 5.9** Spannungen entlang eines Stapels kurz vor der Stromabschaltung im Modul 2, Transportstrom und Temperatur am warmen Ende

Aufgrund eines Temperaturgradienten entlang des Moduls, ist es prinzipiell nicht möglich, den kritischen Strom gemäß dem Kriterium  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  auf die HTSL-SZF anzuwenden. Wenn dieses Kriterium in Bezug auf den Abstand von ca. 45 cm zwischen

den Messensoren  $U_{SW}$  und  $U_{SK}$  verwendet wird, erfolgt ein Spannungsabfall von  $45 \mu\text{V}$ . Dies ist ein optimistischer Wert, da eine höhere Spannung als  $1 \mu\text{V}$  in einem Zentimeter Länge am warmen Ende erreicht werden kann, während am kalten Ende die Stapel noch in supraleitendem Zustand liegen. Folglich wurde  $1 \mu\text{V}$  als Spannung für die Bestimmung des Quenchstromes angenommen, auch weil die Empfindlichkeit der Messung nicht besser als  $1 \mu\text{V}$  war. Der kritische Strom des Moduls gemäß dem Kriterium  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  kann dennoch als der kritische Strom in einem Zentimeter Länge des HTSL-Teils bei  $70 \text{ K}$  (Zwischenniveau) definiert werden.

In Abb. 5.10 wird die  $I_c$ -Kurve, berechnet nach Abb. 5.4, mit den Quenchstromwerten verglichen. Der Quenchstrom des Moduls 1 ist 1,6-mal größer als der kritische Strom, während der des Moduls 2  $1,8 \times I_c$  beträgt. Die supraleitende Stromtragfähigkeit des Moduls 2 ist infolgedessen etwas besser.

Anhand der Angaben der Tabelle 5.1 und der Kurve von Abb. 5.10 werden die mittleren Quenchstromdichten  $J_{Qe}$  (vgl. Gl. (2.4)) und die damit verknüpften Quenchstromdichten  $J_{Qc}$  berechnet (Tabelle 5.4).



**Abb. 5.10** Kritischer Strom anhand der  $I_c(B_\perp)$ -Kennlinien und Quenchstrom beider Module gemäß dem Kriterium  $1 \mu\text{V}$  entlang des Stapels

**Tabelle 5.4** Quenchstrom  $I_Q$  und die damit verknüpfte mittlere Quenchstromdichte  $J_{Qe}$  bzw. Quenchstromdichte  $J_{Qc}$  der 10 kA-Module bei 70 K und 77 K

	$T-ASC100$ [K]	$I_Q$ [kA]	$J_{Qe}$ [kA/cm <sup>2</sup> ]	$J_{Qc}$ [kA/cm <sup>2</sup> ]
<b>Modul 1</b>	70	27,2	13,9	46,3
	77	19,2	9,8	32,7
<b>Modul 2</b>	70	30,6	15,6	52
	77	21,4	10,9	36,3

Zusammenfassend zeigen sich die verwendeten Designkriterien zur Bestimmung von  $I_c$ , d.h. das Kriterium  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  und die Ladelinie unter der Annahme einer homogenen Stromverteilung zwischen den Stapeln, als geeignete Werkzeuge zur sicheren Auslegung der Module, sollten die Werte des Quenchstroms auch bei 70 K auf den zwei Annäherungslinien von Abb. 5.10 liegen.

## 5.8 Thermische Transienten nach Massenstromabschaltung

Ein wichtiger Test zur Festlegung der Sicherheit des Magnetsystems, das die Stromzuführungen versorgen müssen, ist die Untersuchung des Verhaltens des HTSL-Moduls nach Abschaltung des Massenstroms am Wärmetauscher (LOFA-Test). Für eine korrekte Simulation dieses Tests sollte man bei Nennbetrieb eine Temperatur am warmen Ende von 70 K einstellen und nach der Quenchdetektion eine Stromentladung mit einer Konstanten von 15 s durchführen (s. Abschnitt 3.6.2). Jedoch war eine Simulation mit einer exponentiellen Entladung nicht möglich. Außerdem musste mit einer Ausgangstemperatur von 70 K am warmen Ende nach der Massenstromabschaltung wegen des Erreichens von hohen Temperaturen am Wärmetauscher und nicht wegen des Quenches des Moduls der Strom ausgeschaltet werden. Infolgedessen musste die Eintrittstemperatur des Heliums am Wärmetauscher erhöht werden, um das Modul ohne Beschädigung des Wärmetauschers zu quench.

Während des LOFA-Tests für das Modul 1 (Abb. 5.11) wird  $T-ASC100$  vor der Massenstromabschaltung auf 90 K (Eintrittstemperatur des Heliums = 86 K) eingestellt. In Abb. 5.12 sind die Spannungen auf den Stapeln und die des Quenchdetektors ( $U_{MOD100} - U_{MOD0}$ ) aufgetragen. Sobald das Ventil bei der Zeit  $t_{off}$  geschlossen wird (es waren über 5 s nötig, um den He-Strom von 1,16 auf 0,2 g/s zu verringern) steigt die Temperatur  $T-ASC100$ . Etwa 1 Minute später ( $t_1$ ), wenn der Detektor eine Spannung von 1 mV misst<sup>1</sup> (wegen der Detektionszeit ist die Spannung in Abb. 5.12 geringfügig höher) wird der Strom ausgeschaltet. Dieser Zeitabstand ist ausreichend, um den Verlust des Kühlmittels nachzuweisen.

<sup>1</sup> Die Quenchdetektionsschwelle wird erst auf 1 mV eingestellt, um eine mögliche Beschädigung des Moduls zu verhindern.

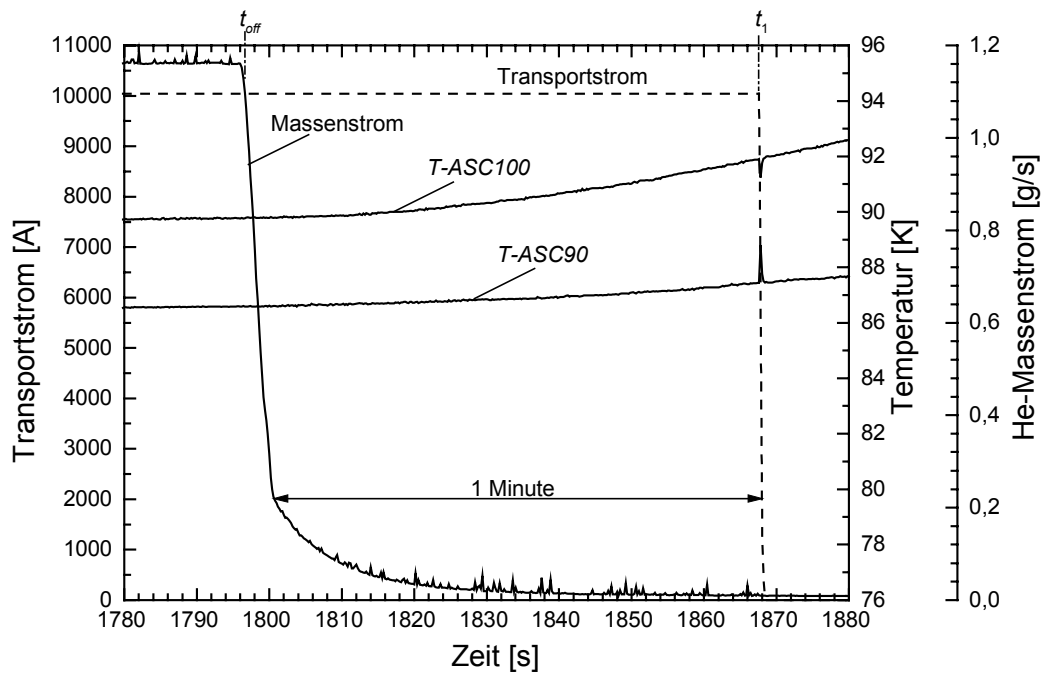


Abb. 5.11 Transportstrom, Massenstrom und Temperatur am warmen Ende des Moduls 1

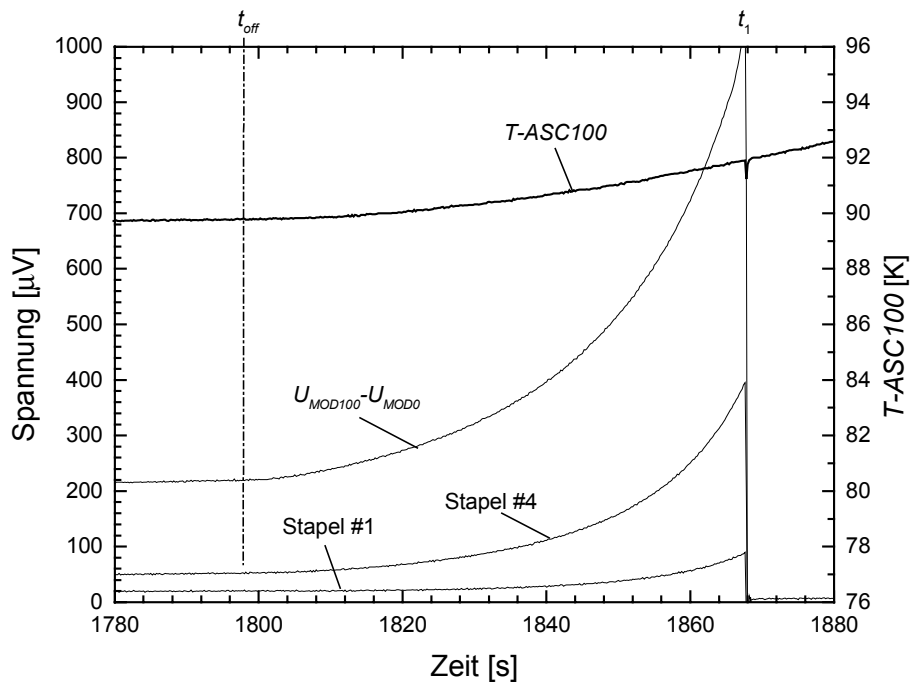
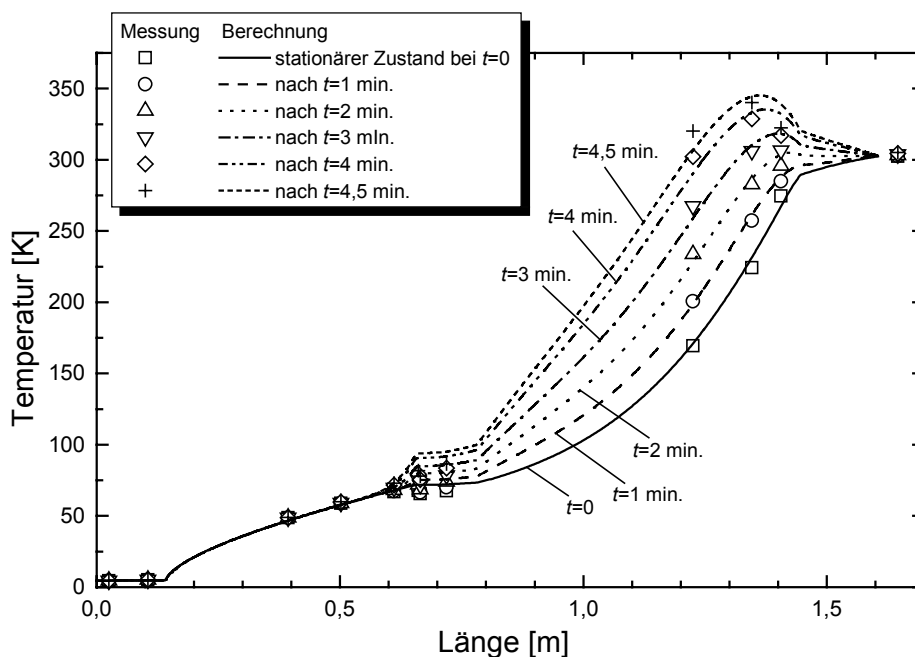


Abb. 5.12 Spannung auf den Stapeln, des Quenchedetektors und Temperatur am warmen Ende des Moduls 1

In Abb. 5.13 sind bei 7,5 kA und mit einer Anfangstemperatur von  $T_{-ASC100}=68$  K die gemessenen und berechneten Temperaturprofile gezeigt [29][44]. Es hat sich herausgestellt, dass die Temperatur am Wärmetauscher schneller als die im Modul steigt. Daher wird die Zeit zwischen der Massenstromabschaltung und der Stromentladung von der Temperatur am Wärmetauscher bestimmt. Diese beträgt bei 7,5 kA 270 s und  $T_{-ASC100}$  steigt von 67,9 K auf 81,7 K. Bei 10 kA verringert sich diese Zeit auf 127 s und  $T_{-ASC100}$  steigt von 66,6 K auf 72,6 K. In der thermischen Simulation ist auch das Edelstahlrohr berücksichtigt worden, ohne dem die Temperatur im Modul schneller zugenommen hätte. Wegen seiner hohen Wärmekapazität spielt das Rohr eine wichtige Rolle: es funktioniert als Wärmesenke und verzögert dadurch den Quench des Moduls.

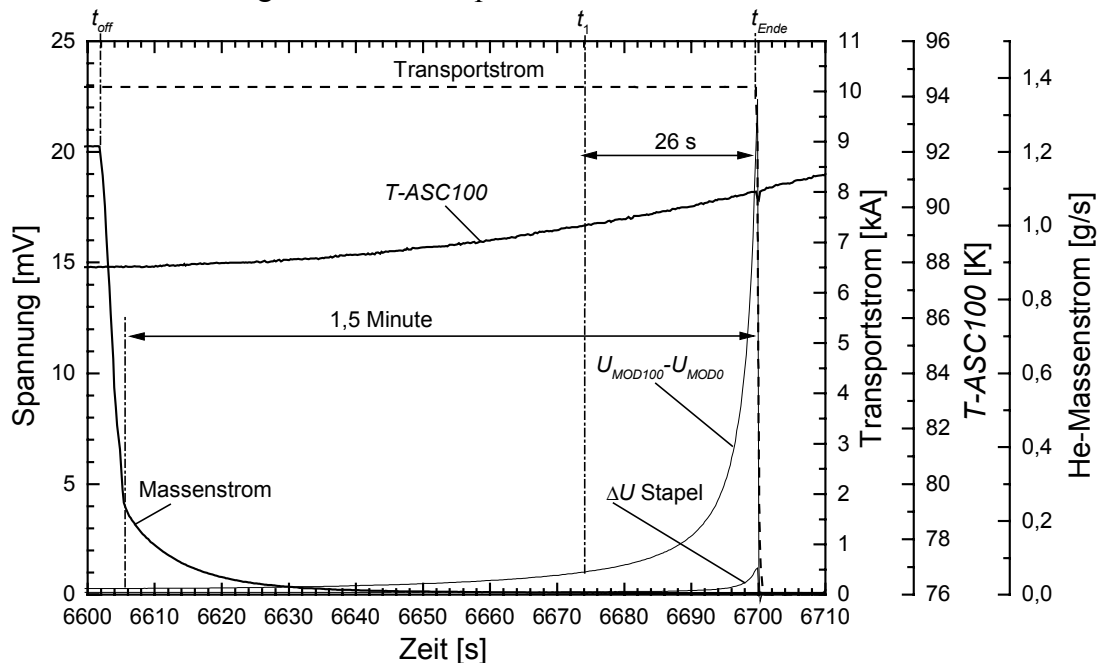


**Abb. 5.13** Gemessene und berechnete Temperaturprofile nach der Massenstromabschaltung im Modul 1

Modul 2 reagiert hinsichtlich seines thermischen Verhaltens ähnlich wie das andere Modul. In Abb. 5.14 sind der Anstieg der Temperatur am warmen Ende in Funktion der Zeit nach der Massenstromabschaltung, die Spannungsabfälle, der Transportstrom und der Helium-Förderstrom dargestellt. In diesem Test wurde eine höhere Quenchdetektionsschwelle eingestellt. Die Stromausschaltung wird jedoch von den hohen Temperaturen am Wärmetauscher verursacht.

Aus diesen Messungen kann folgende Schlussfolgerung getroffen werden: Wenn die Quenchdetektionsschwelle im Magnetsystem bei 1 mV ( $t_1$ ) eingestellt wäre, vergingen 26 s bevor 20 mV ( $t_{Ende}$ ) erreicht würden. Da eine Entladung des Magnetsystems mit einer Konstanten von 15 s, gemäß der Leistungsbilanz, einem Zeitabstand von 10 s bei

Nennstrom entspricht, wären diese 26 s ausreichend. Somit erlauben die HTSL-Module eine sichere Entladung der ITER TF-Spulen.



**Abb. 5.14** Spannungen auf einem Stapel mit und ohne Kupferkontakte, Transportstrom und Temperatur am warmen Ende des Moduls 2

Um einen Vergleich zwischen den zwei Modulen anzustellen, sind die Zeitabstände ( $t_1 - t_{off}$ ) zwischen der He-Stromabschaltung ( $t_{off}$ ) und des Erreichens einer Spannung von 1 mV ( $t_1$ ) entlang des die Kontakte anschließenden Stapels in Tabelle 5.5 aufgetragen. Die Zeiten ( $t_1 - t_{off}$ ) beider Module sind nahezu gleich und, da die Anfangstemperatur  $T-ASC100$  bei  $t_{off}$  für Modul 2 um 2 K niedriger als die jeweilige des Moduls 1 ist, ergibt sich, dass die Temperaturvariation  $\Delta(T-ASC100)$  des Moduls 2 geringer ist.

**Tabelle 5.5** Temperatur am warmen Ende zum Zeitpunkt des Abschaltens des Massenstromes ( $t_{off}$ ), bei  $t_1$  ( $U_{MOD100} - U_{MOD0} = 1$  mV) und Temperaturdifferenz im Zeitabstand  $t_1$

	$T-ASC100$ ( $t = t_{off}$ ) [K]	$T-ASC100$ ( $t = t_1$ ) [K]	$\Delta(T-ASC100)$ [K]	$t_1 - t_{off}$ [s]
<b>Modul 1</b>	89,8	91,9	2,1	71
<b>Modul 2</b>	87,8	89,3	1,5	72



## 5.9 Stromverteilung im stationären Betrieb

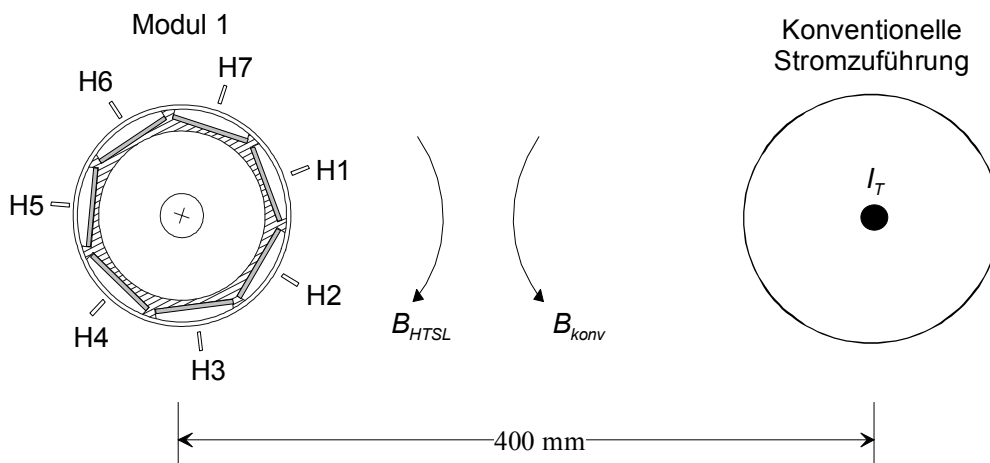
### 5.9.1 Methode zur Bestimmung der Stapelströme

Die Kenntnis der Stromverteilung in den Stapeln dient dazu, das elektrische Verhalten des Moduls im stationären und transienten Betrieb zu verstehen. Um die Stromverteilung in den Stapeln zu bestimmen, werden um die Module sieben Hallensensoren angebracht. Die aktive Fläche jedes dieser Sensoren liegt senkrecht zur breiten Seite des Stapels und auf der Achse des Stapels. Die wirksame Fläche der Sensoren ist 1,5 mm von der Edelstahloberfläche des Moduls entfernt, d.h. 5 mm vom Stapel. Damit wird die azimutale Komponente des Magnetfeldes gemessen. Diese wird von den Stapelströmen  $I_j$  des HTSL-Moduls und von dem in der konventionellen SZF fließenden Transportstrom  $I_T$  erzeugt, wobei  $I_T = \sum_{j=1}^7 I_j$  ist. Somit ergibt sich aus der Summe

$$B_i = B_{i,1} + B_{i,2} + \dots + B_{i,j} + \dots + B_{i,7} + B_{i,Konv} = \sum_{j=1}^7 a_{ij} I_j + k_i I_T \quad (5.5)$$

$i = 1, 2, \dots, 7; j = 1, 2, \dots, 7$

die azimutale Komponente  $B_i$  des Stapels  $i$ , wobei  $B_{i,j} = a_{i,j} I_j$  und  $B_{i,Konv} = k_i I_T$  die nur von  $I_j$  bzw. nur von  $I_T$  erzeugten Komponenten der Magnetflussdichte sind.  $a_{i,j}$  und  $k_i$  sind Geometriefaktoren.



**Abb. 5.15** Skizze des HTSL-Moduls mit danebenliegender konventioneller Stromzuführung. Position der Hallensensoren für das Modul 1 (Blick von der Seite des warmen Endes). Stapel  $i$  entspricht Hallensensor  $H_i$ . Wenn der Transportstrom  $I_T$  fließt, werden von dem Modul und der konventionellen SZF die Induktionen  $B_{HTSL}$  bzw.  $B_{Konv}$  erzeugt.

Gl. ( 5.5) kann in Matrixform geschrieben werden

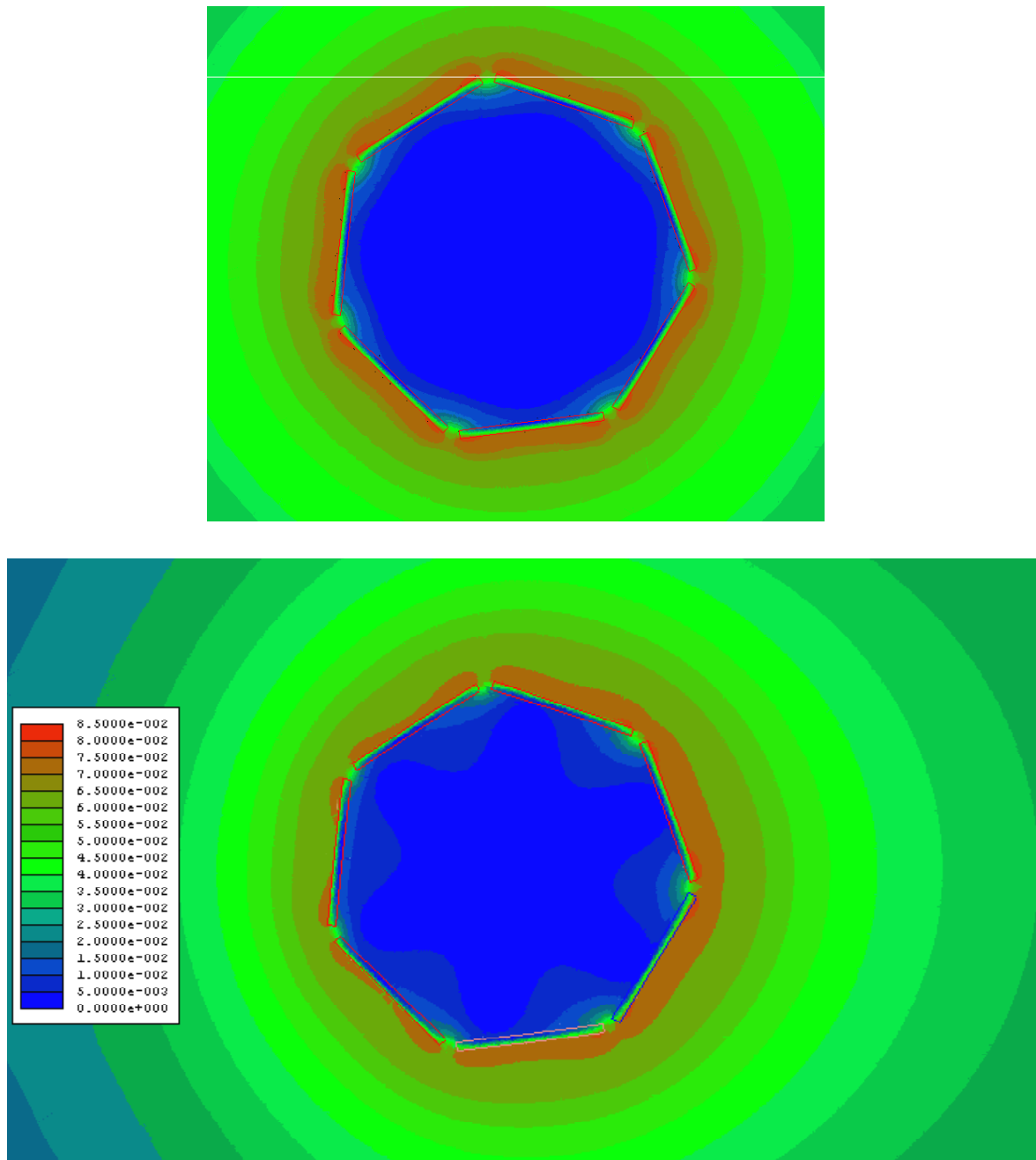
$$\mathbf{B}_G = \mathbf{B}_{HTSL} + \mathbf{B}_{konv} = \mathbf{A} \mathbf{I}_{Stapel} + \mathbf{B}_{konv} \quad (5.6)$$

wobei  $\mathbf{B}_G$  das gesamte Magnetfeld bezeichnet und  $\mathbf{A} = (a_{ij})$ . Aus Gl. (5.6) folgt

$$\begin{aligned} \mathbf{A}^{-1} (\mathbf{B}_G - \mathbf{B}_{konv}) &= \mathbf{I}_{Stapel} \\ \Downarrow \\ \mathbf{A}^{-1} (\mathbf{B}_G - \mathbf{K}_{konv} \mathbf{I}_T) &= \mathbf{I}_{Stapel} \end{aligned} \quad (5.7)$$

Da  $\mathbf{B}_G$  und  $\mathbf{I}_T$  gemessen werden, erfordert die Bestimmung der Stapelströme die Berechnung der Matrizen  $\mathbf{A}^{-1}$  und  $\mathbf{K}_{konv}$ . Hierfür müssen zunächst die Bandstapel mit einem FE-Programm modelliert werden. Das Magnetfeld für die in Abb. 5.15 dargestellte geometrische Anordnung der Module und der konventionellen SZF wird mit einer 2D-FE-Simulation berechnet [46].

Abb. 5.16 zeigt die Magnetfeldverteilung auf der Querschnittsfläche des HTSL-Moduls 1 ohne und mit dem Untergrundfeld der konventionellen SZF bei 10 kA und bei Gleichverteilung der Ströme in den sieben Stapeln. Deutlich ist der Effekt der konventionellen SZF, den auch Tabelle 5.6 hervorhebt. Hier sind die an der Stelle der Hallsensoren berechneten azimuthalen Komponenten ohne ( $\mathbf{B}_{ASC}$ ) und unter ( $\mathbf{B}_G$ ) Betrachtung des mit der konventionellen SZF verknüpften Hintergrundfeldes aufgelistet. Wegen des unterschiedlichen Drehwinkels um die Eigenlängsachse der zwei Module, ergibt sich  $\mathbf{B}_G$  (Modul 1)  $\neq$   $\mathbf{B}_G$  (Modul 2).



**Abb. 5.16** HTSL-Modul 1: Magnetfeldverteilung mit gleichmäßiger Verteilung der Ströme in den sieben Stapeln ohne (oben) und mit (unten) dem Untergrundfeld der konventionellen SZF

**Tabelle 5.6** Berechnete azimutale Komponenten ohne ( $B_{ASC}$ ) und unter ( $B_G$ ) Betrachtung des Untergrundfeldes der konventionellen SZF bei 10 kA und gleichmäßiger Verteilung der Stapelströme

Stapel	$B_{ASC}$ [mT]	$B_G$ (Modul 1) [mT]	$B_G$ (Modul 2) [mT]
1	59,11	63,92	56,86
2	59,11	63,33	54,8
3	59,11	59,25	55,66
4	59,11	55,79	58,99
5	59,11	54,78	63,15
6	59,11	56,41	64,04
7	59,11	60,26	60,54

Soll der Stapelstrom  $I_j$  in einem der sieben Stapel fließen, dann werden die  $B_{ij}$  und folglich die konstanten (da die Permeabilität konstant angenommen wird) Komponenten  $a_{ij}$  der Matrix  $A$  ausgerechnet. Wenn der Strom  $I_T$  in der anliegenden konventionellen SZF fließt, werden die  $k_i$  Koeffizienten der Matrix  $K_{Konv}$  bestimmt.

Gemäß den Zeichen der Abb. 5.15 gilt

$$A = \begin{bmatrix} 1,7983 \cdot 10^{-5} & 4,858 \cdot 10^{-6} & 3,514 \cdot 10^{-6} & 3,311 \cdot 10^{-6} & 3,311 \cdot 10^{-6} & 3,514 \cdot 10^{-6} & 4,858 \cdot 10^{-6} \\ 4,858 \cdot 10^{-6} & 1,7983 \cdot 10^{-5} & 4,858 \cdot 10^{-6} & 3,514 \cdot 10^{-6} & 3,311 \cdot 10^{-6} & 3,311 \cdot 10^{-6} & 3,514 \cdot 10^{-6} \\ 3,514 \cdot 10^{-6} & 4,858 \cdot 10^{-6} & 1,7983 \cdot 10^{-5} & 4,858 \cdot 10^{-6} & 3,514 \cdot 10^{-6} & 3,311 \cdot 10^{-6} & 3,311 \cdot 10^{-6} \\ 3,311 \cdot 10^{-6} & 3,514 \cdot 10^{-6} & 4,858 \cdot 10^{-6} & 1,7983 \cdot 10^{-5} & 4,858 \cdot 10^{-6} & 3,514 \cdot 10^{-6} & 3,311 \cdot 10^{-6} \\ 3,311 \cdot 10^{-6} & 3,311 \cdot 10^{-6} & 3,514 \cdot 10^{-6} & 4,858 \cdot 10^{-6} & 1,7983 \cdot 10^{-5} & 4,858 \cdot 10^{-6} & 3,514 \cdot 10^{-6} \\ 3,514 \cdot 10^{-6} & 3,311 \cdot 10^{-6} & 3,311 \cdot 10^{-6} & 3,514 \cdot 10^{-6} & 4,858 \cdot 10^{-6} & 1,7983 \cdot 10^{-5} & 4,858 \cdot 10^{-6} \\ 4,858 \cdot 10^{-6} & 3,514 \cdot 10^{-6} & 3,311 \cdot 10^{-6} & 3,311 \cdot 10^{-6} & 3,514 \cdot 10^{-6} & 4,858 \cdot 10^{-6} & 1,7983 \cdot 10^{-5} \end{bmatrix}$$

$$A^{-1} = \begin{bmatrix} 65280,44817 & -11633,02691 & -4622,261662 & -4292,744653 & -4292,744653 & -4622,261662 & -11633,02691 \\ -11633,02691 & 65280,44817 & -11633,02691 & -4622,261662 & -4292,744653 & -4292,744653 & -4622,261662 \\ -4622,261662 & -11633,02691 & 65280,44817 & -11633,02691 & -4622,261662 & -4292,744653 & -4292,744653 \\ -4292,744653 & -4622,261662 & -11633,02691 & 65280,44817 & -11633,02691 & -4622,261662 & -4292,744653 \\ -4292,744653 & -4292,744653 & -4622,261662 & -11633,02691 & 65280,44817 & -11633,02691 & -4622,261662 \\ -4622,261662 & -4292,744653 & -4292,744653 & -4622,261662 & -11633,02691 & 65280,44817 & -11633,02691 \\ -11633,02691 & -4622,261662 & -4292,744653 & -4292,744653 & -4622,261662 & -11633,02691 & 65280,44817 \end{bmatrix}$$

### Modul 1

$$K_{Konv} = \begin{bmatrix} 4,812 \cdot 10^{-7} \\ 4,22 \cdot 10^{-7} \\ 0,14 \cdot 10^{-7} \\ -3,32 \cdot 10^{-7} \\ -4,33 \cdot 10^{-7} \\ -2,7 \cdot 10^{-7} \\ 1,15 \cdot 10^{-7} \end{bmatrix}$$

### Modul 2

$$K_{Konv} = \begin{bmatrix} -2,52 \cdot 10^{-7} \\ -4,31 \cdot 10^{-7} \\ -3,45 \cdot 10^{-7} \\ -0,12 \cdot 10^{-7} \\ 4,04 \cdot 10^{-7} \\ 4,93 \cdot 10^{-7} \\ 1,43 \cdot 10^{-7} \end{bmatrix}$$

Die Magnetflussdichte  $B_i$  wird in Tesla gemessen. Die Einheit der Konstanten  $k_i$  der Matrix  $K_{Kon}$  ist [T/A] und die der Ströme [A].

## 5.9.2 Messungen bei 10 kA

Abb. 5.17 und Abb. 5.18 zeigen den Verlauf der Stapelströme bei 10 kA im Nennbetrieb beider Module. Vor Beginn der Messung muss ein stationärer thermischer Zustand erzielt werden. Zunächst wird der Heliummassenstrom auf einem geeigneten Niveau eingestellt. Danach beginnt die Stromversorgung mit einer Rampe von 25 A/s (für das Modul 1 ist die Rampe in drei Stufen geteilt), die somit eine Zunahme der Temperatur von 7 K im Modul 1 und 5 K im Modul 2 verursacht, damit die gleiche Temperatur am warmen Ende erzielt wird. Die Temperatur erreicht ca. 20 Minuten nach Beginn der Versorgung mit 10 kA ein konstantes Niveau.

Hinsichtlich des ersten Moduls sinkt die Temperatur am warmen Ende von 66,5 K auf 65 K, wenn der Heliummassenstrom von 0,85 g/s auf 0,93 g/s erhöht wird. Die Stapelströme bleiben dennoch konstant. In Bezug auf das andere Modul wird *T-ASC100* mit 0,9 g/s auf eine Temperatur von 66,2 K eingestellt.

Deutlich ist die inhomogene Stromverteilung, die für das Modul 1 ausgeprägter erfolgt. In diesem Modul beziffert sich der Strom im Stapel 1 auf nur ca. 700 A und in Stapel 6 auf mehr als 1600 A. Der Unterschied zwischen den Stromverteilungen der Module wird besser durch die Grafik in Abb. 5.19 hervorgehoben. Zum Vergleich ist eine gestrichelte Gerade gezogen, die den Stapelstrom bei gleichmäßiger Stromverteilung bezeichnet.

Wichtig ist jedoch die Tatsache, dass die inhomogene Stromverteilung beider Module wie in den vorhergehenden Abschnitten beschrieben worden ist, nicht die ausgelegten supraleitenden Eigenschaften gefährdet hat.

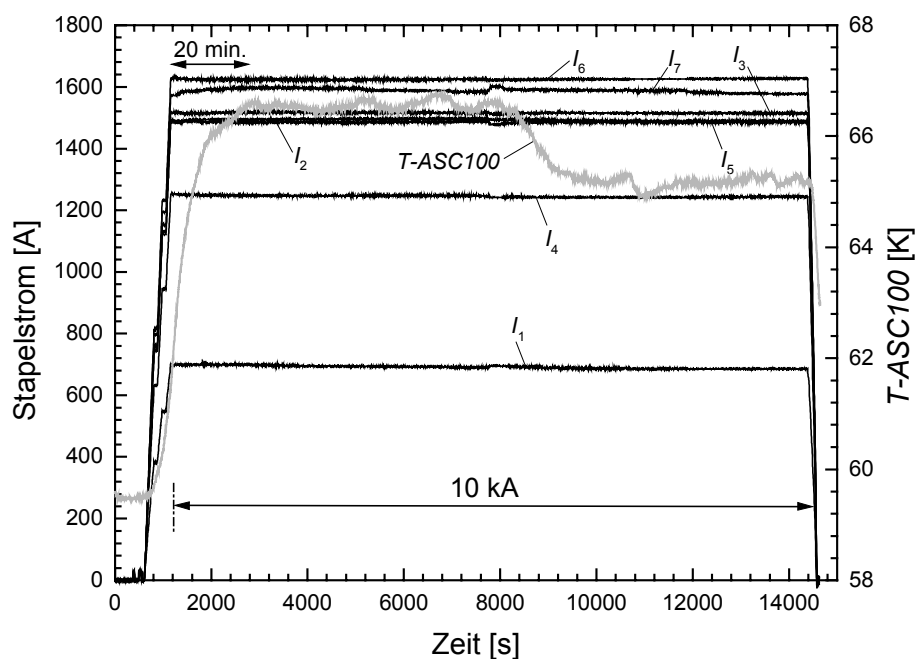


Abb. 5.17 Stromverteilung im Modul 1 bei 10 kA in Abhängigkeit von der Zeit

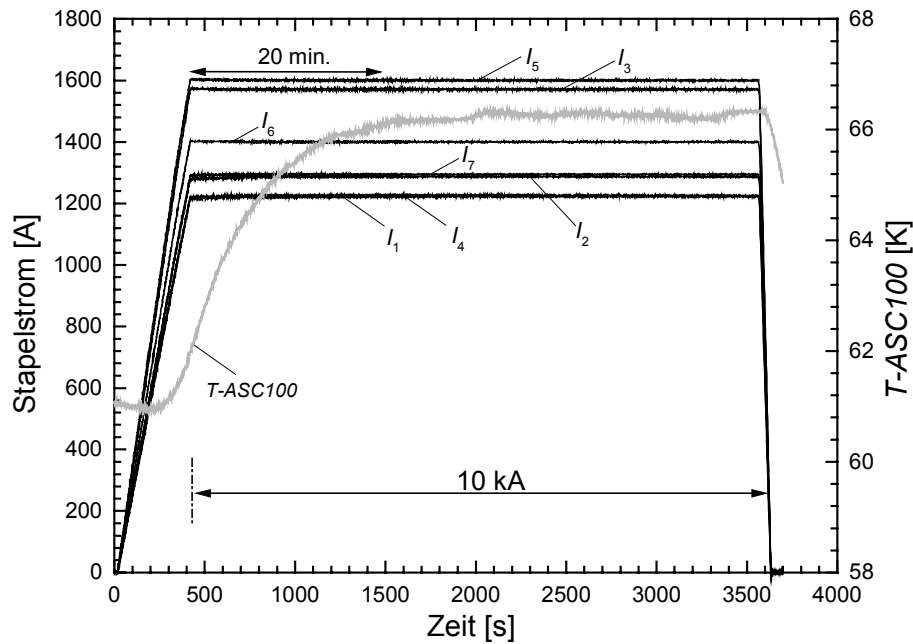


Abb. 5.18 Stromverteilung im Modul 2 bei 10 kA in Abhängigkeit von der Zeit

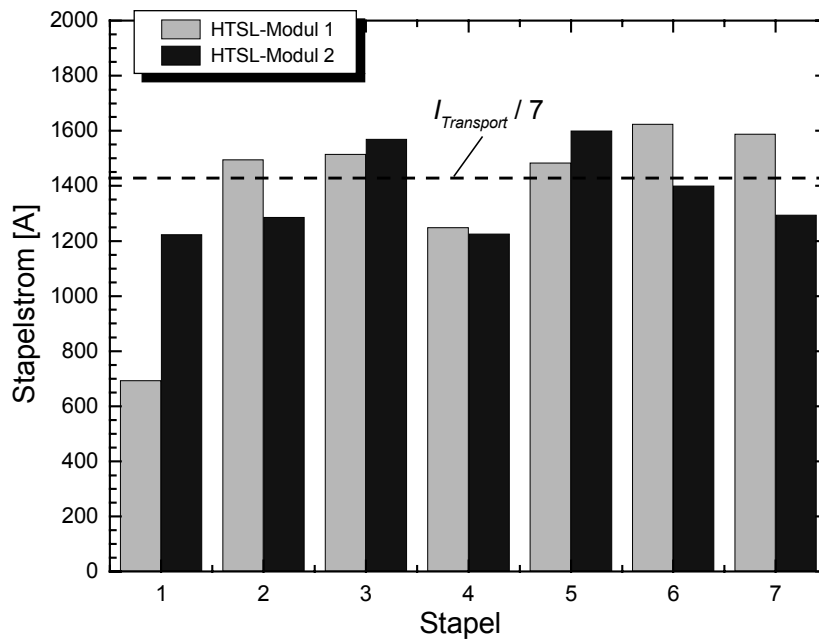
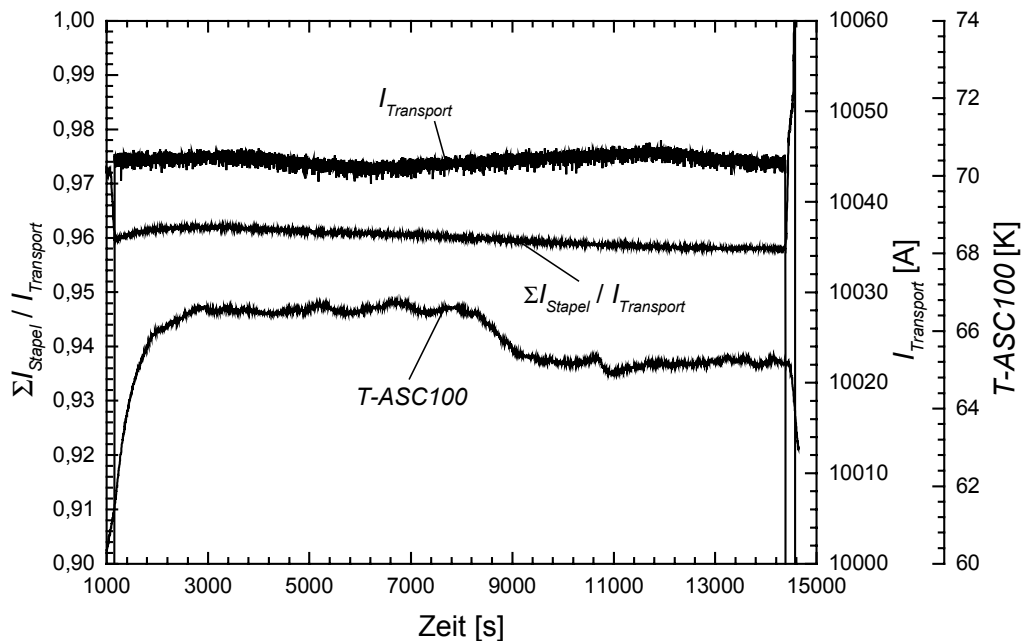


Abb. 5.19 Vergleich der Stapelströme der Module bei 10 kA. Die gestrichelte Gerade bezeichnet den Stapelstrom bei homogener Stromverteilung.

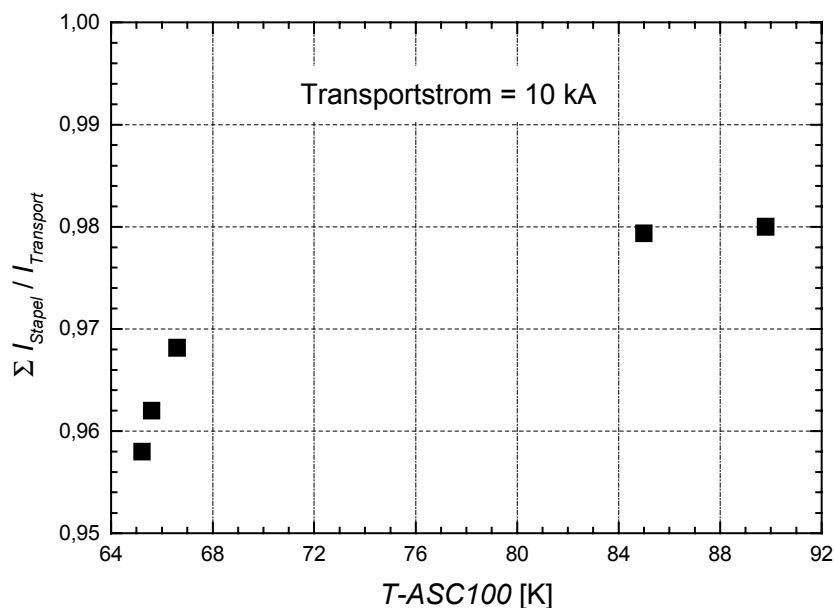
In Abb. 5.20 ist die Summe der Stapelströme auf den gemessenen Transportstrom ( $\Sigma I_{Stapel} / I_{Transport}$ ) normiert<sup>1</sup>. Damit soll die Gültigkeit des in Abschnitt 5.9.1 beschriebenen Verfahrens getestet werden. Wie die Grafik zeigt, beträgt der gemessene Transportstrom mehr als 10 kA und das Verhältnis  $\Sigma I_{Stapel} / I_{Transport}$  ändert sich leicht mit der Temperatur.

<sup>1</sup> Aus Gründen der Verständlichkeit wird hier die Bezeichnung  $\Sigma I_{Stapel}$  anstatt  $\Sigma I_i$  verwendet.

Die Abhängigkeit des Verhältnisses  $\Sigma I_{\text{Stapel}} / I_{\text{Transport}}$  von der Temperatur bei 10 kA-Transportstrom in stationärem Betrieb ist in Abb. 5.21 aufgetragen. Die relevanten möglichen Fehlerquellen für das Verhältnis  $\Sigma I_{\text{Stapel}} / I_{\text{Transport}}$  sind: Positionsfehler und Messfehler der Hallsensoren (der Messfehler hängt auch von der Temperatur ab und die Hallsensoren sind im Stickstoff geeicht worden), Streumagnetfelder und Messfehler in dem Transportstrom. Infolgedessen ist der relative Fehler  $(\Sigma I_{\text{Stapel}} - I_{\text{Transport}}) / I_{\text{Transport}} \cong -4\%$  zulässig (s. Abb. 5.20).

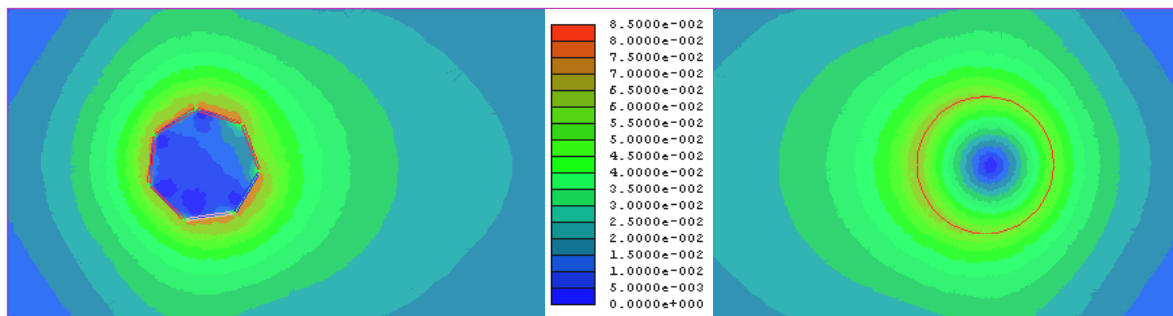


**Abb. 5.20** Summe der Stapelströme normiert auf den Transportstrom als Funktion der Zeit und Transportstrom. Test bei 10 kA, Modul 1.



**Abb. 5.21** Abhängigkeit des Verhältnisses  $\Sigma I_{\text{Stapel}} / I_{\text{Transport}}$  von der Temperatur bei einem Transportstrom von 10 kA in stationärem Betrieb (Modul 1)

In Bezug auf die gemessene Stromverteilung, sind die von dem Modul 1 und der konventionellen SZF erzeugte Magnetfeldverteilung sowie die entsprechenden Werte (in Tesla) bei stationären 10 kA in Abb. 5.22 dargestellt. Der Effekt der Inhomogenität des Transportstromes auf die Magnetverteilung wird dabei deutlich.



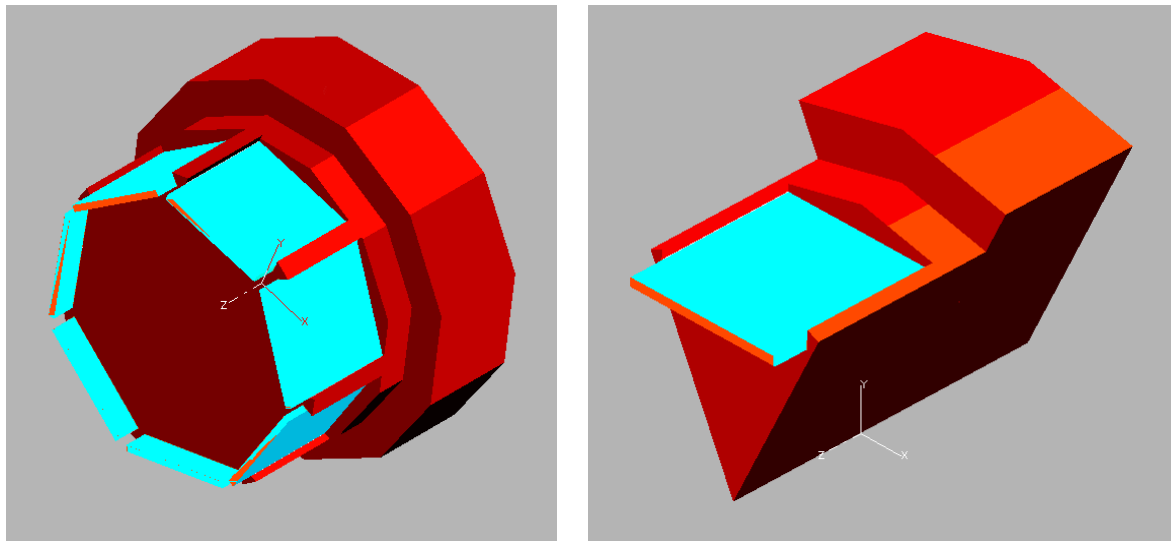
**Abb. 5.22** Magnetfeldverteilung bei Nennstrom von 10 kA hinsichtlich Modul 1. Die Werte der Induktion sind in Tesla aufgeführt.

### 5.9.3 Berechnung des Stromübergangs bei stationären 10 kA

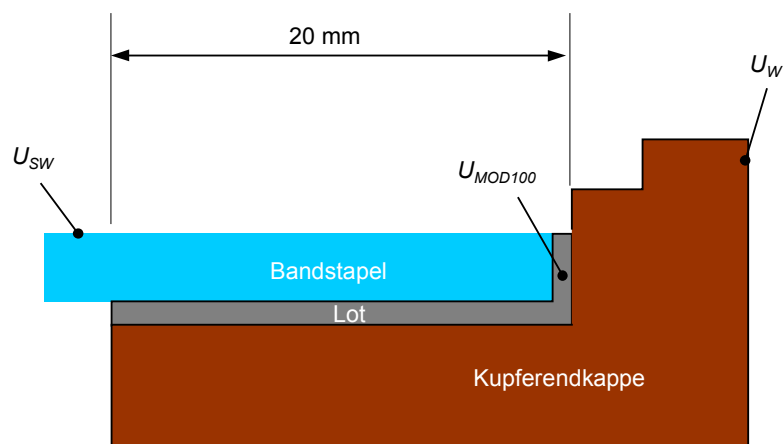
In den Abschnitten 4.2.3 und 4.2.4 ist ein FE-Modell beschrieben worden, anhand dessen der Kontaktübergang modelliert werden kann. Hier nun wird dieses Modell verwendet, um die Verteilung des Stromes im Kontakt Stapel-Kupferendkappe zu untersuchen. Abb. 5.23 links zeigt das 3D-Modell des Kontaktes Stapel-Kupferendkappe am warmen Ende. Da man eine homogene Aufteilung des Transportstromes in den sieben Stapeln annimmt, wird wegen der geometrischen Symmetrie nur ein Siebtel untersucht (Abb. 5.23 rechts). Als Randbedingung wird eine konstante Stromdichte auf den Eingangs- bzw. Ausgangsflächen angenommen. Der Stapelstrom beträgt  $10 \text{ kA} / 7 = 1429 \text{ A}$ . Eine schematische Darstellung des Kontaktes mit der annähernden Position der Potentialsensoren ist in Abb. 5.24 gezeigt. Der Stapel ist in eine dünne Lotschicht eingebettet. Tabelle 5.7 enthält die für die Simulation verwendeten Parameter.

Abb. 5.25 zeigt die Verteilung der Stromdichte in der  $y,z$ -Ebene des 3D-Modells. Die höchsten Werte der Stromdichte kommen im Stapel und am Ende des Kontaktes (gelbe Farbe) vor. In Abb. 5.26 ist die Verteilung der  $y$ -Komponente der Stromdichte im Lot entsprechend der Achse zur breiten Seite des Stapels (links) bzw. der auf den Transportstrom normierte Kupferstrom ( $I_{\text{Kupfer}}$ ), der parallel zur Längsachse des Bandstapels fließt, entlang der 20 mm der Kontaktlänge aufgetragen. Der Strom fließt vor allem in den letzten 10 mm des Kontaktes und der starke Anstieg des Kupferstroms kurz vor dem Ende des Kontaktes ist der Lotspalte auf der Stirnseite zuzuschreiben. Der Verlauf des Kupferstromes ist ähnlich dem von Abb. 4.15.





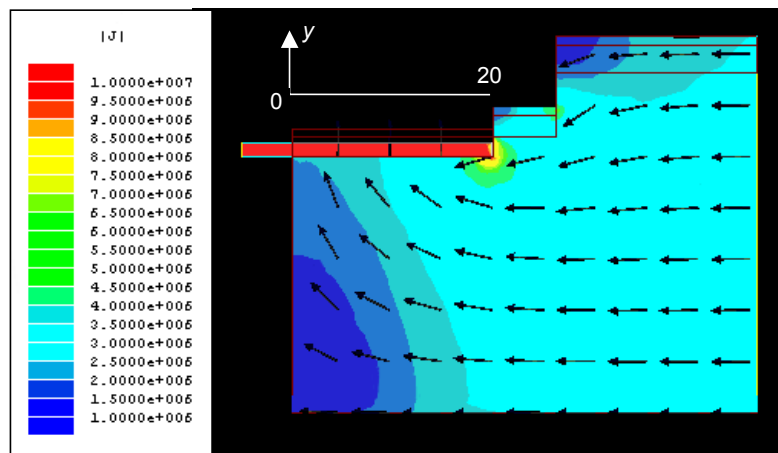
**Abb. 5.23** Links: gesamtes 3D-Modell des Kontaktes Stapel-Kupferkappe am warmen Ende. Rechts: entsprechendes 3D-Modell eines Siebtels des gesamten Kontaktes.



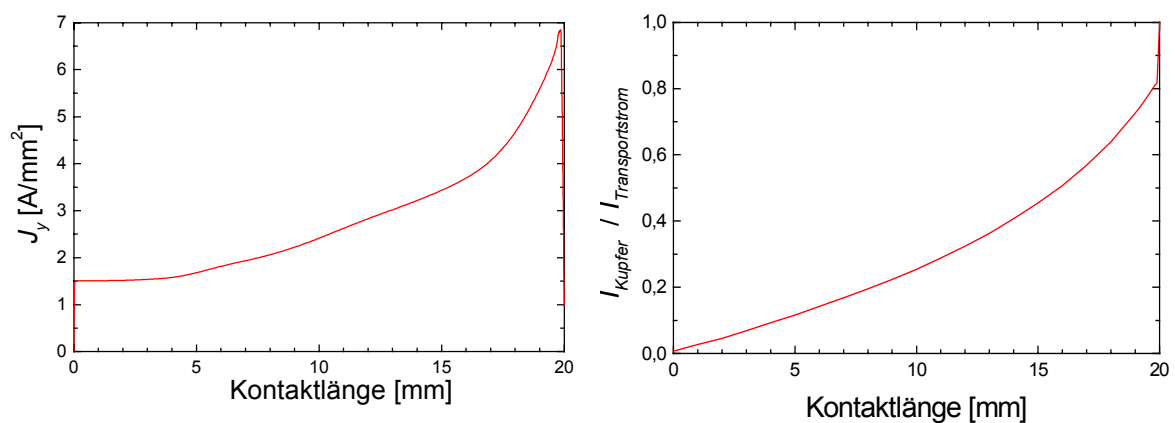
**Abb. 5.24** Schematische Darstellung des Kontaktes am warmen Ende

**Tabelle 5.7** Parameter für die Berechnung des warmen und kalten Endes

Material	RRR	Temperatur [K]	Elektrische Leitfähigkeit [S/m]
Bandstapel		70 K	$10^{12}$
		4,5 K	$10^{12}$
Kupferendkappe	100	70 K	$6,17 \cdot 10^8$
		4,5 K	$6,41 \cdot 10^9$
Lot (0,1 mm dick)		70 K	$10^7$
		4,5 K	$5 \cdot 10^7$



**Abb. 5.25** Links: Berechnete Stromverteilung auf der  $y,z$ -Ebene am warmen Ende.  $|J|$  [ $A/m^2$ ] ist die Stromdichte. Die Pfeile bezeichnen die Richtung des Stromes.



**Abb. 5.26** Links:  $y$ -Komponente der Stromdichte im Lot entsprechend der Achse des Stapels und entlang der Kontaktlänge. Rechts: Strom im Kupfer ( $I_{Kupfer}$ ) parallel zur Längsachse des Bandstapels und auf den Transportstrom normiert entlang der Kontaktlänge.

Eine weitere Untersuchung führt zu Berechnung des Prozentsatzes des Transportstroms, der durch die untere und seitliche Kontaktfläche zwischen dem Stapel und dem Lot durchfließt. 77% des Transportstromes fließen durch die untere Kontaktfläche (breite Seite des Bandstapels) und 6% seitlich. Die übrigen 17% strömen durch die Fläche auf der Stirnseite (Kontaktlänge = 20 mm). Für den Stromübergang ist deshalb vor allem die untere Kontaktfläche wichtig.

## 5.10 Kontaktwiderstände des HTSL-Moduls bei 10 kA

Mit Hilfe des 3D-Modells von Abb. 5.23 und der schematischen Darstellungen von Abb. 5.1 und Abb. 5.24 können die Spannungsabfälle (s. Anhang B) und die jeweiligen

Kontaktwiderstände bestimmt werden. Diese sind in Tabelle 5.8 aufgelistet. Wenn  $I_T$  den Transportstrom bezeichnet, können die jeweiligen Widerstände durch Division durch  $I_T$  bestimmt werden, da eine geometrische Symmetrie in der Simulation angenommen worden ist. Das gleiche Verfahren wird bezüglich der Messungen angewendet. Exakt wäre die Bestimmung der Kontaktwiderstände am warmen und kalten Ende des Moduls  $R_W$  bzw.  $R_K$  durch folgende Leistungsbilanzen

$$R_{W1}I_1^2 + R_{W2}I_2^2 + \dots R_{Wn}I_n^2 \dots + R_{W7}I_7^2 = R_W I_T^2 \quad (5.8)$$

$$R_{K1}I_1^2 + R_{K2}I_2^2 + \dots R_{Kn}I_n^2 \dots + R_{K7}I_7^2 = R_K I_T^2$$

wobei  $R_{Wn}$  und  $R_{Kn}$  die Kontaktwiderstände und  $I_n$  der Stapelstrom des einzelnen Stapels  $n$  bedeuten. Bekannt sind zwar die Stapelströme, jedoch nicht die Widerstände  $R_{Wi}$  und  $R_{Ki}$  ( $i=1, 2, \dots, n, \dots, 7$ ). Die berechneten Werte bei 4,5 K sind anhand der Tabelle 5.7 von denjenigen bei 70 K abgeleitet worden. Die relativ gute Übereinstimmung zwischen den berechneten und den gemessenen Parametern ist deutlich erkennbar. Für manche Spannungsabfälle beträgt jedoch die Abweichung mehr als 100%. Ein möglicher Grund dafür ist die nicht exakt bekannte Position der Messsensoren. Das Verhältnis zwischen dem Widerstand am warmen und dem am kalten Ende beträgt für das erste Modul 29,2 und für das zweite 10,6.

**Tabelle 5.8** Berechnete und gemessene Spannungsabfälle und entsprechende Widerstände beider 10 kA HTSL-Module bei 70 K und 4,5 K

Bei 70 K	Berechnung	Messung Modul 1	Messung Modul 2
$U_W - U_{MOD100}$	221 $\mu$ V	235 $\mu$ V	234 $\mu$ V
$(U_W - U_{MOD100}) / I$	22,1 n $\Omega$	23,5 n $\Omega$	23,4 n $\Omega$
$U_{MOD100} - U_{SW}$	20,7 $\mu$ V	19 $\mu$ V	10 $\mu$ V
$(U_{MOD100} - U_{SW}) / I$	2,07 n $\Omega$	1,9 n $\Omega$	1 n $\Omega$
$U_{EW} - U_{SW}$	242 $\mu$ V	254 $\mu$ V	244 $\mu$ V
$R_W = (U_{EW} - U_{SW}) / I$	24,2 n $\Omega$	25,4 n $\Omega$	24,4 n $\Omega$
Bei 4,5 K	Berechnung	Messung Modul 1	Messung Modul 2
$U_{SK} - U_{MOD0}$	3,7 $\mu$ V	2 $\mu$ V	1 $\mu$ V
$(U_{SK} - U_{MOD0}) / I$	0,37 n $\Omega$	0,2 n $\Omega$	0,1 n $\Omega$
$U_{MOD0} - U_K$	22,8 $\mu$ V	6,7 $\mu$ V	22,1 $\mu$ V
$(U_{MOD0} - U_K) / I$	2,28 n $\Omega$	0,67 n $\Omega$	2,2 n $\Omega$
$U_{SK} - U_K$	26,5 $\mu$ V	8,7 $\mu$ V	23,1 $\mu$ V
$R_K = (U_{SK} - U_K) / I$	2,65 n $\Omega$	0,87 n $\Omega$	2,3 n $\Omega$

Der Widerstand zwischen zwei Potentialpunkten oder besser zwischen den Ebenen, auf denen die Potentialpunkte liegen, konnte in dem FE-Modell auch durch die elektrische Leistung  $P$  berechnet werden. Allgemein gilt für das Volumen  $V$

$$P = \frac{1}{\sigma} \int_V J^2 dV \quad (5.9)$$

Wenn die einzelnen Leistungen im Bandstapel, im Lot und in der Kupferkappe mit Gl. (5.9) berechnet und anschließend summiert werden, da der Stapelstrom bekannt ist, kann der Kontaktwiderstand  $R_{\text{Kontakt}} = P / I_{\text{Stapel}}^2$  bestimmt werden. Eine Rechnung bei 70 K zeigt, dass der mit diesem Verfahren berechnete Widerstand unwesentlich von dem der Tabelle 5.8 abweicht. Demzufolge reicht es aus, das weniger aufwendige rechnerische Verfahren, das im Anhang B beschrieben ist, anzuwenden.

Zusammenfassend kann man folgende Schlüsse ziehen:

- Die Übereinstimmung zwischen den berechneten und gemessenen Spannungsabfällen bzw. Widerständen ist qualitativ gut.
- Die in den Simulationen verwendeten geometrischen und elektrischen Parameter sind zur Auslegung geeignet.

## 5.11 Stromverteilung vor dem Quench

In Abschnitt 5.9.2 ist die Stromverteilung im stationären Betrieb behandelt worden. Nun soll das elektrische Verhalten der Stapel untersucht werden, wenn der Transportstrom von 0 auf 10 kA steigt und anschließend bei Nennstrom die Temperatur erhöht wird, um einen Quench auszulösen. Dieser Fall ist in Abb. 5.27 bezüglich des Moduls 2 dargestellt.

Die Stapel sind von 0 bis 6 kA supraleitend ( $\Delta U_{\text{Stapel}}=0$ ) und somit beeinflussen nur die Kontaktwiderstände der einzelnen Stapel die Stromverteilung. Die Temperatur am warmen Ende beträgt etwa 81 K.

Bei 10 kA und  $t_1$  beginnt die langsame Zunahme der Temperatur, die zum Übergang in den Normalzustand des fraglichen Stapels und zu einer Stromumverteilung führt. Dabei reicht aus, dass nur ein Stapel seinen supraleitenden Zustand verliert, damit sich der Strom gemäß der Kirchhoffschen Knotenregel umverteilt. In diesem Fall zeigt allein Stapel 4 einen vollkommen unterschiedlichen Verlauf. Außerdem fließt der Strom zwischen  $t_1$  und  $t_2$  vor dem Quench des Moduls in Stapel 1 und 7 konstant, während er in den übrigen vier Stapeln (in diesen fließen die größten Strombelastungen) sinkt. Das könnte bedeuten, dass der Widerstand aller Stapel außer in Stapel 4 zunimmt. Mit anderen Worten könnte dieses Phänomen somit dem Übergang von sechs Stapeln zur Normalleitung zugeschrieben werden. Da Stapel 4 den Überstrom ohne zu quench leiten kann, quencht das Modul nicht vor  $t_2$ . Des Weiteren ist auch die Kühlung so wirksam, dass die Quenchausbreitung eines Stapels verhindert wird. Nach  $t_2$  quencht das Modul wegen der Zunahme der

Temperatur: Die Stapelströme verteilen sich um und die Spannung zwischen den Enden des Moduls ( $U_{MOD100}-U_{MOD0}$ ) steigt. Erst bei  $t_3$ , nach einer weiteren Erhöhung der Temperatur, wird der Transportstrom ausgeschaltet.

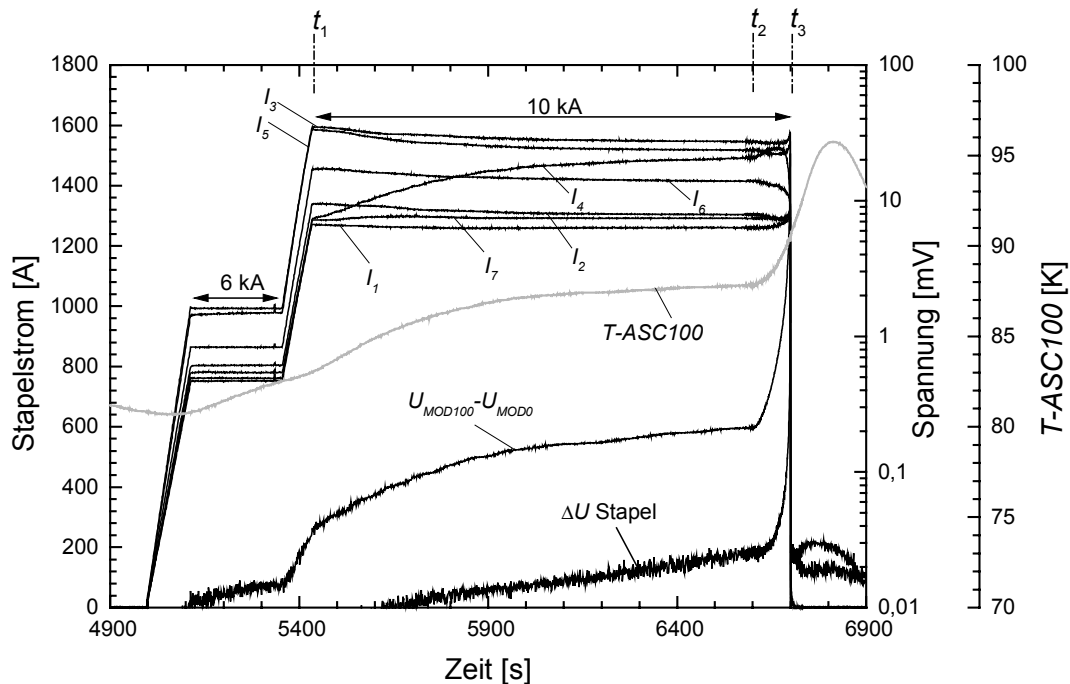


Abb. 5.27 Stromverteilung im Modul 2 bei Erhöhung des Transportstromes und anschließend der Temperatur bis zum Quench

Nur wenn alle Stapel quenchen, quencht auch das Modul. Diese Aussage kann verständlicher aus einem idealen Fall mit zwei statt sieben Stapeln abgeleitet werden. Soll die Spannung an den Enden eines die Kontakte einschließenden Stapels gleich  $U(I)=[R_{SL}(I)+R_{Kontakte}] \times I_{Stapel}$  sein, wobei  $R_{SL}$  den Stapelwiderstand,  $R_{Kontakte}$  die Summe der Kontaktwiderstände Stapel-Kupferkappe und  $I_{Stapel}$  den Stapelstrom bedeuten (Abb. 5.28), dann entspricht die Quenchdetektionsschwelle des Moduls dem Quench beider Stapel. Unterschiedlich sind jedoch die Quenchströme der einzelnen Stapel.

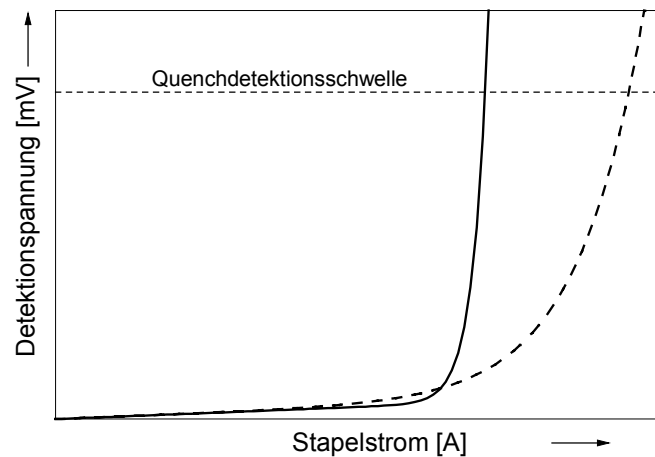
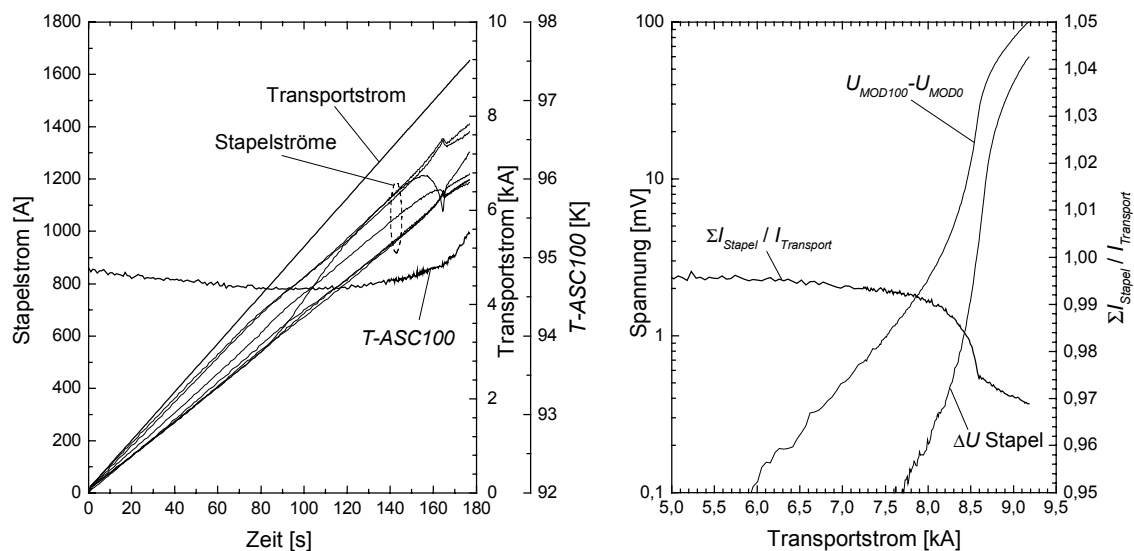


Abb. 5.28  $U$ - $I$ -Kennlinie beider Stapel einschließlich der Kontakte

Wichtig ist die Tatsache, dass die Stromumverteilung erfolgt, um den Quench des Moduls zu verzögern oder zu verhindern. Die Ursache des Übergangs zur Normalleitung kann sowohl im kritischen Strom als auch in der kritischen Induktion liegen. Demzufolge erfolgt die Stromumverteilung auf die oben beschriebene Weise, um diese zwei kritischen Parameter nicht zu überschreiten.

Interessant ist die Messung bei etwa 95 K und mit einer Stromrampe bis zum Quench des Moduls 2, die in den Grafiken von Abb. 5.29 dargestellt wird. Das Ziel besteht darin, das Modul mit der Erhöhung des Transportstromes und bei konstanter Temperatur zu quenchen. Hierfür soll man mit einer Stromrampe von 50 A/s hochfahren. Die linke Grafik der Abbildung lässt deutlich erkennen, dass die Stromumverteilung schon unter 4 kA anfängt (es handelte sich um 6 kA im Fall von Abb. 5.27). Eine starke Änderung der Stapelströme erfolgt dagegen erst bei 8 kA. Der Übergang zur Normalleitung geschieht in jedem Stapel und der Quench breitet sich entlang des Stapels aus. Die Quenchdetektionsschwelle beträgt 100 mV. Dadurch hat man die Möglichkeit zu beobachten, dass bei 8 kA das Verhältnis  $\Sigma I_{\text{Stapel}} / I_{\text{Transport}}$  sinkt. Dies führt zum Schluss, dass ein kleiner Teil des Stroms im Stahlrohr, auf dem die Bandstapel verlötet sind, fließt. Damit funktioniert das Stahlrohr im Quenchfall sowohl als Wärmesenke als auch als Leiter.



**Abb. 5.29** Links: Stromrampe und Stromverteilung in den Stapeln bis zum Quench des Moduls 2. Rechts: Verlauf des Verhältnisses  $\Sigma I_{\text{Stapel}} / I_{\text{Transport}}$  und der Spannungen entlang eines Stapels mit und ohne Kontaktwiderstände.

## 5.12 Simulation der Stromverteilung bei schnellen Stromrampen

### 5.12.1 Im supraleitenden Zustand

In diesem Abschnitt wird ein Ersatzschaltbild beschrieben, anhand dessen eine elektrische Simulation mit einer Stromrampe im supraleitenden Betrieb durchgeführt wird. Die Untersuchung ist mit zwei Messungen des Moduls 1 verknüpft. Die gemessene Stromverteilung ist in Abb. 5.30 aufgetragen. Bei einer Anfangstemperatur von 61 K wird die SZF mit einer schnellen Stromrampe von 500 A/s von 0 kA bis 12 kA hochgefahren. Nach ca. 20 s folgt die Stromentladung mit  $-500$  A/s bis 0 kA. Das Ersatzschaltbild des 10 kA HTSL-Moduls ist in Abb. 5.31 dargestellt (vgl. Abb. 4.4).

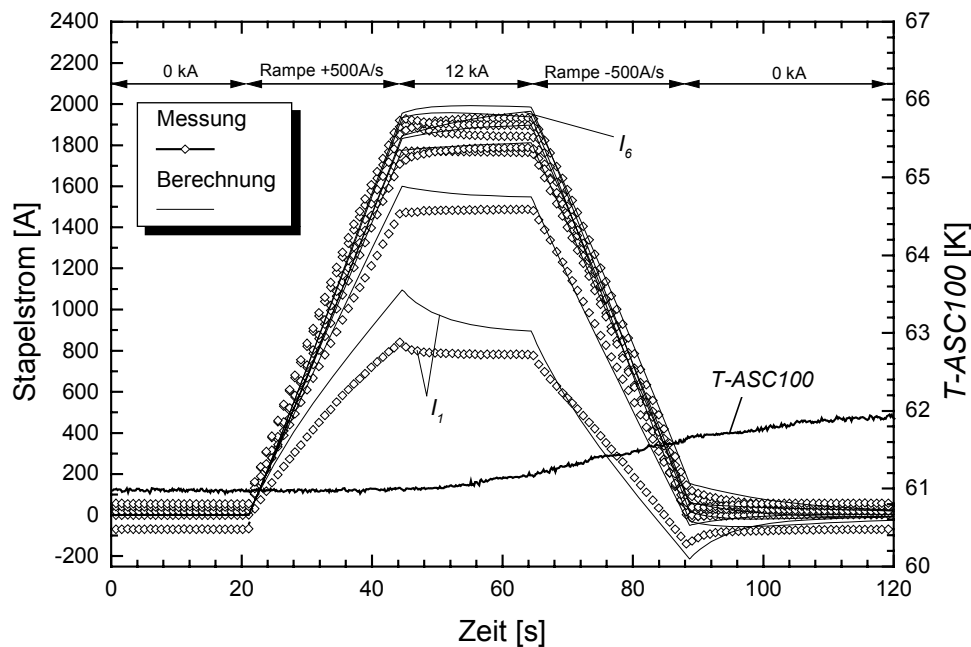


Abb. 5.30 Gemessene und berechnete Stromverteilung mit schnellen Stromrampen

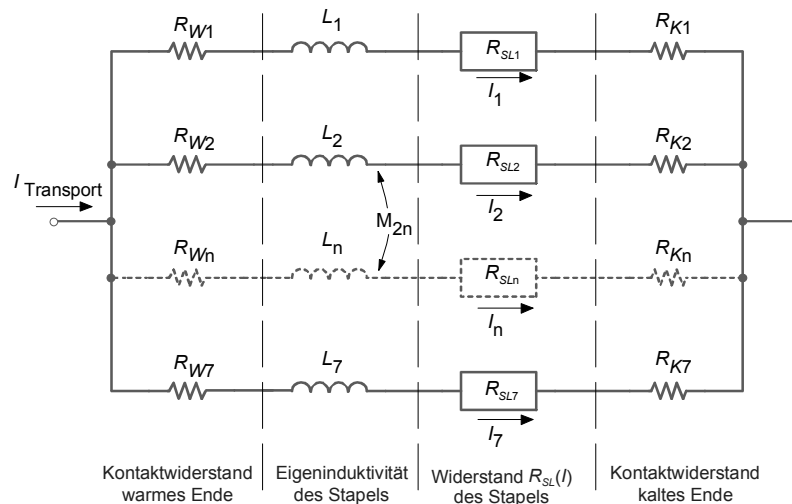


Abb. 5.31 Ersatzschaltbild des 10 kA HTSL-Moduls.  $I_i$  bezeichnet den Strom im Stapel  $i$ .

Zunächst wurde versucht, die Kontaktwiderstände für jeden Stapel des Moduls 1 zu bestimmen. Hierfür kann man die bei Nennbetrieb gemessenen Parameter verwenden. Da die Stapel im Nominalbetrieb den Strom supraleitend tragen, ist ihr Widerstand gleich null ( $R_{SLi}=0$ ,  $i=1, 2, \dots, 7$ ). Hinsichtlich der Kontaktwiderstände werden nicht die einzelnen Widerstände am warmen ( $R_{Wi}$ ) und kalten ( $R_{Ki}$ ) Ende bestimmt, sondern die Summe  $R_{Wi}+R_{Ki}$  gegenüber jedem Stapel mit der Gleichung

$$\frac{(U_W - U_K)_{10kA}}{I_i} = R_{Wi} + R_{Ki} \quad (5.10)$$

Dies gilt, wenn  $U_W$  und  $U_K$  auf Äquipotentialflächen liegen. Die erhaltenen Werte und die Stapelströme sind in Tabelle 5.9 aufgelistet. Schließlich muss die magnetische Kopplung zwischen den Stapeln berechnet werden. Diese wird anhand eines 2D-FE-Modells durchgeführt [46].

Tabelle 5.10 enthält die Werte der Eigen- und Gegeninduktivität des 10 kA HTSL-Moduls. Damit sind alle für die Simulation mittels des Ersatzschaltbildes von Abb. 5.31 notwendigen Parameter bekannt. Die qualitative Übereinstimmung zwischen der berechneten und der gemessenen Stromverteilung, die in Abb. 5.30 verglichen sind, ist gut. Man bemerkt, dass die Kurven insbesondere für Stapel 1 in dem Zeitabstand entsprechend den 12 kA nicht einen geraden, sondern einen gebogenen Verlauf haben. Da der kritische Strom in diesem Zeitabstand nicht erreicht wird, ist die Ursache der magnetischen Kopplung zwischen den sieben Stapeln zuzuschreiben.



**Tabelle 5.9** Stapelströme und -kontaktwiderstände des Moduls 1 bei Nennbetrieb

Stapel	$I_i$ [A]	$R_{wi} + R_{Ki}$ [ $\Omega$ ]
1	694	$3,79 \cdot 10^{-7}$
2	1496	$1,76 \cdot 10^{-7}$
3	1515	$1,73 \cdot 10^{-7}$
4	1249	$2,10 \cdot 10^{-7}$
5	1484	$1,77 \cdot 10^{-7}$
6	1624	$1,62 \cdot 10^{-7}$
7	1589	$1,65 \cdot 10^{-7}$

**Tabelle 5.10** Eigen- und Gegeninduktivitäten in [H] des 10 kA HTSL-Moduls

	Stapel 1	Stapel 2	Stapel 3	Stapel 4	Stapel 5	Stapel 6	Stapel 7
Stapel 1	$8,18 \cdot 10^{-7}$	$6,70 \cdot 10^{-7}$	$5,99 \cdot 10^{-7}$	$5,74 \cdot 10^{-7}$	$5,74 \cdot 10^{-7}$	$5,99 \cdot 10^{-7}$	$6,70 \cdot 10^{-7}$
Stapel 2	$6,70 \cdot 10^{-7}$	$8,18 \cdot 10^{-7}$	$6,70 \cdot 10^{-7}$	$5,99 \cdot 10^{-7}$	$5,74 \cdot 10^{-7}$	$5,74 \cdot 10^{-7}$	$5,99 \cdot 10^{-7}$
Stapel 3	$5,99 \cdot 10^{-7}$	$6,70 \cdot 10^{-7}$	$8,18 \cdot 10^{-7}$	$6,70 \cdot 10^{-7}$	$5,99 \cdot 10^{-7}$	$5,74 \cdot 10^{-7}$	$5,74 \cdot 10^{-7}$
Stapel 4	$5,74 \cdot 10^{-7}$	$5,99 \cdot 10^{-7}$	$6,70 \cdot 10^{-7}$	$8,18 \cdot 10^{-7}$	$6,70 \cdot 10^{-7}$	$5,99 \cdot 10^{-7}$	$5,74 \cdot 10^{-7}$
Stapel 5	$5,74 \cdot 10^{-7}$	$5,74 \cdot 10^{-7}$	$5,99 \cdot 10^{-7}$	$6,70 \cdot 10^{-7}$	$8,18 \cdot 10^{-7}$	$6,70 \cdot 10^{-7}$	$5,99 \cdot 10^{-7}$
Stapel 6	$5,99 \cdot 10^{-7}$	$5,74 \cdot 10^{-7}$	$5,74 \cdot 10^{-7}$	$5,99 \cdot 10^{-7}$	$6,70 \cdot 10^{-7}$	$8,18 \cdot 10^{-7}$	$6,70 \cdot 10^{-7}$
Stapel 7	$6,70 \cdot 10^{-7}$	$5,99 \cdot 10^{-7}$	$5,74 \cdot 10^{-7}$	$5,74 \cdot 10^{-7}$	$5,99 \cdot 10^{-7}$	$6,70 \cdot 10^{-7}$	$8,18 \cdot 10^{-7}$

### 5.12.2 Im Quenchfall

In diesem Abschnitt wird nun ein Ersatzschaltbild beschrieben, mit dem das elektrische Verfahren im Quenchfall simuliert wird. Für das Modul 1 wurde eine Messung durchgeführt, um einen Quench auszulösen. Darum musste, wie schon in Abschnitt 5.7 geschildert, die Temperatur am warmen Ende bei etwa 88 K eingestellt werden. Nach einem Betrieb bei 10 kA, während dessen die stationären Bedingungen erreicht worden sind, steigt der Transportstrom mit 25 A/s bis 12 kA und 40 s später nimmt er bis auf 10 kA wieder ab (Abb. 5.32). Die Strom-Spannungskennlinien für zwei Stapel sind in Abb. 5.33 dargestellt. Um diese Kurve festzusetzen, ist angenommen worden, dass die Spannungssensoren von Stapel #1 auf Stapel 1 (gemäß der Anordnung der Hallsensoren) bzw. die von Stapel #4 auf Stapel 6 angebracht sind. Diese Voraussetzungen entsprechen sehr wahrscheinlich der Realität. Schon ab einem Stapelstrom von 650 A tritt eine Spannung von 1  $\mu$ V auf dem Stapel 1 auf. Auf dem anderen dagegen müssen 1458 A erreicht werden, damit der supraleitende Zustand verschwindet.

Die Strom-Spannungskennlinien können gemäß der Gl. (2.3), wobei anstatt  $I_c$  der Quenchstrom  $I_Q$  bei 1  $\mu$ V betrachtet wird, mit folgenden Näherungsfunktionen (durchgezogene Linien in Abb. 5.33) parametrisiert werden. Für Stapel 1 gilt

$$\Delta U_1(I_1) = 10^{-6} \exp\left(\frac{I_1 - 211}{281}\right) \quad [\text{V}] \quad (5.11)$$

und für Stapel 6

$$\Delta U_6(I_6) = 10^{-6} \exp\left(\frac{I_6 - 1458}{69,92}\right) \quad [\text{V}] \quad (5.12)$$

Aufgrund der Zunahme des Transportstromes und der sich daraus ergebenden Temperaturerhöhung, weist die  $U$ - $I$ -Linie des Stapels 1 zwischen 650 A und 800 A ein Doppelknie oder einen „s-Verlauf“ auf. Damit ist der Anstieg der Spannung in diesem Bereich vor allem der Temperaturerhöhung zuzuschreiben. Deshalb ist für Stapel 1 ein kleinerer Wert (211 A) als  $I_Q$  geeigneter. Anhand der  $U$ - $I$ -Linie ist es dann möglich, den stromabhängigen Widerstand der Stapel 1 und 6 in das Ersatzschaltbild von Abb. 5.31 einzusetzen. Jedoch konvergiert die Funktion  $R_{SLi} = \Delta U_i / I_i$  gemäß den Gleichungen (5.11) und (5.12) bei  $I_i=0$  nicht. Deshalb muss  $R_{SLi}$  mit einer geeigneten exponentiellen Funktion parametrisiert werden, die auch bei  $I_i = 0$  konvergiert.

Da nur der Strom in Stapel 1 stark von dem Mittelwert abweicht (dieser wird bei homogener Stromverteilung erzielt), wird die  $U$ - $I$ -Linie des Stapels 6 auch für die anderen fünf Stapel verwendet.

Anschließend wurden die Kontaktwiderstände für jeden der sieben Stapel bestimmt. Durch Gl. (5.10) wird bei 88 K die Summe ( $R_{Wi} + R_{Ki}$ ) berechnet (Tabelle 5.11). Wegen der hohen Temperatur unterscheiden sich die Stapelströme von denjenigen bei Nennbetrieb.

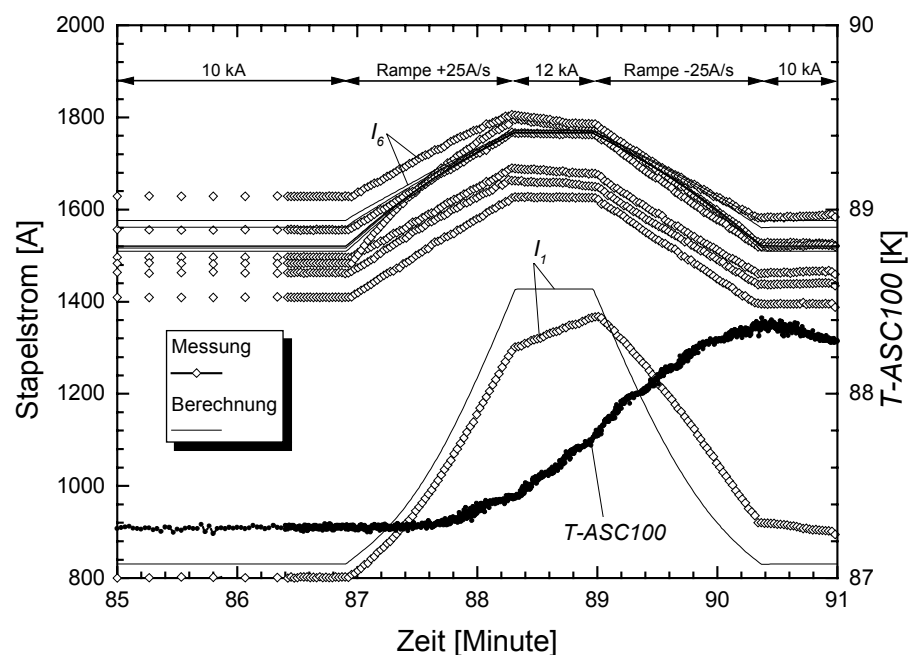
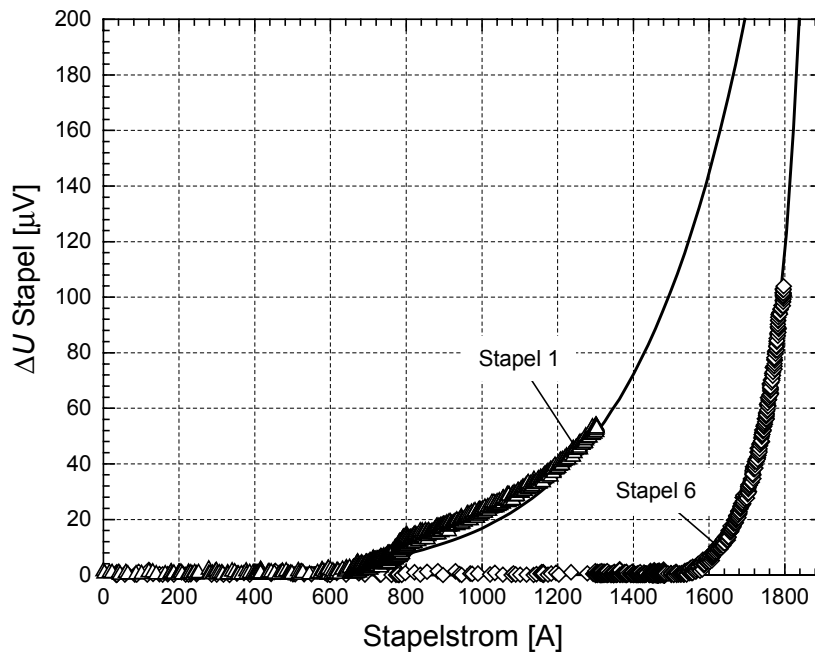


Abb. 5.32 Gemessene und berechnete Stromverteilung während der Stromrampen



**Abb. 5.33** Gemessene Strom-Spannungskennlinie und Annäherungslinien (durchgezogene Linien) des Moduls 1 für zwei Stapel bei 88 K

**Tabelle 5.11** Stapelströme und -kontaktwiderstände des Moduls 1 bei 88 K

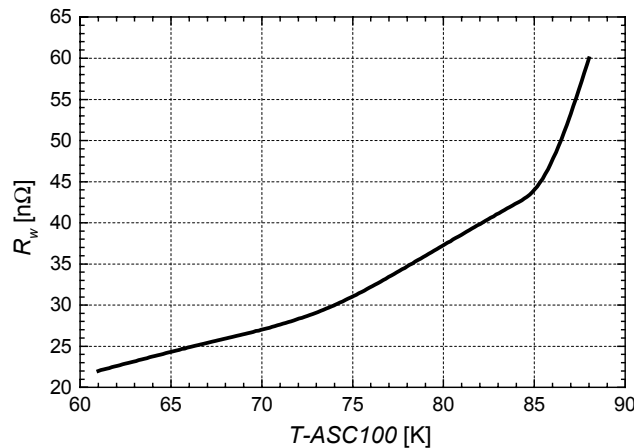
Stapel	$I_i$ [A]	$R_{wi} + R_{Ki}$ [ $\Omega$ ]
1	839	$5,90 \cdot 10^{-7}$
2	1448	$3,42 \cdot 10^{-7}$
3	1469	$3,37 \cdot 10^{-7}$
4	1461	$3,39 \cdot 10^{-7}$
5	1468	$3,37 \cdot 10^{-7}$
6	1598	$3,10 \cdot 10^{-7}$
7	1558	$3,18 \cdot 10^{-7}$

Die Ergebnisse der Simulation werden mit den Messungen in Abb. 5.32 verglichen. Wegen der niedrigen Stromrampe spielt in diesem Fall die magnetische Kopplung keine Rolle. Die Änderung der Stapelströme bei 12 kA hängt von der Erhöhung der Temperatur ab, die den Stapelwiderstand und die Kontakte beeinflusst.

### 5.12.3 Schlussfolgerungen

Zusammenfassend kann man folgende Schlüsse ziehen:

- Der Widerstand am warmen Ende steigt mit der Temperatur (Abb. 5.34).



**Abb. 5.34** Messung der Anstieg des Kontaktwiderstandes am warmen Ende mit der Temperatur

- Bei Temperatur am warmen Ende  $\leq 88$  K und Transportstrom  $\leq 10$  kA (Abschn. 5.12.1)
  - Wenn man bedenkt, dass der Widerstand am warmen Ende des Moduls 1 ca. um das 29-fache größer ist als der am kalten Ende, bestimmt der temperaturabhängige Kontaktwiderstand am warmen Ende die Stromverteilung in den Stapeln.
  - Der höchste und der geringste Strom sind  $I_{Stapel,Max} = 1600$  A bzw.  $I_{Stapel,Min} = 840$  A.
  - Es eignet sich eine Simulation mit einem Nullwiderstand der Stapel.
- Bei Temperatur am warmen Ende  $> 88$  K und  $10$  kA  $<$  Transportstrom  $\leq 12$  kA (Abschn.5.12.2)
  - Der Widerstand des Supraleiters führt zu einer Stromumverteilung in den Stapeln.
  - Der höchste und der geringste Strom sind  $I_{Stapel,Max} = 1760$  A und  $I_{Stapel,Min} = 1415$  A.
  - Wegen der Zunahme des Widerstandes am warmen Ende und des Übergangs zur Normalleitung der Stapel verteilt sich der Strom homogener als in dem vorherigen Fall (Temperatur am warmen Ende  $\leq 88$  K und Transportstrom  $\leq 10$  kA).
  - Eine passende elektrische Simulation benötigt den Einsatz stromabhängiger Stapelwiderstände.

# Kapitel 6

## Test der 20 kA HTSL-Stromzuführung

Der Test der 20 kA HTSL-Stromzuführung stellt den dritten Schritt des Programms der Konstruktion einer 60 kA HTSL-SZF für die ITER-Toroidalfeldspulen dar (s. Abschnitt 3.6). Er wurde im Juni 2000 am NIFS (National Institute for Fusion Science) in Japan in Rahmen des LIME-Programms durchgeführt.

Da die durchgeführten Tests der zwei 10 kA HTSL-Module erfolgreich waren, wurden diese Module parallel geschaltet (in diesem Fall werden sie auch Submodule genannt, wobei dem Modul 1 und Modul 2 das Submodul 1 bzw. das Submodul 2 entspricht), um ein supraleitendes 20 kA HTSL-Modul zu bilden (Abb. 6.1).

In diesem Kapitel wird zuerst die 20 kA HTSL-SZF und das Verfahren für die Optimierung der Anordnung der Submodule beschrieben. Anschließend werden die Messungsergebnisse behandelt und mit den berechneten Ergebnissen verglichen.

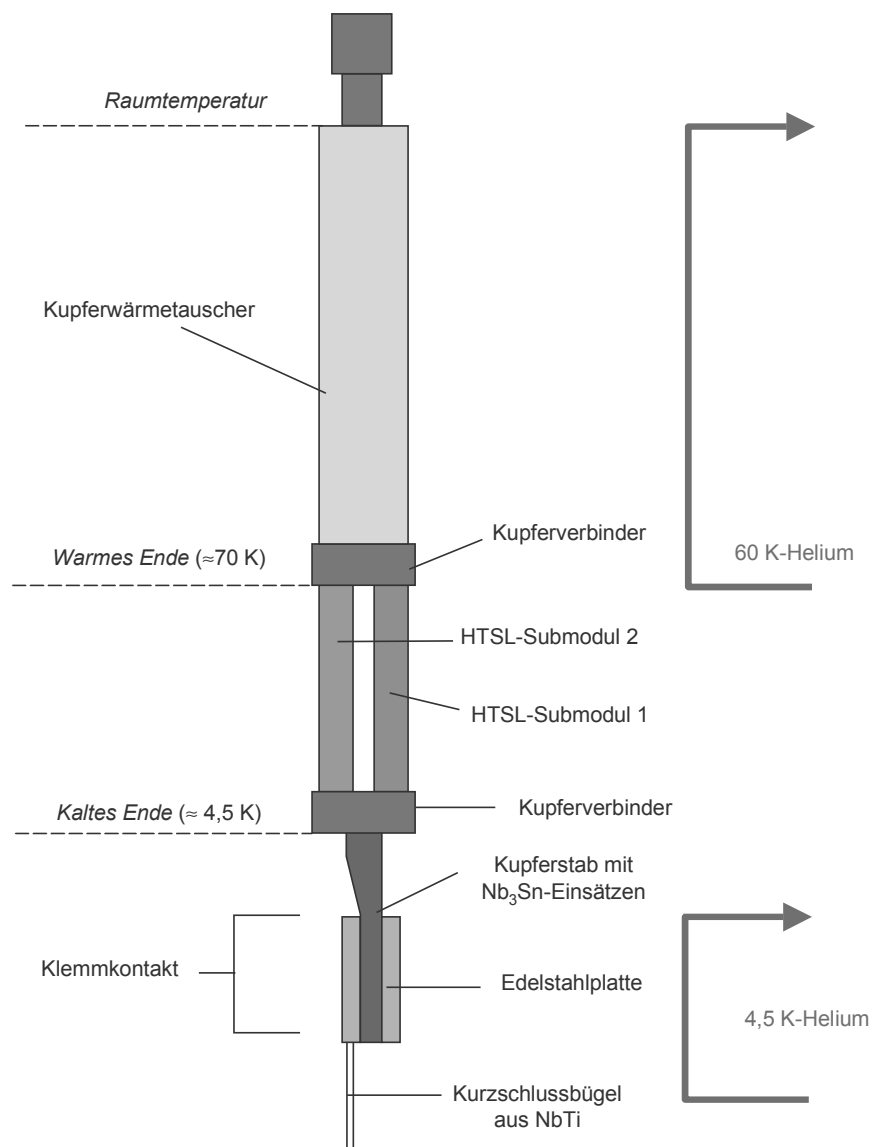
### 6.1 Beschreibung der 20 kA HTSL-SZF

Die 20 kA HTSL-SZF besteht aus einem im Temperaturbereich von 4,5 K bis 70 K supraleitenden Teil, der leitungsgekühlt wird, und aus einem konventionellen Kupferwärmetauscher, der mit 60 K-Helium zwangsgekühlt wird. Dieser wird zwischen 70 K und Raumtemperatur betrieben (Abb. 6.1). Ein Kurzschlussbügel aus NbTi, der mit überkritischem Helium gekühlt wird, verbindet die HTSL-SZF mit der anliegenden konventionellen SZF (Abb. 6.2). Das Schild des Kryostats wird mit flüssigem Stickstoff gekühlt (77 K). Die Eintrittstemperatur des Heliums am Wärmetauscher wird durch einen Heizer und durch Mischung aus warmem und kaltem Helium-Gas auf 60 K eingestellt.

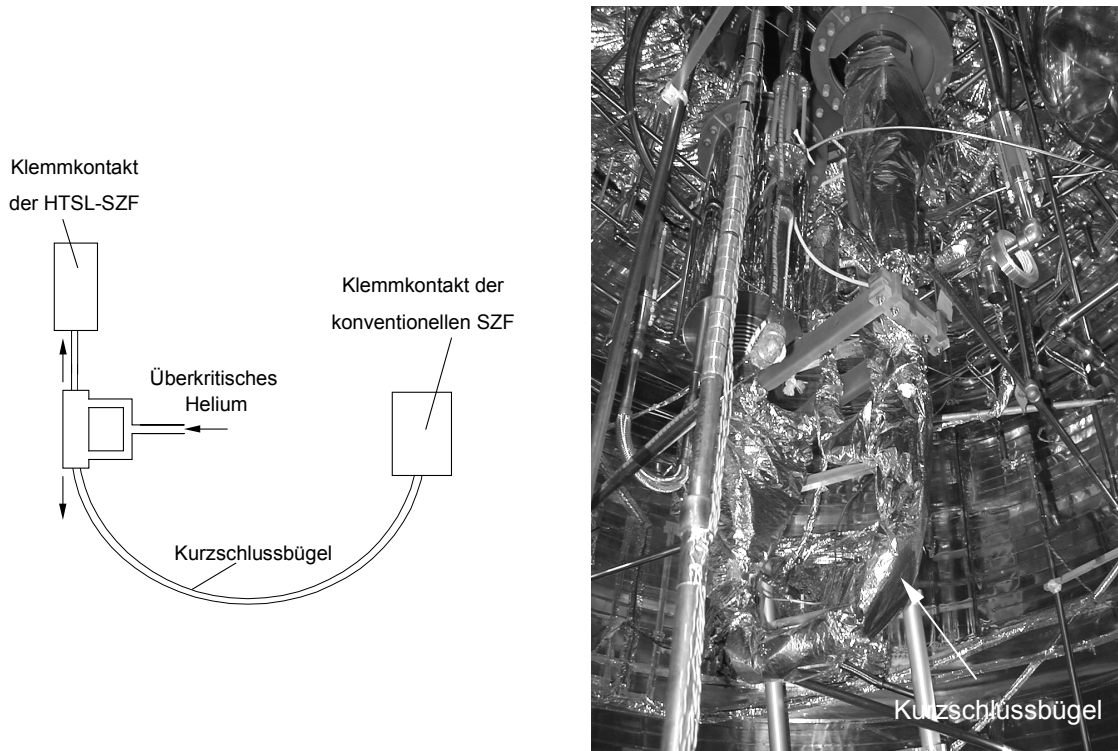
Aus Gründen der Zeitersparnis wurde eine bereits im POLO-Projekt (Forschungszentrum Karlsruhe) eingesetzte konventionelle SZF verwendet und als Wärmetauscher für die 20 kA HTSL-SZF optimiert [30] [47]. Auch der Kupferstab mit Nb<sub>3</sub>Sn-Einsätzen der POLO-Spule wurde wiederverwertet. Dabei war die Konstruktion von zwei Kupferstücken für die Verbindung beider Submodule mit dem Wärmetauscher und dem Kupferstab notwendig (Abb. 6.3). Im Dauerbetrieb sollte der erste Verbinder eine

Temperatur von 70 K und der zweite eine von 4,5 K haben. In Abb. 6.3 sieht man auch die Sensorplatine, auf der die Messdrähte gelötet sind.

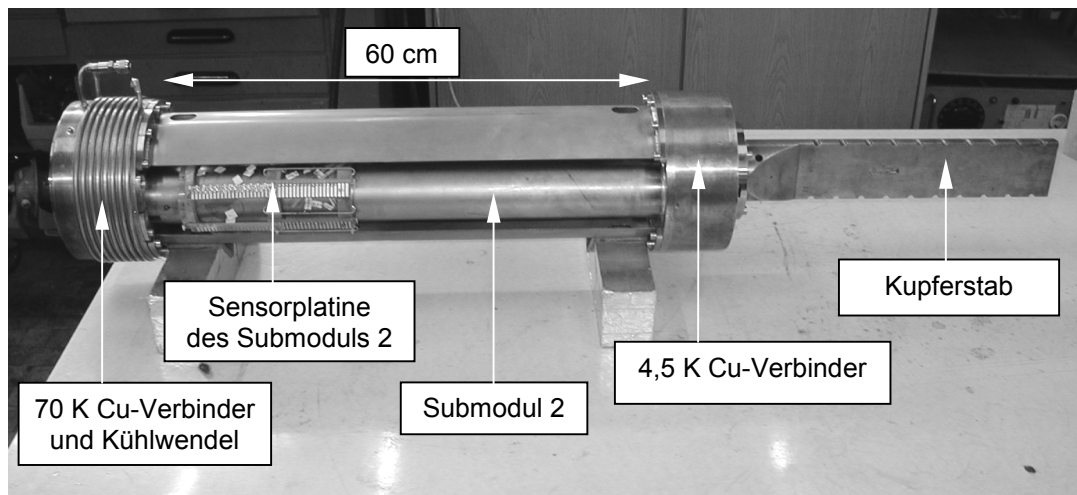
Auf den Kupferstab wurde eine 80  $\mu\text{m}$  dicke Indiumfolie aufgelegt, auf die wiederum der in einer Kupferplatte aufgelötete NbTi-Leiter des Kurzschlussbügels mittels zwei Edelstahlplatten geklemmt wurde.



**Abb. 6.1** Schema der 20 kA HTSL-Stromzuführung mit dem Kühlsystem



**Abb. 6.2** Schema des Kurzschlussbügels (links) und Aufnahme des Kurzschlussbügels mit Superisolierung im Kryostat (rechts)



**Abb. 6.3** Aufnahme des HTSL-Teils mit den Verbindern und dem Kupferstab

In den 70 K-Verbinder (warmes Ende) wurde das Gewinde einer Schraubenmutter gefräst, in das die Schraube des Wärmetauschers eingedreht wurde.

Die Lötung der verschiedenen Bauteile wurde am ITP (FZK) in chronologischer Folge wie dargelegt durchgeführt:

- Sowohl die Kühlwendeln als auch der ganze 70 K-Kupferverbinder werden erwärmt und zusammen mittels des Elektrikerlots Sn60Pb40 und des Flussmittels<sup>1</sup> Spirflux330 aufgelötet. Das Flussmittel dient dazu, vorhandene Oxidation zu entfernen und neue zu verhindern. Die Löttemperatur beträgt etwa 320-350 °C.
- Der Kupferstab wird in den 4,5 K-Kupferverbinder eingesetzt und mit Sn60Pb40-Lot und Spirflux330-Flussmittel aufgelötet.
- Die Module werden durch In66,3%Bi33,7%-Lot auf den 70 K-Verbinder aufgelötet. Hierbei ist wichtig, dass die Löttemperatur niedriger als die des Lots ist, das für die Kühlwendeln und für den Kontakt zwischen den Bandstapeln und den Kupferendkappen verwendet wurde, um eine mögliche Beschädigung der Lötungen zu vermeiden. In diesem Fall beträgt die Löttemperatur 72 °C.
- Schließlich wird in den 70 K-Verbinder der Wärmetauscher eingeschraubt und dessen Stahlmantel auf das Kupfer mittels eines Ringes aus Nickel<sup>2</sup> durch die EBW (Electrical Beam Welding)-Technik aufgelötet.
- Um den Wärmeeinfall zu reduzieren, ist der Wärmetauscher von zwei Edelstahlrohren (Stahlmantel) umhüllt, zwischen denen sich ein evakuierter Raum befindet. Zur Vakuumerzeugung wird darin ein „molekulares Sieb“ eingebracht, das in seinem Inneren poröses Granulat enthält. Der Raum wird permanent ausgepumpt und sobald der Wärmetauscher beheizt wird absorbieren die Körner des Granulats die Gase (O<sub>2</sub>, He,...) und der Druck nimmt zu. In der Folge treten die Gase aus den Körnern aus und der Druck nimmt ab, wenn man den Wärmetauscher erkalten lässt. Das Verfahren wird mehrmals wiederholt, solange bis ein gutes Vakuum (etwa 10<sup>-7</sup> mbar) erreicht wird.

Für die spätere FE-Modellierung spielt die Stärke der Lötspalten eine wichtige Rolle, da sie die Stromverteilung und den Spannungsabfall des Kontakts beeinflusst. In der Realität beträgt sie etwa 50-150 µm, in den Berechnungen (s. Abschnitt 6.9.5) wird daher ein Mittelwert von 100 µm angenommen.

Falls unterschiedliche Ströme in den Submodulen fließen, treten Lorentz-Kräfte auf, die ein Drehmoment um die Achse der SZF erzeugen. Außerdem werden die Module durch den Wärmetauscher mechanisch belastet. Aus diesen Gründen wurden zwei 2 mm starke Halbschalen aus Edelstahl um die Submodule gelegt und an den Verbindern verschraubt. Die Stärke der Halbschalen ist deshalb so gering, damit eine hohe Wärmeübertragung am kalten Ende vermieden wird.

Abb. 6.4 stellt die Installationsphase der Stromzuführung in den Kryostat und den Kryostat selbst mit den Stromschienen am NIFS dar.

---

<sup>1</sup> In dem Sn60Pb40-Lot befindet sich schon ein Flussmittelzusatz.

<sup>2</sup> Stahl kann nicht direkt auf Kupfer gelötet werden.





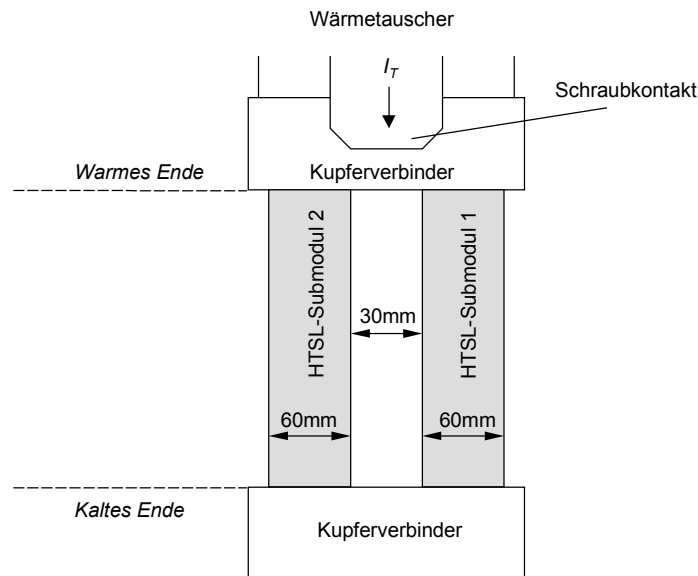
**Abb. 6.4** Installation der 20 kA HTSL-SZF in den Kryostat (links) und Aufnahme des Kryostats und der Stromeinspeisungsschiene (rechts)

## 6.2 Optimierung des 20 kA HTSL-Moduls

Der kritische Strom der einzelnen Stapel wird außer von der Temperatur auch von der magnetischen Flussdichte begrenzt. Das elektromagnetische Hauptproblem bei der Parallelschaltung ist infolgedessen die Berechnung des durch das zweite Submodul verursachten magnetischen Feldes am Ort des ersten Submoduls (und umgekehrt).

In den 10 kA-Tests wurden mit Hilfe der Hallsensoren die Transportströme  $I_{Mod1} = 9651$  A und  $I_{Mod2} = 9602$  A bei Nominalbetrieb gemessen (wegen der Fehlerquelle ist der gemessene Modulstrom kleiner als 10 kA, s. Abschnitt 5.9.2). Es wird jetzt angenommen, dass sich der Transportstrom  $I_T$  in die zwei Submodule zu  $I_{Subm1}$  bzw.  $I_{Subm2}$  verteilt (Abb. 6.5) und dass weiterhin die Stapelströme gleich denen sind, die in den einzelnen 10 kA-Tests gemessen wurden (Abb. 5.19). Es wird zudem angenommen, dass der kritische Strom von der zum Stapel senkrechten Komponente  $B_{\perp}$  begrenzt wird. Tatsächlich ändert sich  $B_{\perp}$  in allen Stapeln, wenn eines der zwei Submodule rotiert wird. So kann man eine optimierte Anordnung der Stapel durch Drehung der Submodule um die eigene Achse bestimmen, um den größten kritischen Strom zu erhalten. Da die bei den 10 kA-Tests gemessene Stromverteilung des Submoduls 2 recht homogen ist und da eine Drehung dieses Submoduls nur eine kleine Änderung der  $B_{\perp}$  auf dem Submodul 1 bewirkt, wird eine Simulation durchgeführt, in der nur Submodul 1 rotiert (Abb. 6.6). Zusätzlich befindet sich im gleichem Kryostat neben der 20 kA HTSL-SZF auch eine gasgekühlte konventionelle Stromzuführung mit einem Nennstrom von 30 kA, die die Rückführung des eingespeisten Stroms übernimmt.

Deshalb ist auch das Magnetfeld zu berücksichtigen, das von der konventionellen SZF erzeugt wird. Die Simulation für die Feldberechnung wird unter der Annahme einer konstanten Stromdichte in der Querschnittsfläche der Stapel sowie in der konventionellen SZF durchgeführt.



**Abb. 6.5** Schraubkontakt des Wärmetauschers, Kupferverbinder und Submodule der 20 kA HTSL-SZF

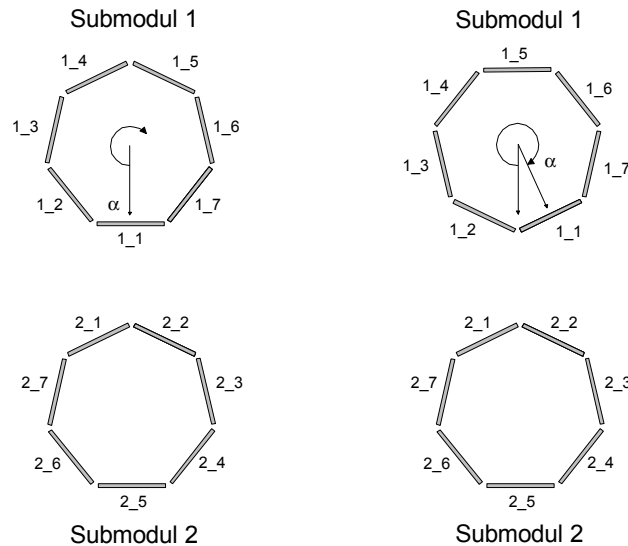


**Abb. 6.6** Querschnitt (Blick von oben) des 20 kA HTSL-Moduls (links) und der konventionellen SZF (rechts)

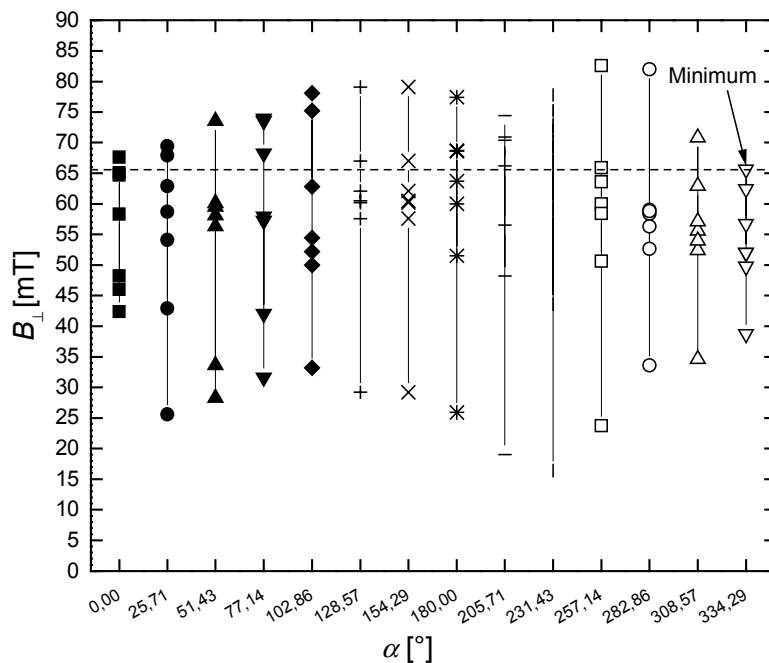
Wenn man die Rotation des Submoduls 1 um die eigene Achse in 14 Schritte unterteilt, dann beträgt der Drehwinkel  $\alpha$  zwischen zwei aufeinanderfolgenden Schritten  $25,71^\circ$ . Die Drehung wird im Uhrzeigersinn durchgeführt. Im linken Teil der Abb. 6.7 ist die Stapelanordnung zu Beginn der Simulation veranschaulicht (die konventionelle SZF ist nicht gezeigt, sie liegt aber immer rechts des Submodulpaars). Die Stapel des Submoduls 2

mit den kleinsten Strömen, d.h. die Stapel 2\_1 und 2\_2 (die erste Ziffer bezeichnet das Submodul und die zweite den Stapel) liegen dem Submodul 1 am nächsten.

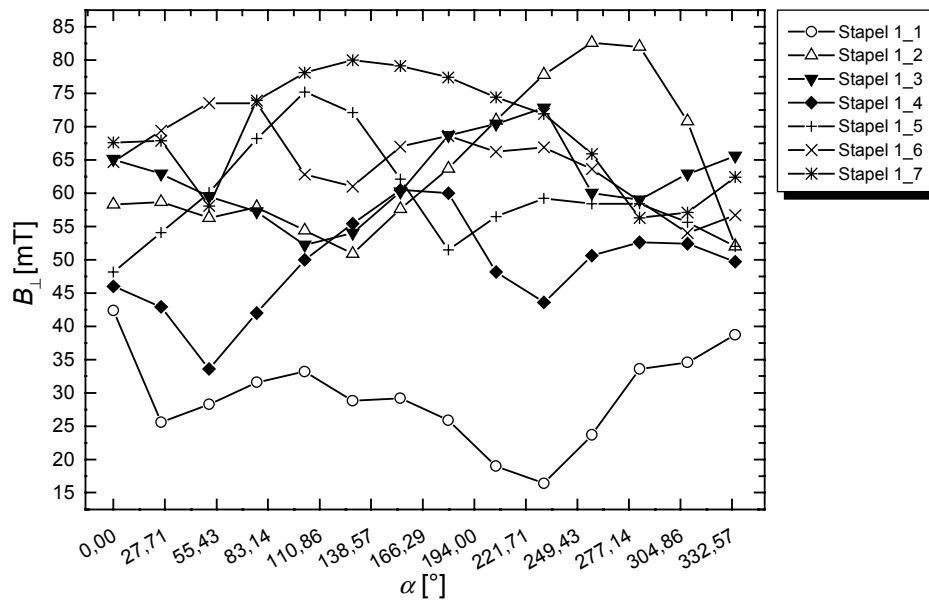
Für jeden Drehwinkel wird die Magnetflussverteilung berechnet und auf jedem Stapel des Submoduls 1 die maximalen  $B_{\perp}$  gesucht, deren Werte in Abb. 6.8 dargestellt sind. In Abb. 6.9 ist der Verlauf der einzelnen  $B_{\perp}$  gegen den Drehwinkel wiedergegeben. Hieraus erkennt man, dass die größte Variation der Magnetinduktion bei der Änderung des Drehwinkels  $\alpha$  circa 30 mT beträgt (Stapel 1\_2).



**Abb. 6.7** Querschnitt der HTSL-Stapel und Drehwinkel  $\alpha$  des Submoduls 1 zu Beginn der Simulation (links) und die optimale Stapelanordnung (rechts).



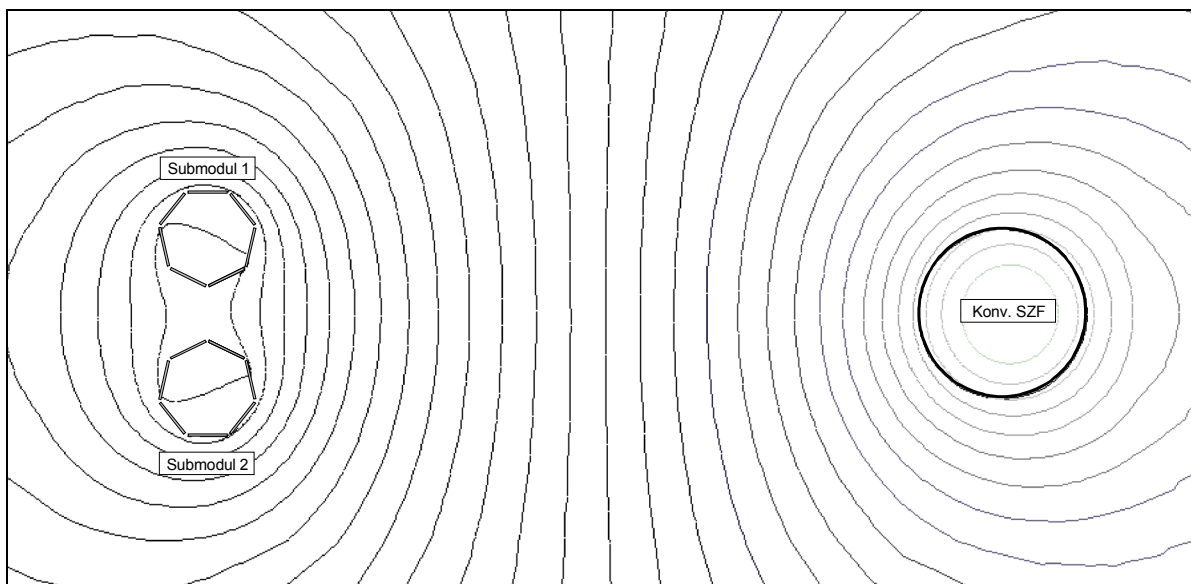
**Abb. 6.8** Maximale senkrechte Komponenten in den sieben Stapeln des Submoduls 1 für die 14 Drehwinkel



**Abb. 6.9** Die senkrechten Komponenten der Magnetinduktion als Funktion des Drehwinkels

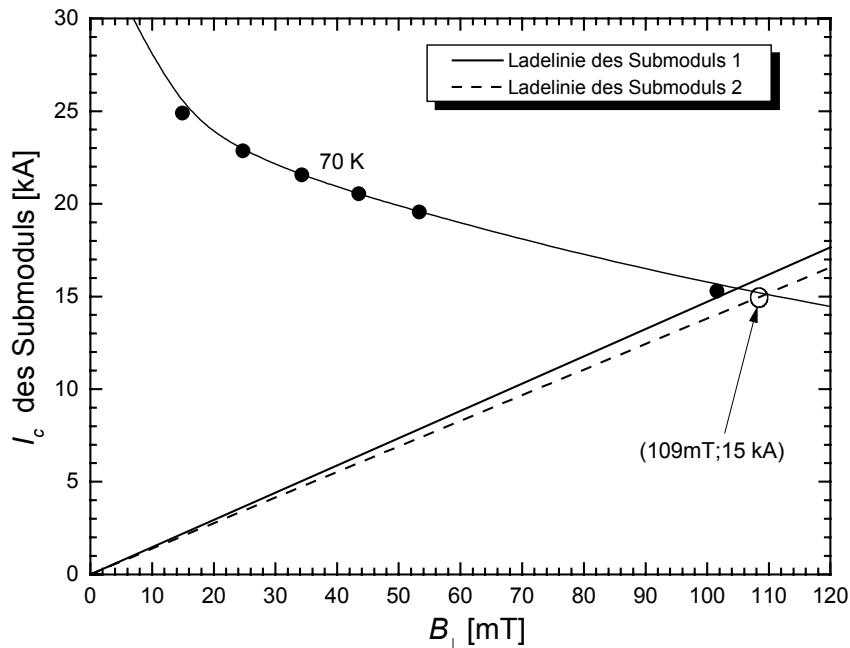
Jedem Drehwinkel entsprechen in Submodul 1 sieben verschiedene  $B_{\perp}$ . Der größte dieser Werte wird mit  $B_{\perp\text{Max}}$  bezeichnet. Der optimale Drehwinkel ist dann der, bei dem das kleinste  $B_{\perp\text{Max}}$  gefunden wird. Aus der Abb. 6.8 ergibt sich  $\alpha = 334,29^{\circ}$  und  $B_{\perp\text{Max}} = 65,62 \text{ mT}$ . Abb. 6.10 zeigt die entsprechenden Magnetfeldlinien und Abb. 6.7 (rechts) die optimale Stapelanordnung. Der Stapel in Submodul 1 mit  $B_{\perp\text{Max}}$  ist der Stapel 1\_3.

Auch hinsichtlich des Submoduls 2 werden für diese optimale Konfiguration die senkrechten Komponenten berechnet. Im Stapel 2\_3 herrscht der höchste Wert von  $B_{\perp}$  des Submoduls 2, der  $69,55 \text{ mT}$  beträgt.



**Abb. 6.10** Feldlinien bei optimaler Stapelanordnung

Abb. 6.11 stellt die  $I_c(B_{\perp}, T)$ -Kurve bei 70 K (dies ist die Betriebstemperatur am Zwischenniveau), die von den  $I_c(B_{\perp}, T)$ -Kurven der Modulbänder abgeleitet worden sind, und die Ladelinien der einzelnen Submodule bei der optimalen Stapelanordnung von Abb. 6.7 rechts dar. Die Ladelinie des Submoduls 2 schneidet die  $I_c$ -Kurve bei 70 K in dem Punkt mit den Koordinaten (109 mT, 15 kA), wenn in Submodul 1 etwa 15,1 kA fließen. Da dieser Wert dem Schnittpunkt der Ladelinie des Submoduls 1 mit der  $I_c$ -Kurve bei 70 K entspricht, wird der kritische Transportstrom der gesamten SZF von der Ladelinie des Submoduls 2 bestimmt. Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass unter den hier getroffenen Annahmen bezüglich der Stromverteilung der kritische Strom des 20 kA HTSL-Moduls bei 70 K circa 30 kA beträgt (Abb. 6.12). Dabei tritt eine maximale Magnetflussdichte von 109 mT auf.



**Abb. 6.11**  $I_c(B_{\perp}, T)$ -Kurve und Ladelinien der 10 kA HTSL-Submodule in der 20 kA HTSL-SZF

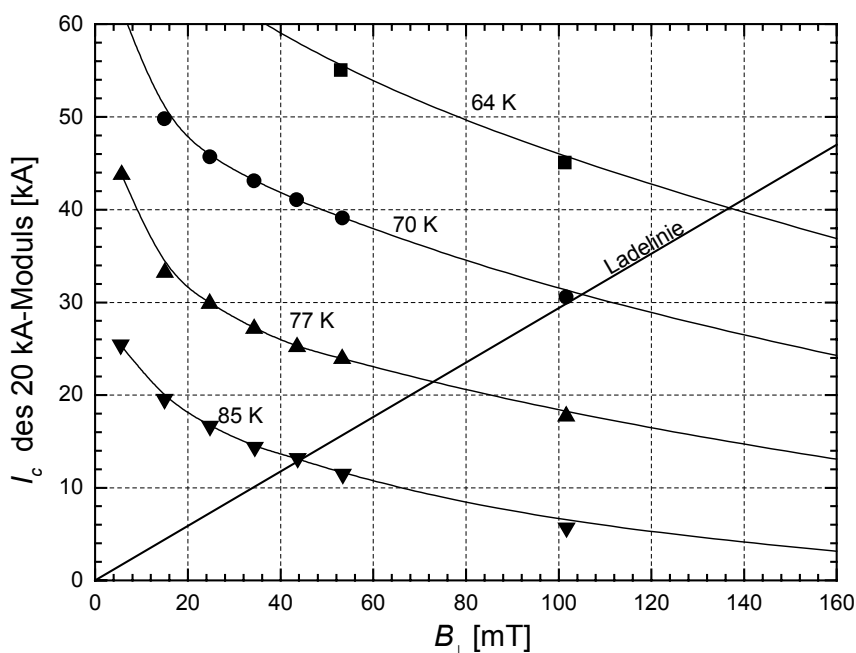


Abb. 6.12  $I_c$ -Kurven und Ladelinie des 20 kA HTSL-Moduls

Eine zusätzliche Berechnung wird unter der Annahme durchgeführt, dass der Strom homogen in allen 14 Stapeln fließt. In dieser Simulation werden beide Submodule rotiert. Abb. 6.13 zeigt vier mögliche Anordnungen der Submodule. Die konventionelle SZF ist in Abb. 6.13 nicht gezeigt, das von ihr erzeugte Magnetfeld wird jedoch in der Simulation berücksichtigt. In Abb. 6.14 wird die optimale Konfiguration durch das Verfahren, das in der Abb. 6.8 für eine inhomogene Stromverteilung angewandt worden ist, gesucht. Die zweite Anordnung ist die vorteilhafteste, weil sie das größte  $I_c$  hat, das bei 70 K, wie in dem vorherigen Fall mit inhomogener Stromverteilung, etwa 30 kA beträgt. Deshalb erscheint auch die Ladelinie der optimalen Konfiguration der Anordnung 2 der Abb. 6.13 wie die von Abb. 6.12. Folglich wurden die Submodule nach der Anordnung 2 von Abb. 6.13 montiert (s. auch weiter Abb. 6.26).

Die Anordnung 3 wird durch die Rotation der Anordnung 1 um 180 Grad um den Punkt O erhalten. Dennoch unterscheiden sich die  $B_{\perp}$ -Werte wegen des magnetischen Effektes der konventionellen SZF. Des weiteren ist das der Anordnung 1 entsprechende  $I_c$  nur um 200 A kleiner als das  $I_c$  der Anordnung 2.

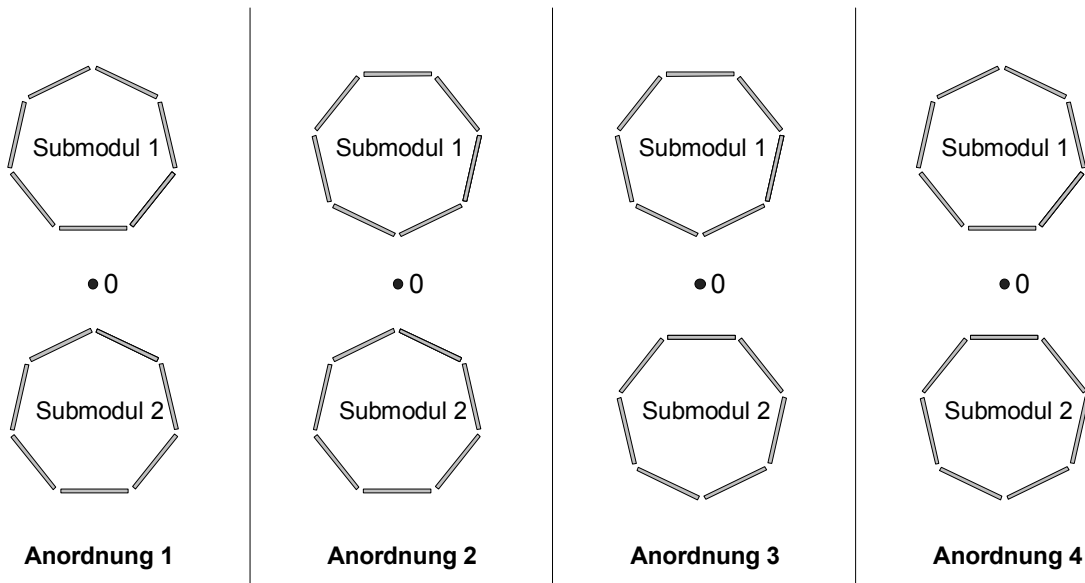


Abb. 6.13 Vier mögliche Anordnungen der Submodulpaare für das 20 kA HTSL-Modul

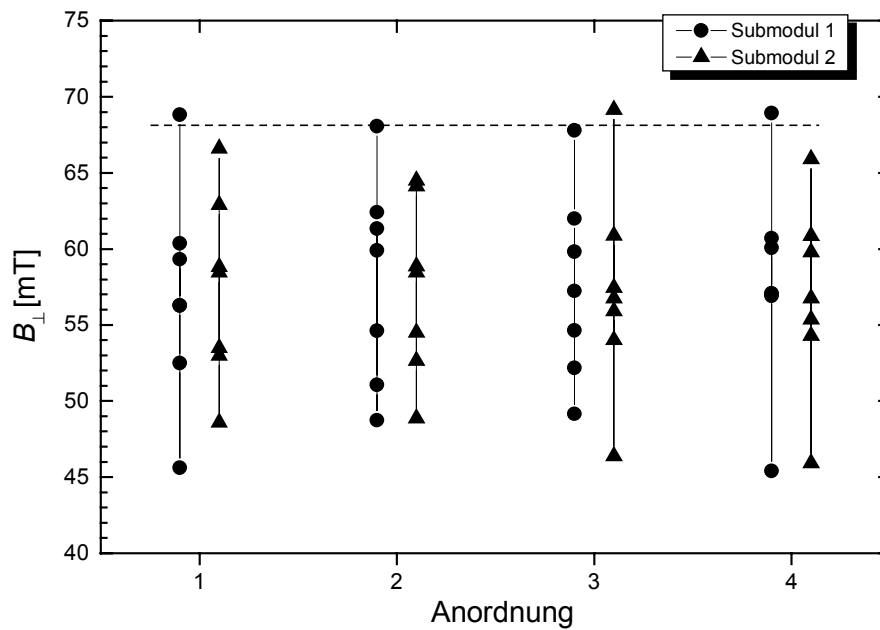


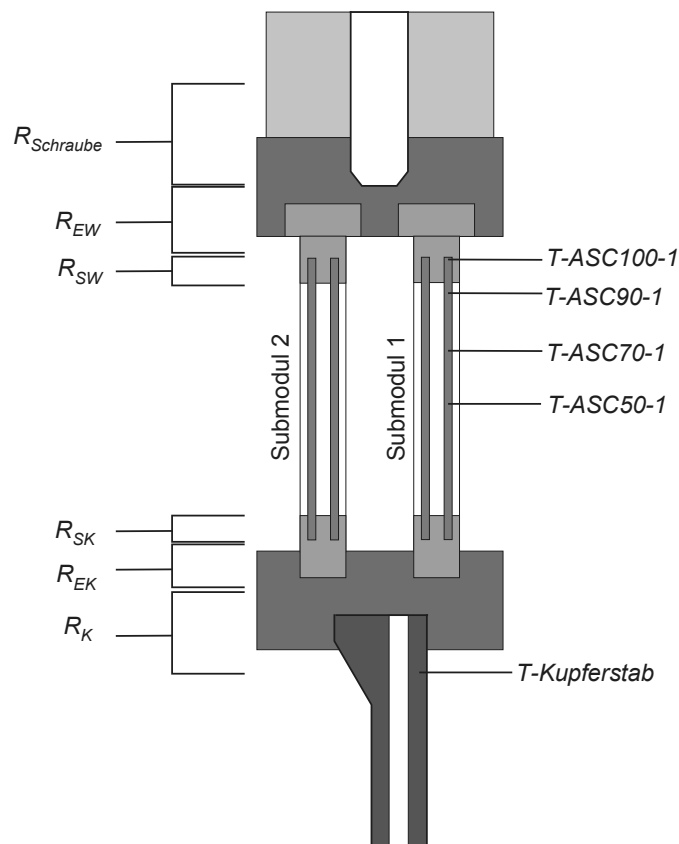
Abb. 6.14  $B_{\perp}$  für die vier in Abb. 6.13 dargestellten Anordnungen. Der Strom fließt homogen in allen 14 Stapeln.

## 6.3 Instrumentierung

Um das Verhalten sowohl im stationären als auch im transienten Zustand zu untersuchen, ist die SZF mit verschiedenen Messsensoren versehen.

Die Temperatur entlang jedes Submoduls wird von bereits herstellerseitig montierten Pt100-Thermoelementen gemessen (s. Abb. 5.1). Die Temperaturen des Kupferstabs und des Heliums am kalten Ende werden von TVO-Sensoren gemessen. Für die Temperaturüberwachung des Wärmetauschers werden TVO- und Pt100-Sensoren eingesetzt. Um die Kontaktwiderstände zu bestimmen, wurden zusätzlich Spannungssensoren entlang der ganzen SZF und insbesondere entlang des HTSL-Moduls angebracht. Schließlich, wie bei den Tests der 10 kA HTSL-Module, wurden 14 Hallsensoren in der Nähe des warmen Endes und um die Submodule positioniert, um die Magnetfeldverteilung zu messen (s. Abschnitt 6.9.1).

Auf der linken Seite von Abb. 6.15 ist die Bezeichnung der Kontaktwiderstände dargestellt (s. Abschnitt 6.10). Auf der rechten Seite ist die Position der Temperatursensoren auf einem Stapel des Submoduls 1 gezeigt. *T-ASC100-1* bezeichnet den Temperatursensor, der sich auf dem Submodul 1 am Ende eines Stapels im warmen Teil an der Stelle 100% (d.h. bei 100% der Gesamtlänge des Stapels, wobei 0% am kalten Ende liegt) befindet. Das gleiche gilt für die Temperatursensoren des Submoduls 2.



**Abb. 6.15** Bezeichnung der Messsensoren und der Kontaktwiderstände entlang des 20 kA HTSL-Moduls und an den Verbindern



## 6.4 Testprogramm

Der Test der 20 kA HTSL-SZF gliederte sich in die fünf folgenden in chronologischer Reihenfolge dargestellten Abschnitte:

1. Stationärer Betrieb bei 10 kA, 15 kA und 20 kA
2. Stationärer Betrieb ohne Strom, um die Wärmeverluste zu messen
3. Messung des Quenchstroms
4. Betrieb mit Massenstromabschaltung, um den Betrieb bei Kühlungsausfall zu untersuchen
5. Ergänzende Tests

Nach der Installation der Stromzuführung im Kryostat benötigt die Kälteanlage etwa 2,5 Tage, um die Testanlage auf Betriebsbedingungen abzukühlen.

Zunächst werden in der Folge das Temperaturprofil und die Wärmeverluste besprochen. Danach folgt eine Untersuchung zur Bestimmung des Quenchstromes. Besondere Aufmerksamkeit wird auf das Verfahren für die Bestimmung der Stromverteilung und der Kontaktwiderstände sowie auf die Stromverteilung selbst im Quenchfall gerichtet.

## 6.5 Temperaturprofil

Eine thermische Untersuchung erfordert die Kenntnis der Jouleschen Verluste am warmen und kalten Ende und folglich der entsprechenden Kontaktwiderstände. Dafür wurden zunächst die Kontaktwiderstände mit Hilfe des FE-Programms *Maxwell* berechnet und danach für die thermische Untersuchung in das Programm *Curlead* eingesetzt [29][48]. Für einen Nennstrom von 20 kA wurde der Massenstrom des Heliums bei seinen zwei verschiedenen Eintrittstemperaturen  $T_{He,in}$  (50 K und 60 K) berechnet, um eine Temperatur  $T_W$  von ca. 70 K am warmen Ende zu erhalten. Die berechneten Massenströme  $\dot{m}$ , Verluste bei 4,5 K  $\dot{Q}_{K,SL}$  (diese entsprechen den Verlusten des Supraleiters und schließen folglich nicht den Wärmeeintrag ein, der durch den Stahl erfolgt), elektrische Kälteleistung  $P_e$  bei 20 kA und andere Parameter sind in Tabelle 6.1 enthalten. Des Weiteren mussten auch die Jouleschen Verluste des Klemmkontaktes  $\dot{Q}_{K,J}$  und die Wärmeeinleitung des Edelstahl der Submodule bzw. der Halbschalen  $\dot{Q}_{K,Edelstahl}$  für die Berechnung der gesamten Verluste  $\dot{Q}_K$  bei 4,5 K berücksichtigt werden.  $\dot{Q}_K$  übersteigt bei beiden Eintrittstemperaturen nicht 6,5 W. Außerdem ist der Wert der Kälteleistung bei 50 K mit 1,5 g/s kleiner als die bei 60 K mit 2 g/s. Dennoch wurden die Messungen mit einer Eintrittstemperatur des Heliums von 60 K durchgeführt, da der Wärmetauscher für diese Temperatur optimiert wurde.

**Tabelle 6.1** Berechnete Massenströme, Verluste bei 4,5 K, Wärmeleitung am Wärmetauscher (WT) bei 70 K und RT ( $\dot{Q}_{WT,70K}$  bzw.  $\dot{Q}_{WT,RT}$ ), Spannungsabfall  $\Delta U$  entlang der gesamten SZF und elektrische Kälteleistung  $P_e$  bei 20 kA. Die Rückkühlungsleistung pro g/s  $P_r$  beträgt 1267 Ws/g bei 10 bar und zwischen 60 K und 300 K, 1499 Ws/g bei 10 bar und zwischen 50 K und 300 K. Der prozentuelle Leistungskoeffizient  $e$  beträgt 30% .

$\dot{m}$	$T_{He,in}$	$T_W$	$\dot{Q}_{K,SL}$	$\dot{Q}_{K,J}$	$\dot{Q}_{K,Edelsthal}$	$\dot{Q}_K$	$\dot{Q}_{WT,70K}$	$\dot{Q}_{WT,RT}$	$\Delta U$	$P_e$
[g/s]	[K]	[K]	[W]	[W]	[W]	[W]	[W]	[W]	[mV]	[kW]
1,50	50	70,9	2,88	2,5	0,84*/0,27**	6,49	120,88	127,96	78,19	9,12
2,00	60	70,3	2,85	2,5	0,84*/0,27**	6,46	80,12	512,22	65,41	10,1

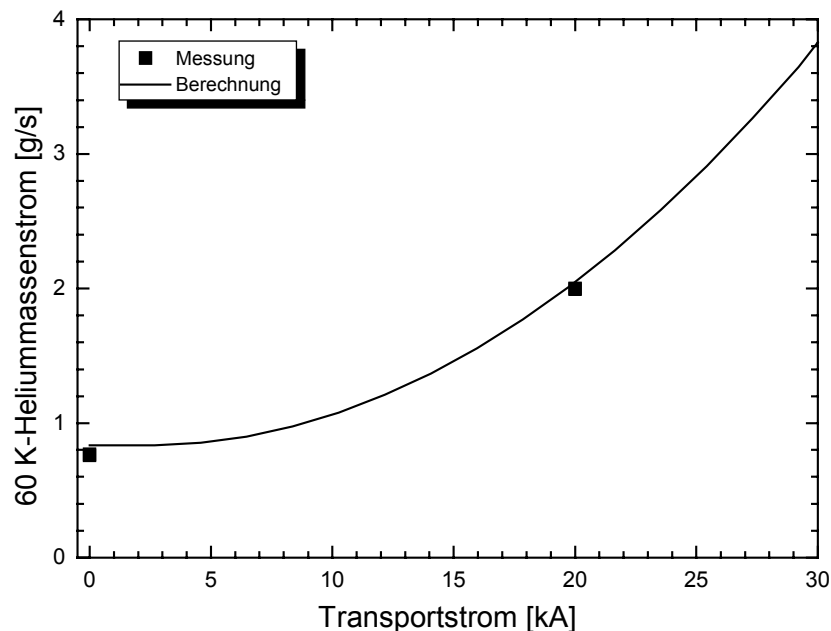
\* Nur Edelstahl der Submodule

\*\* Nur Edelstahl der Halbschalen

Die ersten Tests wurden aus Sicherheitsgründen, die mit dem kritischen Strom zusammenhängen, mit einer Eintrittstemperatur des Heliums am Wärmetauscher von 50 K und einem Massenstrom von 1,7 g/s durchgeführt. Anschließend wurde gemäß der Auslegung die Temperatur bei 60 K eingestellt. Am kalten Ende konnte dennoch, trotz Kühlung mit 4,5 K-Helium, lediglich eine minimale Temperatur von 15 K erreicht werden (s. Abschnitt 6.6).

Im stationären Zustand konnten problemlos 20 kA in der HTSL-SZF fließen.

In Abb. 6.16 sind die gemessenen Massenströme bei einer Heliumtemperatur von 60 K und  $T_{ASC100-1}=T_{ASC100-2}=T_{ASC100}=64$  K mit den berechneten Werten verglichen.



**Abb. 6.16** Massenstrom von 60 K-Helium als Funktion des Transportstroms

Das Programm *Curlead* wird dazu benötigt, das Temperaturprofil zu berechnen. Die an den Rändern gemessenen Temperaturen werden als Randbedingungen für die Rechnungen (Dirichlet Randbedingungen) verwendet. In Abb. 6.17 sind die gemessenen und berechneten Temperaturprofile im stationären Zustand aufgetragen. Die Werte in Klammern geben die Massenströme an. Die berechneten und gemessenen Temperaturen stimmen nicht gut am Zwischenniveau überein. Dies rührt daher, dass die Berechnung des Temperaturprofils mit einem eindimensionalen Modell durchgeführt wird, was für die Verbindungsbereiche eine zu starke Einschränkung bedeutet.

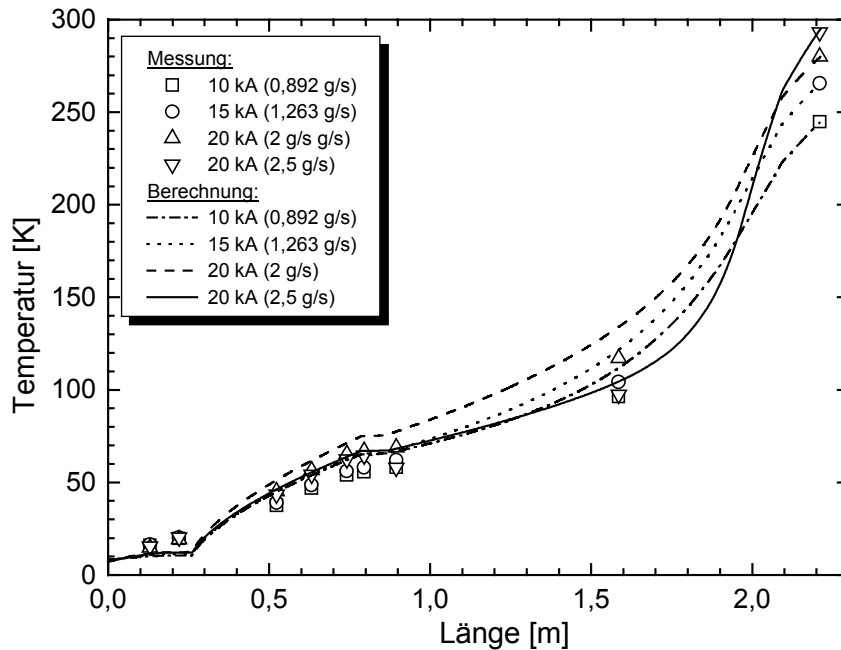


Abb. 6.17 Gemessene und berechnete Temperaturprofile des 20 kA HTSL-Moduls im stationären Betrieb

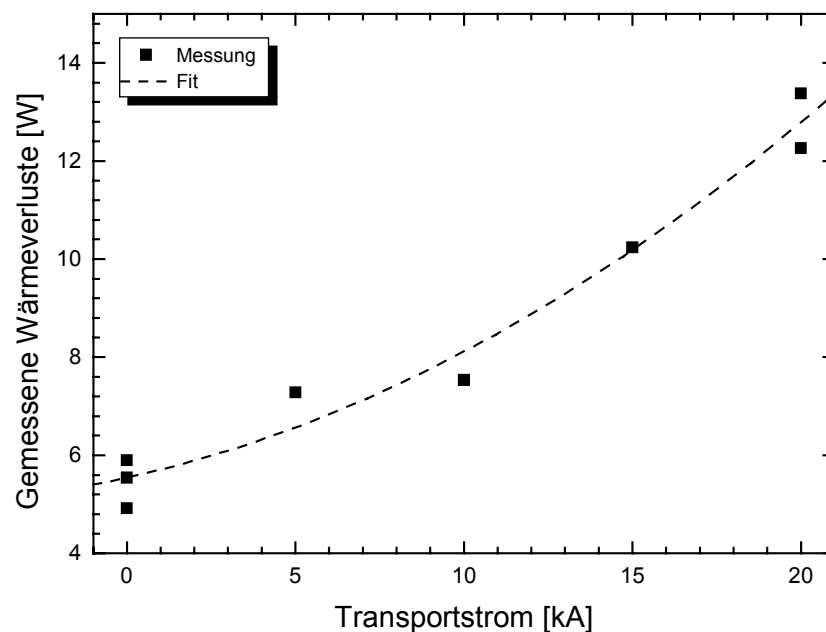
## 6.6 Wärmeverluste am kalten Ende

Der Wärmeverlust am kalten Ende ist einer der wesentlichen Parameter, die bekannt sein müssen. In dem Test befindet sich neben der HTSL-SZF eine konventionelle SZF und beide sind durch einen Kurzschlussbügel miteinander verbunden. Beide werden separat mit überkritischem Helium gekühlt (s. Abb. 6.2). Auf diese Weise kann man die Verluste der HTSL-SZF von denen der konventionellen SZF unterscheiden. Dazu werden der Massenstrom  $\dot{m}_{He}$  und zusätzlich die Temperaturen des Heliums sowie dessen Druck vor und nach dem Klemmkontakt gemessen, d.h. vor und nach dem Wärmeaustausch. Die Wärmelast

$$\dot{Q}_K = \dot{m}_{He} (h_{out} - h_{in}) \quad (6.1)$$

kann anhand der Enthalpiedifferenz bestimmt werden, wobei  $h_{out}$  und  $h_{in}$  die Enthalpie nach bzw. vor dem Eintritt sind. In Abb. 6.18 sind die gemessenen Wärmeverluste bei einer Temperatur am kalten Ende von ca. 15 K und bei einer Heliumtemperatur von ca. 60 K für  $I_T=0, 20$  kA bzw. 50 K für  $I_T = 5, 10, 15$  kA aufgetragen. Das entsprechende Fit zeigt, dass bei 0 kA und  $T_{ASC100}=64$  K am warmen Ende die Wärmeverluste 5,5 W betragen. Die Wärmeverluste  $\dot{Q}_K$  enthalten auch die Jouleschen Verluste des Klemmkontakts, die sich bei 20 kA auf 2,64 W belaufen.

Anhand der gemessenen Verluste der einzelnen 10 kA HTSL-Module ist ohne Strom eine Wärmebelastung von 3,8 W erwartet worden. Die Gründe für die zusätzliche Wärmebelastung von 1,7 W, die auch für die hohe Temperatur am kalten Ende (15 K anstatt 4,5 K) verantwortlich ist, sind vielfach - z. B. Kryostat und Messungssystem - und zusammen bilden sie die sogenannten Offset-Verluste. Diese sind anhand der Graphik von Abb. 6.19 bestimmbar [49]. Die Wärmeeinleitung ist in Abhängigkeit von der mit TVO-Temperatursensoren gemessenen Eintrittstemperatur des Heliums am Wärmetauscher aufgetragen – und nicht in Abhängigkeit von  $T_{ASC100}$  –, da die Temperaturmessung mittels Pt100-Thermoelementen unter 30 K mit einem großen Messfehler behaftet ist. Wenn die Eintrittstemperatur des Heliums am Wärmetauscher gleich der am Kurzschlussbügel ist, werden die Offset-Verluste bestimmt. Diese betragen 2,58 W. Wird dieser Offset von den Werten des Fit abgezogen, so erhält man die effektiven Verluste der SZF (durchgezogene Kurve in Abb. 6.19). Bei  $T_{He}=70$  K werden die effektiven oder korrigierten Verluste von 3,6 W bei 0 kA gewonnen, die sehr gut mit den berechneten Verlusten von 3,4 W übereinstimmen. Letztere sind mit einer Temperatur am kalten Ende von ca. 15 K berechnet worden.



**Abb. 6.18** Gemessene Wärmeverluste der HTSL-SZF. Bei 5, 10, 15 kA ist  $T_{He}=50$  K und bei 0, 20 kA ist  $T_{He}=60$  K.

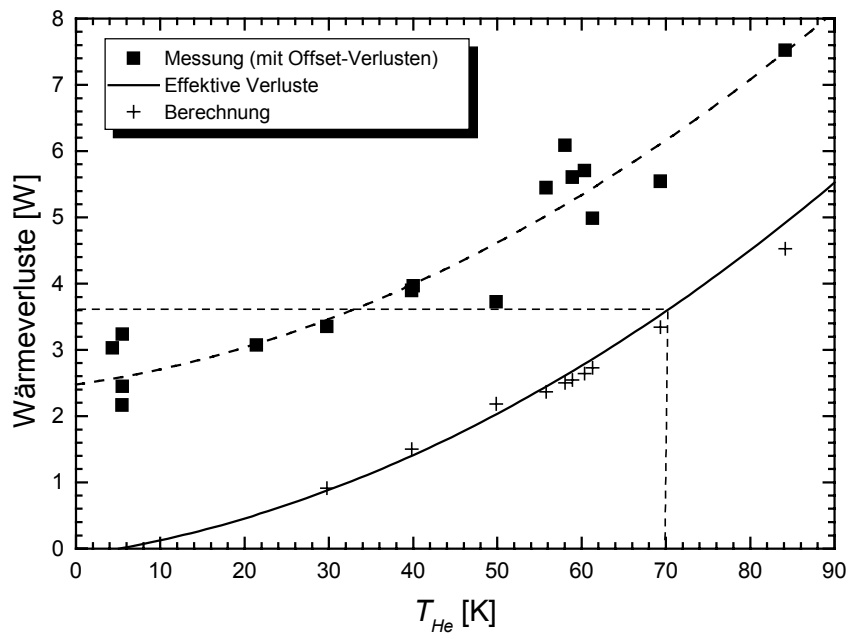


Abb. 6.19 Wärmeeinleitung am kalten Ende in Abhängigkeit von  $T_{He}$  ohne Strom

Bezüglich der Kälteleistung sind die abgeschätzten Werte von zwei bei 0 kA und 20 kA durchgeführten Messungen in Tabelle 6.2 aufgeführt. Für diese Berechnung, wie für die 10 kA HTSL-Module (Abschnitt 5.6), werden folgende Voraussetzungen berücksichtigt:

- Das Verhältnis  $P_e/P_K$  entspricht denen in Tabelle 5.2.
- Die Rückkühlungsleistung  $P_r$  für einen Massenstrom von 1 g/s bei 3 bar beträgt zwischen 60 K und 300 K mit einem prozentuellen Leistungskoeffizienten  $\epsilon=30\%$  1261 J/g (s. Gl. (3.14)).

Die gesamte elektrische Leistung  $P_G$  der HTSL-SZF ist die Summe

$$P_G = \frac{\dot{m} \cdot P_r}{0,3} + \dot{Q}_K \cdot \frac{P_e}{P_K} = \frac{\dot{m} \cdot 1261}{0,3} + \dot{Q}_K \cdot 250 = P_1 + P_2 \quad (6.2)$$

wobei  $\dot{m}$  der Massenstrom des Heliums am Wärmetauscher ist.

Die elektrische Leistung  $P_{Konv}$  bei 20 kA einer optimierten konventionellen SZF beträgt anhand der Gl. (3.16):

$$P_{Konv} = 1430 \cdot 20 = 28600 \text{ [W]} \quad (6.3)$$

und ohne Strom, anhand der Gl. (3.11),

$$P_{0Konv} = 0,5 \cdot 1430 \cdot 20 = 14300 \text{ [W]} \quad (6.4)$$

Der Reduktionsfaktor ist gemäß Gl. (5.4) definiert.

**Tabelle 6.2** Gemessene Verluste, abgeschätzte Leistungen und andere Hauptparameter des 20 kA HTSL-SZF im stationären Zustand bei 60 K-Eintrittstemperatur des Heliums

<b>Transportstrom [kA]</b>	<b>0</b>	<b>20</b>	
Massenstrom [g/s]	0,758	1,99	1,99
$T_{-ASC100}$ [K]	62,15	67,8	67,8
Kälteleistung [W] ( $P_1$ )	3186	8365	8365
Korrigierte $\dot{Q}_K$ [W] (Verluste am kalten Ende)	2,34	9,68*	7,04**
Kälteleistung [W] ( $P_2$ )	585	2420	1760
$P_G$ [W]	3771	10785	10125
$\dot{Q}_{Konv}$ [W]	11	22	22
$P_{Konv}$ [W]	14300	28600	28600
<b>Reduktionsfaktor</b>	<b>3,79</b>	<b>2,65</b>	<b>2,82</b>

\*  $\dot{Q}_K$  enthält die Jouleschen Verluste des Klemmkontakts

\*\*  $\dot{Q}_K$  ohne Joulesche Verluste des Klemmkontakts

## 6.7 Kritischer Strom und Quenchstrom

Die in der Abb. 6.12 gezeigten Daten lassen einen kritischen Strom von circa 30 kA erwarten. Der maximale lieferbare Netzstrom betrug 50 kA, d.h. das Netzgerät konnte einen Strom liefern, der ausreichend war, um die SZF zu quenchen. Zuerst wurde ein Quench durch aufeinanderfolgende Stromstufen von jeweils 2,5 kA und durch eine Rampe von 50 A/s ausgelöst. Die benutzte Quenchdetektionsschwelle betrug 10-100 mV und die entsprechende Integrationszeit war bis zu 0,1 s lang.

In den ersten Versuchen löste der Quenchdetektor bei einem Transportstrom von etwa 30 kA wegen des Quenches in dem Nb<sub>3</sub>Sn-Einsatz des Kupferstabs anstatt in dem HTSL-Teil aus, in dem die Temperatur 18 K betrug. In dem Kurzschlussbügel dagegen wurde eine Temperatur von 4,5 K - 5 K gemessen, entsprechend der ein Transportstrom von 30 kA viel kleiner ist als der kritische Strom (Abb. 6.20).

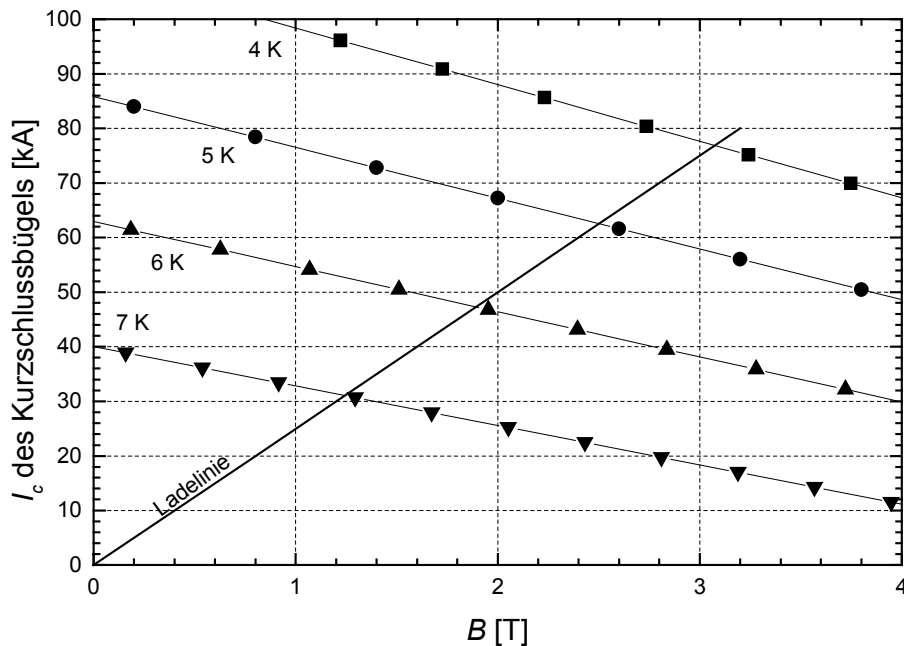


Abb. 6.20 Ladelinie und  $I_c(B)$ -Kurven des NbTi - Kurzschlussbügels

Deswegen boten sich zwei Möglichkeiten, einen Quench im HTSL-Modul auszulösen. Die erste besteht darin, die Eintrittstemperatur des Heliums am oberen Ende des Moduls zu erhöhen. Die zweite, die Temperatur durch Heliumsabschaltung zu erhöhen, während der Transportstrom konstant bleibt.

Zunächst wird die erste Möglichkeit betrachtet. Die Temperatur des Heliums wurde auf circa 85 K eingestellt und die verschiedenen Messungen sind zuerst mit einer Quenchdetektionsschwelle von 10 mV und dann von 50 und 100 mV durchgeführt worden (wegen der Detektionszeit werden dennoch höhere Spannungen erreicht).

Abb. 6.21 zeigt den Verlauf der Spannungen von drei Stapeln, zwei Stapeln des Submoduls 1 und einem Stapel des Submoduls 2. Die Quenchdetektionsschwelle beträgt hierbei 125 mV. Die Temperatur  $T_{ASC100}$  beträgt zu Beginn der Messung 83 K (0 kA) und steigt langsam auf 84,5 K an, bis der Quenchdetektor auslöst. Dagegen beträgt die Temperatur  $T_{ASC90}$  zu Beginn 80 K, steigt dann schneller als  $T_{ASC100}$  an, um diese schließlich bei 29,6 kA zu überschreiten. Dies deshalb, da das Modul am oberen Teil direkt mit Helium gekühlt wird. An der Stelle, an der  $T_{ASC90}$  liegt, steht der Supraleiter nicht unter dem Einfluss der Kühlung des 60 K-Heliums und wird nur durch das 4,5 K-Helium des kalten Endes gekühlt. Damit herrschen an der Stelle, an der  $T_{ASC90}$  liegt, optimale Bedingungen für eine Ausbreitung des Quenches. Wenn der maximale Strom von 30 kA erreicht wird, ist  $T_{ASC90} = 92$  K.

In der gleichen Grafik sind zwei Kurven abgebildet, die den Verlauf der Spannungen entlang des Stapels #1\_1 (erster Stapel des Submoduls 1, in dem die Spannungssensoren von dem Hersteller angelegt worden sind), des Stapels #1\_4 und des Stapels #2\_1 (Submodul 2) sowie entlang der entsprechenden Kontakte mit den Endkappen aufzeigen.

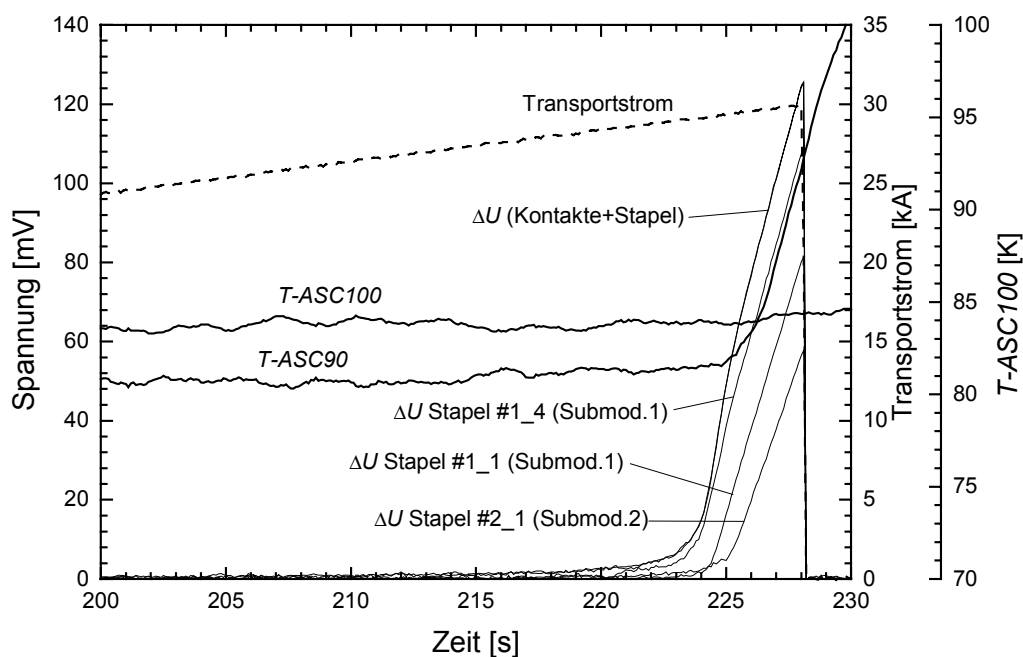


Abb. 6.21 Spannungen, Transportstrom und Temperaturen kurz vor der Stromabschaltung

Da im HTSL-Modul ein Temperaturgradient auftritt, eignet sich das Kriterium  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  zur Bestimmung des kritischen Stroms nicht für die gesamte Länge der Stapel. Dieses Kriterium kann nur für die 1 cm lange Strecke, die sich an der wärmsten Stelle des Stapels befindet, eingesetzt werden. Abb. 6.22 zeigt den kritischen Strom in Abhängigkeit von der Temperatur am warmen Ende, der gemäß dem Kriterium  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  und mit homogener Stromverteilung in den Stapeln definiert ist (Abb. 6.12). Im gleichem Bild ist der Quenchstrom für die Messung von Abb. 6.21 bei einer entsprechenden Spannung von 1 mV entlang der Stapel aufgetragen. Diese Spannung ist zulässig, da sowohl *T-ASC100* als auch *T-ASC90* im Bereich von 1 mV noch nahezu konstant sind. In den Tests der einzelnen 10 kA HTSL-Module betrug die Bezugsspannung für den Quenchstrom  $1 \mu\text{V}$ . Aufgrund großer Störsignale ist diese Bezugsspannung hier zu klein und muss erhöht werden.

Wie schon angedeutet, besteht die zweite Möglichkeit einen Quench auszulösen darin, die Temperatur durch Heliumsabschaltung zu erhöhen, während der Transportstrom konstant bleibt (s. Abschnitt 6.8). In der Grafik der Abb. 6.22 sind auch die Messwerte von *T-ASC100* bei 20 kA während der Massenstromabschaltung immer gemäß der Bezugsspannung von 1 mV aufgetragen. Dabei ist deutlich zu erkennen, dass die Punkte in der Nähe der gestrichelten Kurve liegen. Diese erhält man durch Multiplikation der  $I_c$ -Kurve um den Faktor zwei. Demzufolge ergibt sich, wenn der Wert des Quenchstroms bei 70 K auf der Annäherungslinie von Abb. 6.22 liegt, dass sich das Kriterium  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  entsprechend 70 K, d.h. der Temperatur am warmen Ende des Moduls, als Werkzeug zur sicheren Bestimmung des kritischen Stromes der Module eignet.



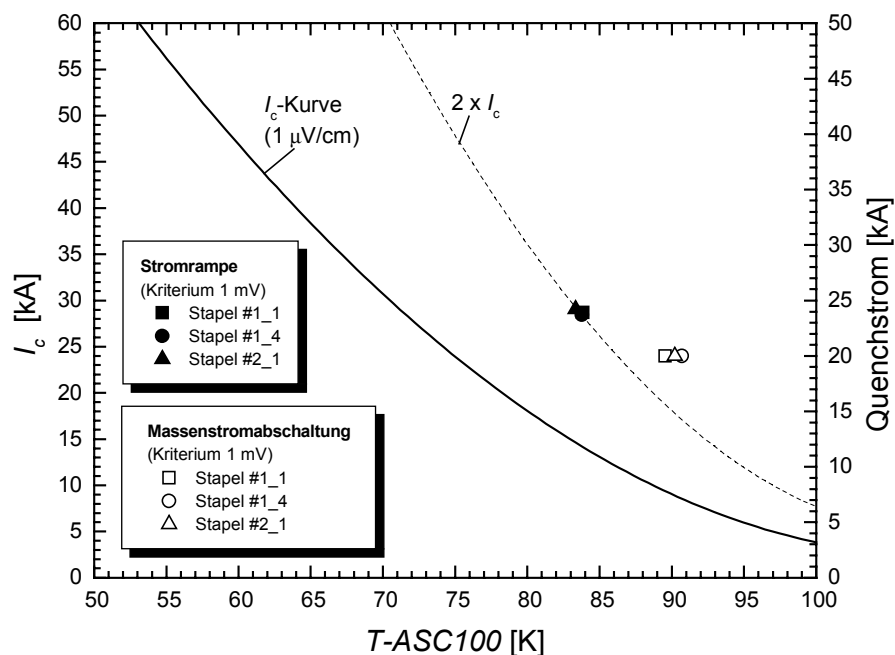


Abb. 6.22 Kritischer Strom anhand der  $I_c(B_\perp)$ -Kennlinien und Quenchstrom des Moduls gemäß dem Kriterium 1 mV entlang des Stapels

## 6.8 Thermische Transiente nach Massenstromabschaltung

Ein wichtiger Test ist die Untersuchung des Verhaltens des HTSL-Moduls nach Abschaltung des Massenstroms am Wärmetauscher (LOFA-Test).

Diese Tests wurden mit einem Spannungsniveau für die Quenchdetektion von bis zu 100 mV durchgeführt. Wie in Abb. 6.23 gezeigt, läuft die SZF zu Beginn im Nominalbetrieb (Heliumtemperatur = 60 K, Massenstrom = 2 g/s,  $I = 20$  kA). Danach wird der Massenstrom abgeschaltet. Der Massenstrom reduziert sich innerhalb etwa einer Minute bis auf Null. Anschließend steigen die Temperaturen  $T-ASC100$  in beiden Submodulen und  $T-ASC90-1$  im Submodul 1 sowie  $T-ASC90-2$  in Submodul 2 an. Wenn der Detektor die Spannung von 100 mV misst, wird der Strom abgeschaltet und die Temperatur entlang des Moduls sinkt. Vor der Stromsabschaltung herrscht in beiden Submodulen die gleiche Temperatur. Dagegen steigt die Temperatur während des Quenches in Submodul 1 stärker an (s.  $T-ASC90-1$  und  $T-ASC90-2$ ). Dies bedeutet eine größere Erwärmung und folglich dass ein größerer Strom in Submodul 1 fließt. Sofort nach Abschaltung des Stroms sinkt die Temperatur.

Zwischen Massenstromabschaltung und Quench des Moduls liegen 15 Minuten. Dieser Zeitabstand ist ausreichend, um den Verlust des Kühlmittels nachzuweisen.

In Abb. 6.24 sind die gemessenen und berechneten Temperaturprofile nach Abschaltung des Massenstroms miteinander verglichen. In der Berechnung wird die Abschaltung des

Massenstroms durch eine Schrittfolge mit abnehmendem Massenstrom simuliert (Abb. 6.23). Hierbei werden die Neumann-Randbedingungen<sup>1</sup> verwendet.

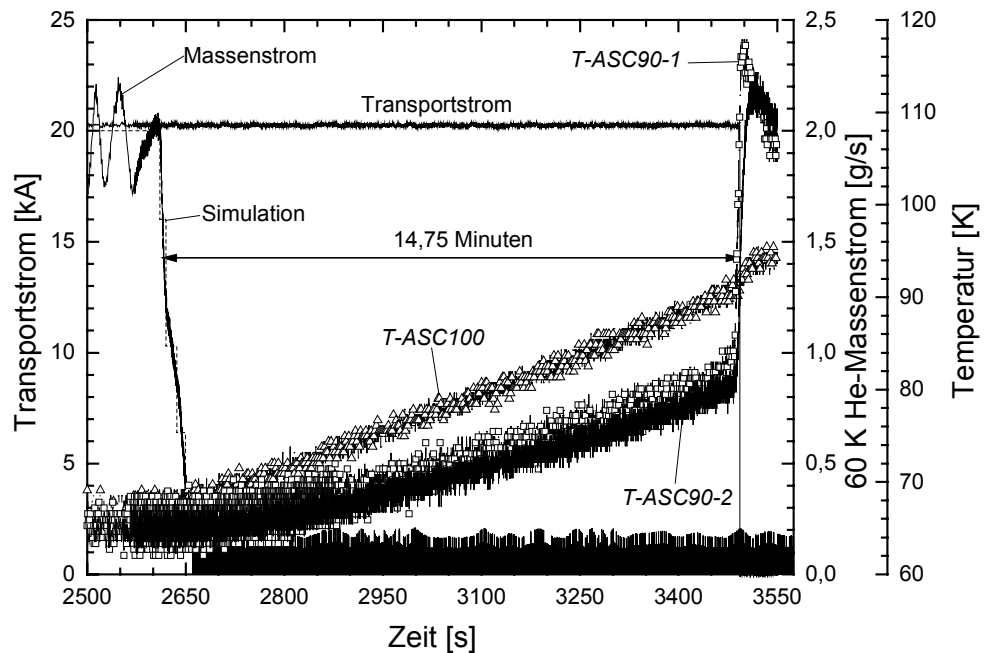


Abb. 6.23 Massenstromabschaltung bei 20 kA

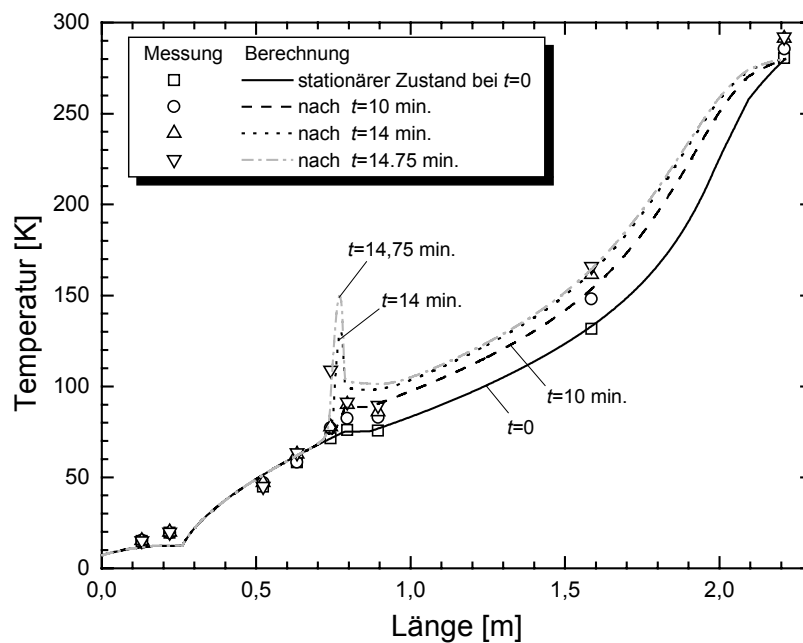


Abb. 6.24 Gemessene und berechnete Temperaturprofile nach der Massenstromabschaltung

<sup>1</sup> Der Wärmeaustausch an den Enden der SZF ist festgelegt.

Der Detektor, der den Spannungsabfall zwischen dem Kupferverbinder am warmen Ende und dem entsprechenden am kalten Ende misst, ist auf eine Quenchedetektionsschwelle von 100 mV eingestellt. Im Falle eines Quenchs ist es irrelevant, ob die Spannung an den Stapeln einschließlich der Übergangskontakte anstatt der Detektionsspannung betrachtet wird. Auf den Submodulen dauert der Anstieg der Spannung von 10 mV bis auf 100 mV 12 s, zwischen 50 mV und 100 mV 8 s (Abb. 6.25). Da die Parameter von ITER eine Verzögerungszeit von 2 s aufstellen, nach dieser beginnt die Entladung der TF-Spule mit einer Zeitkonstante  $\tau = 15$  s (dies entspricht, gemäß der Leistungsbilanz, einem Zeitabstand von 10 s bei Nennstrom), bieten diese Werte einen guten Sicherheitsabstand.

Die benötigte Zeit zur Änderung des Niveaus der Spannung in den Stapeln von 10 mV bzw. 50 mV bis zur Stromausschaltung ist von Stapel zu Stapel verschieden. Die Werte sind in Tabelle 6.3 zusammengefasst, wobei  $U_{Ende}$  die Spannung bei der Stromausschaltung bezeichnet.

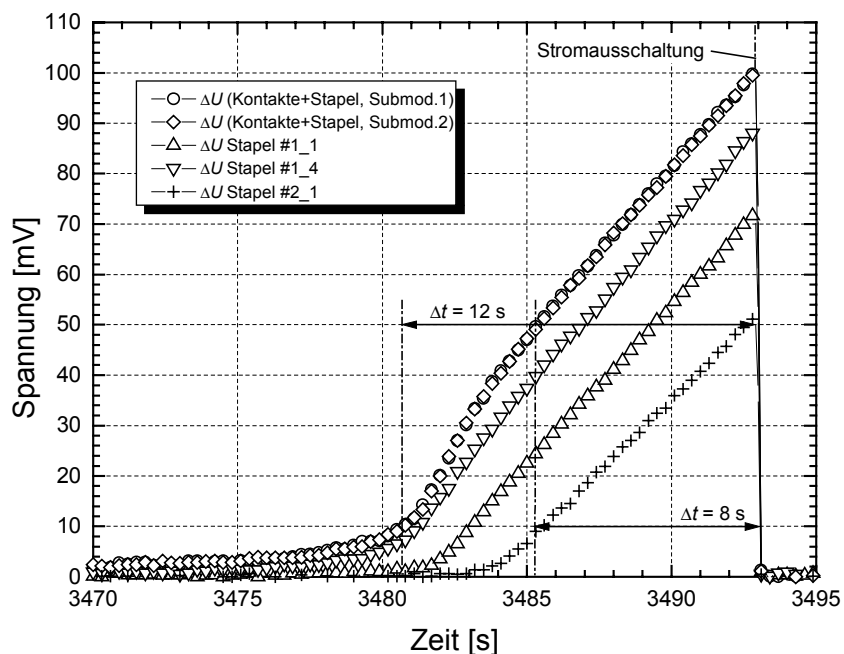


Abb. 6.25 Spannungen entlang der Stapel mit und ohne Übergangskontakte

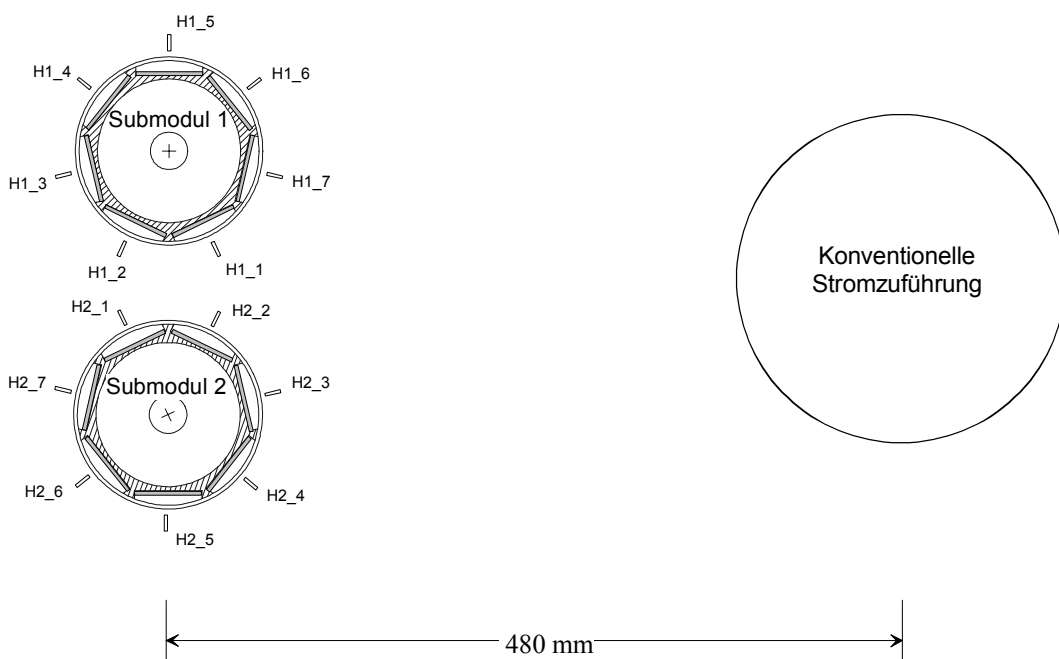
**Tabelle 6.3** Benötigte Zeit zur Änderung des Niveaus der Spannung von 10 mV bzw. 50mV in den Stapeln bis zur Stromausschaltung (Quenchedetektionsschwelle=100 mV)

Stapel	$U_0$ [mV]	$U_{Ende}$ [mV]	$\Delta t$ [s]
# 1_1	10	71,9	9,8
# 1_4	10	88,6	11,6
# 2_1	10	51,6	7,3
# 1_1	50	71,9	3,5
# 1_4	50	88,6	6
# 2_1	50	51,6	0,2
Detektor	10	100	12
Detektor	50	100	8

## 6.9 Stromverteilung im stationären Betrieb

### 6.9.1 Methode zur Bestimmung der Stapelströme

Um die Stromverteilung in den Stapeln zu bestimmen, werden entsprechend der Vorgehensweise bei den Tests der 10 kA HTSL-SZF um die Submodule Hallsensoren positioniert<sup>1</sup>, die anzahlmäßig den Stapeln entsprechen (Abb. 6.26).



<sup>1</sup> Die Hallsensoren sind mit dem Buchstaben „H“ und zwei Ziffern bezeichnet: die erste bezieht sich auf das Modul, die zweite auf den Stapel.

**Abb. 6.26** Position der Hallsensoren (Blick von oben). Stapel  $x_y$  entspricht Hallsensor  $Hx_y$

Die wirksame Fläche der Sensoren ist 1,5 mm von der Edelstahloberfläche des Moduls entfernt (5 mm von der breiten Seite des Stapels) und liegt senkrecht zur breiten Stapelseite, damit wird die azimutale Komponente des Magnetfeldes gemessen. Dieses wird von den Stapelströmen  $I_j$  der HTSL-Module und von dem in der konventionellen SZF fließenden Transportstrom  $I_T$  erzeugt. Somit ergibt sich aus der Summe

$$B_i = B_{i,1} + B_{i,2} + \dots + B_{i,j} + \dots + B_{i,14} + B_{i,Konv} = \sum_{j=1}^{14} a_{ij} I_j + k_i I_T \quad (6.5)$$

$i = 1, 2, \dots, 14; j = 1, 2, \dots, 14$

die azimutale Komponente  $B_i$  des Stapels  $i$ , wobei  $B_{i,j} = a_{i,j} I_j$  und  $B_{i,Konv} = k_i I_T$  die nur von  $I_j$  bzw. nur von  $I_T$  erzeugten Komponenten der Magnetflussdichte sind.  $a_{i,j}$  und  $k_i$  sind Geometriefaktoren. Bei zwei der vierzehn Stapel ist  $B_{i,Konv} = 8,57$  mT, d.h. 13% der entsprechenden Komponente  $B_i$ : Dieser Betrag kann nicht vernachlässigt werden. Für die Bestimmung der Stromverteilung muss daher auch das Streufeld der konventionellen SZF berücksichtigt werden.

Gl. (6.5) kann in Matrixform geschrieben werden

$$\mathbf{B}_G = \mathbf{B}_{HTSL} + \mathbf{B}_{Konv} = \mathbf{A} \mathbf{I}_{Stapel} + \mathbf{B}_{Konv} \quad (6.6)$$

wobei  $\mathbf{B}_G$  das gesamte Magnetfeld bezeichnet und  $\mathbf{A} = (a_{ij})$ . Aus Gl. (6.6) folgt

$$\begin{aligned} \mathbf{A}^{-1} (\mathbf{B}_G - \mathbf{B}_{Konv}) &= \mathbf{I}_{Stapel} \\ \Downarrow \\ \mathbf{A}^{-1} (\mathbf{B}_G - \mathbf{K}_{Konv} \mathbf{I}_{Transport}) &= \mathbf{I}_{Stapel} \end{aligned} \quad (6.7)$$

Das Magnetfeld für die in Abb. 6.26 dargestellte geometrische Anordnung der Submodule und der konventionellen SZF wird mit einer 2D-FE-Simulation berechnet. Wie für die 10 kA HTSL-Module (vgl. Abschnitt 5.9.1) wird die relative Permeabilität  $\mu_r$  gleich 1 angenommen. Unter der Annahme einer Gleichverteilung des Transportstromes in den 14 Stapeln werden die  $B_{i,j}$  und folglich die  $a_{i,j}$  Komponenten der Matrix  $\mathbf{A}$  ausgerechnet. Letztere erscheint aufgrund der symmetrischen Anordnung der Stapel als eine Blockmatrix

$$\mathbf{A} = \begin{bmatrix} \mathbf{C} & \mathbf{D} \\ \mathbf{D} & \mathbf{C} \end{bmatrix}$$

$$A = (a_{ij})_{(14,14)} =$$

2,57E-02	6,94E-03	5,02E-03	4,73E-03	4,73E-03	5,02E-03	6,94E-03	-3,22E-03	-6,52E-03	-5,08E-03	-3,47E-03	-2,64E-03	-2,14E-03	-1,95E-03
6,94E-03	2,57E-02	6,94E-03	5,02E-03	4,73E-03	4,73E-03	5,02E-03	-6,52E-03	-3,22E-03	-1,95E-03	-2,14E-03	-2,64E-03	-3,47E-03	-5,08E-03
5,02E-03	6,94E-03	2,57E-02	6,94E-03	5,02E-03	4,73E-03	4,73E-03	5,50E-04	1,55E-03	1,23E-03	6,70E-04	1,59E-03	-3,10E-04	-4,80E-04
4,73E-03	5,02E-03	6,94E-03	2,57E-02	6,94E-03	5,02E-03	4,73E-03	2,40E-03	2,65E-03	2,21E-03	1,79E-03	1,54E-03	1,46E-03	1,71E-03
4,73E-03	4,73E-03	5,02E-03	2,57E-02	6,94E-03	5,02E-03	5,02E-03	2,83E-03	2,83E-03	2,32E-03	1,99E-03	1,89E-03	1,99E-03	2,32E-03
5,02E-03	4,73E-03	4,73E-03	5,02E-03	6,94E-03	2,57E-02	6,94E-03	2,65E-03	2,40E-03	1,71E-03	1,46E-03	1,54E-03	1,79E-03	2,21E-03
6,94E-03	5,02E-03	4,73E-03	4,73E-03	5,02E-03	6,94E-03	2,57E-02	1,55E-03	5,50E-04	-4,80E-04	-3,10E-04	1,59E-03	6,70E-04	1,23E-03
-3,22E-03	-6,52E-03	-5,08E-03	-3,47E-03	-2,64E-03	-2,14E-03	-1,95E-03	2,57E-02	6,94E-03	5,02E-03	4,73E-03	4,73E-03	5,02E-03	6,94E-03
-6,52E-03	-3,22E-03	-1,95E-03	-2,14E-03	-2,64E-03	-3,47E-03	-5,08E-03	6,94E-03	2,57E-02	6,94E-03	5,02E-03	4,73E-03	4,73E-03	5,02E-03
5,50E-04	1,55E-03	1,23E-03	6,70E-04	1,59E-03	1,54E-03	1,46E-03	5,02E-03	6,94E-03	2,57E-02	6,94E-03	5,02E-03	4,73E-03	4,73E-03
2,40E-03	2,65E-03	2,21E-03	1,79E-03	1,54E-03	1,46E-03	1,71E-03	4,73E-03	5,02E-03	6,94E-03	2,57E-02	6,94E-03	5,02E-03	4,73E-03
2,83E-03	2,83E-03	2,32E-03	1,99E-03	1,89E-03	1,99E-03	2,32E-03	4,73E-03	4,73E-03	5,02E-03	6,94E-03	2,57E-02	6,94E-03	5,02E-03
2,65E-03	2,40E-03	1,71E-03	1,46E-03	1,54E-03	1,79E-03	2,21E-03	5,02E-03	4,73E-03	4,73E-03	5,02E-03	6,94E-03	2,57E-02	6,94E-03
1,55E-03	5,50E-04	-4,80E-04	-3,10E-04	1,59E-03	6,70E-04	1,23E-03	6,94E-03	5,02E-03	4,73E-03	4,73E-03	5,02E-03	6,94E-03	2,57E-02

Wenn der Strom  $I_T$  in der anliegenden konventionellen SZF fließt, werden die  $k_i$  Koeffizienten der Matrix  $\mathbf{K}_{Konv}$  bestimmt.

$$\mathbf{K}_{Konv} = \begin{bmatrix} -1,58532 \cdot 10^{-7} \\ 1,93141 \cdot 10^{-7} \\ 4,28987 \cdot 10^{-7} \\ 2,87599 \cdot 10^{-7} \\ -6,81385 \cdot 10^{-7} \\ -3,25123 \cdot 10^{-7} \\ -3,58587 \cdot 10^{-7} \\ 1,93141 \cdot 10^{-7} \\ -1,58532 \cdot 10^{-7} \\ -3,58587 \cdot 10^{-7} \\ -3,25123 \cdot 10^{-7} \\ -6,81385 \cdot 10^{-7} \\ 2,87599 \cdot 10^{-7} \\ 4,28987 \cdot 10^{-7} \end{bmatrix}$$

Aufgrund der besonderen Anordnung der Stapel und des großen Abstands der konventionellen SZF von den Submodulen gilt:  $k_1 = k_9$ ,  $k_2 = k_8$ ,  $k_3 = k_{14}$ ,  $k_4 = k_{13}$ ,  $k_5 = k_{12}$ ,  $k_6 = k_{11}$ ,  $k_7 = k_{10}$ .

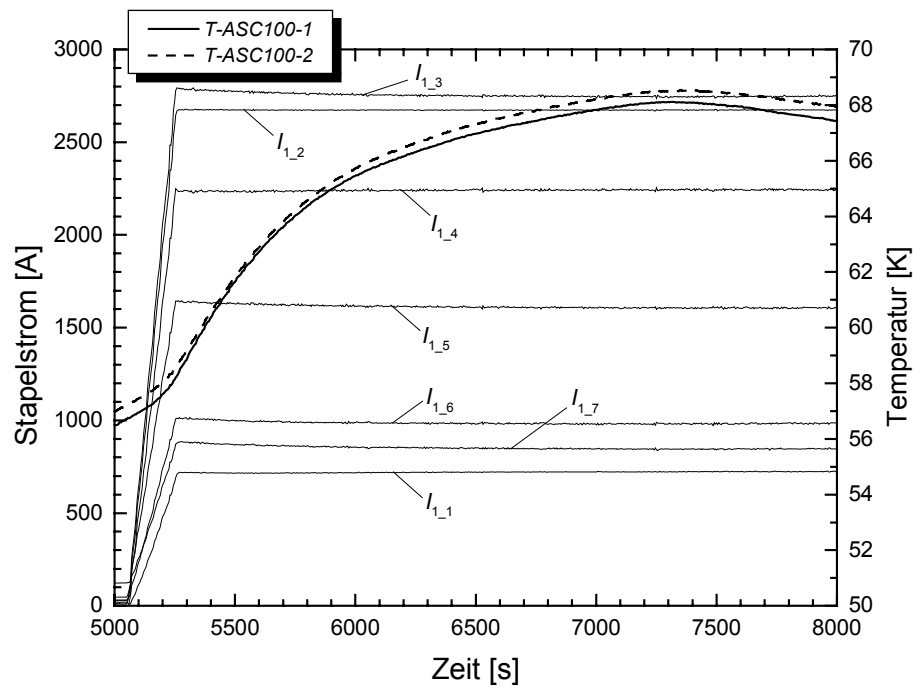
Die Hallsensoren messen die Größen  $B_i$  der Matrix  $\mathbf{B}_G$ . Aus diesen ergeben sich mit Hilfe der inversen Matrix  $\mathbf{A}^{-1}$  und der Matrix  $\mathbf{K}_{konv}$  nach Gl. (6.7) die Stapelströme.

Die Magnetflussdichte  $B_i$  wird in Tesla gemessen. Die Einheit der Konstanten  $k_i$  der Matrix  $\mathbf{K}_{Konv}$  ist [T/A] und die der Ströme [A].

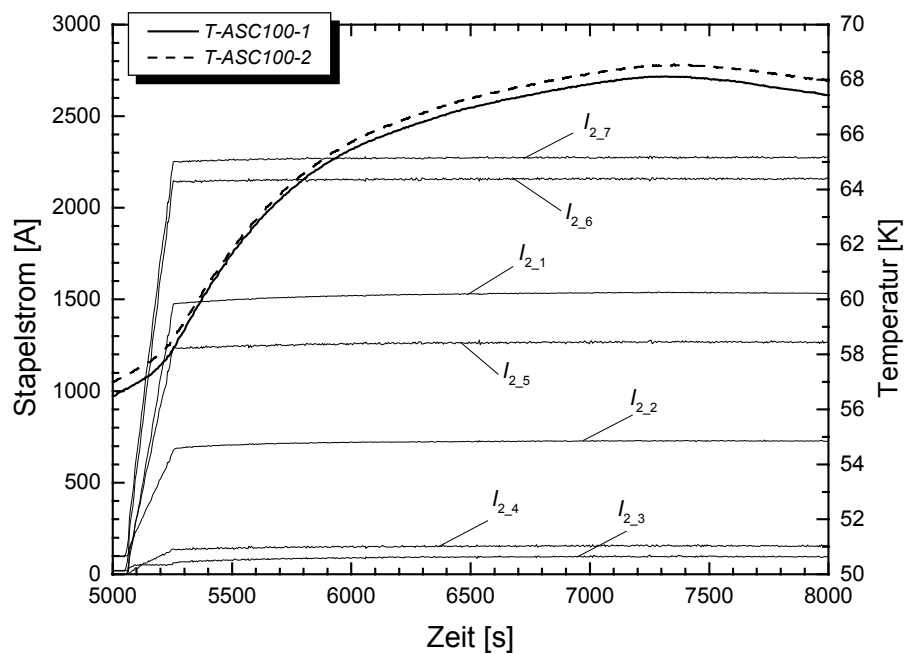
## 6.9.2 Messung bei 20 kA

Vor Beginn der Messung musste ein stationärer thermischer Zustand erzielt werden. Dennoch waren die thermischen Transienten aufgrund der großen Wärmekapazitäten im Vergleich zu der effektiven Messzeit lang. Deshalb bestand die größte Schwierigkeit darin, den optimalen Massenstrom des Heliums am Wärmetauscher einzustellen, während die SZF mit einer Stromrampe hochgefahren wurde.

Abb. 6.27 und Abb. 6.28 zeigen den Anstieg von  $T-ASC100-1$  und  $T-ASC100-2$  sowie den Verlauf der Stapelströme, wenn der Transportstrom von 0 bis 20 kA mit einer Rampe von 100 A/s zunimmt. Etwa 40 Minuten vor der Einschaltung der Stromversorgung wird der Heliummassenstrom von 0,758 g/s auf den optimalen Wert von ca. 2 g/s eingestellt. Die maximale Abweichung zwischen den Temperaturen am Ende beider Submodule beträgt lediglich 0,5 K. Das bedeutet, dass der thermische Kontakt der Submodule zum Kupferverbinder gut ist.



**Abb. 6.27** Stromverteilung im Submodul 1 und Temperatur am warmen Ende mit einem Transportstrom von 0 bis 20 kA als Funktion der Zeit



**Abb. 6.28** Stromverteilung im Submodul 2 und Temperatur am warmen Ende mit einem Transportstrom von 0 bis 20 kA als Funktion der Zeit



In Abb. 6.29 ist die Summe der Stapelströme auf den gemessenen Transportstrom ( $\Sigma I_{\text{Stapel}} / I_{\text{Transport}}$ ) normiert<sup>1</sup>. Damit soll die Gültigkeit des in Abschnitt 6.9.1 beschriebenen Verfahrens getestet werden. Wegen der Empfindlichkeit der Hallsensoren und der magnetischen Kopplung zwischen den Stapeln schwankt zu Beginn die normierte Summe. Dagegen richtet sich die normierte Summe im stationären Betrieb auf 99% ein, wenn der Transportstrom ansteigt. Das bedeutet, dass die Abweichung zwischen dem durch die Hallsensoren berechneten bzw. dem direkt gemessenen Transportstrom bei 20 kA nur 1% beträgt. In Abb. 6.29 sind auch die Temperaturen am warmen Ende aufgetragen worden, um zu zeigen, dass sich das Verhältnis  $\Sigma I_{\text{Stapel}} / I_{\text{Transport}}$  mit der Temperatur leicht ändert. Dies ist sehr wahrscheinlich der Abhängigkeit der Hallsensoren selbst von der Temperatur zuzuschreiben, welche in Stickstoff geeicht worden sind.

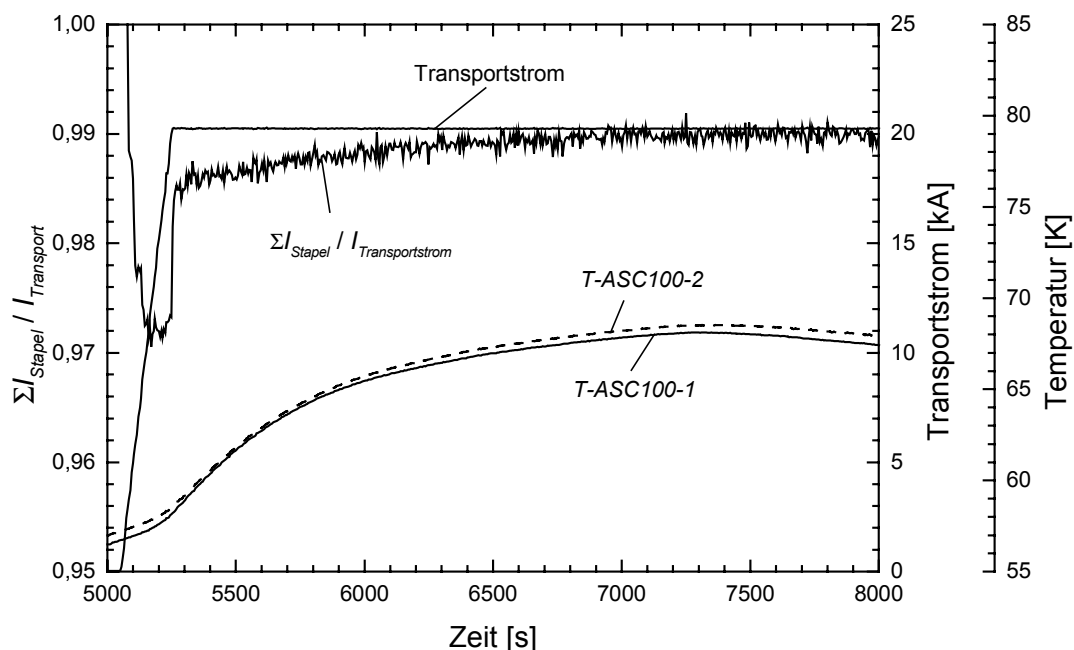


Abb. 6.29 Summe der Stapelströme normiert auf den Transportstrom und Transportstrom als Funktion der Zeit. Test bei 20 kA.

### 6.9.3 Messungen in stationärem Betrieb

Die Abb. 6.30 und Abb. 6.31 zeigen die Stapelströme, die im stationären Zustand bei 10-15-20 kA gemessen worden sind, im direkten Vergleich zu dem Mittelwert, der bei homogener Stromverteilung auftritt. Die dargestellten Werte sind auf die entsprechenden Submodulströme normiert. Bei 10 kA und 15 kA beträgt  $T\text{-ASC}100$  ca. 57 K und bezüglich des stationären 20 kA-Betriebs sind drei Messungen mit verschiedenen Werten von  $T\text{-ASC}100$  (57 K im 1. Test, 66 K im 2. Test, 68 K im 3. Test) durchgeführt worden. Zunächst fällt auf, dass die Stromverteilung in Submodul 1 gleichmäßiger ist als in

<sup>1</sup> Aus Gründen der Verständlichkeit wird hier die Bezeichnung  $\Sigma I_{\text{Stapel}}$  anstatt  $\Sigma I_i$  verwendet.

Submodul 2 und dass der normierte Stapelstrom nur im geringen Maß vom Transportstrom abhängt.

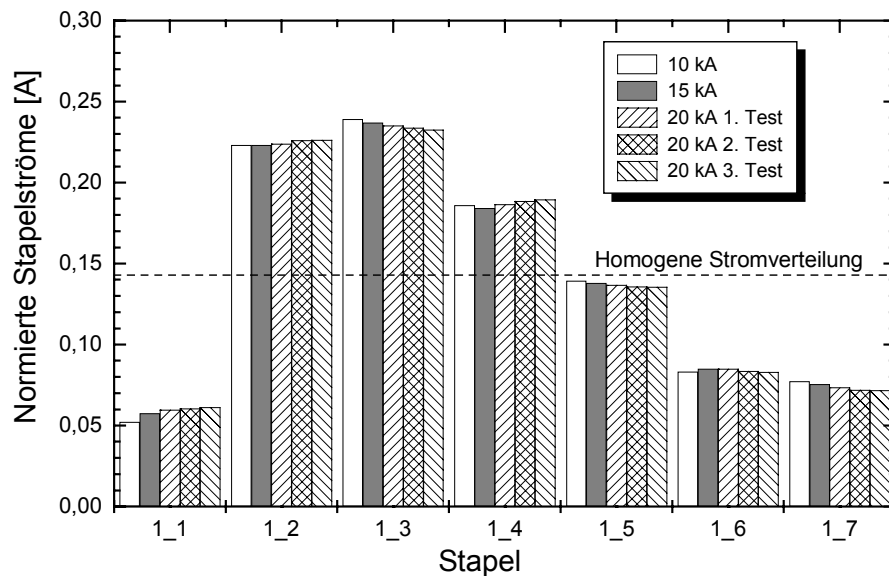


Abb. 6.30 Normierte Stromverteilung im Submodul 1

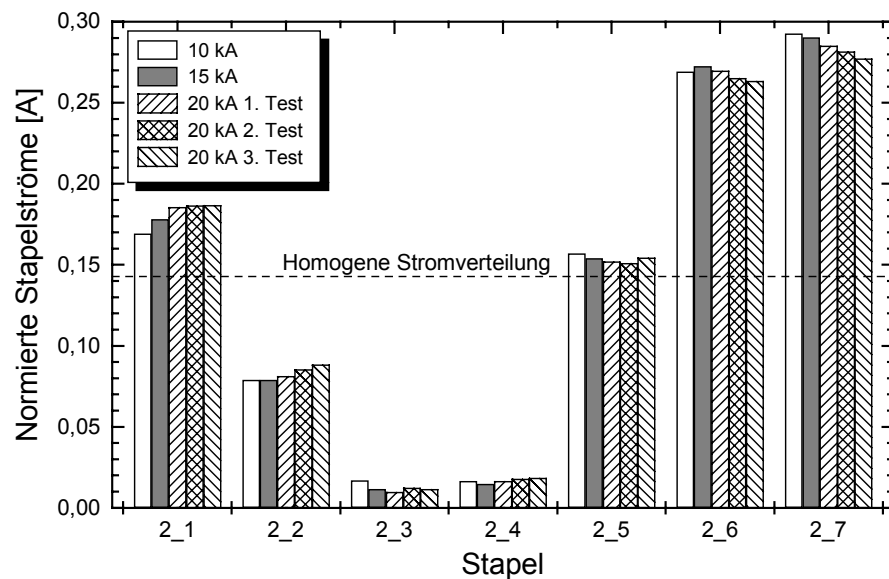


Abb. 6.31 Normierte Stromverteilung im Submodul 2

Mit der Summe der Stapelströme erhält man die Submodulströme  $I_{Subm1}$  bzw.  $I_{Subm2}$ , die in Abb. 6.32 dargestellt sind. Hier fällt zunächst auf, dass in Submodul 1 ein größerer Strom als in Submodul 2 bei allen fünf verschiedenen Tests fließt.

Wie in Abb. 6.33 gezeigt, verändert sich das Verhältnis  $\Sigma I_{Stapel} / I_{Transport}$  nur unwesentlich mit dem Transportstrom. Weiterhin unterscheidet sich der entsprechende Wert, der im stationären Betrieb bei 10 kA gemessen worden ist, von dem, der aus Abb. 6.29 während der Stromrampe 0-20 kA gelesen wird ( $\Sigma I_{Stapel} / I_{Transport} = 0,973$ ). Das

bestätigt die Tatsache, dass das Verhältnis  $\Sigma I_{\text{Stapel}} / I_{\text{Transport}}$  während der Stromrampe von der magnetischen Kopplung zwischen den Stapeln abhängt.

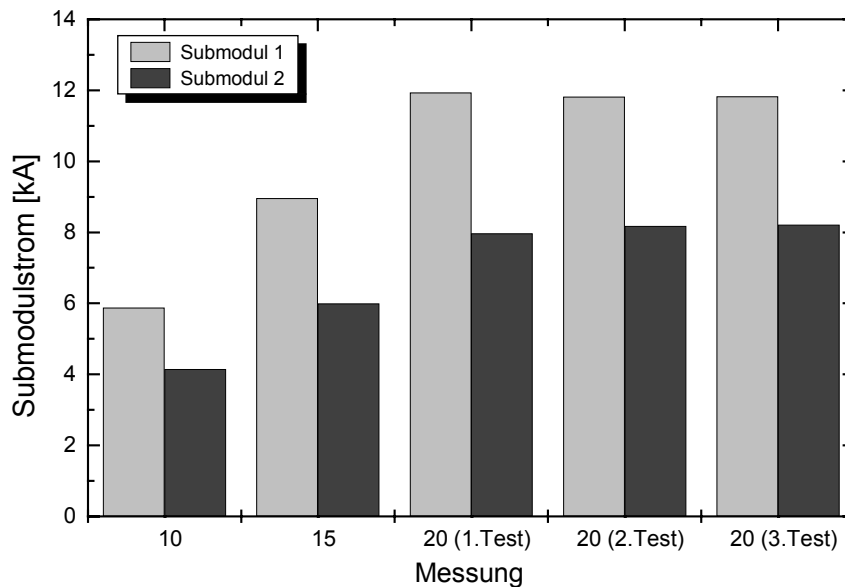


Abb. 6.32 Vergleich der Ströme in den Submodulen

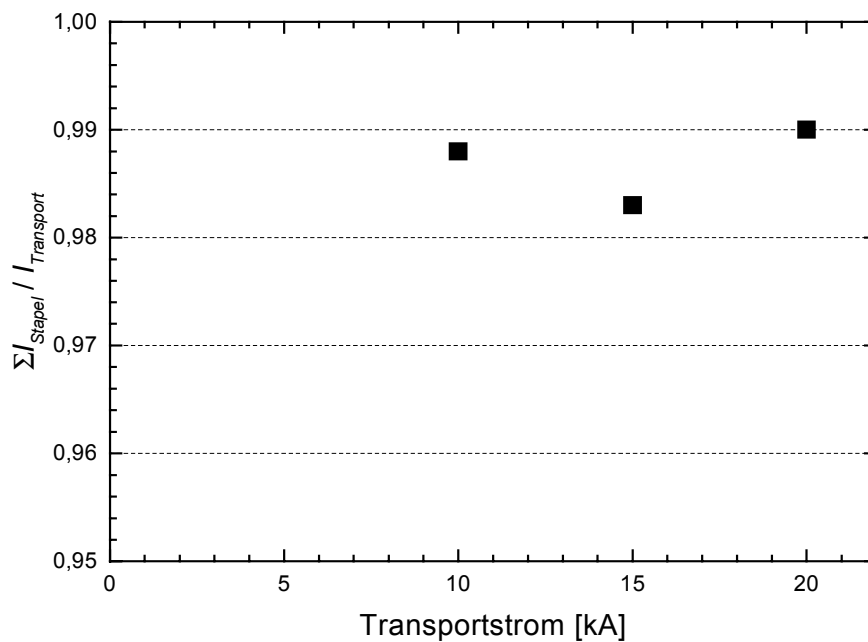
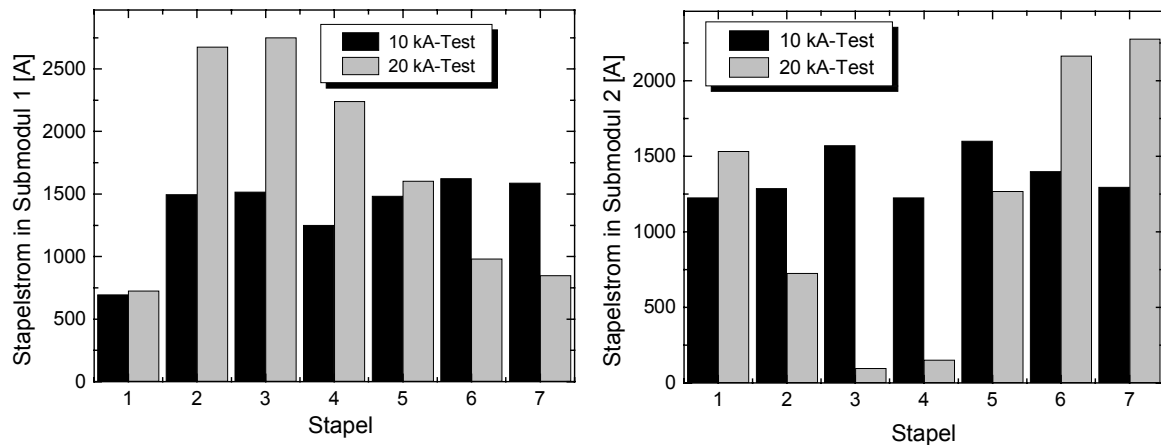


Abb. 6.33 Summe der Stapelströme normiert auf den Transportstrom im stationären Betrieb als Funktion des Transportstroms

Wenn man die für die einzelnen Submodule gemessene Verteilung der Ströme bei 10 kA (10 kA-Test, s. Abb. 5.19) mit den nun bestimmten Stapelströmen (20 kA-Test) vergleicht, bemerkt man einen großen Unterschied vor allem hinsichtlich des Submoduls 1 (Abb. 6.34). In den Einzeltests waren die 10 kA HTSL-Module direkt am Wärmetauscher

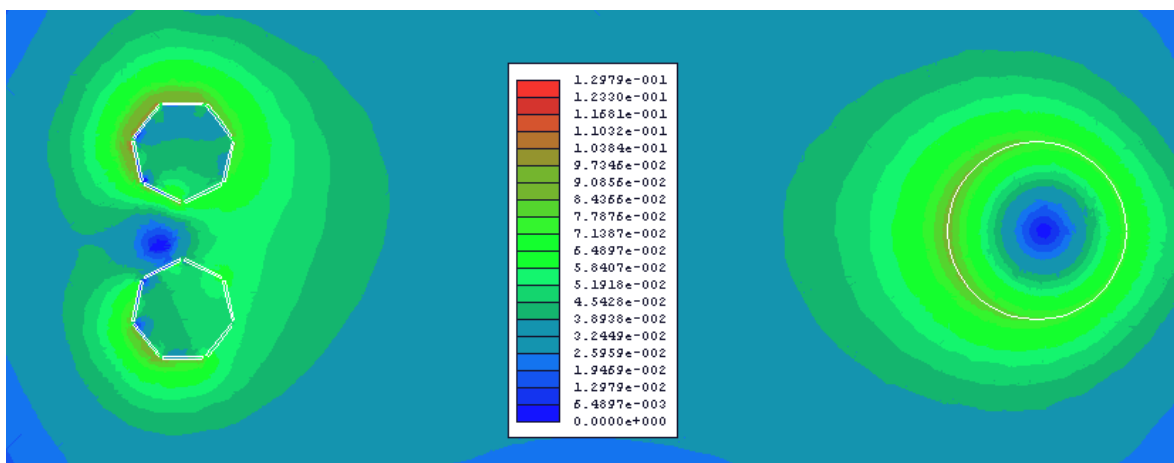
angelötet und die Stromverteilung wurde wesentlich von den Kontaktwiderständen der einzelnen Stapel bestimmt [44]. In der 20 kA HTSL-SZF dagegen befindet sich zwischen dem Wärmetauscher und den Submodulen der zusätzliche Schraubkontakt. Dies kann den Unterschied in der Stromverteilung erklären.



**Abb. 6.34** Vergleich der bei den einzelnen 10 kA-Tests und dem 20 kA-Test gemessenen Stromverteilungen für das Submodul 1 (links) bzw. das Submodul 2 (rechts)

### 6.9.4 Magnetfeldverteilung bei 20 kA

Die Magnetfeldverteilung, die unter Betrachtung der bei 20 kA und  $T_{ASC100}=68$  K gemessenen inhomogenen Stromverteilung in den Submodulen und des Stromes der konventionellen SZF berechnet wurde, sowie die entsprechenden Werte der magnetischen Induktion in Tesla sind in Abb. 6.35 dargestellt (das Submodul 1 liegt oberhalb von Submodul 2). Der Effekt der Inhomogenität der Stromverteilung auf die Magnetfeldverteilung ist ersichtlich.



**Abb. 6.35** Magnetfeldverteilung bei 20 kA und  $T_{ASC100}=68$  K. Die Werte der magnetischen Induktion in der Tabelle sind in Tesla ausgedrückt.

In Abb. 6.36 und Abb. 6.37 ist der Verlauf der maximalen  $B_{\perp}$ -Komponente in den Stapeln im Vergleich zur Stromverteilung bei 20 kA aufgetragen. Anhand der Werte der Stapel 1\_3 und 2\_7 kann nicht ausgesagt werden, dass  $B_{\perp}$  in dem Stapel mit dem höheren fließenden Strom größer ist. Des weiteren beträgt die maximale senkrechte Komponente des 20 kA HTSL-Moduls  $B_{\perp\text{Max}}$  bei 20 kA mit homogener Stromverteilung 68,07 mT, während dagegen die mit der gemessenen Stromverteilung berechnete  $B_{\perp\text{Max}}$  gleich 117,52 mT ist (Submodul 1).

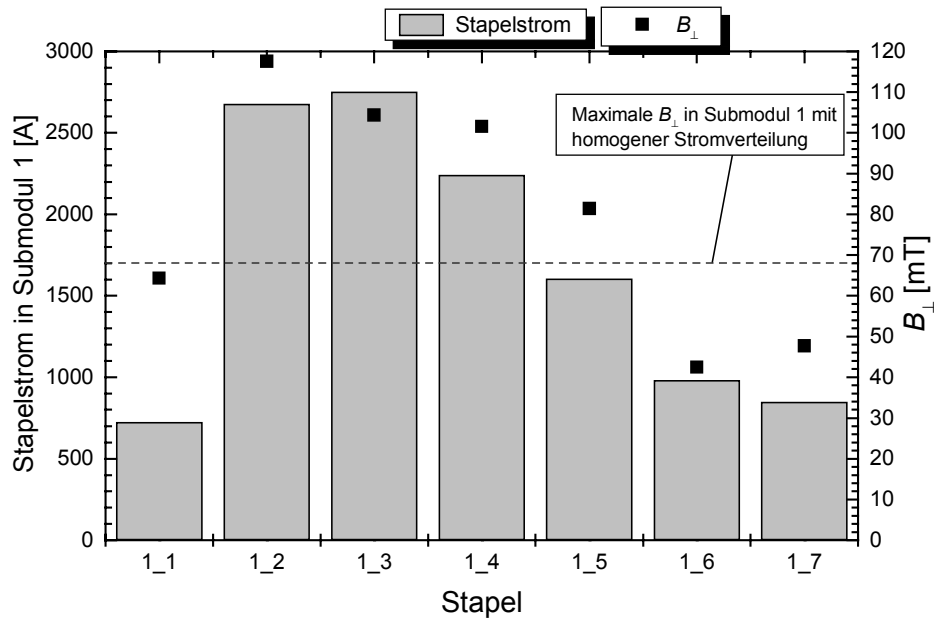


Abb. 6.36 Stapelströme und  $B_{\perp}$  für das Submodul 1 bei 20 kA

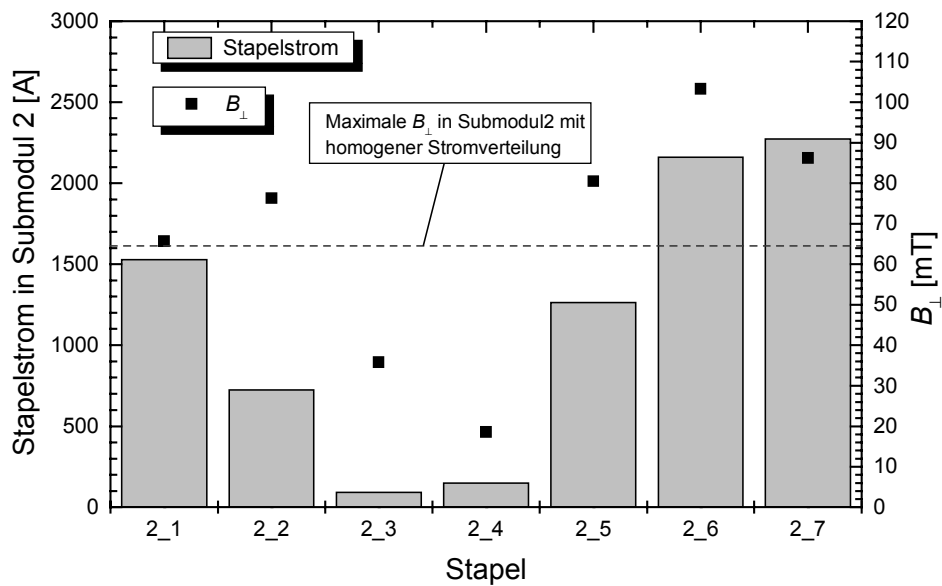
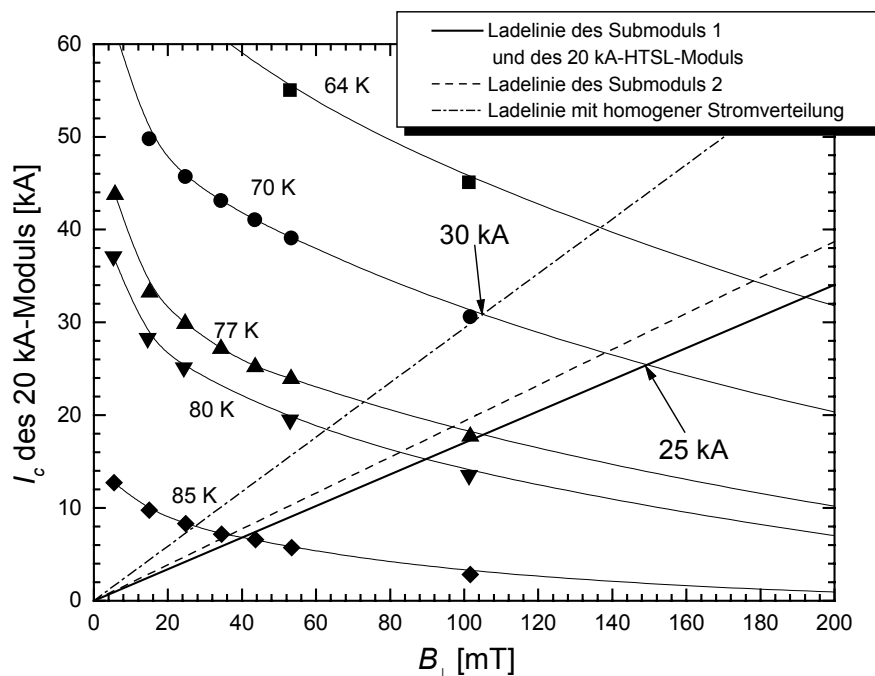


Abb. 6.37 Stapelströme und  $B_{\perp}$  für das Submodul 2 bei 20 kA

In Abschnitt 6.2 ist der kritische Strom unter der Annahme bestimmt, dass die Ströme in den Stapeln sich so wie bei den 10 kA-Einzeltests verteilen. Jetzt wird das gleiche Verfahren wiederholt, jedoch mit den im 20 kA-Test gemessenen Stapelströmen. Gemäß dem in Abschnitt 6.2 erklärten Verfahren, sind in Abb. 6.38 nach dem Kriterium  $1\mu\text{V}/\text{cm}$  die Ladelinien für die zwei Submodule in Abhängigkeit von dem Transportstrom (und nicht von dem Submodulstrom) dargestellt. Die Ladelinie des Submoduls 1 stellt dabei auch die Ladelinie des gesamten Submoduls bei stationären 20 kA und  $T\text{-ASC}100=68\text{ K}$  dar. Zum Vergleich ist auch die Ladelinie des 20 kA HTSL-Moduls bei homogener Stromverteilung aufgetragen (vgl. Abb. 6.12). Der neuen Ladelinie entspricht bei 70 K ein  $I_c$  von 25 kA. Dieser ist 5 kA kleiner als der mit homogener Stromverteilung berechnete kritische Strom, der gemäß der Grafik von Abb. 6.22 schon wesentlich von dem Quenchstrom bei 70 K abweicht. Das bedeutet, dass sich die mit der gemessenen Stromverteilung gezogene Ladelinie noch weniger zur Bestimmung des Quenchstromes eignet.



**Abb. 6.38** Vergleich zwischen der Ladelinie des 20 kA HTSL-Moduls bei homogener Stromverteilung und der Ladelinie der Submodule bei inhomogener Stromverteilung

## 6.9.5 Berechnung des Stromübergangs bei stationären 20 kA

### 6.9.5.1 Warmes Ende

Eine für die Bestimmung des Temperaturprofils von Abb. 6.17 nötige Berechnung des Stromübergangs am warmen Ende ist mit einer FE-Modellierung unter der Annahme einer homogenen Stromverteilung durchgeführt worden. Aus Symmetriegründen und um die Berechnung zu vereinfachen, wird nur der halbe Kontakt modelliert (s. auch Abb. 6.5).

Das Schraubgewinde des Wärmetauschers übt einen Druck auf die Schraubenmutter des Verbinders aus. Die Kontaktflächen sind unbekannt und außerdem ist es nicht möglich, in der Rechnung einen Druckkontakt zu simulieren. Im Modell wird der Schraubkontakt stattdessen durch eine homogene dünne Lotschicht realisiert. Hierbei hat das untere Ende der Schraube keinen Kontakt mit dem Kupferverbinder. In Abb. 6.39 und Abb. 6.40 ist die mit den gemessenen Submodulströmen berechnete Stromverteilung dargestellt. Die bei Nennbetrieb gemessenen Submodulströme sind 11829 A im Submodul 1 (rechts in Abb. 6.39) und 8213 A im Submodul 2 (links in Abb. 6.39). Aufgrund verschiedener Fehlerquellen - z. B. Positionsfehler und Messfehler der Hallsensoren, Messfehler des Transportstroms - ergibt die Summe der Submodulströme nicht 20 kA. Als Randbedingungen werden die Submodulströme auf den Eingangs- bzw. Ausgangsflächen als homogen verteilt angenommen. Die obere Fläche des Wärmetauschers im Modell entspricht der Stelle, an der das Potential gemessen worden ist. Da nur der halbe Kontakt modelliert worden ist, fließen im Modell 10021 A von der Fläche des Wärmetauschers zu den Submodulen. Von diesen sind lediglich die Kupferendkappen bis zu Beginn der Stapel modelliert. Der Strom fließt durch eine Ringfläche (Abb. 6.40), deren Stärke der eines Stapels entspricht, aus. Tabelle 6.4 verzeichnet die für die Simulation verwendeten Parameter.

**Tabelle 6.4** Parameter zur Berechnung der Stromverteilung am warmen Ende

Material	RRR	Temperatur [K]	Elektrische Leitfähigkeit [S/m]
Wärmetauscher (SF-Kupfer)	6,17	70 K	$2,2 \cdot 10^8$
Kupferverbinder und Endkappe	100	70 K	$6,17 \cdot 10^8$
Lot (0.1 mm dick)		70 K	$10^7$

Die Pfeile in den Abbildungen bezeichnen die Stromrichtung und die farbigen Zonen die Verteilung der Stromdichte  $|\mathbf{J}|$ . Die maximale Stromdichte beträgt über  $10 \text{ A/mm}^2$ . Sie stellt sich nur in den Zonen ein, in denen eine Änderung des Querschnitts auftritt. Ein Teil des Transportstroms (Abb. 6.39) fließt von dem Schraubkontakt (oben) zu Submodul 2 und auf der Höhe der Endkappen strömt er in Richtung Submodul 1. So bestimmen außer dem Schraubkontakt auch die Lötungen der Endkappen die Stromaufteilung auf die Submodule. Abb. 6.40 stellt den Teil des Kupferverbinders dar (dunkelblaue Zone), in dem weniger als  $1 \text{ A/mm}^2$  fließen.

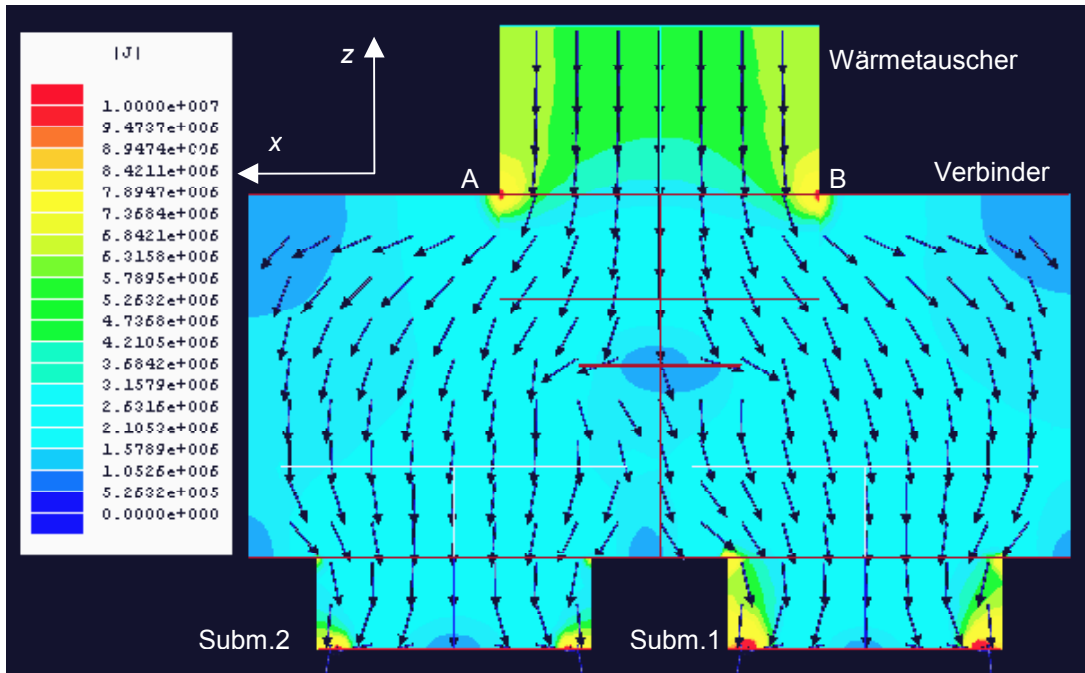


Abb. 6.39 Berechnete Stromverteilung auf der x,y-Ebene des warmen Endes.  $J$  [A/m<sup>2</sup>] ist die Stromdichte.

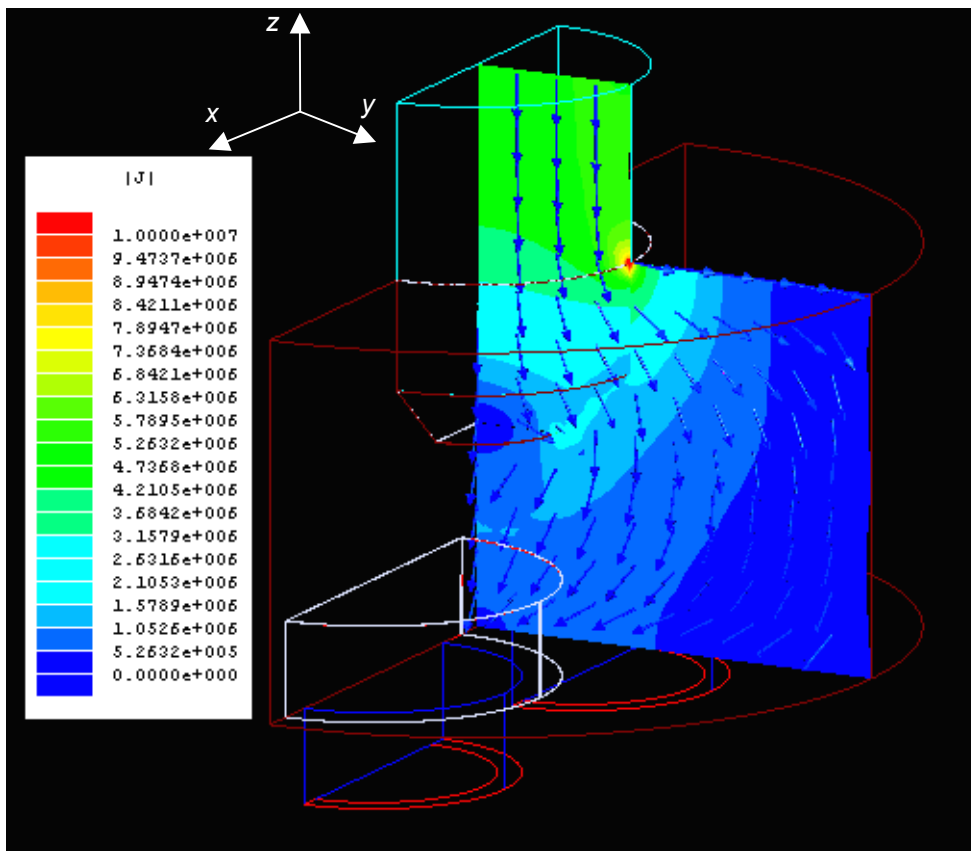


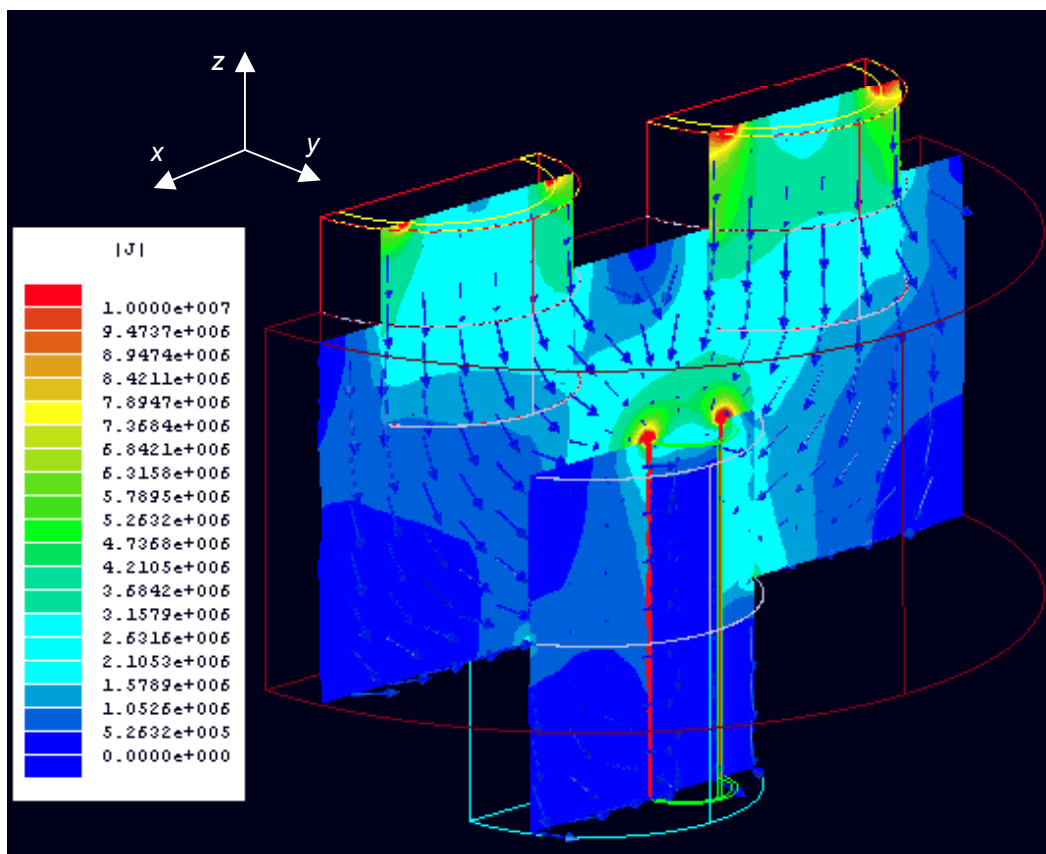
Abb. 6.40 Berechnete Stromverteilung auf der y,z-Ebene des kalten Endes.  $J$  [A/m<sup>2</sup>] ist die Stromdichte.



### 6.9.5.2 Kaltes Ende

Für das kalte Ende sieht die Stromverteilung wie in Abb. 6.41 gezeigt aus (Submodul 1 liegt rechts, Submodul 2 links). Beide Nb<sub>3</sub>Sn-Einsätze des Kupferstabs (s. Abb. 6.1) bestehen insgesamt aus 60 Drähten (aus 30 Drähten, d.h. nur ein Einsatz, wenn die Hälfte modelliert wird) und jeder von diesen besteht aus 10000 Nb<sub>3</sub>Sn-Filamenten, welche in einer Matrix aus Zinn-Bronze (CuSn) eingebettet sind. Da die Matrix einen deutlich höheren Restwiderstand als reines Kupfer hat, wird ein Kupfer-Bypass hinzugefügt, der durch eine Tantal-Barriere vor einer Eindiffusion von Sn geschützt wird [50]. Da eine exakte Modellierung dieser Einsätze nicht möglich ist, sieht der Nb<sub>3</sub>Sn-Einsatz in der Simulation wie ein Rohr aus (in der Mitte in Abb. 6.41), für welches die elektrische Leitfähigkeit des reinen Kupfers verwendet wird. In Tabelle 6.5 sind die in das Modell eingesetzten Parameter aufgelistet.

Hinsichtlich der Randbedingungen wird angenommen, dass der Strom durch eine Ringfläche - entsprechend der Vorgehensweise am warmen Ende - hereinfließt und durch den Einsatz ausströmt.



**Abb. 6.41** Berechnete Stromverteilung am kalten Teil.  $J$  [A/m<sup>2</sup>] ist die Stromdichte.

**Tabelle 6.5** Parameter für die Berechnung des kalten Endes

Material	RRR	Temperatur [K]	Elektrische Leitfähigkeit [S/m]
Kupferverbinder und Endkappe	100	15 K	$6,33 \cdot 10^9$
Lot (0.1 mm dick)		15 K	$5 \cdot 10^7$
Kupferstab (SF-Kupfer)	6,17	15 K	$3,3 \cdot 10^8$
Nb <sub>3</sub> Sn-Einsatz		15 K	$10^{12}$

Zunächst fällt in Abb. 6.41 die hohe Stromdichte im Nb<sub>3</sub>Sn-Einsatz auf. Da der Einsatz nicht auf der Achse des Kupferstabs liegt, tritt entlang der  $x$ -Achse eine unterschiedliche Stromverteilung auf. In der linken Seite des Kupferstabs fließt der Strom so lang wie möglich im Kupferverbinder, der im Vergleich zu dem Kupferstab eine höhere elektrische Leitfähigkeit hat. Auf der rechten Seite fließt dagegen der Strom homogen entlang der Kontaktzone zu dem Nb<sub>3</sub>Sn-Einsatz. Die rote Farbe bezeichnet die Zonen mit einer Stromdichte über  $10 \text{ A/mm}^2$ .

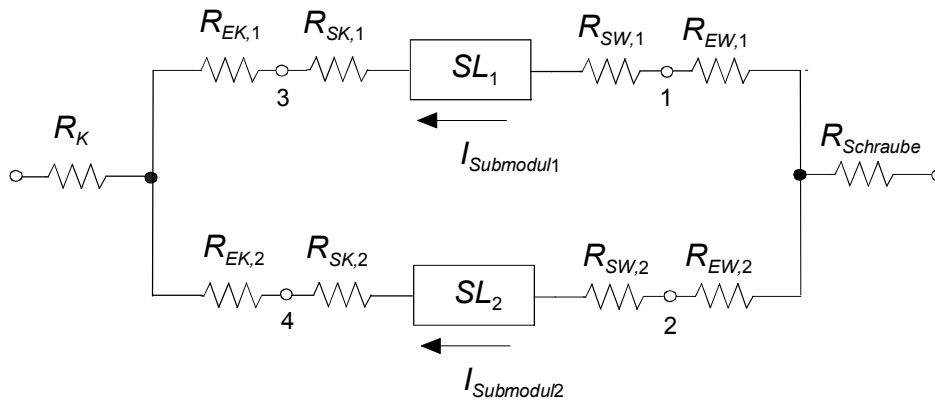
## 6.10 Kontaktwiderstände des HTSL-Moduls bei 20 kA

Da die HTSL-Stapel im stationären Betrieb bei 20 kA supraleitend sind, beeinflussen nur die Kontaktwiderstände an den Enden des supraleitenden Teils die Stromverteilung. Sie können folgendermaßen eingeteilt werden (s. Tabelle 6.6 und Abb. 6.15):

**Tabelle 6.6** Kontaktwiderstände. Die Ziffern 1 und 2 bezeichnen das Submodul 1 bzw. das Submodul 2

Kontaktwiderstand zwischen:	Bezeichnung	Stelle
Wärmetauscher und Kupferverbinder (Schraubkontakt)	$R_{\text{Schraube}}$	Warmes Ende
Kupferverbinder und Endkappe	$R_{EW,1}, R_{EW,2}$	Warmes Ende
Endkappe und Stapeln	$R_{SW,1}, R_{SW,2}$	Warmes Ende
Stapeln und Endkappe	$R_{SK,1}, R_{SK,2}$	Kaltes Ende
Endkappe und Kupferverbinder	$R_{EK,1}, R_{EK,2}$	Kaltes Ende
Kupferverbinder und Kupferstab	$R_K$	Kaltes Ende

Ein Ersatzschaltbild des HTSL-Moduls mit den Verbindern und dem Kupferstab ist in Abb. 6.42 dargestellt.



**Abb. 6.42** Ersatzschaltbild des HTSL-Moduls mit den Verbindern und dem Kupferstab

Ein präziser Wert des Kontaktwiderstandes kann angegeben werden, wenn die Sensoren den Spannungsabfall zwischen zwei Äquipotentialflächen messen. Im vorliegenden Fall liegen die Äquipotentialflächen nicht senkrecht zu den Achsen der Module. Das bedeutet, dass der Strom eine Komponente parallel zur  $x$ -Achse hat (s. Abb. 6.39). Somit bedingt eine Verschiebung der Messstelle entlang der  $x$ -Achse eine Variation des gemessenen Potentials. Infolgedessen ist die Kenntnis der Anordnung der Potentialmessstellen nicht nur entlang der  $z$ -Achse wichtig, sondern auch entlang der  $x$ -Achse.

### 6.10.1.1 $R_{Schraube}$ und $R_K$

Der Kontaktwiderstand kann als

$$R_{Kontakt} = \frac{U_{Kontakt}}{I} \quad (6.8)$$

definiert werden, wobei  $U_{Kontakt}$  der gemessene Spannungsabfall des Kontaktes und  $I$  der durchfließende Strom sind. Es wird eine 2D-Simulation des warmen Endes durchgeführt, in der die gemessenen Potentiale  $U_{WT}$  am Wärmetauscher,  $U_{EW,1}$  und  $U_{EW,2}$  auf zwei Stapeln die Randbedingungen sind (Abb. 6.43). Die Werte der verwendeten Parameter sind Tabelle 6.4 zu entnehmen.

$U_{WT}$  liegt auf einer Äquipotentialfläche. Des weiteren befinden sich sowohl  $U_{EW,1}$  als auch  $U_{EW,2}$  auf einer Äquipotentialfläche, die so dick wie ein Stapel ist.  $U_0$  und  $U_{Verbinder}$  bezeichnen das Potential an zwei Messstellen in dem Kupferverbinder.  $U_{EW,2}$  ist die Bezugsspannung und wird folglich gleich Null angenommen. Die berechnete Potentialverteilung hebt hervor, dass die Fläche, die sich zwischen den Punkten C und D befindet, nicht äquipotential ist. Demnach wäre es falsch, den Widerstand der Schraube zwischen  $U_0$  und  $U_{Verbinder}$  zu bestimmen. Hierfür eignet sich besser, die Potentiale  $U_{WT}$  und  $U_{Verbinder}$  zu betrachten.

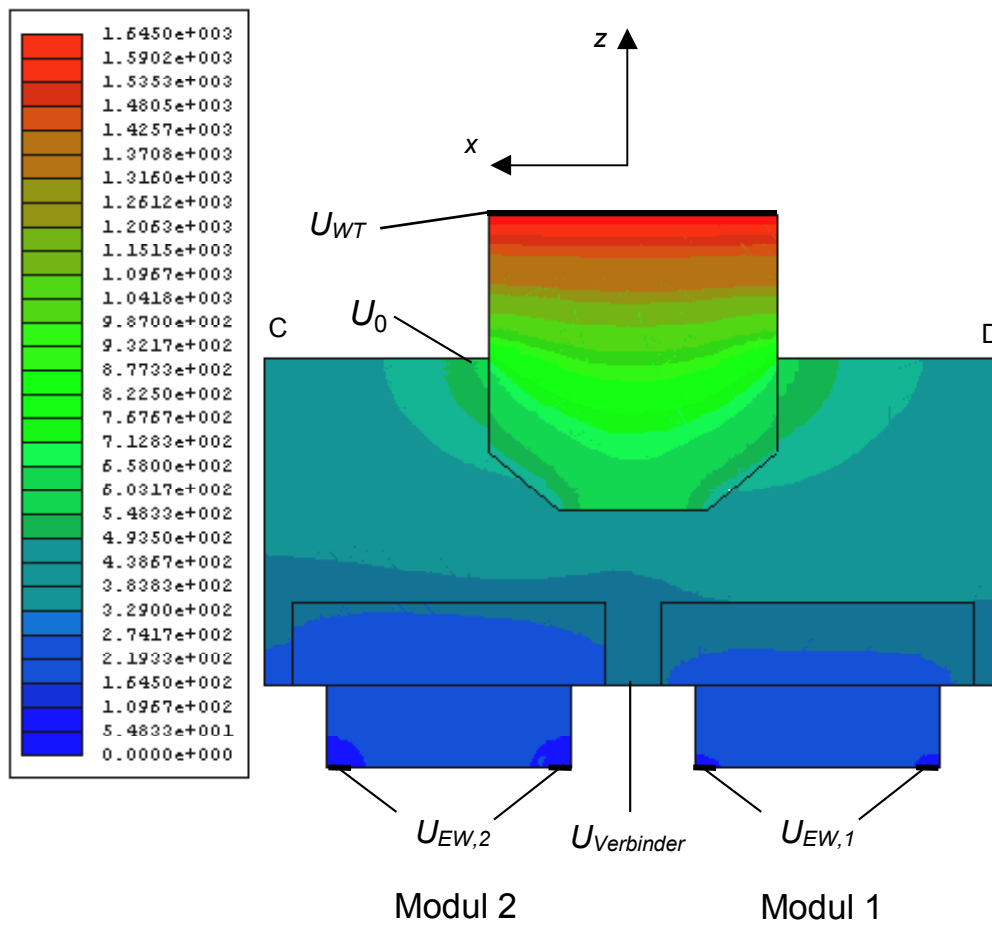


Abb. 6.43 Vorderansicht der mit einer 2D-FE-Simulation berechneten Potentialverteilung am warmen Ende. Die Potentiale in Tabelle sind in  $\mu\text{V}$  ausgedrückt.

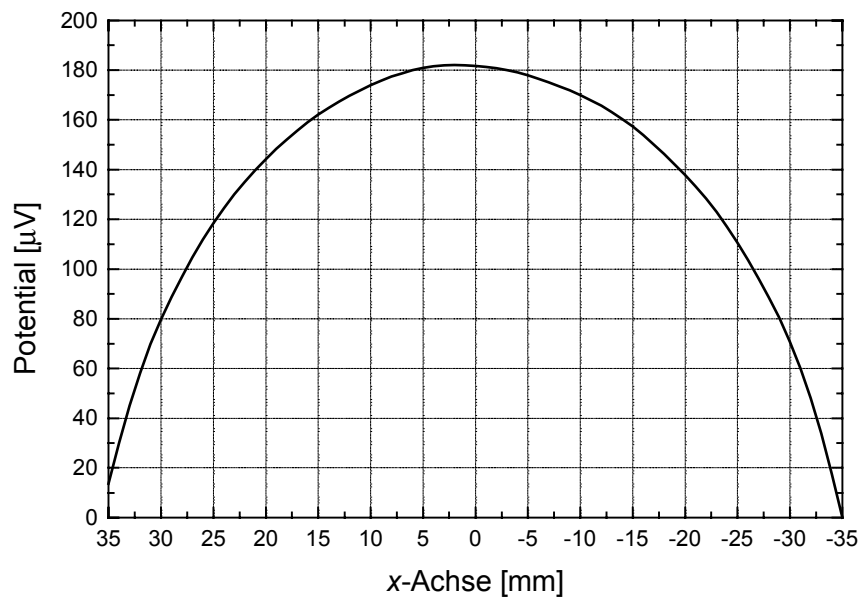


Abb. 6.44 Potentialverlauf entlang der Linie zwischen den Punkten A und B parallel zur x-Achse von Abb. 6.39

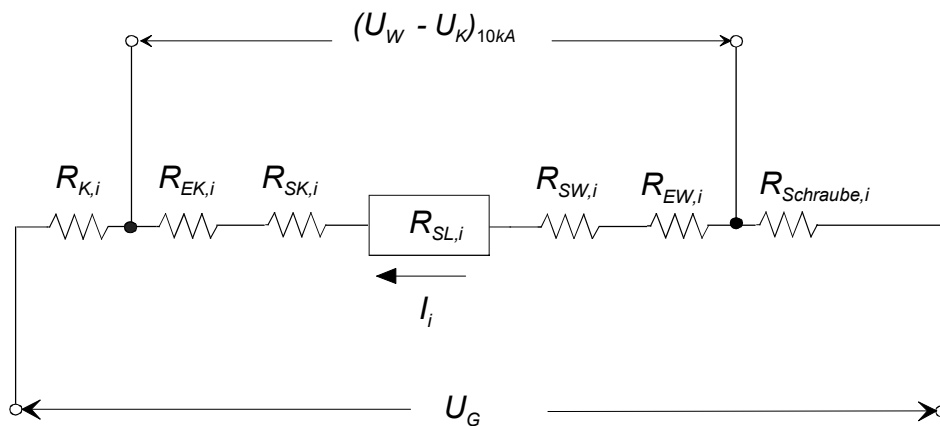
Anhand des Modells von Abb. 6.39 ist der Potentialverlauf im Wärmetauscher (Abb. 6.44) entlang der Linie zwischen den Punkten A und B parallel zur  $x$ -Achse berechnet worden. Das Bezugspotential liegt bei  $x=35$ . Entlang der Breite des Wärmetauschers variiert die Spannung maximal um  $182 \mu\text{V}$ .

Tabelle 6.7 stellt die Ergebnisse bei 20 kA mit  $T\text{-ASC100}=68 \text{ K}$  dar. Darin werden die Messergebnisse denen gegenübergestellt, die mittels des 3D-Modells von Abb. 6.40 berechnet worden sind. Hervorzuheben ist, dass schon allein in dem Wärmetauscher ohne Schraube (s. Abb. 6.15) der Widerstand etwa  $50 \text{ n}\Omega$  beträgt. Hinsichtlich des kalten Endes stellt der Widerstand im Kupferstab trotz der  $\text{Nb}_3\text{Sn}$ -Einsätze 75% von  $R_K$  dar.

**Tabelle 6.7** Mess- und Berechnungsergebnisse

	Messung	Berechnung
$R_{\text{Schraube}} [\text{n}\Omega]$	<b>63,7</b>	63,8
$R_K [\text{n}\Omega]$	<b>6,6</b>	5,4
$R_{\text{Schraube}} + R_K [\text{n}\Omega]$	70,3	69,2

Eine Bestätigung dieser Werte kann auch anhand der in den 10 kA-Einzeltests erfolgten Messungen geliefert werden. Für die zwei einzelnen 10 kA HTSL-Module wurde, gemäß dem Schema von Abb. 5.1, der Spannungsabfall  $(U_W - U_K)_{10\text{kA}}$  zwischen der Kupferendkappe am warmen Ende und der entsprechenden am kalten Ende gemessen (s. Schema von Abb. 6.45).



**Abb. 6.45** Ersatzschaltbild des 20 kA HTSL-Moduls für den Stapelstrom  $I_i$

Die Potentialsensoren waren weiterhin auf der Mitte und nicht wie beim 20 kA-Test seitlich der Endkappe positioniert. Die Stromverteilung war vor allem von  $R_{SW,i}$  (Widerstand zwischen der Endkappe und dem Stapel  $i$  am warmen Ende) bestimmt. Wenn  $I_i$  den gemessenen Strom im Stapel  $i$  der einzelnen 10 kA HTSL-Module bezeichnet (Abb. 5.19), da der Beitrag des supraleitenden Stapels gleich Null beträgt, kann man folgende Gleichung schreiben:

$$\frac{(U_W - U_K)_{10kA}}{I_i} = R_{Warm,i} + R_{Kalt,i} \quad (6.9)$$

wobei

$$R_{Warm,i} = R_{EW,i} + R_{SW,i}$$

$$R_{Kalt,i} = R_{EK,i} + R_{SK,i}$$

$i = 1, \dots, 14$  = Stapelnummer der HTSL-Submodule

Da sich  $R_{W,i}$  und  $R_{K,i}$  in dem 20 kA-Test nicht verändert haben, kann man annehmen, dass  $R_{Schraube}$  und  $R_K$  durch Parallelschaltung der 14 Widerstände  $R_{Schraube,i}$  bzw.  $R_{K,i}$  wiedergegeben werden. Somit ergibt sich:

$$R_{Schraube,i} + R_{K,i} = \frac{U_G}{I_i} - (R_{Warm,i} + R_{Kalt,i}) \quad (6.10)$$

wobei  $U_G$  die gesamte Spannung von dem Wärmetauscher bis zum Kupferstab des 20 kA HTSL-SZF ist. Aus Gl. (6.10) erhält man die Werte von Tabelle 6.8 (20 kA,  $T-ASC100=68$  K):

**Tabelle 6.8** Berechnete Werte, die anhand der 10 kA- und 20 kA-Einzeltestergebnisse erhalten worden sind

Stapel	$R_{Schraube,i} + R_{K,i}$ [ $\Omega$ ]	Stapel	$R_{Schraube,i} + R_{K,i}$ [ $\Omega$ ]
1_1	$2,25 \cdot 10^{-6}$	2_1	$7,91 \cdot 10^{-7}$
1_2	$4,55 \cdot 10^{-7}$	2_2	$2,29 \cdot 10^{-6}$
1_3	$4,75 \cdot 10^{-7}$	2_3	$1,87 \cdot 10^{-5}$
1_4	$5,74 \cdot 10^{-7}$	2_4	$1,16 \cdot 10^{-5}$
1_5	$9,45 \cdot 10^{-7}$	2_5	$1,24 \cdot 10^{-6}$
1_6	$1,63 \cdot 10^{-6}$	2_6	$6,67 \cdot 10^{-7}$
1_7	$1,90 \cdot 10^{-6}$	2_7	$6,22 \cdot 10^{-7}$

Unter der Annahme, dass diese Widerstände parallel geschaltet sind, ergibt sich der Parallelwiderstand

$$R_{//} = R_{Schraube} + R_K = 69,2 \text{ n}\Omega \quad (6.11)$$

Darüber hinaus, da  $R_{Schraube} \gg R_K$ , folgt aus Gl. (6.11)

$$R_{//} = R_{Schraube} + R_K \approx R_{Schraube} = 69,2 \text{ n}\Omega \quad (6.12)$$

Die Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus Tabelle 6.7 ist gut.

### 6.10.1.2 $R_{EW}$ und $R_{EK}$

Die Widerstände  $R_{EW,1}$  und  $R_{EK,1}$  bzw.  $R_{EW,2}$  und  $R_{EK,2}$  zwischen dem Kupferverbinder und den Endkappen der einzelnen Submodule 1 und 2 werden anhand Gl. (6.8) und mit  $I_{Subm1} = 11829$  A und  $I_{Subm2} = 8213$  A berechnet (Tabelle 6.9).

Dabei ist zu beachten, dass die Messsensoren in den Endkappen in der Nähe eines Stapels und nicht auf der Längsachse der Submodule liegen und dass nicht bekannt ist, auf welchem Stapel die Spannungssensoren von dem Hersteller angebracht worden sind. Da die zu den Längsachsen der Submodule senkrechten Flächen in den Endkappen nicht äquipotential sind, kann der Unterschied zwischen  $R_{EW,1}$  und  $R_{EW,2}$  bzw.  $R_{EK,1}$  und  $R_{EK,2}$  der Position der Spannungssensoren zugeschrieben werden.

Die Kenntnisse der Widerstände ist wichtig, um die von den Kontakten erzeugten Leistungen zu bestimmen. Es ist zulässig, durch folgende Leistungsbilanzen

$$R_{EW,1} I_{Subm1}^2 + R_{EW,2} I_{Subm2}^2 = R_{EW} I_{Transport}^2 \quad (6.13)$$

$$R_{EK,1} I_{Subm1}^2 + R_{EK,2} I_{Subm2}^2 = R_{EK} I_{Transport}^2 \quad (6.14)$$

die Widerstände  $R_{EW}$  und  $R_{EK}$  für das gesamte HTSL-Modul zu berechnen. Diese können nicht als Parallelschaltung der entsprechenden Widerstände der Submodule berechnet werden, weil – wie auch eine Berechnung mit dem 3D-Modell bestätigt – das Potential in Punkt 1 nicht dem in Punkt 2 (Abb. 6.42) gleichgesetzt werden kann. Das gleiche gilt für die Potentiale der Punkte 3 und 4. Zum Vergleich sind in Tabelle 6.9 die Widerstände  $R_{EW}$  und  $R_{EK}$  auch unter der Voraussetzung der Parallelschaltung dargestellt. Kein wesentlicher Unterschied liegt zwischen den zwei mit den verschiedenen Methoden erhaltenen Widerständen am warmen Ende. Dabei ist zu beachten, dass, wenn zwei Widerstände parallel geschaltet sind, der Widerstand, der sich aus der Leistungsbilanz ergibt, gleich dem Parallelwiderstand ist. Deshalb könnten die gemessenen  $R_{EW,1}$  und  $R_{EW,2}$  auch parallel geschaltet betrachtet werden,  $R_{EK,1}$  und  $R_{EK,2}$  hingegen nicht.

In Tabelle 6.9 sind auch die Berechnungsergebnisse enthalten. Die Abweichung zu den Ergebnissen der Messungen sind, außer für  $R_{EK,1}$ , beträchtlich. Der Grund besteht darin, dass der Strom im 3D-Modell auf den Randflächen homogen verteilt angenommen wurde, was in der Realität nicht gegeben ist. Aus dem Vergleich der Kontaktwiderstände ergibt sich auch, dass die berechneten  $R_{EW}$  und  $R_{EK}$  kleiner als die gemessenen sind. Dennoch haben sie die gleiche Größenordnung.

**Tabelle 6.9** Messungs- und Berechnungsergebnisse bei 20 kA,  $T_{ASC100}=68$  K

	$R_{EW,1}$	$R_{EW,2}$	$R_{EW}$ (Leistungsbilanz)	$R_{EW}$ (Parallelschaltung)
Messung	25,5 nΩ	45,2 nΩ	<b>16,5 nΩ</b>	16,3 nΩ
Berechnung	14,7 nΩ	13,5 nΩ	7,42 nΩ	7,04 nΩ
	$R_{EK,1}$	$R_{EK,2}$	$R_{EK}$ (Leistungsbilanz)	$R_{EK}$ (Parallelschaltung)
Messung	1,69 nΩ	8,09 nΩ	<b>1,96 nΩ</b>	1,4 nΩ
Berechnung	1,79 nΩ	2,05 nΩ	0,97 nΩ	0,96 nΩ

### 6.10.1.3 $R_{SW}$ und $R_{SK}$

Die Widerstände  $R_{SW,1}$  und  $R_{SK,1}$  bzw.  $R_{SW,2}$  und  $R_{SK,2}$  zwischen den Stapeln und den Endkappen der einzelnen Submodule 1 und 2 werden anhand Gl. (6.8) und mit  $I_{Subm1}=11829$  A und  $I_{Subm2}=8213$  A berechnet. Auch in diesem Fall werden die Widerstände, wie schon vorgehend durchgeführt, mit zwei Methoden abgeleitet. Die Ergebnisse der Messungen sind in Tabelle 6.10 dargestellt. Die Berechnung mit der Leistungsbilanz ist das korrekte Verfahren. In der gleichen Tabelle sind auch die Berechnungsergebnisse enthalten, die schon in Tabelle 5.8 in Bezug auf die Tests der einzelnen 10 kA HTSL-Module dargestellt worden sind. In diesem Fall wurden die Kontaktwiderstände unter der Annahme einer homogenen Stromverteilung in den Stapeln berechnet. Deshalb ergibt sich  $R_{SW,1} = R_{SW,2}$  und  $R_{SK,1} = R_{SK,2}$ . Eine Untersuchung mit inhomogener Stromverteilung ist nicht durchgeführt worden, da nicht bekannt ist, auf welchem Stapel die Spannungssensoren angebracht worden sind. Die Abweichung zu den Ergebnissen der Messungen sind, besonders für  $R_{SW,1}$  und  $R_{SK,1}$ , beträchtlich. Der Grund ist der Annahme einer gleichmäßigen Stromverteilung zuzuschreiben. Aus dem Vergleich der Kontaktwiderstände ergibt sich auch in diesem Fall, dass die berechneten  $R_{SW}$  und  $R_{SK}$  kleiner als die gemessenen sind.

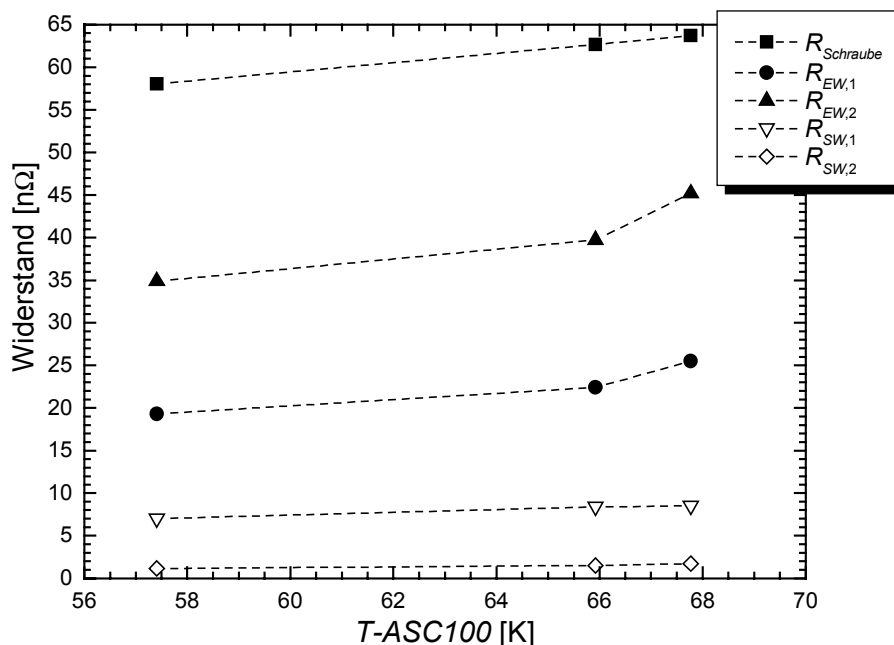


**Tabelle 6.10** Messungs- und Berechnungsergebnisse bei 20 kA und  $T-ASC100=68$  K

	$R_{SW,1}$	$R_{SW,2}$	$R_{SW}$ (Leistungsbilanz)	$R_{SW}$ (Parallelschaltung)
Messung	8,50 nΩ	1,71 nΩ	<b>3,26 nΩ</b>	1,42 nΩ
Berechnung	2,07 nΩ	2,07 nΩ	1,07 nΩ	1,04 nΩ
	$R_{SK,1}$	$R_{SK,2}$	$R_{SK}$ (Leistungsbilanz)	$R_{SK}$ (Parallelschaltung)
Messung	2,44 nΩ	0,64 nΩ	<b>0,96 nΩ</b>	0,51 nΩ
Berechnung	0,37 nΩ	0,37 nΩ	0,19 nΩ	0,19 nΩ

#### 6.10.1.4 Abhängigkeit von der Temperatur am warmen Ende

In Abb. 6.46 sind die Kontaktwiderstände in Abhängigkeit von  $T-ASC100$  im stationären 20 kA-Betrieb aufgetragen. Es ist deutlich zu erkennen, dass der Anstieg von  $R_{Schraube}$ ,  $R_{EW,1}$  und  $R_{EW,2}$  bei steigender Temperatur beträchtlich ist. Dabei nehmen  $R_{EW,1}$  und  $R_{EW,2}$  überwiegend ab 66 K zu, während  $R_{Schraube}$  von 57 K bis zu 68 K linear steigt. Die Ursache ist der Lötung der Endkappe zuzuschreiben. Die Widerstände  $R_{SW,1}$  und  $R_{SW,2}$  hängen dagegen nur unwesentlich von  $T-ASC100$  ab.

**Abb. 6.46** Widerstände am warmen Ende bei 20 kA in Abhängigkeit von  $T-ASC100$

## 6.11 Stromumverteilung mit Stromrampe und nach der Massenstromabschaltung

### 6.11.1 Stromrampe bis zum Quench

Abb. 6.47 und Abb. 6.48 zeigen die normierte Stromverteilung in den Stapeln der Submodulströme als Funktion der Zeit bis zum Quench während einer Transportstromrampe von 200 A/s (die Transportstromrampe und die Spannungen an den Stapeln dieses Falls sind schon in Abb. 6.21 dargestellt worden). Der Detektor, der auf eine Quenchdetektionsschwelle von 100 mV eingestellt worden ist, löst bei  $t = 228$  s aus.

Interessant ist die zeitabhängige Umverteilung in den Stapeln und in den Submodulen gemäß der Stromrampe, die in Abb. 6.49 aufgetragen ist.

Zunächst fällt auf, dass die Umverteilung vor allem zwischen den Submodulen und nicht in den Submodulen stattfindet. Zu Beginn wird die Verteilung von den Kontaktwiderständen, insbesondere von dem der Schraube bestimmt. Zum Zeitpunkt  $t_1$  ändern die Kurven der Submodulströme ihre Steigung und treffen sich, wenn der Transportstrom 24 kA beträgt ( $t_2$ ). Dieses Verhalten kann durch einen Spannungsabfall erklärt werden, der über dem gesamten Submodul 1 auftritt. Bestätigt wird das auch durch den gleichzeitig zu beobachtenden Rückgang der Stapelströme in Submodul 1. Zugleich nehmen in Submodul 2 die Stapelströme zu bzw. bleiben konstant (2\_6, 2\_7). In der Folge tritt mit dem Anstieg des Transportstroms eine Spannung in den SL-Stapeln des Submoduls 2 auf, so dass sich die Stromkurven der Submodule zum Zeitpunkt  $t_3$  wieder treffen. Auf den Stapeln wird eine Ohmsche Spannung gemessen und das HTSL-Modul quencht (vgl. Abb. 6.21). Das in Abb. 6.49 aufgetragene Verhältnis  $\Sigma I_{\text{Stapel}} / I_{\text{Transport}}$  nimmt während des Quenches von 99% auf 97% ab. Dieses Phänomen wurde schon während des Tests des 10 kA HTSL-Moduls 2 bemerkt (Abb. 5.29) und mit einem Strom im Stahlrohr, auf das die Stapel aufgelötet sind, erklärt. Das bedeutet folglich, dass etwa 2% des Transportstromes im Stahlrohr fließen.

Trotz des Quenches des Moduls ist kurz vor der Stromausschaltung die Abweichung von einer gleichmäßigen Stromverteilung zwischen den Stapeln ausgeprägt und die Submodulströme gleichen sich nicht an.

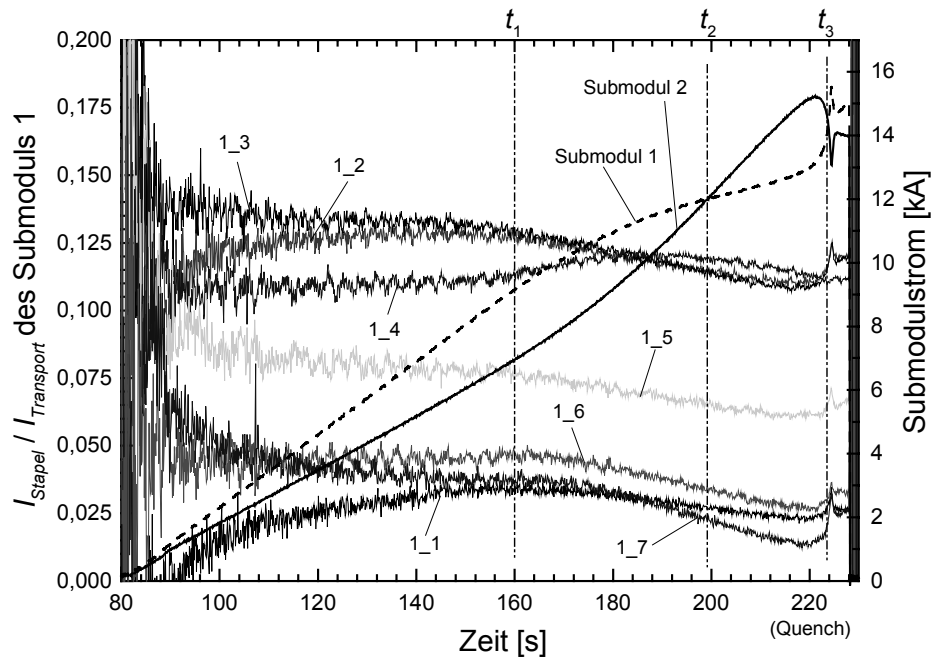


Abb. 6.47 Gemessene Stromverteilung mit ansteigendem Transportstrom (200 A/s) im Submodul 1

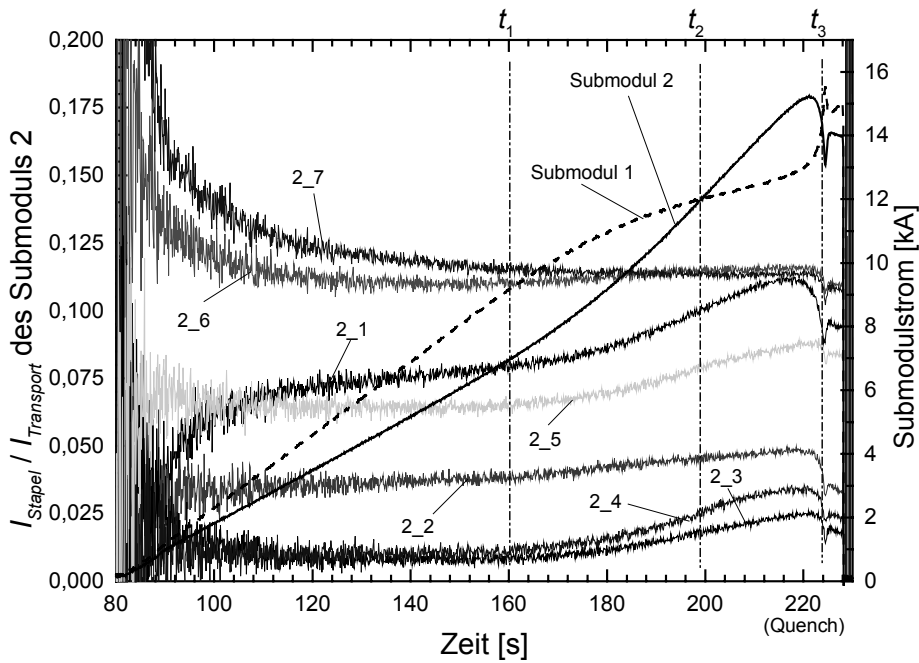


Abb. 6.48 Gemessene Stromverteilung mit ansteigendem Transportstrom (200 A/s) im Submodul 2

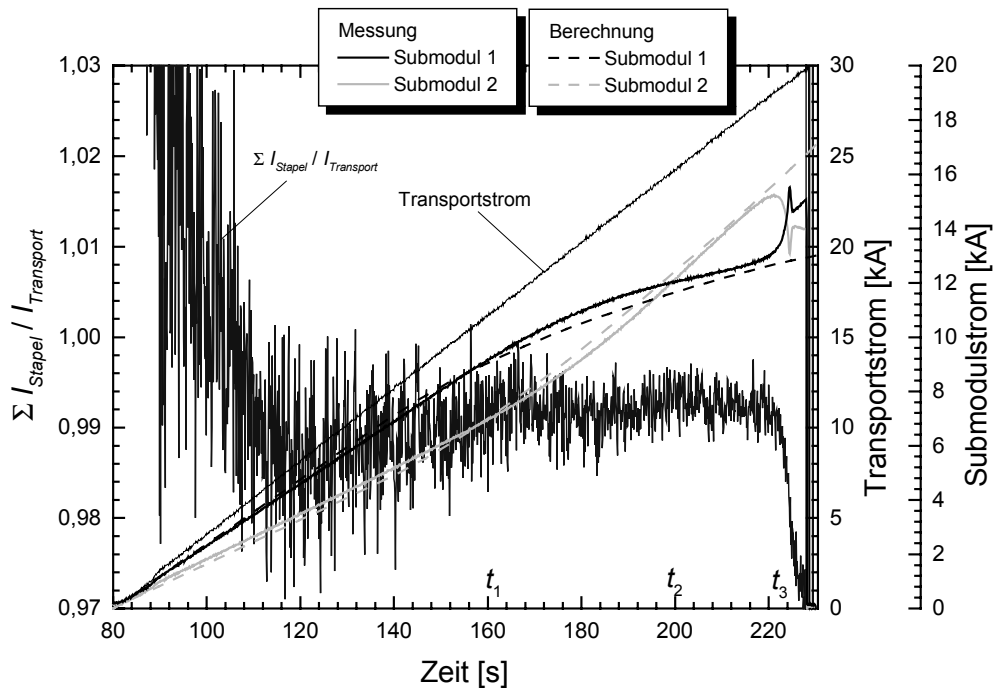


Abb. 6.49 Mess- und Berechnungsergebnisse mit einer Stromrampe von 200 A/s

Zur rechnerischen Überprüfung wird eine Simulation der elektrischen Transiente durchgeführt, in der das Ersatzschaltbild eines jeden Submoduls dem von Abb. 5.31 jedoch ohne die Stapelinduktivitäten entspricht (auf diese Weise wird die Simulation simplifiziert), d.h. einer Parallelschaltung von sieben Kontaktwiderständen und Stapelwiderständen. Dagegen werden die Induktivitäten der Submodule, die in Reihe zu den entsprechenden Parallelschaltungen liegen, und die Gegeninduktivität zwischen den Submodulen berücksichtigt (Tabelle 6.11).

Tabelle 6.11 Elektromagnetische Parameter der Submodule (Länge = 0,6 m)

Induktivität der Submodule [H]	$7,89 \cdot 10^{-7}$
Gegeninduktivität [H]	$6,48 \cdot 10^{-7}$

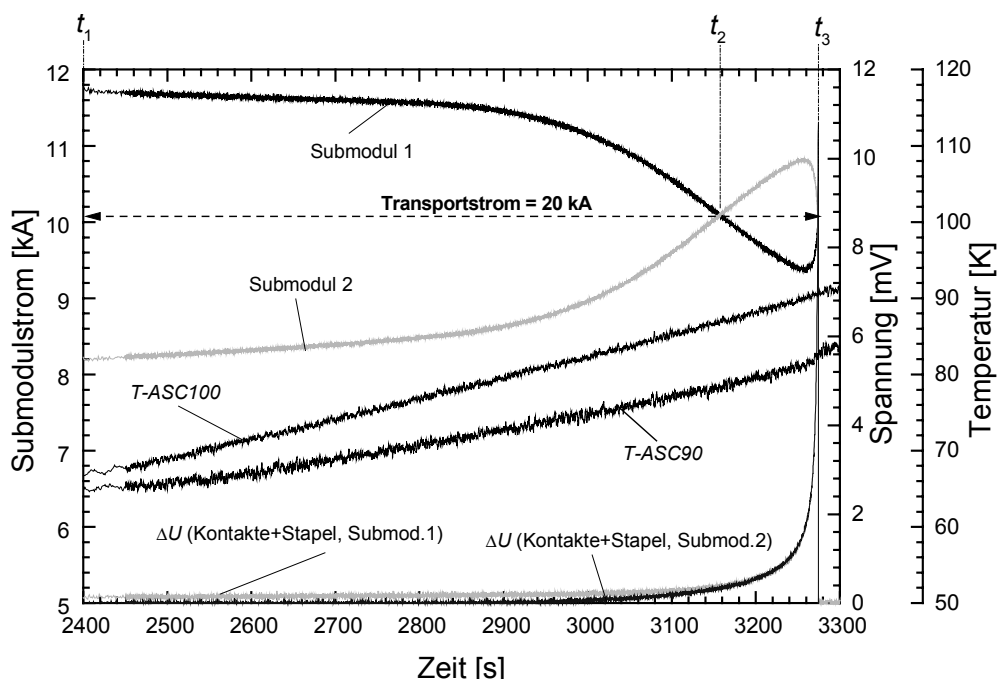
Da der Spannungsabfall nur in drei der vierzehn Stapel gemessen worden ist (in zwei Stapeln des Submoduls 1 und in einem des Submoduls 2) und da außerdem unbekannt ist, auf welchem Stapel die Spannungssensoren angebracht worden sind, ist eine exakte Berechnung nicht möglich. Dennoch kann eine Simulation folgenderweise durchgeführt werden. Da ein Ohmscher Spannungsabfall im Submodul 2 später als im Submodul 1 auftritt, werden die Stapelwiderstände des Submoduls 2 gleich Null angenommen. Folglich sind nur die Stapelwiderstände des Submoduls 1 in der Simulation stromabhängig. Die verwendeten  $R(I)$ -Kennlinien der Stapel sind im Test des 10 kA HTSL-Moduls 1 bestimmt und in Abschnitt 5.12.2 definiert worden. Aus der Simulation ergeben sich die zwei Submodulströme von Abb. 6.49 (gestrichelte Kurven). Die Übereinstimmung zwischen

den Messungen und der Berechnung ist bis kurz vor  $t_3$  gut, d.h. bis ein Spannungsabfall in den SL-Stapeln des Submoduls 2 auftritt. Demzufolge können auch unter Betrachtung der  $R(I)$ -Kennlinien bzw. der Induktivitätsmatrix der Submodule anstatt der der Stapel gute Ergebnisse erhalten werden.

### 6.11.2 Massenstromabschaltung

Nach Erreichen des stationären Zustandes von 20 kA wird der Heliummassenstrom abgeschaltet ( $t_1 = 2400$  s in Abb. 6.50).  $T-ASC100$  reagiert sofort auf die Abwesenheit des Kühlmittels und nimmt linear (1,65 K/min.) bis zum Quench zu, während der Anstieg von  $T-ASC50$  fast Null ist (Abb. 6.51).

Bevor der Quenchdetektor bei 10 mV auslöst, treffen sich die Modulstromkurven zweimal (Abb. 6.50). Wie schon in Paragraph 6.11.1 erklärt, ist die Ursache der Tatsache zuzuschreiben, dass das Submodul 1 vor Submodul 2 ein Ohmsches Verhalten zeigt. Der Anstieg der Temperatur am warmen Ende beginnt unmittelbar nach der Massenstromabschaltung und bevor der Strom ausgeschaltet wird, vergehen etwa 15 Minuten. Der Übergang von dem supraleitenden in den normalen Zustand geschieht nicht plötzlich, weil die Stahlrohre der Submodule mit ihrer hohen Wärmekapazität und die große Masse sowohl des Kupferverbinders am warmen Ende als auch die des Wärmetauschers den Anstieg der Temperatur verlangsamen.



**Abb. 6.50** Submodulströme, Spannungen und Temperaturen bei 20 kA nach der Heliummassenstromabschaltung

Die Stapelströme ändern sich mit der Temperatur (Abb. 6.52) und ihr Verlauf stellt sich genau wie im Fall einer Stromrampe von 200 A/s dar (Abb. 6.47 und Abb. 6.48). Nur die

notwendige Zeit, um den Quench zu erreichen, ist unterschiedlich. Das bedeutet, dass es hinsichtlich des Quenchvorgangs gleichgültig ist, ob der Transportstrom oder die Temperatur steigt.

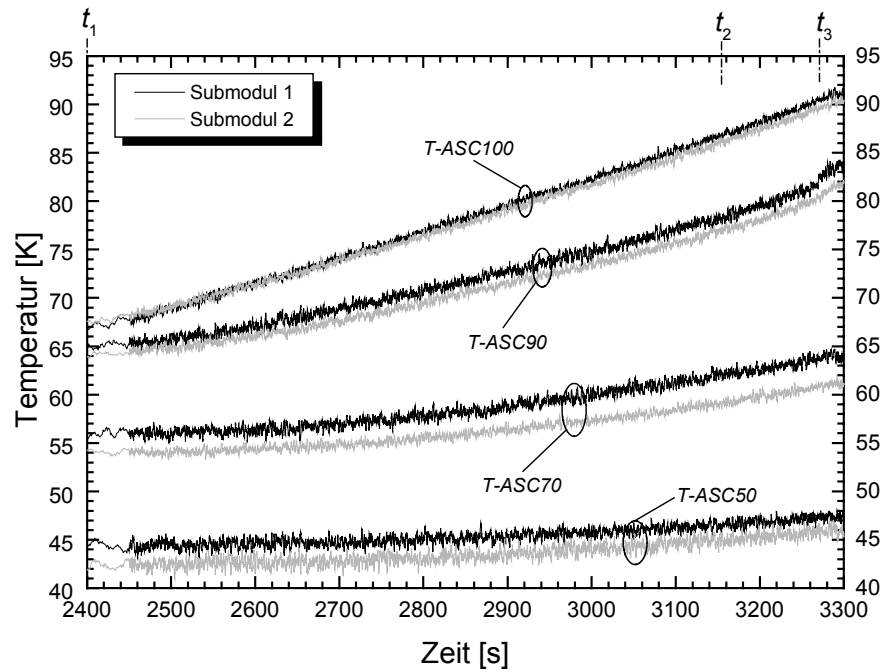


Abb. 6.51 Temperaturverteilung nach der Massenstromabschaltung

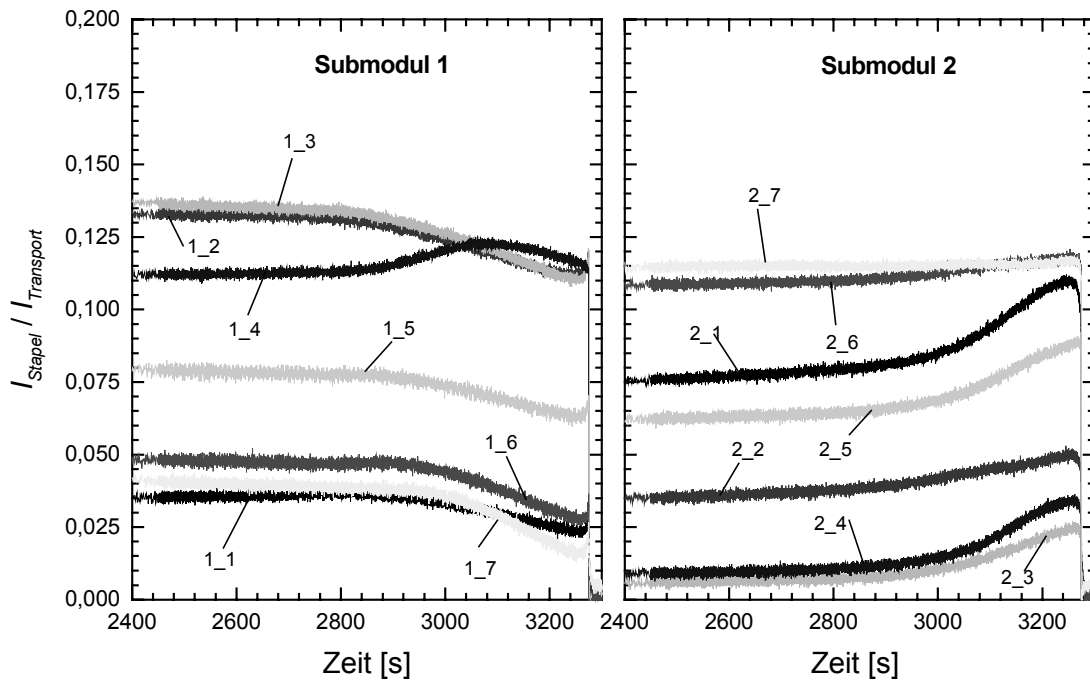
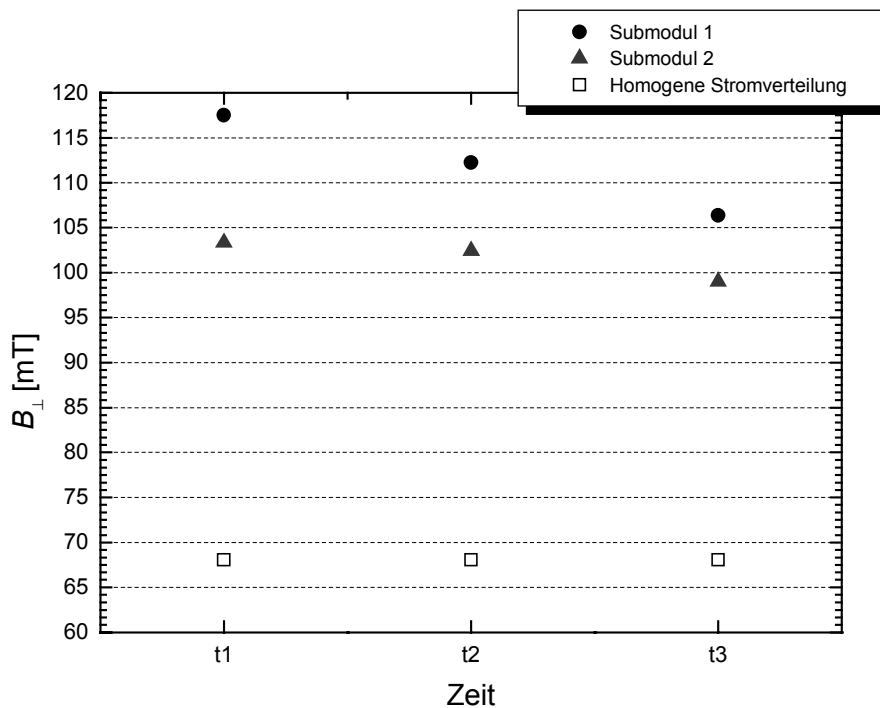


Abb. 6.52 Gemessene Stromumverteilung nach der Massenstromabschaltung bei 20 kA

Abb. 6.53 stellt die Werte der maximalen senkrechten Komponenten der Magnetflussdichte zu den Zeiten  $t_1$ ,  $t_2$  und  $t_3$  dar, die in Abb. 6.50 definiert sind.  $t_1$  entspricht der stationäre Zustand und  $t_2$  sowie  $t_3$  die Zeitpunkte, in denen die Submodulströme gleich sind. Obwohl der Transportstrom zwischen den Submodulen bei  $t_2$  und  $t_3$  gleichverteilt fließt, ist  $B_{\perp}$  im ersten Submodul aufgrund der in den Submodulen unterschiedlichen Stromverteilung größer.

Mit der Zeit sinkt  $B_{\perp}$  in beiden Submodulen und die Differenz ( $B_{\perp,Subm1}-B_{\perp,Subm2}$ ) verringert sich. Das führt dazu, dass sich die Ströme so verteilen, dass  $B_{\perp}$  abnimmt, um einen Quench zu vermeiden. Zum Vergleich sind die Werte bei homogener Stromverteilung aufgetragen. Man erkennt, dass die reale Situation vom idealen Fall deutlich abweicht.

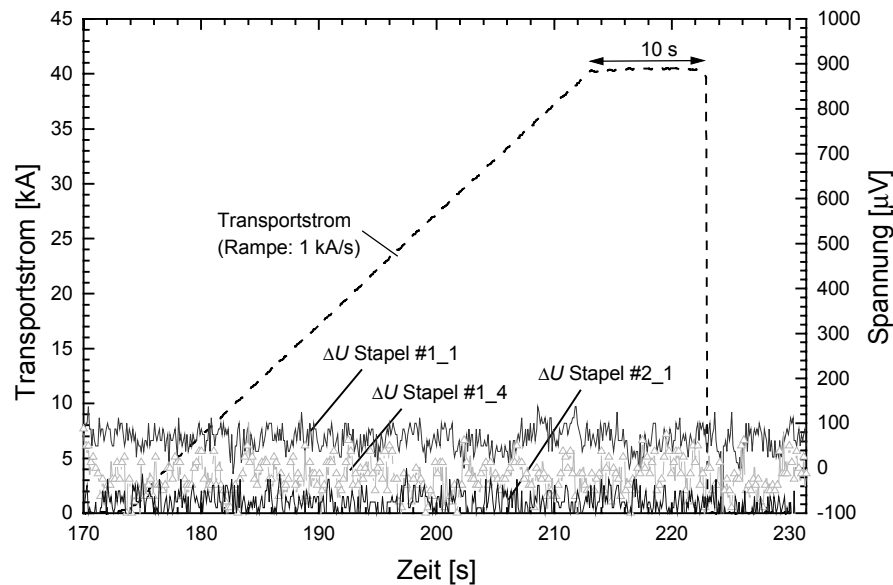


**Abb. 6.53** Maximale senkrechte Komponente der Magnetflussdichte an den Submodulen bei den drei aufeinanderfolgenden Zeiten  $t_1$ ,  $t_2$  und  $t_3$

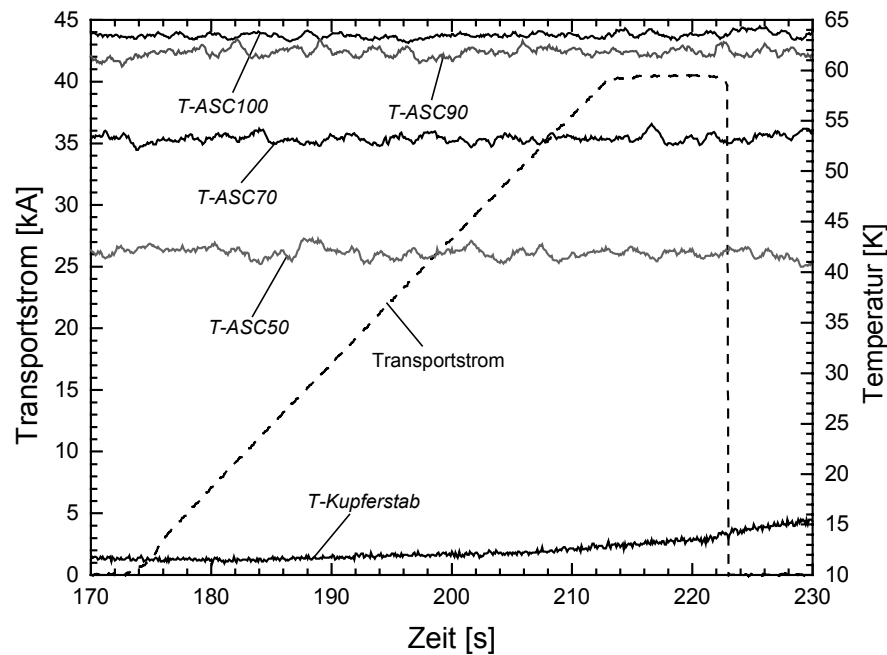
## 6.12 Stromrampe bis 40 kA

Um die Eigenschaften des HTSL-Moduls zu untersuchen, wird ein zusätzlicher Test durchgeführt. Die SZF wird mit einer schnellen Stromrampe von 1 kA/s bis 40 kA und  $T-ASC100 = 64$  K hochgefahren (Abb. 6.54), um eine rasche Erwärmung des Kupferverbinders am kalten Ende und folglich den Quench des Nb<sub>3</sub>Sn-Einsätze zu vermeiden. Die Erhöhung der Temperatur am Nb<sub>3</sub>Sn wird von den Jouleschen Verlusten im Kupferstab erzeugt, welche mit dem Strom quadratisch steigen. Bis 40 kA erfolgt nur eine langsame Erwärmung des Kupferstabs (Abb. 6.55), die 10 s nach dem Erreichen des

40 kA-Niveaus den Quench in den Nb<sub>3</sub>Sn-Einsätzen bewirkt. Das HTSL-Modul zeigt in diesem Zeitraum ein supraleitendes Verhalten: kein Spannungsabfall, konstante Temperatur am warmen Ende. Anhand der Ladelinie von Abb. 6.12 und ohne Erwärmungsprobleme am kalten Ende sollte das Modul bei  $T_{ASC100} = 64$  K einen kritischen Strom von 40 kA haben. Die Tatsache, dass keine resistive Spannung entlang der Stapel gemessen wird, zeigt, dass das Modul mit dem erwarteten kritischen Strom betrieben werden kann.



**Abb. 6.54** Transportstrom und Spannungen während einer schnellen Stromrampe von Null bis 40 kA und während stationärer 40 kA bis zum Quench



**Abb. 6.55** Transportstrom und Verlauf der Temperatur entlang des Moduls und im Kupferstab während einer schnellen Stromrampe von Null bis 40 kA und während stationärer 40 kA bis zum Quench



## 6.13 Schlussfolgerungen

Zusammenfassend kann man folgende Schlüsse ziehen:

- Bezüglich der Auslegungsparameter
  - Die verwendeten Kriterien und 2D-FE-Modelle zur Bestimmung des kritischen Stroms des 20 kA HTSL-Moduls erwiesen sich als geeignete Werkzeuge zur Auslegung.
  - Die Kontaktwiderstände konnten erfolgreich mit Hilfe von 3D-FE-Modellen nachgebildet werden.
  
- Bezüglich des Quenches, der entweder mit Erhöhung des Transportstromes oder der Temperatur erhalten wurde
  - Mit Hilfe von Hall-Sensoren wurde eine inhomogene Stromverteilung zwischen den Bi-2223-Bandstapeln gemessen. Vor Erreichen des kritischen Stromes fand eine Stromumverteilung statt.
  - Die Stapelströme ändern sich mit der Temperatur.
  - Die Stromumverteilung erfolgt zwischen den Stapeln und zwischen den Submodulen.
  - Die Stromumverteilung verzögert den Quench des HTSL-Moduls.
  - Die inhomogene Stromverteilung führt zu keiner Reduzierung des kritischen Stroms des HTSL-Moduls.
  - Die Auslegung kann unter der Annahme einer homogenen Stromverteilung zwischen den Stapeln durchgeführt werden.
  - Wie für die einzelnen 10 kA-Tests hat sich der Quenchstrom  $I_Q$  größer als der kritische Strom  $I_c$  des HTSL-Moduls ergeben.
  - Das Kriterium  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  und die unter der Annahme einer homogenen Stromverteilung zwischen den Stapeln berechnete Ladelinie führen zur sicheren Auslegung des HTSL-Moduls.

# Kapitel 7

## Entwicklung einer 60 kA HTSL-SZF für die ITER TF-Spulen

Mit dem Test der 20 kA HTSL-SZF wurde der Schritt B (Abschn. 3.6) des Programms für die Entwicklung einer 60 kA HTSL-SZF für die ITER-Toroidalfeldspulen abgeschlossen. Der nächste Schritt, Punkt C, sieht nun die Konstruktion und den Test einer 60 kA HTSL-SZF vor. In diesem Kapitel sollen verschiedene Konfigurationen eines 60 kA HTSL-Moduls unter Verwendung von Bi-2223-Bandleitern dargestellt werden.

### 7.1 Auslegungsparameter eines 60 kA HTSL-Moduls mit Bi-2223-Bandleitern

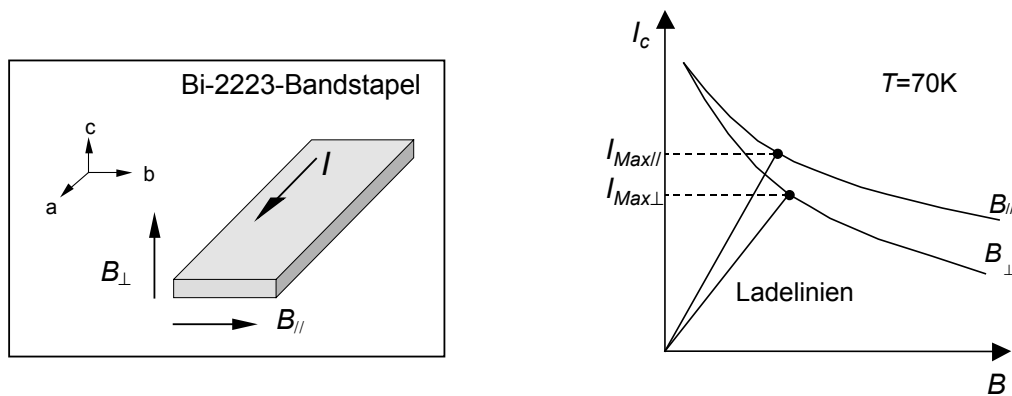
Die erfolgreichen Tests der 10 kA und 20 kA HTSL-Module favorisieren die Verwendung von Bi-2223-HTSL für den Bau eines 60 kA HTSL-SZF-Prototyps. Die Bänder sollen wie zuvor in Stapeln gruppiert und auf ein oder mehrere Edelstahlrohre aufgelegt werden. Diese sind nicht nur eine mechanische Verstärkung, sondern dienen wegen der hohen Wärmekapazität des Stahls auch dazu, die thermischen Transienten, insbesondere im Falle eines Quenches, zu verlangsamen. Genau wie für die 10 kA HTSL-Module sollen die Bandstapel auf zwei Kupferendkappen verlötet werden, um einen elektrischen Kontakt mit dem Wärmetauscher bzw. mit der supraleitenden Verbindung zur Spule zu sichern.

Die Auslegungsparameter für das 60 kA HTSL-Modul sind:

- 1)  $I_c = f(B_{//}, T)$  und  $I_c = f(B_{\perp}, T)$
  - 2) Ladelinie:  $I \propto B_{//}$  und  $I \propto B_{\perp}$
  - 3) Kontaktwiderstände
  - 4) Induktivitätsmatrix
- 
- 1) Wie schon in Kapitel 2 besprochen, wird von dem Hersteller der Bi-2223-Bänder die Abhängigkeit des kritischen Stromes von  $B_{\perp}$  und  $B_{//}$  durch die Anlegung eines Außenmagnetfeldes gemessen (Abb. 7.1). Wichtig ist dabei insbesondere, dass diese Relation bei der in Normalbetrieb höchsten Temperatur des HTSL-Moduls, d.h. der

Temperatur des Zwischenniveaus (in unserem Fall 70 K), erhalten wird. In Abschnitt 4.1.1 ist erklärt worden, wie diese  $I_c$ -Kurven für einen Bandstapel skaliert werden können.

- 2) Die Ladelinie bezeichnet die Proportionalität zwischen dem Modulstrom und den maximalen Komponenten (senkrecht und parallel) zur Magnetflussdichte im supraleitenden Teil des Moduls, wenn eine gleichmäßige Stromverteilung angenommen wird. Abb. 7.1 zeigt für das Bi-2223-Modul den Verlauf der Ladelinie gegenüber den zwei Komponenten der Induktion und ihre Schnittpunkte mit den  $I_c$ -Kurven bei der Auslegungstemperatur von 70 K. Da  $I_{Max\perp}$  den Modulstrom bestimmt, reicht es aus, lediglich die  $I_c = f(B_{\perp}, T)$ -Relation und die Proportionalität  $I \propto B_{\perp}$  zu berücksichtigen. Die Ergebnisse der 10 kA und 20 kA HTSL-SZF zeigen an, dass die gemäß diesem Verfahren durchgeführte Berechnung zur Bestimmung eines Wertes des kritischen Stroms der HTSL-Module führt, der kleiner als der des Quenchstromes ist. Infolgedessen eignet sich dieses Verfahren zur Auslegung des 60 kA HTSL-Moduls.

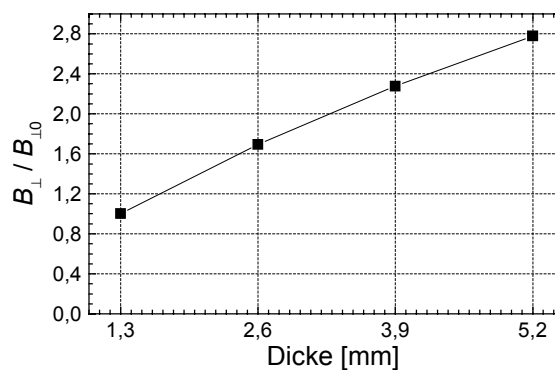


**Abb. 7.1** Links: Bi-2223-Bandstapel und Richtungen der  $B_{//}$ - und  $B_{\perp}$ -Komponenten. Rechts: Schnittpunkte der  $I_c = f(B_{\perp}, T)$  und  $I_c = f(B_{//}, T)$  mit den entsprechenden Ladelinien.

- 3) Nicht nur die geometrischen und thermischen Größen der SZF spielen für die Reduzierung der Wärmeeinleitung bei 4 K eine Rolle, sondern auch die Kontaktwiderstände mit ihren Jouleschen Verlusten, wenn der Strom in der SZF fließt. Insbesondere sind die Kontaktwiderstände am Zwischenniveau wichtig, welche die Zeit zwischen der Massenstromabschaltung des Kühlmittels und dem Quench des Moduls beeinflussen. Somit sollen die Kontaktwiderstände so klein wie möglich gehalten werden.
- 4) Die Induktivitätsmatrix des HTSL-Moduls spielt eine Rolle, wenn die Stromverteilung in den Stapeln bei elektrischen Transienten untersucht wird. Dadurch können die maximalen und minimalen Stapelströme berechnet werden. Die fraglichen elektrischen Transienten betreffen die Ladung und Entladung der TF-Spule.

## 7.2 Anordnung der Bandstapel

Die  $B_{\perp}$ -Komponente in einem Stapel eines HTSL-Moduls hängt von dem durch den Stapel selbst fließenden Strom und von dem der umliegenden Stapel erzeugten Magnetfeld ab. Darum sollen die Stapel so dimensioniert und angeordnet werden, dass ein so kleines  $B_{\perp}$  wie möglich erzielt wird. In Abb. 7.2 ist die maximale  $B_{\perp}$ -Komponente als Funktion der Dicke nur eines Stapels der Breite 22,86 mm (diese ist die Breite der Stapel der 10 kA HTSL-Module) berechnet und auf  $B_{\perp 0}$  normiert worden, wobei  $B_{\perp 0}$  der Dicke von 1,3 mm entspricht. Der Strom fließt gleichmäßig durch den Querschnitt. Wie die Grafik zeigt, sind breite und dünne Bandstapel vorzuziehen. Dennoch sollen für kreisförmige Anordnungen die Stapel nicht so breit sein, so dass ihre Anzahl niedrig gehalten werden kann. Zum Beispiel wäre es sehr unvorteilhaft, eine Anordnung in Quadratform vorzunehmen, da die  $B_{\perp}$ -Komponente sonst am Rand zu hoch wäre. Manche Autoren haben den Einsatz von magnetischem Material vorgeschlagen, das zwischen den HTSL-Stapeln nur am warmen Ende angebracht werden sollte [51]. Dies kann eine gute Lösung sein, wenn die  $B_{\perp}$ -Komponente groß ist, ansonsten stellt sie eine teure und aufwendige Alternative dar.



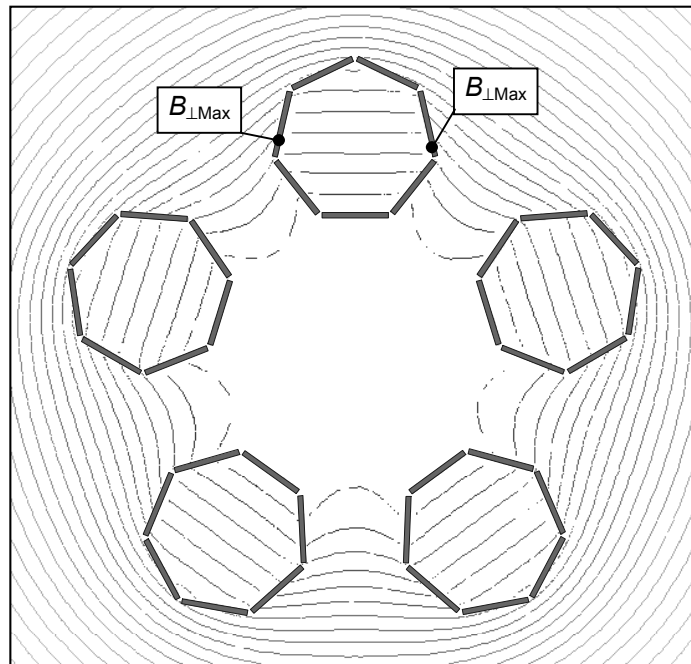
**Abb. 7.2**  $B_{\perp}$ -Komponente im Eigenmagnetfeld auf  $B_{\perp 0}$  normiert als Funktion der Dicke des Stapels.  $B_{\perp 0}$  entspricht einer Dicke von 1,3 mm.

In der Folge werden drei realisierbare Anordnungen der Bandstapel vorgeschlagen und dabei die jeweiligen Vorteile und Nachteile gegenübergestellt [52]. Die Methode der finiten Elemente bietet sich hierbei als Werkzeug zur Bestimmung der Ladelinie des HTSL-Moduls an [53]. Die Untersuchung aller drei Stapelanordnungen wird mit 2D-Modellen durchgeführt, für welche folgende Annahmen gelten:

- Die Stapel sind gleich denen der 10 kA HTSL-Module. Ihr Querschnitt beträgt  $(22,86 \times 1,3) \text{ mm}^2$ .
- Die Stromdichte ist auf der Querschnittsfläche des Stapels konstant.
- Der Transportstrom beträgt 60 kA.
- Die relative Permeabilität ist  $\mu_r=1$ .

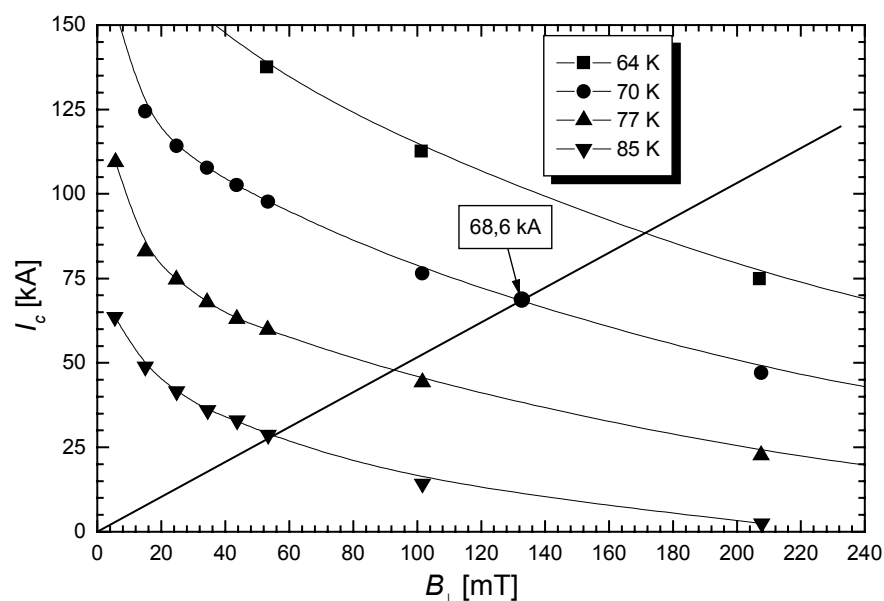
Das Ziel besteht darin, eine Konfiguration für einen kritischen Strom des HTSL-Moduls von ca. 70 kA bei 70 K auszulegen (in Bezug auf den Nennstrom ist ein Überschuss von 10 kA ausreichend). Dieser wird anhand der  $I_c$ -Kurven gemäß dem in Abschnitt 4.1.1 besprochenen Verfahren und nach dem, was in Schritt 2) des vorherigen Abschnitts erläutert wurde, bestimmt.

### 7.2.1 Fünf Submodule



**Abb. 7.3** Querschnitt eines 60 kA HTSL-Moduls, das aus fünf Submodulen besteht, und Magnetflusslinien. Auch die Stapel eines Submoduls (für die übrigen Submodule gilt wegen der Symmetrie das gleiche), in denen die maximalen  $B_{\perp}$ -Komponenten liegen, sind angezeigt.

Diese Konfiguration des 60 kA HTSL-Moduls (Abb. 7.3) ist eine Extrapolation aus dem 20 kA HTSL-Modul, in dem die zwei 10 kA HTSL-Submodule parallel geschaltet waren. Da die Tests beider 10 kA HTSL-Module bewiesen haben, dass die Prototypen beim Nennbetrieb problemlos Ströme bis 12 kA tragen können, reichen fünf anstatt sechs sogenannter parallel geschalteter 10 kA HTSL-Submodule für das 60 kA HTSL-Modul. Daraus folgt eine Anzahl von 35 Stapeln. In Abschnitt 6.2 ist eine Berechnung durchgeführt worden, um den in Bezug auf den kritischen Strom vorteilhaftesten Drehwinkel der Submodule zu finden. Hier nun wird die Anordnung von Abb. 7.3 (Anordnung a) und eine andere (Anordnung b), in der jedes einzelne der fünf Submodule um die eigene Achse um  $360^{\circ} / 7 = 51,43^{\circ}$  rotiert wird, untersucht. Der Abstand zwischen den Achsen der Submodule ist gleich dem zwischen den Submodulen der 20 kA HTSL-SZF, d.h. 90 mm. Der Durchmesser des Moduls beträgt 210 mm. Der Verlauf des Magnetflusses und die Stapel eines Submoduls, in denen das maximale  $B_{\perp}$  liegt, sind in Abb. 7.3 aufgetragen. Anhand dieser Komponente wird die Ladelinie gezogen (Abb. 7.4), während für die  $I_c$ -Kurve gilt:  $I_c$ -Kurve (60 kA HTSL-Modul) =  $5 \times I_c$ -Kurve (10 kA HTSL-Modul). Da  $B_{\perp Max}$  bei 60 kA gleich 116,2 mT ist, beträgt hier der kritische Strom bei 70 K 68,6 kA. Die Ergebnisse für die Anordnungen a und b sind in der Tabelle 7.1 enthalten.



**Abb. 7.4** Strom-Magnetflussdichte-Kennlinie bei verschiedenen Temperaturen, Ladelinie und Schnittpunkt des 60 kA HTSL-Moduls

**Tabelle 7.1** Berechnungsergebnisse für eine 60 kA HTSL-SZF, die aus fünf Submodulen besteht

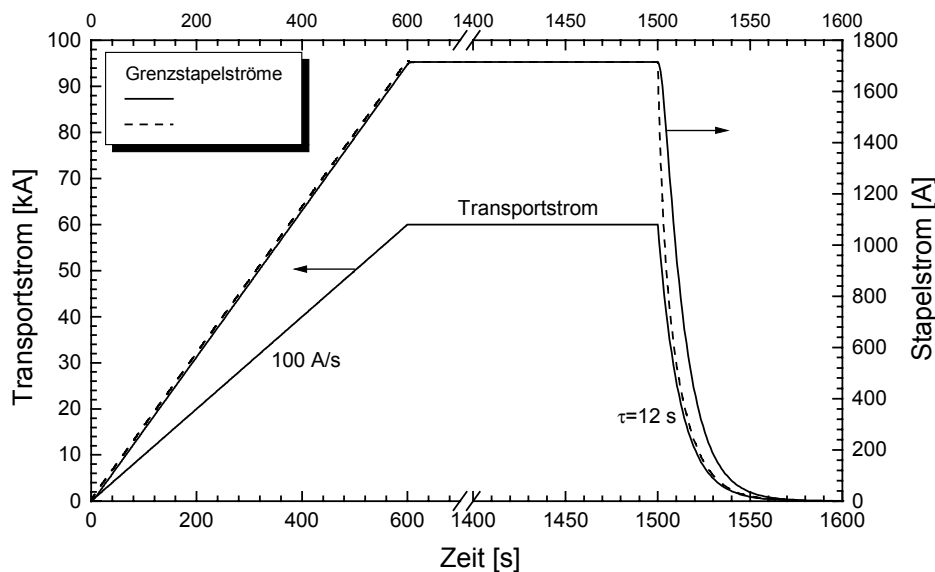
Anordnung	Stapelanzahl	Äußerer Durchmesser [mm]	$I_c$ (70 K) [kA]	$B_{\perp \text{Max}}$ bei 60 kA [mT]
a	35	210	68,6	116,2
b	35	204	67,8	120,3

Auf die Bestimmung des kritischen Stroms folgt die Berechnung der Kontaktwiderstände. Diese können anhand der maximalen Werte am warmen und kalten Ende des 10 kA HTSL-Moduls von Tabelle 5.8, d.h. 25,4 n $\Omega$  bzw. 2,3 n $\Omega$ , abgeleitet werden. Wenn alle fünf Submodule, die parallel geschaltet sind, die gleichen Kontaktwiderstände haben, ergibt sich daraus für das 60 kA HTSL-Modul ein Widerstand am warmen und kalten Ende von 5,08 n $\Omega$  bzw. 0,46 n $\Omega$ .

In Abschnitt 5.12.1 ist gezeigt worden, dass eine Untersuchung der elektrischen Transienten mit dem Ersatzschaltbild von Abb. 5.31 unter der Annahme  $R_{SLi} = 0$  und bei Nenntemperatur geeignet ist, wenn sich der Transportstrom weit von seinem kritischen Wert entfernt. Darum kann das elektrische Verfahren des Moduls während einer Stromladung von 100 A/s und einer Stromentladung mit Zeitkonstante  $\tau=12$  s (s. Abschnitt 3.6) mittels eines ähnlichen Ersatzschaltbildes simuliert werden. Hierbei wird angenommen, dass die Kontaktwiderstände gleichmäßig verteilt sind. In Abb. 7.5 sind der Transportstrom und der minimale bzw. maximale Stapelstrom (Grenzstapelströme), zwischen denen sich alle anderen Stapelströme erstrecken, gezeigt. Die magnetische Kopplung zwischen den Stapeln bedingt keinen wesentlichen Überstrom - in Bezug auf den Stapelstrom, der bei homogener Stromverteilung bei 60 kA vorliegt - in den Stapeln selbst.

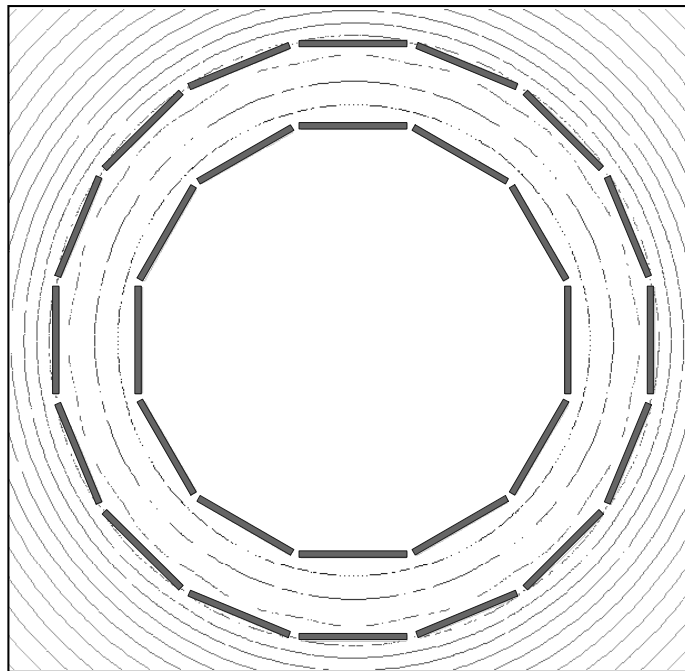
Für diese Konfiguration gelten folgende Erwägungen:

- Da der Nennstrom nur 12 kA beträgt, könnte jedes Modul im Stickstoffbad vorgetestet werden.
- Diese Anordnung ist in Hinsicht auf die Montage vorteilhaft. Wenn während des Zusammenbaus der Submodule ein oder mehrere Stapel beschädigt werden würden, müsste nicht das ganze Modul neu gebaut, sondern nur das beschädigte Submodul ersetzt werden. Das gleiche gilt selbstverständlich, wenn ein Submodul während des Betriebs beschädigt wird.
- Die Montage der Submodule kann mechanische Toleranzprobleme bedingen.
- Die Verteilung des Magnetfeldes ist inhomogen. Das bedeutet, dass der kritische Strom der einzelnen Stapel unterschiedlich ist. Folglich erfolgt eine Stromumverteilung, wenn in einem Stapel der kritische Wert erreicht wird, damit der Quench des Moduls vermieden wird. Darum stellt die Inhomogenität der Magnetfeldverteilung kein Problem im Nennbetrieb dar, sie ist jedoch verantwortlich für ein hohes  $B_{\perp\text{Max}}$  und somit für eine wesentliche Stapelanzahl (s. auch Tabelle 7.4).
- Während der Stromladung und -entladung wird kein kritischer Strom in einem Stapel erreicht und somit stellen diese Transienten kein Problem dar. Die Abweichung zwischen den Stapelströmen tritt fast ausschließlich während der Entladung auf.
- Wenn die Verbindung der Module mit dem Wärmetauscher wie in der 20 kA HTSL-SZF realisiert wird, können sich unterschiedliche Kontaktwiderstände zwischen den einzelnen Stapeln und dem Wärmetauscher ergeben, die damit eine inhomogene Stromverteilung verursachen. Die Tests der 10 kA HTSL-Module und des 20 kA HTSL-Moduls haben dennoch bewiesen, dass das gute elektrische Verhalten, d.h. der ausgelegte kritische Strom, trotz der ungleichmäßigen Stromverteilung nicht gefährdet wird.



**Abb. 7.5** Transportstrom und minimaler bzw. maximaler Stapelstrom (Grenzstapelströme) während der Stromladung und -entladung

### 7.2.2 Konzentrische Anordnung



**Abb. 7.6** Querschnitt eines 60 kA HTSL-Moduls, das aus zwei Stapelringen besteht und Magnetflusslinien

Eine andere mögliche Anordnung besteht darin, die Stapel in zwei konzentrischen Ringen zu gruppieren. Der Ausgangspunkt sind die 10 kA HTSL-Module. In diesen beträgt der geringste azimutale Abstand zwischen zwei aneinanderliegenden Stapeln 1,7 mm. Des Weiteren beträgt die mit einem Stapel verknüpfte und zur Stromrichtung senkrecht stehende Querschnittsfläche in der Kupferkappe  $420 \text{ mm}^2$ , der eine Stromdichte bei 10 kA von  $3,4 \text{ A/mm}^2$  entspricht. Der Durchmesser des 60 kA HTSL-Moduls muss daher so groß sein, dass eine Querschnittsfläche von mindestens  $420 \text{ mm}^2$  mit jedem Stapel verknüpft werden kann. Wenn der Durchmesser und der kritische Strom bestimmt worden sind, muss die Stromdichte im Kupfer überprüft werden.

In Abb. 7.6 ist eine konzentrische Konfiguration mit der entsprechenden Magnetflussverteilung dargestellt. Der innere und äußere Ring bestehen aus 12 bzw. 16 Stapeln. Der äußere Durchmesser beträgt 133 mm und der geringste azimutale Abstand zwischen zwei Stapeln 2,55 mm (bzw. 1,73 mm für den Innenring). In der Kupferkappe fließt ein Strom mit zulässiger Dichte von  $4,3 \text{ A/mm}^2$ . Für die Berechnung des kritischen Stromes bei 70 K werden die Ladelinie und die  $I_c$ -Kurven für beide Ringstapel gezogen (Abb. 7.7). Die maximale senkrechte Komponente der Induktion ( $B_{\perp}=69 \text{ mT}$ ) liegt im inneren Ring. Bezüglich des äußeren Rings ist mit dem Schnittpunkt ein kritischer Strom von 39,6 kA verknüpft, dem 29,7 kA im inneren Stapelring entsprechen. Dieser letzte Wert ist kleiner als der kritische Strom von 31,4 kA des inneren Rings. Demzufolge wird der



kritische Strom des 60 kA HTSL-Moduls bei 69,3 kA erreicht. Tabelle 7.2 fasst diese und die mit unterschiedlichen Stapelanzahlen erhaltenen Ergebnisse zusammen.

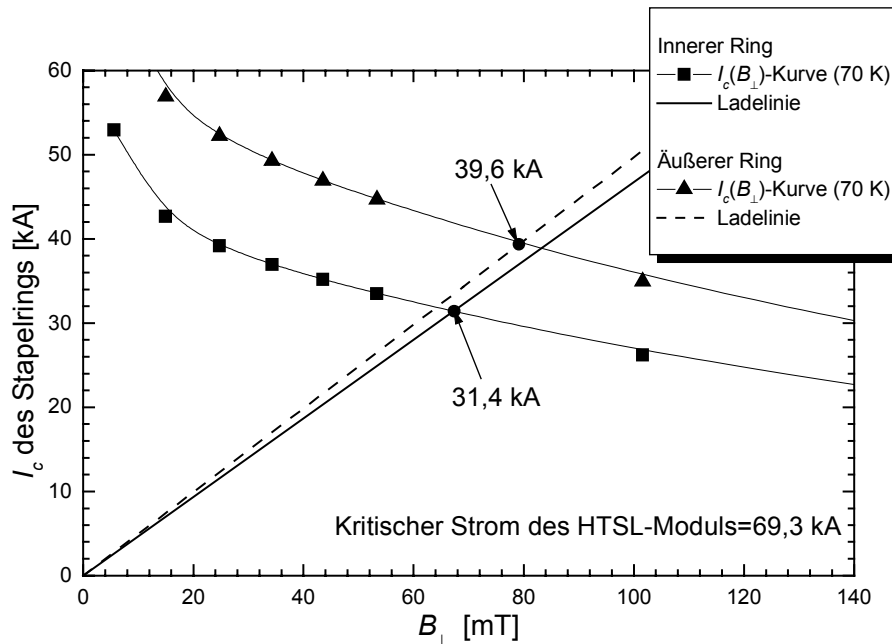
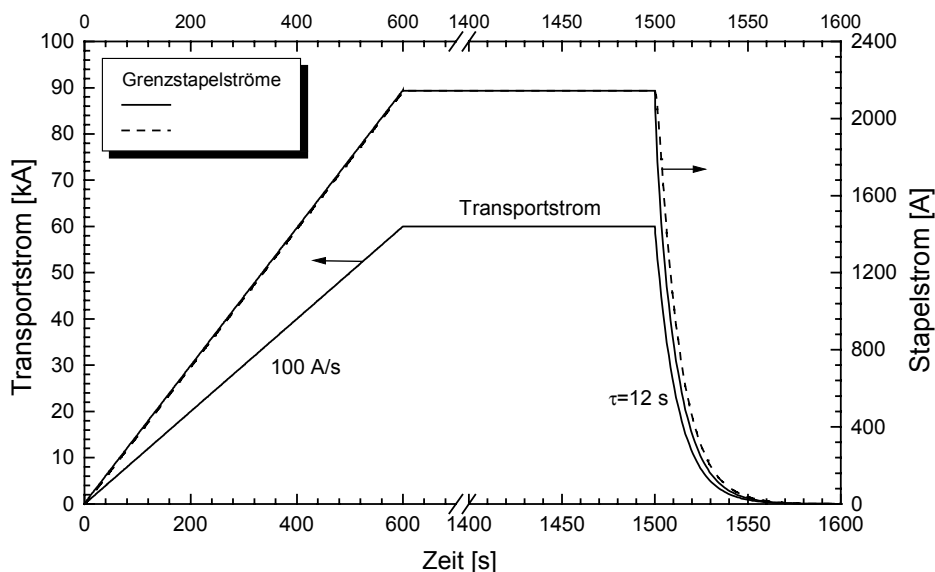


Abb. 7.7 Strom-Magnetflussdichte-Kennlinie bei 70 K und Ladelinien der konzentrischen Stapelringe eines 60 kA HTSL-Moduls

Tabelle 7.2 Ergebnisse für eine 60 kA HTSL-Modul, das aus zwei konzentrischen Stapelringen besteht. In der Spalte „Anordnung“ bezieht sich die erste Zahl auf die Stapelanzahl des Innenrings und die zweite auf die des Außenrings.

Anordnung	Stapelanzahl	Äußerer Durchmesser [mm]	$I_c$ (70 K) [kA]	$B_{\perp \text{Max}}$ bei 60 kA [mT]	
				Innenring	Außenring
12+16	28	133	69,3	55	69
11+16	27	129	67,8	58,7	67,8
10+16	26	129	65,9	63,3	67,5
12+15	27	134	64,5	59,9	80
11+15	26	125	64	60,8	76
12+14	26	132	61,3	63	88,6
13+13	26	136	60	61,8	93,8

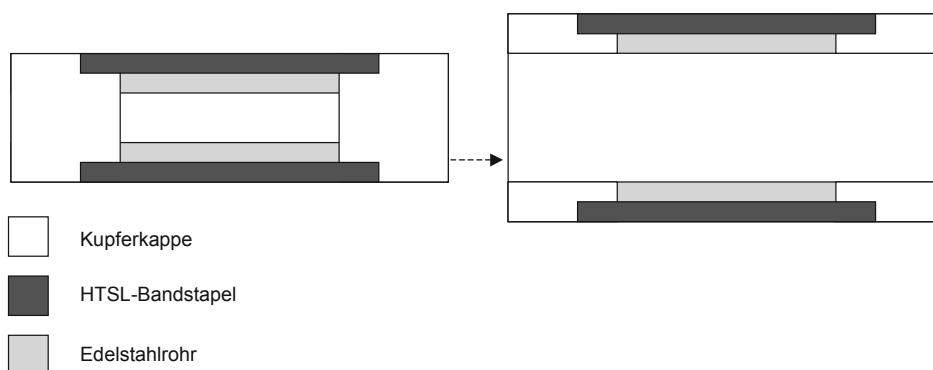
Wie in Abschnitt 7.2.1 werden hier auch die elektrischen Transienten berechnet. Der Transportstrom und der minimale bzw. maximale Stapelstrom (Grenzstapelströme), zwischen denen sich alle anderen Stapelströme erstrecken, sind in Abb. 7.8 aufgetragen. Die magnetische Kopplung zwischen den Stapeln bedingt in diesem Fall keinen Überstrom in den Stapeln.



**Abb. 7.8** Transportstrom und minimaler bzw. maximaler Stapelstrom (Grenzstapelströme) während der Stromladung und -entladung

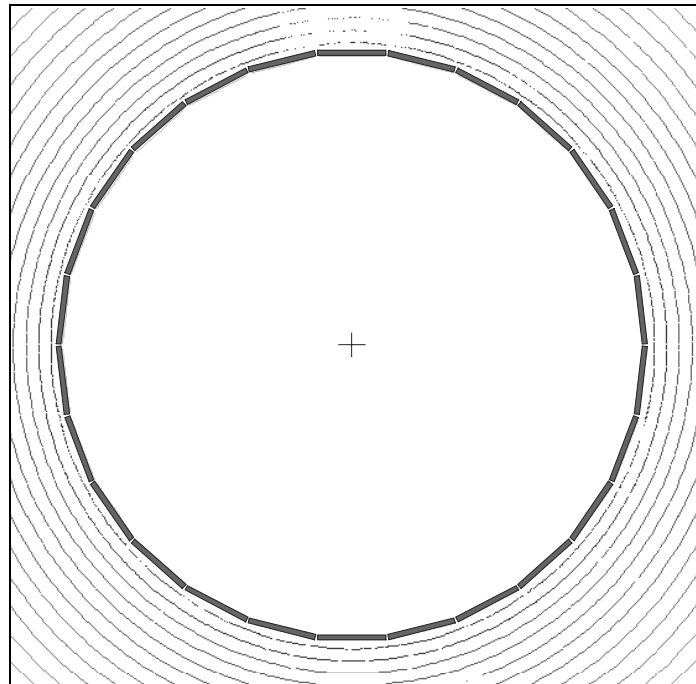
Für diese Konfiguration gelten folgende Erwägungen:

- Die Struktur ist kompakt.
- Eine mögliche Fertigung ist in Abb. 7.9 angedeutet. Die Stapel der zwei Ringe werden genau wie in den 10 kA HTSL-Modulen auf ein Edelstahlrohr aufgelegt. Die Submodule werden dann zunächst getrennt hergestellt und später in der Stromzuführung zusammengebaut.
- Der Zusammenbau der Module kann mechanische Toleranzprobleme bedingen.
- Problematisch ist der Vortest der Submodule im Stickstoffbad beim Hersteller, weil Ströme bis 35 kA zur Verfügung stehen müssen.
- Die maximalen senkrechten Komponenten der magnetischen Induktion sind in den zwei Stapelringen unterschiedlich. Unter der Annahme, dass der Strom zwischen den Stapeln homogen verteilt ist, führt diese Konfiguration zur einer Stromumverteilung, sobald der kritische Strom in dem Außenring erreicht wird.
- Während der Stromladung und -entladung wird kein kritischer Strom in einem Stapel erreicht und somit stellen diese Transienten kein Problem dar.



**Abb. 7.9** Schematisierung der konzentrischen Submodule für das 60 kA HTSL-Modul

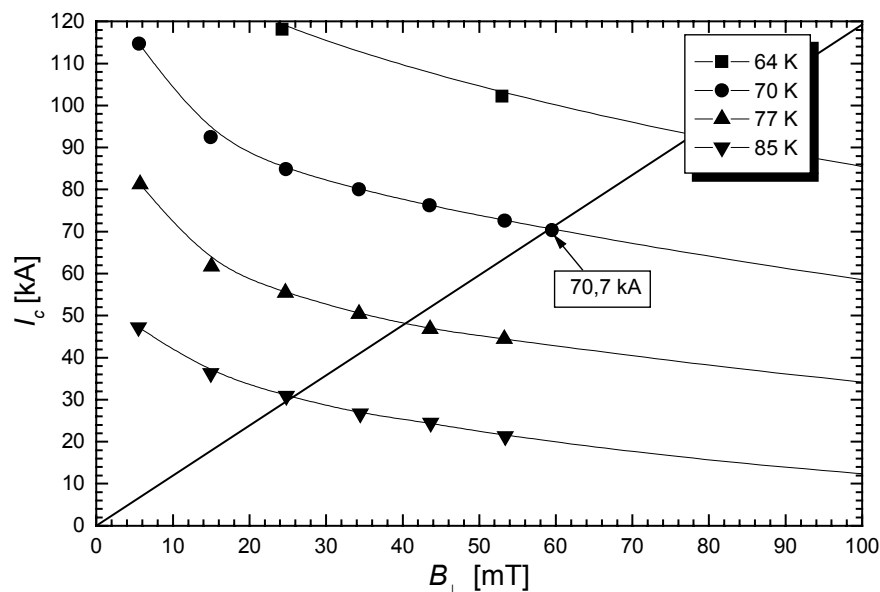
### 7.2.3 Kreisförmige Anordnung



**Abb. 7.10** Querschnitt eines 60 kA HTSL-Moduls, in dem die Stapel kreisförmig angeordnet sind, und Magnetflusslinien

Die kreisförmige Anordnung der 26 Stapel von Abb. 7.10 stellt die einfachste Konfiguration dar und folgt genau aus dem Design des 10 kA HTSL-Moduls. Der geringste azimutale Abstand zwischen zwei Stapeln beträgt 1,9 mm und der äußere Durchmesser 208 mm. Bei 60 kA wird  $B_{\perp\text{Max}} = 50,3$  mT berechnet, dem die Ladelinie von Abb. 7.11 entspricht. Der berechnete kritische Strom beträgt 70,7 kA. Tabelle 7.3 fasst die mit zwei unterschiedlichen Stapelanzahlen erhaltenen Ergebnisse zusammen.

Aufgrund der geometrischen Symmetrie ist eine elektrische Simulation der Stromladung und -entladung nicht erforderlich.



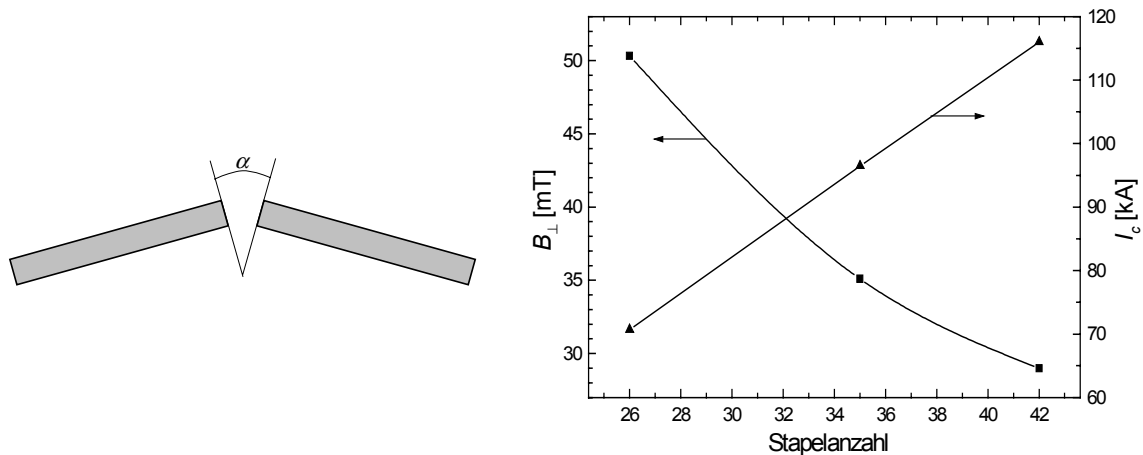
**Abb. 7.11** Strom-Magnetflussdichte-Kennlinie bei verschiedenen Temperaturen, Ladelinie und Schnittpunkt des 60 kA HTSL-Moduls

**Tabelle 7.3** Ergebnisse für eine 60 kA HTSL-SZF mit kreisförmiger Stapelanordnung

Stapelanzahl	Äußerer Durchmesser [mm]	$I_c$ (70 K) [kA]	$B_{\perp \text{Max}}$ bei 60 kA [mT]
26	208	70,7	50,32
35	278	96,5	35,1

Für diese Konstruktionsvariante gelten folgende Erwägungen:

- Im Vergleich zu den vorherigen Vorschlägen ist die Herstellung dieses Moduls einfach. Des weiteren hat diese Konstruktionsvariante den Vorteil, dass ihre Realisierung schon in einem anderen Maßstab (10 kA HTSL-Module) durchgeführt worden ist.
- Eine hohe Anzahl an Stapeln bedingt einen kleinen Winkel  $\alpha$  zwischen den anliegenden Stapeln (Abb. 7.12). Diese führt zu einer Reduktion der  $B_{\perp}$ -Komponente und demzufolge zur Zunahme des kritischen Stromes mit der geringsten Stapelanzahl.
- Die deutliche Symmetrie der Struktur ist während der elektrischen Transienten vorteilhaft.



**Abb. 7.12** Links: Winkel zwischen zwei anliegenden Stapeln. Rechts: Verlauf des  $B_{\perp, \text{Max}}$  und des kritischen Strom  $I_c$  des Moduls bei Erhöhung der Stapelanzahl.

#### 7.2.4 Vergleich der drei Varianten

In Tabelle 7.4 sind die wichtigsten Auslegungsergebnisse der drei vorgestellten Varianten zusammengefasst. Die Wärmeverluste und die Kontaktwiderstände sind aus den Wärmeverlusten bzw. dem Kontaktwiderstand pro Stapel der 10 kA HTSL-Module abgeleitet worden, für welche gilt:  $\dot{Q}_K = 1,33 \text{ W}$  bei 0 kA und  $\dot{Q}_K = 2 \text{ W}$  bei 10 kA (vgl. Tabelle 5.3).

Von allen drei Varianten ist die dritte (kreisförmige Anordnung) aus folgenden Gründen die vorteilhafteste:

- Einfache Fertigung.
- Die geringe Stapelanzahl. Diese bedingt die günstigsten Herstellungskosten und aufgrund der reduzierten Wärmeverluste die geringsten Betriebskosten.
- Die Kontaktwiderstände, obgleich größer, sind dennoch mit denen der anderen Varianten vergleichbar.
- Die geringsten Verluste.
- Die geometrische und magnetische Symmetrie. In jedem Stapel erhält man mit einer homogenen Stromverteilung dasselbe  $B_{\perp}$  und somit dasselbe  $I_c$ . Dies gilt nicht für die anderen Alternativen. Infolgedessen ist hierbei das elektrische Verhalten vorhersehbarer.
- Man vermeidet den Bau von besonderen Kupferverbindern, die einen gleichmäßigen Kontakt sichern sollen. Vor allem der Kupferverbinder am warmen Ende ist für die Stromverteilung verantwortlich, für die dritte Variante jedoch einfacher auszulegen und zu fertigen.

**Tabelle 7.4** Wichtigste Auslegungsergebnisse für die drei einzelnen Varianten des 60 kA HTSL-Moduls

Parameter	5 Module	Konzentrische Anordnung	Kreisförmige Anordnung
Stapelanzahl	35	28	26
$B_{\perp\text{Max}}$ bei 60 kA	116,2 mT	69 mT	50,3 mT
$I_c$ bei 70 K	68,6 kA	69,3 kA	70,7 kA
$R_W$ (Kontaktwiderstand bei 70 K)	5,08 n $\Omega$	6,35 n $\Omega$	6,84 n $\Omega$
$R_K$ (Kontaktwiderstand bei 4 K)	0,46 n $\Omega$	0,58 n $\Omega$	0,62 n $\Omega$
Wärmeverluste bei 4 K ohne Strom	6,65 W	5,32 W	4,94 W
Wärmeverluste bei 4 K bei 60 kA	10 W	8 W	7,43 W

### 7.3 68 kA HTSL-SZF

In letzter Zeit ist das ITER-Design noch mal gründlich überarbeitet worden. Das Resultat ist die sogenannte ITER-FEAT-Maschine. Die für die Auslegung der HTSL-SZF wichtigsten Änderungen betreffen den Leiterstrom und die Entladungskonstante der TF-Spulen: Der Leiterstrom erhöht sich von 60 kA auf 68 kA, die Entladungskonstante verringert sich von zuletzt 15 s auf 11 s. Das gesamte Gewicht des Magnetsystems beträgt ca. 8700 t. In Tabelle 7.5 sind die Hauptauslegungsparameter für das TF-Magnetsystem von ITER-FEAT zusammengefasst.

**Tabelle 7.5** Hauptauslegungsparameter für das TF-Magnetsystem von ITER-FEAT [54]

Zahl der Spulen	18
Höhe der Spule [m]	16,6
Breite der Spule [m]	9
Supraleiter	Nb <sub>3</sub> Sn
Nennstrom [kA]	68
Maximale Magnetflussdichte im Supraleiter [T]	11,8
Gespeicherte Energie im TF-Magnetsystem [GJ]	~41
Zeitkonstante der Entladung [s]	11

Gemäß dem aktuellen Entwurfstand sollen die 18 TF-Spulen durch 36 Stromzuführungen mit einem Strom von 68 kA gespeist werden. Die Wärmeverluste pro Kiloampere einer konventionellen Stromzuführung betragen 1,1 W (s. Gl. (3.10)). Unter der Annahme, dass eine elektrische Anschlussleistung von 1300 W erforderlich ist, um ein

Watt Wärme durch Helium-Gas abzuführen (s. Tabelle 3.2), werden die Werte von Tabelle 7.6 bestimmt.

**Tabelle 7.6** Mögliche elektrische Anschlussleistungen der Kälteanlage für 36 konventionelle bzw. HTSL-Stromzuführungen für das TF-Magnetsystem von ITER-FEAT

Konventionelle SZF	HTSL-SZF
3,5 MW	0,7÷1,17 MW

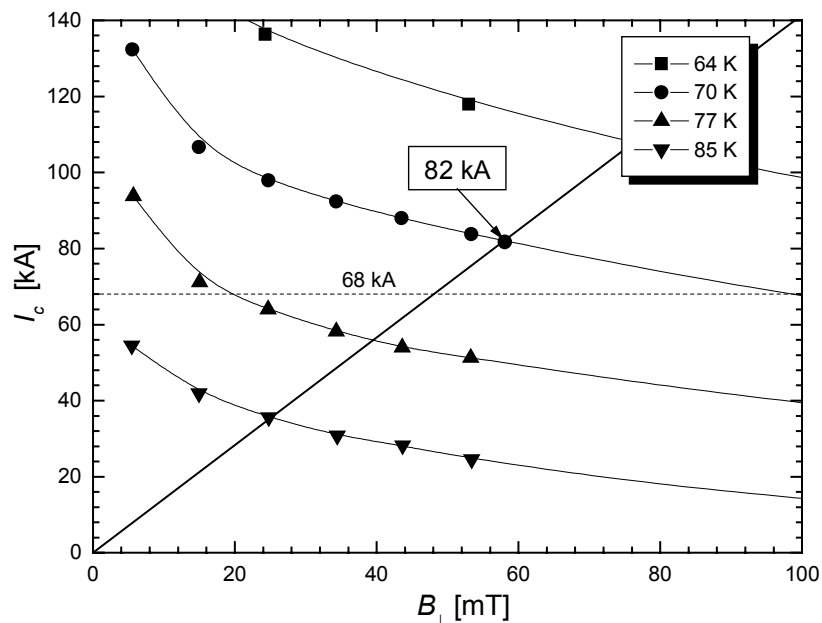
In Bezug auf ein 68 kA HTSL-Modul mit einer einstufigen kreisförmigen Anordnung der Stapel sind in Abb. 7.13 die Ladelinie und die  $I_c$ -Kurve aufgetragen und in Tabelle 7.7 die Auslegungsergebnisse aufgelistet. Der kritische Strom beträgt 82 kA und bei 68 kA bewegt sich die kritische Temperatur um 73 K. Außerdem bestätigt eine zusätzliche Berechnung, dass  $B_{//Max}$  kein Problem für die Bestimmung des kritischen Stroms bedingt.

Die Stromzuführungen stehen dennoch unter dem Einfluss des Streufeldes, das von dem Magnetsystem und den anliegenden Stromzuführungen erzeugt wird. Damit sinkt der kritische Strom und entweder muss die Stapelanzahl oder die Dicke der Stapel erhöht werden. Eine andere Lösung besteht darin, die Stromzuführung mit Hilfe eines magnetischen Behälters, in den sie eingeführt werden, abzuschirmen. Hierbei müssen jedoch die Kosten für die Verwendung zusätzlicher Bänder den Kosten für das magnetische Abschirmmaterial gegenübergestellt werden.

Die Stromdichte beträgt in den Kupferendkappen ca.  $1,5 \text{ A/mm}^2$ . Da dieser Wert niedrig ist (in den 10 kA HTSL-Modulen betrug sie  $3,4 \text{ A/mm}^2$ ), kann die Kupferendkappe am warmen Ende durchbohrt werden (mit einem Durchmesser=180 mm erhält man eine zulässige Stromdichte von  $3,7 \text{ A/mm}^2$ ), um darin den Kupferleiter des Wärmetauschers einzusetzen. Damit ist kein zusätzlicher Kupferverbinder am warmen Ende erforderlich. Dadurch beschränkt man die Kontaktanzahl und somit die Jouleschen Verluste und den Massenstrom des Kühlmittels. Anschließend ist eine Länge des Kontakts zwischen einem Stapel und der Kupferendkappe von 30 mm ausreichend, um eine Verbesserung des Kontaktwiderstands aus Tabelle 7.7 von etwa 30% zu erzielen. Ähnliche Betrachtungen gelten auch für das kalte Ende.

Schließlich ist ein Edelstahlrohr mit einem äußeren und einem inneren Durchmesser von 240 mm bzw. 232 mm ausreichend, um dem HTSL-Modul gute mechanische und thermische Eigenschaften zu sichern. Wenn die Bandstapel in ( $2,3 \text{ mm} \times 22,86 \text{ mm}$ ) Stahlnute eingelassen werden, ergibt sich ein Stahlquerschnitt von  $10,7 \text{ cm}^2$ . Diesem entspricht eine Zugspannung von 214 kN, wenn eine zulässige Zugspannungsdichte  $\sigma=200 \text{ N/mm}^2$  angenommen wird [27][55]. Bezüglich der thermischen Verluste am kalten Ende muss man auch das Schutzrohr berücksichtigen. Wenn dieses eine Dicke von 1 mm und einen Durchmesser von 240 mm hat, ergibt sich ein gesamter Querschnitt des Stahls (Innen- und Außenrohr) von  $14,5 \text{ cm}^2$ . Für die 10 kA HTSL-Module wurden 1,33 W Wärmeverluste bei 0 kA bzw. 2 W bei 10 kA gemessen (s. Tabelle 5.3). Wenn man anhand

der Werte von Tabelle 5.1 die Verluste pro Quadratmeterfläche betrachtet, folgen 2,91 W Wärmeverluste bei 0 kA bzw. 4,38 W bei 68 kA (Tabelle 7.7).



**Abb. 7.13** Strom-Magnetflussdichte-Kennlinie bei verschiedenen Temperaturen, Ladelinie und Schnittpunkt des 68 kA HTSL-Moduls

**Tabelle 7.7** Wichtigste Auslegungsergebnisse für das 68 kA HTSL-Modul

Stapelanzahl	30
Äußerer / Innerer Durchmesser des Stahlrohrs	240 / 232 mm
Azimutaler Abstand zwischen den anliegenden Stapeln	1,93 mm
$B_{\perp\text{Max}}$ bei 68 kA	48,1 mT
$B_{//\text{Max}}$ bei 68 kA	117,7 mT
$I_c$ bei 70 K	82 kA
$R_W$ (Kontaktwiderstand bei 70 K)	5,93 n $\Omega$
$R_K$ (Kontaktwiderstand bei 4 K)	0,54 n $\Omega$
Wärmeverluste bei 4 K ohne Strom	2,91 W
Wärmeverluste bei 4 K bei 68 kA	4,38 W

In den Rechnungen ist angenommen worden, dass die Kontaktwiderstände gleichmäßig verteilt sind. Tatsächlich wird diese Voraussetzung allerdings nicht erfüllt. Daher kann es geschehen, dass auch bei Nennbetrieb in einem Stapel der kritische Strom erreicht wird, wenn die Kontaktwiderstände bezüglich der einzelnen Stapel sehr unterschiedlich sind. Infolgedessen verteilt sich der Transportstrom um, um den Quench zu vermeiden. Das



bedeutet, dass sich das Modul in einem stabilen Gleichgewicht befindet, bis alle Stapel quenchen. Allerdings kann in einer Situation mit unterschiedlichen Kontaktwiderständen gemäß der Detektionsspannung der Quench früher als im Fall mit gleichen Kontaktwiderständen ausgelöst werden. Dies ist mit der Grafik von Abb. 7.14 links erklärt. Eine Simulation ist mit dem Ersatzschaltbild von Abb. 5.31 durchgeführt worden, wobei die Anzahl der Zweige der der Stapel des 68 kA-Moduls entspricht. Unter der Annahme, dass der Widerstand eines jeden Stapels einen ähnlichen Verlauf wie der des Stapels 6 der Abb. 5.33 hat, kann damit sein Widerstand mit der Gleichung

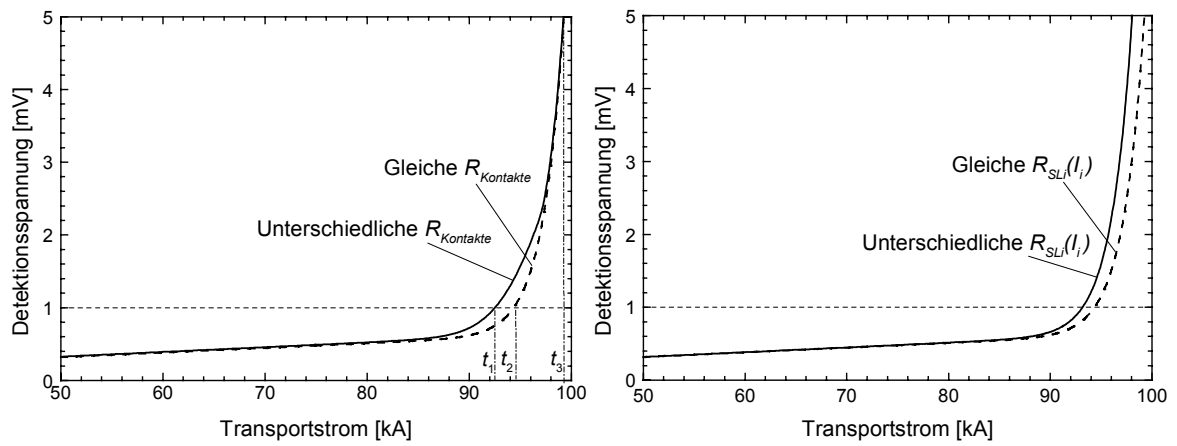
$$R_{SLi}(I_i) = \frac{10^{-6}}{I_i} \exp\left(\frac{I_i - 2733}{69,92}\right) \quad [\Omega] \quad (7.1)$$

parametrisiert werden<sup>1</sup>, wobei der kritische Strom des Stapels  $82 \text{ kA}/30=2733 \text{ A}$  beträgt. Wenn der Transportstrom mit einer Rampe von  $50 \text{ A/s}$  steigt, beeinflusst die magnetische Kopplung die Stromverteilung nicht. Zwei Simulationen sind durchgeführt worden: Eine mit gleichen Kontaktwiderständen ( $R_{Wi} = 1,78 \cdot 10^{-7} \Omega$ ,  $R_{Ki} = 1,62 \cdot 10^{-8} \Omega$  mit  $i=1, \dots, n, \dots, 30$ ) und eine, in der der Kontaktwiderstand des Stapels  $n$  um das 4-fache größer ist ( $R_{Wn} = 4R_{Wi}$ ,  $R_{Kn} = 4R_{Ki}$ ). Die berechnete Spannung an den Enden des Moduls entspricht der Detektionsspannung und ist in Abb. 7.14 links aufgetragen. In Bezug auf die gestrichelte Kurve, wenn die Quenchdetektionsschwelle bei  $1 \text{ mV}$  eingestellt ist, wird der Quench im Fall mit unterschiedlichen Kontaktwiderständen ( $R_{Kontakte}$ ) früher ausgelöst ( $t_1 < t_2$ ). Dagegen fällt die Quenchzeit in beiden Fällen mit einer Quenchdetektionsschwelle von  $5 \text{ mV}$  zusammen ( $t_3$ ).

Anders zeigt sich die Situation, wenn die Kontaktwiderstände gleich sind, aber ein Stapel einen kleineren kritischen Strom hat (z. B.  $1500 \text{ A}$ ). Abb. 7.14 rechts zeigt, dass die zwei Spannungskurven nicht konvergieren. Das bedeutet, dass unterschiedliche kritische Ströme in den Stapeln, unabhängig von der Quenchdetektionsschwelle, zu einem früheren Quench führen.

Die gerade beschriebenen Simulationen sind ohne Beachtung des Effekts des Stahlrohrs durchgeführt worden. Dieses, wie die Messungen des  $10 \text{ kA HTSL-Moduls 2}$  gezeigt haben (Abschnitt 5.11), funktioniert im Quenchfall sowohl als Wärmesenke als auch als elektrischer Leiter.

<sup>1</sup> Da der so definierte  $R_{SLi}$  bei  $I_i=0$  nicht konvergiert, muss er mit einer anderen Näherungsfunktion dargestellt werden (vgl. 5.12.2).



**Abb. 7.14** Links: Detektionsspannung als Funktion des Transportstroms mit gleichen  $R_{SL}(I_i)$ -Kurven bei gleichen und unterschiedlichen Kontaktwiderständen  $R_{Kontakte}$ . Rechts: Detektionsspannung als Funktion des Transportstroms mit gleichen Kontaktwiderständen bei gleichen und unterschiedlichen  $R_{SL}(I_i)$ -Kurven.

# Kapitel 8

## Zusammenfassung

In dieser Arbeit werden die Methode und die Simulationsmodelle beschrieben, anhand derer die Untersuchungen für die 10 kA- bzw. 20 kA-Stromzuführungen (SZF) unter Verwendung von Bi-2223-AgAu-Bandleitern und die Auslegung einer 60 kA HTSL-SZF für die ITER TF-Spulen durchgeführt worden sind.

Folgende Kenngrößen einer HTSL-SZF werden untersucht: Der kritische Strom, die Kontaktwiderstände zwischen dem HTSL- und den Kupferbauteilen der Stromzuführung und die Induktivitätsmatrix der Bandstapel, die den HTSL-Bauteil bilden.

Für die Kenntnis des kritischen Stromes  $I_c$  ist zunächst dessen anisotrope Abhängigkeit von den Magnetfeldkomponenten  $B_{//}$  und  $B_{\perp}$  bei verschiedenen Temperaturen erforderlich. Diese  $I_c(B_{\perp})$ -Kennlinien werden aus Kurzprobenmessungen des Herstellers abgeleitet, die mit dem allgemein verwendeten Kriterium  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  bestimmt wurden. Die sogenannte Ladelinie des HTSL-Moduls beschreibt den Zusammenhang zwischen dem Transportstrom und der maximalen  $B_{\perp}$ -Komponente. Letztere wird mit Hilfe eines zweidimensionalen FEM-Programms berechnet. Hieraus wird der kritische Strom des HTSL-Moduls für verschiedene Temperaturen bestimmt. Der Quenchstrom wird für die 10 kA HTSL-Module bei einem Spannungsabfall über ausgewählte supraleitende Bandstapel von  $1 \mu\text{V}$  bzw. für das 20 kA HTSL-Modul von  $1 \text{ mV}$  bestimmt. Er ist um einen Faktor  $1,6 \div 2$  größer als der erwartete kritische Strom. Der Grund hierfür liegt in der Tatsache, dass in der SZF ein Temperaturgradient vorhanden ist und somit das Kriterium  $1 \mu\text{V}/\text{cm}$  nicht angewendet werden kann. Der kurzzeitige Betrieb der 20 kA HTSL-SZF bis 40 kA ohne Quench des HTSL-Moduls belegt, dass das Modul mit dem erwarteten kritischen Strom betrieben werden kann.

Als Basis für die Erstellung eines Simulationsmodells für den Übergangsbereich zwischen HTSL- und Kupferbauteilen dienen experimentelle Untersuchungen an einem Bi-2223-Bandleiter-Kupfer-Kontaktmodell. Die Simulation des Stromübergangs wird sowohl mit einem Netzwerkmodell als auch mit einer dreidimensionalen FE-Modellierung durchgeführt, welche beide zu den gleichen Ergebnissen führen. Aufgrund der größeren Modellierungs- und Rechnungsflexibilität eines FEM-Programms ist dessen Anwendung für die Auslegung komplexer Übergangskontakte vorzuziehen.

Da die Gültigkeit dieses FE-Simulationsmodells auch von den Messungen der 10 kA-Tests bestätigt wird, wird dasselbe Verfahren zur Berechnung der Übergangskontakte am warmen und kalten Ende des HTSL-Moduls der 20 kA-SZF verwendet. Dieses besteht aus zwei parallelgeschalteten 10 kA HTSL-Modulen, was zu einer Störung der geometrischen Symmetrie führt. Aus der Simulation ergeben sich  $8,5 \text{ n}\Omega$  am warmen Ende bzw.  $1,2 \text{ n}\Omega$  am kalten Ende. Aus den Messungen erhält man demgegenüber  $19,8 \text{ n}\Omega$  bzw.  $2,9 \text{ n}\Omega$ . Der Unterschied ist groß und der Tatsache zuzuschreiben, dass die Spannungsabgriffe an Positionen angebracht worden sind, die bezüglich der Stromflussrichtung keine Äquipotentialfläche darstellen. Dies liegt daran, dass sich der Strom in die beiden HTSL-Submodule ungleichmäßig aufteilt.

Die Kenntnis der Stromverteilung in den Bandstapeln der HTSL-Module dient dazu, deren elektrisches Verhalten sowohl im stationären Betrieb als auch während der elektrischen und thermischen Transienten zu verstehen. Hierfür wird mit Hilfe von Hallsensoren die Magnetflussdichte auf der Oberfläche der HTSL-Module gemessen. Mittels eines zweidimensionalen FE-Modells, das auch den Effekt des Hintergrundmagnetfeldes (hervorgerufen durch die zweite SZF, die für den Testbetrieb nötig war) berücksichtigt, wird eine Matrix berechnet, die die Stapelströme mit der lokalen Magnetflussdichte in Beziehung bringt. Wegen der unterschiedlichen Bandstapel-Kupfer-Kontaktwiderstände fließt der Strom bei Nenntemperatur ungleichmäßig in den Stapeln. Bei höheren Temperaturen am warmen Ende dagegen wird der kritische Strom in einzelnen Bandstapeln erreicht, d.h. es tritt dort ein Widerstand auf, der zu einer homogenen Stromverteilung in den Stapeln führt, solange die Temperatur am Zwischenniveau nicht die kritische Temperatur erreicht. Sobald dies der Fall ist, quenchen alle Stapel und damit auch das Modul. Dies kann dahingehend interpretiert werden, dass die Stromumverteilung erfolgt, um den Quench des Moduls zu verhindern. Deshalb gefährden die bei Nennzustand gemessenen unterschiedlichen Stapelströme den Betrieb der Stromzuführungen nicht.

Dieses Verhalten wird qualitativ in einer Simulation bestätigt. Dafür ist die Erstellung von stromabhängigen Widerständen der Bandstapel erforderlich, welche zusammen mit den Eigen- und Gegeninduktivitäten der Bandstapel und den Kontaktwiderständen das Ersatzschaltbild des HTSL-Moduls bilden.

Die für die 20 kA HTSL-SZF berechneten Übergangswiderstände werden des weiteren eingesetzt, um die Verluste am kalten Ende sowie die Temperaturprofile sowohl im stationären Betrieb als auch nach einer Abschaltung des Kühlmittelstroms im Wärmetauscher zu berechnen. Die berechneten und gemessenen Verluste durch Wärmeleitung am kalten Ende der SZF betragen  $3,4 \text{ W}$  bzw.  $3,6 \text{ W}$  und stimmen somit sehr gut überein. Ähnliches gilt für die Temperaturprofile mit Ausnahme des Kupferverbinders am Zwischenniveau. Dies rührt von der Tatsache her, dass die

Berechnung des Temperaturprofils mit einem eindimensionalen Modell durchgeführt wird, was für die Verbindungsbereiche eine zu starke Einschränkung bedeutet.

Bei der 20 kA HTSL-SZF beträgt die Zeit zwischen der Massenstromabschaltung des Kühlmittels und dem Quench des Moduls etwa 15 Minuten, was primär an der thermischen Stabilität des Kupferwärmetauschers liegt.

Eine wichtige Rolle im Quenchfall spielt das Stahlrohr des HTSL-Moduls, an dem die Bandstapel angelötet sind. In Folge seiner hohen Wärmekapazität wirkt es als Wärmesenke und verzögert den Temperaturanstieg und damit eine schnelle Quenchausbreitung.

Aufgrund der erfolgreichen Tests der 10 kA und 20 kA HTSL-SZF wird die Verwendung von Bi-2223-AgAu-Bandleitern für die Auslegung einer 60 kA HTSL-SZF für die ITER TF-Spulen ausgewählt. Es werden drei verschiedene Stapelanordnungen vorgeschlagen, deren Ausgangspunkte die Modularität, eine gleichmäßige Stromverteilung und die geometrischen Abmessungen der Bandstapel sind, wie sie in den 10 kA HTSL-Modulen verwendet wurden. In den drei Varianten wird der kritische Strom des HTSL-Moduls als gleich angenommen, während sich die Anzahl und die Anordnung der Stapel jeweils ändern. Aus den Untersuchungen ergibt sich, dass die magnetische Kopplung zwischen den Stapeln während der Ladung und Entladung der TF-Spule unproblematisch ist. Dennoch ist eine einstufige kreisförmige Anordnung vorzuziehen. Diese Variante besitzt die höchste geometrische und magnetische Symmetrie, die geringste Stapelanzahl und folglich die niedrigsten Verluste und damit geringere Betriebskosten. Die Kontaktwiderstände, obgleich größer, sind dennoch mit denen der anderen Varianten vergleichbar. Außerdem sind die Kupferverbindungsstücke zwischen dem HTSL-Modul und dem Wärmetauscher bzw. der supraleitenden Verbindung zur Spule einfacher auszulegen und zu fertigen, was Vorteile für das Erreichen einer möglichst gleichmäßigen Stromverteilung unter den Bandstapeln bietet.

In dem aktuellen Entwurf des TF-Spulensystems von ITER werden 36 Stromzuführungen mit einem Strom von 68 kA benötigt. Die Verwendung von HTSL-Stromzuführungen erfordert eine elektrische Anschlussleistung von etwa 1 MW, was etwa einem Drittel der für konventionelle Stromzuführungen entspricht.

Damit stehen leistungsfähige Berechnungswerkzeuge zur Verfügung, die sich nicht nur zu einer detaillierten Auslegung einer Stromzuführung unter Verwendung von Bi-2223-Bandleitern, sondern generell für die Optimierung von Stromzuführungen eignen.

# Anhang A

## Einsetzen eines $R(I)$ -Widerstands in PSpice

In dem Programm PSpice gibt es keinen fertigen vom Strom abhängenden Widerstand  $R(I)$ , deswegen muss eine geeignete Schaltung modelliert werden, um einen solchen Widerstand darzustellen. Eine mögliche Lösung ist in Abb. A.1 dargestellt. Die Schaltung besteht aus einer *Current-controlled voltage source* (Komponente „H“), einem *Analog Behavioral Modeling* (Komponente „ABM2“) und einem *Variable impedance* (Komponente „ZX“) mit Bezugswiderstand  $R_r$ .

Der Verstärkungsfaktor der Komponente H muss auf 1 eingestellt werden, somit erhält man z. B. mit einer Eingabe von 1 A Strom in der Klemme A ( $I=1$  A) die Spannung  $U=1$  V am Eingang der ABM2-Komponente. Letztere ändert den Betrag des Eingangssignals gemäß der Funktion  $f(U) = f(I)$ . Anschließend liefert die Komponente ZX mit  $R_r = 1 \Omega$  die Impedanz  $Z_{45} = (R_r \times U_{12}) \Omega$ , wobei  $U_{12} = f(U)$  und  $Z_{45} = Z_{AB} = R(I)$ . In ABM2 soll dann die  $R(I)$ -Kennlinie in Ohm eingesetzt werden.

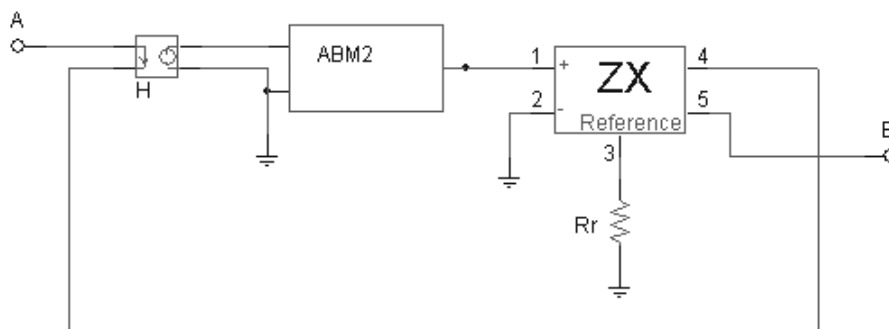


Abb. A.1 Schaltung eines  $R(I)$ -Widerstands

## Anhang B

# Berechnung der Spannung mit dem FE-Programm

Um die Stromverteilung in einem Material mit elektrischer Leitfähigkeit  $\sigma$  in einer Gleichstrom-Untersuchung zu bestimmen, wird zuerst in dem FE-Programm *Maxwell* das elektrische Potential  $\phi$  mit der Gleichung

$$\nabla \cdot (\sigma \nabla \phi) = 0 \quad (\text{B.1})$$

und danach der Stromdichtevektor  $\mathbf{J}$  durch

$$-\sigma \nabla \phi = \mathbf{J} \quad (\text{B.2})$$

berechnet.

Die elektrische Spannung zwischen zwei Punkten A und B wird mittels des Postprozessors durch das Wegintegral der elektrischen Feldstärke berechnet. Dabei ist es gleichgültig, über welchen Weg integriert wird, da das elektrische Feld konservativ ist. Damit gilt

$$U_{AB} = \int_l \mathbf{E} \cdot d\mathbf{l} = \int_l \frac{\mathbf{J}}{\sigma} \cdot d\mathbf{l} \quad (\text{B.3})$$

# Literaturverzeichnis

- [1] **Ch. Sihler:** *Untersuchung von transienten elektrischen, magnetischen und mechanischen Vorgängen in großen supraleitenden Magnetspulen*, Doktorarbeit, Forschungszentrum Karlsruhe, Juli 1996
- [2] *Supraleitung: Forschung, Entwicklung, Anwendung*, Kernforschungszentrum Karlsruhe, 1993, S. 22-24
- [3] **W. Maurer, A. Ulbricht:** *Supraleitende Magnete für die Kernfusion*, Nachrichten–Forschungszentrum Karlsruhe, Karlsruhe, Jahrgang 31 - 4/1999, S. 293-308
- [4] **B. J. Green, M. Huguet:** *The ITER Project: Status und Prospects*, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 32, No. 4, Juli 1996, S. 2224-2229
- [5] **P. Komarek:** *Supraleitung und ihre Anwendungen - ein faszinierendes Gebiet für Forschung und Entwicklung*, Nachrichten–Forschungszentrum Karlsruhe, Karlsruhe, Jahrgang 31 - 4/1999, S. 229-232
- [6] **W. Buckel:** *Supraleitung*, 5. Auflage, VCH Verlagsgesellschaft, Weinheim, 1994
- [7] **P. Komarek:** *Hochstromanwendung der Supraleiter*, Teubner, Stuttgart, 1995
- [8] **C. P. Poole, H. A. Farach, R. J. Creswick:** *Superconductivity*, Academic Press, San Diego, 1995
- [9] **T. P. Sheahan:** *Introduction to the High-Temperature Superconductivity*, Plenum Press, New York, 1994
- [10] **A. M. Wolsky:** *The status of progress toward high-amperage conductors in incorporating high-temperature superconductors*, Bericht von Argonne National Laboratory, Illinois, USA, 3/1997
- [11] **Maeda, Hiroshi:** *Bismuth-based high-temperature superconductors*, Dekker, New York, 1996
- [12] **A. Nyilas, A. Ulbricht:** *Werkstoffe im supraleitenden Magnetbau*, Nachrichten–Forschungszentrum Karlsruhe, Karlsruhe, Jahrgang 31 - 4/1999, S. 277-292



- [13] **W. Goldacker, H. Eckelmann, R. Nast, J. Krelaus:** *Entwicklung von Hochtemperatur-Supraleitern für Anwendungen und Energietechnik*, Nachrichten-Forschungszentrum Karlsruhe, Karlsruhe, 4/1999, S. 251-258
- [14] **W. Goldacker, R. Nast, J. Krelaus, R. Heller, M. Tasca:** *Properties of low thermal loss multifilamentary BSCCO(2223) tapes with AgMg/AgAu sheath for current leads*, Adv. Cryog. Eng., Vol.46B, 2000, S. 785
- [15] **A.J. Rodensbush, D. Aized, B.B. Gamble:** *Conduction and vapor cooled HTS power leads for large scale applications*, American Superconductor Corporation, 1998
- [16] **L. Masur, E. Podtburg, et al.:** *Long length manufacturing of BSCCO-2223 wire for motor and cable applications*, Adv. Cryog. Eng., Vol.46B, 2000, S. 871-877
- [17] **S. Brody:** *The last days of BSCCO?*, Superconductor & Cryoelectronic, Frühling 1998, S. 26-30
- [18] **J. Kellers:** Persönliche Mitteilung, 2000
- [19] **A. Ballarino:** *High temperature superconducting current leads for the Large Hadron Collider*, IEEE Trans. on Applied Superconductivity, Vol. 9, No. 2, 1999
- [20] **P. F. Herrmann:** *Handbook of applied superconductivity*, Bernd Seeber, Bristol, Vol. 1, 1998
- [21] **P. F. Herrmann, C. Cottevielle, G. Duperray, A. Leriche, T. Verhaege, C. Albrecht, J. Bock:** *Cryogenic load calculation of high  $T_c$  current lead*, Cryogenics, Vol. 33, No. 5, 1993
- [22] **C. Bonacina, A. Cavallini, L. Mattarolo:** *Trasmissione del calore*, CLEUP, Padova, 1992
- [23] **J. M. Lock:** *Optimization of current leads into a cryostat*, Cryogenics 9, 1969, S. 438-442
- [24] **M. N. Wilson:** *Superconducting Magnets*, Oxford University Press, Oxford, 1983
- [25] **R. Heller:** *Numerical calculation of current leads for fusion magnets*, KfK-4608, August 1989
- [26] **S. Y. Seol, J. R. Hull:** *Transient analysis and burnout of high temperature superconducting current leads*, Cryogenics, Vol. 33, No. 10, 1993
- [27] **Y. Iwasa:** *Case studies in superconducting magnets: design and operational issues*, Plenum Press, New York, 1994

- [28] **J. R. Hull**: *High-temperature superconducting current leads*, IEEE Trans. on Applied Superconductivity, Vol. 3, No. 1, März 1993
- [29] **R. Heller, C. Rieger**: unveröffentlichter Bericht, Kernforschungszentrum Karlsruhe, Juni 1992
- [30] **G. Friesinger, R. Heller**: *Use of Nb<sub>3</sub>Sn inserts in a forced flow cooled 30 kA current lead*, Applied Superconductivity, Vol. 2, 1994, S.21-27
- [31] **R. Heller et al.**: *Test of a forced-flow cooled 30 kA / 23 kV current lead for the Polo Model coil*, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 30, No. 4, Juli 1994, S. 2387-2390
- [32] **R. Heller, J. R. Hull**: *Conceptual design of a forced-flow-cooled 20-kA current lead using Ag-alloy-sheathed Bi-2223 high-temperature superconductors*, KfK-5404, November 1994
- [33] **P. F. Herrmann et al.**: *European project for the development of high T<sub>c</sub> current leads*, IEEE Trans. on Applied Superconductivity, Vol. 3., No. 1, März 1993, S. 876-880
- [34] **E. Preisler, J. Bayersdörfer, M. Brunner, J. Bock, S. Elschner**: *Electrical contacts on bismuth-based bulk high-temperature superconductors in high-current applications*, Supercond. Sci. Technol., 1994, S. 389-396
- [35] **R. Heller, G. Friesinger, W. Goldacker, M. Quilitz, M. Tasca**: *Status of the Development Program of a 60 kA HTSC current lead for the ITER Toroidal Field Coils*, Transactions on Applied Superconductivity, Vol.9, No.2, 1999, S.507-510
- [36] **R. Heller, G. Friesinger, W. Goldhacker, H. Kathol, B. Ullmann**: *Development program of a 60 kA current lead using high temperature superconductors*, IEEE Transactions on Magnetics, Vol. 7, No. 2, 1996, S. 692-695
- [37] **S. J. Sackett**: *EFFI-A code for calculating the electromagnetic field, force, and inductance in coil systems of arbitrary geometry*, User's Manual, Lawrence Livermore Laboratory, Livermore (USA), 1977
- [38] **M. Tasca, J. Krelaus, R. Heller, W. Goldacker**: *Untersuchung des Stromübergangs zwischen Kupfer und HTSL-Bandleitern bei 70 K für den Einsatz in Hochstromdurchführungen*, Frühjahrstagung des Arbeitskreises Festkörperphysik bei der DPG, Münster, 22.-26. März 1999
- [39] **W. Goldacker**: Persönliche Mitteilung, 1998
- [40] **PSpice Version 8.0**: *Pspice A/D User's Guide*, MicroSim Corporation, Irvine, 1997

- [41] **PSpice Version 8.0:** *MicroSim Pspice & Basics User's Guide*, MicroSim Corporation, Irvine, 1997
- [42] **PSpice Version 8.0:** *MicroSim Schematics User's Guide*, MicroSim Corporation, Irvine, 1997
- [43] **Maxwell 3D Version 4.1:** *Maxwell 3D Field User's Reference*, ANSOFT Corporation, Pittsburgh, 1996
- [44] **R. Heller, P. Erismann, A.M. Fuchs, M. Tasca:** unveröffentlichter Bericht, Forschungszentrum Karlsruhe, Juli 1999
- [45] **R. Heller, P. Erismann, A.M. Fuchs, M. Tasca:** unveröffentlichter Bericht, Forschungszentrum Karlsruhe, Mai 2000
- [46] **Maxwell 2D Version 6.4.14:** *Maxwell 2D Field User's Reference*, ANSOFT Corporation, Pittsburgh, 1997
- [47] **R. Heller, G. Friesinger, A.M. Fuchs, T. Mito, K. Takahata, M. Tasca, M. Vogel:** unveröffentlichter Bericht, Forschungszentrum Karlsruhe, November 2000
- [48] **Maxwell 3D Version 5.0:** *Maxwell 3D Field User's Reference*, ANSOFT Corporation, Pittsburgh, 1999
- [49] **R. Heller, G. Friesinger, T. Mito, A. Nishimura, S. Satoh, K. Takahata, M. Tasca, S. Yamada:** *Test results of a 20 kA current lead using Ag/Au stabilized Bi-2223 tapes*, Applied Superconductivity Conf., Virginia Beach, VA., USA, September 17-22, 2000
- [50] **R. Kimmich:** *Zusammenhang von Mikrostruktur und Strom-Spannungs-Kennlinien technischer Nb<sub>3</sub>Sn-Supraleiter*, Doktorarbeit, Forschungszentrum Karlsruhe, 2000
- [51] **T. Isono et al.:** *Test results of high temperature superconductor current lead at 14.5 kA operation*, IEEE Transactions on Applied Superconductivity, Vol. 9, No. 2, Juni 1999, S. 519-522
- [52] **M. Tasca, A.M. Fuchs, R. Heller:** *Design of a 60 kA HTS current lead for the ITER toroidal field coils*, präsentiert auf ASSE 2000, Eger (Ungarn), 1-9 Juli 2000
- [53] **Maxwell 2D Version 7.0:** *Maxwell 2D Field User's Reference*, ANSOFT Corporation, Pittsburgh, 1999
- [54] **Superconducting Coils and Structures Division ITER Joint Central Team Naka Joint Work Site:** *Toroidal field coils, Iter Magnet system procurement package 11.P1*, Juli 2000

- [55] **R. P. Redd, A. F. Clark:** *Materials at low temperatures*, American Soc. for Metals, 1983, S. 374-375

## **Danksagung**

Die vorliegende Dissertation entstand während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Institut für Technische Physik des Forschungszentrums Karlsruhe.

Herrn Prof. Dr. techn. P. Komarek danke ich herzlich dafür, dass er mir die Durchführung der Arbeit an seinem Institut ermöglichte sowie für seine Bereitschaft der Übernahme des ersten Referates.

Herrn Prof. Dr.-Ing. A. Schwab danke ich für das der Arbeit entgegengebrachte Interesse und für die Übernahme des zweiten Referates.

Danken möchte ich Herrn Prof. Dr.-Ing. A. Miri für das Interesse an der Arbeit und die gewährten Hilfestellungen.

Herrn Dr. R. Heller bin ich für die Betreuung, für seine Anregungen und Diskussionsbeiträge zu großem Dank verpflichtet. Ich danke ihm außerdem für seine ständige Diskussionsbereitschaft und seinen wissenschaftlichen Rat, der zum Gelingen der Arbeit beigetragen hat.

Mein Dank gilt auch dem „Centre de Recherches en Physique des Plasmas“ und dem „National Institute for Fusion Science“ für die Zusammenarbeit während der Tests.

Mein Dank gilt allen Freunden und Kollegen des Instituts für Technische Physik für das ausgezeichnete Arbeitsklima und für ihre tatkräftigen Unterstützungen, insbesondere Herrn Dr. R. Kimmich, Frau Dipl.-Ing. A. Bertsche, Herrn Dr.-Ing. M. Noe und Herrn Dipl.-Physik U. Tutsch für die wertvollen Ratschläge und Herrn Dipl.-Ing. G. Friesinger für die nützlichen Hinweise.

Karlsruhe, im März 2001

*Martino Tasca*



## Lebenslauf

<b>Name</b>	Martino TASCA
<b>Geburtsdaten</b>	16. November 1969 in Venedig (Italien)
<b>Staatsangehörigkeit</b>	italienisch
<b>Familienstand</b>	ledig
<b>Schulbildung</b>	
1975 - 1980	Grundschule in Venedig
1980 - 1983	G.B. Tiepolo in Venedig
1983 - 1988	G. B. Benedetti-Gymnasium in Venedig Abschluss: Hochschulreife
<b>Hochschulbildung</b>	
10/1988 - 10/1997	Studium der Elektrotechnik an der Universität Padua, Italien Fachrichtung Energietechnik
10/1997	Diplom-Examen
<b>Berufstätigkeit</b>	
Seit 3/1998	Wissenschaftlicher Mitarbeiter am Forschungszentrum Karlsruhe, Institut für Technische Physik
<b>Weiteres</b>	
Seit 1999	Mitglied des Graduiertenkollegs „Anwendungen der Supraleitung“