

TELOS



Abschlussbericht

Vorhaben:

HTS Leitertechnologie für thermisch-elektrisch optimierte Luftfahrtantriebssysteme

Zuwendungsempfänger: KIT

Förderkennzeichen: 20Y1516C

Laufzeit des Vorhabens: 01.01.2016 bis 30.06.2021

Erstellungsdatum: 11.07.2022

Autoren: J. Brand, S. Elschner, S. Fink, B. Holzapfel, A. Kudymow, R. Lietzow, R. Müller, H. Neumann, S. Schlachter, J. Willms, V. Zwecker

Dok-Nr.:
TELOS-FinalReport

Version :
1

Date:
11.07.2022

released:

Sonja Schlachter

KIT

11.07.2022





Inhalt

1	Zusammenfassung	4
2	Kurzdarstellung	5
2.1	Aufgabenstellung	5
2.2	Planung und Ablauf des Vorhabens	5
2.3	Wissenschaftlicher und technischer Stand zu Projektbeginn	6
2.4	Verwendete Fachliteratur	6
2.5	Zusammenarbeit mit anderen Stellen	6
3	Detaillierter technischer Bericht zum Teilvorhaben TELOS HTS-Leitertechnologie: Ziele und Ergebnisse	7
3.1	AP 2.3 – Task 1: Qualifizierung von Supraleiter- und Strukturmaterialien, Kabeldesign	8
3.1.1	Supraleiter	8
3.1.2	Strukturmaterialien - Einsatzmöglichkeit von Kunststoffen für kryogene Anwendungen	20
3.1.3	Kabeldesign	22
3.2	AP 2.3 – Task 2: Kühlverfahren	30
3.2.1	Kühlkonzepte	31
3.2.2	Kabelkryostate	35
3.2.3	Kühlkonzept für das TELOS-Testkabel	37
3.3	AP 2.3 – Task 3: Verbindungstechnik	51
3.3.1	Kontakte zwischen supraleitenden Einzelbändern	52
3.3.2	Stromeinspeisung in REBCO-Bandstapel	53
3.3.3	180° Kontakte mit Stromumverteilungsfunktion	58
3.3.4	Eck-, Kreuz- und T-Kontakte mit Stromumverteilungsfunktion	63
3.3.5	Design der Verbindungen im TELOS-Demonstrator	63
3.3.6	Diskussion und Zusammenfassung der Arbeiten zu Kontakten	64
3.3.7	Stromzuführungen (SZF)	66
3.4	AP 2.3 – Task 4: Modellkabel	73
3.4.1	Montage des SUPRA-Kabeldemonstrators	74
3.4.2	Test des SUPRA-Kabeldemonstrators:	78
3.4.3	Zusammenfassung Test des Modellkabels (SUPRA-Demonstrator)	95
3.5	AP 2.3 – Task 5: Supraleitendes Netzwerk für Energietransport, Vergleich mit konventioneller Lösung	96
3.5.1	Gewichte und Verluste von supraleitenden und normalleitenden DC-Kabeln mit separater Kühlung	96
3.5.2	Sicherheitskonzepte	105
4	Vergleich des Standes des F+E-Vorhabens mit der ursprünglichen Arbeits-, Zeit- und Kostenplanung	107
5	Veröffentlichungen	108
6	Glossar	108
7	Referenzen	109

1 Zusammenfassung

Im Rahmen des Teilvorhabens „TELOS HTS-Leitertechnologie“ wurde die Technologie für ein Leistungsverteilungssystem für hybrid-elektrische Flugzeugantriebssysteme auf Basis von Hochtemperatursupraleitern entwickelt.

- In Zusammenarbeit mit Siemens und Airbus wurde für die Nominalspannung für die Hochspannungsplattform ein Wert von 3 kV (± 1.5 kV, symmetrisch) festgelegt. Bei der zu Projektbeginn angestrebten zu übertragenden Leistung von 10 MW ergibt sich daraus ein Strom von 3333 A (DC). Im Rahmen einer Projektaufstockung wurde die Zielleistung auf 40 MW erhöht, so dass sich bei einer Spannung von 3 kV ein Betriebsstrom von 13333 A ergab.
- Im Rahmen von Task 1 wurden REBCO-Bandleiter ($REBa_2Cu_3O_7$, RE = Element der seltenen Erden, $T_c = 92$ K) verschiedener Hersteller hinsichtlich ihrer Stromtragfähigkeit (Temperatur-, Feld- und Winkelabhängigkeit) und ihrer mechanischen Eigenschaften untersucht, diese Ergebnisse flossen in das Kabeldesign ein.
- Ein Simulationsprogramm zur Berechnung der Eigenfeldeffekte und Lorentzkräfte für 2-polige Kabel wurde entwickelt. Darauf basierend wurde ein Kabeldesign entwickelt, das geeignet ist, die bei einer Leistung von 40 MW auftretenden Lorentzkräfte mithilfe einer 3D-gedruckten Trägerstruktur abzufangen und gleichzeitig die unterschiedlichen thermischen Längenänderungen der verschiedenen Materialien zu kompensieren.
- Im Rahmen von Task 2 wurden verschiedene Kühlkonzepte verglichen. Es zeigte sich, dass der Einsatz von Kryokühlern in der angestrebten Leistungsklasse des Antriebssystems aufgrund des hohen Gewichts und der benötigten hohen elektrischen Leistung ungünstiger ist, als die Mitnahme eines Kryogens. Für die ursprünglich anvisierte Zielleistung von 10 MW wurde zunächst ein Kryosystem auf Basis von unterkühltem Stickstoff anvisiert, jedoch zeigte sich, dass zur Erreichung der ambitionierten Klimaziele die Nutzung von Wasserstoff als Treibstoff und Kühlmittel günstiger wäre. In einem ersten Schritt wurde ein Kryodemonstrator aufgebaut, mit dessen Hilfe verschiedene Kühl Szenarien untersucht und die Ergebnisse zu Massenströmen, Druckverlusten und Temperaturanstiegen verglichen werden sollten. Leider konnte der Demonstrator aufgrund von pandemiebedingten Verzögerungen und Personalengpässen während der Projektlaufzeit nicht mehr in Betrieb genommen werden.
- In Task 3 wurde eine Verbindungstechnik entwickelt, mit deren Hilfe niederohmige Verbindungen von Bandstapeln realisiert werden können, die gleichzeitig eine Umverteilung der Ströme innerhalb der Stapel erlauben. Das Ziel einer Verlustleistung von weniger als 1 W pro Verbindung zweier REBCO-Bandstapel bei einem Strom von 13.3 kA konnte mit dieser Technik sowohl für 180°- als auch für 90°-Kontakte erreicht werden.
- Ein supraleitender Kabeldemonstrator für eine Leistung von 10 MW mit Stickstoffkühlung bzw. eine Leistung von 40 MW mit Wasserstoffkühlung wurde in Task 4 mit REBCO-Bandleitern von Theva aufgebaut und in flüssigem Stickstoff getestet. Die in Task 3 entwickelte Verbindungstechnik wurde erfolgreich für 180°- und 90°-Kontakte eingesetzt. In DC-Stromtests konnte das Kabel bis etwa 3.5 kA bei 77 K belastet werden. Eine Dehnung des Kabels, die der thermischen Längenänderung zwischen 77 K und 300 K entspricht, wurde durch die wellenförmige Bandführung ausgeglichen und zeigte keinen Einfluss auf die Stromtragfähigkeit. Auch nach einem Lorentzkräftetest mit kurzen AC-Strompulsen

bis 20 kA konnte das Kabel den einer Leistung von 10 MW (bei 3 kV) entsprechenden Strom von 3.3 kA tragen. Die an den 180°- und 90°-Kontakten gemessenen Spannungsabfälle lagen im Bereich zwischen 1.86 nΩ und 3.62 nΩ, so dass bei einem Strom von 13.3 kA ohmsche Verluste zwischen 0.33 W und 0.64 W pro Kontakt zu erwarten wären.

- Im Rahmen von Task 5 wurden die Gewichte und Verluste von supraleitenden und normalleitenden Leistungsverteilungssystemen verglichen. Das Gewicht des TELOS-Kabelkryostaten, der Supraleiter und der Trägerstruktur beträgt etwa 11 kg pro Meter (ohne Muffen). Unter der Annahme, dass für das Leistungsverteilungssystem eine auch für andere supraleitende Komponenten des Antriebsstranges nötige Kryoversorgung genutzt werden kann, liegen die Gewichte von konventionelle Leistungsverteilungssystemen erheblich höher.

2 Kurzdarstellung

2.1 Aufgabenstellung

Im Teilvorhaben **TELOS – HTS Leitertechnologie** sollte das Design für ein 40 m langes, supraleitendes Kabel und die Verbindungen zu anderen supraleitenden oder normalleitenden Komponenten der Energiekette in thermisch-elektrisch optimierten Luftfahrtantriebssystemen entwickelt und festgelegt werden. In einer begleitenden Studie sollten die Einflüsse eines supraleitenden Leitungssystems auf die Gesamtarchitektur der Energiekette darlegt werden und ein Vergleich zu konventionellen, normalleitenden Leistungsverteilungssystemen durchgeführt werden.

Für das Leistungsverteilungssystem sollten zunächst verschiedene kommerzielle Supraleitermaterialien getestet werden und die Einsatzmöglichkeiten verschiedener Kunststoffe für einen Leichtbaukryostaten evaluiert werden. Unter Einbeziehung der Materialeigenschaften sollte ein kompaktes, verlustarmes, 2-poliges Kabel entwickelt werden, das in der Lage ist, thermische Längenänderungen zu kompensieren und die Lorentzkräfte abzufangen. Zur Kühlung des supraleitenden Kabels, sollte ein leichtgewichtiger Kryostat designt und eine geeignete Kühlmöglichkeit gefunden werden, so dass das Gewicht des Leistungsverteilungssystems minimiert wird. Ein Hauptaspekt des Teilvorhabens war auch die Entwicklung einer geeigneten Verbindungstechnik, um verschiedene Teillängen des supraleitenden Kabels mit einander verbinden zu können, bzw. andere Leistungskomponenten des hybrid-elektrischen Antriebsstranges an das Leistungsverteilungssystem anschließen zu können. Um die Eigenschaften des entwickelten Kabels testen zu können, sollte ein kurzer Kabeldemonstrator aufgebaut werden. Die ursprüngliche Planung, im TELOS-Projekt ein komplettes Antriebssystem aufzubauen und das Zusammenspiel der Komponenten zu testen, wurde bereits zu Beginn des TELOS-Projektes zurückgestellt, da nicht alle im Antriebsstrang benötigten Komponenten, wie z.B. die Leistungselektronik und die Motoren zum Antrieb des Flugzeugs, Teil der Entwicklungen in TELOS waren.

2.2 Planung und Ablauf des Vorhabens

Das Vorhaben TELOS wurde als Verbundprojekt beim Bundesministerium für Wirtschaft und Energie (BMWi) über den Projektträger Luftfahrtforschung (LuFo) unter dem Förderkennzeichen 20Y1516 geführt (Teilvorhaben Leitertechnologie: FKZ 20Y1516C). Die Projektlaufzeit wurde anfänglich vom 01.01.2016 bis 31.04.2019 beantragt und genehmigt. Für die Jahre 2018 und 2019 wurde ein Upgrade des TELOS-Projektes beantragt, in dessen Rahmen die Zielleistung des Antriebsstranges von 10 MW auf 40 MW erhöht wurde und der Einsatz von Wasserstoff als Kühlmedium und Treibstoff einbezogen werden sollte.

Durch mehrmalige Verzögerungen bei der Lieferung verschiedener Materialien und insbesondere aufgrund der weltweiten Coronapandemie, die insbesondere die Arbeiten im Labor stark einschränkte, konnte der geplante Endtermin nicht gehalten werden und es wurde

mehrfach eine kostenneutrale Verlängerung beantrag und genehmigt. Das Teilvorhaben HTS-Leitertechnologie endete am 30.06.2021.

Bearbeitet wurde das Projekt TELOS von den Konsortialpartnern Airbus Defence and Space GmbH, München, Airbus Operations GmbH, Hamburg, Neue Materialien Bayreuth GmbH, Bayreuth, Siemens Aktiengesellschaft, München, Technische Universität München, München. Die Projektkoordination lag als Konsortialkoordinator bei Airbus Defence and Space GmbH, München.

Die Arbeiten im Rahmen des Teilvorhabens HTS-Leitertechnologie waren eingegliedert in Arbeitspaket 2.3 – Leitertechnologien und gliederten sich in 5 Tasks:

- AP2.3 - Task 1: Qualifizierung von Supraleiter- und Strukturmaterialien, Kabeldesign
- AP2.3 - Task 2: Kühlverfahren
- AP2.3 - Task 3: Verbindungstechnik
- AP2.3 - Task 4: Modellkabel
- AP2.3 - Task 5: Supraleitendes Netzwerk für den Energietransport – Vergleich mit konventioneller Lösung.

2.3 Wissenschaftlicher und technischer Stand zu Projektbeginn

Für die Luft- und Raumfahrt sind supraleitende Antriebssysteme eine völlig neue Anwendung, insbesondere in der Leistungsklasse von mehreren Megawatt. Zwar gab es auch vor Projektbeginn schon zahlreiche Entwicklungen für die erdnahe Anwendung verschiedener supraleitender Komponenten eines Antriebsstranges, wie Generatoren, Leistungskabel und Motoren, jedoch stellt die Anwendung in einem Flugzeug eine spezielle Herausforderung hinsichtlich der Sicherheit und der Minimierung des Leistungsgewichtes und der Verluste dar. Im Bereich der supraleitenden Kabel wurden ähnliche Entwicklungen nur für einzelne spezielle Anwendungen durchgeführt, wie z. B. die Busbar-Verbindungen der Beschleunigermagnete im LHC Ring des CERN, oder Leistungskabel für Energieübertragungssysteme in urbanen Netzen. Parallel zu TELOS wurde im Rahmen des BMWi-Projektes „3S – Suprastrahlschiene“ mit Beteiligung des KIT eine supraleitende Stromschiene für die Anwendung in einer Elektrolyseeinrichtung der BASF entwickelt.

Auf die Entwicklung von Supraleitenden Materialien wurde im Rahmen des TELOS-Projektes verzichtet, da REBCO-Bandleitern von verschiedenen Herstellern kommerziell verfügbar waren. Lediglich der Test der REBCO-Bänder verschiedener Hersteller hinsichtlich Stromtragfähigkeit, Feldverträglichkeit und Biegeeigenschaften wurde im Rahmen eines Arbeitspaketes durchgeführt.

Die Kryotechnik wird im erdnahen Bereich für viele Anwendungen eingesetzt, von Anwendungen der Supraleitung bis hin zur Medizintechnik. Der Einsatz der Kryotechnik in Flugzeugen war zu Beginn des TELOS-Projektes jedoch lediglich Gegenstand verschiedener Studien, z.B. CRYOPLANE (Liquid Hydrogen Fuelled Aircraft – System Analysis) [1] oder DEAP (Distributed Electrical Aerospace Propulsion) [2]. Der Einsatz von Flüssigwasserstoff, zum Beispiel, wurde in diesen Studien zwar diskutiert, jedoch gab es diesbezüglich z.B. von Seiten des Projektpartners Airbus zu Projektbeginn große Bedenken.

2.4 Verwendete Fachliteratur

Die verwendete Fachliteratur ist in Abschnitt 7 aufgelistet.

2.5 Zusammenarbeit mit anderen Stellen

Im Rahmen des Teilvorhabens Leitertechnologie wurden Konstruktionsarbeiten durch das Ingenieurbüro Brand¹ durchgeführt.

¹ Ingenieurbüro Brand, Karlstrasse 8, 68794 Oberhausen-Rhein.

3 Detaillierter technischer Bericht zum Teilvorhaben TELOS HTS-Leitertechnologie: Ziele und Ergebnisse

Die Arbeiten zum Teilvorhaben „TELOS HTS-Leitertechnologie“ waren eingegliedert in das Arbeitspaket AP2.3 – Leitertechnologien des Verbundprojektes TELOS. Der Schwerpunkt der am KIT durchgeführten Arbeiten lag bei der Entwicklung einer leistungsstarken und gewichtsarmen Leitertechnologie.

Ausgehend von den Anforderungen aus dem Verbundvorhaben TELOS (HAP 1), wurden zunächst Konzeptstudien für vielversprechende Leiterkonzepte auf der Basis von Hochtemperatur-Supraleitern (HTS) durchgeführt. Diese wurden technisch und wirtschaftlich mit konventionellen Leiterkonzepten verglichen und bewertet. Als vielversprechendes Konzept für das DC-Leistungsverteilungssystem wurde das Konzept der REBCO-Bandführung in Form von aufeinandergestapelten Bändern ausgewählt, da es die Realisierung niederohmiger und somit verlustarmer Verbindungen ermöglicht. Das Kabeldesign wurde zunächst für eine Leistung von 10 MW ausgelegt. Das Spannungslevel wurde von SIEMENS und Airbus auf 3 kV festgelegt, so dass sich für das Kabel ein Nominalstrom von $I_{Nom} = 3333$ A ergab. Aufgrund der anfänglichen Vorbehalte von Airbus bzgl. der Verwendung von Wasserstoff an Bord von Flugzeugen, wurde zunächst ein Kühlsystem auf Basis von flüssigem Stickstoff entworfen. Im Verlauf des TELOS-Projektes zeigte sich jedoch, dass eine Leistung von 40 MW insbesondere für Kurzstreckenflugzeuge mit 100-200 Passagieren attraktiv wäre und dass die Erreichung der ambitionierten Ziele zur Senkung des CO₂- und NO_x-Ausstoßes bei Verwendung von Wasserstoff als Treibstoff und Kühlmittel in greifbare Nähe käme. Im Rahmen eines für die Jahre 2018 und 2019 beantragten Upgrades sollten diese ambitionierteren Ziele – Leistung 40 MW und Entwicklung eines Kryosystems für die Kühlung mit Wasserstoff realisiert werden. Ein Flussdiagramm, das den Zusammenhang der fünf Tasks darstellt, in die die Arbeiten zur TELOS-HTS-Leitertechnologie gegliedert waren, ist in Abb. 1 dargestellt.

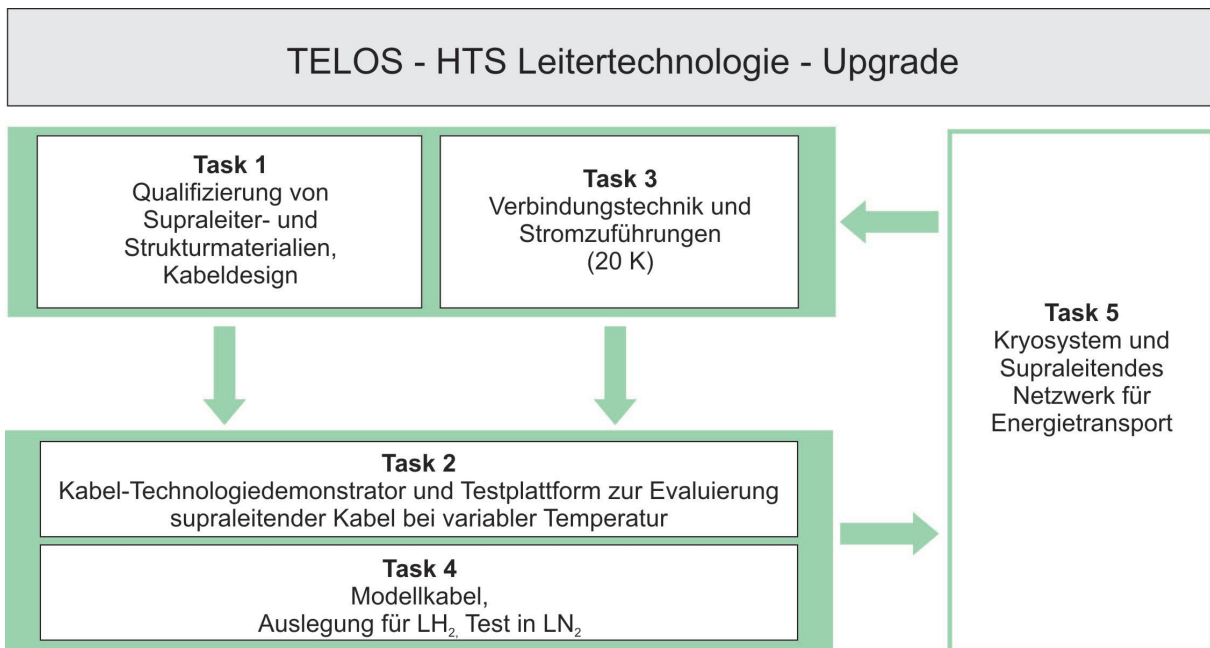


Abb. 1: Flussdiagramm zur Veranschaulichung der Zusammenhänge zwischen den einzelnen Tasks, in die das Teilvorhaben TELOS HTS-Leitertechnologie gegliedert war.

Im Rahmen von Task 1 wurde das Kabeldesign daraufhin an die höheren Anforderungen hinsichtlich des zu übertragenden Stromes von 13.3 kA und die daraus resultierenden höheren Magnetfelder und Lorentzkräfte angepasst. Aktuell verfügbare HTS und Kunststoffe für kryogene Anwendungen wurden entsprechend den Anforderungen charakterisiert und es erfolgt eine Priorisierung für das im vorigen Schritt als attraktiv beurteilte Konzept. Parallel wurde in Task 3 eine Verbindungstechnik für Bandstapel entwickelt, die die Realisierung kompakter, niederohmiger Verbindungen mit Stromumverteilungsfunktion in nahezu beliebigen Winkeln ermöglicht. Die Ergebnisse flossen direkt in das Design eines Kabeldemonstrators ein, der im Rahmen von Task 4 getestet werden sollte.

Da der direkte Einsatz von Wasserstoff als Kühlmedium im Rahmen der begrenzten Mittel und Projektlaufzeit, insbesondere aufgrund langer Lieferzeiten von Komponenten, die für den Einsatz mit Wasserstoff qualifiziert sind, sowie aufwendiger Einbindung von Sicherheitskonzepten nicht möglich erschien, wurde bereits beim Antrag für das TELOS-Upgrade ein Kühlkonzept auf Basis von gasförmigem Helium vorgestellt, bei dem Temperaturen zwischen 20 und 80 K sehr einfach eingestellt und variiert werden können. Basierend auf diesem Konzept wurde im Rahmen von Task 2 ein ca. 20 m langer Kryodemonstrator mit einem Dummykabel zur Simulation von elektrischen Verlusten aufgebaut, mit dessen Hilfe Erkenntnisse zum Kühlverhalten gewonnen werden sollten. Der Test des elektrischen und mechanischen Verhaltens des eigentlichen supraleitenden Kabels wurde im Rahmen von Task 4 mit einem kürzeren Kabel durchgeführt, das aus drei supraleitenden Sektionen bestand, die mit 180°- und 90°-Kontakten miteinander verbunden waren. Anhand von Strom- und Spannungsmessungen, Längenänderungstests und Lorentzkrafttests wurde die Funktionsfähigkeit des entwickelten Kabelkonzeptes erfolgreich nachgewiesen. Im Rahmen von Task 5 wurde ein Vergleich der Gewichte und Verluste von normalleitenden und supraleitenden Leistungsverteilungssystemen durchgeführt und der Einfluss auf das gesamte Antriebssystem diskutiert.

In den folgenden Abschnitten werden die im Rahmen des Teilvorhabens TELOS-HTS-Leitertechnologie durchgeführten Arbeiten und gewonnenen Erkenntnisse im Detail beschrieben.

3.1 AP 2.3 – Task 1: Qualifizierung von Supraleiter- und Strukturmaterialien, Kabeldesign

Die Kenntnis der physikalischen Eigenschaften von Supraleitern und Strukturmaterialien bei kryogenen Temperaturen ist für die Auslegung eines HTS-Kabelsystems und seiner kryogenen Hülle unerlässlich. Im Rahmen von Task 1 wurden Untersuchung der Eigenschaften von Supraleitern und Strukturmaterialien auf ihre Tauglichkeit im kryogenen Bereich durchgeführt, z.B. durch Charakterisierung der elektrischen und mechanischen Eigenschaften. Bei Verfügbarkeit von Literaturdaten wurde auf diese zurückgegriffen.

Ein wesentlicher Aspekt der in Task 1 durchgeführten Arbeiten war das Design der Supraleiteranordnung und Stützstrukturen mithilfe von Modellierung verschiedener Kabelsysteme und die Identifizierung der geeignetsten Supraleiteranordnung.

Die Selektion eines geeigneten HTS-Leiters eines industriellen Anbieters wurde unter den Hauptaspekten hohe Stromtragfähigkeit, Homogenität des Suprastroms, Feldverträglichkeit und Einkopplungswiderstand durchgeführt.

3.1.1 Supraleiter

Die Auswahl des Supraleitermaterials für DC-Kabel wird im Wesentlichen durch die Anwendungstemperatur, sowie durch die Verfügbarkeit und Kosten bestimmt. Prinzipiell kommen REBCO-Bandleiter, Bi2223-Bänder ($\text{Bi}_2\text{Sr}_2\text{Ca}_2\text{Cu}_3\text{O}_{10}$, $T_c = 110$ K) oder MgB_2 -Drähte oder Bänder ($T_c = 39$ K) als Supraleitermaterial infrage. Die Kosten für Bi2223-Bänder sind aber wegen des hohen Silberanteils im Hüllmaterial sehr hoch. REBCO-Bandleiter sind robust,

haben eine hohe kritische Temperatur (oberhalb des Siedepunkts von LN₂), eine hohe Magnetfeldverträglichkeit und werden bei entsprechendem Bedarf künftig preiswerter sein als Bi2223-Bandleiter. MgB₂-Leiter sind kostengünstig herstellbar, jedoch sind die supraleitenden Eigenschaften aufgrund der niederen Aufbau des Kabels kommen je nach benötigter Stromtragfähigkeit, Zahl der Pole im Kryostat oder der Möglichkeit Kontakte zu realisieren Kabelkonzepte wie CORC (Cable-on-round-Core), oder Bandstapel, etc. infrage.

Abb. 2 zeigt die maximale Strombelastbarkeit eines YBCO-Bandes als Funktion des Magnetfeldes und der Temperatur. Mit steigender Temperatur nehmen die kritischen Ströme von HTS-Materialien ab, insbesondere bei höheren Magnetfeldern. Für die Anwendungen von Supraleitern sind daher niedrige Temperaturen und geringe Magnetfelder ideal.

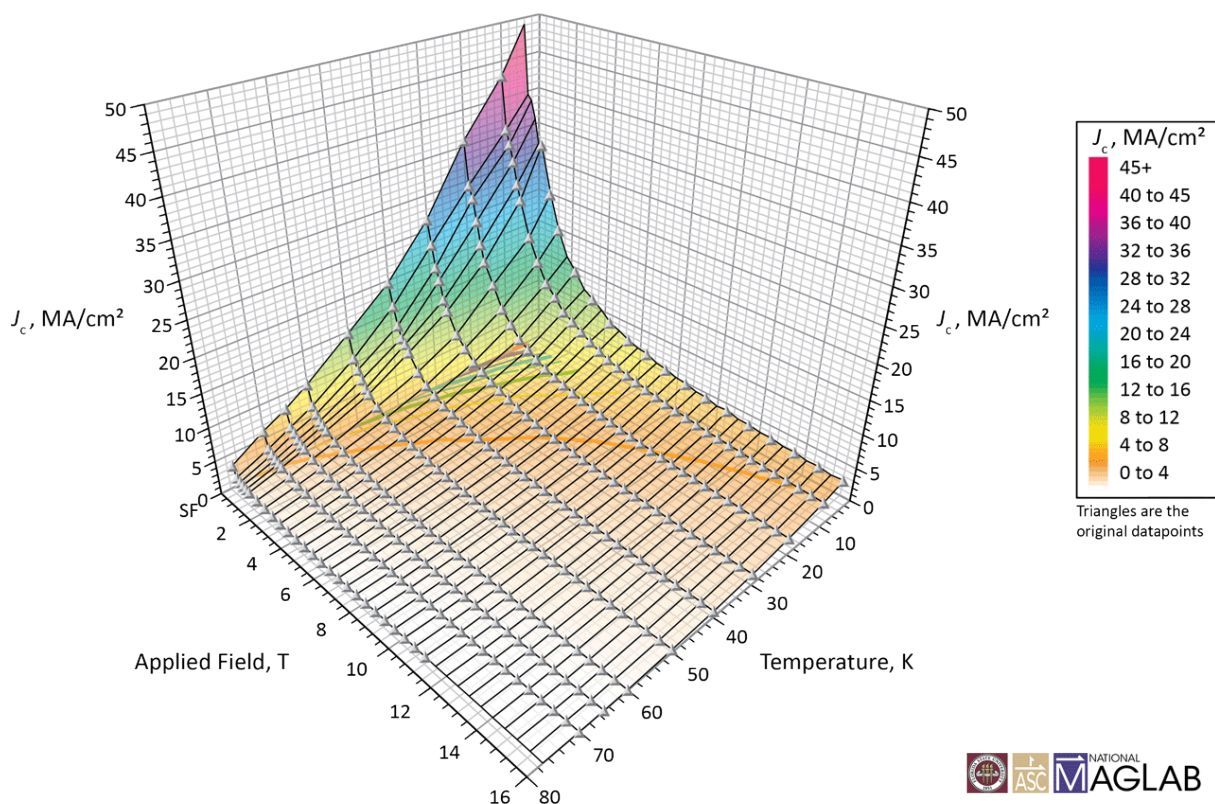


Abb. 2: Grenzen der Supraleitung: kritische Stromtragfähigkeit $J_c(B,T)$ eines YBCO-Bandes [3].

Bei einem HTS-Stromverteilungssystem in einem hybrid-elektrischen Antriebssystem sind die Magnetfelder in der Regel gering. Das Hintergrundmagnetfeld ist hauptsächlich auf das Erdmagnetfeld oder auf kleine Streufelder von elektrischen Komponenten zurückzuführen. Es ist normalerweise klein und kann vernachlässigt werden. Die im Kabelsystem fließenden Ströme erzeugen jedoch ein Magnetfeld (Eigenfeld), das je nach Stromstärke und Kabeldesign im Bereich von einigen hundert mT liegen kann. Auch wenn dieses Feld im Vergleich zu Magnetanwendungen relativ gering ist, kann es bei erhöhten Temperaturen zu einer erheblichen Verringerung der Strombelastbarkeit führen.

Auch wenn in der Literatur viele Eigenschaften von Supraleitermaterialien beschrieben sind, ist es zwingend erforderlich, genau das Material zu untersuchen, das für eine technische Anwendung verwendet werden soll, da sich die Eigenschaften von einer Produktionscharge zur nächsten ändern können.

Eine Liste der Banddaten der untersuchten REBCO-Bänder ist in Tabelle 1 zu finden.

Tabelle 1: Übersicht über REBCO-Bänder von verschiedenen Anbietern. Diese Bänder wurden für Untersuchungen von $I_c(B,T)$ und Biegeeigenschaften sowie für Kontaktwiderstandsmessungen verwendet.

	D-Nano	Theva	Shanghai SC	SuNAM	SuperPower / Furukawa		
Type		TPL12100		SCN12500	SCS4050-AP	SCS12050-AP	SCS12050-CF
Tape-ID	N6300591	Leiter 60 Cu20LT190Cu20		SCN12500- 170418-01	SP-KIT- 20120803_3 „M4-83-1 BS“ (1369.8m- 1399.8m)	SP-KIT(FEEL)- 20170516; “M3-1267-6” (1091.94m- 1151.94m)	SP-KIT- 20160420-2 "M3-1153-5" (290.25m- 331.5m)
Thickness	100	~ 140 μm		150 \pm 15 μm	94 μm	94 μm	94 μm
Original Width	4 mm	12 mm	5.8 mm	12.1 \pm 0.1 mm	4.01 mm	12.01 mm	
Cut Width for $I_c(B,T,a)$	4 mm		3 mm		1.8 mm	-	3 mm
Substrate Material		Hastelloy C276		Non-magnetic SS			
Substrate Thickness		100 μm		~ 100 μm	50 μm	50 μm	50 μm
Stabilizer Ag	0.5 μm				2 μm	2 μm	2 μm
Stabilizer Cu	20 μm surround = 40 μm effective	20 μm surround = 40 μm effective	Cu laminated	20 μm surround = 40 μm effective	20 μm surround = 40 μm effective	20 μm surround = 40 μm effective	20 μm surround = 40 μm effective
Pre-tinned	/	PbSn	/	/	/	/	/
Piece length of tape		0.7 m		20 m	30 m	60 m	
I_c, min(77K,s.f.)	120 A	450 A		735	131	536	339
$I_{c,min}/\text{cm-width}$	300 A/cm	375 A/cm		607.4 A/cm	327.5 A/cm	446.7 A/cm	282.5 A/cm
$J_{E,min}$	300 A/mm ²	267.8 A/mm ²		405.0 A/mm ²	347.5 A/mm ²	474.8 A/mm ²	300.3 A/mm ²
Cost / meter	12 €/m	74,28 €/m		79.9 \$/m		187.92	
Cost per kA-meter at 77 K	100 €/(k·Am)	198 € / (kA * m)		108.71 \$/(k·Am)		350.60 €/(kA·m)	

3.1.1.1 Feld-, Temperatur- und Winkelabhängigkeit des kritischen Stromes $I_c(B, T, \alpha)$

Der kritische Strom von Supraleitern ist stark abhängig von der Temperatur, der Größe des angelegten Magnetfeldes und dem Winkel zwischen dem angelegten Feld und der supraleitenden Schicht. Selbst für Kabel, die keinem Hintergrundfeld ausgesetzt sind, kann diese Abhängigkeit von großer Bedeutung sein, da das durch den im Leiter fließenden Strom erzeugte Eigenfeld bereits zu einer Verringerung des kritischen Stroms führen kann. In Kabeln wird jede Litze des Kabels durch das Magnetfeld beeinflusst, das von den benachbarten Litzen erzeugt wird. Bei Roebel-Kabeln beispielsweise kann der kritische Strom des konfektionierten Kabels um etwa 30% reduziert werden, verglichen mit der Summe der kritischen Ströme der einzelnen Litzen bei 77 K. Aufgrund der starken Anisotropie von REBCO-Leitern hat die Kabelgeometrie einen starken Einfluss auf den kritischen Strom eines Kabels. In unserem "ersten Zwischenbericht" haben wir Ergebnisse für die maximalen kritischen Felder, die bei verschiedenen Kabelgeometrien auftreten, für 2-polige Kabel mit einem Betriebsstrom von 3 kA in jedem Pol vorgestellt. Eine Übersicht über die Ergebnisse für verschiedene Stapelkabel und ein koaxiales CORC-Kabel ist in Tabelle 2 dargestellt.

Tabelle 2: Vergleich der maximalen Magnetfelder (B_{max}) und der maximalen Magnetfeldkomponenten parallel ($B_{||}$) und senkrecht (B_{\perp}) zur Bandoberfläche von 2-poligen Kabeln mit einem Betriebsstrom von $I = 3$ kA pro Pol.

	Stack Cable Type A (+ -)					Stack Cable Type B (+ - + -...+ -)					Coaxial Cable (CORC-type)	
	Distance between 2 poles (mm)					Distance between tapes (mm)					Inner pole	Outer pole
	1	2	3	4	5	0.1	0.2	0.4	0.8	1		
B_{max} [10^{-3} Tesla]	281.4	266.4	253.1	241.5	231.7	28.4	27.4	26	24.9	24.4	139.3	73
$B_{ max}$ [10^{-3} Tesla]	281.4	266.4	253.1	241.5	231.7	28.4	27.4	26	24.9	24.4	139.2	73
$B_{\perp max}$ [10^{-3} Tesla]	119.4	138.4	151.4	161.1	167.4	16	18.9	21.2	23.7	23.5	46.7	28

Es ist bekannt, dass die REBCO-Supraleiter verschiedener Hersteller sehr unterschiedliche Winkelabhängigkeiten $I_c(T, B, \alpha)$ aufweisen. Die Unterschiede sind hauptsächlich auf die unterschiedlichen Herstellungsverfahren der verschiedenen Anbieter und auf Dotierstoffe zurückzuführen, die z. B. zur Verringerung der Anisotropie eingesetzt werden. Da im ursprünglichen TELOS-Projekt zunächst beschlossen wurde, das Gleichstrom-Demonstratorkabel im TELOS-Projekt mit flüssigem Stickstoff (LN_2) zu kühlen, wurde $I_c(T, B, \alpha)$ für REBCO-Proben verschiedener Hersteller bei Temperaturen von 77 K, 72 K, 68 K und 65 K in Feldern von 50 mT, 100 mT, 200 mT und 600 mT gemessen. Die Messungen wurden in LN_2 durchgeführt. Temperaturen unter 77 K (der Siedepunkt von LN_2 bei Atmosphärendruck) wurden durch Druckreduzierung im Kryostaten erreicht. Details zu den Messungen sind im Deliverable Report „D2.3-T1.1 Report on Available Superconductors and Structural Materials“ nachzulesen.

Ein Vergleich der $I_c(T, B, \alpha)/I_c(77\text{ K, s.f.})$ -Daten der fünf verschiedenen REBCO-Bänder von vier verschiedenen Herstellern ist in Abb. 3 und Abb. 4 für Hintergrundfelder von 50 mT bzw. 200 mT dargestellt. In beiden Abbildungen ist sehr schön zu erkennen, dass die minimalen und maximalen Auftriebsfaktoren bei sehr unterschiedlichen Feldwinkeln erreicht werden. Bei der höchsten untersuchten Temperatur, 77 K, sind die Liffaktoren der THEVA- und D-Nano-Bänder über den gesamten Winkelbereich höher als der Liffaktor des AP-Bandes von

SuperPower. Das bedeutet, dass die I_c -Reduktion in niedrigen Feldern (Eigenfeld) bis zu 200 mT für das AP-Band bei 77 K viel größer ist, was darauf hindeutet, dass dieser Bandtyp möglicherweise nicht die beste Lösung für 77 K-Anwendungen in niedrigen Magnetfeldern ist. Zu niedrigeren Temperaturen hin werden die Unterschiede bei den minimalen und maximalen I_c -Werten zwischen den Bändern der verschiedenen Hersteller kleiner.

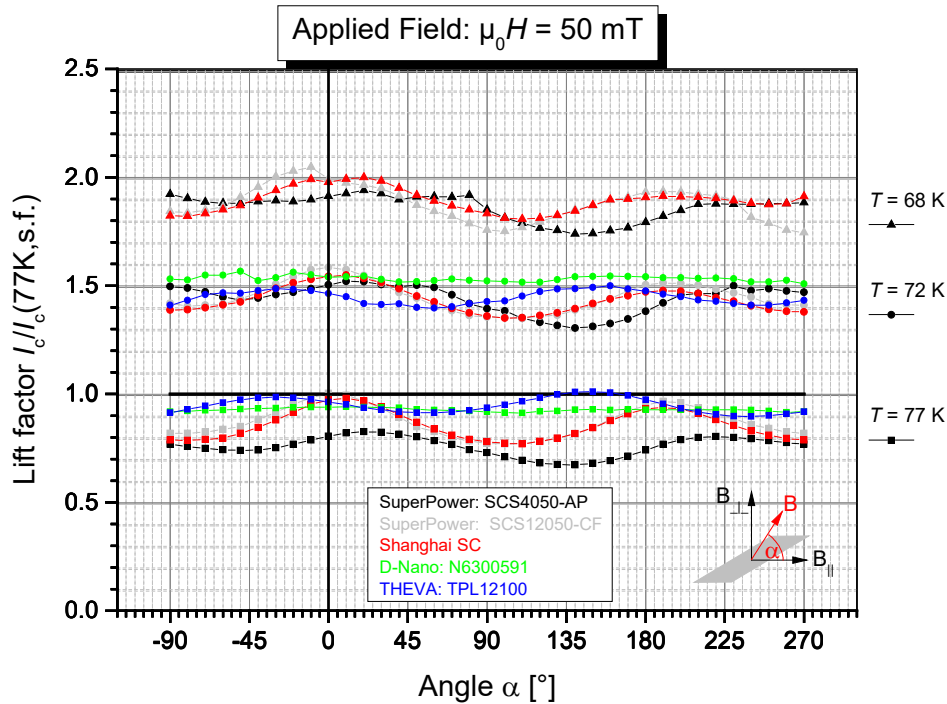


Abb. 3: Liftfaktoren $I_c(T, B, \alpha) / I_c(77 \text{ K, s.f.})$ von fünf verschiedenen REBCO-Bändern von vier verschiedenen Herstellern in angelegten Feldern von 50 mT.

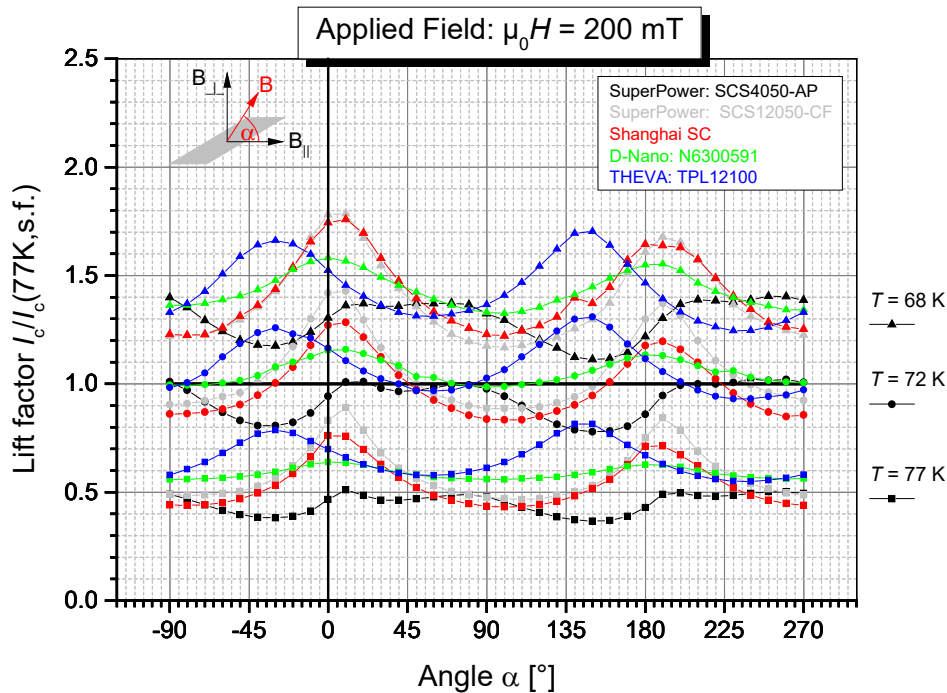


Abb. 4: Liftfaktoren $I_c(T, B, \alpha) / I_c(77 \text{ K, s.f.})$ von fünf verschiedenen REBCO-Bändern von vier verschiedenen Herstellern in angelegten Feldern von 200 mT.

Stromtragfähigkeit bei tieferen Temperaturen:

Im Rahmen des TELOS-Upgrades wurde beschlossen, die Kabelentwicklung mit einem Kühlszenario auf der Basis von LH_2 fortzuführen. Da sich die Stromtragfähigkeit von Supraleitern mit abnehmender Temperatur stark erhöht, war es wichtig, die Stromtragfähigkeit verschiedener REBCO-Bänder auch bei tieferen Temperaturen zu betrachten. Da mit der am ITEP verfügbaren Apparatur jedoch nur Messungen oberhalb von etwa 65 K durchgeführt werden konnten, wurden Daten von REBCO-Bändern verschiedener Hersteller aus einer Datenbasis der Universität Wellington für die Analyse herangezogen [4,5].

Abb. 5 zeigt die Temperaturabhängigkeit der Selbstfeld-Liftfaktoren (hier normiert auf den I_c -Wert bei 77,5 K, s.f.) für REBCO-Bänder verschiedener Hersteller. Oberhalb von 80 K nehmen die Liftfaktoren stark ab, und die Stromtragfähigkeit wird sehr gering, wenn man sich der kritischen Temperatur der Supraleiter nähert. Die Leiter mit den höchsten Auftriebsfaktoren über 80 K (z. B. SUNAM HAN04200 - 140107-01, SuperOx GdBCO, THEVA Pro-Line TPL4420c) weisen bei niedrigen Temperaturen niedrigere Auftriebsfaktoren auf, während die Leiter mit hohen Auftriebsfaktoren bei niedrigen Temperaturen bei höheren Temperaturen geringere Ströme führen. Im Falle der SuperOx-Bänder sind die unterschiedlichen Temperaturabhängigkeiten der Auftriebsfaktoren auf die verschiedenen Seltenen Erden in der REBCO-Schicht zurückzuführen. REBCO-Bänder mit GdBCO haben eine T_c um 93 K, während die T_c von Bändern mit YBCO unter 90 K liegt. Da viele Anwendungen gute Pinning-Eigenschaften bei niedrigeren Temperaturen erfordern, bieten einige Anbieter Bänder an, die eine verbesserte Leistung bei niedrigen Temperaturen aufweisen, z.B. durch die Einführung künstlicher Pinning-Stellen. SuperPower zum Beispiel bietet "Advanced pinning" (AP) Bänder

für Magnetanwendungen oder "cable formulation tapes" für Niederfeldanwendungen wie Stromkabel an.

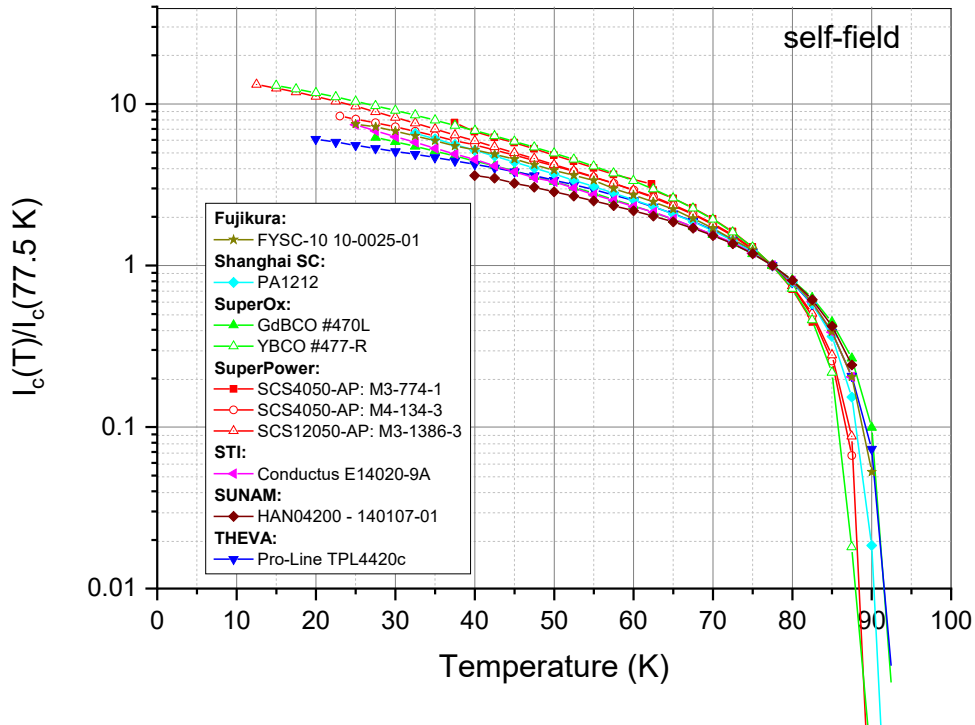


Abb. 5: Liftfaktoren $I_c(T,s.f.)/I_c(77.5K, s.f.)$ von REBCO-Bändern verschiedener Hersteller. Messungen wurden am Robinson Research Lab der Universität Wellington durchgeführt [4].

Ein deutlicher Hinweis darauf, dass die Liftfaktoren stark vom REBCO-Typ und den Herstellungseigenschaften abhängen, ist in Abb. 6 zu sehen, die aus der Literatur entnommen wurde [6]. SuNAM-Bänder zeigen zum Beispiel hohe kritische Ströme bei 77 K, s.f., aber niedrige Ströme bei 4,2 K, 18 T, während SuperPower AP-Bänder ca. 25 % niedrigere Ströme bei 77 K, s.f., aber mehr als einen Faktor 2 höhere Ströme bei 4.2 K, 18 T zeigen.

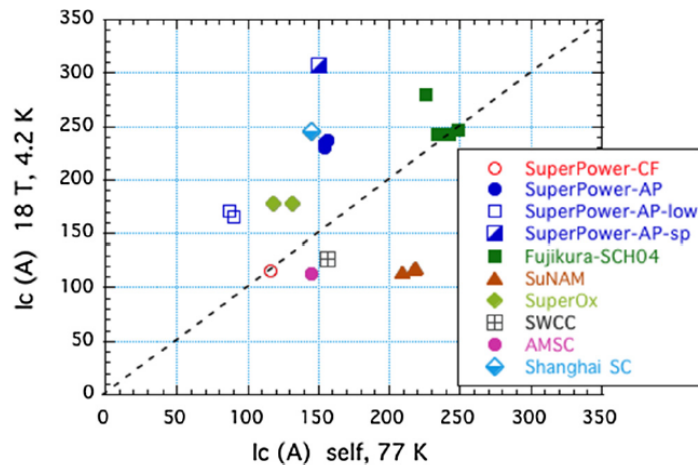


Abb. 6: I_c -Werte von REBCO Bandleitern gemessen bei 4.2 K und 18 T als Funktion des kritischen Stromes I_c desselben Bandleiters gemessen bei 77 K im Eigenfeld [6].

Die Temperatur-, Winkel- und Feldabhängigkeit des kritischen Stroms spielt eine wichtige Rolle für die Leistung supraleitender Komponenten. Bei den TELOS HTS-Kabeln begrenzen Magnetfelder von mehr als 1 T den kritischen Strom der Bänder abhängig von der Position des Bandes (Abb. 7). Insbesondere die Kanten der Bänder sind Magnetfeldern mit Feldkomponenten in der "schlechten" Richtung ausgesetzt. Die Berechnungen für die Strom- und Feldverteilungen in Abb. 7 wurden mit Winkelabhängigkeiten des kritischen Stroms für einen THEVA Pro-Line Leiter durchgeführt. Aufgrund der Neigung der REBCO c-Achse in diesen Bändern sind die Stromverteilungen nicht symmetrisch zur Bandoberflächennormalen.

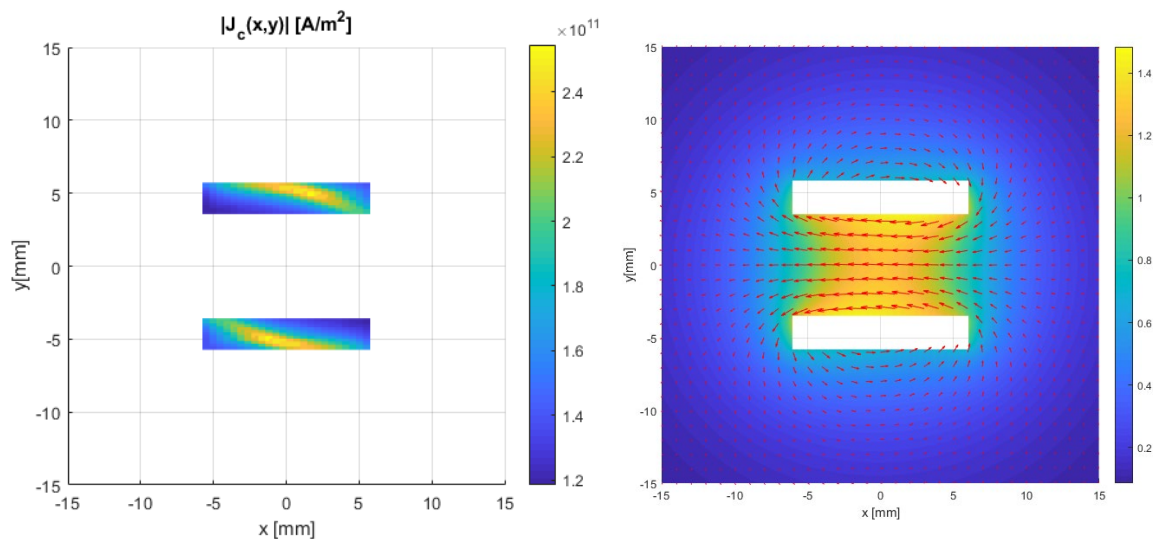


Abb. 7: links: Absolutwerte für die Stromverteilung im TELOS-HTS-Kabel mit THEVA-ProLine-Leiter bei $T= 20 \text{ K}$ unter der Annahme einer Dicke der supraleitenden Schicht von $1 \mu\text{m}$ (die reale Dicke der THEVA-REBCO-Schichten beträgt ca. $\sim 3 \mu\text{m}$, d.h. die reale Stromdichte ist um einen Faktor 3 niedriger); rechts: Magnetfeldverteilung $B_{abs}(x,y)$.

Um die Unterschiede in der Strombelastbarkeit zwischen REBCO-Leitern verschiedener Hersteller bei den für das TELOS-HTS-Kabel relevanten Temperaturen und Feldern zu ermitteln, wurden die Liffaktoren bei $T = 30 \text{ K}$ und $B = 1 \text{ T}$ verglichen. Die höhere Temperatur im Vergleich zur Temperatur des flüssigen Wasserstoffs wurde gewählt, weil mehr Daten für Bänder verschiedener Hersteller zur Verfügung stehen. Die Daten sind in Abb. 8 dargestellt. Die maximalen Liffaktoren werden normalerweise erreicht, wenn das Magnetfeld parallel zur ab-Ebene des REBCO-Supraleiters angelegt wird. Bei den meisten Herstellungsverfahren wächst der Supraleiter mit der *ab*-Ebene parallel zur Bandoebene, d. h. die Strombelastbarkeit ist maximal, wenn das Magnetfeld parallel zur Bandoebene ($\alpha=90^\circ$) angelegt wird. Die REBCO-Bänder von THEVA werden jedoch mit dem Verfahren der schrägen Substratabscheidung (ISD) hergestellt, was zu einer Neigung der REBCO-Einheitszellen von bis zu 30° führt, was eine Verschiebung der Winkelabhängigkeit des Auftriebsfaktors zu höheren oder niedrigeren Winkeln zur Folge hat (je nach Ausrichtung des Bandes während der Messung). Wie in Abb. 8 zu sehen ist, unterscheiden sich die 30 K, 1 T Liffaktoren für Bänder mit verschiedenen Herstellungsprozessen stark. Das GdBCO-Band von SuperOx zeigt die niedrigsten minimalen Liffaktoren unter einem Wert von 2, während eines der "Advanced Pinning"-Bänder von SuperPower (M3-1386-3) einen minimalen Liffaktor von 4.9 aufweist.

Das YBCO-Band von SuperOx weist mit ~ 8.4 bei 30 K, 1T die höchsten maximalen Auftriebsfaktoren auf, die minimalen Auftriebsfaktoren dieses Bandes sind jedoch niedriger als die des M3-1386-3 Bandes von SuperPower. Bei supraleitenden Magneten sind die Minimalwerte in der Winkelabhängigkeit in der Regel die Grenzwerte, da in allen

Wicklungen der gleiche Strom fließt und die Wicklung, die dem ungünstigsten Magnetfeld (Amplitude und Richtung) ausgesetzt ist, den Strom begrenzt. Solche Anwendungen profitieren von einer flachen Winkelfeldabhängigkeit. Parallel geschaltete Supraleiter (z. B. Stapel von Bändern in Kabeln) können von einem ausgeprägten Maximum in der Winkelabhängigkeit profitieren. Die Bänder können so angeordnet werden, dass die Bänder parallel zum Feld ausgerichtet sind, so dass sie auch bei schmalen Peaks von den hohen Werten profitieren können.

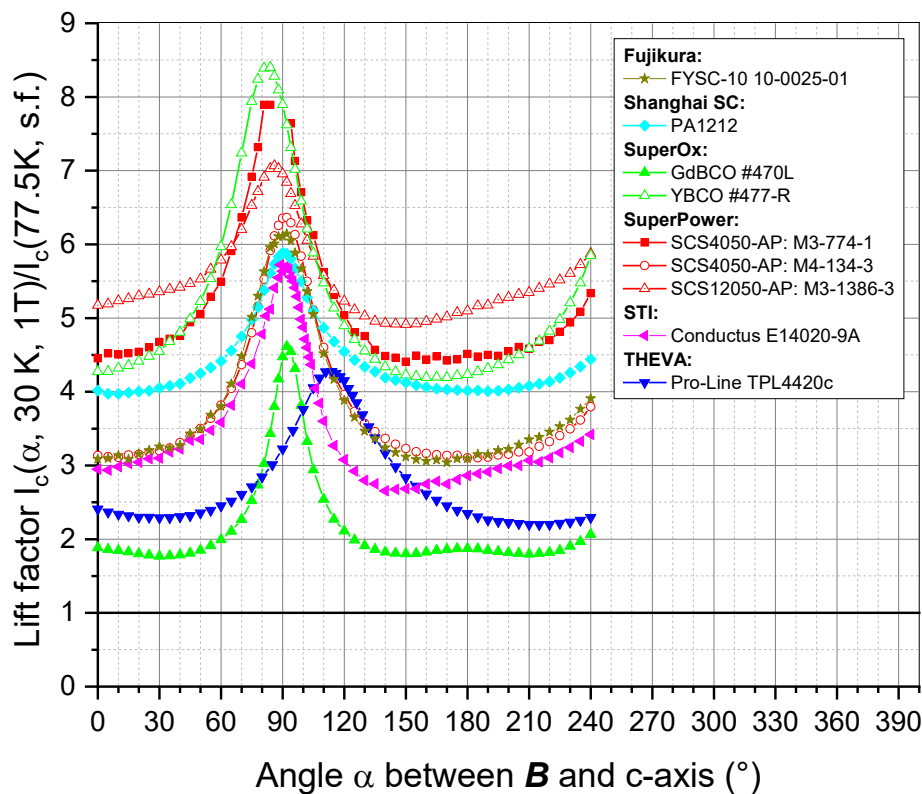


Abb. 8: Winkelabhängigkeit des Liftfaktors $I_c(\alpha, 30\text{K}, 1\text{T})/I_c(77.5\text{K}, \text{s.f.})$ bei einer Temperatur von 30 K und einem Magnetfeld von 1 T. Die Daten stammen aus der HTS-Datenbank der Universität von Wellington [4, 5].

Betrachtet man die in Abb. 8 dargestellten Liftfaktoren, so scheinen die AP-Bänder von SuperPower, das Band von Shanghai SC oder der YBCO-Leiter von SuperOx eine höhere Strombelastbarkeit für die Anwendung mit Wasserstoffkühlung im TELOS-HTS-Kabel zu ermöglichen.

Da die Leiter jedoch bereits in der ersten Projektphase bestellt und geliefert wurden, in der eine 10-MW-Anwendung mit Flüssigstickstoffkühlung vorgesehen war, wurde das TELOS-HTS-Kabel mit dem Band von THEVA hergestellt, obwohl die Strombelastbarkeit bei niedrigen Temperaturen schlechter ist als die der anderen Bandlieferanten. Nichtsdestotrotz können die Ergebnisse später als Worst-Case-Szenario betrachtet werden, und es sind Verbesserungen zu erwarten, wenn REBCO-Bänder anderer Anbieter verwendet werden.

3.1.1.2 Biegeeigenschaften

Biegeeigenschaften von REBCO Bändern wurden an REBCO-Bändern von SuNAM, SuperPower und Theva untersucht. Die Messungen wurden mithilfe einer Biegeapparatur vom „Goldacker-Typ“ durchgeführt (Abb. 9) [7,8].

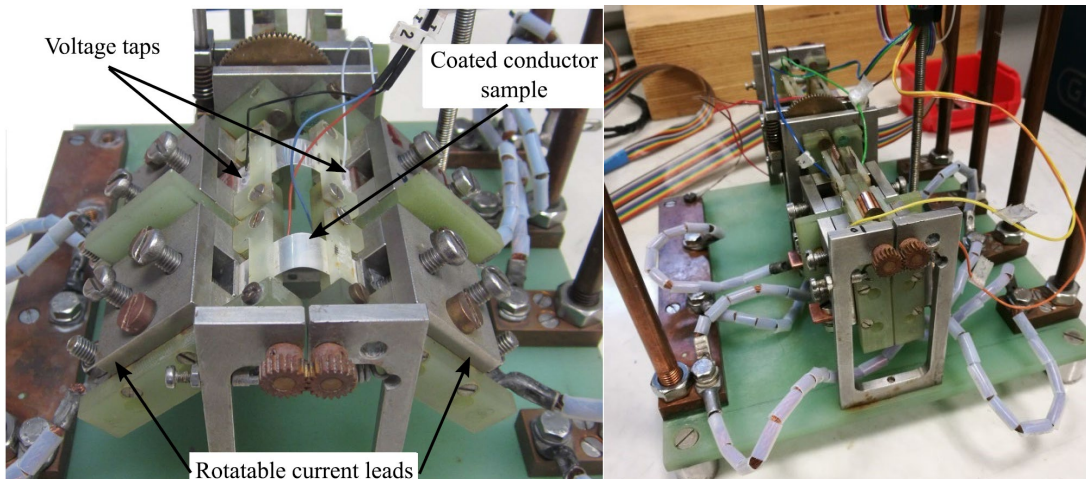


Abb. 9: Biegeapparatur („Goldacker-Typ“), die zur Untersuchung der Biegeeigenschaften der REBCO-Bänder verwendet wurde [7,8]. Gemessen wurde der kritische Strom als Funktion des Biegeradius.

Die Messungen wurden mit zwei in der Anlage installierten Bändern durchgeführt. Eines dieser Bänder wurde mit der supraleitenden Seite nach oben (Zugmodus) und eines mit der Substratseite nach oben (Druckmodus) installiert. Die normalisierten kritischen Ströme der SuperPower- und SuNAM-Bänder bei 77 K sind in Abb. 10 dargestellt.

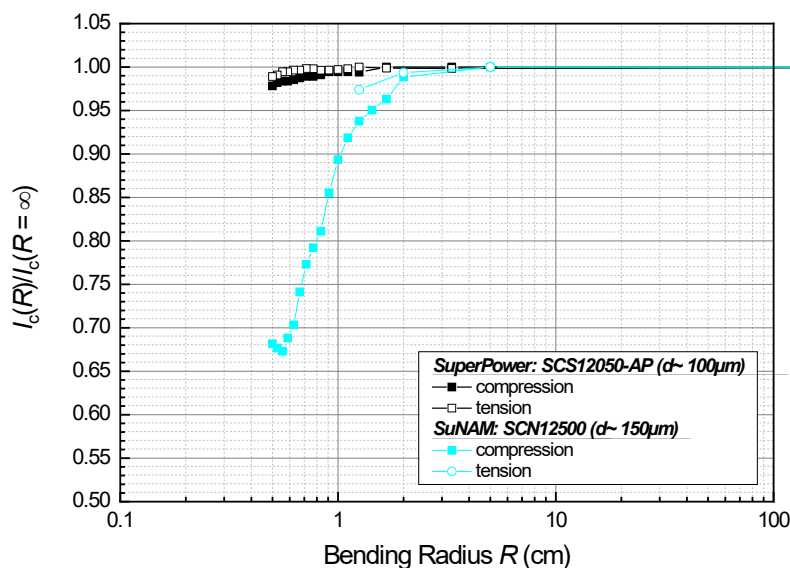


Abb. 10: Normalisierter kritischer Strom $I_c(R)/I_c(R=\infty)$ von REBCO-Bändern zweier unterschiedlicher Hersteller als Funktion des Biegeradius R .

Die Bänder beider Anbieter zeigten eine stärkere Degradation unter Druckbelastung. Während die Degradation des SuperPower-Bandes selbst bis zu den kleinsten Biegeradien, die mit dem

Versuchsaufbau untersucht werden können, sehr gering war, sank der kritische Strom des SuNAM-Bandes auf etwa 68 % des kritischen Stroms in gerader Konfiguration. Das SuNAM-Band, das im Zugmodus untersucht wurde, verbrannte aufgrund eines Softwareproblems, so dass für die kleinen Biegeradien keine Ergebnisse erzielt werden konnten.

Während für kupferbeschichtete SuperPower-Bänder in der Literatur bereits eine stärkere Degradation unter Druckbiegebelastung berichtet wurde, haben REBCO-Bänder anderer Anbieter bessere Biegeeigenschaften unter Druckbelastung gezeigt [7].

Die starken Unterschiede in den Biegeeigenschaften von SuNAM- und SuperPower-Bändern könnten zum Teil darauf zurückzuführen sein, dass die Substrate aus unterschiedlichen Materialien bestehen und eine unterschiedliche Dicke haben. Während bei SuperPower 50 μm Hastelloy® C-276 als Substratmaterial verwendet wurde, besteht das SuNAM-Substrat aus nichtmagnetischem SUS mit einer Dicke von etwa 100 μm . Da die supraleitenden Schichten beim Biegen nicht in der neutralen Achse liegen, hat die Dicke des Substrats einen starken Einfluss auf die Biegedehnung der supraleitenden Schicht. Abb. 11 zeigt den normierten kritischen Strom $I_c(\varepsilon)/I_c(\varepsilon=0)$ der Bänder der beiden verschiedenen Anbieter in Abhängigkeit von der Biegedehnung. Es ist jedoch deutlich zu erkennen, dass das SuNAM-Band viel empfindlicher auf Biegebelastung reagiert als das SuperPower-Band. Eine Erklärung für diese Tatsache könnten die starken Unterschiede in der thermischen Kontraktion von Hastelloy und nichtmagnetischem SUS sein, die einen starken Einfluss auf die Gitterparameter der supraleitenden Schicht nach dem Abkühlen von der Abscheidungstemperatur auf 77 K haben könnten.

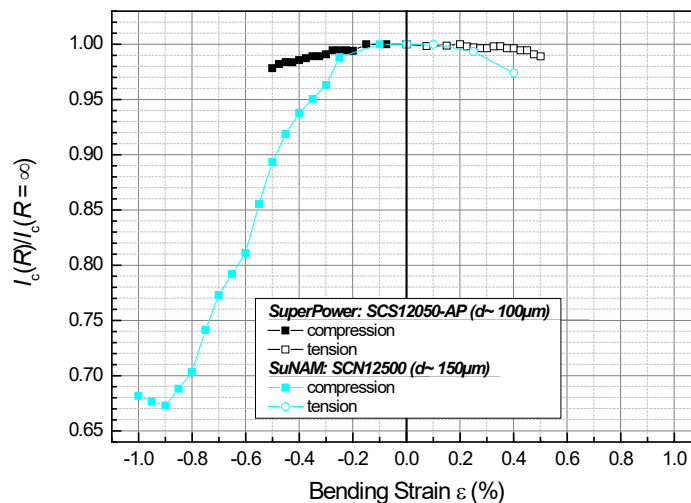


Abb. 11: Normalisierter kritischer Strom $I_c(\varepsilon)/I_c(\varepsilon=0)$ von Bändern zweier verschiedener Hersteller in Abhängigkeit von der Biegedehnung.

Nachdem der für das TELOS-Kabel vorgesehene Bandleiter der Firma Theva, Ismaning, beschafft wurde, wurden weitere Biegemessungen durchgeführt.

Das Band wurde dabei jeweils bis zu einem bestimmten Radius gebogen und eine I_c -Messung durchgeführt. Nach jeder Messung im gebogenen Zustand wurde das Band zunächst wieder in den geraden Zustand gebracht und eine weitere I_c -Messung durchgeführt, bevor das Band auf den nächstkleineren Biegeradius gebogen wurde. Auf diese Weise lässt sich sehr einfach erkennen, ob das Band beim Biegen reversibel oder irreversibel degradiert. Wie in Abb. 12 zu sehen ist, wurde beim Theva-Band TPL4100 bis zu einem Biegeradius von 2 cm unter Dehnungsspannung zunächst keine Verringerung der Stromtragfähigkeit beobachtet. Im nächsten Biegeschritt mit einem Biegeradius von $R = 1.67$ cm sank der kritische Strom des

Bandes zunächst leicht ab und fiel beim weiteren Biegen drastisch auf null ab. Auch nachdem das Band wieder in den gestreckten Zustand gebracht wurde, konnte nur ein resistives $U(I)$ -Verhalten beobachtet werden, so dass von einer irreversiblen Degradation des Leiters ausgegangen werden muss. Ähnliche rapide Degradationen wurden auch in Messungen an schmälere Bändern der Fa. Theva beobachtet, so dass davon auszugehen ist, dass es sich hierbei nicht um einen singulären Fall handelt. Unter kompressiver Biegung dagegen zeigte das REBCO-Band der Firma Theva bis zum kleinsten untersuchten Biegeradius von 0.5 cm einen kontinuierlichen Anstieg der Stromtragfähigkeit von etwa 708 A in gestrecktem Zustand bis zu 731 A bei einem Biegeradius von 0.5 cm. Bei den Messungen, bei denen das Band nach Biegung jeweils wieder in den gestreckten Zustand zurückversetzt wurde, betrug der kritische Strom immer zwischen 708 A und 710 A. Dies zeigt, dass die Änderung des kritischen Stromes bei kompressiver Biegung weitgehend reversibel ist.

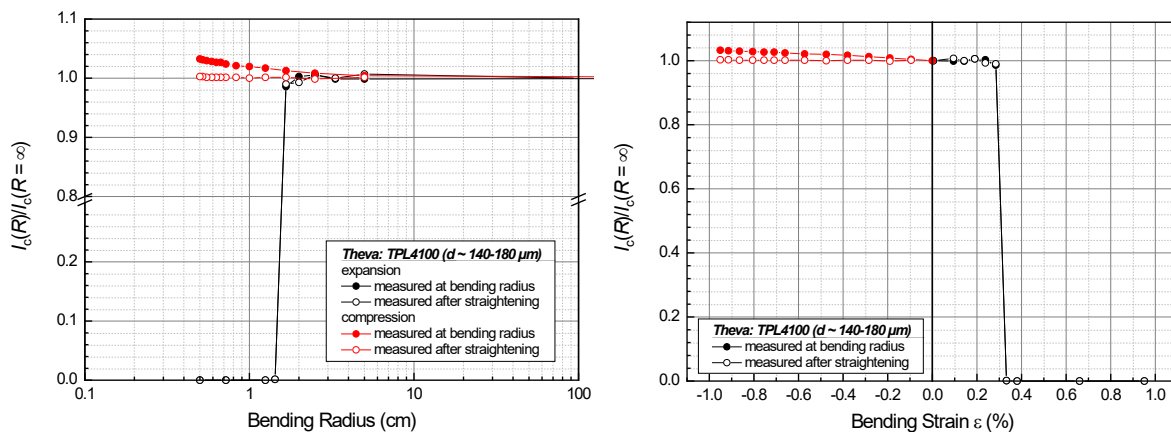


Abb. 12: Normierte Stromtragfähigkeit $I_c(R)/I_c(R=\infty)$ und $I_c(\epsilon)/I_c(\epsilon=0)$ des Theva-Bandes TPL4100 (ID170615) im gebogenen Zustand und im entspannten Zustand nach Biegung auf den Radius R . Die Messungen wurden einmal unter Kompression (rot) und einmal unter Dehnung (schwarz) durchgeführt.

Vergleicht man die an den Theva-Bändern durchgeführten Messungen mit den an Bändern von SuperPower und SuNAM durchgeführten Messungen (Abb. 13), so sticht im Bereich der Zugdehnung sofort das drastische Absinken der Stromtragfähigkeit unterhalb von $R = 1.67$ cm ins Auge. Im Vergleich zum Theva-Band sinken die Stromtragfähigkeiten bei den untersuchten Bändern von SuperPower und SuNAM mit abnehmendem Biegeradius deutlich langsamer. Das drastische irreversible Absinken der Stromtragfähigkeit beim Theva-Band ist möglicherweise auf eine schlechte Haftung der einzelnen Schichten aneinander und auf daraus resultierende Delaminationseffekte zurückzuführen. Im kompressiven Bereich unterscheidet sich das Verhalten der drei untersuchten Bänder ebenfalls wesentlich. Während die Stromtragfähigkeit des Theva-Bandes unter kompressiver Biegung ansteigt, ist beim SuperPower-Band eine leichte und beim Band der Firma SuNAM eine deutliche Verringerung der Stromtragfähigkeit zu beobachten. Ursache der deutlichen Unterschiede könnten die unterschiedlichen Herstellungsverfahren und die unterschiedliche Ausrichtung der REBCO-Kristallgitter im Band sein. Durch die unterschiedliche Orientierung sind die Änderungen der Achsenparameter beim Biegen unterschiedlich, so dass es zu unterschiedlichen Änderungen der kritischen Temperatur und der Stromtragfähigkeit kommen kann.

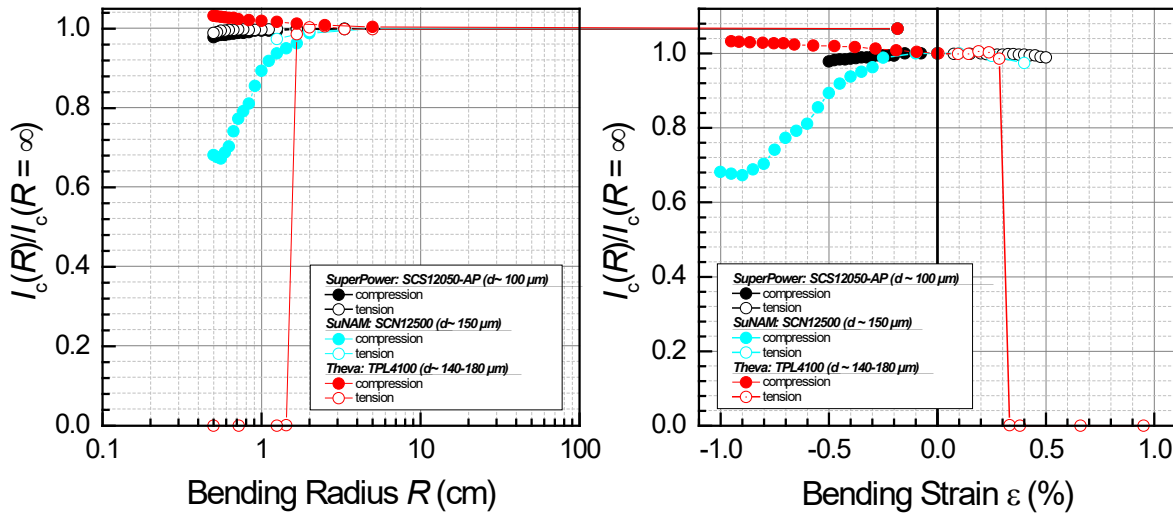


Abb. 13: Normierte Stromtragfähigkeit $I_c(R)/I_c(R=\infty)$ von REBCO-Bändern verschiedener Hersteller als Funktion des Biegeradius R und der Dehnung ϵ .

3.1.2 Strukturmaterialien - Einsatzmöglichkeit von Kunststoffen für kryogene Anwendungen

Es wurde eine Datenbasis über die Eignung von Kunststoffen für kryogene Anwendungen erstellt. Sie enthält Daten zur thermischen Ausdehnung, zur elektrischen und thermischen Leitfähigkeit sowie Daten zum Ausgasen im Vakuum und zur Permissivität für verschiedene Gase. Auf der Grundlage dieser Daten wurde die Eignung von Kunststoffen für kryogene Anwendungen im HTS-Kabelsystem bewertet. Materialien, die beispielsweise in der Nähe eines Isolationsvakuums eingesetzt werden, müssen sehr geringe Ausgasungsraten aufweisen (Tabelle 3).

Kryogene Dewars aus Kunststoffen müssten höhere Wandstärken als Metall Dewars haben (was den Gewichtsgewinn durch die geringere Dichte verringern würde) oder eine Metallbeschichtung, die das Eindringen von Gasen in das Isolationsvakuum verhindert.

Tabelle 3: Ausgasraten für Kunststoffe im Vakuum

Material	Degassing rate @ RT before baking [Pa m ³ /(s m ²)]	Baking temperature [°C]	Degassing rate @ RT2 [Pa m ³ /(s m ²)]
Araldite ATI epoxy	3.40E-04	85	
Mycalex	2.70E-06	300	
Nylon	1.10E-04	120	8.00E-07
Perspex	1.30E-05	85	7.80E-06
Polyethylene	4.00E-04	80	6.60E-06
PTFE (Teflon)	2.00E-04		4.70E-07
Viton A	1.30E-04	200	2.70E-06
Polyimide (Kapton)		200*	6.60E-08
		300*	4.00E-08
Kalrez		300	4.00E-08
Viton E60C		150	1.00E-06

Die Wände eines evakuierten Volumens müssen Barrieren für verschiedene Gase sein. Während die meisten Metalle für Gase nicht durchlässig sind (mit Ausnahme von Ag beispielsweise, das für Sauerstoff durchlässig ist) und sich daher ideal als Wandmaterial für Vakuumbehälter oder kryogene Dewars mit Isoliervakuum eignen, haben die meisten Kunststoffe eine hohe Durchlässigkeit für Gase wie Sauerstoff, Stickstoff, Wasserstoff oder Helium, was zu einem schnellen Druckanstieg im evakuierten Bereich führt.

Tabelle 4 zeigt den Druckanstieg [mbar] P_i in einem Zylinder von 1 m Länge mit einem Außendurchmesser von 0.1 m und einer Wandstärke von $d = 5$ mm in einer Zeitspanne von $t = 1$ Stunde für verschiedene Materialien. Die Daten wurden in Anlehnung an Ref. [9] berechnet, wo der Druckanstieg in Glas-, Keramik- oder Kunststoffbehältern wie folgt lautet

$$P_i = K(A/V)d^{-1}P_o t \text{ [mbar]} \tag{1}$$

mit Permeationskonstante K , Volumen V , Oberfläche A , Wandstärke d , Außendruck P_o und Zeit t .

Tabelle 4: Druckanstieg [mbar] in einem Zylinder von 1 m Länge mit einem Außendurchmesser von 0.1 m und einer Wandstärke von 5 mm in einer Zeitspanne von 1 Stunde für verschiedene Materialien

<i>Material</i>	<i>N2</i>	<i>O2</i>	<i>H2</i>	<i>He</i>	<i>Ar</i>	<i>CO2</i>
Polyethylene	2.3E-02	1.8E-02	1.2E-07	8.7E-07	7.3E-04	
PTFE (Teflon)	5.7E-02	5.0E-02	2.9E-07	8.7E-05	1.3E-03	
Perspex			3.9E-08			
Nylon			1.9E-09			
Polystyrene		3.1E-03	1.9E-07	2.0E-06		
Polystyrene	1.5E-01	1.2E-01	1.1E-06			
Polyethylene minimal	1.4E-02	1.5E-02	8.6E-08	6.1E-07		
Polyethylene maximal	2.5E-02	2.1E-02	1.7E-07	8.7E-07		
Mylar 25-V-200			6.9E-09	1.2E-07		
CS2368B (Neoprene)	4.8E-03	9.2E-03	1.2E-07	1.2E-06	3.5E-04	
Viton A			3.2E-08			
Polyimide (Kapton)	7.3E-04	6.7E-04	1.7E-08	3.2E-07		

Es ist leicht einzusehen, dass insbesondere Gase wie N_2 und O_2 , die in der Luft enthalten sind, zu einem schnellen Druckanstieg im Vakuumteil eines Kryostaten führen würden, wenn dieser Teil nur durch Kunststoffmaterial von der Luft bei Atmosphärendruck getrennt ist. Experimente an evakuierten Kunststoffrohren, über die im zweiten Zwischenbericht des KIT berichtet wurde, zeigten den gleichen Trend.

Um den Druckanstieg im Inneren einer evakuierten Kunststoffröhre zu begrenzen, müsste die Wandstärke auf große Werte erhöht oder eine Vakuumpumpe dauerhaft an die Röhre angeschlossen werden. Ein Gewichtsvorteil gegenüber Kryostatwänden aus Metall würde durch die größere Materialmenge, die für einen Kunststoffkryostaten erforderlich ist, oder durch das Gewicht einer Vakuumpumpe zunichtegemacht.

Eine Möglichkeit, die hohe Durchlässigkeit von Kunststoffen für Gase zu überwinden, wäre eine Metallbeschichtung des Kunststoffs. Untersuchungen in dieser Richtung hätten jedoch den Rahmen des TELOS-Projekts gesprengt.

3.1.3 Kabeldesign

Im Rahmen des TELOS-Projektes wurde ein 2-poliges DC HTS-Kabel für den Einsatz in hybrid-elektrischen Flugzeugantriebssystemen konzipiert. Zunächst wurden verschiedene Kabeldesigns betrachtet und die Vor- und Nachteile gegeneinander abgewogen. Die zu übertragene Leistung wurde zunächst auf 10 MW festgelegt und später im Rahmen des TELOS-Upgrades auf 40 MW erhöht. Mit der im Rahmen des TELOS-Projektes festgelegten Betriebsspannung von 3 kV (-1.5 kV, +1.5 kV) ergibt sich für eine Leistungsübertragung von 10 MW ein Betriebsstrom von 3.3 kA bzw. für eine Leistungsübertragung von 40 MW ein Betriebsstrom von 13.3 kA. Während das magnetische Eigenfeld bei einer Stromerhöhung von 3.3 kA auf 13.3 kA nur proportional, d.h. um den Faktor 4 zunimmt, nehmen die Lorentzkräfte quadratisch, d.h. um den Faktor 16 zu. Da das magnetische Eigenfeld einen großen Einfluss auf die Stromtragfähigkeit der verwendeten HTS-Bänder hat, wurden detaillierte Berechnungen zur Auslegung des HTS-Kabels durchgeführt. Zum Abfangen der Lorentzkräfte wurde eine 3D-gedruckte Trägerstruktur konzipiert, die gleichzeitig die thermische Kontraktion des Kabels beim Abkühlen kompensieren soll.

Für die Anordnung von Supraleitern in Kabeln gibt es verschiedene Konzepte. Aufgrund der unterschiedlichen Anforderungen verschiedener Anwendungen, muss für jeden Anwendungsfall das geeignete Kabelkonzept gefunden werden. Dabei spielen die benötigten Stromdichten, DC oder AC-Tauglichkeit, sowie die Anwendungstemperatur und Hintergrundfelder eine entscheidende Rolle. Auch die Realisierbarkeit von Kontakten oder die Minimierung von Streufeldern können entscheidende Faktoren sein, die über die Tauglichkeit eines Kabelkonzepts für eine bestimmte Anwendung entscheiden.

Als Basis für die Auswahl des Supraleitermaterials und für die Auswahl des Kabellayouts wurden zunächst Berechnungen von Feldern (B , E) und Kräften für verschiedene Leiteranordnungen mithilfe von ANSYS® durchgeführt. Für die Berechnungen wurde eine Stromstärke von 3 kA pro Pol und eine Spannung von 4 kV zwischen den Polen gewählt. Die berechneten el. Feldstärken skalieren dabei linear mit der Spannung zwischen beiden Polen, so dass die Umrechnung der el. Feldstärken auch für beliebige andere Spannungen sehr einfach erfolgen kann.

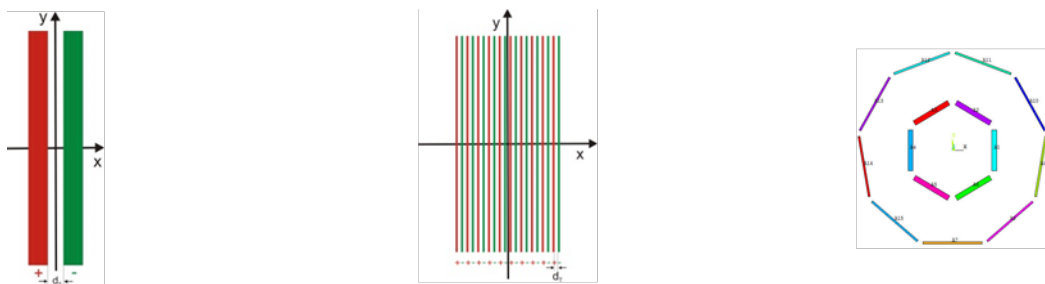


Abb. 14: Verschiedene Möglichkeiten der Leiteranordnung für 2-polige HTS-Kabel: Stapelkabel Typ A mit je einem Bandstapel pro Pol (links), Stapelkabel Typ B mit alternierender Polfolge (Mitte) und koaxiale Anordnung wie z.B. beim CORC-Design (rechts).

Tabelle 5 zeigt einen Vergleich der berechneten Magnetfelder am Ort des Supraleiters, der magnetischen Kräfte und der el. Felder für die drei Kabeltypen.

Für das Stapelkabel Typ A (ein Bandstapel je Pol) sind die berechneten maximalen Magnetfelder etwa eine Größenordnung höher, als beim Stapelkabel Typ B (Bandstapel mit alternierender Polfolge). Die Magnetischen Felder, denen die Supraleiterbänder im koaxialen CORC-Design ausgesetzt sind liegen zwischen den Werten der beiden Kabeltypen aus

Bandstapeln. Die Stärke der Magnetfelder am Ort des Supraleiters und die Feldrichtung haben insbesondere bei hohen Anwendungstemperaturen (LN₂-Kühlung) einen großen Einfluss auf die Stromtragfähigkeit des Supraleiters und damit einen Einfluss auf die Menge des Supraleiters, der zur Übertragung einer bestimmten Leistung nötig ist.

Die elektrischen Felder, die im Kabel auftreten, sind beim Stapelkabel Typ B mit alternierender Polfolge aufgrund des geringen Abstandes zwischen den Bändern unterschiedlicher Polung etwa eine Größenordnung höher als bei den anderen beiden Geometrien, während die magnetischen Kräfte, die auf die einzelnen Bänder wirken, beim Stapelkabel Typ B am geringsten sind. Für das Stapelkabel Typ A treten die höchsten Kräfte auf, die über eine geeignete Stützstruktur abgefangen werden müssten.

Welches Kabeldesign für ein die Leistungsübertragung im Flugzeug am sinnvollsten ist, hängt stark von der Topologie des Netzwerkes ab, oder z.B. auch von der Machbarkeit von Kontakten. Insbesondere aufgrund der recht einfachen Möglichkeit der Kontaktrealisierung (siehe AP2.3 – Task 3) wurde für das TELOS-Kabel das Stapelkabel vom Typ A ausgewählt.

Tabelle 5: Vergleich der elektrischen und magnetischen Felder für 2-polige Kabel mit $I = 3 \text{ kA}$ pro Pol und einer Spannung von 4 kV für gestapelte Kabel des Typs A (je ein Stapel pro Pol), des Typs B (alternierende Polfolge im Stapel) und für koaxiales Kabeldesign (CORC).

	Stapelkabel Typ A (+ -)					Stapelkabel Typ B (+ - + - + -)					CORC Kabel	
	Abstand zwischen den beiden Polen					Abstand zwischen Bändern					Pol innen	Pol außen
	1mm	2mm	3mm	4mm	5mm	0.1mm	0.2mm	0.4mm	0.8mm	1mm		
B_{\max} [Tesla]	0.2814	0.2664	0.2531	0.2415	0.2317	0.0284	0.0274	0.026	0.0249	0.0244	0.1393	0.073
$B_{j\max}$ [Tesla]	0.2814	0.2664	0.2531	0.2415	0.2317	0.0284	0.0274	0.026	0.0249	0.0244	0.1392	0.073
$B_{l\max}$ [Tesla]	0.1194	0.1384	0.1514	0.1611	0.1674	0.016	0.0189	0.0212	0.0237	0.0235	0.0467	0.028
E_{\max} [V/m]	5.35E+06	3.56E+06	2.98E+06	2.19E+06	2.13E+06	4.10E+07	2.53E+07	1.92E+07	1.13E+07	9.69E+06	2.29E+06	
E_{avg} [V/m]	4.00E+06	2.00E+06	1.33E+06	1.00E+06	8.00E+05	4.00E+07	2.00E+07	1.00E+07	5.00E+06	4.00E+06	8.89E+05	
F_{\max}^{**} [N/m]	341.7	303.4555	272.5185	245.64	224.19	***	***	2.956	2.57	2.449	30.1	11

** Für das Kabel mit 2 separaten Bandstapeln (Typ A) ist F_{\max} die Kraft auf alle 10 Bänder des Pols. Die Kraft zwischen beiden Polen ist abstoßend.

Für das Stapelkabel Typ B (alternierende Polfolge), ist F_{\max} der Betrag der Kraft, die auf das äußerste Band des Stapels wirkt. Die Beträge der Kräfte auf die Bänder im Inneren des Stapels nehmen zur Bandmitte hin ab. Die Richtungen der Kräfte auf die einzelnen Bänder wechseln von Band zu Band.

Für das koaxiale Kabel (CORC), ist F_{\max} die Kraft auf den inneren Pol (mit 5 Bandlagen) und auf den äußeren Pol (2 Bandlagen). Die Kraft zwischen beiden Polen ist abstoßend.

*** Für geringe Bandabstände bei Stapelkabel Typ B sind die berechneten Kräfte stark von der Meshgröße abhängig.

Berechnung des kritischen Stromes eines 2-poligen HTS-Kabels (Stapelkabel Typ A)

Zur Berechnung der Stromtragfähigkeit eines 2-poligen HTS-Kabels wurde ein ursprünglich zur Berechnung der Stromtragfähigkeit in Roebelkabeln geschriebener MATLAB-Code modifiziert [10,11]. Details finden sich im Deliverable-Report „D2.3-UT1.2 Report Kabeldesign“.

Mithilfe dieses modifizierten Codes wurden die kritischen Ströme für ein 2-poliges Kabel aus Bandstapeln (Typ A) berechnet. Für jeden Pol wurde ein Bandstapel aus 10 einzelnen Bändern der Breite 12 mm angenommen. Die Dicke der supraleitenden Schicht wurde für jedes Band als etwa 1 μm angenommen, was einem kritischen Strom von $I_{c0} = 570 \text{ A}$ im Einzelband entspräche. Die Rechnungen wurden für Abstände von 0.1 und 0.2 mm zwischen

den supraleitenden Schichten im Bandstapel und für variable Abstände der beiden Pole im Kabel durchgeführt (siehe Abb. 15).

Bis zu einem Polabstand von etwa 2 mm erwies sich der geringere Abstand von 0.1 mm zwischen den supraleitenden Schichten als vorteilhaft. Bei größeren Polabständen führt der größere Bandabstand von 0.2 mm zu etwas höheren Stromtragfähigkeiten. Bei dem für das TELOS-Kabel anvisierten Polabstand von ca. 7 mm würde der kritische Strom des Kabels etwa 3020 A für einen Supraleiterabstand von 0.1 mm und etwa 3070 A bei einem Supraleiterabstand von 0.2 mm betragen.

Vergleicht man diese Werte mit der Summe der Ströme der Einzelbänder ($10 \times 570 \text{ A} = 5700 \text{ A}$), so erkennt man eine deutliche Reduktion der Stromtragfähigkeit durch das Eigenfeld des Kabels. Für einen freien Polabstand von 7 mm beträgt die Reduktion für die zur Berechnung herangezogenen Supraleiterabstände von 0.1 mm bzw. 0.2 mm ca. 47% bzw. 46%.

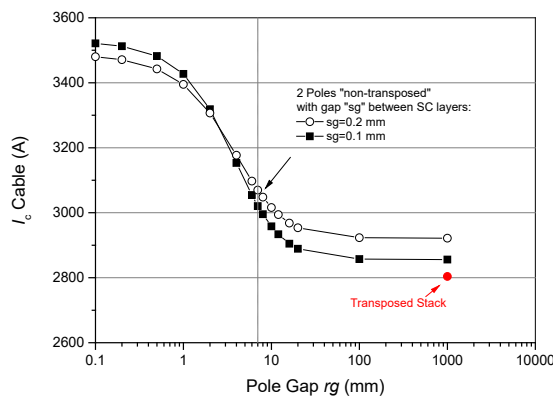


Abb. 15. Kritischer Strom I_c eines 2-poligen Kabels, bestehend aus 2 Bandstapeln aus jeweils 10 Bändern als Funktion des freien Abstands r_g zwischen beiden Stapeln bei $T = 77 \text{ K}$.

Abb. 16 zeigt die Stromverteilung in den beiden Stapeln eines 2-poligen HTS-Kabels mit einem freien Abstand von $r_g = 7 \text{ mm}$ zwischen den beiden Polen, sowie den Betrag ($|B|$) und die parallele ($B_{||}$) und senkrechte (B_{\perp}) Komponente des Magnetfelds.

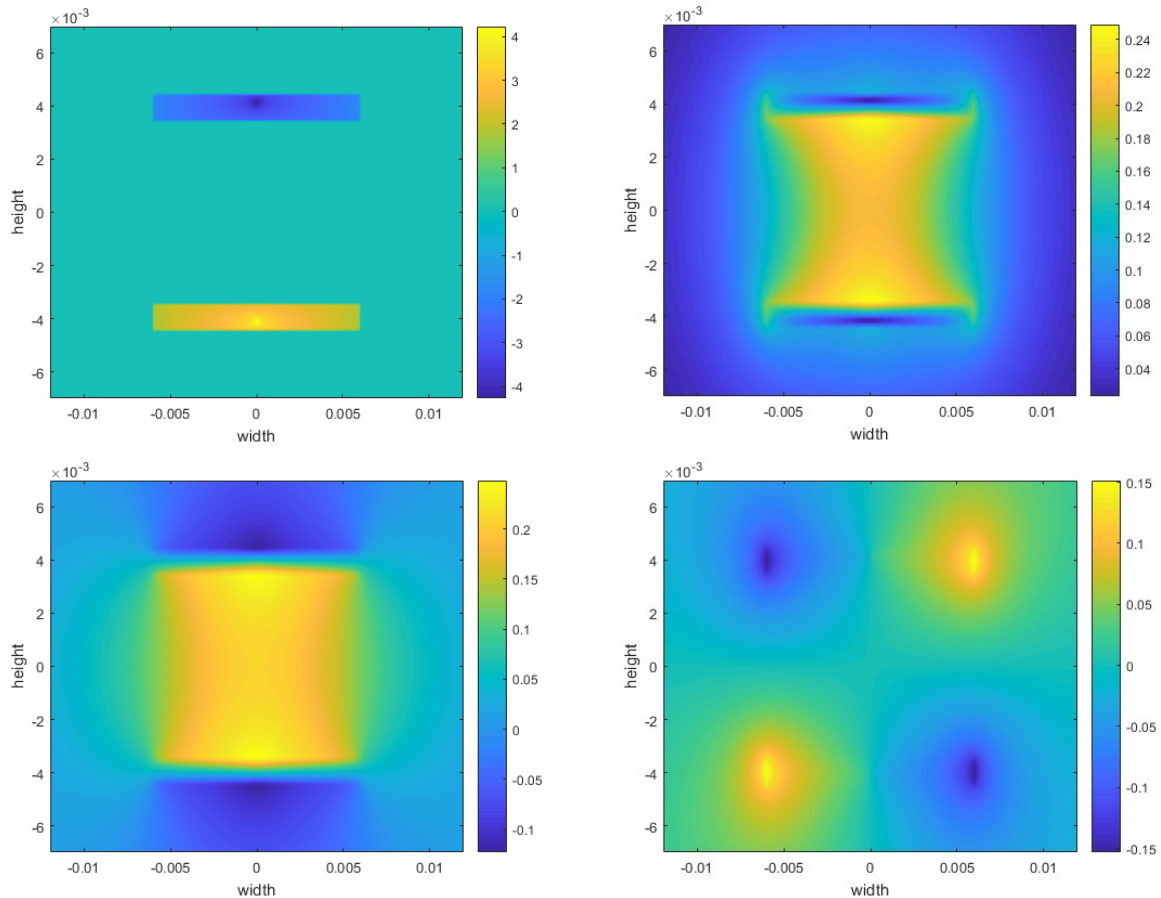


Abb. 16: Strom- (links oben in A/0.1 mm) und Feldverteilung (rechts oben: $|B|$ in Tesla), links unten: $B_{||}$ in Tesla, rechts unten: B_{\perp} in Tesla) eines 2-poligen Kabels, bestehend aus 2 Bandstapeln aus jeweils 10 zwölf mm breiten Bändern bei einem freien Abstands $r_g = 7$ mm zwischen beiden Stapeln bei $T = 77$ K. Für die zur Berechnung nötige $J_c(B_{||}, B_{\perp})$ -Abhängigkeit in Gl. (Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.) wurden die folgenden Parameter verwendet: $J_{c0} = 4.75 \cdot 10^{10}$; $B_c = 35$ mT; $k = 0.25$; $b = 0.6$. Die geometrischen Dimensionen „width“ und „height“ sind in mm angegeben.

Zur Berechnung der Stromtragfähigkeit bei einer Temperatur von 20 K wurden Messdaten an Theva-Bändern aus der Datenbasis der Universität Wellington verwendet [4,5]. Anders als bei den REBCO-Bandleitern der meisten anderen Hersteller liegen die minimalen und maximalen J_c -Werte der THEVA-Leiter nicht bei senkrecht bzw. parallel zur Bandebene ausgerichteten Magnetfeldern, sondern sind um ca. 30° verkippt. Diese Eigenheit ist typisch für die von THEVA verwendete Beschichtungsmethode des Puffers ISD (Inclined Substrate Deposition), die zu einer Verkipfung der c-Achse des Supraleiters führt und hat sowohl Auswirkungen auf die Strom- und Feldverteilung, wie auch auf die Lorentzkräfte, die auf die Bänder und Stapel wirken. Die für eine Temperatur von 20 K berechneten Absolutwerte der Stromverteilung in den beiden Polen des Kabels sind im linken Bild von Abb. 17 dargestellt. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Verteilung der J_c -Werte nicht symmetrisch zur x-Achse ist, was eine Folge der Verkipfung der c-Achse der Supraleiterschicht ist. Aus demselben Grund weist auch die im rechten Bild von Abb. 17 dargestellte Feldverteilung eine Asymmetrie auf. Diese Asymmetrien sorgen dafür, dass auch die Lorentzkräfte nicht nur in y-Richtung auf die Bänder wirken, sondern dass auch horizontale Kraftkomponenten auf die Leiter wirken.

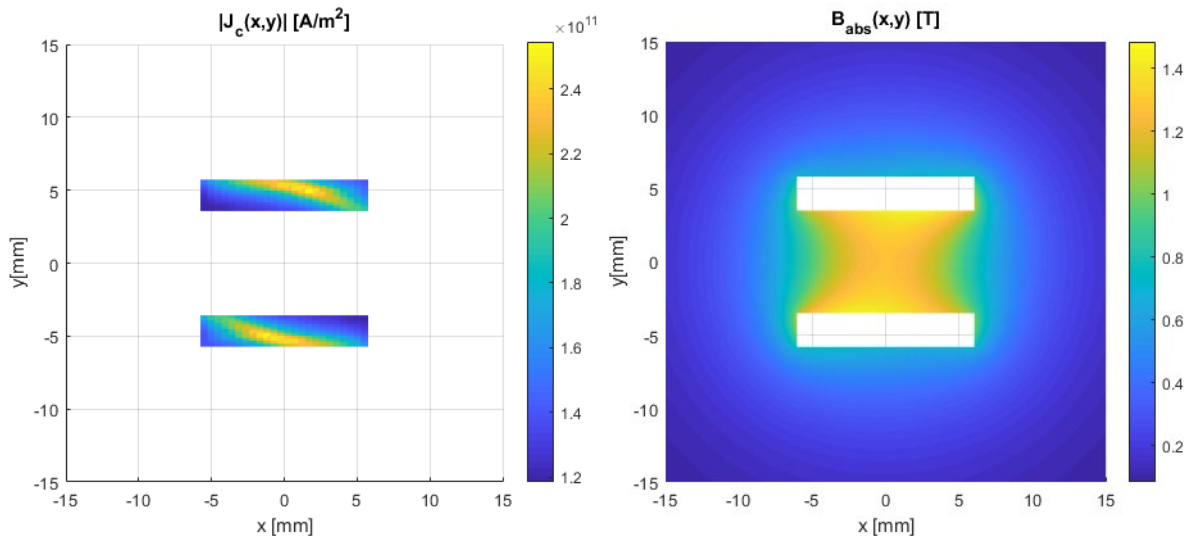


Abb. 17: Links: Absolutwerte der Stromdichteverteilung im Kabel mit THEVA-ProLine-Leiter bei $T = 20$ K unter der Annahme, dass die Dicke der Supraleiterschicht $1 \mu\text{m}$ beträgt (reale Dicke der THEVA-Supraleiterschichten üblicherweise $\sim 3 \mu\text{m}$, d.h. reale Stromdichte ist etwa um einen Faktor 3 geringer); rechts: Feldverteilung $B_{\text{abs}}(x,y)$.

Wie in Tabelle 6 zu erkennen ist, sind die maximalen horizontalen Kräfte um etwa eine Größenordnung kleiner als die maximalen vertikalen Kräfte. Auch wenn die horizontalen Kräfte vergleichsweise gering sind, müssen sie durch die Trägerstruktur abgefangen werden.

Tabelle 6: Horizontale ($F_{L,x}$) und vertikale Komponente ($F_{L,y}$) und Absolutwert $|F_L|$ der Lorentzkräfte auf die einzelnen Bänder im HTS-Kabel, sowie kritischer Strom I_c der Einzelbänder bei Temperaturen von 20 K (links) und 77.5 K (rechts). Unter den Strichen sind die für die einzelnen Pole aufsummierten Werte gezeigt.

T	20K				77.5 K				
		Max Bx= 1.398 Tesla				Max Bx= 0.244 Tesla			
		Max By= 0.920 Tesla				Max By= 0.164 Tesla			
		Max B = 1.400 Tesla				Max B = 0.244 Tesla			
Tape	FL_x_Tape (N/m)	FL_y_Tape (N/m)	FL _Tape (N/m)	Ic(A)	Tape	FL_x_Tape (N/m)	FL_y_Tape (N/m)	FL _Tape (N/m)	Ic(A)
1	175.61	-1084.42	1098.55	2223.69	1	5.22	-34.15	34.54	398.68
2	140.39	-592.13	608.54	2259.15	2	4.03	-18.31	18.75	402.55
3	96.20	-117.64	151.97	2249.77	3	2.68	-3.34	4.29	398.64
4	46.00	331.41	334.59	2193.76	4	1.50	10.72	10.83	387.59
5	21.63	731.60	731.92	2099.66	5	0.67	23.34	23.35	373.74
6	-0.42	1078.63	1078.63	2018.60	6	0.01	34.44	34.44	359.92
7	-16.79	1391.55	1391.65	1953.74	7	-0.45	43.71	43.71	343.69
8	-30.17	1660.78	1661.05	1881.41	8	-0.64	51.79	51.80	329.73
9	-36.49	1915.58	1915.92	1826.86	9	-0.70	58.63	58.63	315.63
10	-37.15	2154.61	2154.93	1762.62	10	-0.58	65.09	65.10	301.99
	358.81	7469.96	7478.58	20469.25		11.75	231.92	232.22	3612.15
1	37.15	-2154.61	2154.93	-1762.62	1	0.58	-65.09	65.10	-301.99
2	36.49	-1915.58	1915.92	-1826.86	2	0.70	-58.63	58.63	-315.63
3	30.17	-1660.78	1661.05	-1881.41	3	0.64	-51.79	51.80	-329.73
4	16.79	-1391.55	1391.65	-1953.74	4	0.45	-43.71	43.71	-343.69
5	0.42	-1078.63	1078.63	-2018.60	5	-0.01	-34.44	34.44	-359.92
6	-21.63	-731.60	731.92	-2099.66	6	-0.67	-23.34	23.35	-373.74
7	-46.00	-331.41	334.59	-2193.76	7	-1.50	-10.72	10.83	-387.59
8	-96.20	117.64	151.97	-2249.77	8	-2.68	3.34	4.29	-398.64
9	-140.39	592.13	608.54	-2259.15	9	-4.03	18.31	18.75	-402.55
10	-175.61	1084.42	1098.55	-2223.69	10	-5.22	34.15	34.54	-398.68
	-358.81	-7469.96	7478.58	-20469.25		-11.75	-231.92	232.22	-3612.15

Trägerstruktur

Für die Supraleiterstapel des HTS-Kabels wurde eine Trägerstruktur erarbeitet, die bei einem Durchmesser von maximal 25 mm (entspricht dem Durchmesser des inneren Kryostatrohrs) vielfältige Funktionen erfüllen soll (Abb. 18):

- Trägerstruktur für 2 Bandstapel (je ein Stapel für Plus- und Minuspol)
- Abfangen der abstoßenden Kräfte von ca. 3 - 4 kN/m
- Elektrische Isolation zwischen den Polen und der Kryostatwand (Betriebsspannung ± 1.5 kV symmetrisch)
- Thermischer Längenausgleich von mind. 3 mm/m
- ausreichender Freiraum (freier Querschnitt) für das Kühlmedium

Der thermische Längenausgleich erfolgt im TELOS-HTS-Kabel über eine wellenförmige Bandführung direkt auf der Kabelstrecke. Die Länge des äußeren Kryostatrohrs ändert sich aufgrund der vergleichsweise geringen Temperaturschwankungen während des Fluges nur unwesentlich – diese Änderungen können über Wellrohre abgefangen werden, die an den Kupplungen angebracht werden. Da sich die Temperatur des inneren Kryostatrohrs und aller darin liegenden Teile beim Abkühlen von Raumtemperatur auf die Anwendungstemperatur (ca. 20 K bei Betrieb mit LH_2) und auch beim späteren Aufwärmen deutlich stärker ändert als die Temperatur des äußeren Kryostatrohrs, müssen die unterschiedlichen Längenänderungen kompensiert werden. Da insbesondere das Supraleitermaterial empfindlich auf Zug- oder Druckspannungen reagiert, wurde die wellenförmige Bandführung eingeführt, so dass Änderungen der Rohrlänge bzw. Änderungen der Länge des Supraleitermaterials selbst durch eine Änderung der Wellenamplitude abgefangen werden können.

Aufgrund der vielfältigen Anforderungen und des geringen Durchmessers wurde ein Design erarbeitet, das aufgrund der komplizierten Geometrie nicht mehr mit klassischen Verfahren der Materialbearbeitung gefertigt werden kann, sondern mithilfe von modernen 3D-Druck-Verfahren gefertigt werden muss (s.u., Abb. 18).

Die elektrisch isolierende Trägerstruktur ermöglicht die wellenförmige Führung der beiden Bandstapel, und sorgt dafür, dass zwischen beiden Bandstapeln ein gleichförmiger Abstand von etwa 7 mm eingehalten wird. Über Dehnungsfugen kann sich die Länge der Trägerstruktur recht einfach an die Länge des inneren Kryostatrohrs anpassen. Die Wellenführung zur Lagerung der Supraleiter ist leicht flexibel, so dass eine Anpassung der Wellenamplitude ermöglicht wird.

Viele Kunststoffe werden in der kalten Umgebung jedoch so spröde, dass sie schon bei geringer mechanischer Belastung brechen. Bei vielen Materialien reichen schon alleine die großen Temperaturgradienten beim Abkühlen, um zu einer Zerstörung Komponenten zu führen. In einem 3D-Lasersinterverfahren (Protiq GmbH) hergestellte Proben aus „PA12 ungefüllt“ und „PA12 glaskugelgefüllt“ zeigten bei kryogenen Tests in flüssigem Stickstoff ein vielversprechendes Verhalten. PA12 ist ein Pulver auf Basis von Polyamid 12, einem teilkristallinen Thermoplast mit der geringsten Wasseraufnahme aller Polyamide. Es zeichnet sich durch eine hohe Zähigkeit und vergleichsweise gute chemische Beständigkeit aus. PA12 glaskugelgefüllt (PA 3200 GF) ist ein glaskugelgefülltes Pulver auf Basis von Polyamid 12 und wird für Produkte verwendet, deren Steifigkeit, Temperaturbeständigkeit und geringer Verschleiß von hoher Bedeutung sind. Das schnelle Abkühlen in den kryogenen Tests führte weder zu erkennbaren Rissen noch zu Brüchen. Selbst in kaltem Zustand zeigten die Materialien noch eine gewisse Federwirkung. Erst bei extrem hoher mechanischer Beanspruchung durch Biegen mit einer Zange brachen dünne Teile ab.

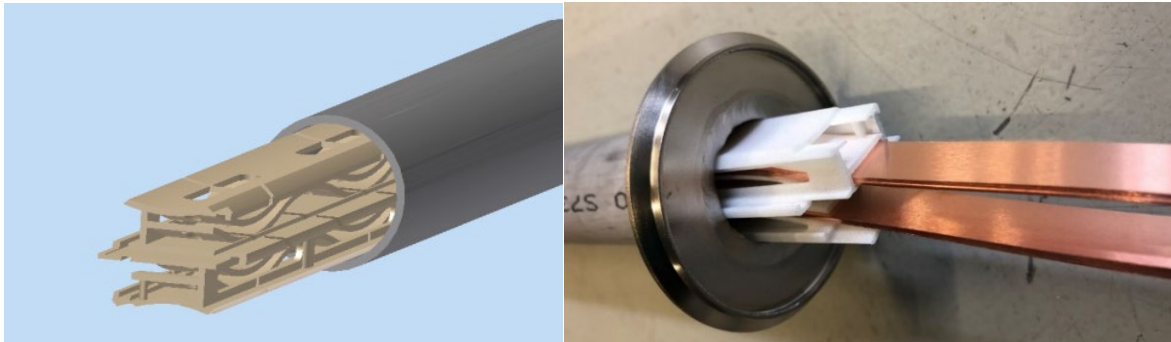


Abb. 18: CAD-Konstruktion der Trägerstruktur mit angepasstem Design im inneren Kryostatrohr (links). Rechts: Trägerstruktur bestückt mit 2 Bandstapeln.

Lorentzkräftetest an Dummy-Kabel

Ein wichtiger Test zur Qualifikation der Trägerstruktur war der Lorentzkräftetest. Die bei einem Polabstand (Abstand der Bandstapel) von 7 mm und einem Strom von 13.3 kA zu erwartenden Lorentzkräfte liegen im bei etwa 3300 N pro Meter Kabellänge. Diese Kräfte wirken direkt auf die dünne Wellenföhrung der 3D-gedruckten Trägerstruktur.

Da der Designstrom von 13.3 kA für LH₂ im Rahmen des TELOS-Projektes nicht realisiert werden konnte, wurde ein spezieller Lorentzkräftetest an einem mit Bandstapeln aus Cu-Bändern bestückten Testkabel durchgeführt. Das Testkabel bestand aus der Trägerstruktur, den beiden Stapeln aus Cu-Bändern und einem Rohr, das im Durchmesser dem inneren Kryostatrohr entspricht. Da der Versuch in einem Bad mit LN₂ gemacht wurde, wurden zahlreiche Öffnungen in das Rohr gefräst, um dem verdampfenden LN₂ das Entweichen aus dem Rohr zu ermöglichen. Abb. 19 zeigt das für den Lorentzkräftetest vorbereitete Kabel vor der Durchführung der Tests auf dem Behälter für flüssigen Stickstoff.

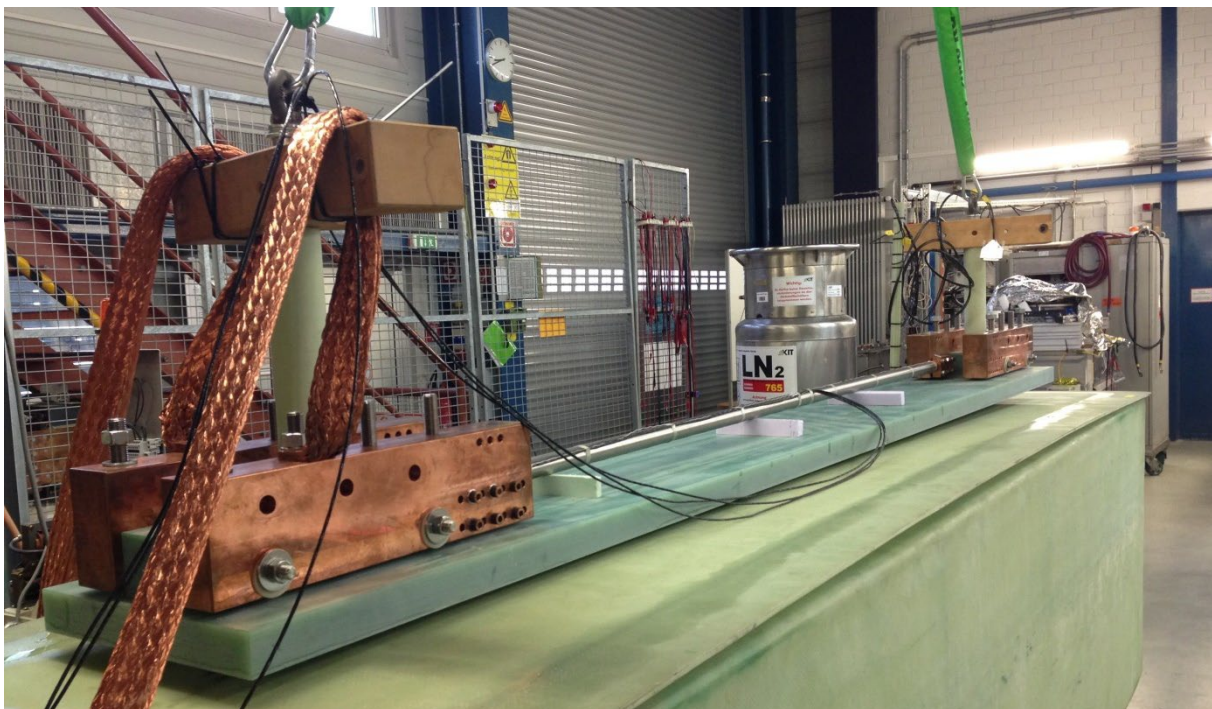


Abb. 19: Testkabel für Lorentzkräftetest auf dem Stickstoffbehälter.

Um ein zu starkes resistives Aufheizen der Cu-Bänder und externen Leitungen zu verhindern, wurde nur ein 100 ms andauernder AC-Strom mit einer Frequenz von 50 Hz (10 Halbwellen) angelegt. Der Peakstrom wurde in mehreren Tests immer weiter erhöht. Beim letzten Test betrug der maximale Peakstrom 19.5 kA was einem RMS-Wert von mehr als 13.3 kA entspricht (Abb. 20).

zeigt den Stromverlauf und die für einen Stapelabstand von 7 mm berechnete Lorentzkraft als Funktion der Zeit. Die Lorentzkräfte, die proportional zu I^2 sind, variieren dabei periodisch zwischen 0 und dem Maximalwert. Aufgrund der unterschiedlichen Stromrichtung in den beiden Bandstapeln sind die Lorentzkräfte abstoßend. Die maximale Kraft, die dabei auf die Bandstapel wirkte, betrug im unten gezeigten Test etwa 7000 N pro Meter Leiterlänge.

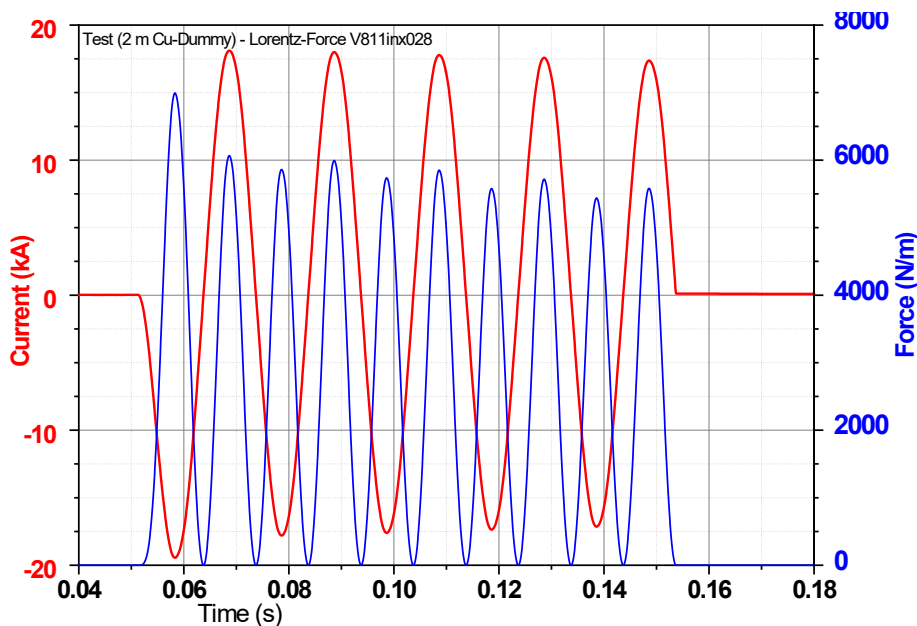


Abb. 20: Verlauf des Stromes während des Lorentzkräftetests und der für einen Stapelabstand von 7 mm berechneten Lorentzkraft als Funktion der Zeit.

Nach der Durchführung der Tests wurde das Kabel wieder aufgewärmt. An der Trägerstruktur wurden keine Defekte festgestellt und auch während den Messungen wurden keine Kurzschlüsse beobachtet.

Berechnung der maximal tolerierbaren Temperatur am HTS- Kabel

Zur Nutzung von Synergien bei der Kühlung der Supraleiter wird für den hybrid-elektrischen Antriebsstrang ein gemeinsames Kryosystem auf Basis von flüssigem bzw. überkritischem Wasserstoff angestrebt. Während die Temperatur der Supraleiterspulen des Generators aufgrund der höheren Magnetfelder nicht deutlich über 20 K liegen darf, sind für das HTS-Kabel auch deutlich höhere Temperaturen akzeptabel, ohne das Leistungsgewicht erheblich zu beeinflussen. Die blauen Punkte in Abb. 21 zeigen die mit den experimentellen Daten der Uni Wellington berechneten $I_c(T)$ -Werte für das TELOS-Kabel. Aus diesen Berechnungen folgt, dass der kritische Strom selbst bei einer Temperatur von 40 K noch hoch genug ist, um eine Leistung von 40 MW zu übertragen. Eine Übertragung der Leistung von 10 MW wäre nach diesen Berechnungen bis zu einer Temperatur von etwa 77 K möglich.

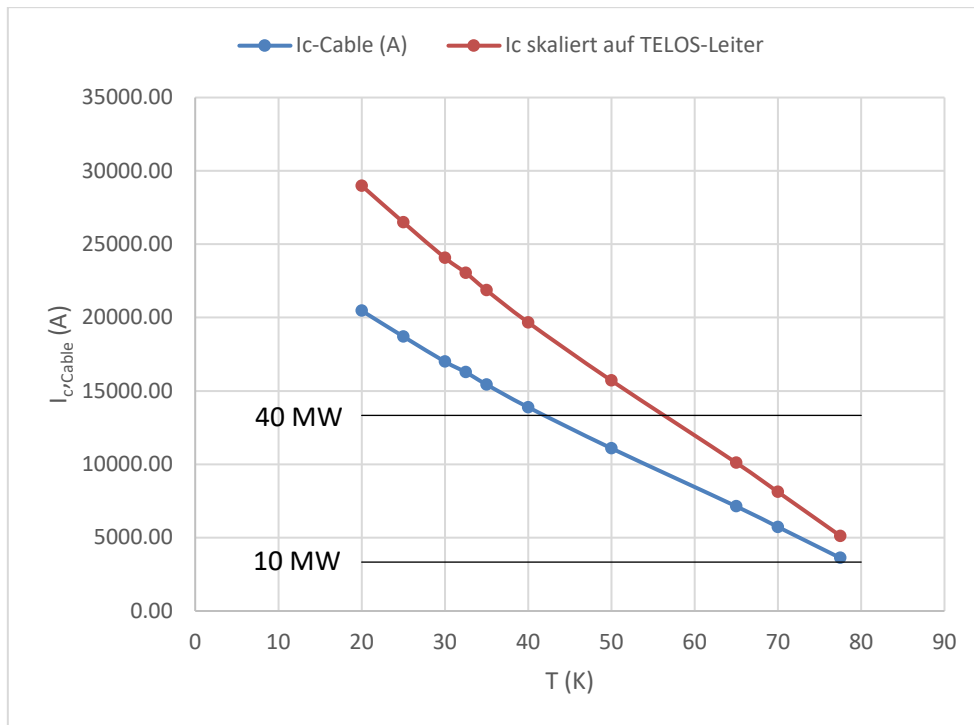


Abb. 21: Berechnete $I_c(T)$ -Werte für das TELOS-Kabel mit Daten eines THEVA-ProLine-Bandes der Universität Wellington (blau) und skalierte $I_c(T)$ -Werte (rot) für die im Projekt verwendeten Leiter der Firma THEVA, die bei 77 K im Eigenfeld eine um 40 % höhere Stromtragfähigkeit aufweisen als der von der Uni Wellington analysierte Leiter.

3.2 AP 2.3 – Task 2: Kühlverfahren

In Task 2 sollten zunächst verschiedene Kühlszenarien miteinander verglichen und eine Gesamtstrategie für das Antriebssystem entwickelt werden. Für das zu Projektbeginn angestrebte Leistungsniveau von 10 MW und den bei einer Spannung von 3 kV resultierenden Maximalstrom von 3333 A wäre für das Kabel eine Kühlung mit Stickstoff völlig ausreichend gewesen. Daher wurden zunächst ein Kryosystem für LN₂ betrachtet. Im Rahmen von Task 5 durchgeführte Gewichtsrechnungen legten jedoch nahe, dass ein separates Kühlsystem für das Kabel bei den geringen Strömen von nu 3.3 kA und vergleichsweise kurzen Kabellängen ein vergleichsweise hohes Gewicht mit an Bord des Flugzeugs bringen würde. Nicht zuletzt deswegen wurde vorgeschlagen, für hybrid-elektrische Antriebssysteme in Flugzeugen ein gemeinsames Kryosystem auf Basis von Wasserstoff zu verwenden, der nach Erwärmung durch die im Antriebsstrang entstehenden Verluste auch für den Antrieb genutzt werden könnte. Nach Bewilligung der Mittel für das TELOS-Upgrade wurden die Arbeiten in Richtung Wasserstoffkühlung weitergeführt. Der Kryodemonstrator wurde aus Zeit- und Kostengründen nicht für den Betrieb mit Wasserstoff ausgelegt. Vielmehr wurde auf eine Kühlung mit gasförmigem Helium gesetzt, mit deren Hilfe auch eine Variation der Temperatur zwischen 4.4 K und 80 K möglich ist. Dieser erste Schritt, der eine Vorbereitung für einen späteren Betrieb mit Wasserstoff darstellen sollte, ist letztendlich für die reale Anwendung nicht irrelevant, da der direkte Kontakt der stromführenden Komponenten mit Wasserstoff im Flugzeug ein hohes Sicherheitsrisiko darstellen könnte. Ein geschlossener Heliumkreislauf, der mithilfe von kryogenem Wasserstoff gekühlt wird, würde für eine höhere Sicherheit an Bord von Flugzeugen sorgen.

Zur Bestimmung von Kryostatverlusten, Temperaturprofilen und Massenströmen wurde ein Kryo-Technologiedemonstrator aufgebaut, dessen Länge in einer vergleichbaren

Größenordnung liegt, wie die Länge der Kabel später im Flugzeug. Dadurch sollten Druckverluste und Temperaturänderungen in einer relevanten Größenordnung entstehen, wie sie auch später im Flugzeug auftreten würden. Aus Kostengründen wurde der etwa 20 m lange Kryodemonstrator nicht mit Supraleitern, sondern lediglich mit einem Dummykabel und Heizern zur Simulation von Verlusten ausgestattet, so dass Tests unter verschiedenen Bedingungen möglich sind.

Im Folgenden werden die im Rahmen von Task 2 durchgeführten Arbeiten im Detail vorgestellt.

3.2.1 Kühlkonzepte

Für die Kühlung von supraleitenden Kabeln in hybrid-elektrischen Antriebssystemen für Flugzeuge kommen verschiedene Kühlkonzepte in Betracht, z.B. Konzepte mit flüssigen Kryogenen (LH₂, LNe, LN₂,...), kalten Gasen (He, H₂,...), Kryokühlern oder Kombinationen dieser Kühloptionen. Die erforderliche Betriebstemperatur eines supraleitenden Kabels wird stark von den Betriebsbedingungen und insbesondere von der Wahl des Materials für den supraleitenden Kern des Kabels beeinflusst. Kabel mit MgB₂ als supraleitendem Kern erfordern Betriebstemperaturen unter 30 K, die mit gasförmigem He, Kryokühlern, flüssigem Wasserstoff oder flüssigem Ne erreicht werden können. Bei Hochtemperatur-Supraleiterkabeln (HTS) können die Betriebstemperaturen bis zu etwa 77 K betragen, der Temperatur von flüssigem Stickstoff bei Umgebungsbedingungen. Der Wirkungsgrad von Kryokühlern ist bei diesen hohen Temperaturen wesentlich höher als bei den für die Kühlung von MgB₂-Kabeln erforderlichen Temperaturen.

Wenn das hybrid-elektrische Antriebssystem neben dem Kabelsystem noch weitere supraleitende Komponenten enthält, kann es sinnvoll sein, die Kühlsysteme aller supraleitenden Komponenten zu kombinieren, um ein Optimum hinsichtlich Gewicht und Effizienz zu erreichen.

In den folgenden Abschnitten werden verschiedene Kühloptionen diskutiert.

3.2.1.1 Kryokühler

Kryokühler können zur Kühlung geschlossener Kreisläufe mit flüssigen oder gasförmigen Kryogenen oder zur Leitungskühlung von kryogenen Komponenten verwendet werden. Bei der Leitungskühlung von Bauteilen sind flüssige oder gasförmige Kryogene nicht erforderlich und müssen auch nicht an Bord eines Flugzeugs mitgeführt und am Boden nachgefüllt werden. Selbst bei geschlossenen Kreisläufen mit flüssigen oder gasförmigen Kryogenen ist die Menge des an Bord des Flugzeugs mitzuführenden Kryogens sehr begrenzt und ein Nachfüllen ist nur in seltenen Abständen erforderlich.

Die Leistungszahl (COP - Coefficient of Performance), d. h. die bei der kryogenen Betriebstemperatur T_c abgeführte Wärmemenge Q_c geteilt durch die Arbeit W , die bei T_h aufgewendet werden muss, um die Wärme abzuführen, hängt stark vom thermodynamischen Kreislauf und den in der Kältemaschine verwendeten Geräten ab. Für den idealen Carnot-Kreislauf ist der COP_{ideal} gegeben durch [12]:

$$COP_{ideal} = \frac{Q_c}{W} = \frac{T_c}{T_h - T_c}$$

Der Kehrwert von COP_{ideal} , $1/COP_{ideal}$ beschreibt die Eingangsleistung, die bei T_h erforderlich ist, um 1 Watt Wärme bei der Betriebstemperatur T_c abzuführen.

Tabelle 7: Umgekehrter idealer und realer Leistungskoeffizient von Kryokühlern, die zwischen $T_h=303$ K und verschiedenen Kühltemperaturen T_c arbeiten. Die Zahlen stellen die ideale und reale Eingangsleistung bei 303 K dar, die für eine Kühlleistung von 1 Watt bei T_c benötigt werden [12].

Betriebstemperatur T_c (Annahme: $T_h = 303$ K)	77 K	50 K	40 K	30 K	20 K
$1/COP_{ideal}$, (W_{input} @ 303K pro W_{lifted} @ T_c)	2.94	5.06	6.58	9.1	14.15
$1/COP_{real}$ für >100 W heat loads (W_{input} @ 303 K pro W_{lifted} @ T_c)	~12-20	~25-35	~35-50	~50-75	~100-200

Wie aus Tabelle 7 hervorgeht, ist bei 303 K idealerweise eine Eingangsleistung von 2.94 W erforderlich, um 1 W Kühlleistung bei 77 K zu erhalten. Die erforderliche Eingangsleistung, um 1 W Kühlleistung bei 20 K zu erhalten, beträgt 15 W. In Anbetracht des weitaus geringeren tatsächlichen Wirkungsgrads des Kryokühlers ist für eine Kühlleistung von 1 W eine elektrische Leistung von 12-20 W bei 77 K erforderlich bzw. 10 - 200 W bei 20 K.

Die Kühlleistung der verschiedenen Kryokühlertypen und die Bereiche typischer HTS-Anwendungen sind in Abb. 22 dargestellt. Die maximale Kühlleistung nimmt mit abnehmender Temperatur sehr stark ab. Kühlleistungen im kW-Bereich bei Temperaturen um 70 K könnten von einstufigen Stirling- oder Brayton-Kühlern bereitgestellt werden.

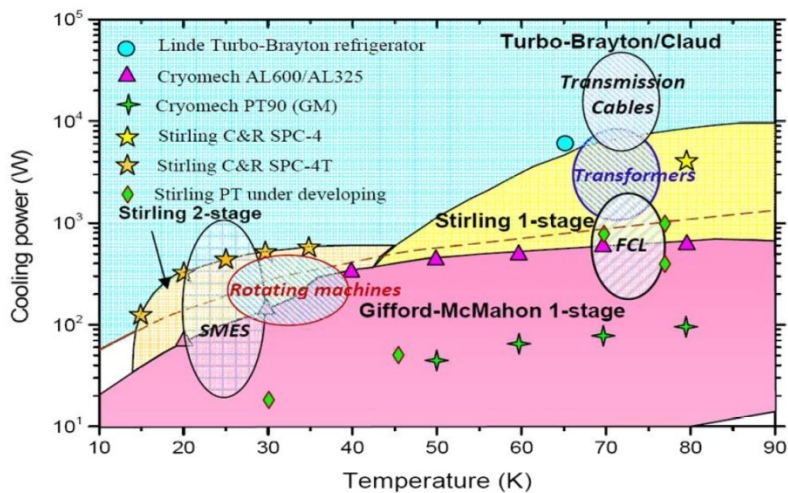


Abb. 22: Kühlleistung verschiedener Kryokühler als Funktion der Betriebstemperatur [12].

Für supraleitende Kabel mit leitungsgekühlten Stromzuführungen von 290 K bis zu einer Betriebstemperatur von 77 K liegen die Mindestverluste jeder Stromzuführung im Bereich von 40 W pro kA [13], d.h. dass die Stromzuführungsverluste bei 2-poligen Kabeln mit 4 Stromzuführungen in der Größenordnung von 160 W pro kA liegen.

Für ein hybrid-elektrisches Antriebssystem mit einer Generatorleistung im Bereich von 10 MW und einer Spannungsebene von ± 1.5 kV liegen die Auslegungsströme im Bereich von 3.3 kA und die Stromzuführungsverluste übersteigen 500 W. Die Verluste des supraleitenden Teils des Kabels, des Kryostats und der Komponenten des kryogenen Systems sind im Vergleich zu den Stromzuführungsverlusten gering, tragen aber dennoch zu diesem Wert bei.

Kühler dieser Leistungsklasse sind schwer, verbrauchen viel Kühlwasser und Strom und sind normalerweise nicht für Flugzeuganwendungen ausgelegt.

Abb. 23 zeigt als Beispiel einen Sterling-Kryokühler vom Typ SPC-1 und ein Diagramm mit der verfügbaren Kühlleistung in Abhängigkeit von der Temperatur. Das Gewicht dieses Kühlers beträgt beispielsweise 551 kg, und er benötigt 750 Liter Kühlwasser pro Stunde. Die elektrische Eingangsleistung liegt in der Größenordnung von 11 kW für eine Kühlleistung von 1 kW bei 70 K.

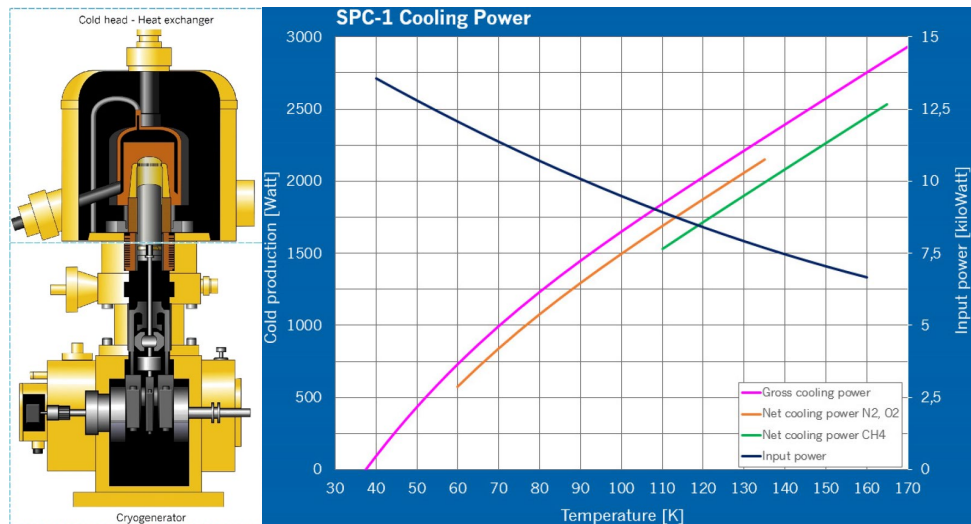
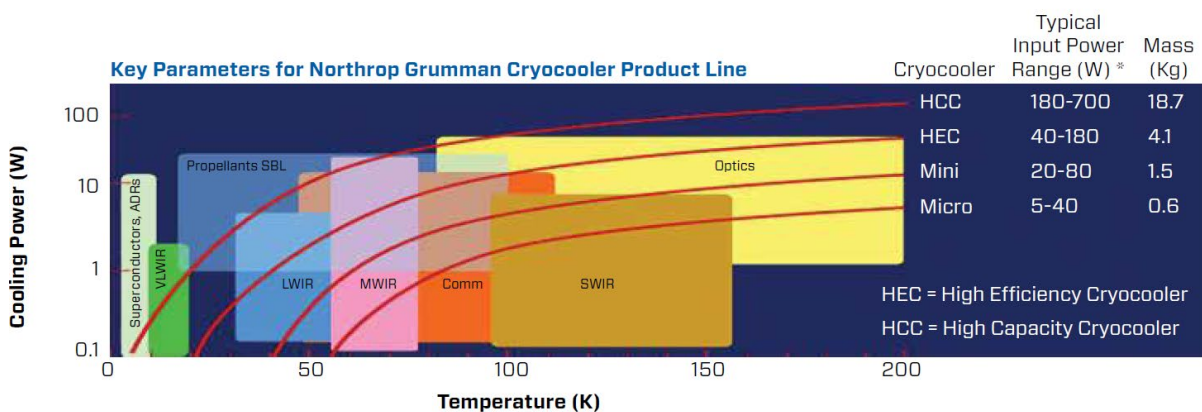


Abb. 23: Aufbau und Kühlleistung des SPC-1 Kühlers [14].

Heute werden leichte Kryokühler für die Luft- und Raumfahrt hauptsächlich für Satellitenanwendungen von Unternehmen wie Northrop Grumman oder Sunpower hergestellt. Die Kühlleistungen bei Temperaturen im Bereich von 77 K liegen jedoch nur im Bereich von einigen 10 Watt, bei 20 K sind sie sogar etwa eine Größenordnung geringer (Abb. 24). Die Kühlleistungen sind damit viel zu gering für die Kühlung von Hochstromkabeln, die Leistungen im MW-Bereich übertragen sollen.



* These values apply to deep space missions that have greater heat rejection on thermal radiators and colder ambient environments with deep space views.

Abb. 24: Kühlleistungen von Kryokühlern für die Luft- und Raumfahrt von Northrop Grumman [15].

3.2.1.2 Flüssige Kryogene

Aufgrund des hohen Gewichts und des hohen Energieverbrauchs leistungsfähiger Kryokühler könnten flüssige Kryogene eine Option für Flugzeuganwendungen mit begrenzten Flugzeiten von 2-3 Stunden sein. Ein Dewar mit einer ausreichenden Menge an flüssigem Kryogen könnte an Bord des Flugzeugs gelagert und am Boden nachgefüllt werden. Tabelle 8 zeigt die thermodynamischen Eigenschaften verschiedener Kryogene, aus denen sich die Masse oder das Volumen des für eine bestimmte Kühlleistung und -zeit erforderlichen Inventars berechnen lässt.

Für jede kWh Wärme, die aus einem System bei $T = 77\text{ K}$ abgeführt werden muss, wird eine Menge von 22.4 Liter LN_2 benötigt, was einer Masse von 18 kg entspricht. Für die Kühlung mit LH_2 bei $T = 20\text{ K}$ wird für jede kWh ein Flüssigkeitsvolumen von 116 Litern mit einer Masse von 8 kg benötigt. Während die Masse des flüssigen Wasserstoffs um mehr als den Faktor 2 geringer ist als die Masse des LN_2 , die zur Abfuhr der gleichen Wärmemenge erforderlich ist, wäre das Volumen des LH_2 -Bestands viel größer als das des LN_2 -Bestands, was zu einer größeren Masse der Dewars führt, die zur Lagerung des flüssigen Kryogens erforderlich sind. Eine niedrigere Betriebstemperatur würde auch eine bessere Wärmeisolierung der Dewars und des Kabelkryostats erfordern, was ebenfalls zu einer erhöhten Masse des LH_2 -Kühlsystems beitragen würde.

Tabelle 8: Eigenschaften verschiedener Kryogene.

<i>Coolants and property</i>	<i>He</i>	<i>H₂</i>	<i>Ne</i>	<i>N₂</i>
Normal boiling point at 1 bar (K)	4.22	20.27	27.09	77.36
Triple-point temperature (K)	-	13.8	24.54	63.15
Latent heat of vaporization (kJ/kg)	20.9	443	85.9	199.3
Latent heat of vaporization (Wh/kg)	5.8	123.1	23.9	55.4
Latent heat of vaporization (Wh/m ³)	725.7	8613.9	28776.5	44676.4
66 K: Latent heat of vaporization (Wh/kg)				59.7
66 K: Latent heat of vaporization (Wh/m ³)				48195.8
Density of saturated liquid at 1 bar (kg/m ³)	125	70	1206	807
Specific heat of liquid at 1 bar (kJ/kg/K)	5.47	9.48	1.94	2.04

(GHe@20K)

3.2.1.3 Kühlungskonzepte für hybrid-elektrische Antriebssysteme mit unterschiedlichen supraleitenden Komponenten

Die Kühlung eines HTS-Stromverteilungssystems mit LN_2 wäre in einem Flugzeug aufgrund des hohen Carnot-Wirkungsgrads möglich und effektiv. Eine niedrigere Betriebstemperatur wäre im Hinblick auf eine höhere Strombelastbarkeit des Supraleitermaterials jedoch vorteilhaft, allerdings würde der erhöhte Aufwand für die Kühlung mit einer höheren Systemmasse einhergehen, was für ein Flugzeug natürlich nicht wünschenswert ist.

Etwas komplizierter wird die Situation, wenn man ein Antriebsnetz mit mehreren supraleitenden oder anderen kryogenen Komponenten betrachtet. So sind die Anforderungen an supraleitende Motoren und Generatoren in Bezug auf die Temperatur in der Regel wesentlich höher als bei einem HTS-Kabelsystem. Aufgrund der erforderlichen hohen Stromdichte und des Magnetfelds in den Wicklungen rotierender Maschinen muss die Betriebstemperatur weit unter der Temperatur von LN_2 liegen. Solche Maschinen werden oft mit flüssigem Wasserstoff oder Ne oder mit gasförmigem Helium bei niedriger Temperatur gekühlt. Da auch diese Maschinen ein kryogenes System benötigen, erscheint es sinnvoll,

über kombinierte Kühlsysteme für alle supraleitenden Komponenten nachzudenken. Ein supraleitender Motor oder Generator könnte z. B. mit LH_2 auf einem Temperaturniveau von 20 K gekühlt werden, und das Abgas mit einer höheren Temperatur könnte immer noch ausreichend kalt sein, um ein HTS-Kabelsystem oder andere kryogene Komponenten zu kühlen. Am Ende könnte das warme Abgas sogar in der Gasturbine oder in einer Brennstoffzelle zur Stromerzeugung verbrannt werden.

Das optimale Design für ein kryogenes System für supraleitende Komponenten in einem hybrid-elektrischen Antriebssystem für Flugzeuge hängt also stark von den Anforderungen der einzelnen Komponenten ab und muss für jeden speziellen Fall optimiert werden.

In einem Preprint der Applied Superconductivity Conference in Denver im September 2016 stellten Berg *et al.* vier wesentliche Kryokühlungskonzepte für hybrid-elektrische Antriebssysteme vor [16]:

- a) ein dezentrales System, in dem jede Hauptkomponente durch einen eigenen Kryokühler gekühlt wird;
- b) ein zentralisiertes System, bei dem große Kryokühler einen Kreislauf mit vollständig gekühltem Kryogen versorgen;
- c) ein teilweise dezentralisiertes System, mit einem Kreislauf, in dem ein Kryogen zur Vorkühlung von lokalisierten Kryokühlern für Komponenten oder Teilsysteme zirkuliert;
- d) ein offener Kreislauf von verbrauchbarem Kryogen bei Betriebstemperatur (z. B. LH_2 oder LN_2), das die Komponenten direkt kühlt.

In ihrer Studie favorisieren die Autoren die Option c). Die Optionen a) und b) würden mit zu hohen Massen für moderne Kryokühler einhergehen, und Option d) wurde aufgrund der unbekanntenen Folgen für die Sicherheit nicht in ihre Studien einbezogen, da dieses System auf einen LH_2 -Kreislauf angewiesen wäre.

Als Vorkühlmittel für lokale Kryokühler für Komponenten oder Teilsysteme schlagen Berg *et al.* LH_2 oder LCH_4 vor, die eine hohe latente Verdampfungswärme haben. Diese Gase sind gute Kühlmittel und können als Brennstoff in den Haupttriebwerken oder in separaten Triebwerken verwendet werden.

Ein weiterer Punkt, der berücksichtigt werden muss, ist das Temperaturniveau zwischen den verschiedenen supraleitenden Komponenten. Wie oben bereits erwähnt, erzeugt ein einzelner optimierter leitungsgekühlter Stromleiter zwischen Temperaturniveaus von 300 K und 77 K Verluste von etwa 40 W/kA. Bei 2-poligen supraleitenden Kabeln mit 2 x 2 Stromzuführungen und Strömen im Bereich bis zu einigen kA sind diese Verluste der Hauptbeitrag zu den Gesamtverlusten, einschließlich des kryogenen Systems. Wenn das Gesamtsystem zwischen einem supraleitenden Generator und einem supraleitenden Motor bei kryogener Temperatur gehalten werden könnte, wären die Stromleitungsverluste minimiert oder sogar vernachlässigbar (je nach Qualität der Verbindungen). Um jedoch das gesamte System vom Generator über das Stromverteilungssystem bis zum Motor auf einem kryogenen Temperaturniveau zu halten, ist eine kryogene Leistungselektronik erforderlich. Heute gibt es ein wachsendes Interesse an der Entwicklung kryogener Elektronik oder an der Suche nach Standardkomponenten, die auch bei kryogenen Temperaturen funktionieren. Leider ist noch nicht absehbar, in welchem Zeitrahmen kryogene Leistungselektronik verfügbar sein wird.

3.2.2 Kabelkryostate

Kabelkryostate für LN_2 gekühlte Kabel bestehen üblicherweise aus zwei hermetisch abgedichteten konzentrischen Hüllrohren, zwischen denen ein Isoliervakuum zur Vermeidung von Wärmeleitung herrscht. Der Wärmeeintrag ist gering für Gasdrücke $< 10^{-3}$ mbar. Um diese niedrigen Gasdrücke während der Lebensdauer des Kabels aufrecht zu erhalten, werden

üblicherweise Gettermaterialien eingesetzt. Wenn nötig, kann das Kabel über Pumpports evakuiert werden. Im Betrieb befindet sich das innere Hüllrohr auf kryogenem Temperaturniveau, während sich das äußere Hüllrohr auf Raumtemperaturniveau befindet. Zur Vermeidung eines Wärmeeintrags durch Strahlungswärme, werden zwischen kaltem und warmem Hüllrohr üblicherweise ca. 30 - 40 Lagen Superisolationsfolie (Al-beschichtete Mylarfolie mit Spacer) angebracht. Zur Zentrierung der Rohre ineinander dienen Spacer aus PTFE oder GFK.

Für LH₂ gekühlte Kabel werden üblicherweise Kryostate mit 4 konzentrischen Röhren verwendet, die 2 Vakuumbereiche und 2 Kanäle für kryogene Flüssigkeiten beinhalten, so dass z.B. LN₂ als thermisches Schild und LH₂ zur Kühlung des supraleitenden Kabels verwendet werden kann.

Abb. 25 zeigt als Beispiel 2- und 4-wandige flexible Cryoflex®- Kabelkryostate von NEXANS [6,7,8]. Eine Beschreibung der technischen Parameter ist Tabelle 9 und Tabelle 10 zu entnehmen:

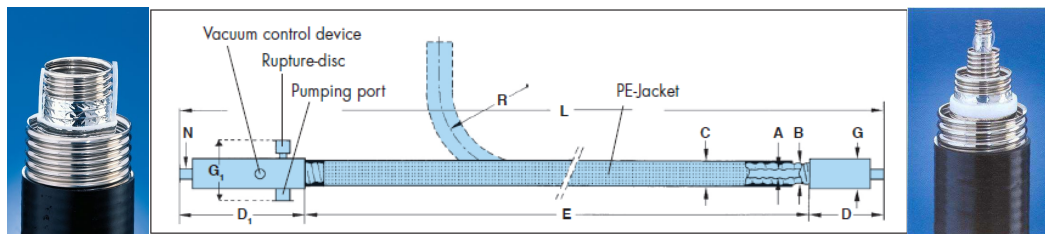


Abb. 25: 2-wandige (links) und 4-wandige (rechts) Cryoflex®- Kabelkryostate von NEXANS mit Maßzeichnung

Tabelle 9: Dimensionen, Massen und Verluste für 2-wandige NEXANS Cryoflex®-Kabelkryostate

Description		Dimensions (mm)				
I.D. of inner corrugated tube	A	14	21	30	39	60
O.D. of outer corrugated tube	B	34	44	58	66	110
O.D. of PE-jacket	C	38	48	62	70	115
Length of rigid tube end	D	175	190	205	210	250
	D1	335	340	355	360	470
Length of bendable tube	E	to be specified by customer				
O.D of rigid tube end	G	54	54	76	76	128
	G1	170	170	190	190	240
Overall length	L	almost unlimited				
Desired connection	N	Standard couplings or to Customers Specifications				
Min. bending radius						
Several bends	R	600	700	900	1100	2000
One bend	R	300	350	450	550	1000
Heat inleak watt/meter		0.4	0.6	0.8	1	1.2
Weight/meter (kg)		0.5	0.8	1.3	1.7	4

Tabelle 10: Dimensionen, Massen und Verluste für 4-wandige NEXANS Cryoflex®-Kabelkryostate

<i>Description</i>	<i>Dimensions (mm)</i>		
Int. Diameter inner tube	21	39	75
Ext diameter 2nd tube	44	66	125
Int. Diameter 3rd tube	60	90	147
Ext diameter 4th tube	110	147	220
Min. bending radius Several bends	2000	2500	3000
Heat inleak at T_{op} /shield (W/m)	0.07 / 1.2	0.12 / 1.5	0.3 / 2
Weight/meter (kg)	5	7.5	10

3.2.3 Kühlkonzept für das TELOS-Testkabel

Gemäß Festlegung der Kühloption im Dezember 2016 war geplant, das HTS-Kabelsystem im Rahmen von TELOS mit LN₂ zu kühlen. HTS-Kabel in Energienetzen arbeiten üblicherweise im in Abb. 26 gezeigten Temperatur- und Druckbereich. Für den Betrieb im Flugzeug herrschen allerdings andere Randbedingungen wie beim Betrieb von langen Leistungskabeln im Energienetz.

Zum einen erfordert die Anwendung im Flugzeug keinen kontinuierlichen Betrieb über Jahre hinweg [17]. Darüber hinaus sind die Kabellängen im Flugzeug auf einige 10 m begrenzt, während die Längen in Energienetzen über einige Kilometer gehen können. Dadurch ist nicht nur der Druckverlust entlang des Kabels im Flugzeug erheblich geringer, sondern auch der Temperaturanstieg.

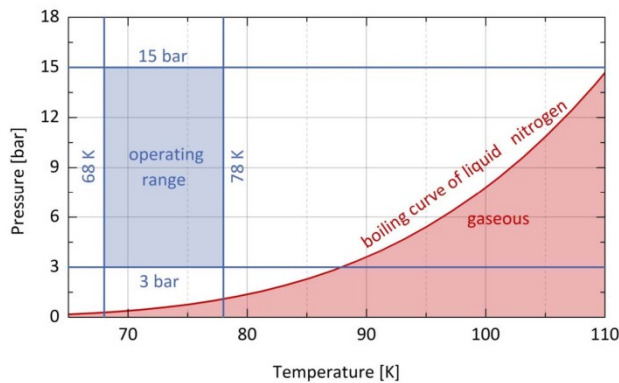


Abb. 26: Temperatur- und Druckbereich zur Kühlung von HTS-Leistungskabeln in Energienetzen.

3.2.3.1 LN₂-Kühlung

Zunächst wurde die Grobplanung für eine Kryostat-Testeinrichtung auf Basis von unterkühltem LN₂ durchgeführt (Abb. 27). Details finden sich im TELOS-KIT-Report „Report on hydraulic and thermal analysis of cryogenic cooling system for HTS busbar“ [18].

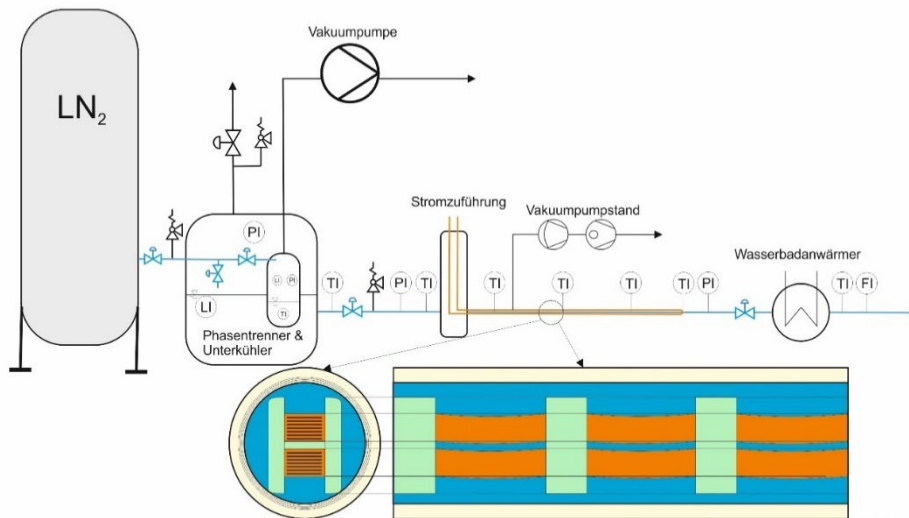


Abb. 27: Schematische Darstellung eines kryogenen Kühlsystems auf Basis von LN₂

3.2.3.2 Kryosystem auf Basis von He-Gas für variable Temperaturen

Im Rahmen des TELOS-Upgrades wurde beschlossen, das Kühlsystem für das HTS-Kabel aufgrund der Erhöhung der Zielleistung des hybrid-elektrischen Antriebssystems von 10 MW auf 40 MW für eine Kühlung mit LH₂ bei einer Temperatur von 20 K auszulegen. Da der Aufbau eines Kryosystems auf Basis von LH₂ aufgrund der hohen Sicherheitsanforderungen sowohl den zeitlichen als auch den finanziellen Rahmen von TELOS weit überschritten hätte, wurde beschlossen, in einem ersten Schritt ein Kühlsystem auf Basis von He-Gas (GHe) aufzubauen. Ein solches System würde nicht nur den Betrieb bei 20 K erlauben, sondern auch bei variablen Temperaturen zwischen den beiden diskutierten Temperaturniveaus von 20 K und 77 K. Das auf den Betrieb mit GHe auszulegende Kühlsystem sollte dabei schon so ausgelegt werden, dass eine Umstellung auf LH₂-Kühlung in einem nächsten Schritt mit möglichst geringem Aufwand realisiert werden könnte.

Abb. 28 zeigt schematisch den prinzipiellen Aufbau des auf GHe basierenden Kryosystems. Für den Aufbau konnten vorhandene Anlagen des KIT-ITEP genutzt werden, z.B. die 2 kW-Anlage, die überkritisches He in einem Temperaturbereich von $4.4 \text{ K} < T_{\text{He}} < 80 \text{ K}$ zur Verfügung stellen kann. Druck und Temperatur können so über die ursprünglich für den Test von Stromzuführungen für Fusionsmagnete konzipierte CuLTka-Anlage in einem weiten Bereich angepasst werden. Im Kabelkryostat musste anders als bei LN₂-Kühlung ein Wärmeschutzschild zur Abschirmung von Wärmestrahlung integriert werden. Weitere Details finden sich in [18].

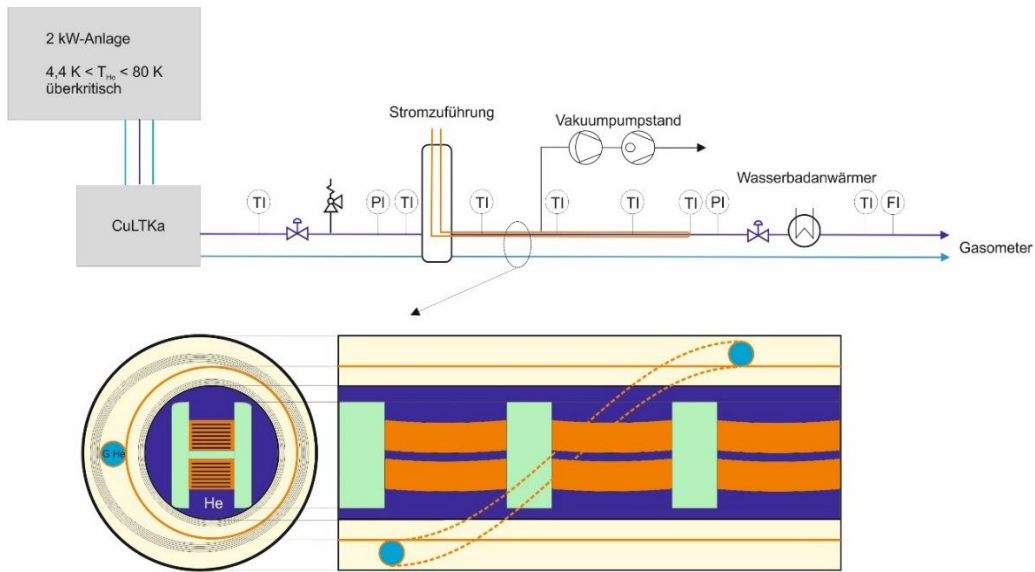
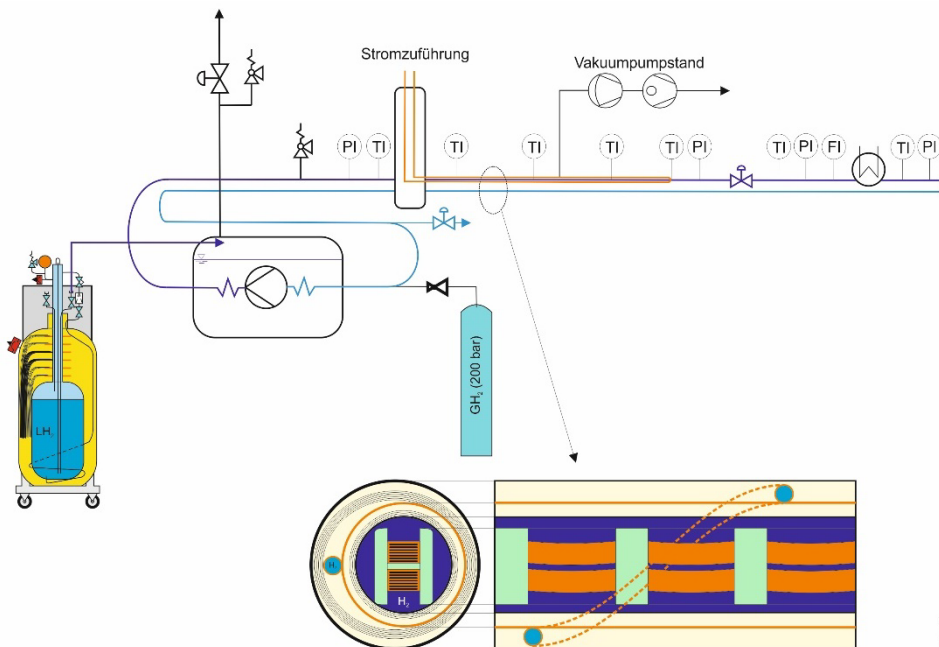


Abb. 28: Schematische Darstellung des kryogenen Kühlsystems auf Basis von GHe.

3.2.3.3 Kühlung mit LH₂ (T ≈ 20 K)

Abb. 29 zeigt die schematische Darstellung eines auf LH₂-basierenden Kryosystems. Während Kryosysteme auf Basis von LN₂ oder GHe prinzipiell als offene Systeme ausgeführt werden können, ist dies für Kryosysteme mit LH₂-Kühlung aus Sicherheitsgründen nicht möglich. Im Flugzeug kann das warme H₂-Gas als Treibstoff zur Verbrennung in der Gasturbine verwendet werden, während im Labor eine Rückführung mit anschließender Verflüssigung realisiert werden könnte.



Zeichnungen unvollständig - nur Prinzipdarstellung

Abb. 29: Schematische Darstellung eines Kryosystems auf Basis von LH₂.

3.2.3.4 Berechnungen zu Temperaturanstiegen und Druckverlusten im Kabelkryostat

Für das Design des Kabelkryostaten ist es wichtig, den Temperaturanstieg entlang des Kabels sowie die auftretenden Druckverluste zu kennen. Für den Temperaturanstieg entlang des Kabels sind AC-Verluste, Kryostatverluste und ohmsche Verluste, z.B. durch Kontaktwiderstände ausschlaggebend. An den Kabelenden, wo ein Übergang auf ein höheres Temperaturniveau stattfindet, kommen die Stromzuführungsverluste durch Wärmeleitung und ohmsche Verluste durch den Stromfluss über resistive Materialien hinzu. Der Druckverlust entlang des Kabels wird im Wesentlichen durch die Geometrie des Kryostats und die Rauheit der verwendeten Materialien beeinflusst. Dabei spielt z.B. der Durchmesser des Rohres, in dem sich das Kühlmedium befindet, eine Rolle, aber auch die Oberflächenbeschaffenheit (z.B. Wellrohr oder glattes Rohr). Auch die Geometrie des eigentlichen HTS-Kabels und seiner Stützstruktur beeinflusst das Strömungsverhalten im Kryostat.

Zur Berechnung von Temperatur- und Druckverläufen bei LN₂- und GHe-Kühlung wurde eine Routine entwickelt, die im Detail in [18] beschrieben ist. Mithilfe dieser Routine wurden verschiedene Berechnungen für LN₂ und GHe-Kühlung durchgeführt, deren Ergebnisse dort diskutiert werden.

Im vorliegenden Bericht werden lediglich einige beispielhafte Ergebnisse für LN₂-Kühlung vorgestellt. Temperaturgradienten wurden mit folgender Gleichung berechnet, die sich aus der Darstellung in Abb. 30 herleiten lässt:

$$\frac{dT_m}{dx} = \frac{\dot{q}}{\dot{m}c_p} \tag{1}$$

Dabei ist T_m die Temperatur des Mediums, \dot{q} der Wärmeeintrag pro Einheitslänge, \dot{m} der Massenstrom und c_p die spezifische Wärme.

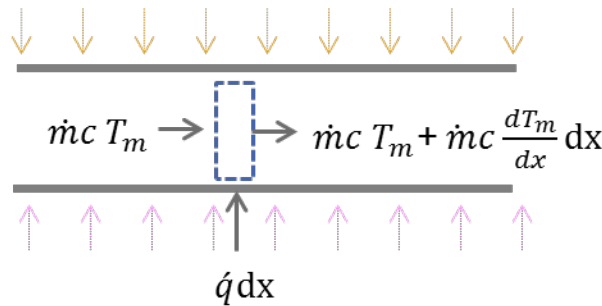


Abb. 30: Energiegleichgewicht des Kontrollvolumens im Kryostatrohr

Druckverluste wurden nach Formel (2) berechnet, deren Herleitung in [18] genauer beschrieben ist:

$$\Delta p = -f\rho u_m^2 \frac{L}{2 D_h} \tag{2}$$

Dabei ist f der Reibungsfaktor, ρ die Dichte der Flüssigkeit, u_m die mittlere Strömungsgeschwindigkeit, L die Kryostatlänge und D_h der hydraulische Durchmesser.

Abb. 31 zeigt den für LN₂-Kühlung berechneten Temperaturanstieg als Funktion der Kabellänge bei einem Massenstrom von 0.4 kg/s und unterschiedlichen Wärmelasten. Der Temperaturanstieg ist wie zu erwarten stark abhängig von der Kabellänge, aber selbst für ein 60 m langes Kabel und eine Wärmelast von 9 W/m beträgt der Temperaturanstieg lediglich

0.7 K. Bei einer erlaubten Temperaturerhöhung im Bereich von 4 K könnte das Kryosystem daher für geringere Massenströme optimiert werden, was die Kosten für Zirkulationspumpen erheblich senken würde. Würde man den hohen Massenstrom von 0.4 kg/s beibehalten, würde die geringe Temperaturerhöhung von etwa 0.7 K bei einer Wärmelast von 9 W/m eine Reduktion der Kühlleistung für die Rückkühlung des erwärmten Stickstoffs erlauben. Bei kurzer Flugzeit und ausreichendem LN₂-Vorrat an Bord des Flugzeugs könnte sogar auf eine Rückkühlung des erwärmten Gases verzichtet werden.

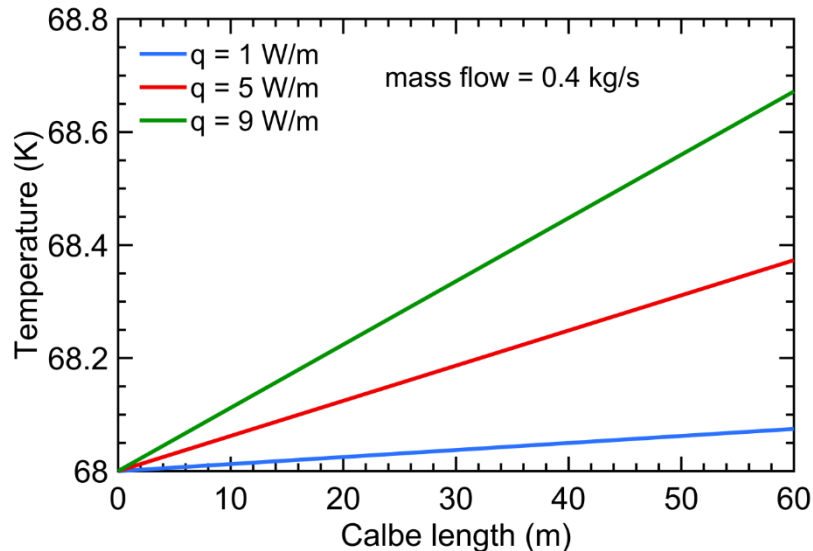


Abb. 31: Berechneter Temperaturanstieg als Funktion der Kabellänge bei unterschiedlichen Wärmelasten.

Abb. 32 zeigt die für einen Querschnitt des HTS-Kabels (inkl. Stützstruktur) von 14 mm x 10 mm berechneten Druckverlust als Funktion des Durchmessers des Kryostatrohrs bei unterschiedlichen Massenströmen. Der Druckverlust ist erheblich reduziert, wenn der Massenstrom sinkt. Auch eine Erhöhung des Rohrdurchmessers führt zu einer erheblichen Reduktion des Druckverlustes. Für das finale Kabeldesign sind jedoch nicht nur die hydraulischen Strömungsbedingungen entscheidend, sondern auch die Biegefähigkeit und die Performance des stromführenden HTS-Kerns.

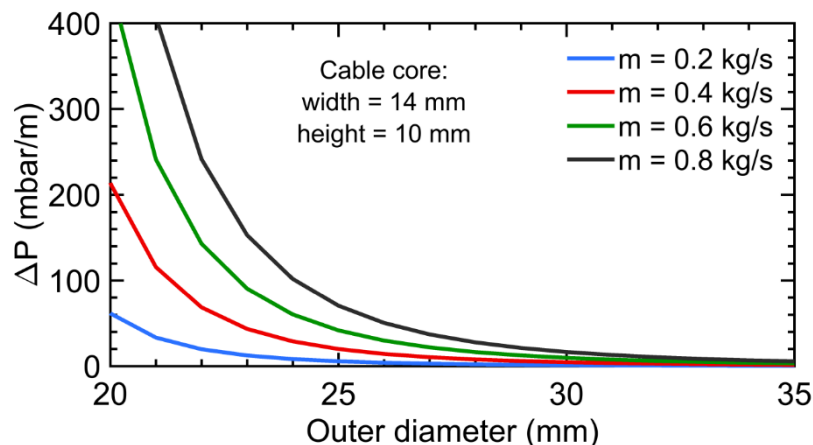


Abb. 32: Berechneter Druckverlust als Funktion des inneren Kryostatdurchmessers bei unterschiedlichen Massenströmen.

3.2.3.5 TELOS-Kryodemonstrator auf Basis von He-Gas für variable Temperaturen

Aufgrund der im Rahmen des TELOS-Upgrades beschlossenen Erhöhung der Zielleistung des hybrid-elektrischen Antriebssystems von 10 MW auf 40 MW wurde beschlossen, in einem ersten Schritt ein Kühlsystem auf Basis von He-Gas (GHe) aufzubauen. Ein solches System erlaubt nicht nur den Betrieb bei 20 K, sondern auch bei variablen Temperaturen zwischen 4.4 K und 80 K. Die Verwendung von GHe als direktes Kühlmedium im Kabel ist auch im Flugzeug denkbar, wenn auf einen direkten Kontakt zwischen den stromtragenden Komponenten und Wasserstoff verzichtet werden soll. Der geschlossenen GHe-Kühlkreislaufs könnte durch LH₂ gekühlt werden, so dass der Vorteil der dualen Verwendung von Wasserstoff als Kühlmedium und als Treibstoff gegeben wäre.

In einem ersten Schritt für die Planung des Kryodemonstrators wurden die Maße für den Kabelkryostaten festgelegt. Insbesondere das Innenmaß des inneren Kryostatrohres ist für die Auslegung der Stützstruktur der Supraleiter und die Supraleiteranordnung von großer Bedeutung. Das innere Kryostatrohr beinhaltet nämlich nicht nur die beiden Pole des HTS-Kabels mitsamt Stützstruktur, sondern dient auch als Kanal für das überkritische Helium, das als Kühlmedium verwendet wird. Für das Innere Kryostatrohr wurde ein Innenmaß von 25 mm festgelegt. Um das innere Kryostatrohr herum befindet sich ein mit Kühlkanälen versehenes Cu-Rohr, das als thermisches Schild dient. Die Kühlkanäle dienen als Rückleitung für das im Inneren Kryostatrohr zur Kühlung des Supraleiters verwendete Helium (Abb. 33). Das zurückgeführte Helium wird je nach Strömungsbedingungen, Kryostatlänge und Verlusten eine Temperatur haben, die wenige Kelvin oberhalb der Temperatur des Heliums im inneren Kryostatrohr liegt, so dass eine effektive Abschirmung der von außen einfallenden Wärmestrahlung erfolgt. Zwischen dem thermischen Schild und dem äußeren Kryostatrohr werden 2 x 12 Lagen Superisolation für weitere Strahlungsschirmung sorgen. Der Bereich zwischen innerem und äußerem Kryostatrohr muss zur Vermeidung von Wärmeleitung oder Konvektion natürlich evakuiert sein.

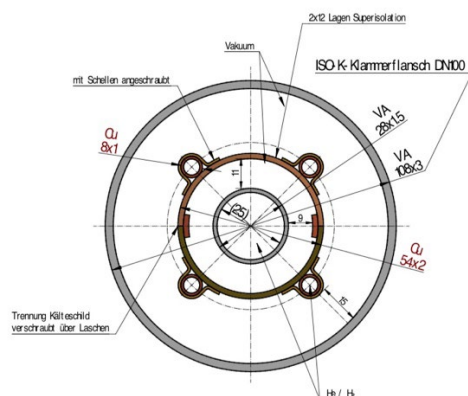


Abb. 33: Aufbau und Maße des Kabelkryostaten.

Für den Aufbau des Kryodemonstrators wurden zunächst CAD-Zeichnungen erstellt und die nötigen Komponenten ermittelt. In Abb. 34 -



Abb.

38 ist der Aufbau des in verschiedenen Ansichten zu sehen. Der etwa 20 m lange, U-förmige Kryostat wird von einer Trägerstruktur gestützt. Die 90°-Winkel werden als starrere 90°-Kontakte realisiert. Neben dem Kryostat ist die Ventilbox ein zentrales Element, das neben Kryovalven auch Vakuumdurchführungen und diverse Sensoren enthält. Zur Bereitstellung des überkritischen Heliums wurde die am KIT-ITEP vorhandene CuLTka-Anlage modifiziert.

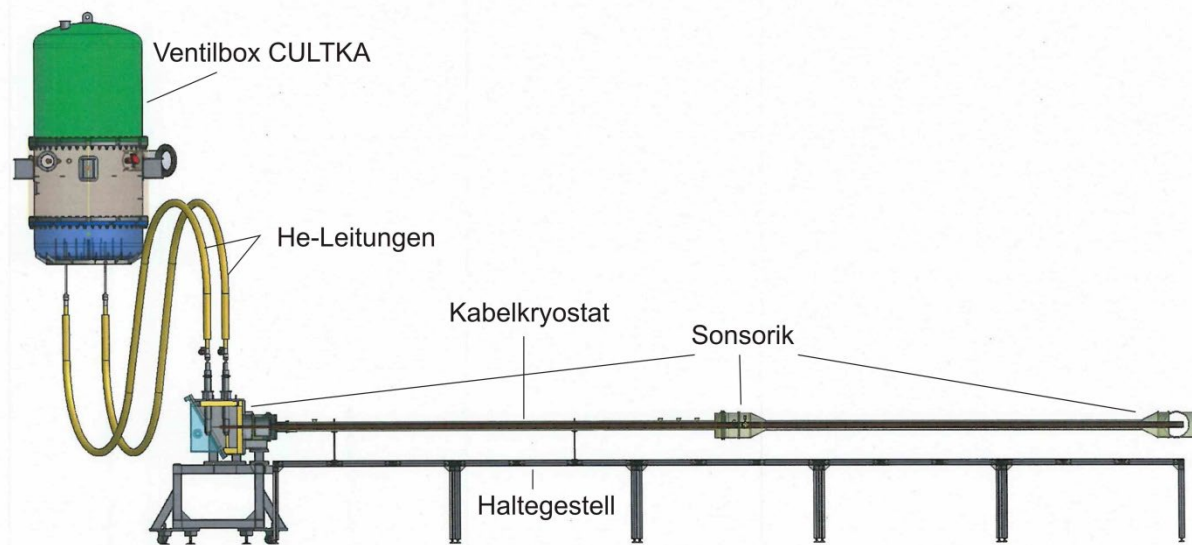


Abb. 34: Seitenansicht des Kryodemonstrators gemäß Planung

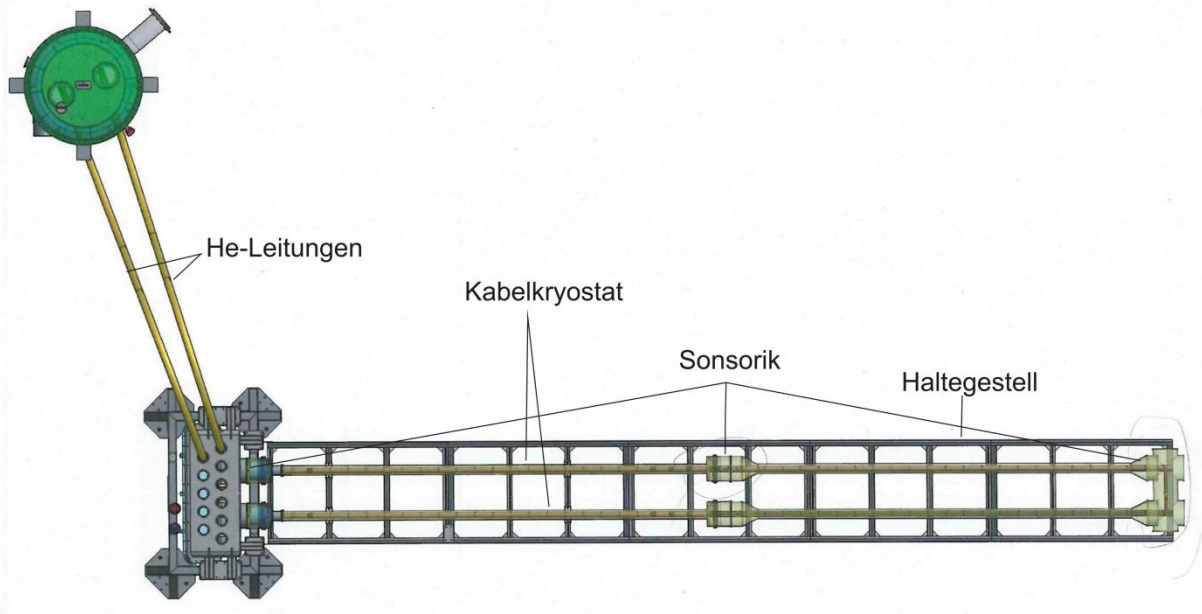


Abb. 35: Kryodemonstrator gemäß Planung von oben

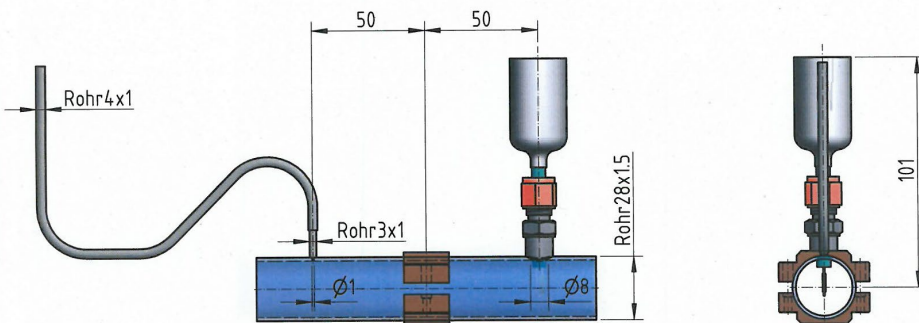


Abb. 36: Sensorinstallation zur Messung von Temperaturen und Drücken

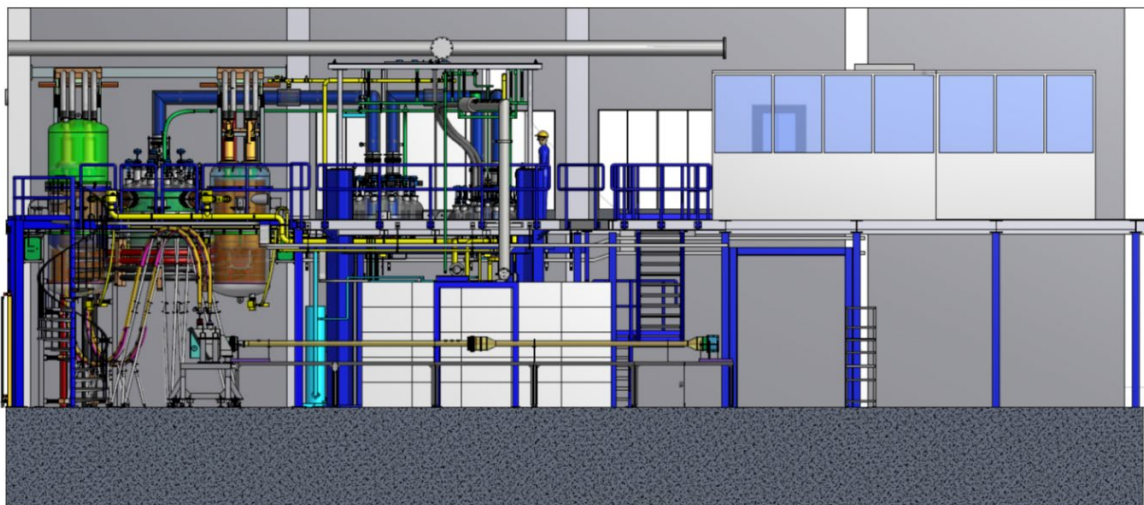


Abb. 37: Seitenansicht des KRYO-Demonstrators in der CuLTka-Anlage



Abb.

38: Kryo-Demonstrator in der Umsetzung mit Ventilbox, Kabelkryostat, Haltegestell und flexiblen He-Leitungen zur Ventilbox von CuLTKa (flexible Leitungen hier nicht montiert und sichtbar)

Nachdem ein erstes Grobdesign des Kabelkryostaten erstellt worden war, wurde die Stützstruktur für das supraleitende Kabel auf den Durchmesser des Innenrohres angepasst und ein Probestück für eine Druckverlustmessung hergestellt. Dabei wurde ein 2400 mm langes Stück der Trägerstruktur in ein Kabelrohr geschoben und an den Enden verschlossen. Der Druckverlust des Demonstrators wurde in einem Versuchsaufbau mit Helium bei Raumtemperatur bei unterschiedlichen Massenströmen bestimmt (Abb. 39). Mithilfe dieser ersten Messung konnte abgeschätzt werden, wie sich der Kryodemonstrator bei 20 K verhält und ob der Demonstrator prinzipiell funktionstüchtig ist.

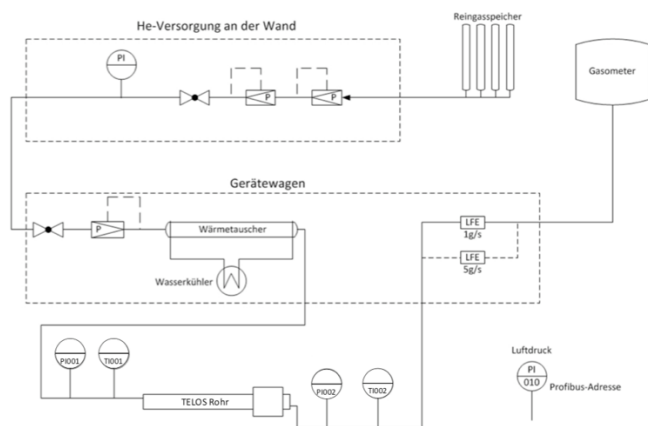
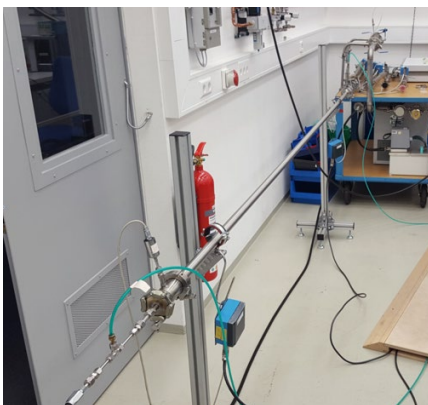


Abb. 39: Versuchsaufbau der Druckverlustmessung eines Probekabels, das mit einem 2.4 m langen Stück der Trägerstruktur bestückt wurde.

Abb. 40 zeigt die Ergebnisse dieser Druckverlustmessungen, die auch in eine Rohrreibungszahl als Funktion der Reynoldszahl ausgewertet wurden. Diese dimensionslose Betrachtung ist wichtig für eine Skalierung des Aufbaus.

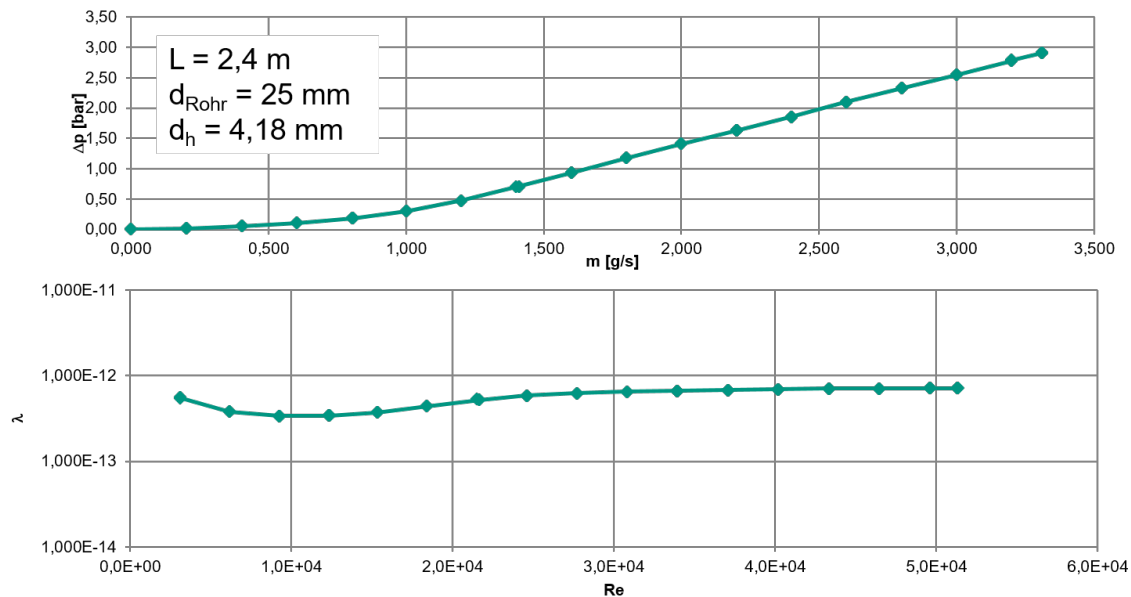


Abb. 40: Druckverlustmessungen (Δp vs. Massenstrom) und daraus ermittelte Rohrreibungszahl als Funktion der Reynoldszahl.

Der Druckverlust des kurzen Kabeldemonstrators beträgt bei einem Heliummassenstrom von 3 g/s ca. 2,5 bar. Da die Stützstruktur für den Supraleiter bei Strombetrieb den hohen Abstoßungskräften standhalten muss, ist er sehr massiv gebaut und hat einen geringen hydraulischen Durchmesser von ca. 4 mm. Der gesamte, im Rahmen von TELOS aufzubauende Kryo-Technologiedemonstrator wird eine Länge von ca. 20-24 m haben. Rechnet man den Druckverlust auf die gesamte Länge des Kryodemonstrators hoch, so ergibt sich ein Druckverlust in der Größenordnung von 20 bar. Das bedeutet, dass die Abkühlzeit entsprechend lange ist, da bei Raumtemperatur sehr wenig Helium durch den Kryodemonstrator gepumpt werden kann. Für den Demonstrator test wird das kein Problem darstellen, jedoch sollten die Abmessungen der Stützstruktur und des inneren Kryostatrohrs im Hinblick auf eine spätere Anwendung in weiteren Schritten optimiert werden.

Die Aufbauarbeiten am Kryodemonstrator konnten hinsichtlich der wesentlichen He-führenden Komponenten weitestgehend abgeschlossen werden. Weitere Komponenten, wie die Kryoventile wurden spezifiziert und beschafft. Wesentlich sind hier auch die Kabelkryostaterweiterungen für supraleitende Verbindungen und Sensoren. Die TVO-Temperatursensoren wurden vergossen und kalibriert

Für den KRYO-Demonstrator wurden die inneren Kryostatrohre mit der 3D-gedruckten Trägerstruktur aus glaskugelgefülltem Polyamid und mit Dummy-Band bestückt. Da es beim Einziehen der Trägerstruktur in die ca. 4,60 m langen Rohre zunächst Probleme wegen der engen Toleranzen zwischen Struktur und Rohr gab, wurde die Trägerstruktur noch einmal leicht modifiziert, insbesondere wurde der Außendurchmesser etwas verkleinert. Die in Abb. 41 gezeigte neue Version „J“ ließ sich dann sehr leicht in die Rohre einziehen.

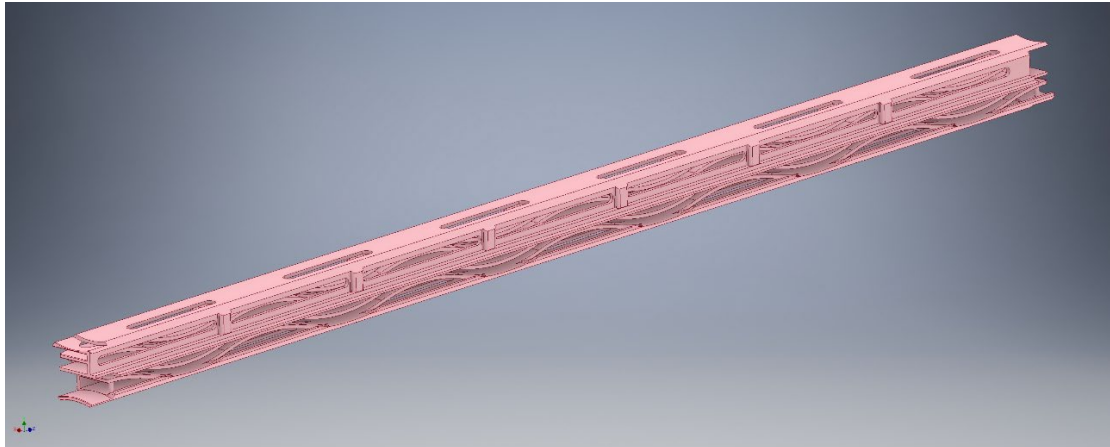


Abb. 41: Trägerstruktur für Supraleiterstapel (Version „J“).

Die Dummybänder für die Bestückung des KRYO-Demonstrators wurden so ausgewählt, dass sie der eigentlichen Materialzusammensetzung aus Supraleiterbändern mit Stahlsubstrat und Cu-Ummantelung möglichst nahekommen.

Die Stapel bestehen aus 10 Stahlbändern (SS) und 7 Cu-Bändern (Cu), die jeweils eine Dicke von 100 µm haben. Im realen Supraleiterstapel (Gesamtdicke ca. 160-180 µm) beträgt die Dicke des Stahlsubstrates etwa 10x 100 µm, der Rest der Supraleiterbänder besteht größtenteils aus Cu. Die Gesamtdicke der Puffer-, REBCO- und Ag-Schichten liegt im Bereich von wenigen µm. Die Stapelfolge der Stahl- und Cu-Bänder ist SS|SS|Cu|SS|Cu|SS|Cu|SS|SS|Cu|SS|Cu|SS|Cu|SS|Cu|SS. Ursprünglich war geplant, die beiden mittleren SS-Bänder als Heizbänder zu verwenden um AC-Verluste und Kryostatverluste zu simulieren. Hierfür wurde in einem ersten Schritt eines der ca. 4.6 m langen Rohre mit einem Stapel bestückt, dessen zwei innere SS-Bänder durch Kaptonfolie gegen den Rest des Stapels isoliert wurden. Auf diese Weise sollte ein nicht zu geringer Widerstand erreicht werden, so dass die Ströme für die benötigte Heizleistung nicht zu hoch werden. Bei anschließenden Hochspannungstests zeigte sich jedoch, dass durch das Kaptonband Tripelpunkte entstehen, die die Spannungsfestigkeit der Stapelanordnung im Kryostatrohr deutlich herabsetzen.

Da die größten Verluste in einem supraleitenden DC-Kabel ohnehin an den resistiven Kontakten auftreten, wurde beschlossen, dass die Heizer nur an den Kupplungsstellen eingesetzt werden und die Dummybänder in den beiden Bandstapeln nur als niederohmige Zuleitungen für die Heizer verwendet werden. Dies erlaubt den kompletten Verzicht auf die Kaptonbänder. Der Heizer selbst wird weiter unten konkret beschrieben.

Im Folgenden wurden dann die 4 etwa 4.6 m langen und ein etwa 0.5 m kurzes Kryostatrohr für den KRYO-Demonstrator mit den Dummybändern, aber ohne Kaptonbänder bestückt (Abb. 42). Alle bestückten Rohre wurden Hochspannungstests unterzogen und zeigten bei Raumtemperatur an Luft eine Spannungsfestigkeit von 3 kV für die gemessenen Dauern von bis zu 5 Minuten. Bei Spannungen oberhalb von 4 kV traten zum Teil Überschläge auf. Es wird jedoch erwartet, dass die Spannungsfestigkeit bei tiefen Temperaturen mit Kühlmedium aufgrund der besseren dielektrischen Eigenschaften besser ist als bei Raumtemperatur an Luft.

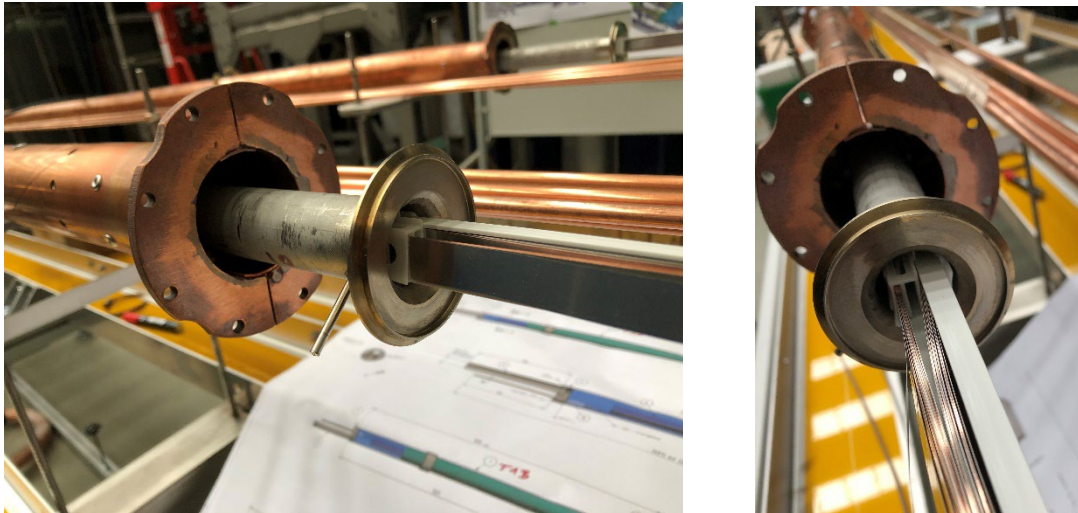


Abb. 42: Mit Dummy-Bändern bestücktes inneres Kryostatrohr und thermisches Schild für den KRYO-Demonstrator

Um den Einfluss des Wärmeeintrags durch ohmsche Verluste an den Kontakten nachzubilden, wurde für den KRYO-Demonstrator ein Hezelement entwickelt, das möglichst genau die Geometrie und Dimension der gelöteten Kontakte zwischen den Supraleiterstapeln des 2-poligen Kabels nachbildet. Der vertikale Abstand zwischen den Leiterstapel beträgt 6 mm und wird im eigentlichen HTS-Kabel (SUPRA-Demonstrator) durch einen 3D-gedruckten Abstandshalter aus Polyamid realisiert. Für den Nachbau (KRYO-Demonstrator) wird eine GFK-Platte mit der Dimension 36 mm x 36 mm x 6 mm als Isolator und Distanzhalter verwendet. Vier durchgehenden M5-Gewindestangen (für HTS aus pultrudiertem GF-Komposit halten die Konstruktion zusammen. Zur Wärmeerzeugung dienen zwei (je eine pro Pol) Metallfolien, 12 mm breit, 50 μ m dick. Jede Folie hat eine aktive, heizende Länge von 38 mm. Der Einsatz eines hochresistiven Materials (Hastelloy® C276) mit einer sehr geringen Temperatur-Abhängigkeit des el. Widerstands $R(T)$ erlaubt den Einsatz bei unterschiedlichen Betriebstemperaturen mit einer Heizleistung die nahezu proportional zu I^2 ist. Der Längenwiderstand der Metallfolien beträgt 2.02 Ohm/m. Diese Dimensionierung ermöglicht eine Heizleistung von 1 Watt für jedes einzelne Folienelement bei einem Einspeisestrom von 6 A.

Die Stromzuführung für den KRYO-Demonstrator ist bis zu einem Strom von 10 A ausgelegt und erlaubt bei 60% Auslastung die geforderten 2 Watt pro Kontakt. Die Heizleistung wird durch eine Stromquelle 0-10 A, 20 V geregelt. Für die Spannungsmessung sind Potentialabgriffe vorgesehen. Es wurden 7 geschraubten Kontakte hergestellt, die mehreren thermischen Zyklen von RT bis 4.2 K unterzogen wurden, um den Nachweis zu erbringen, dass der Widerstand und die damit verbundene Heizleistung in KRYO-Demonstrator unverändert bleiben.

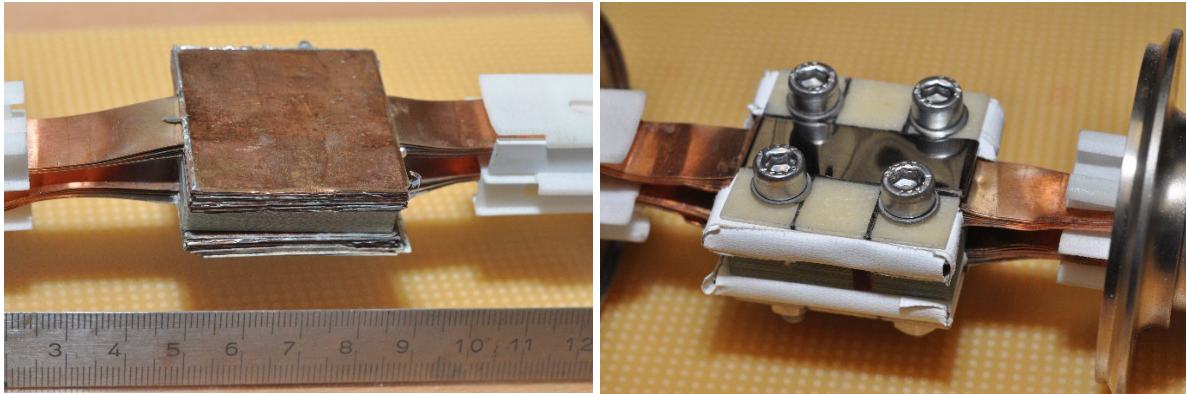
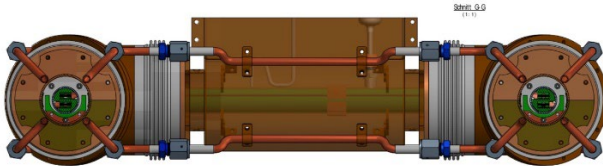


Abb. 43: Kontakt zwischen den Stapeln des 2-poligen Kabels (hier Cu-Dummy-Bänder) wie im SUPRA-Demonstrator (links) und Kontakt mit zwei Heizbändern zur Simulation der ohmschen Verluste im KRYO-Demonstrator (rechts).

Auch die Endkappe, also das Verbindungselement am Ende der U-förmigen Leitung wurde fertiggestellt, wie in Abb. 44 a-c zu sehen ist.

Diese Endkappe bietet die weitere Möglichkeit der Längenkompensation und der Abführung einer Abdampfrate, damit die Wärmeübertragung zu einen zu hohen Gasanteil der Strömung nicht verringert wird. Versuche mit verschiedenen Eingangsbedingungen können hier verschiedenen Kabellängen simulieren.

a)



**Abb. 44: a) Konstruktion der Endkappe des Kabelkryostaten,
b) äußerer Teil der Endkappe des U-förmigen Kabelkryostaten,
c) inneres Gegenstück der Endkappe, in dem die beiden Kabelstränge ein- und ausgeführt werden**

Damit wurden die wesentlichen Komponenten des Kryodemonstrators gefertigt und zum größten Teil auch montiert. Trotz mehrfacher kostenneutraler Verlängerungen konnte der Kryodemonstrator im zur Verfügung stehenden Zeit- und Kostenrahmen leider nicht fertiggestellt werden. Erste Verzögerungen gab es im Jahr 2019 durch lange Lieferzeiten für verschiedene Komponenten und durch Probleme bei der Materialbeschaffung. So hatten sich z.B. die Lieferzeiten für Kryovalve aufgrund des gestiegenen weltweiten Bedarfs seit Projektbeginn um mehrere Monate erhöht, was bei der ursprünglichen Planung leider nicht abzusehen war. Auch die Fertigungszeiten für spezielle Komponenten des Testaufbaus (Ventilbox, Kupplungen, Schweißflansche) haben sich als länger erwiesen, als in der ursprünglichen Planung vorgesehen. Ab 03/2020 konnten die Aufbauarbeiten aufgrund der Corona-Pandemie nur mit starken Einschränkungen weitergeführt werden. Das Teilvorhaben wurde zwar noch zweimal kostenneutral verlängert, jedoch mussten die Aufbauarbeiten für den Kryodemonstrator insbesondere während der Lock-Downs in 2020 und 2021 immer wieder gestoppt werden. Im Frühjahr 2021 zeichnete sich dann ab, dass die für den Aufbau und Test des Kryodemonstrators benötigte Laborfläche, sowie das benötigte Personal aufgrund anderweitiger Verpflichtungen spätestens ab 05/2021 nicht mehr zur Verfügung stehen würde. Da die im Projekt zur Verfügung stehenden Mittel ohnehin schon aufgebraucht waren (siehe auch Abschnitt **Fehler! Verweisquelle konnte nicht gefunden werden.**), konnte der Aufbau und Test des Kryodemonstrators im Rahmen von TELOS nicht mehr beendet werden. Aus heutiger Sicht ist es jedoch sehr wahrscheinlich, dass die bisher entwickelten Komponenten für weiterführende Anwendungsprojekte mit kryogenem Wasserstoff verwendet werden können

3.3 AP 2.3 – Task 3: Verbindungstechnik

Zur Vermeidung hoher Verluste an den Verbindungsstellen zweier supraleitender Kabel sind niederohmige Kontakte im Kalten nötig. Bei einem Widerstand von nur $1 \mu\Omega$ entstehen z.B. bei einem Strom von 3000 A ohmsche Verluste in Höhe von 9 W, die bei unzureichender Kühlung leicht zu einer Erwärmung des Supraleiters und damit zum Quench des Kabels führen können. Für einen Strom von 13.3 kA, der einer Leistung von 40 MW bei $U=3$ kV entspricht, betragen die Verluste bei diesem Widerstand sogar etwa 177 W. Da solche Verluste bei tiefer Temperatur einen erheblichen Kühlaufwand bedeuten, wird angestrebt, möglichst niederohmige Kontakte auf dem Betriebstemperaturniveau zu realisieren.

In der Vergangenheit wurde demonstriert, dass auch REBCO-Bänder supraleitend verbunden werden können. Park et al. erzielten für $GdBa_2Cu_3O_{7-\delta}$ -Bänder einen Widerstand $< 10^{-17} \Omega$ [19]. Zum Verbinden zweier Kabelenden ist der aufwendige Prozess der Kontaktierung jedoch nicht oder nur bedingt geeignet. Zunächst müssen mithilfe eines Lasers Löcher in den Supraleiter gebohrt werden, durch die nach dem Verbinden der Supraleiter Sauerstoff in den Supraleiter diffundieren kann. Der eigentliche Verbindungsprozess findet bei hohen Temperaturen im Vakuum statt, anschließend muss der Supraleiter wieder mit Sauerstoff beladen werden. Für das Verbinden zweier Kabelenden im Flugzeug ist dieser Prozess sicherlich ungeeignet.

In einer am KIT durchgeführten Masterarbeit untersuchte D. Kalteisen Presskontakte, bei denen Cu und Supraleiter mit einer dazwischenliegenden Indium-Folie verpresst wurden [20]. Dabei wurden Drücke bis ca. 125 MPa angewendet. Die Kontaktwiderstände $R \cdot A$ betragen $> 1 \mu W \cdot cm^2$.

Eine gängige Methode der Kontaktierung von REBCO-Bändern ist das Verlöten. Dabei werden zwei supraleitende Bänder entweder direkt miteinander (Lap Joint / überlappender Kontakt) oder über eine supraleitende Brücke (Bridge Joint / Brückenkontakt) miteinander verlötet (siehe Abb. 45). Zur Erzielung möglichst geringer Kontaktwiderstände ist es aufgrund des Schichtaufbaus der Bänder wichtig, die Bänder auf der Supraleiterseite miteinander zu verlöten, da der Widerstand $SL \rightarrow$ Stabilisator \rightarrow Lot \rightarrow Stabilisator \rightarrow SL deutlich geringer ist als der Widerstand bei Stromfluss über die Pufferschicht und das Substrat.

Vorteil der Lap Joints ist der geringere Widerstand, da der Strom direkt vom einen in den anderen Supraleiter fließt. Der Nachteil ist, dass die Supraleiterseite vor und nach dem Kontakt unterschiedlich ist, da die Bänder auf den Supraleiterseiten zusammengelötet werden. Dies kann z.B. für Anwendungen von Nachteil sein, bei denen das Band gebogen wird, so dass der Supraleiter auf der einen Seite des Bandes unter Zug- und auf der anderen Seite des Bandes unter Druckbelastung steht. Bei Brückenkontakten ist die Supraleiterseite des Bandes auf beiden Seiten des Kontaktes gleich, jedoch muss der Strom über die Brücke von Band zu Band fließen, so dass bei gleicher Gesamtlänge des Kontaktes der vierfache Kontaktwiderstand auftritt.

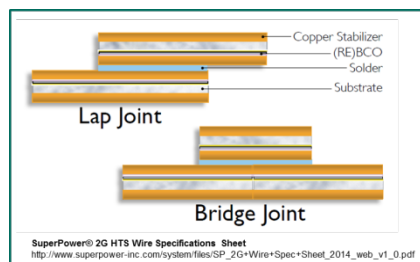


Abb. 45: Kontaktierung zweier Supraleiterbänder durch Löten [21].

3.3.1 Kontakte zwischen supraleitenden Einzelbändern

Zum Ermittlung optimaler Lötbedingungen für Überlapp- und Brückenkontakte wurden verschiedene Versuche gemacht, bei denen Lot, Flussmittel, Löttemperatur und Anpressdruck variiert wurden. Diese Versuche wurden zunächst an Einzelbändern durchgeführt, danach wurden Kontaktierungsversuche an Stapeln aus drei Bändern durchgeführt. Details zu den Versuchen sind in [22] zu finden.

In Abb. 46 sind $U(I)$ -Messungen an 5 cm langen Überlappkontakten mit Bändern verschiedener Hersteller bei $T = 77$ K dargestellt. Die aus den Steigungen der $U(I)$ -Kurven berechneten Flächenwiderstände $R \cdot A$ sind am rechten Bildrand dargestellt. Der geringe kritische Strom einer der Kontakte mit THEVA-Bändern ist auf eine schadhafte Stelle im für den Test verwendeten Band vor dem Lötversuch zurückzuführen. Es ist deutlich zu erkennen, dass die Kontakte, die mit Bändern der Firma SuNAM hergestellt wurden, einen deutlich höheren Widerstand zeigen, als vergleichbare Kontakte mit Bändern der Firmen SuperPower oder Theva.

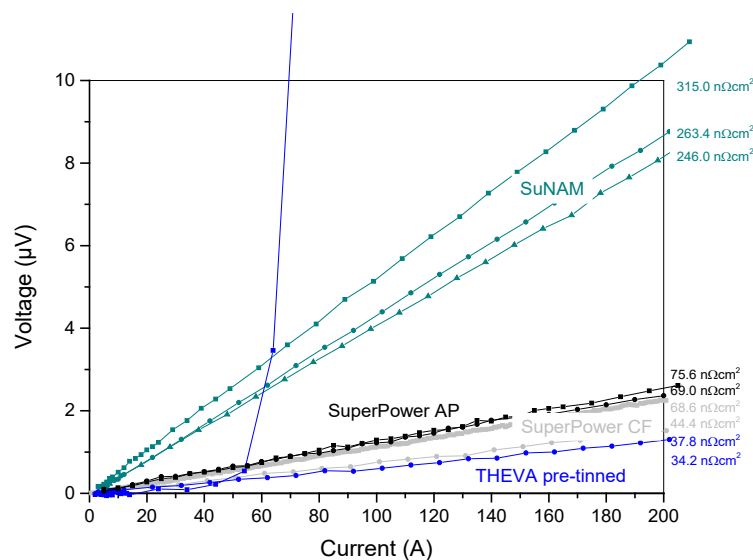


Abb. 46: Vergleich von $U(I)$ -Messungen an 5 cm langen Überlappkontakten mit Bändern verschiedener Hersteller bei $T = 77$ K. Die Flächenwiderstände $R \cdot A$ sind am rechten Bildrand dargestellt.

Ähnliche Beobachtungen wurden auch von Bagrets *et al.* [23] gemacht, die Lap-Joints mit Bändern von SuperPower und SuNAM unter hohen Drücken im Bereich von etwa 6-10 MPa herstellten (siehe Abb. 47). Sie führten die deutlich unterschiedlichen Widerstände auf Unterschiede in der Oberflächenrauigkeit der Bänder zurück. Während die SuNAM-Bänder eine geringe Oberflächenrauigkeit von etwa 60–150 nm RMS in einem $20 \times 20 \mu\text{m}^2$ großen Bereich aufwiesen, zeigten SuperPower-Bänder Oberflächenrauigkeiten im Bereich von 220–380 nm RMS in einem $20 \times 20 \mu\text{m}^2$ großen Bereich. Die unterschiedlichen Oberflächenbeschaffenheiten führen offensichtlich zu einem unterschiedlichen

Benetzungsverhalten der Oberflächen, wobei die Benetzung mit zunehmender Rauigkeit besser wird.

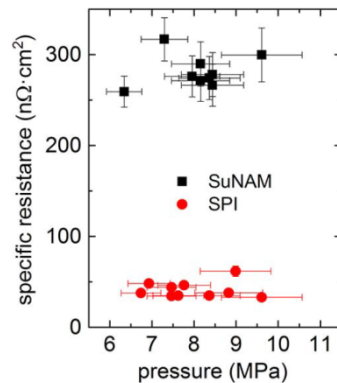


Abb. 47: Vergleich von Flächenwiderständen von Lap-Joints mit SuperPower (SPI) und SuNAM-Bändern aus einer Arbeit von Bargrets *et al.* [23]. Zum Verlöten der Bänder wurden Drücke im Bereich von ca. 6-10 MPa angelegt.

3.3.2 Stromspeisung in REBCO-Bandstapel

Die Stromverteilung in einem aus mehreren supraleitenden Einzelleitern bestehenden Kabel hängt sehr stark von den Übergangswiderständen an der Kontaktstelle zwischen Cu-Zuleitung und HTS-Bändern ab – insbesondere dann, wenn die einzelnen Bänder elektrisch voneinander isoliert sind, so dass eine Stromumverteilung innerhalb des Kabels nicht möglich ist. Für die Sicherstellung einer homogenen Stromverteilung ist daher eine gleichmäßige Stromeinkopplung in alle Bänder anzustreben. Idealerweise würde man den Strom immer über die flache Supraleiterseite des Bandes einkoppeln (von oben in Abb. 48). Erstens bietet sich hier eine große Kontaktfläche und zweitens ist der Übergangswiderstand über eine eventuelle Cu-Stabilisierungsschicht sowie über die meist vorhandene Silber-Schicht in die supraleitende Schicht gering. Die Stromeinkopplung über die Substratseite ist schwierig, da sich meist el. isolierende Pufferschichten zwischen Substratband und Supraleiter befinden, so dass eine Stromeinkopplung in die Supraleiterschicht höchstens über eine umgebende Cu-Schicht stattfinden kann.

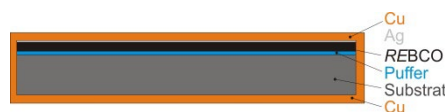


Abb. 48: Schematischer Querschnitt eines REBCO-Bandes, wie es z.B. von der Firma SuperPower hergestellt wird. Die Dimensionen sind nicht skaliert!

Kontaktiert man einen Supraleiterstapel (Abb. 49) nur an einem Band, so befinden sich senkrecht zur Flächennormale des Stapels immer wieder die isolierenden Pufferschichten, die für einen hohen Widerstand zwischen den Bändern sorgen, so dass der Strom sehr ungleichmäßig in alle Bänder eingekoppelt wird.



Abb. 49: Schematischer Querschnitt eines Stapels aus 10 REBCO-Bändern, die einen Leiteraufbau wie in Abb. 48 dargestellt haben. Die Supraleiterseite der Bänder befindet sich jeweils oben. Die Dimensionen sind nicht skaliert!

Eine gute Möglichkeit, den Strom einigermaßen gleichmäßig in alle Bänder eines Bandstapels einzukoppeln sind Stufenkontakte (Abb. 50). Hier wird jeweils die Supraleiterseite eines Bandes direkt an den normalleitenden Kontaktblock angelötet, so dass die Kontaktflächen und die Kontaktwiderstände zwischen jedem Band und dem Kontaktblock gleich sind. Nachteil dieser Anordnung ist die recht große Gesamtlänge des Kontaktes, insbesondere bei großer Anzahl der Bänder im Stapel.

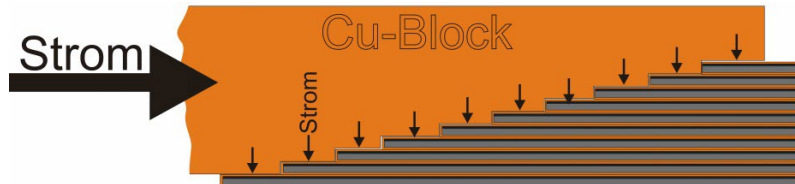


Abb. 50: Schematische Darstellung eines Stufenkontakts zur gleichmäßigen Stromeinkopplung. Dimensionen nicht maßstabsgetreu.

Um den Strom auch auf kurzer Länge problemlos in einen Stapel einkoppeln zu können wurden Experimente zur seitlichen Stromeinkopplung durchgeführt. Da die Fläche an den Seiten der nur etwa 150 μm dicken REBCO-Bänder sehr begrenzt und dadurch der zu erwartende Kontaktwiderstand recht hoch ist, wurde der Stapel durch Einlegen von 500 μm dicken SL-Bändern aufgefächert. Auf diese Weise kann der Strom auch seitlich in die Cu-Bänder eingekoppelt werden und dann über den großflächigen Kontakt zur Supraleiterseite des REBCO-Bandes in den Supraleiter eingekoppelt werden.



Abb. 51: Seitliche Stromspeisung in einen Bandstapel aus zehn etwa 150 μm dicken REBCO-Bändern der Firma THEVA. Im Kontaktbereich wurden zusätzlich 500 μm dicke Cu-Bänder zwischen die REBCO-Bänder gelegt, um die seitliche Kontaktfläche zu vergrößern. Anschließend wurde der Stapel seitlich in die Nut eines Cu-Blocks eingelötet.

In Abb. 51 ist ein solcher Bandstapel gezeigt, der an jedem Ende seitlich in die Nut eines als Stromzuführung dienenden Cu-Blocks eingelötet wurde. Die Kontaktlänge beträgt ca. 50 mm, die Querschnittsfläche senkrecht zur langen Achse der der Cu-Blöcke beträgt 20 mm x 20 mm. An diesem Bandstapel wurden in LN_2 $U(I)$ -Messungen zur Ermittlung der Stromtragfähigkeit und des Kontaktwiderstandes durchgeführt. Abb. 52 zeigt schematisch, an welchen Stellen der Spannungsabfall als Funktion des Stromes gemessen wurde während in Abb. 53 die entsprechenden $U(I)$ -Messungen dargestellt sind.

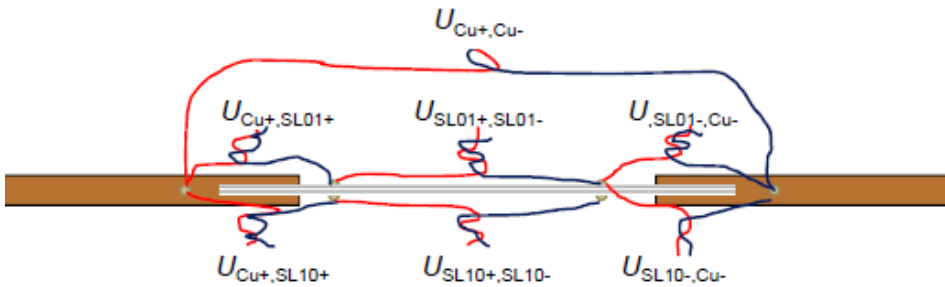


Abb. 52: Spannungsabgriffe und Bezeichnung der gemessenen Spannungen.

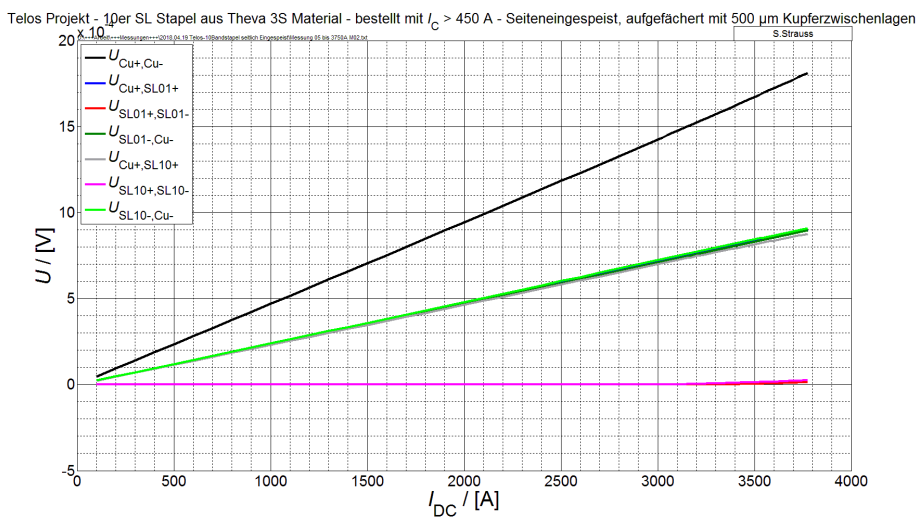


Abb. 53: $U(I)$ -Messung am 10er-Bandstapel mit seitlicher Stromspeisung.

Für $U_{\text{Cu}+, \text{Cu}-}$ ergab sich bei einem Strom von 500 A ein Widerstand von ca. 470 n Ω . Zieht man von diesem Wert den Cu-Widerstand der beiden 20 mm langen Bereiche ab, an denen der 10er-Stapel nicht parallelgeschaltet ist, so ergibt sich mit $R_{\text{Cu}, 77\text{K}}$ ($a = b = 20$ mm, $l = 20$ mm) ~ 130 n Ω auf jeder Seite ein Einkopplungswiderstand von

$$\begin{aligned} R_{\text{Rest, Einkopplung}} &= 0.5 \cdot (R_{\text{Cu}+, \text{Cu}-} - 2 \cdot R_{\text{Cu}, 77\text{K}}) \\ &= 0.5 \cdot (470 \text{ n}\Omega - 2 \cdot 130 \text{ n}\Omega) \\ &= 105 \text{ n}\Omega \end{aligned}$$

Die durch die Stromeinkopplung zu erwartenden ohmschen Verluste betragen etwa 1.14 W bei einem Strom von 3.3 kA, bzw. 18.57 W bei einem Strom von 13.3 kA.

In Abb. 54 sind die an den äußeren Bändern SL01 und SL10 des Supraleiterstapels gemessenen $E(I)$ -Verläufe dargestellt. Das I_c -Kriterium $E_c = 1$ $\mu\text{V}/\text{cm}$ wird von SL10 bei einem Strom von etwa 3.5 kA erreicht, während die Extrapolation der $E(I)$ -Kennlinie von Band SL01 einen kritischen Strom von ca. 3.8 kA erwarten lässt.

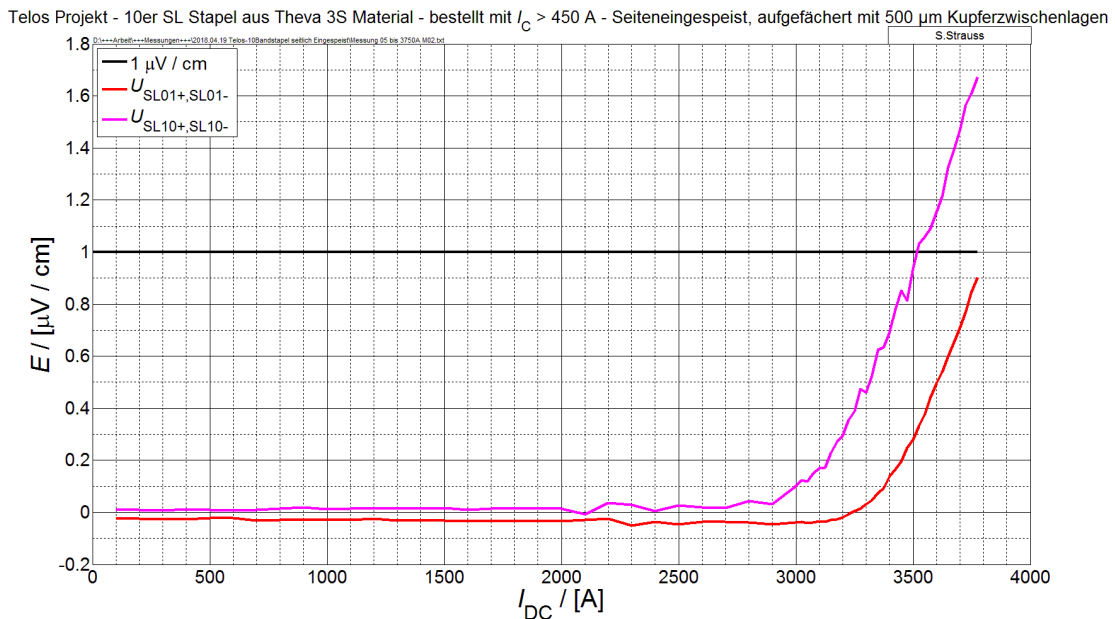


Abb. 54: $U(I)$ -Messung an zwei Bändern des 10er-Bandstapels mit seitlicher Stromspeisung. Das I_c -Kriterium wird in SL10 bei einem Strom von ca. 3.5 kA erreicht. Bei SL01 wird das I_c -Kriterium erst bei einem höheren Strom erreicht.

In einem nächsten Schritt wurden 100 μ m dicke Cu-Bänder zwischen die REBCO-Bänder im Bandstapel gelegt, um den Abstand zwischen den Supraleiterbändern zu erhöhen. Wie in Abb. 55 zu erkennen ist, wurden die Cu-Bänder nicht kontaktiert, so dass sie nicht nennenswert zum Stromtransport beitragen.

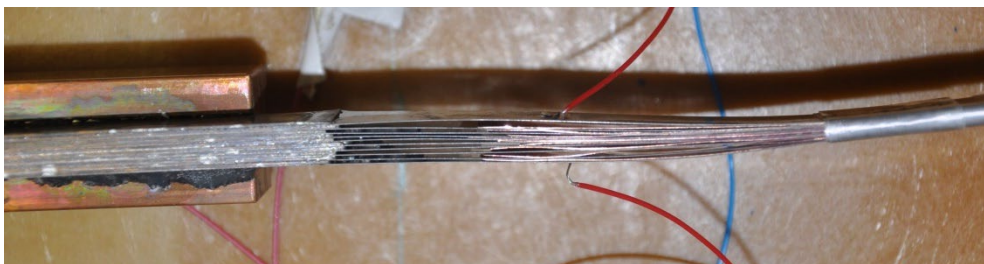


Abb. 55: Versuchsaufbau zur seitlichen Stromkopplung mit zusätzlichen 100 μ m dicken Cu-Bändern zwischen den REBCO-Bändern im Bandstapel. Die Cu-Bänder sind nicht direkt mit den Stromkopplungskontakten verbunden und dienen lediglich zur Erhöhung des Abstands zwischen den Supraleiterbändern.

Obwohl kein Stromfluss über die Cu-Bänder zu erwarten ist, sind die Spannungsanstiege in den $E(I)$ -Kennlinien in Abb. 56 für SL01 und SL10 zu höheren Strömen verschoben, so dass das I_c -Kriterium erst bei höheren Strömen erreicht wird. Dieses Ergebnis passt sehr gut zu dem in Abb. 57 zu erkennenden Trend, dass das Kabel- I_c bei größeren Polabständen mit zunehmendem Bandabstand zunimmt. Zwar wurde hier nur ein Bandstapel und kein 2-poliges Kabel untersucht, jedoch verhält sich der einzelne Stapel wie ein 2-poliges Kabel mit sehr großem Polabstand r_g , bei dem das durch den jeweils anderen Pol erzeugte Magnetfeld am Ort eines Pols verschwindende Werte annimmt.

Die zusätzlich eingelegten Cu-Bänder könnten auch in einem realen Kabel von Vorteil sein. Sie würden zu einer Erhöhung der elektrischen Stabilität beitragen, da sie im Fehlerfall einen Teil des Stroms tragen könnten. Nachteil wäre die erhöhte Dicke des Stapels.

Telos Projekt - 10er SL Stapel aus Theva 3S Material - bestellt mit $I_C > 450$ A - Seiteneingespeist, aufgefächert mit 500 μ m Kupferzwischenlagen

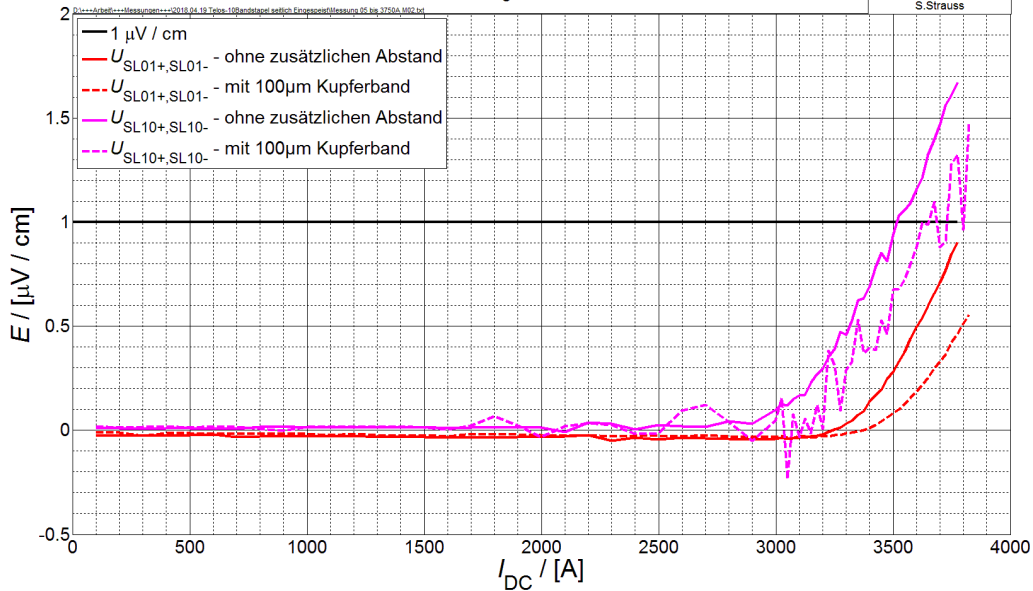


Abb. 56: $U(I)$ -Messung an zwei Bändern des 10er-Bandstapels mit seitlicher Stromspeisung. Bei den durchgezogenen Linien lagen die Bänder im 10er Bandstapel während der Messung direkt aneinander, während bei den Messungen mit den gestrichelten Linien 100 μ m dicke Cu-Bänder zwischen den einzelnen REBCO-Bändern eingefügt waren.

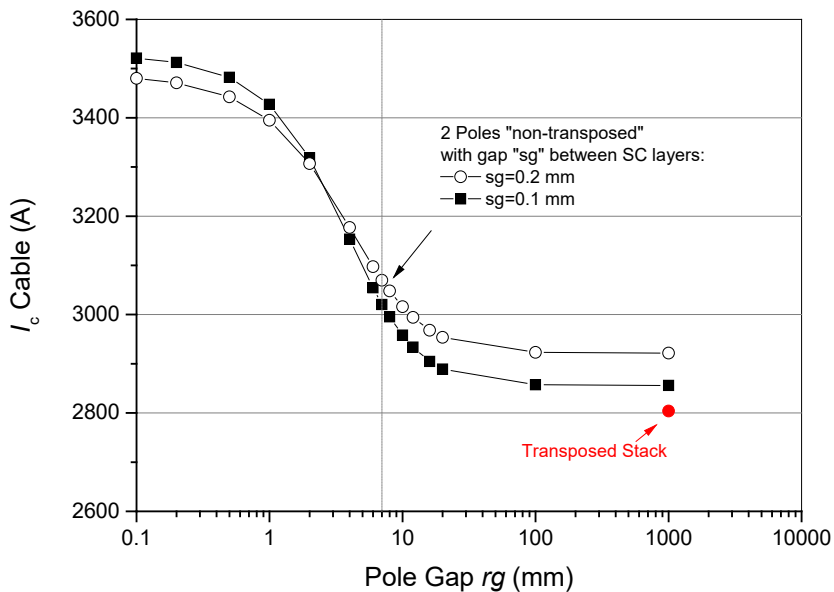


Abb. 57: Kritischer Strom I_c eines 2-poligen Kabels, bestehend aus 2 Bandstapeln aus jeweils 10 Bändern als Funktion des freien Abstands r_g zwischen beiden Stapeln bei $T = 77$ K. Details zur Berechnung sind dem TELOS-Zwischenbericht vom 1. Halbjahr 2018 zu entnehmen.

3.3.3 180° Kontakte mit Stromumverteilungsfunktion

Da für das Kabel im Flugzeug ein modularer Aufbau angestrebt wird, ist es notwendig Kontakte zwischen solchen Modulen zur Verfügung zu stellen. Zunächst sind 180°-Verbindungen sowie 90°-Abzweige vorzusehen, langfristig werden aber auch beliebige Winkelverbindungen benötigt. Im Folgenden werden zunächst 180°-Kontakte beschrieben.

3.3.3.1 Brückenkontakte zwischen Bandstapeln mit gleicher Supraleiterausrichtung

Im Kontaktbereich muss eine Stromumverteilung zwischen den parallelen Bändern ermöglicht werden. Da diese in gestapelten Supraleitern aufgrund der meist isolierenden Pufferschichten im REBCO-Band recht schwierig sein kann, wurde ein Konzept für Kontakte aus Bandstapeln entwickelt, bei dem der Strom über Cu-Zwischenschichten von einer Bänderebene in die nächste fließen kann. Der prinzipielle Aufbau der Kontakte ist in Abb. 58 schematisch dargestellt. Sowohl die Basisebene als auch die obere Abschlussebene sind aus Cu-Bändern hergestellt. Die Stromumverteilung von einer Stapelenebene in die benachbarte Stapelenebene erfolgt über Zwischenschichten, die mit Cu- und REBCO-Bändern bestückt sind. Wenn die REBCO-Bänder in den Supraleiterebenen mit der Supraleiter-Seite nach oben liegen, so werden die REBCO-Bänder in den Zwischenschichten mit der Substratseite nach unten gelegt, so dass jeweils zwischen einer Supraleiterebene und der darüber liegenden Zwischenschicht ein Face-to-Face-Kontakt zwischen den Supraleitern entsteht. Die REBCO-Bänder sind dabei so angeordnet, dass die Bänder der Zwischenschicht eine Brücke von den Bändern des Kabelendes „A“ zu den Bändern des zu kontaktierenden Kabelendes „B“ bilden.

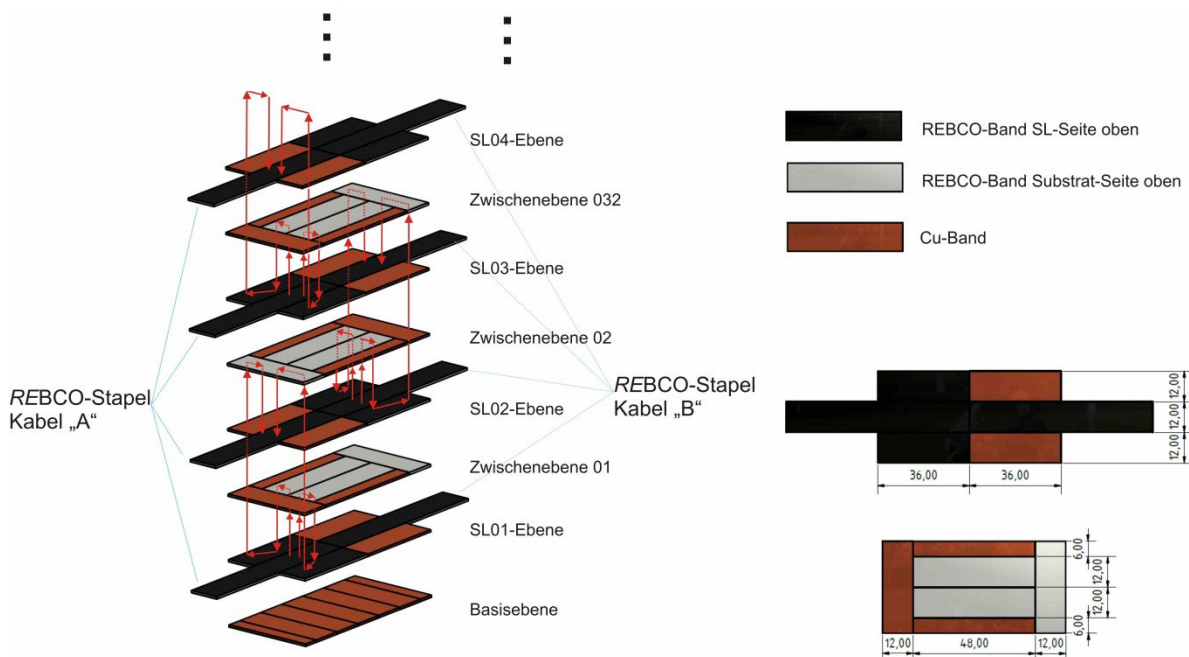


Abb. 58: Schematischer Aufbau der 180°-Kontakte mit Stromumverteilungsfunktion. Dargestellt sind nur die Grundebene und die unteren Supraleiterebenen und Zwischenschichten. Der Aufbau oberhalb der Grundebene wiederholt sich nach 2 SL- und 2 Zwischenebenen.

In Vorexperimenten wurden Kontaktwiderstände für zwei Supraleiterbänder ohne oder mit dazwischenliegenden Cu- und Lotschichten bestimmt. Eine Übersicht ist in Tabelle 11 zu sehen. Für direkte Face-to-Face-Kontakte zwischen zwei REBCO-Bändern der Firma Theva wurde bei einer Kontaktfläche von 12 mm x 50 mm ein Widerstand von 32 nΩ gemessen was einem Flächenwiderstand von 192 nΩ·cm² entspricht. Zusätzliches Lot führte zu einem

leichten Absinken des Widerstands. Face-to-Face-Kontakte mit jeweils einem 100, 200 oder 500 µm dicken dazwischenliegenden Cu-Band zeigten nur leicht erhöhte Widerstandswerte im Bereich von 216 bis etwa 230 nΩ·cm². Bei Face-to-Face-Kontakten mit 2x 250 µm dicken Cu-Bändern wurde ein Flächenwiderstand von etwas über 300 nΩ·cm² beobachtet.

Tabelle 11: Übersicht über verschiedene F-t-F-Kontakte mit und ohne dazwischenliegenden Cu-Bändern und mit unterschiedlichen Lotdicken.

<i>THEVA Leiter TPL12100X CU10LT190</i>	<i>Überlap- pungs- länge</i>	<i>Übergangsart</i>	<i>Kupfer- dicke</i>	<i>Zusätzliche Lotdicke</i>	<i>Übergangs- widerstand</i>	<i>Flächen- widerstand</i>
Probe 02	50 mm	SL SL	0 µm	0 µm	32 nΩ	192 nΩcm ²
Probe 04	50 mm	SL-SL	0 µm	Ø142 µm	24 nΩ	144 nΩcm ²
Probe 05	50 mm	SL-Cu-SL	100 µm	Ø212 µm	38.2 nΩ	229.2 nΩcm ²
Probe 06	50 mm	SL-Cu-SL	250 µm	Ø284 µm	36.0 nΩ	216 nΩcm ²
Probe 07	50 mm	SL-Cu-SL	500 µm	Ø224 µm	37.8 nΩ	226.8 nΩcm ²
Probe 08	50 mm	SL-Cu-Cu-SL	2x250 µm	Ø394 µm	51.1 nΩ	306.6 nΩcm ²

Verfolgt man den Strompfad in Abb. 58 so ergibt sich für den Widerstand von Stapelebene SL01 in Stapelebene SL02:

$$R_{SL01,SL02} = \frac{1}{2} \cdot (R_{SL,SL(6mm \times 24mm)} + R_{SL,SL(6mm \times 24mm)} + R_{SL,Cu,Cu,SL(12mm \times 12mm)} + R_{SL,Cu,Cu,SL(6mm \times 12mm)})$$

Für eine *grobe* und eher *konservative* Abschätzung der Einzelwiderstände wurden folgende Werte als Flächenwiderstand angenommen $R_{SL,SL}=180 \text{ n}\Omega \cdot \text{cm}^2$ und $R_{SL,Cu,Cu,SL}=330 \text{ n}\Omega \cdot \text{cm}^2$

$$R_{SL,SL(6mm \times 24mm)} = \frac{180 \text{ n}\Omega \cdot \text{cm}^2}{1.44 \text{ cm}^2} = 125 \text{ n}\Omega$$

$$R_{SL,Cu,Cu,SL(6mm \times 24mm)} = \frac{330 \text{ n}\Omega \cdot \text{cm}^2}{1.44 \text{ cm}^2} \approx 230 \text{ n}\Omega$$

$$R_{SL,SL(6mm \times 12mm)} = \frac{180 \text{ n}\Omega \cdot \text{cm}^2}{0.72 \text{ cm}^2} = 250 \text{ n}\Omega$$

Damit ergibt sich für den Übergangswiderstand von Supraleiterebene SL01 zu Supraleiterebene SL02 ein Widerstand von

$$R_{SL01,SL02} = \frac{1}{2} \cdot (125 \text{ n}\Omega + 125 \text{ n}\Omega + 230 \text{ n}\Omega + 250 \text{ n}\Omega) = 365 \text{ n}\Omega.$$

Für den direkten Übergang des Stromes von einem Band des REBCO-Stapels des Pluspols zu einem Band des REBCO-Stapels des Minuspols innerhalb einer Ebene würde man einen Widerstand erwarten von

$$R_{SL01+,SL01-} = 2 \cdot R_{SL,SL(12mm \times 24mm)} = 2 \cdot \frac{180 \text{ n}\Omega \cdot \text{cm}^2}{2.88 \text{ cm}^2} = 125 \text{ n}\Omega.$$

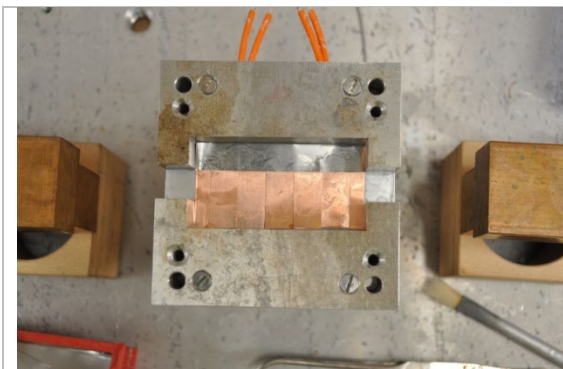
In einem Experiment wurden für einen 180°-Kontakt mit zwei REBCO-Bandstapeln aus jeweils 10 Bändern

S01+ und S01- nach S02- nur rund 120 nΩ betragen. Werden die Ströme von irgendeiner Ebene in eine Ebene mit gerader Ebenenzahl, sind die Widerstandswerte auf der „+“-Seite höher, werden sie in eine Ebene mit ungerader Ebenennummer eingekoppelt, sind die Widerstandswerte auf der „-“-Seite geringer. Dies liegt vermutlich an den unterschiedlichen Bestückungen von geraden und ungeraden Ebenen. In jedem Fall zeigen die Messungen, dass der Übergang des Stromes von einem Supraleiterstapel zu einem zweiten Supraleiterstapel möglich ist, und dass auch eine Kopplung der Stapelebenen für einen effektiven Stromaustausch gegeben ist.

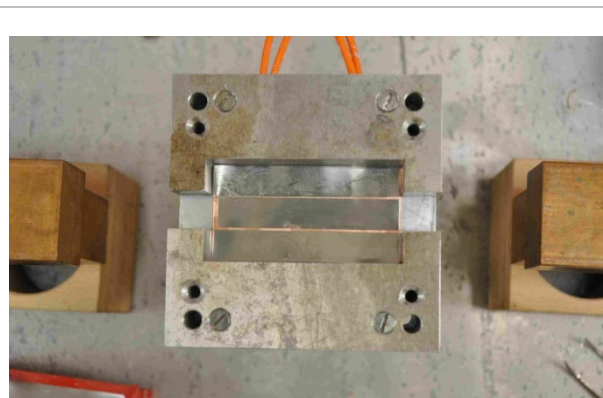
Tabelle 12: Ergebnisse der Widerstandsmessungen am 180°-Kontakt

nach von	SL01+	SL01-	SL02+	SL02-	SL05+	SL05-	SL10+	SL10-
SL01+		61,5 nΩ	153,5 nΩ	121,6 nΩ	271,0 nΩ	295,6 nΩ	500,4 nΩ	469,7 nΩ
SL01-			152,5 nΩ	117,9 nΩ	270,4 nΩ	292,1 nΩ	498,9 nΩ	469,0 nΩ
SL02+				59,1 nΩ	213,1 nΩ	235,9 nΩ	443,6 nΩ	413,4 nΩ
SL02-					208,3 nΩ	230,1 nΩ	437,8 nΩ	406,8 nΩ
SL05+						60,0 nΩ	318,8 nΩ	289,8 nΩ
SL05-							329,5 nΩ	297,9 nΩ
SL10+								59,9 nΩ
SL10-								

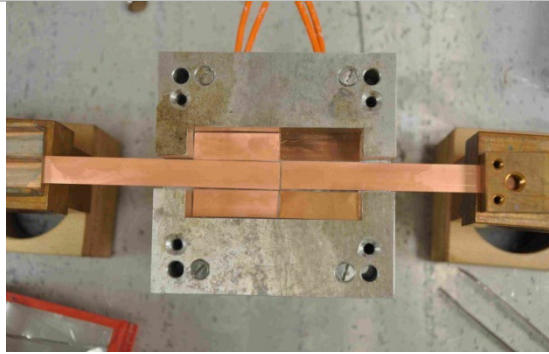
In einem weiteren Experiment Widerstandsmessungen in LN₂ durchgeführt. Mit Spannungsabgriffen versehen waren dabei die Bänder in den Supraleiterebenen SL01, SL02, SL05 und SL10. Bilder von der Montage des Kontakts und vom Messaufbau sind in Abb. 59 zu sehen.



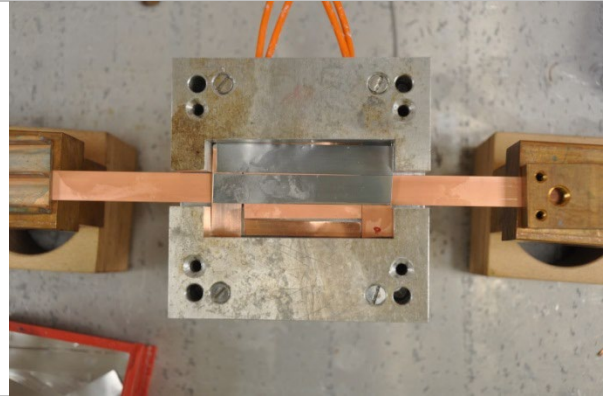
a) Grundebene aus Cu-Bändern mit einem quer gelegten Lotband (Sn63Pb37)



b) Grundebene mit Lotbändern (Sn63Pb37)



c) SL01-Ebene



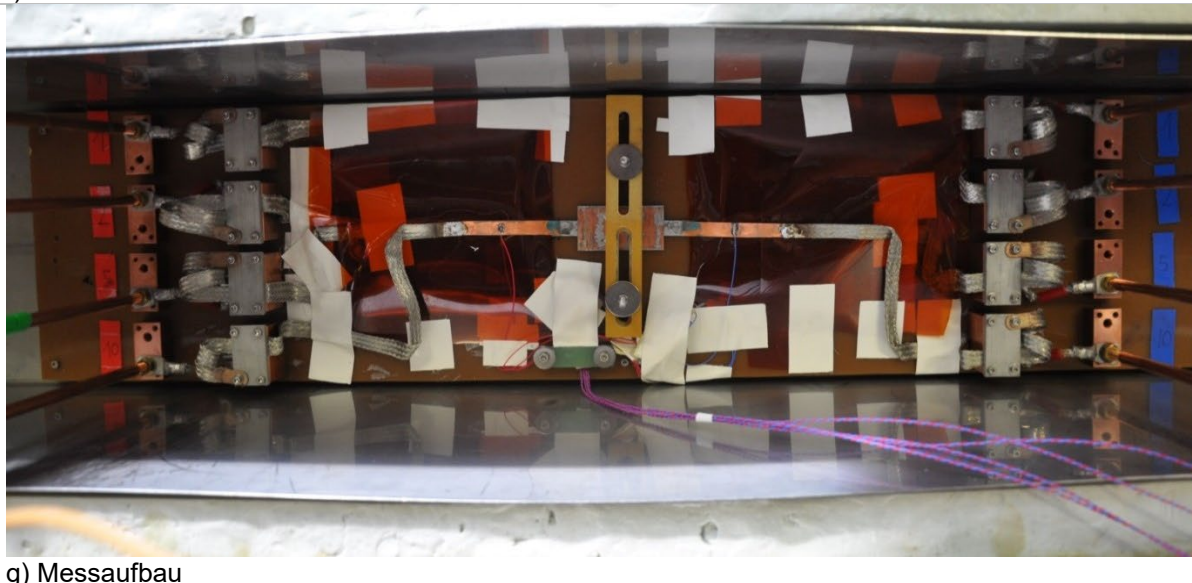
d) SL02-Ebene - Teilweise mit Lotbändern bedeckt



e) Blick auf Abschlussebene - oben



f) Blick auf Grundebene - unten



g) Messaufbau

Abb. 59: a-d) Montage des 180°-Kontaktes mit Stromumverteilungsfunktion; e) Blick auf Abschlussebene des fertigen Kontaktes (oben); f) Blick auf Grundebene des fertigen Kontaktes (unten); g) Messaufbau

Die Messergebnisse sind in Tabelle 12 aufgelistet. Die Widerstände von Supraleitern des Bandstapels „Pluspol“ (+) zum Bandstapel „Minuspol“ (-) innerhalb einer Supraleiterebene betragen jeweils ca. 60 nΩ (grün unterlegte Zellen in Tabelle 12).

Die Widerstände sind etwa einen Faktor 2 geringer als aus den oben gemachten Abschätzungen erwartet. Die geringen Widerstände sind vermutlich auf die Parallelschaltung der zahlreichen Strompfade innerhalb des aus 10 Supraleiter- und Zwischenebenen + Grund- und Abschlussebene aufgebauten 180°-Kontaktes zurückzuführen. Die Widerstände zwischen den direkt benachbarten Ebenen SL01 und SL02 betragen im Mittel etwa 136 nΩ (rot unterlegte Zellen). Auch sie sind erheblich geringer als erwartet, die Ursache ist vermutlich auch hier die Parallelschaltung vieler Strompfade. Die Widerstände zwischen den am weitesten entfernten Ebenen SL01 und SL10 betragen im Mittel ca. 485 nΩ (blau unterlegt). Es fällt auf, dass die vier Widerstände zwischen den jeweiligen Ebenen immer paarweise ähnlich sind. So betragen zum Beispiel die Widerstände von S01+ und S01- nach S02+ jeweils um die 150 nΩ, während die Widerstände wurde die Stromtragfähigkeit eines solchen Kontaktes untersucht. Hierzu wurde zunächst ein Kontakt zwischen zwei 10er REBCO-Stapeln hergestellt und die verbleibenden Enden der Stapel mit der Supraleiterseite nach oben in 50 mm lange, U-förmige Cu-Blöcke eingelötet (Abb. 60). Zwischen die REBCO-Bänder wurden 500 µm dicke Cu-Bänder gelegt, um die Stromeinkopplung über die Seite zu verbessern. Ein Stahlband unter dem untersten REBCO-Band sollte verhindern, dass dem Strom zu diesem Band eine größere Kontaktfläche zur Verfügung steht als zu den anderen Bändern. Dadurch sollte eine gleichmäßigere Stromeinkopplung ermöglicht werden. Wie aus den Messungen zu ersehen ist, wurden gab es zwischen der ersten und zehnten SL-Ebene dennoch eine Potentialdifferenz, die auf die Resistivität der Seitenwände des U-förmigen Cu-Blockes und die Tatsache, dass der Strom von unten in den Cu-Block eingekoppelt wird, zurückzuführen ist. Die Resistivität der Seitenwände beträgt zwischen SL-Ebene 1 und SL-Ebene 10 etwa $R_{Cu,77K}(A = 4 \times 50 \text{ mm}^2, l = 8 \text{ mm}) = 103 \text{ n}\Omega$.

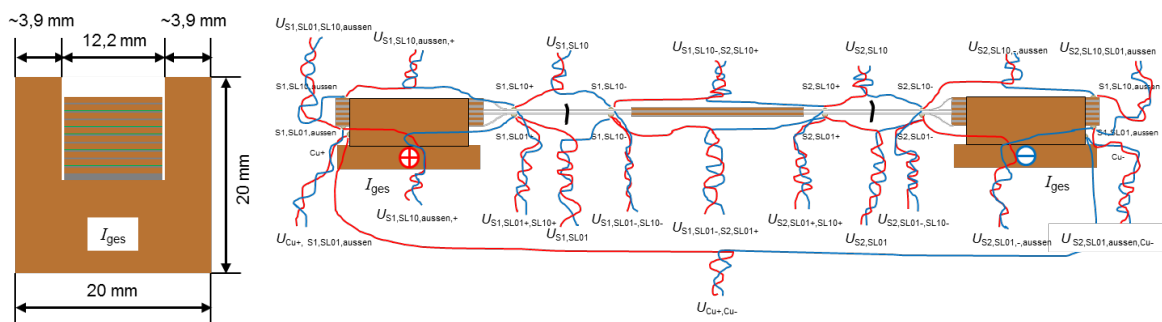


Abb. 60: Cu-Kontakt zur Stromeinkopplung in Bandstapel (links) und Bezeichnung der gemessenen Spannungen (rechts)

In Abb. 61 sind einige der gemessenen Spannungsabfälle als Funktion des Gesamtstroms dargestellt. Der Gesamtwiderstand inklusive der Cu-Blöcke, die zur Einkopplung des Stromes dienen, beträgt 121.84 nΩ (Fitbereich: 25 - 1500 A). Die gefitteten Widerstände der Cu-Blöcke betragen am Block Cu+ 56.33 nΩ bzw. 60.48 nΩ – je nachdem, ob die Spannungsabfälle zwischen Cu+ und Band SL01 oder zwischen Cu+ und Band SL10 gemessen wurden. Auch bei Cu-Block Cu- ergaben die Messungen aufgrund einer leichten Potentialdifferenz zwischen SL01 und SL02 leicht unterschiedliche Werte von 59.67 nΩ bzw. 61.16 nΩ. Der Widerstand der für die SL-SL-Verbindung ermittelt wurde war deutlich kleiner als die der Cu-Kontakte und betrug, je nachdem auf welchem Band gemessen wurde, etwa zwischen 1 und 4 nΩ. Dieser Wert liegt in derselben Größenordnung, wie der Wert, der sich aus den Einzelwiderständen der Ebenenübergänge von 60 nΩ für 10er-Stapel abschätzen lässt: $R_{Joint} = 60 \text{ n}\Omega / 10 = 6 \text{ n}\Omega$.

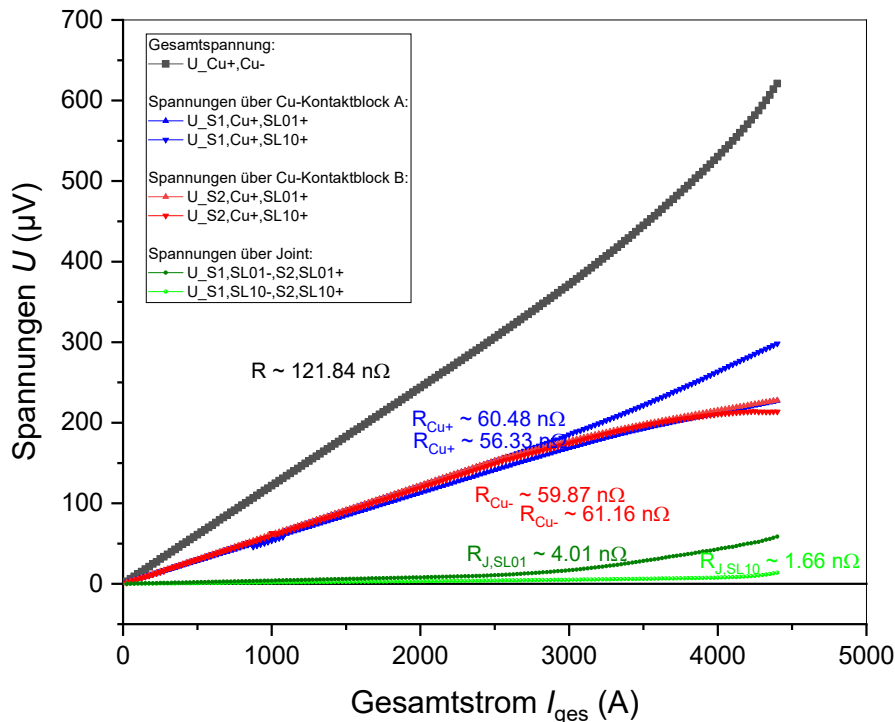


Abb. 61: Gemessene Spannungsabfälle U als Funktion des Gesamtstroms zur Bestimmung des Kontaktwiderstands der SL-SL-Verbindung, sowie der Einkopplungswiderstände in die Cu-Blöcke. Die Widerstandswerte wurden aus linearen Fits im Bereich von 25 A bis 1500 A ermittelt.

Für einen Gesamtstrom von 13.3 kA beträgt die dissipierte Leistung $P = 6 \text{ n}\Omega \cdot (13.3 \text{ kA})^2 \approx 1 \text{ W}$. Bei tieferen Temperaturen ist mit einem Absinken der normalleitenden Widerstände zu rechnen, so dass für LH₂-Betrieb die Verluste sogar noch geringer wären.

3.3.3.2 Face-to-Face-Kontakte mit wechselnder Supraleiterausrichtung

Ergebnisse dieses Abschnitts sind vertraulich.

3.3.4 Eck-, Kreuz- und T-Kontakte mit Stromumverteilungsfunktion

Ergebnisse dieses Abschnitts sind vertraulich.

3.3.5 Design der Verbindungen im TELOS-Demonstrator

Nach dem erfolgreichen Test der Kontakte mit Stromumverteilungsfunktion wurde die Konstruktion des Kabelkryostaten für die Kontaktbereiche durchgeführt. Ein aufgeschnittenes Modell eines T-Kontakts mit innerem Kryostatrohr, Cu-Schild und äußerem Kryostatrohr ist in Abb. 62 zu sehen. Die Verbindungen werden vor Ort verlötet. Und das Cu-Schild und das äußere Kryostatrohr später um die Verbindung herum angebracht.

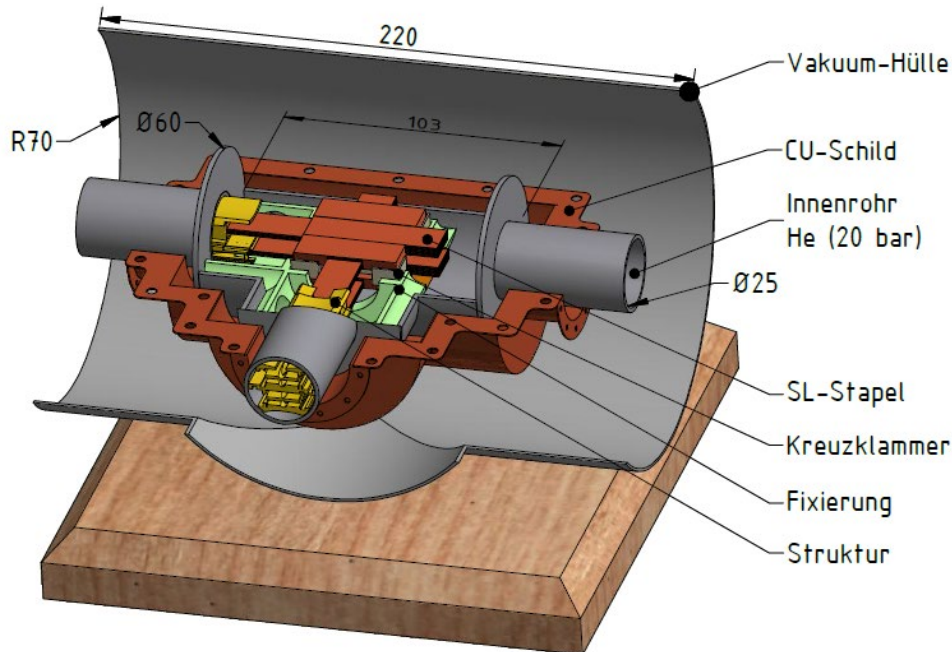


Abb. 62: Aufgeschnittenes Modell eines T-Kontakts im Kabelkryostat

3.3.6 Diskussion und Zusammenfassung der Arbeiten zu Kontakten

Zur Optimierung der SL-SL-Verbindungen wurden zunächst Face-to-Face- und Brückenkontakte mit unterschiedlichen Lötprozessen hergestellt. Die niedrigsten Flächenwiderstände lagen im Bereich von etwa $42 - 45 \text{ n}\Omega\cdot\text{cm}^2$. Es zeigte sich, dass die Widerstände stark vom verwendeten Supraleitermaterial abhängen. So lagen die Widerstände von Kontakten zwischen REBCO-Bändern der Firma SuNAM deutlich über den Werten, die mit Bändern der Firma SuperPower oder Theva erzielt wurden. Ähnliche Beobachtungen wurden auch von Bagrets *et al.* [23] gemacht. Diese Unterschiede liegen zum einen an den unterschiedlichen Übergangswiderständen im Supraleiterkomposit selbst und auch an den unterschiedlichen Benetzungseigenschaften der Oberflächen der Supraleiter.

In einem nächsten Schritt wurden Experimente zur Einkopplung des Stromes in einen aus 10 REBCO-Bändern bestehenden Supraleiterstapel durchgeführt. Bei seitlicher Einkopplung des Stromes in den Supraleiterstapel betrug der Einkopplungswiderstand ca. $105 \text{ n}\Omega$. Vorteil dieser Einkopplungsmethode ist die gleichmäßige Einkopplung des Stromes in alle Bänder, da die Flächen, die zur Einkopplung zur Verfügung stehen, bei allen Bändern des Stapels in etwa gleich sind. Dadurch sind auch die Einkopplungswiderstände vergleichbar (vgl. Absatz 3.3.2). In anderen Experimenten wurden Kontakte zur Einspeisung des Stromes in 10er-Bandstapel hergestellt, bei denen Kontaktwiderstände im Bereich zwischen 45 und $50 \text{ n}\Omega$ gemessen wurden. Diese Widerstände sind um den Faktor 2 kleiner als die Widerstände bei reiner Seiteneinkopplung auf einer Seite. Dies liegt an der Tatsache, dass die Bänder hier mit 2 Seiten in einen U-förmigen Cu-Block eingelötet wurden und außerdem eines der Bänder entweder auf der Supraleiter- oder auf der Substratseite mit der vollen Fläche in den Kontaktblock eingelötet wurde. Zwar sind bei halbiertem Einkopplungswiderstand auch die Einkopplungsverluste halbiert, jedoch zeigte sich, dass in dem flächig verlöteten Band des Stapels ein deutlich höherer Strom fließt, als in den anderen Bändern des Stapels, d.h. dass die Stromverteilung extrem inhomogen ist. Bei schlechter Stabilisierung und schlechter Kopplung der einzelnen Bänder kann dies im Falle eines Quenches bei hohen Strömen sehr leicht zu einer Beschädigung des Bandes führen. Daher kann es trotz des höheren Einkopplungswiderstandes sinnvoll sein, für Anwendungen die Kontaktvarianten mit gleichmäßiger Stromverteilung zwischen den Bändern zu verwenden.

In einem nächsten Schritt wurden 180°-Kontakte mit Stromumverteilungsfunktion entwickelt. Zur Kontaktierung von Bandstapeln mit gleicher Ausrichtung der Supraleiterseite wurden Brückenkontakte entwickelt, die eine Stromumverteilung von Bandebene zu Bandebene ermöglichen (siehe Abschnitt 3.3.3.1). Die Kontaktwiderstände der Brücken zwischen 2 Supraleiterbändern innerhalb einer Stapelebene betragen bei einer Kontaktfläche von 24 mm x 12 mm etwa 60 nΩ. Für den gesamten Kontaktwiderstand 2er Bandstapel aus jeweils 10 Bändern bedeutet dies einen Gesamtwiderstand von ca. 6 nΩ. Der experimentell ermittelte Gesamtwiderstand eines solchen Kontaktes konnte aufgrund einer leicht inhomogenen Stromverteilung nicht exakt bestimmt werden, die gemessenen Werte lagen aber je nach Position der Spannungsabgriffe im Bereich zwischen 1 und 4 nΩ.

Für die Querwiderstände im Kontakt wurden für benachbarte SL-Ebenen Widerstände im Bereich von etwa 120-150 nΩ gemessen, während für am weitesten entfernten Ebenen SL01 und SL10 Werte zwischen 470 nΩ und 500 nΩ ermittelt wurden.

Da der Aufbau dieser Art von Kontakten recht kompliziert ist, wurde eine weitere Methode der Kontaktierung entwickelt, die einen deutlich vereinfachten Aufbau der Kontakte ermöglicht (Abschnitt 3.3.3.2). Bei dieser Art der Kontaktierung werden die Leiter innerhalb einer Supraleiterebene über direkte Face-to-Face-Kontakte verbunden. Eine wechselnde Ausrichtung der Supraleiterebenen innerhalb eines Stapels erlaubt auch die direkte Face-to-Face-Kontaktierung von benachbarten Supraleiterebenen, so dass im Kontakt eine effektive Stromumverteilung erfolgen kann. Für die direkten F-t-F-Verbindungen innerhalb einer Stapelebene wurden bei einer F-t-F-Kontaktfläche von 24 mm x 12 mm Kontaktwiderstände um 30 nΩ ermittelt. Wie zu erwarten, sind diese Werte etwa um einen Faktor 2 kleiner, als bei den Brückenkontakten mit vergleichbarer Übergangsfläche, beim Brückenkontakt zwei Übergänge von Supraleiter zu Supraleiter stattfinden. Die Querwiderstände zwischen den unterschiedlichen Stapelebenen schwankten zwischen 10 und 30 nΩ pro F-t-F-Übergang, wobei die kleineren Widerstände pro Übergang zwischen den weiter auseinander liegenden Ebenen gemessen wurden. Die Widerstände zwischen den am weitesten auseinanderliegenden Stapelebenen lagen zwischen 170 nΩ und 240 nΩ und skalierten deutlich mit der Anzahl der F-t-F-Übergänge.

Für einen T-Kontakt, der nach demselben Prinzip hergestellt wurde und bei dem die Kontaktfläche innerhalb einer Stapelebene 12 mm x 12 mm betrug, lagen die Kontaktwiderstände innerhalb einer Stapelebene im Bereich von etwa 47 – 62 nΩ, was auf die kleiner Übergangsfläche aufgrund der gekreuzten Bänder zurückzuführen ist. Die Querwiderstände zwischen den Supraleiterebenen zeigten auch hier wieder eine starke Abhängigkeit von der Zahl der F-t-F-Übergänge. Für direkt benachbarte Ebenen wurden Widerstände zwischen 10 und 100 nΩ gemessen, während der Querwiderstand zwischen den am weitesten entfernten Ebenen etwa im Bereich zwischen 240 nΩ und 300 nΩ lag.

Nach der Bestimmung der Querwiderstände wurde der T-Kontakt mit Strömen bis zu 4 kA getestet, wobei die Ströme an unterschiedlichen Enden des „Ts“ ein- und ausgekoppelt wurden. Für die Ein- und Auskopplungswiderstände über die Cu-Blöcke an den Enden des durchgehenden Stapels wurden Widerstände $R_{CuA} \sim 46$ nΩ und $R_{CuB} \sim 50$ nΩ gemessen. Die Summe des Einkopplungswiderstandes an Cu-Block „C“ R_{CuC} und des Widerstandes des T-Kontaktes R_{Joint} betrug etwa 48 nΩ. Geht man davon aus, dass der Widerstand R_{CuC} nicht deutlich geringer ist, als die Widerstände R_{CuA} und R_{CuB} , so kann man davon ausgehen, dass der Widerstand des T-Kontaktes nur wenige nΩ beträgt.

Zusammenfassend wurde gezeigt, dass kompakte 180° oder T-Kontakte hergestellt werden können, die aufgrund der niedrigen Querwiderstände eine effektive Stromumverteilung zwischen den Stapelebenen zulassen und deren Widerstände selbst bei 77 K so gering sind, dass die ohmschen Verluste für Ströme von 13.3 kA nicht mehr als ein Watt betragen.

3.3.7 Stromzuführungen (SZF)

Ein besonderes Augenmerk bei der Verbindung verschiedener supraleitender und normalleitender Komponenten des hybrid-elektrischen Antriebssystems ist auf die Stromzuführungen zu legen. Da Materialien, die eine hohe elektrische Leitfähigkeit aufweisen üblicherweise auch eine hohe thermische Leitfähigkeit aufweisen, ist insbesondere bei hohen Transportströmen mit einem erheblichen Wärmeeintrag zu rechnen, wenn Strom vom Warmen ins Kalte transportiert werden muss. Insbesondere bei einem kurzen DC-HTS-Kabel, können die Stromzuführungsverluste die eigentlichen Kabel- sowie die Kryostatverluste um ein Vielfaches überschreiten. Insbesondere wenn das kalte Ende einer Stromzuführung auf einem sehr niedrigen Temperaturniveau liegt (z.B. bei LHe-Badkryostaten), empfiehlt sich zur Minimierung der Verluste der Einsatz von Hybridstromzuführungen mit einem normalleitenden Teil am warmen Ende und einem HTS-Modul hin zum kalten Ende. Bei diesen Hybridstromzuführungen wird ein Großteil der ohmschen Verluste und der aus dem Warmen kommenden Wärmeleitungsverluste über einen Wärmetauscher auf einem höheren Temperaturniveau abgeführt, wo der Carnot-Wirkungsgrad besser ist (z.B. über Gaskühlung). Zum kalten Ende der Stromzuführung hin kommt ein HTS-Modul zum Einsatz. Aufgrund ihrer extrem hohen Stromdichte und des kleinen Querschnitts ist der Wärmestrom entlang der Supraleiter sehr begrenzt, die ohmschen Verluste verschwinden für DC-Ströme im supraleitenden Zustand komplett. Dadurch kann der Wärmeeintrag auf dem tiefen Temperaturniveau minimiert werden. Abb. 63 zeigt eine am Forschungszentrum Karlsruhe (heute KIT) entwickelte Stromzuführung für einen Nominalstrom von 68 kA mit einem Cu-Wärmetauscher und einem HTS-Modul aus Bi-2223 Bändern mit AgAu-Hülle [24]. Das Bild zeigt lediglich den inneren, stromtragenden Teil der Stromzuführung. Da für ein 2-poliges Kabel mindestens 4 Stromzuführungen nötig sind, sind Größe, Gewicht und Verluste für Ströme oberhalb von 10 kA im Vergleich zu Größe, Gewicht und Verlusten des eigentlichen Kabels insbesondere bei geringen Kabellängen nicht vernachlässigbar.

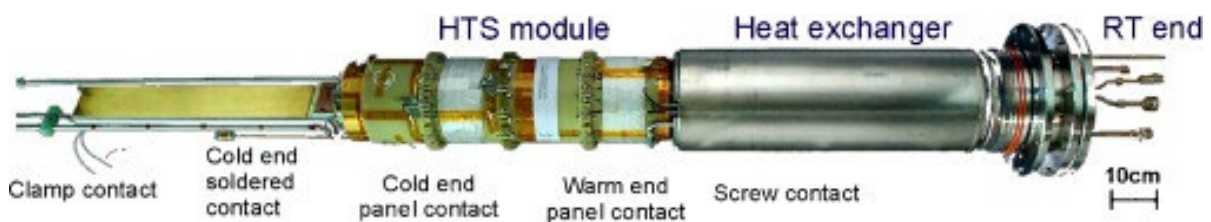


Abb. 63: Am Forschungszentrum Karlsruhe (heute KIT) entwickelte 68 kA HTS Stromzuführung. Für das HTS-Modul wurde Bi-2223 Supraleiterbänder mit AgAu-Hülle verwendet [24].

Im vorliegenden TELOS-Projekt wurde für die Temperatur am warmen Ende der Stromzuführung des HTS-Kabels ein Wert von 300 K festgelegt, da heutige Leistungselektronik, die zur AC/DC bzw. zur DC/AC-Wandlung nötig ist, üblicherweise bei Raumtemperatur arbeitet. Kryogene Leistungselektronik, mit deren Hilfe die großen Temperatursprünge zwischen den einzelnen Komponenten des hybrid-elektrischen Antriebsstrangs vermieden werden könnten, ist zum gegenwärtigen Zeitpunkt Gegenstand der Forschung. Daher wurden einige generelle Studien zu Stromzuführungen gemacht, die eher ein Gefühl für die Größenordnung der zu erwartenden Verluste geben und zum allgemeinen Verständnis der qualitativen Abhängigkeiten beitragen sollen. Daher wurden zunächst Studien für den einfachsten Fall einer leitungsgekühlten Stromzuführung durchgeführt, mit deren Hilfe ein Strom von 13333 A (13.3 kA) von 300 K nach 20.4 K transportieren soll. Für die Stromzuführung wurde eine zylindrische Geometrie der Länge L und Querschnittsfläche A

angenommen (siehe Abb. 64). Als Randbedingungen wurde die Temperatur des warmen Endes auf 300 K festgelegt, die des kalten Endes auf 20.4 K (Temperatur von flüssigem Wasserstoff). Für die Seitenfläche wurde angenommen, dass kein Wärmeaustausch mit der Umgebung stattfindet. Mithilfe des FEM-Programms „Comsol®“ wurde nun einige Berechnungen zu Verlusten und Temperaturverteilungen bei verschiedenen Stromstärken durchgeführt. Temperaturabhängige Materialdaten für Brass 65-35 und Cu ($RRR=200$) lieferte das Programm „CryoComp®“

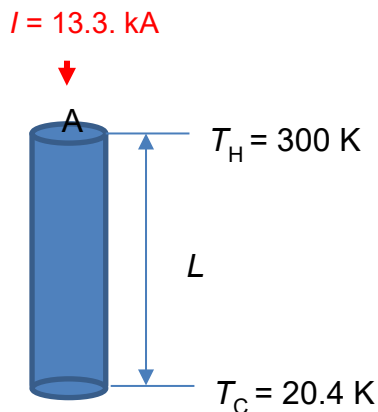


Abb. 64: Schematische Darstellung der Geometrie zur Berechnung von Stromzuführungsverlusten und Temperaturverteilungen.

In Abb. 65 sind die Verluste am kalten Ende für Ströme von 13.333 kA und 0 kA für Brass65-35 und Cu ($RRR=200$) als Funktion von L^*I_{nom}/A dargestellt. I_{nom} ist der Nominalstrom von 13.3 kA, L/A das Verhältnis von Länge zu Querschnitt der Stromzuführung. Für Materialien, die dem Wiedemann-Franz-Gesetz folgen, sind die minimalen Verluste einer optimierten Stromzuführung materialunabhängig, so dass es für die minimalen Verluste prinzipiell gleich ist, ob man ein besser oder schlechter leitfähiges Material verwendet. Weichen die Materialeigenschaften vom Wiedemann-Franz-Gesetz ab, so ergeben sich leichte Unterschiede in den minimalen Verlusten optimierter Stromzuführungen, wie z.B. in Abb. 65 zu erkennen ist. Für gut leitfähiges Kupfer mit $RRR = 200$ liegen die minimalen Verluste bei etwas niedrigeren Werten, als bei einer Stromzuführung aus Messing (Brass 65-35). Ein augenscheinlicher Unterschied zwischen den Verlustkurven für Cu und Messing ist jedoch die Breite des Minimums in der halblogarithmischen Auftragung. Weicht man bei beiden Materialien um denselben Faktor vom idealen $L//A$ -Wert ab, so steigen beim besser leitfähigen Cu die Verluste deutlich schneller an als bei Messing. Beaufschlagt man eine Cu-Stromzuführung mit höheren als dem für einen bestimmten L/A -Wert optimalen Strom, so steigt die maximale Temperatur der Stromzuführung sehr schnell an, so dass die Stromzuführung bei Überströmen sehr leicht durchbrennen kann. Stromzuführungen aus Messing dagegen, können mit sehr viel höheren Strömen (verglichen mit dem nominalen Strom einer optimierten Stromzuführung) beaufschlagt werden, ohne dass diese durchbrennen. Für die Anwendung in Flugzeugen ist diese Tatsache sehr wichtig, da die Stromzuführungen nur in der kurzen Phase des Take-Offs mit dem maximalen Strom beaufschlagt werden. In allen anderen Flugphasen ist die benötigte Leistung und damit auch der Strom deutlich geringer (siehe unteren Graph in Abb. 66). Hinzu kommen Standzeiten zwischen den Flügen, bei denen die supraleitenden Komponenten zwar kalt gehalten werden müssen, jedoch kein Strom fließt. Werden die Stromzuführungen auf den Maximalstrom ausgelegt, so sind die Verluste für geringere Ströme vergleichsweise hoch. Daher empfiehlt es sich, die Stromzuführungen nicht für den Maximalstrom zu optimieren, sondern einen

reduzierten Querschnitt A zu verwenden, so dass die Verluste bei geringeren Strömen auch geringer sind.

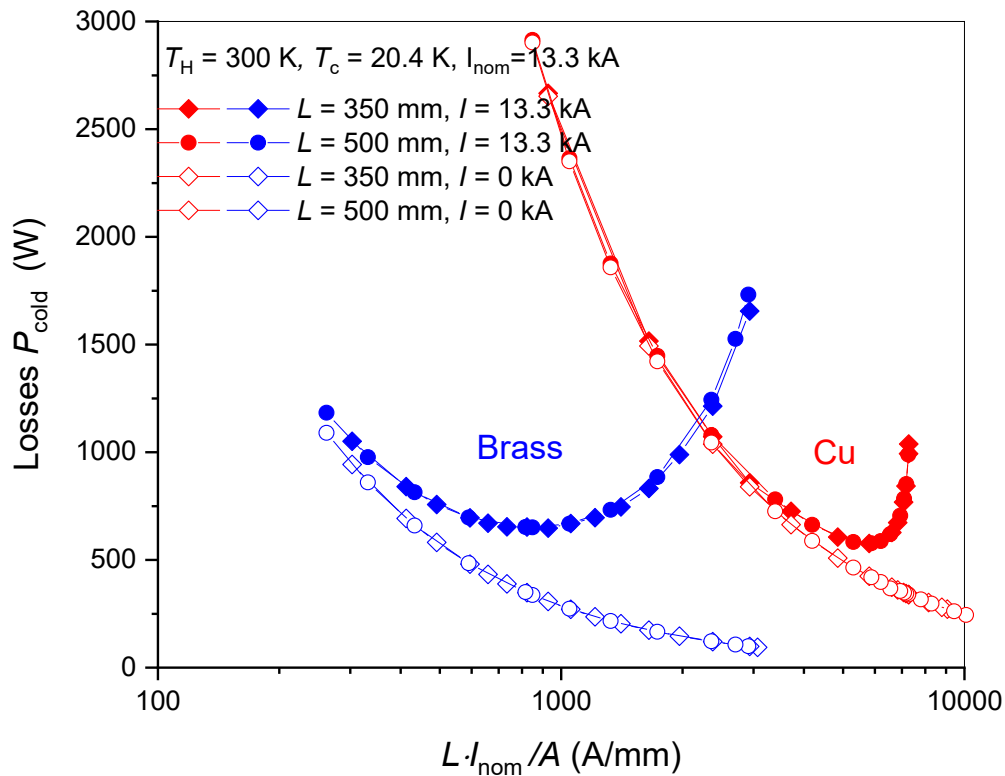


Abb. 65: Wärmestromdichten (Verluste) am kalten Ende von Stromzuführungen, der Längen $L = 350\text{ mm}$ und 500 mm aus Cu ($RRR = 200$) und Messing (Brass 65-35) bei Strömen von 0 und 13.3 kA. Aufgetragen wurden die Wärmestromdichten über dem Produkt $L \cdot I_{nom} / A$, wobei für den Strom I_{nom} ein Wert von 13.3 kA eingesetzt wurde, so dass der direkte Vergleich der Verluste einer festen Geometrie (L/A) bei einem Strom von 13.3 kA und 0 kA möglich ist.

In Abb. 66 (unten) ist das Leistungsprofil eines Fluges dargestellt (Quelle: P. Rostek, Airbus). Die maximale Leistung wird nur während der kurzen Take-Off-Phase abgerufen (Dauer ca. 1.3 Minuten). Im weiteren Steigflug beträgt die Leistung ca. 85% der Maximalleistung, in der Cruise-Phase nur noch 50%. Im Sinkflug bzw. während der Landung ist die Leistung noch erheblich geringer. Daher stellt sich die Frage, ob es möglich ist, den Querschnitt der Stromzuführungen zu reduzieren, so dass die Gesamtverluste über die gesamte Flugdauer minimiert werden können.

In den drei oberen Graphen sind die Wärmeströme (Verluste) einer Messings-SZF der Länge $L = 500\text{ mm}$ bei unterschiedlichen Strömen für verschiedene Radien aufgetragen. Der Radius von 51 mm (links) entspricht dabei der für einen Nominalstrom von $I_{nom} = 13.3\text{ kA}$ optimierten Stromzuführung. Es ist deutlich zu sehen, die statischen Verluste bei $I = I_{nom}$ und bei $I = 0.85 \cdot I_{nom}$ mit abnehmendem Radius der SZF zunehmen. Bei geringeren Strömen von $I = 0.5 \cdot I_{nom}$ und $I = 0$ nehmen die Verluste dagegen mit abnehmendem Radius ab. Berechnet man die Verluste für Ströme, die dem Leistungsprofil entsprechen, so ergeben sich die schwarz dargestellten

Werte. Erstaunlicherweise sind die Verluste bei einem SZF-Radius von 40 mm über die gesamte Flugdauer geringer als bei der Stromzuführung, die für $I=I_{nom}$ optimiert wurde. Reduziert man den Radius auf 35 mm, so werden die Verluste in der kurzen Take-Off- und Climb-Phase höher, während der Dauer der Cruise-Phase bzw. im Sinkflug und bei der Landung sinken die Verluste.

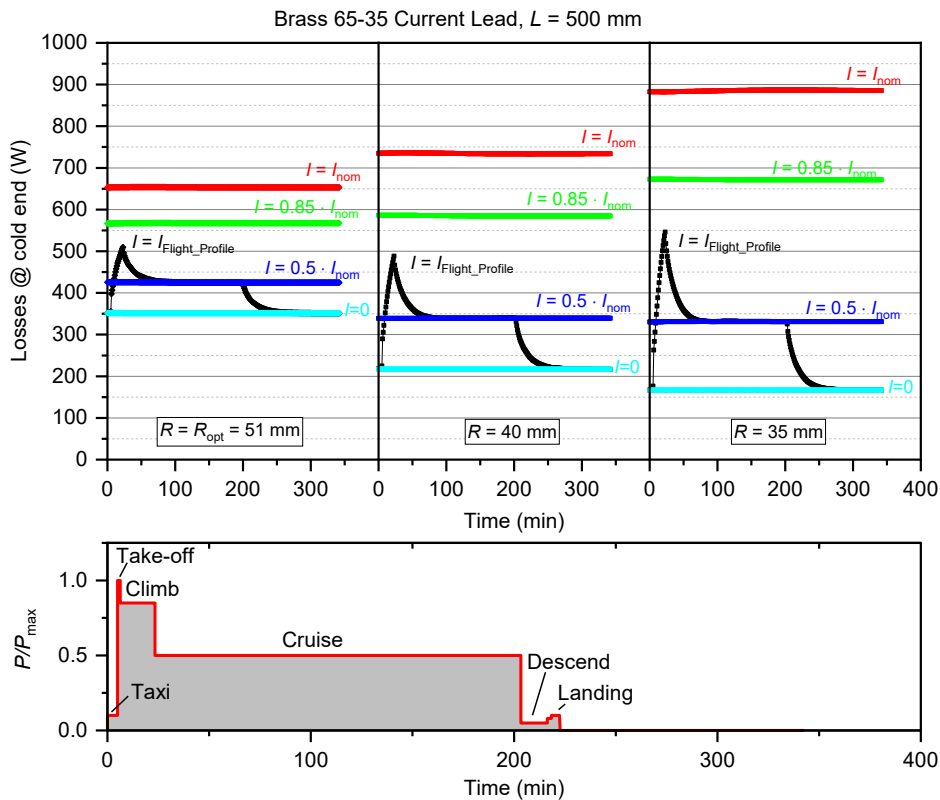


Abb. 66: Wärmestromdichte (Verluste) am kalten Ende von Messing (Brass65-35) SZF mit unterschiedlichen Radien (oben) bei verschiedenen Strömen als Funktion der Zeit. Die Berechnungen wurden für konstante Ströme $I = 0$, $I = 0.5 \cdot I_{nom}$, $I = 0.85 \cdot I_{nom}$ und $I = I_{nom}$ ($I_{nom} = 13.3$ kA) durchgeführt, so wie mit einem zeitlich veränderlichen Strom, der dem unten dargestellten Leistungsprofil während eines Fluges entspricht. I_{nom} entspricht dabei dem Strom, der bei maximaler Leistung P_{max} fließt.

Will man nun eine SZF so optimieren, dass die Gesamtverluste über die gesamte Flugdauer möglichst gering sind, sollte man nicht aus dem Auge lassen, dass eine bei Maximalstrom unterdimensionierte SZF bei hohen Strömen sehr leicht überhitzen kann. In Abb. 67 sind die integralen Verluste über die gesamte Flugdauer (inkl. Taxi-Phasen) als Funktion von $L \cdot I_{nom} / A$ dargestellt, wobei für I_{nom} wieder ein Wert von 13.3 kA eingesetzt wurde. Die Berechnungen wurden für Längen von $L = 350$ mm und 500 mm durchgeführt, variiert wurde jeweils der Radius der SZF. Für gleiche L/A -Verhältnisse sind die integralen Verluste bei den Stromzuführungen mit unterschiedlichen Längen gleich. Die maximalen Temperaturen, die an den Stromzuführungen erreicht werden sind jedoch sehr unterschiedlich. Bei abnehmenden Querschnitten, d.h. bei zunehmenden $L \cdot I_{nom} / A$ -Werten steigen die maximalen Temperaturen aufgrund der höheren Jouleschen Verluste stark an. Bei den kürzeren Stromzuführungen ($L=350$ mm) sind die maximalen Temperaturen bei gleichem L/A -Verhältnis aufgrund des kleineren Querschnitts höher als bei den längeren. Im Bereich des Verlustminimums (entspricht $R \sim 35$ mm) liegt die maximalen Temperatur an der 500 mm langen Stromzuführung bei etwa 350 K. Diese Temperatur ist in einem Bereich, in dem schädliche Einflüsse auf Lote

oder Kunststoffe, die mit der SZF in Kontakt sind, nicht zu erwarten sind. Abb. 68 zeigt die Temperaturverteilung von 500 mm langen SZF mit $R=51$ mm und $R = 30$ mm zum Zeitpunkt des Erreichens der maximalen Temperatur. Das Gewicht des stromtragenden Teils einer 500 mm langen, leitungsgekühlten und auf die Gesamtverluste optimierten SZF könnte im Idealfall also unter 20 kg liegen. Hinzu kommen natürlich Anschlüsse, Isolation und Kryostat.

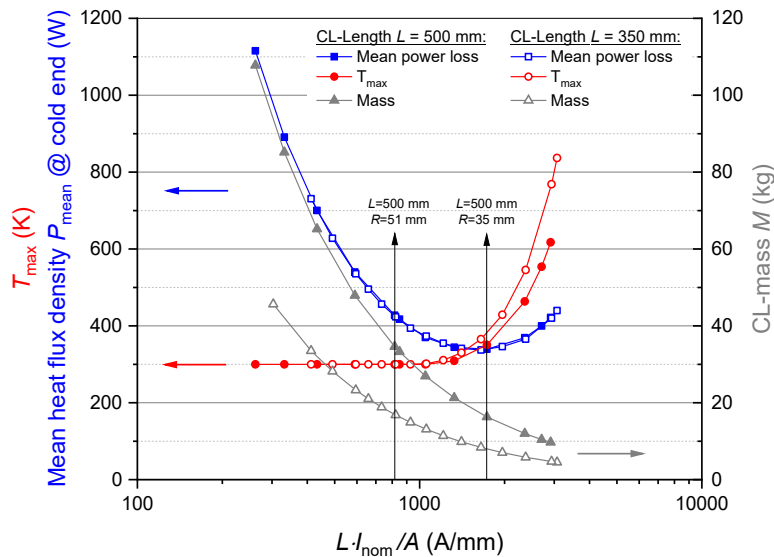


Abb. 67: Mittlere Wärmestromdichten, maximale Temperaturen und Gewichte von Messing-Stromzuführungen (Brass 65-35) der Längen $L = 350$ mm und 500 mm als Funktion von $L \cdot I_{nom} / A$.

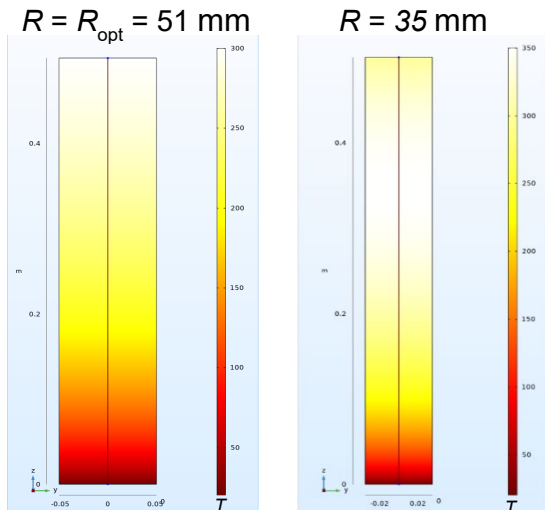


Abb. 68: Temperaturverteilungen an zwei 500 mm langen Messing-Stromzuführungen mit $R = 51$ mm zum Zeitpunkt des Erreichens der maximalen Temperatur.

Natürlich ist für das Design einer optimierten, leitungsgekühlten Stromzuführung wichtig, dass auch im Fehlerfall keine Beschädigung zu erwarten ist. So müsste überprüft werden, welche Temperaturen bei länger andauerndem Maximalstrom oder bei Überströmen erreicht werden. Abb. 69 zeigt den Anstieg der Maximaltemperatur einer 500 mm langen SZF aus Messing nach dem Einschalten eines Stromes von 13.3 kA. Nach etwa 20 min wird eine Temperatur

von 400 K erreicht. Nach 2 h beträgt die Temperatur etwa 465 K und steigt nur noch sehr langsam an.

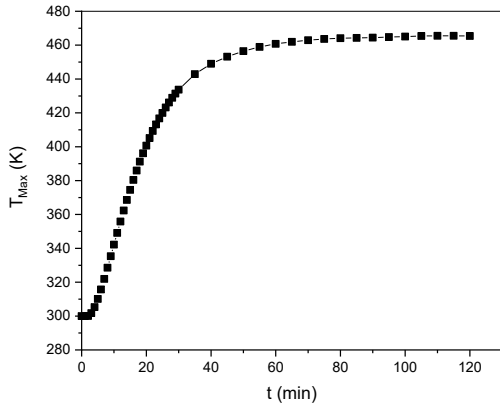


Abb. 69: Anstieg der Maximaltemperatur einer 500 mm langen SZF aus Messing (Brass65-35) nach dem Einschalten eines Stromes von 13.3 kA.

Für die hier vorgestellten Berechnungen wurde als Randbedingung für das warme Ende eine Temperatur von 300 K festgelegt. Im realen Fall muss das warme Ende der SZF zur Aufrechterhaltung dieser Temperatur unter Umständen gekühlt oder geheizt werden. Abb. 70 zeigt die Wärmestromdichten am warmen Ende von 500 mm langen Stromzuführungen mit verschiedene Radien unter der Strombelastung, die dem Leistungsprofil eines Fluges entspricht. Die SZF mit $R = 51$ mm, die für einen Dauerstrom von 13.3 kA optimiert ist, müsste während des gesamten Fluges geheizt werden, um eine Temperatur von 300 K am warmen Ende aufrecht zu erhalten. Auch die etwas dünnere SZF mit $R = 40$ mm müsste fast die ganze Zeit geheizt werden – lediglich während Take-Off und Climb müsste gekühlt werden, um ein Überhitzen des warmen Endes zu vermeiden. Bei der SZF mit den minimalsten Verlusten über die Flugdauer müsste das warme Ende vom Start bis nach Einsetzen des Sinkflugs gekühlt werden. Die real benötigten Heiz- und Kühlleistungen sind natürlich stark von eventuellen Wärmeströmen und den Massen der angeschlossenen Leitungen abhängig und müssten unter Einbeziehung dieser Daten berechnet werden.

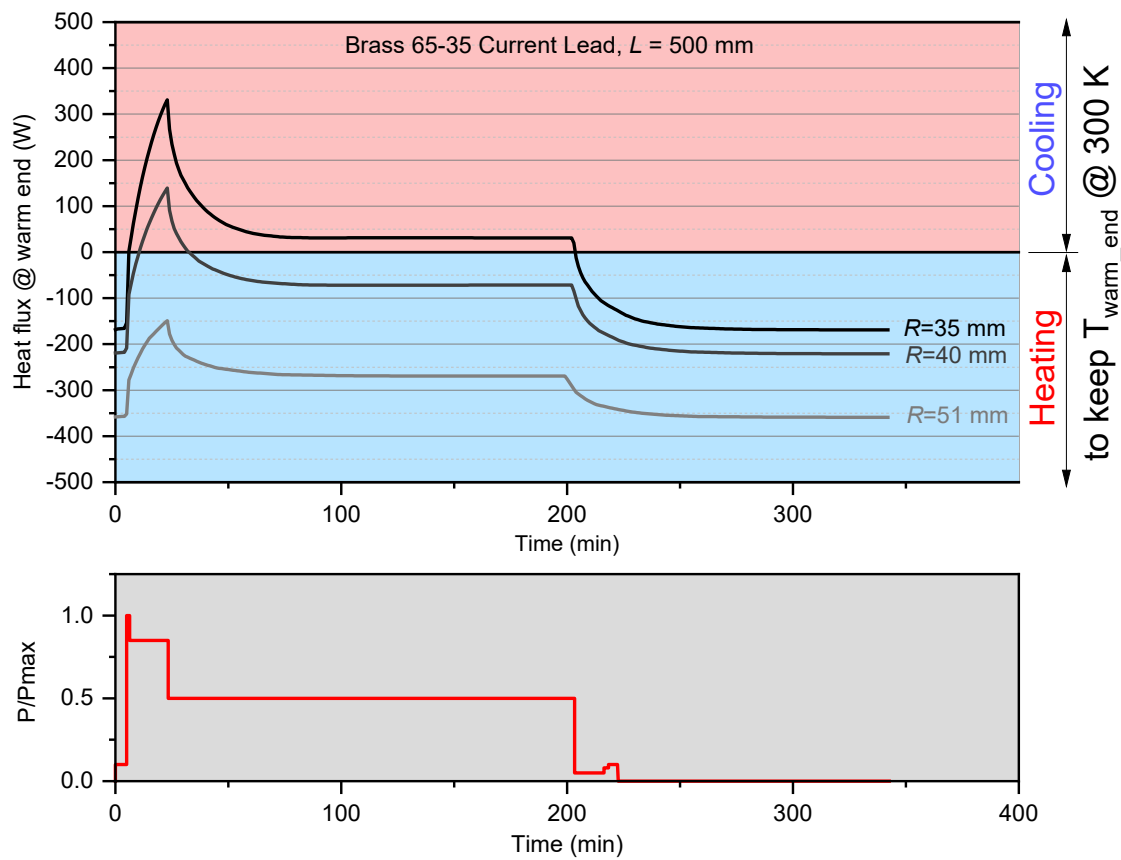


Abb. 70: Wärmestromdichten unter der dem Flugprofil entsprechenden Last am warmen Ende von 500 mm langen Messing SZF mit unterschiedlichen Radien.

Würde man die Temperatur des warmen Endes einer Stromzuführung auf ein Level von 110 K anstatt 300 K bringen, so könnten die minimalen Verluste auf etwa 20 W/kA reduziert, d.h. etwa halbiert werden. Dies wäre beispielsweise bei Verfügbarkeit von kryogener Leistungselektronik möglich.

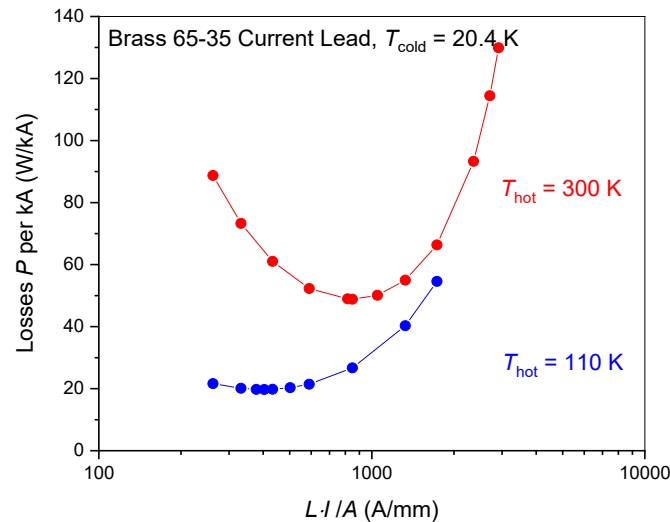


Abb. 71: Verluste einer Messing-SZF auf einem Temperaturniveau von 20.4 K mit warmem Ende bei 300 K bzw. bei 110 K als Funktion von $L \cdot I / A$

3.4 AP 2.3 – Task 4: Modellkabel

Im Rahmen von Task 4 sollte ein supraleitender Kabeldemonstrator entworfen, aufgebaut und getestet werden. Das Design sollte für eine Leistung von 40 MW, entsprechend einem Strom von 13.3 kA bei einer Spannung von 3 kV (± 1.5 kV symmetrisch) und bei Betrieb in LH_2 ausgelegt werden. Aufgrund der beschränkten Mittel wurde bereits beim Antrag festgelegt, dass der Kabeltest nicht mit Wasserstoffkühlung erfolgen sollte, sondern bei 77 K im Stickstoffbad. Aufgrund der höheren Temperatur ist die Stromtragfähigkeit des Kabels im Vergleich zum Wasserstoffbetrieb stark eingeschränkt, weshalb nur bis zu einem DC-Strom von 3.3 kA getestet werden sollte. Dieser Strom würde bei einer Spannung von 3 kV der ursprünglichen Zielleistung von 10 MW entsprechen. Wie in Task 5 gezeigt wurde, liegt die Stromtragfähigkeit des mit Bandleitermaterial von Theva hergestellten TELOS-Kabels bei einer Temperatur von 20 K etwa um einen Faktor 5 höher als bei 77 K (siehe auch Abb. 5). Ein Kabel, das bei 77 K einen Strom von 3.3 kA trägt, sollte also bei 20 K auch einen Strom von 13.3 kA tragen können. Um auch bei 77 K den Nachweis erbringen zu können, dass das Kabeldesign geeignet ist, die bei einem Strom von 13.3 kA auftretenden Lorentzkräfte aufzunehmen, wurde ein Lorentzkräftetest mit AC-Strömen bis ca. 20 kA durchgeführt. Dabei wurden für eine Dauer von 40 ms kurze Strompulse (2 Perioden, 50 Hz) angelegt.

Der 2-polige supraleitenden Kabeldemonstrator (SUPRA-Demonstrator) wurde im zweiten Halbjahr 2020 gemäß der schematischen Darstellung in Abb. 72 und der Konstruktionszeichnung in Abb. 73 aufgebaut und wie geplant in offenem LN_2 -Bad bei 77 K getestet. Mithilfe des Demonstrators sollte nicht nur eine ausreichende Stromtragfähigkeit demonstriert werden, sondern auch die Machbarkeit niederohmiger Verbindungen. Dazu wurden 3 Supraleitersektionen mit einem 180° - und einem 90° -Kontakt verbunden. Zur Demonstration der Nutzung des 2-poligen Kabels als Hin- und Rückleiter wurden die beiden Pole an einem Kabelende kurzgeschlossen.

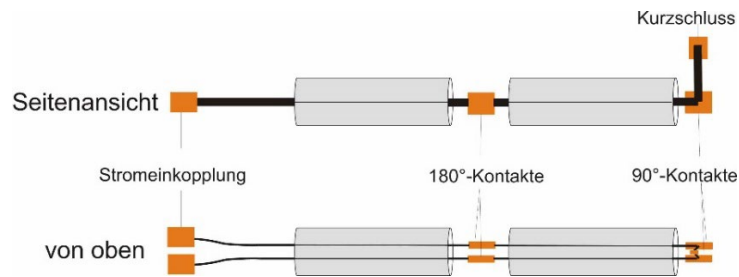


Abb. 72: Schematischer Aufbau des Kabeldemonstrators

Neben den Strom- und Lorentzkräftetests sollte mithilfe des Kabeldemonstrators auch gezeigt werden, dass mithilfe der wellenförmigen Führung der Supraleiterstapel auch thermische Längenänderungen kompensiert werden können. Hierzu wurde ein Zugmechanismus entwickelt, mit dessen Hilfe die Länge des Kabels im Kalten geändert werden konnte.

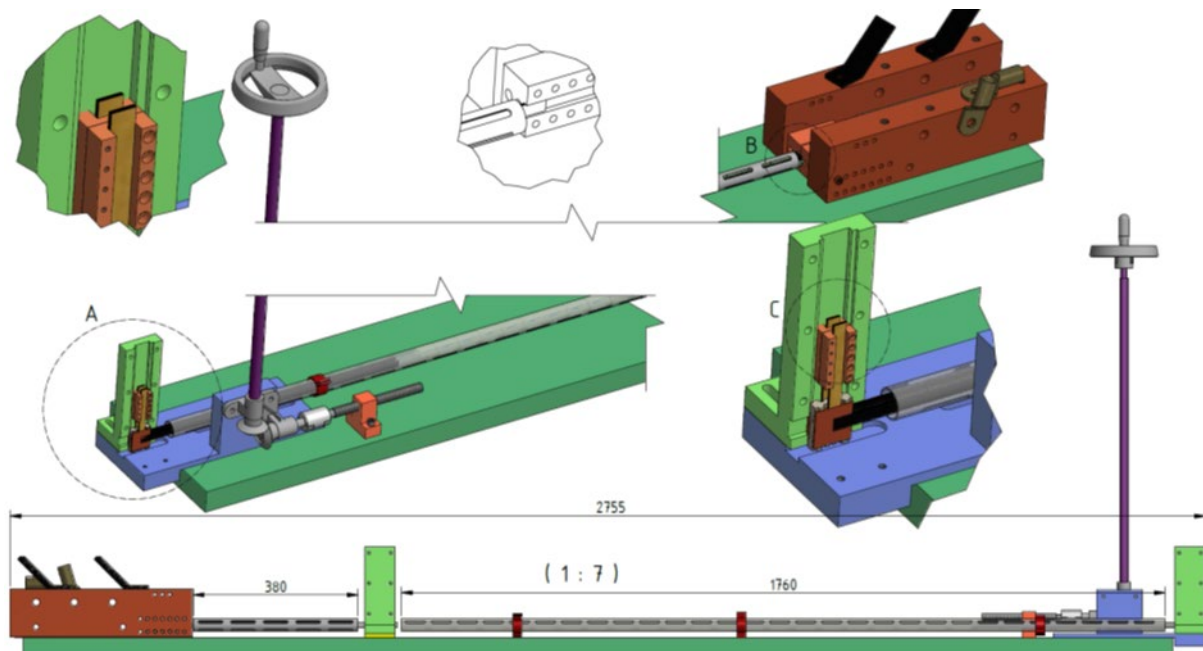


Abb. 73: Konstruktionszeichnung des Kabeldemonstrators mit Detailansichten: Detail A: Vorrichtung zur Längenänderung im Kalten; Detail B: Stromeinkopplungskontakte; Detail C: Kurzschlussverbindung zwischen Plus- und Minuspol.

Im Folgenden ist der Aufbau und Test des Kabeldemonstrators im Detail beschrieben.

3.4.1 Montage des SUPRA-Kabeldemonstrators

Beim Aufbau des Kabeldemonstrators wurden zunächst zwei geschlitzte Kryostatrohre mit der 3D-gedruckten Trägerstruktur und den Bandstapeln für den Stromtransport bestückt. Für den Hin- und den Rückleiter wurden jeweils zehn 12 mm breite aufeinandergestapelte REBCO-Bandleiter der Firma Theva² verwendet. Die vor dem Löten der 180° und der 90°-Verbindungen wurden zunächst die Cu-Blöcke zur Stromeinkopplung und für den Kurzschluss

² Leitertyp: TPL4100, Cheargenbez. ID170615 ($I_{c,min}=509$ A) und 170616 ($I_{c,min}=631$ A). Leiterdicke: 140-180 μ m, Leiterbreite: 11.9-12.25 mm, Substrat: 100 μ m Hastelloy™ C-276, Puffer: MgO, HTS-Schicht: GdBa₂Cu₃O₇, AG-Schicht: 1 μ m, Stabilizer: 20 μ m Cu surround

an die Stapel gelötet. Für das Verlöten der Bandstapel wurden Sn63Pb37-Lotbänder mit einem Schmelzpunkt von 183°C verwendet. Die Lotbänder wurden mit Flussmittel benetzt und im Kontaktbereich zwischen die REBCO-Bänder der Supraleiterstapel gelegt. Für den eigentlichen Lötvorgang wurden in einer Al-Platte montierte Heizpatronen verwendet, deren Temperatur mithilfe einer Regelung und von Thermoelementen und eingestellt und überwacht werden konnte. Über eine Spiralfeder wurde während des Lötvorgangs Druck auf die Bandstapel ausgeübt, so dass die Bänder beim Schmelzen des Lotes aufeinandergepresst wurden und überschüssiges Lot aus den Zwischenräumen herausgepresst wurde (siehe auch Abb. 74 links). Die mit den Bandstapeln verlöteten Cu-Kurzschlusskontakte sind im rechten Bild von Abb. 74 unten zu sehen.



Abb. 74: Einlöten eines Bandstapels in den Cu-Block für die Kurzschlussverbindung (links) und bestückte Kabelkomponenten vor dem Verlöten der 90°- und 180°-Verbindungen (rechts).

Nach dem Anlöten der Cu-Kontakte wurden zunächst die 180°-Kontakte des 2-poligen Demonstrators gelötet. Hierfür mussten die zu verbindenden Kabelkomponenten zunächst parallel ausgerichtet werden und die korrekte Position mit klar definiertem Überlapp in der Lötvorrichtung eingestellt werden. Anschließend wurden die U-förmigen Cu-Bleche zusammen mit 36 x 36 mm² großen, in Flussmittel getränkten Lotbändern, wie in den vorangegangenen Zwischenberichten beschrieben, eingefügt. Für den Lötprozess wurde eine Aluminium-Vorrichtung verwendet (Abb. 75, rechts). Die Wärmezufuhr erfolgte mithilfe von fünf Heizpatronen, von denen jeweils 2 in der unteren und oberen Heizplatte angebracht waren und eines in der mittleren Heizplatte zwischen den Kontakten der beiden Pole. Auch hier erfolgten die Temperaturregelung und -Überwachung mithilfe von Reglern und Thermoelementen.

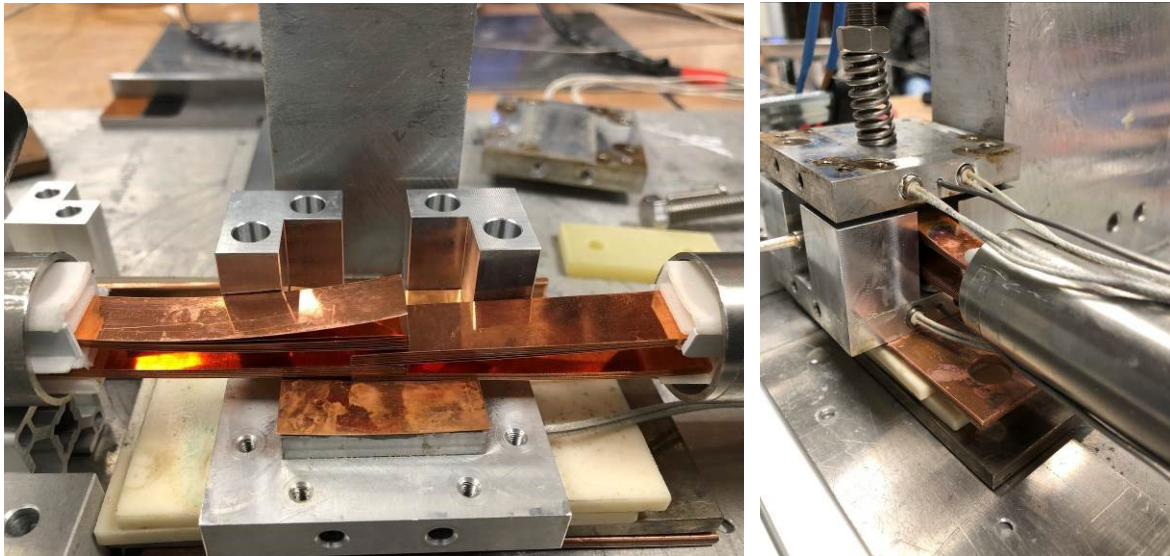


Abb. 75: Justage der Kabelkomponenten (parallele Ausrichtung, korrekte Überlapplänge) vor dem Verlöten der 180°-Kontakte (links). Die Bänder der Stapel sind noch nicht in die Face-to-Face-Anordnung gebracht. Rechts: 180°-Kontakte während des Lötvorgangs.

Zum Schluss wurden noch die 90°-Verbindungen im Hin- und Rückleiter gelötet, wobei der Lötvorgang analog zu den 180°-Verbindungen in derselben Lötvorrichtung erfolgte. Die verlöteten 90°-Verbindungen sind in Abb. 76 zu sehen.



Abb. 76: 90°-Verbindungen beim Hin- und Rückleiter nach dem Verlöten.

Nach dem Verlöten der einzelnen Kabelkomponenten wurde das Demonstratorkabel auf der Trägerplatte montiert und die Spannungsabgriffe wurden angebracht (Abb. 77). Neben der Gesamtspannung, die an den Cu-Klötzen zur Stromeinkopplung abgegriffen wurde, wurden die Spannungen an allen Supraleitersektionen gemessen, sowie die Spannungsabfälle an den Kontakten und bei der Stromeinkopplung. Die Bezeichnung der Spannungen, sowie die Position der Spannungsabgriffe sind in Tabelle 13 und Abb. 78 zusammengefasst. An den Cu-Blöcken, die zur Stromeinkopplung und als Kurzschluss verwendet wurden, wurden die Spannungsabgriffe festgeschraubt (Abgriffe 1.1, 1.10 und 2.1 in Abb. 78). An den Supraleiterstapeln wurden Cu-Plättchen mit angelöteten Kabeln als Spannungsabgriffe verwendet (Abgriffe 1.2, 1.3, 1.5, 1.6, 1.8, 1.9, 2.2, 2.3, 2.5, 2.6, 2.8 und 2.9 in Abb. 78). Die Cu-Plättchen wurden zwischen die REBCO-Bänder in der Mitte der Stapel geschoben.

Zusätzlich wurden an den 180°-Kontakten von Hin- und Rückleiter Spannungsabgriffe mithilfe von Klammern direkt an den Kontakten angebracht (Abgriffe 1.4 und 2.4 in Abb. 78).

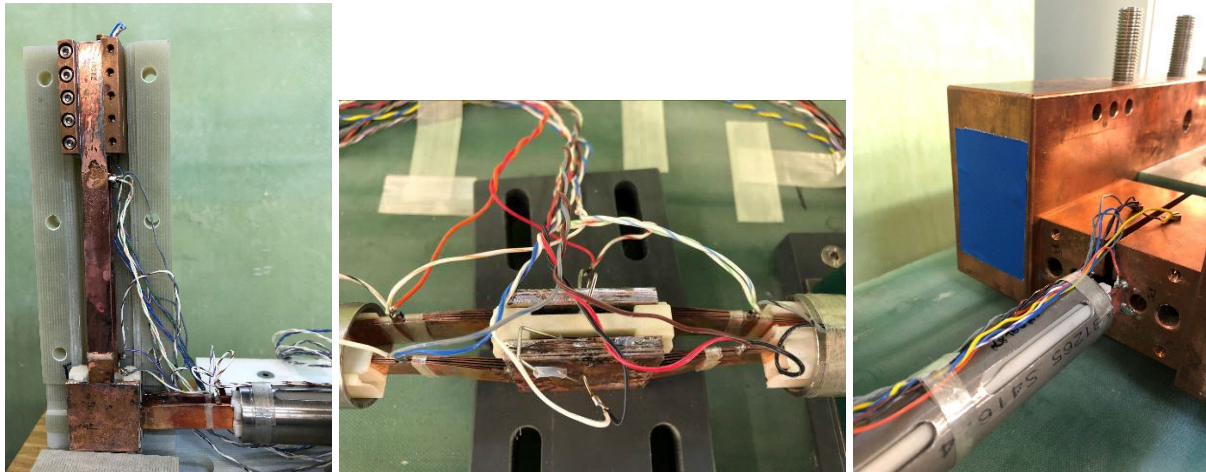


Abb. 77: Fotos der Spannungsabgriffe des SUPRA-Demonstrators im Bereich von 90°-Kontakten und Kurzschluss (links), im Bereich der 180°-Kontakte (Mitte) und im Bereich der Stromeinkopplung (rechts).

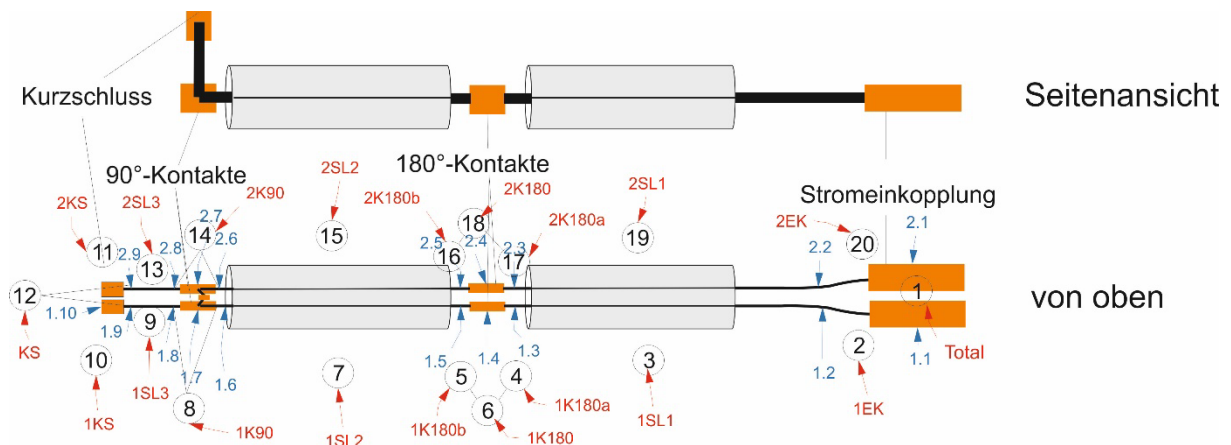


Abb. 78: Bezeichnungen und Positionen der Spannungsabgriffe des SUPRA-Demonstratorkabels (siehe Tabelle 13)

Tabelle 13: Bezeichnungen und Positionen der Spannungsabgriffe des SUPRA-Demonstratorkabels gemäß Abb. 78

Kanal	Messpunkt 1	Messpunkt 2	Kurzname	Bemerkung
1	1.1	2.1	Total	Gesamtspannung
2	1.1	1.2	1EK	Pol1: Einkopplung
3	1.2	1.3	1SL1	Pol1: SL_Einkopplung - 180°
4	1.3	1.4	1K180a	Pol1: Teilspannung1_180°
5	1.4	1.5	1K180b	Pol1: Teilspannung2_180°
6	1.3	1.5	1K180	Pol1: 180°-Kontakt
7	1.5	1.6	1SL2	Pol1: SL_180°-90°
8	1.6	1.8	1K090	Pol1: 90°-Kontakt

9	1.8	1.9	1SL3	Pol1: SL_90°-KS
10	1.9	1.10	1KS	Pol1: Einkopplung_KS
11	2.10	2.9	2KS	Pol2: Einkopplung_KS
12	1.9	2.9	KS	Spannung Kurzschluss Pol1-Pol2
13	2.9	2.8	2SL3	Pol2: SL_KS - 90°
14	2.8	2.6	2K090	Pol2: 90°-Kontakt
15	2.6	2.5	2SL2	Pol2: SL_90°-180°
16	2.5	2.4	2K180a	Pol2: Teilspannung1_180°
17	2.4	2.3	2K180b	Pol2: Teilspannung2_180°
18	2.5	2.3	2K180	Pol2: 180°-Kontakt
19	2.3	2.2	2SL1	Pol2: 180° - SL_Einkopplung
20	2.2	2.1	2EK	Pol2: Einkopplung

3.4.2 Test des SUPRA-Kabeldemonstrators:

Der SUPRA-Kabeldemonstrator wurde im Rahmen des TELOS-Upgrades für eine Leistungsübertragung von 40 MW bei einer Temperatur von 20 K (Wasserstoffkühlung) und einer Spannung von 3 kV konzipiert. Diese Leistung entspricht bei einer Nominalspannung von 3 kV einem Strom von 13333 A. Wie bereits im letzten Zwischenbericht anhand von selbstkonsistenten I_c -Berechnungen (basierend auf winkelabhängigen I_c -Messungen an einem REBCO-Bandleiter der Firma Theva) gezeigt wurde, sollte ein Kabel in der Geometrie des SUPRA-Kabeldemonstrators mit REBCO-Bändern der Firma Theva bei 20 K mehr als den 5-fachen Strom tragen können als bei einer Temperatur von 77 K. Da im Zeit- und Budgetrahmen des TELOS-Projekts eine Realisierung von Wasserstoffkühlung nicht möglich war, wurde daher bereits in der Antragsphase des TELOS-Upgrades beschlossen, den TELOS-SUPRA-Demonstrator im Stickstoffbad bei 77 K zu testen. Als Nominalstrom für diesen Test wurde ein Strom von $I_{nom,77K} = 3333$ A angestrebt, was bei $U_{nom} = 3$ kV einer Übertragungsleistung von 10 MW entsprechen würde. Diese Leistung entspricht dem Wert, der ursprünglich vor der Neuausrichtung durch das TELOS-Upgrade angestrebt wurde. Mit dem Nachweis einer Stromtragfähigkeit von $I_{nom,77K} = 3333$ A bei $T = 77$ K und der begründeten Annahme einer mindestens 5-fach höheren Stromtragfähigkeit bei $T = 20$ K kann somit ein indirekter Nachweis einer ausreichenden Stromtragfähigkeit bei 20 K erbracht werden.

Während die Stromtragfähigkeit beim Erhöhen der Leistung um den Faktor 4 linear, d.h. ebenfalls um den Faktor 4 ansteigt, steigen die zu erwartenden Kräfte quadratisch an, d.h. um den Faktor 16. Ob die Lorentzkräfte, die bei einer Leistung von 40 MW, d.h. bei $I_{nom,20K} = 13333$ A auf die Supraleiter wirken, von der Struktur abgefangen werden können, lässt sich anhand des Tests mit vermindertem Strom nicht nachweisen.

Daher wurden im Rahmen der Testkampagne auch Lorentzkräftetests bei 77 K durchgeführt, bei denen das SUPRA-Demonstratorkabel mit einem 50 Hz Wechselstrom bis 20 kA und begrenzter Dauer von 40 ms beaufschlagt wurde. Die Maximalströme lagen bei diesem Test weit oberhalb des kritischen Stromes des Kabels. Da die Pulsdauer jedoch sehr kurz war, war eine Zerstörung des Kabels durch die thermische Belastung nicht zu erwarten. Hinsichtlich der während des AC-Pulses auftretenden Kräfte sollte der Test sogar eher einem Worst-Case-Szenario entsprechen, da zu erwarten ist, dass die in kurzer Zeit zwischen Null und der Maximalkraft variierenden Kräfte eine erheblich höhere Belastung für die Struktur darstellen, als langsam ansteigende und abfallende Kräfte, wie sie im DC-Fall auftreten.

Für die Tests des SUPRA-Demonstratorkabels (Abb. 79) wurde der Kabelaufbau in einer Kryowanne mit flüssigem Stickstoff abgekühlt. Vor und nach dem Abkühlprozess wurde die Länge des Kabeldemonstrators mit Hilfe eines Lasermessgerätes bestimmt. Durch die Temperaturänderung verkürzte sich das Kabel um 7 mm. Diese Längenänderung wurde im Verlauf der Messungen mithilfe einer Verschiebemechanik wieder rückgängig gemacht, so dass demonstriert werden konnte, dass die Kontraktionskompensation durch die wellenförmige Bandführung mithilfe der 3-D-gedruckten Trägerstruktur der Supraleiterbänder ausreichend ist.



Abb. 79: Einbau des Kabeldemonstrators in Kryowanne.

Der Ablauf der Testkampagne gestaltete sich wie folgt:

- DC-Messung 1: $I \leq 967 \text{ A}$
 - Testmessung, danach geringe Modifikationen am Messprogramm
- DC-Messung 2: $I \leq 3450 \text{ A}$
- DC-Messung 3:
 - Stromrampe bis 1000 A → Kabel gestreckt auf RT-Länge, d.h. $\Delta L = +7 \text{ mm}$ → Stromrampe bis 3410 A
- Lorentzkrafttest bis 20 kA (AC, 100 ms)
- DC Messung 4: $I \leq 3500 \text{ A}$
- DC-Messung 5:
 - Stromrampe bis 3.470 A

Die Messaufbauten mit Stromzuführungen für die DC-Messungen und den AC-Lorentzkrafttest sind in Abb. 80 und Abb. 81 gezeigt. Während der Strom für die DC-Messungen über mehrere parallel geschaltete Cu-Bänder ein- und ausgekoppelt wurde, konnten für die kurzen AC-Lorentzkrafttests dünnere Leitungen verwendet werden. Die Stromamplitude für die Lorentzkrafttests wurde über veränderbare Lastwiderstände eingestellt, die Strommessung erfolgte mithilfe einer Rogowski-Spule.

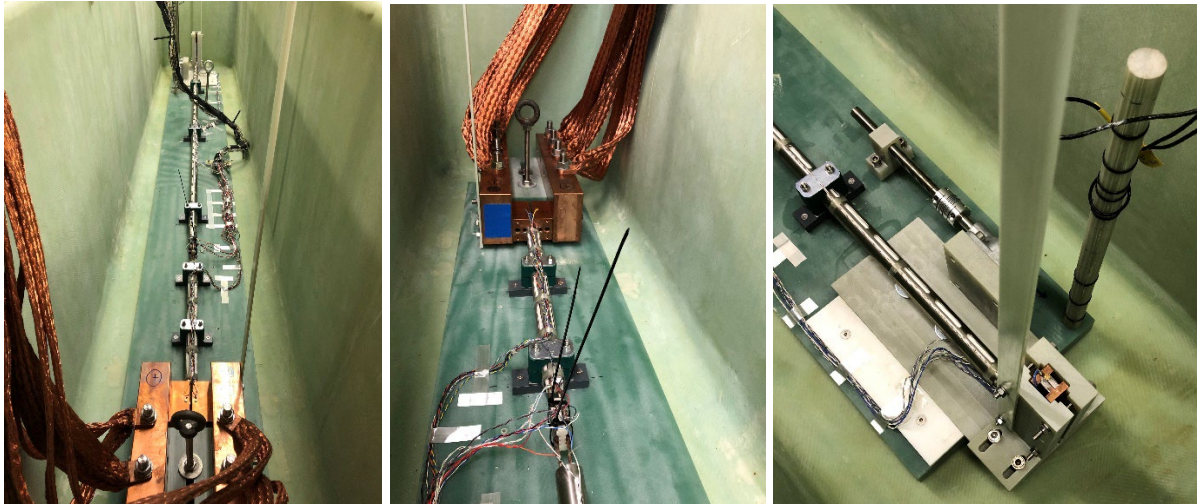


Abb. 80: Messaufbau des SUPRA-Demonstrators im Kryobehälter. Links: Übersicht gesamter Demonstrator, Mitte: Bereich von der Stromeinkopplung bis zum 180°-Kontakt, rechts: Bereich des 90°-Kontakts und des Kurzschlusskontakts.



Abb. 81: Messaufbau mit Stromzuführung für DC-Messungen (links) und für AC-Lorentzkrafttest (rechts).

Obwohl die Probenspannungen bei Vortests im Warmen keine Auffälligkeiten zeigten, zeigte es sich bei den Messungen in flüssigem Stickstoff sehr schnell, dass sich insbesondere bei einigen der direkt an den Supraleiterstapeln angebrachten Spannungsabgriffen der Kontakt zu den Supraleitern im Verlauf der Messungen verschlechterte. Wir vermuten, dass im Bereich der gelöteten Kontakte Flussmittel durch Kapillarwirkung zwischen die HTS-Bänder gelaufen ist, was zu einer Oxidation auf der Bandoberfläche geführt hat. Durch die während der Messungen auftretenden Kräfte kann es zu einer Verschiebung der in den Bandstapeln steckenden Spannungsabgriffe gekommen sein. Dies äußerte sich in einem zunehmenden, hohen Rauschen. Für die Auswertung der Messungen wurden offensichtlich durch schlechte Kontakte verursachte Messwerte maskiert, d.h. in einer unauffälligen Farbe dargestellt oder als nicht sichtbar markiert. Abb. 82 zeigt die Gesamtspannung, sowie die an den insgesamt 6 Supraleitersektionen (je 3 für Hin- und Rückleiter) gemessenen Spannungsabfälle während der DC-Messung 2 in einem großen Messbereich $-0.2 \text{ V} \leq U \leq 0.2 \text{ V}$. Die Messungen sind teilweise stark verrauscht, weshalb starke Spannungsausschläge, die offensichtlich durch schlechte Kontakte verursacht wurden, maskiert und in grauer Farbe dargestellt wurden. Auch das Spannungssignal der Supraleitersektion 2SL1 (hellgrau, mit offenen Quadraten) war so stark verrauscht, dass auf eine Auswertung auch bei den folgenden Messungen verzichtet werden musste. In Abb. 83 sind die Supraleiterspannungen aus DC-Messung 2 noch einmal in vergrößerter Darstellung aufgetragen. Das Spannungssignal U_{1SL3} zeigt einen leicht resistiven Anstieg bis 3270 A dessen Werte jedoch weit unterhalb des E-feld-kriteriums von $1 \mu\text{V}/\text{cm}$ liegen. Oberhalb dieses Stromes war zunächst ein starker Anstieg der Werte zu sehen, danach sanken die Werte wieder auf die ursprüngliche, leicht ansteigende Kurve. Da das Spannungssignal stark verrauscht war, lässt sich nicht mit letztendlicher Sicherheit sagen, ob der Anstieg lediglich durch schlechte Kontakte verursacht wurde, oder ob es eine Stromumverteilung gab, die das Signal kurzfristig ansteigen ließ. Oberhalb von 3390 A ist ein stärkeres Rauschen zu erkennen, was möglicherweise dadurch erklärt werden kann, dass hier der Strom in kleineren Schritten verändert und zwischendurch auch etwas reduziert und wieder erhöht wurde.

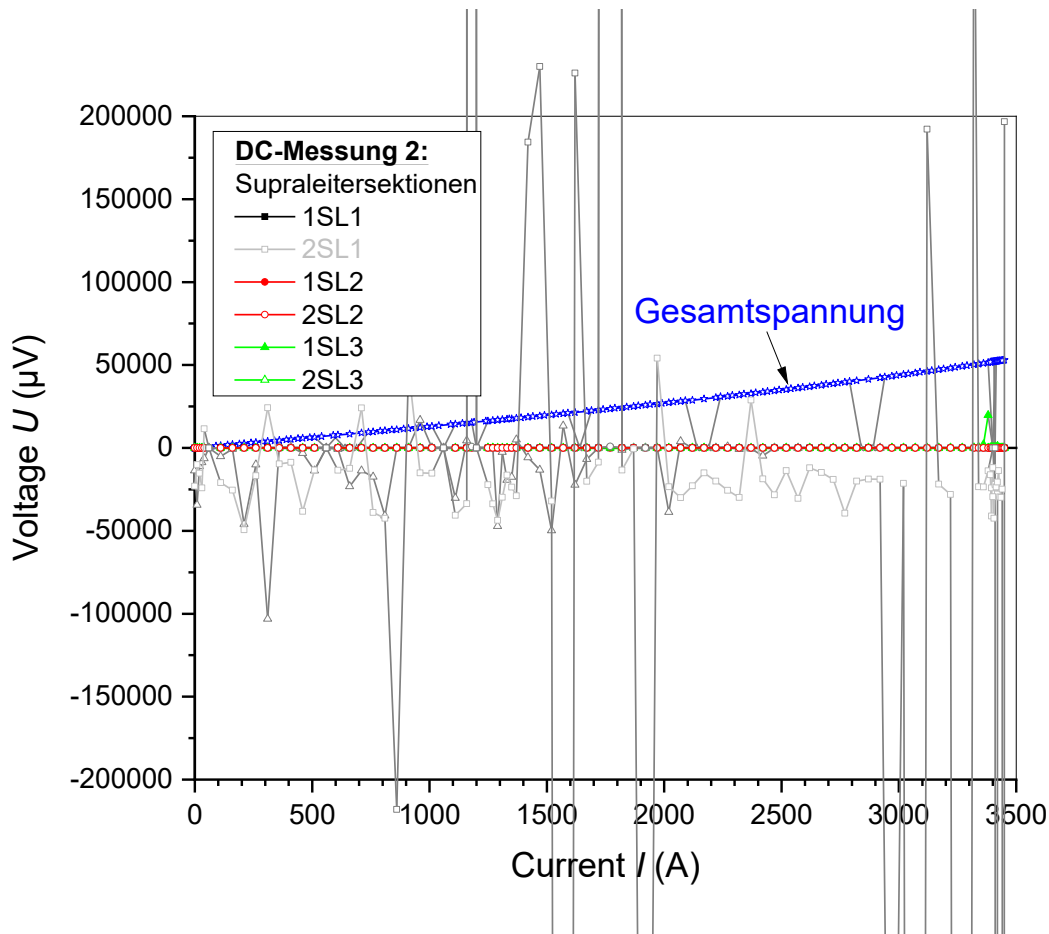


Abb. 82: Gesamtspannung und Spannungsabfälle an den Supraleitersektionen des SUPRA-Kabeldemonstrators während der DC-Messung Nr. 2 als Funktion des Gesamtstromes durch das Kabel (Bereich $-0.2 \text{ V} \leq U \leq 0.2 \text{ V}$). Die erste Zahl in der Spannungsbezeichnung steht dabei für den Hinleiter (Pluspol „1“) bzw. für den Rückleiter (Minuspol „2“), während die zweite Zahl die Supraleitersektion (SL) im Kabel bezeichnet: 1SL1 und 2SL1 sind die Kabelsektionen zwischen den Cu-Kontakten zur Ein- bzw. Auskopplung des Stromes und den 180°-Kontakten von Hin- und Rückleiter, 1SL2 und 2SL2 sind die beiden Kabelsektionen zwischen den 180°- und 90°-Kontakten und 1SL3 und 2SL3 die Kabelsektionen zwischen den 90°-Kontakten und dem Kurzschlusskontakt zwischen Hin- und Rückleiter. Extrem verrauschte Messwerte, d.h. Messwerte, die weit über dem Spannungskriterium lagen, wurden maskiert und in grau dargestellt. Die an der Kabelsektion 2SL1 gemessenen Werte U_{2SL1} waren durchweg so stark verrauscht, dass eine Auswertung des Spannungssignals nicht möglich war. Die Werte sind hier in hellgrau (offene Quadrate) dargestellt und werden im Folgenden ausgeblendet.

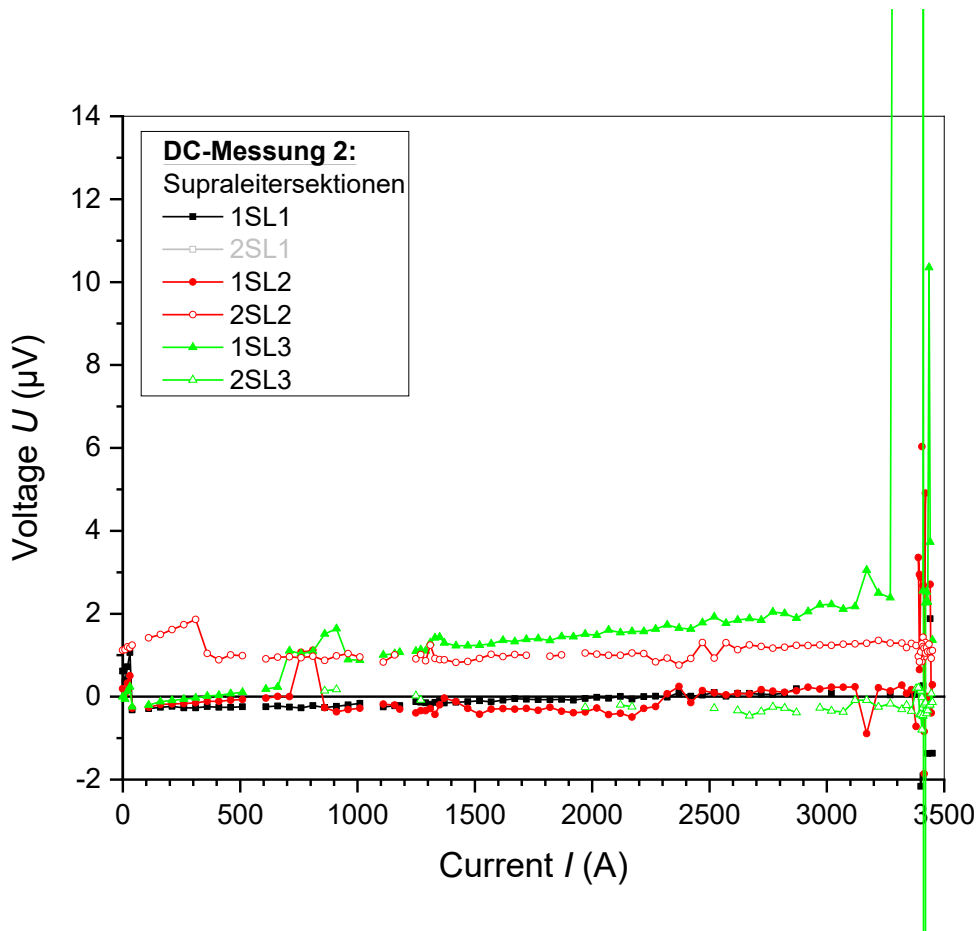


Abb. 83: Vergrößerte Darstellung (Bereich $-2 \mu\text{V} \leq U \leq 14 \mu\text{V}$) der Spannungsabfälle an den Supraleitersektionen des SUPRA-Kabeldemonstrators während der DC-Messung Nr. 2 als Funktion des Gesamtstromes durch das Kabel. Die erste Zahl in der Spannungsbezeichnung steht dabei für den Hinleiter (Pluspol „1“) bzw. für den Rückleiter (Minuspol „2“), während die zweite Zahl die Supraleitersektion (SL) im Kabel bezeichnet: 1SL1 und 2SL1 sind die Kabelsektionen zwischen den Cu-Kontakten zur Ein- bzw. Auskopplung des Stromes und den 180° -Kontakten von Hin- und Rückleiter, 1SL2 und 2SL2 sind die beiden Kabelsektionen zwischen den 180° - und 90° -Kontakten und 1SL3 und 2SL3 die Kabelsektionen zwischen den 90° -Kontakten und dem Kurzschlusskontakt zwischen Hin- und Rückleiter. Extrem verrauschte Messwerte, d.h. Messwerte, die weit über dem Spannungskriterium lagen, wurden maskiert und ausgeblendet. Die an der Kabelsektion 2SL1 gemessenen Werte U_{2SL1} waren durchweg so stark verrauscht, dass eine Auswertung des Spannungssignals nicht möglich war. Die Werte sind hier komplett ausgeblendet.

Bei der DC-Messung 3 wurde der Strom in 50 A-Schritten zunächst von Null bis 1000 A erhöht und dann konstant gehalten. Bei konstantem Strom wurde das Demonstratorkabel um 7 mm gedehnt. Diese Längenänderung entspricht dem Wert, um den das Kabel sich beim Abkühlen von Raumtemperatur auf 77 K verkürzte. Ein negativer Einfluss der Dehnung des Kabels auf die SL-Spannungen konnte nicht beobachtet werden, die Kurven verliefen (abgesehen vom Rauschen) weiterhin flach bis zum Maximalstrom von 3410 A. Lediglich das Signal 1SL1 war nach der Dehnung des Kabels so stark verrauscht, dass auch hier keine Auswertung vorgenommen werden konnte. Betrachtet man jedoch die gesamten Spannungsabfälle über die Supraleitersektionen und die 90° - und 180° -Kontakte, d.h. die Gesamtspannung zwischen Strom-Ein und Auskopplung abzüglich der Spannung am Kurzschlusskontakt ($U_{\text{ges}} - U_{\text{KS}}$), dann sieht man, dass der Verlauf sehr schön linear ist, d.h. es kann weder an den SL-Sektionen noch an den Kontakten zu einem großen Spannungsanstieg durch einen Übergang in die

Normalleitung gekommen sein. Auch nach der Dehnung hat der SUPRA-Kabeldemonstrator den Nominalstrom von 3.3 kA, der bei $U=3\text{kV}$ einer Leistung von 10 MW entspricht, problemlos getragen.

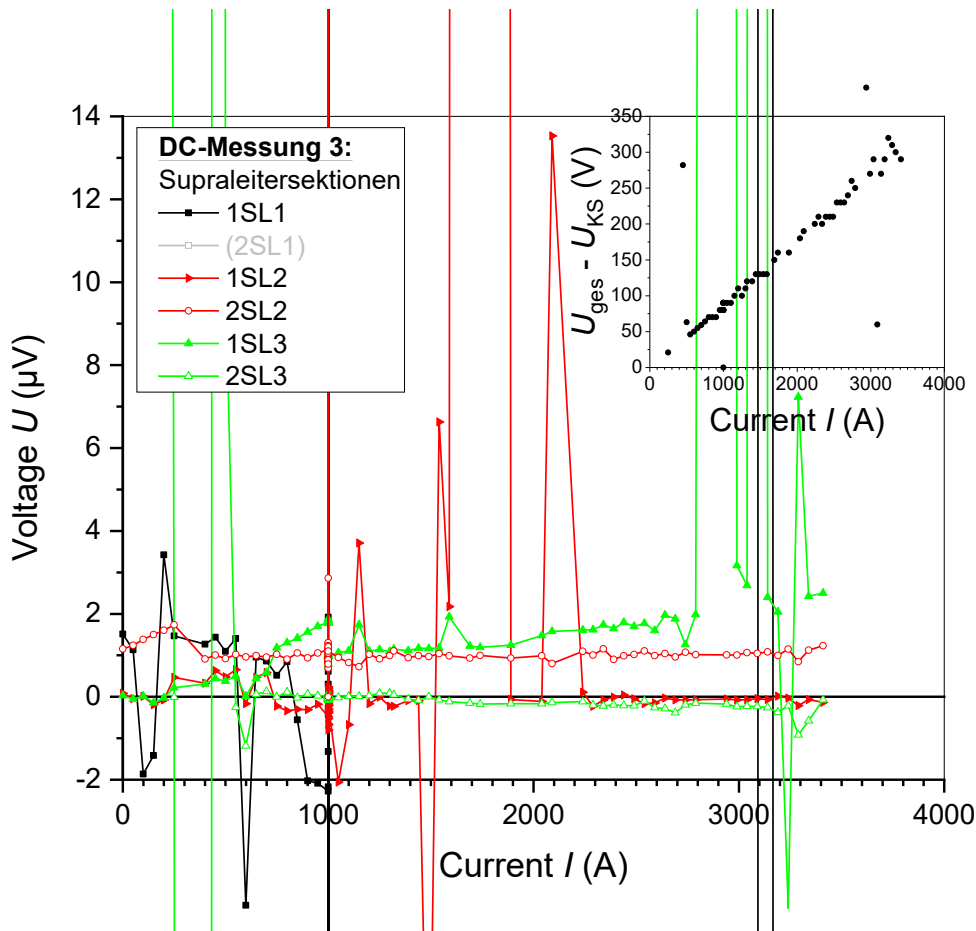


Abb. 84: Vergrößerte Darstellung (Bereich $-2 \mu\text{V} \leq U \leq 14 \mu\text{V}$) der Spannungsabfälle an den Supraleitersektionen des SUPRA-Kabeldemonstrators während der DC-Messung Nr. 3 als Funktion des Gesamtstromes durch das Kabel. Extrem verrauschte Messwerte, d.h. Messwerte, die weit über dem Spannungskriterium lagen, wurden maskiert und ausgeblendet. Die an der Kabelsektion 2SL1 gemessenen Werte $U_{2\text{SL}1}$ waren durchweg so stark verrauscht, dass eine Auswertung des Spannungssignals nicht möglich war. Die Werte sind hier komplett ausgeblendet. Der Inset zeigt die Differenz der Gesamtspannung U_{ges} und der Spannung am Kurzschlusskontakt U_{KS} , d.h. die Summe der Spannungsabfälle, die durch die Stromein- und Stromauskopplung, durch die Supraleitersektionen und durch die 90° - und 180° -Kontakte verursacht wurden.

Die Spannungsabfälle an den 90° - und 180° -Kontakten, die in DC-Messung 2 und DC-Messung 3 gefunden gemessen wurden, sind in Abb. 85 und Abb. 86 dargestellt. Anhand der beim Maximalstrom gemessenen Spannungswerte wurden die Kontaktwiderstände berechnet. Für die beiden 180° -Kontakte wurden Widerstände von etwa $1.8 - 2.0 \text{ n}\Omega$ gemessen. Die Widerstände der 90° -Kontakte lagen im Bereich von etwa $2.8 - 3.7 \text{ n}\Omega$, was bei $I_{\text{nom},10\text{MW}} = 3333 \text{ A}$ einer Verlustleistung von weniger als 50 mW pro Kontakt entspricht. Für einen Nominalstrom von $I_{\text{nom},40\text{MW}} = 13333 \text{ A}$ würden sich mit den ermittelten Kontaktwiderständen Verlustleistungen im Bereich von $0.33 - 0.64 \text{ Watt}$ ergeben. Geht man davon aus, dass die spezifischen Widerstände der im Kontaktbereich verwendeten Metalle (Cu, Ag, SnPb-Lot) bei einer Temperatur von 20 K (Wasserstoffkühlung) um etwa einen Faktor 5 bis 10 geringer sind, als bei 77 K , ist zu erwarten, dass die ohmschen Verluste eines 2-

poligen Kabels bei $I_{\text{nom},40\text{MW}} = 13333 \text{ A}$ pro 180° - oder 90° -Kupplung deutlich geringer als etwa 1 Watt sind.

Was insbesondere bei der DC-Messung 2 (Abb. 85) auffällt, sind die Spannungssprünge in den Signalen des 90° -Kontaktes und des 180° -Kontaktes von Pol 1 bei etwa 600 - 700 A. Vor diesen Sprüngen ist, d.h. bei kleinen Strömen, sind die Steigungen der $U(I)$ -Kurven sehr klein, nach den Sprüngen werden sie steiler. Diese unterschiedlichen Steigungen könnten durch Stromumverteilung zwischen den verschiedenen Ebenen der Bandstapel verursacht sein. Das bei DC-Messung 3 am 180° -Kontakt von Pol 1 gemessene Signal zeigte bei Strömen unterhalb von 1000 A, d.h. vor der Dehnung des Kabels, auch keinen linearen Anstieg, sondern zum Teil recht geringe Werte. Erst nach der Dehnung, zeigten die Spannungswerte einen linearen Anstieg, ähnlich wie bei DC-Messung 2.

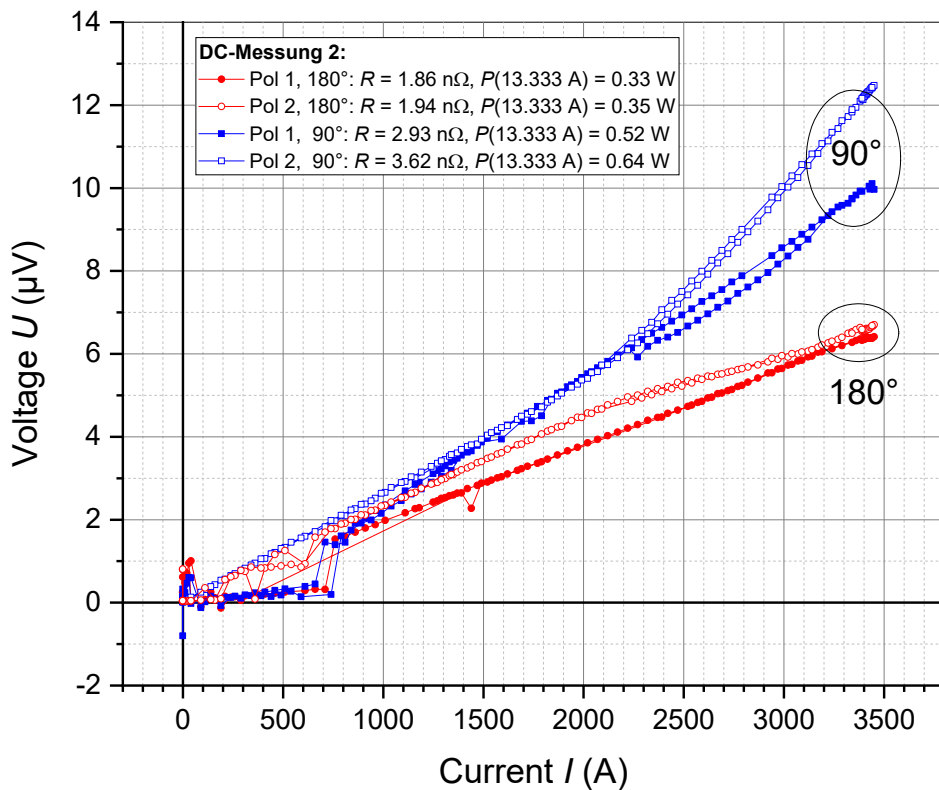


Abb. 85: Spannungsabfälle an den 90° - und 180° -Kontakten des SUPRA-Kabeldemonstrators während der DC-Messung Nr. 2 als Funktion des Gesamtstromes durch das Kabel. Extrem verrauschte Messwerte, d.h. Messwerte, die weit über dem Spannungskriterium lagen, wurden maskiert und ausgeblendet.

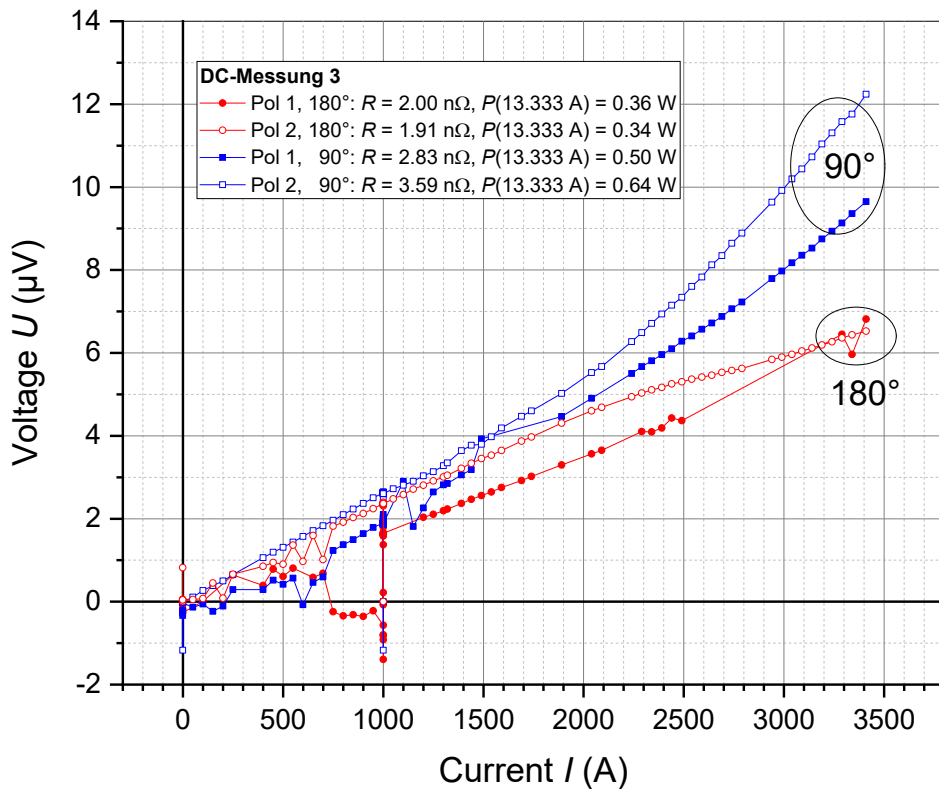


Abb. 86: Spannungsabfälle an den 90°- und 180°-Kontakten des SUPRA-Kabeldemonstrators während der DC-Messung Nr. 3 als Funktion des Gesamtstromes durch das Kabel. Extrem verrauschte Messwerte, d.h. Messwerte, die weit über dem Spannungskriterium lagen, wurden maskiert und ausgeblendet.

Im Anschluss an die DC-Messung 3 wurde ein Lorentzkräftetest durchgeführt. Mit diesem Test sollte gezeigt werden, dass das Kabel auch in der Lage ist, die bei einem Strom von 13.3 kA auftretenden Lorentzkräfte zu kompensieren. Da ein Strom von 13.3 kA die Stromtragfähigkeit des Kabeldemonstrators bei 77 K bei Weitem übersteigt, wurden für den Lorentzkräftetest AC-Ströme von kurzer Dauer (2 Perioden, Dauer: ~40 ms) angelegt, um den Leiter nicht zu stark aufzuheizen. Die Stromamplitude wurde in mehreren Tests sukzessive erhöht bis zu einer maximalen Amplitude von 20 kA. Strom- und Spannungssignale sind in Abb. 87 und Abb. 88 als Funktion der Zeit dargestellt. Die maximale Stromamplitude betrug 20 kA, was einer maximalen Kraft pro Länge von etwa 7.3 kN/m entspricht, die auf die einzelnen Bandstapel gewirkt hat (Abb. 89). Die Spannungsabfälle bei den Messungen mit Maximalströmen von 0.843 kA und 1.392 kA waren mit dem experimentellen Aufbau aufgrund der geringen Resistivität des Kabelsystems nicht messbar. Erst bei der Messung mit einer maximalen Stromamplitude von 2.195 kA waren geringe Spannungsabfälle messbar, die allerdings eine deutliche Phasenverschiebung zum Strom aufwiesen, was auf eine nicht zu vernachlässigende Induktivität des gesamten Stromkreises hinweist (Abb. 88). Eine ähnliche Phasenverschiebung wurde auch mit einer maximalen Stromamplitude von 3.74 kA beobachtet. In diesen Bereichen der maximalen Ströme wird der resistive Anteil des Spannungssignals im Wesentlichen durch die Kontakte verursacht, da die Resistivität der REBCO-Bandleiter im supraleitenden Zustand gering ist (AC-Verluste bzw. beginnende

Resistivität bei endlichen n -Werten). Bei den Messungen mit einer maximalen Stromamplitude von 11.98 kA und höher verschieben sich die Maxima im Spannungsabfall zunehmend zu den Positionen (Zeitskala), an denen auch die maximalen Ströme erreicht werden, d.h. die Phasenverschiebung wird erheblich kleiner. Jedoch weisen die Spannungskurven keinen sinusförmigen Verlauf auf, sondern zeigen eine kleine Schulter. Dieses Verhalten ist vermutlich darauf zurückzuführen, dass sich die REBCO-Bänder bei kleinen Strömen zunächst im supraleitenden Zustand befinden, die Resistivität des Systems also gering ist. Mit zunehmender Stromstärke nimmt die Resistivität der Bandleiter dann wegen der Überschreitung des kritischen Stromes stark zu, so dass der Spannungsverlauf im Wesentlichen durch den resistiven Anteil bestimmt wird. Bei den Messungen mit den beiden höchsten maximalen Stromamplituden waren die Spannungssignale nicht durchgehend glatt, sondern es traten bei hohen Strömen Rippel auf. Es wird vermutet, dass diese Rippel durch Bewegung der Bänder nahe der Kurzschlussverbindung von Hin- und Rückleiter verursacht wurde, wo die Bandstapel auf einer kurzen Strecke ohne Former verlegt waren.

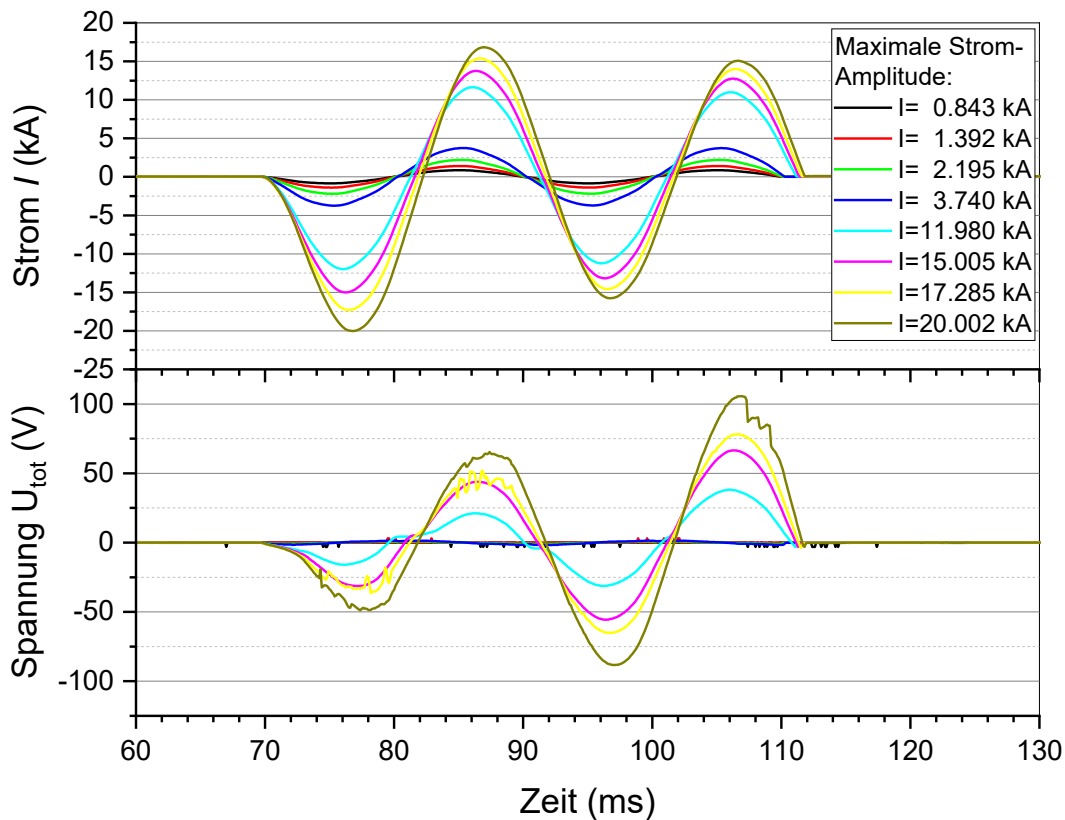


Abb. 87: AC-Strom- und Spannungssignal beim Lorentzkrafttest als Funktion der Zeit.

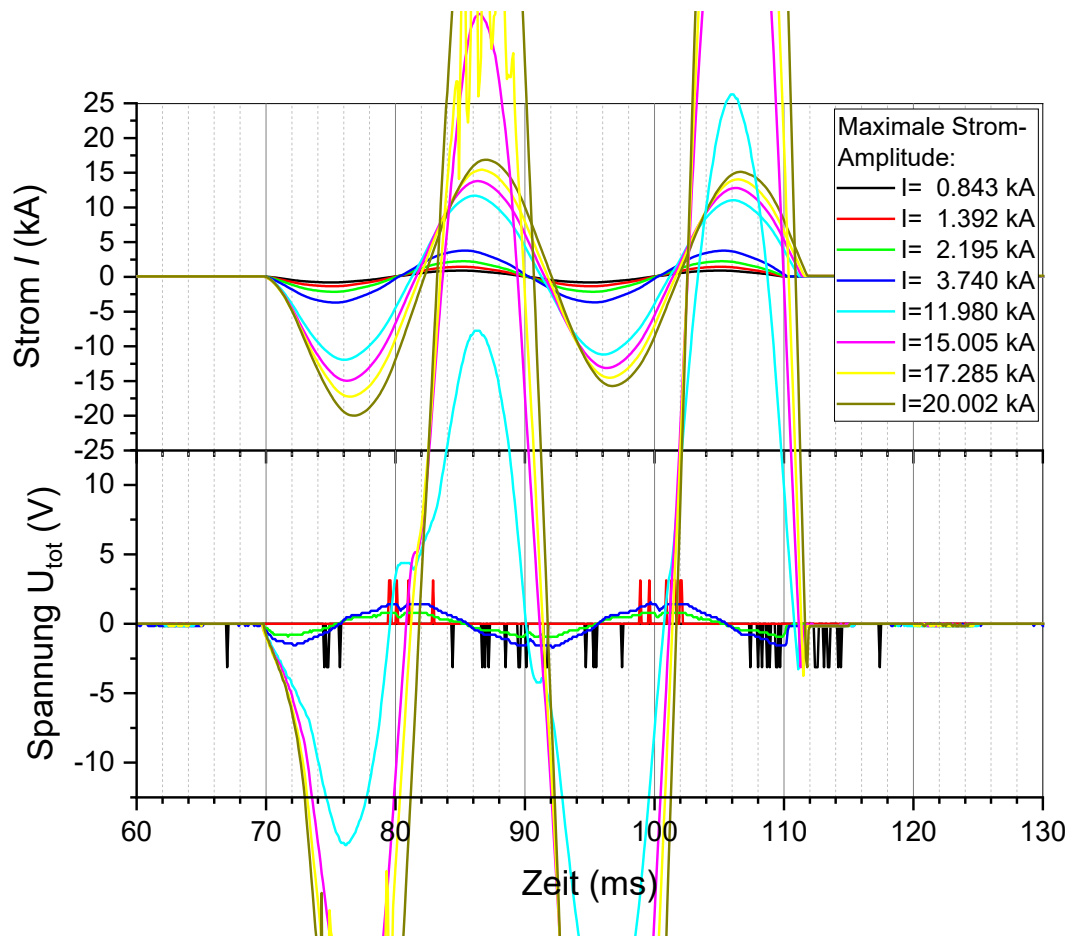


Abb. 88: AC-Strom- und Spannungssignal beim Lorentzkrafttest als Funktion der Zeit. Dargestellt sind dieselben Daten wie in Abb. 87, allerdings wurde der Spannungsbereich so gewählt, dass auch der Verlauf der Kurven mit geringerer Stromamplitude erkennbar ist.

Der Verlauf der auf jeden Meter der Bandstapel wirkenden Lorentzkraft ist in Abb. 89 dargestellt. Die Kraft wurde dabei für einen Stapelabstand von 7 mm (Kraftkonstante $1.825 \cdot 10^{-5} \text{ N}/(\text{m} \cdot \text{A}^2)$) berechnet. Da sich Hin- und Rückleiter aufgrund der entgegengesetzten Stromrichtung immer abstoßen, wurden bei jedem Messdurchlauf des Lorentzkrafttests 4 Kraftstöße auf die Leiter ausgeübt (4 Halbwellen des Stromes). Während die Amplituden der Kraftstöße bei den ersten Messdurchläufen bis zu einer maximalen Stromamplitude von 3.740 kA nahezu konstant blieben, nahmen sie bei den weiteren Messungen mit höheren Stromamplituden von Halbwelle zu Halbwelle kontinuierlich ab. Dies ist wohl auf die Strombegrenzende Wirkung des Kabels im resistiven Zustand zurückzuführen. Die maximale Kraftamplitude auf die Supraleiterstapel war mit 7.3 kN/m bei einem Strom von 20 kA etwa um den Faktor 2.2 größer als die Kraft, die bei einem DC-Strom von 13.3 kA auftreten würde. Auch sind die Kraftstöße, die durch den gepulsten Strom auftreten, für das Material sicherlich belastender, als langsam anwachsende und abfallende Kräfte. Daher ist nicht davon auszugehen, dass die Belastung beim Lorentzkrafttest in jedem Fall größer war, als die Kräfte im DC-Nominalbetrieb bei einer Leistung von 40 MW und einem Strom von 13.3 kA.

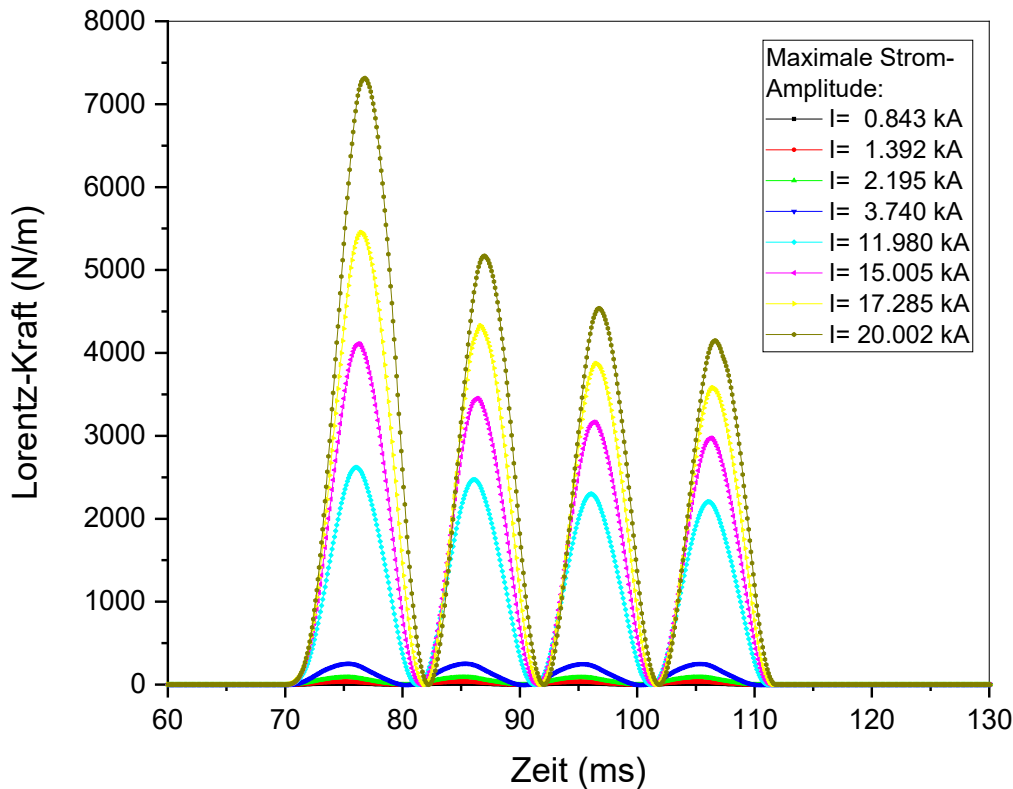


Abb. 89: Lorentzkraft pro Meter Bandstapel, die während des Lorentzkräftetests mit einer maximalen Stromamplitude von 20 kA auf jeden Bandstapel gewirkt hat. Die Kraft wurde aus den Stromwerten und einer Kraftkonstante von $1.825 \cdot 10^{-5} \text{ N}/(\text{m} \cdot \text{A}^2)$ für einen Stapelabstand von 7 mm berechnet (siehe auch Zwischenberichte Nr. 2/2017 und Nr. 2/2019).

Im Anschluss an den Lorentzkräftetest wurden erneute DC-Messungen durchgeführt, um eine eventuelle Schädigung der Supraleiter erkennen zu können. Im Rahmen der DC-Messung Nr. 4 wurde eine Stromrampe bis 3500 A gefahren und damit der Designstrom von 3.3 kA überschritten.

Die Spannungsabfälle an den Supraleitersektionen sind in Abb. 90 dargestellt. Die an der Kabelsektion 2SL1 gemessenen Werte U_{2SL1} waren wie auch schon bei den vorangegangenen Messungen durchweg so stark verrauscht, dass eine Auswertung des Spannungssignals nicht möglich war. Die Werte sind in Abb. 90 ausgeblendet. Auch die Spannungen an den Kabelsektionen 1SL3 und 2SL3 waren aufgrund schlechter Kontakte an den Spannungsabgriffen stark verrauscht. Werte, die zumindest eine Tendenz erahnen lassen wurden nicht maskiert, und sind in grün dargestellt. Obwohl bei den Signalen der Supraleitersektionen 1SL1 (zwischen Stromeinkopplung und 180° -Kontakt) und 1SL2 und 2SL2 (zwischen 180° - und 90° -Kontakt) oberhalb von etwa 3 kA Spannungsanstiege zu sehen sind, die charakteristisch für den Übergang in die Normalleitung sind, wurde bei keiner der genannten SL-Sektionen das Spannungskriterium erreicht. Die Ursache für die geringe Resistivität (lineare Spannungsanstiege), die bei den SL-Sektion 1SL1, 2SL2 und 2SL3 zu sehen sind, ist unklar.

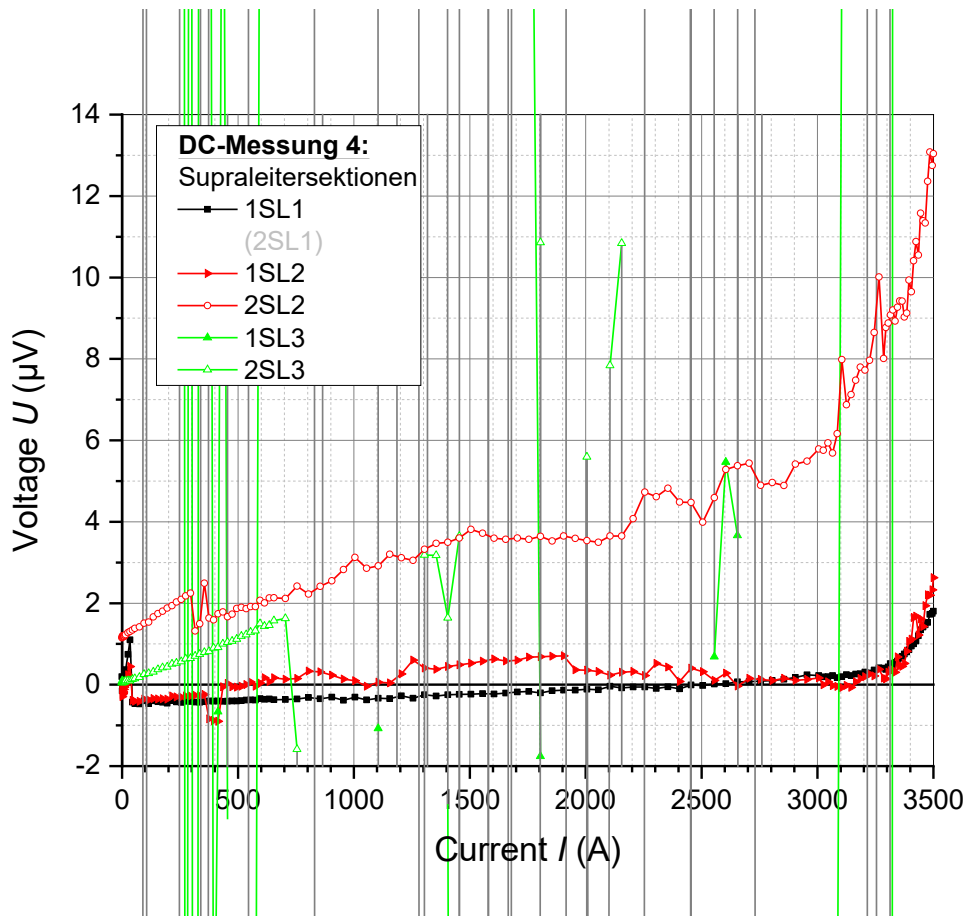


Abb. 90: Gesamtspannung und Spannungsabfälle an den Supraleitersektionen des SUPRA-Kabeldemonstrators während der DC-Messung Nr. 4 als Funktion des Gesamtstromes durch das Kabel. Die erste Zahl in der Spannungsbezeichnung steht dabei für den Hinleiter (Pluspol „1“) bzw. für den Rückleiter (Minuspol „2“), während die zweite Zahl die Supraleitersektion (SL) im Kabel bezeichnet: 1SL1 und 2SL1 sind die Kabelsektionen zwischen den Cu-Kontakten zur Ein- bzw. Auskopplung des Stromes und den 180°-Kontakten von Hin- und Rückleiter, 1SL2 und 2SL2 sind die beiden Kabelsektionen zwischen den 180°- und 90°-Kontakten und 1SL3 und 2SL3 die Kabelsektionen zwischen den 90°-Kontakten und dem Kurzschlusskontakt zwischen Hin- und Rückleiter. Extrem verrauschte Messwerte, d.h. Messwerte, die weit über dem Spannungskriterium lagen, wurden maskiert und in grau dargestellt. Die an der Kabelsektion 2SL1 gemessenen Werte U_{2SL1} waren durchweg so stark verrauscht, dass eine Auswertung des Spannungssignals nicht möglich war. Die Werte sind hier ausgeblendet.

Die Spannungsabfälle, die bei der DC-Messung Nr. 4 an den 180°- und 90°-Kontakten gemessen wurden, sind in Abb. 91 dargestellt. Auffällig ist der starke Spannungsanstieg, der oberhalb von etwa 3.1 kA am 90°-Kontakt von Pol 2 gemessen wurde. Am 180°-Kontakt von Pol 2 wurde oberhalb von 3 kA ein Absinken der Spannung mit zunehmendem Strom beobachtet, was auf eine Stromumverteilung zwischen den Bändern des Bandstapels schließen lässt.

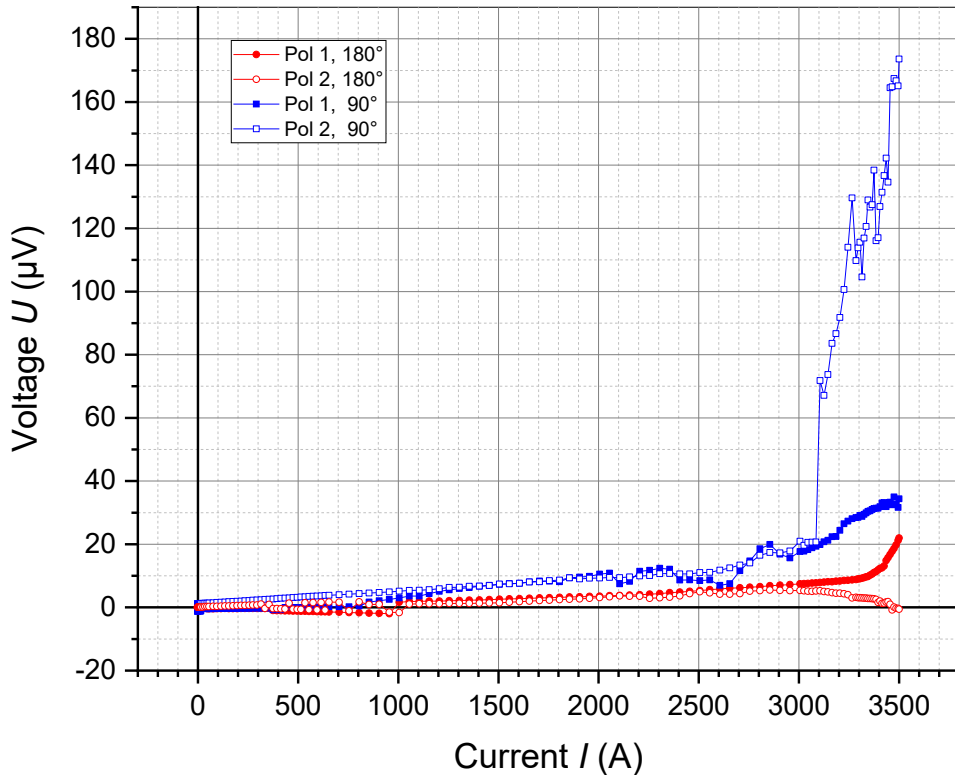


Abb. 91: Spannungsabfälle an den 90°- und 180°-Kontakten des SUPRA-Kabeldemonstrators während der DC-Messung Nr. 4 als Funktion des Gesamtstromes durch das Kabel. Extrem verrauschte Messwerte, d.h. Messwerte, die weit über dem Spannungskriterium lagen, wurden maskiert und ausgeblendet.

In einem 5. DC-Messdurchlauf sollte der Strom so weit erhöht werden, dass der kritische Strom in den Supraleitersektionen überschritten wird. Bei einem Strom von 3480 A kam es zu einem rasanten Spannungsanstieg in der SL-Sektion 3 von Pol 1, in dessen Folge es zur Zerstörung des Supraleiterstapels in diesem Bereich kam. Die in diesem Messdurchlauf gemessenen Spannungssignale an den Supraleitersektionen sind in Abb. 92 dargestellt. Insbesondere in SL-Sektion 2SL2 ist ein vergleichsweise hoher resistiver Anteil zu sehen, außerdem gibt es insbesondere bei Strömen oberhalb von 2 kA Stromumverteilungseffekte, die zu Einbrüchen im Spannungssignal bzw. negativen Spannungswerten (1SL2) führen. Die Spannungsverläufe an den Kontakten (Abb. 93) zeigten in DC-Messung Nr. 5 recht ähnliche Verläufe wie in DC-Messung Nr.4. Der starke Spannungsanstieg am 90°-Kontakt von Pol 2 wurde auch hier wieder beobachtet.

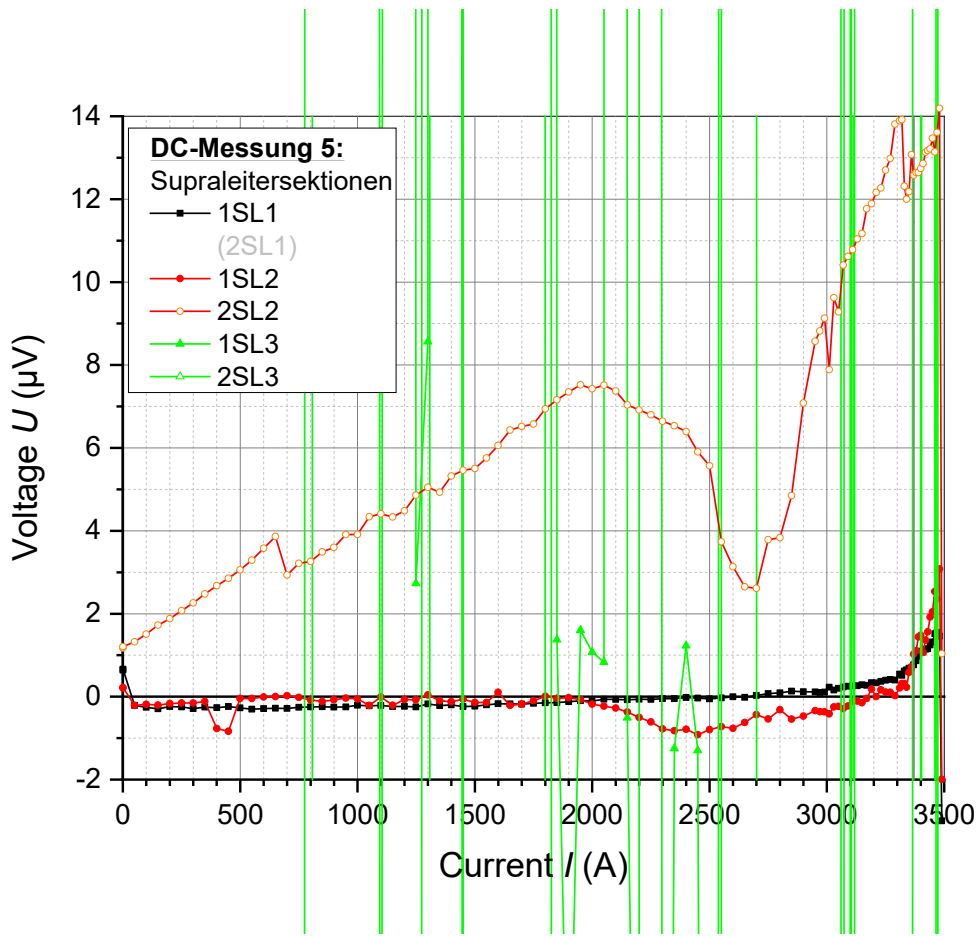


Abb. 92: Gesamtspannung und Spannungsabfälle an den Supraleitersektionen des SUPRA-Kabeldemonstrators während der DC-Messung Nr. 5 als Funktion des Gesamtstromes durch das Kabel.

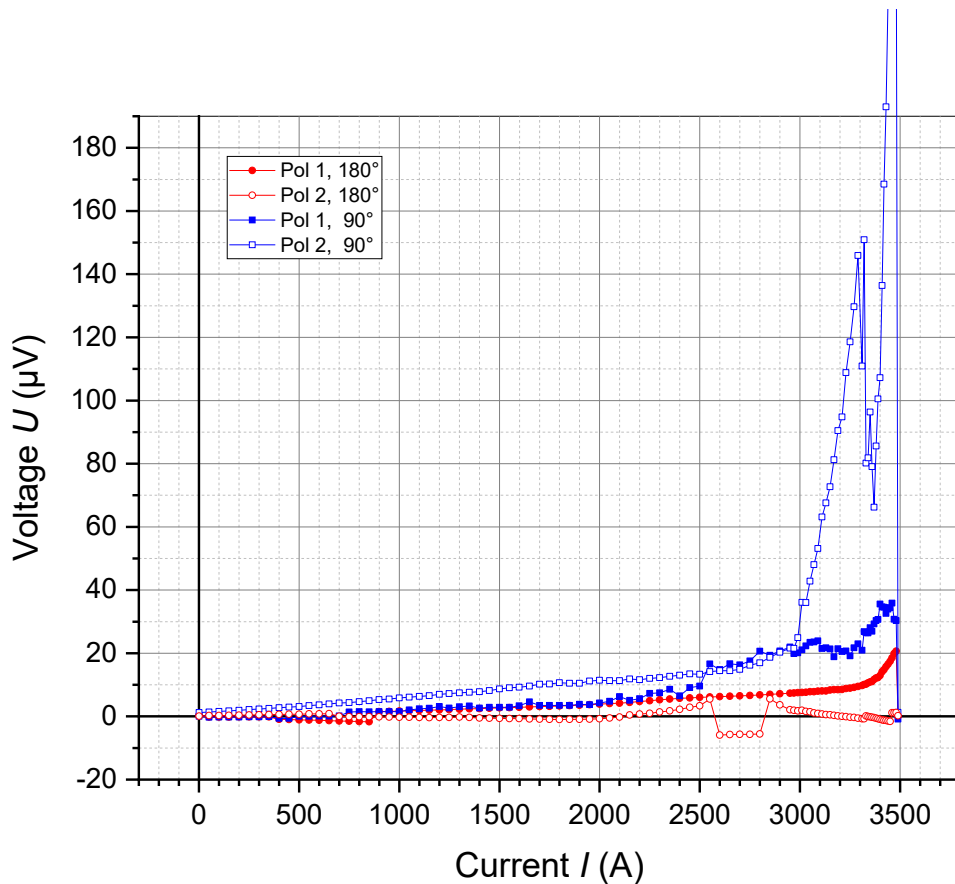


Abb. 93: Spannungsabfälle an den 90°- und 180°-Kontakten des SUPRA-Kabeldemonstrators während der DC-Messung Nr. 5 als Funktion des Gesamtstromes durch das Kabel. Extrem verrauschte Messwerte, d.h. Messwerte, die weit über dem Spannungskriterium lagen, wurden maskiert und ausgeblendet.

Wie oben bereits erwähnt wurde das Kabel bei DC-Messung Nr. 5 bei einem Strom knapp unterhalb von 3.5 kA zerstört. Bei der Demontage zeigte sich, dass der Bandstapel von SL-Sektion 1SL03 (Pol 1, zwischen 90°- und Kurzschlusskontakt) nahe der Kurzschlussverbindung durchgebrannt war (siehe Abb. 94).

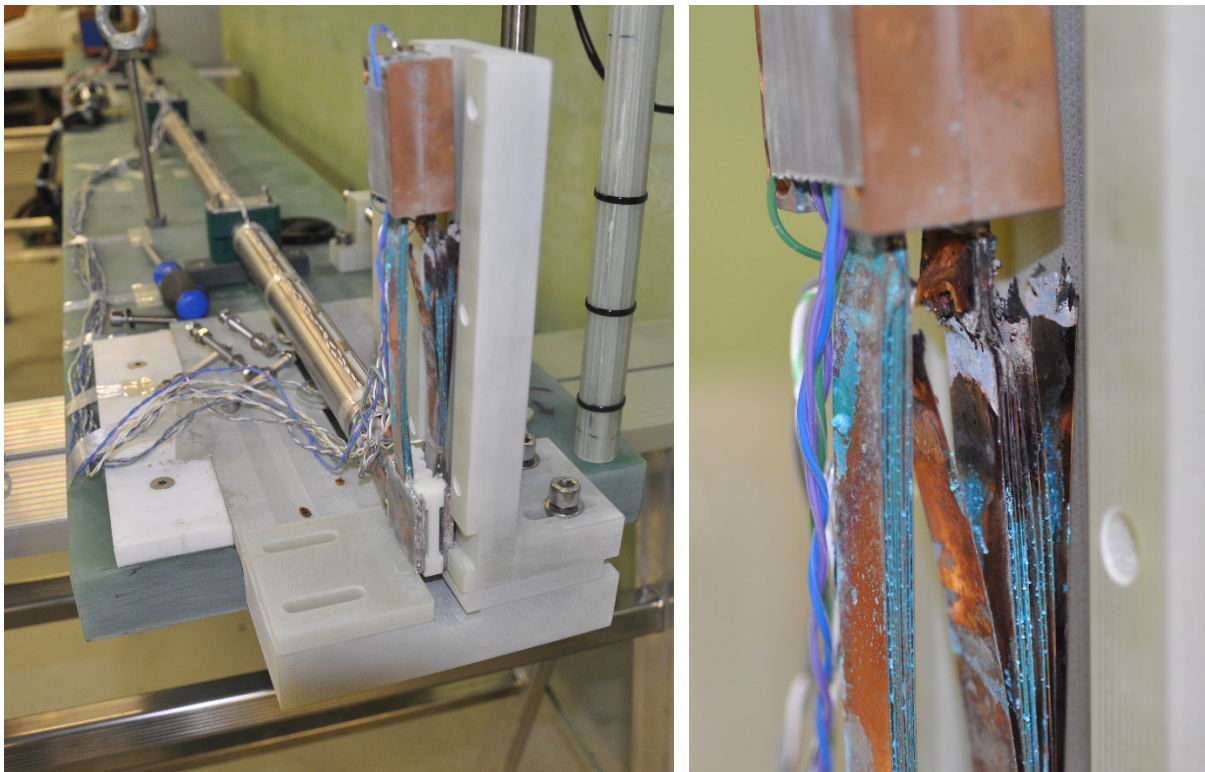


Abb. 94: SUPRA-Demonstrator nach der Testkampagne (links). Nahe der Kurzschlussverbindung von Pol 1 und Pol 2 ist der Bandstapel von Pol 1 durchgebrannt (rechts).

Mögliche Ursachen für Defekt:

Als mögliche Ursachen für das Auftreten des Defektes kommt z.B. eine Schädigung einzelner Bänder während des Lorentzkrafttests infrage. Darauf deuten die bei den DC-Messungen Nr. 4 und 5 in den Supraleitersektionen oberhalb von 3 kA beobachteten Spannungsanstiege, sowie Stromumverteilungseffekte in den Supraleitersektionen und an den 90°- und 180°-Kontakten hin (Abb. 90 - Abb. 93). Insbesondere in SL-Sektion 3 waren Schädigungen zu erwarten, da die SL-Stapel in diesem Bereich nicht durch eine 3D-gedruckte Struktur wie in den SL-Sektionen 1 und 2 gestützt wurden. Im Bereich der SL-Sektion 3 kamen lediglich GFK-Stützen zur Stabilisierung der Kontakte zum Einsatz. Die Supraleiterstapel selbst waren zwischen den GFK-Stützen frei beweglich. Als eine weitere Schwachstelle erwies sich die geschraubte Kurzschlussverbindung zwischen Pol 1 und Pol 2. Für die Kurzschlussverbindung wurde jeder Bandstapel in einen Cu-Block eingelötet und die Cu-Blöcke anschließend miteinander verschraubt. In Abb. 95 ist der Spannungsabfall dargestellt, der zwischen dem Supraleiterstapel und dem Cu-Block von Pol 1 gemessen wurden (gelb), sowie der Spannungsabfall von SL zu SL über die Kurzschlussverbindung (grün) und der Spannungsabfall vom Cu-Block von Pol 1 zum SL-Stapel von Pol 2 (blau). zum Vergleich ist der Einkopplungswiderstand vom Cu-Block in den SL-Stapel von Pol 1 im Bereich der Stromzuführungen dargestellt (rot). Während der Widerstand bei der Stromeinkopplung in Pol1 nur etwa 40 nΩ beträgt, betrug der Widerstand zwischen den beiden SL-Stapeln über den Kurzschlusskontakt mehr als 12 μΩ. Der reine Einkopplungswiderstand vom SL in den Cu-Block von Pol 1 betrug etwa 870 nΩ. Geht man davon aus, dass der Widerstand zwischen SL und Cu-Block von Pol 2 in derselben Größenordnung liegt, ergibt sich für den Schraubkontakt zwischen den beiden Cu-Blöcken ein hoher Widerstand in der Größenordnung von etwa 10 μΩ. Bei einem Strom von 3.5 kA, der zur Zerstörung der SL-Sektion 3 von Pol 1 (1SL03) führte, betrug die Heizleistung an der Kurzschlussverbindung mehr als 120 Watt., so dass es in

diesem Bereich möglicherweise zu Aufheizeffekten kam, die die Supraleiterbänder zusätzlich geschwächt haben.

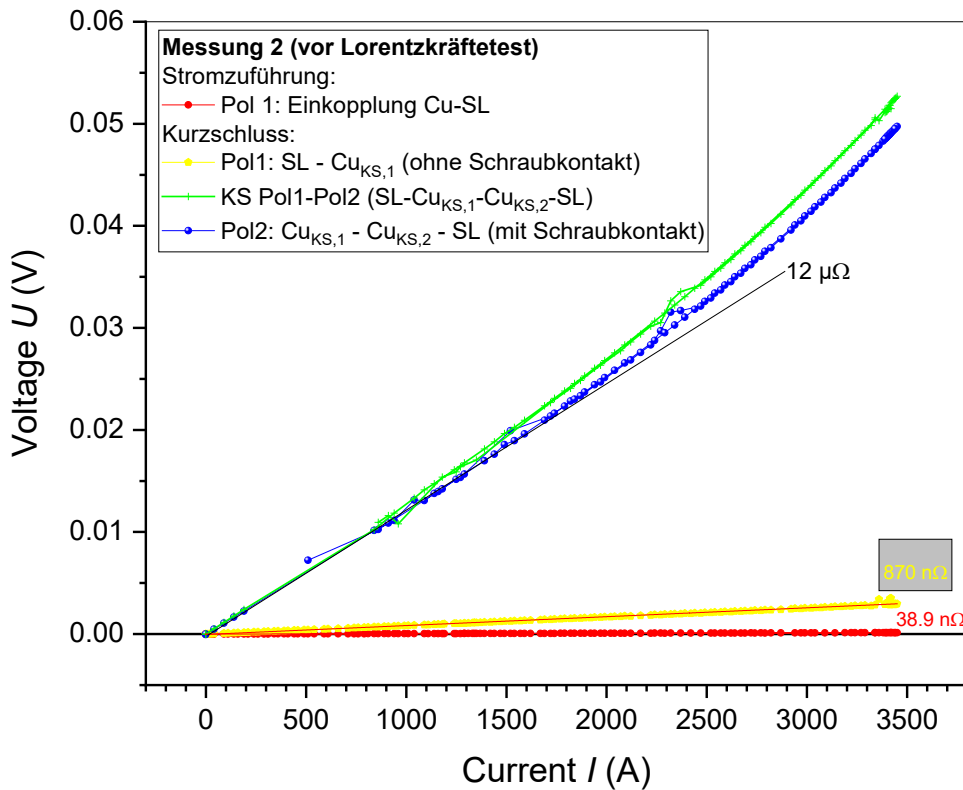


Abb. 95: Spannungsabfälle an den Cu-SL-Verbindungsstellen im Bereich der Stromzuführungen sowie an der Kurzschlussverbindung als Funktion des Stromes (Messung 2).

3.4.3 Zusammenfassung Test des Modellkabels (SUPRA-Demonstrator)

Im Rahmen von Task 3 wurde der supraleitende Kabeldemonstrator erfolgreich hinsichtlich seiner Stromtragfähigkeit, der Fähigkeit thermische Längenänderungen zu kompensieren und hinsichtlich seiner Fähigkeit, die unter Strombetrieb auftretenden Lorentzkräfte aufzufangen, getestet. Die Tests wurden im offenen Stickstoffbad bei einer Temperatur von 77 K durchgeführt. Der für eine Leistung von 10 MW bei einer Spannung von 3 kV nötige Strom von 3.3 kA wurde vom Demonstrator erfolgreich getragen. Auch bei einer der thermischen Längenänderung zwischen 300 K und 77 K entsprechende Längenänderung um ca. 7 mm zeigten sich keine großen Änderungen an den an den Supraleitern und Kontakten gemessenen Spannungen, die auf eine Degradation hinweisen würden. Im Rahmen eines Lorentzkrafttestes wurden gepulste Ströme bis etwa 20 kA an das Kabel angelegt, um einen Nachweis über die Tauglichkeit der Trägerstruktur zum Abfangen der bei einer Temperatur von 20 K und einem Strom von 13.3 kA (entsprechend einer Leistung von 40 MW) auftretenden Kräfte zu erbringen. Auch nach dem Lorentzkrafttest konnte das Kabel den DC-Strom von 3.3 kA bei 77 K tragen, obwohl sich erste Hinweise auf eine mögliche Schädigung in einem Anstieg verschiedener Spannungssignale zeigten. Beim DC-Stromtest Nr. 5 brannte das Kabel nahe der Kurzschlussverbindung durch, was vermutlich auf den hohen Kontaktwiderstand dieser Verbindung und die in diesem Bereich fehlende Trägerstruktur zurückzuführen ist. Im

Bereich des eigentlichen Kabels mit Trägerstruktur wurde das Kabel nicht erkennbar geschädigt, so dass davon auszugehen ist, dass die bei einem DC-Strom von 13.3 kA auftretenden der Lorentzkräfte von der Trägerstruktur abgefangen werden können.

Die an den 180°- und 90°-Kontakten gemessenen Spannungsabfälle lagen im Bereich zwischen 1.86 nΩ und 3.62 nΩ, so dass bei einem Strom von 13.3 kA ohmsche Verluste zwischen 0.33 W und 0.64 W pro Kontakt zu erwarten wären.

3.5 AP 2.3 – Task 5: Supraleitendes Netzwerk für Energietransport, Vergleich mit konventioneller Lösung

Für die Leistungsverteilung mithilfe von Supraleitern sind nicht nur die elektrischen Parameter (Strom I und Spannung U) entscheidend für Gewicht und Verluste, sondern wegen der unumgänglichen Kühlung zu Temperaturen um oder unterhalb von 77 K, insbesondere auch die gesamte Kryoinfrastruktur an Bord des Flugzeugs. Hierzu gehören Kabelkryostate, Behälter für Flüssiggase, Pumpen und Transferleitungen. Die Verluste im DC-Kabel werden im Wesentlichen durch die Kalt-Warm-Übergänge bestimmt, weswegen die Zahl solcher Übergänge auf ein Minimum reduziert werden sollten.

3.5.1 Gewichte und Verluste von supraleitenden und normalleitenden DC-Kabeln mit separater Kühlung

Im ersten Teil des Arbeitspaketes wurde zunächst ein Vergleich der Gewichte und Verluste zwischen einem supraleitenden und einem normalleitenden Leistungsverteilungssystem durchgeführt. Diese Betrachtungen wurden für den Fall eines LN₂-gekühlten HTS-Kabels durchgeführt, das ein separates Kühlsystem hat.

Im Folgenden werden der Aufbau des Kabels, sowie die Hauptbeiträge für Gewichte und Verluste kurz vorgestellt und anschließend diskutiert.

3.5.1.1 Kabelaufbau

HTS-Kabel besteht im Wesentlichen aus dem Supraleiter, dem Dielektrikum, dem Kabelkryostaten und aus Stützstrukturen. Im Kabelkryostat für ein DC-Kabelsystem können ein oder 2 Pole verlegt sein. Auch das Kühlmittel (LN₂, LH₂) fließt üblicherweise im Kabel. Abb. 96 zeigt beispielhaft ein 1-poliges Supraleiterkabel mit Kryostat und kaltem Dielektrikum.

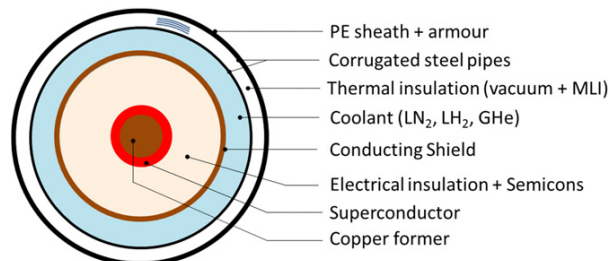


Abb. 96: Schematischer Aufbau eines supraleitenden Kabels mit kaltem Dielektrikum [5].

Das TELOS-Kabel wurde zum Beispiel als 2-poliges Busbarsystem designt. Die Pole bestehen aus jeweils einem REBCO-Bandstapel und werden mithilfe einer 3D-gedruckten Trägerstruktur wellenförmig geführt, um thermische Längenänderungen kompensieren zu können. Die isolierende, 3D-gedruckte Trägerstruktur garantiert einen gleichförmigen Abstand

zwischen den beiden Polen und dient zusammen mit dem Kühlmedium zur elektrischen Isolation.

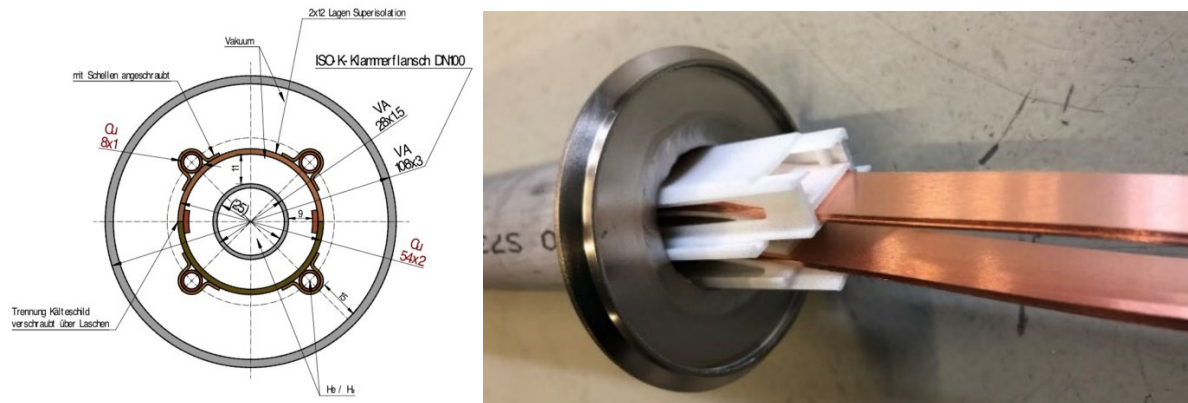


Abb. 97: TELOS-Kabelkryostat (links) und bestücktes Innenrohr mit Trägerstruktur und Bandstapeln für beide Pole (rechts).

3.5.1.2 Verlustmechanismen

Ohm'sche Verluste (DC):

Im supraleitenden DC-Kabel entstehen ohmsche Verluste durch nicht-ideale Materialeigenschaften:

$$P_{DC} = E_c \cdot (I_{op}/I_c)^n \cdot L \cdot I_{op}$$

mit E_c =kritisches Feld, L =Leiterlänge und I_{op} =Betriebsstrom. Daher werden Supraleiter üblicherweise nicht bei I_c (definiert durch $E_c=1\mu V/cm$) betrieben, sondern deutlich unterhalb dieses Wertes. Für $I_{op}/I_c = 0.75$ und einen typischen n -Wert $n=20$ sind die Verluste pro Meter und kA Betriebsstrom $P_{DC}/(I_{op} \cdot L) < 10^{-3} W/kA \cdot m$.

Auch an den Kupplungsstellen zwischen supraleitenden Kabelsektionen treten ohmsche Verluste auf. Wie in Abschnitt 3.3 gezeigt wurde, konnten 90°- und 180°-Verbindungen entwickelt werden, deren Widerstände im Bereich weniger nΩ liegen, so dass bei einem Strom in der Größenordnung von 10 kA Verluste von unter 1 Watt pro Pol realisiert werden können. Für Busbarsysteme mit Längen der Einzelelemente im Bereich von 6 -10 m liegen die Verluste damit unter einem halben Watt pro Meter und liegen damit in einer ähnlichen Größenordnung wie die Kryostatverluste.

AC-Verluste [8]

Leistungsverluste werden durch die Energiequelle und Konverter verursacht und können bei hohen Frequenzen auftreten, entsprechend den Schaltfrequenzen der Konverter.

Dielektrische Verluste durch AC Spannungsrippel

Dielektrische Verluste pro Meter:

$$W_{VAC-Ripple} = 2\pi \cdot f \cdot \tan \delta \cdot C \cdot \Delta U^2$$

f : Frequenz (Hz)

ΔU : 1/2 der vollen Amplitude der Spannungsrippel bei der Frequenz f

δ : Verlustwinkel des Isoliermaterials (°), frequenzabhängig

C : Kapazität des Kabels pro Meter (F/m), abhängig vom Kabeldesign

Für imprägnierte überlappende Isoliermaterialien ist $\tan \delta$ etwa 10^{-3} und frequenzunabhängig. Für Nieder- und Hochspannungskabel liegen die Kapazitäten im Bereich 10^{-11} F/m bis $1.2 \cdot 10^{-10}$ F/m.

Unter 100 kV liegen die Verluste durch Spannungsrippel unterhalb von 0.1 W/m, selbst bei hohen Frequenzen und vollen Rippel-Amplituden von 9%. Für Kabel der Nieder- und Mittelspannungsebene sind die Verluste durch Spannungsrippel im Vergleich zu den Kryostatverlusten vernachlässigbar.

Verluste durch AC Stromrippel

AC Ströme verursachen Hystereseverluste im Supraleitermaterial und Wirbelstromverluste in den metallischen Matrixmaterialien. Die Verluste sind abhängig von der Leiter und Kabelgeometrie. Eine grobe Abschätzung kann mithilfe der Norris-Formel gemacht werden, wobei der maximale Strom den kritischen Strom des Supraleiters nicht überschreiten darf:

$$W_{IAC-Ripple} = (\mu_0/\pi) \cdot f \cdot I_c(T)^2 \cdot s(i)$$

μ_0 : Permeabilität des Vakuums (T/A·m)

f : Frequenz der Rippel (Hz)

$I_c(T)$: kritischer Strom des Kabels (A)

T : Betriebstemperatur des Kabels (K)

$s(i)$: Geometriefaktor; für elliptische Geometrie ist der Geometriefaktor:

$$s(i) = (1-i) \cdot \ln(1-i) + (2-i) \cdot i/2$$

mit $i = \Delta i / (2 \cdot I_c)$, wobei Δi die volle Rippelamplitude in A ist.

Für Ströme unterhalb von etwa 7.5 kA und Rippelamplituden unterhalb von etwa 6% und Frequenzen unterhalb von etwa 5 kHz sind die Verluste durch AC Stromrippel im Vergleich zu den Kryostatverlusten vernachlässigbar.

Beispiele für AC-Verluste in HTS-Kabeln sind in Abb. 98 dargestellt:

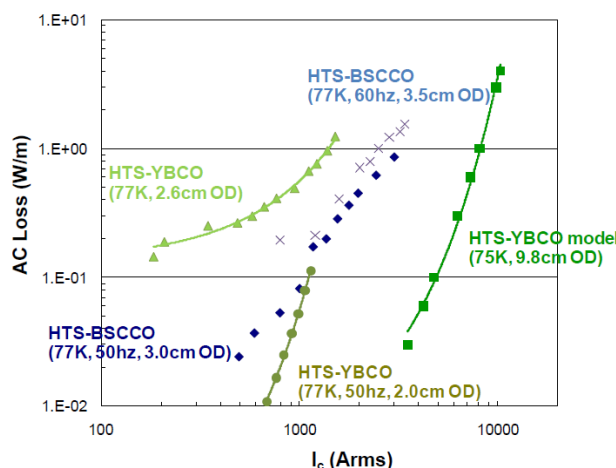


Abb. 98: Verluste durch AC-Ströme für verschiedene HTS-Kabel [9].

Stromzuführungsverluste (thermisch + ohmsch)

Die Hauptquelle für Verluste im DC-Kabel sind die Stromzuführungen, über die der Strom von Raumtemperatur bis zur Betriebstemperatur des Supraleiters in das Supraleitermaterial eingespeist wird.

Für optimierte Stromzuführungen müssen Verluste durch den Wärmeeintrag und ohmsche Verluste minimiert werden. Der minimale Wärmeeintrag für optimierte, leitungsgekühlte Stromzuführungen ist für Metalle, die dem Wiedemann-Franz-Gesetz gehorchen, weitgehend materialunabhängig und kann berechnet werden nach:

$$(3) \quad \frac{\dot{Q}_{min}}{I} = \sqrt{L_0(T_{hot}^2 - T_c^2)}$$

Wobei $L_0 = 2.45 \cdot 10^{-8} \text{ W}\Omega/\text{K}^2$ die Lorentzzahl ist und T_{cold} bzw. T_{hot} , die Temperaturen am warmen bzw. kalten Ende.

Für die optimale Geometrie ergibt sich über die Wärmeleitfähigkeit $\kappa(T)$ und den spezifischen Widerstand $\rho(T)$:

$$(4) \quad \frac{I \cdot L}{A} = \sqrt{2 \cdot \int_{T_{cold}}^{T_{hot}} \frac{\kappa(T)}{\rho(T)} dT}$$

Die Auswahl des geeigneten Materials für Stromzuführungen kann nach Gesichtspunkten wie Geometrie, Gewicht oder Wärmeeintrag ohne Strom gewählt werden. Auch die Lötbarkeit spielt eine Rolle, wenn es um die Vermeidung von Verlusten durch Kontaktwiderstände zwischen Stromzuführung und Supraleiter geht. Darüber hinaus hängt die Auswahl des Stromzuführungsmaterials und der Geometrie sicherlich auch stark vom Lastprofil während des Fluges ab (siehe auch Abschnitt 3.3.7). Tabelle 17 gibt einen Überblick über den minimalen Wärmeeintrag und die optimale Geometrie für optimierte, leitungsgekühlte Stromzuführungen aus verschiedenen Materialien im Temperaturbereich zwischen 77 und 290 K.

Tabelle 14: Minimaler Wärmeeintrag und optimale Geometrie für optimierte, leitungsgekühlte Stromzuführungen aus verschiedenen Materialien im Temperaturbereich zwischen 77 und 290 K.

	Brass (65-35% Cu-Zn)	Cu_RRR10	Cu_RRR60	Al_RRR10	Al_RRR60
$\kappa_{77K-290K}$ (W/m·K)	87.15	347.43	414.69	207.04	245.68
$\rho_{77K-290K}$ (Ohm·m)	$6.02 \cdot 10^{-08}$	$1.16E \cdot 10^{-08}$	$9.66 \cdot 10^{-09}$	$1.80 \cdot 10^{-08}$	$1.44 \cdot 10^{-08}$
Min. Wärmeeintrag pro A: \dot{Q}_{min}/I (W/A)	0.047	0.041	0.041	0.040	0.039
$L \cdot I / A$ ($10^6 \text{ m}^2 \cdot \text{A}/\text{m}^2$)	0.79	3.57	4.28	2.21	2.70

Für gasgekühlte Stromzuführungen im Temperaturbereich zwischen 290 K und 77 K lässt sich der Wärmeeintrag etwa um einen Faktor 2 verringern.

Liegt die Betriebstemperatur des Supraleiterkabels deutlich unterhalb von 77 K (z.B. bei LH₂-Kühlung), so empfiehlt sich zusätzlich zur Gaskühlung der Einsatz eines HTS-Stromzuführungsmoduls im Bereich zwischen etwa 77 K und der Anwendungstemperatur. Durch die Gaskühlung mit geeigneter thermischer Ankopplung kann ein Teil der Wärme auf einem höheren und wegen der Carnoteffizienz günstigeren Temperaturniveau abgeführt werden. Durch die geringe Wärmeleitfähigkeit eines HTS-Moduls kann der Wärmeeintrag auf dem niedrigen Temperaturniveau erheblich minimiert werden.

Kryostatverluste

Die Kryostatverluste setzen sich zusammen aus den thermischen Verlusten des Kabelkryostaten (siehe Tabelle 9 und Tabelle 10 in Abschnitt 3.2.2), den thermischen Verlusten der Terminalkryostate an den Stromzuführungen, sowie aus den thermischen Verlusten von Vorratsbehältern und Transferleitungen für Flüssiggase. Sie sind für Kabellängen im Bereich bis einige 10 m eher klein gegen die thermischen und ohmschen Verluste der Stromzuführungen.

Verluste ohne Strombetrieb

Für ein supraleitendes Kabelsystem entstehen auch ohne Strombetrieb Verluste. Um die Betriebstemperatur des Kabels auch in diesem Fall aufrecht zu erhalten, ist eine Kompensation der thermischen Verluste (Stromzuführungen, Kryostat) nötig. Die thermischen Verluste einer leitungsgekühlten, optimierten Stromzuführung betragen etwa 50% der Gesamtverluste bei Strombetrieb, d.h. etwa 20 W pro kA Designstrom und Stromzuführung (je nach Material sind geringe Abweichungen möglich). Da AC- und DC-Verluste für Kabellängen im Bereich bis zu 40 m vernachlässigbar sind, kann man abschätzen, dass die Verluste für 2-polige HTS-Kabel ohne Strombetrieb lediglich etwa um 80 W pro kA Designstrom geringer sind als die Gesamtverluste.

Gesamtverluste von supraleitenden Kabelsystemen bei Betriebstemperatur:

Die Gesamtverluste des supraleitenden Leistungsverteilungssystems (elektrisch und thermisch) berechnen sich aus Komponenten, die von der Gesamtlänge der Kabel abhängig sind (z.B. Verluste von Kabelkryostat, DC- und AC-Verluste), sowie aus Komponenten die nur unwesentlich oder überhaupt nicht von der Länge des Kabelsystems abhängen (Thermische Verluste der Kryoinfrastruktur). Diese Verluste äußern sich als Wärmeeintrag auf Betriebstemperatur, der durch das Kryosystem kompensiert werden muss:

$$(5) P_{HTS, Top} = L \cdot (\rho_{Kryostat} + \rho_{DC} + \rho_{AC}) + P_{SZF} + P_{Terminals} + P_{Cold-Box,...} + P_{Transfer Lines} + \dots$$

Zusätzlich ergeben sich elektrische Verluste bei Raumtemperatur durch den Betrieb von Pumpen oder Kryokühlern.

3.5.1.3 Vergleich der Gewichte und Verluste in normalleitenden Leistungsverteilungssystemen und in supraleitenden Systemen mit separater Stickstoffkühlung

Zunächst wurden Berechnungen für Gewichte und Verluste eines Leistungsverteilungssystems mit separater Stickstoffkühlung durchgeführt.

Massenberechnungen für supraleitendes Kabelsystem inklusive Kryoinfrastruktur:

Das Gesamtgewicht des supraleitenden Leistungsverteilungssystems berechnet sich aus Komponenten, die von der Gesamtlänge der Kabel abhängig sind (z.B. Gewichte von Kabelkryostat, Supraleiter, Dielektrikum, Formern), sowie aus Komponenten die nur unwesentlich oder überhaupt nicht von der Länge des Kabelsystems abhängen (Gewicht der Stromzuführungen und der Kryoinfrastruktur³):

$$(6) M_{HTS} = L \cdot (m_{Kryostat} + m_{SL} + m_{Dielektrikum} + m_{Former} + \dots) + M_{SZF} + M_{Terminals} + M_{Cold-Box,...} + M_{Vak.Pumpe} + M_{LN2-Pumpe} + M_{Kühfl.} + M_{He-Flasche} + M_{Ventile, Flansche} + \dots$$

Berechnung der Masse von normalleitenden Al-Stromschienen:

Die Masse von normalleitenden Stromschienen ist im Wesentlichen proportional zur Länge der Stromschiene. Gewichtskomponenten, die nicht direkt proportional zu Länge der

³ Die Längenabhängigkeit des Gewichts der Kryoinfrastruktur ist bei Kabellängen im Bereich von wenigen 10 Metern gering, da die Längenabhängigen Verluste (Kryostatverluste, AC- und DC-Verluste) im supraleitenden DC-Kabel klein sind gegen die Verluste der Stromzuführungen)

Stromschienen sind, kommen gegebenenfalls von der Infrastruktur, die zur Kühlung oder zur Installation notwendig ist.

$$(7) M_{Al} = L \cdot (m_{Al} + m_{Isolation} + m_{Kühlung}) + \dots$$

Fallstudie für Gewichte von 2-poligen normalleitenden und supraleitenden Kabelsystemen:

In einer Fallstudie für normalleitende und supraleitende Kabelsysteme wurden die Systemgewichte für Ströme von 1, 5 und 10 kA abgeschätzt (Abb. 99). In die Abschätzungen gingen die grünen Komponenten aus den Gleichungen (6) und (7) ein. Für das normalleitende Kabelsystem wurde eine Stromdichte von 1 A/mm² angenommen.

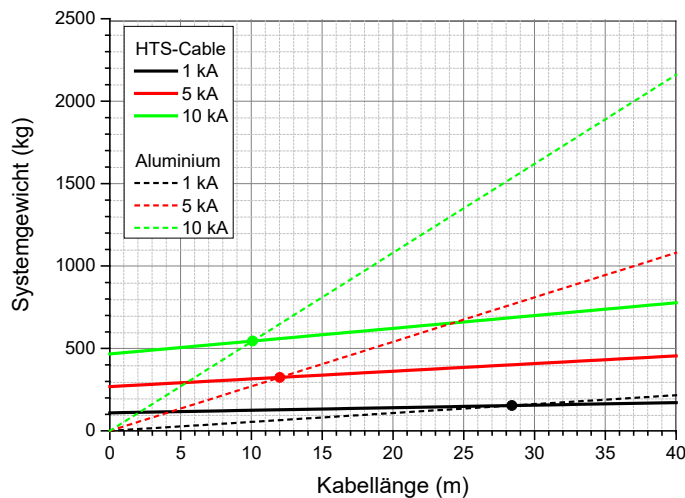


Abb. 99: Längenabhängigkeit der Systemgewichte von 2-poligen normalleitenden Kabeln aus Al und von 2-poligen HTS-Kabeln für Ströme von 1, 5 und 10 kA bei Kühlung mit LN₂.

Es ist sehr schön zu sehen, dass das Systemgewicht für das normalleitende Aluminium-Leistungsverteilungssystem linear mit der Länge des Systems ansteigt. Für das supraleitende System ist die Längenabhängigkeit deutlich geringer ausgeprägt, da das Gewicht des Kabelsystems selbst deutlich geringer ist, als das Gewicht einer Aluminiumschiene. Auffällig ist jedoch, dass beim supraleitenden System ein großer Gewichtsbeitrag durch das Kryosystem mit Kryobehältern, Ventilen und Pumpen entsteht, der auch schon bei kurzen Kabellängen einen nicht zu vernachlässigenden Wert hat. Der Punkt, an dem die Gewichte von normalleitendem und supraleitendem Kabelsystem gleich sind, verschiebt sich mit zunehmende Stromtragfähigkeit zu kleineren Längen. Daraus lässt sich schließen, dass supraleitende Systeme aufgrund der notwendigen Kryoversorgung erst ab einer bestimmten Stromtragfähigkeit und Länge einen Gewichtsvorteil gegenüber normalleitenden Systemen bieten.

Verluste des HTS-Systems

Elektrische und thermische Verluste entstehen im HTS-System im Wesentlichen auf dem Niveau der Anwendungstemperatur. Diese Verluste werden in Form von Wärme durch das Kühlmedium abgeführt. Im Flugzeug ist einerseits die Möglichkeit denkbar, einen gewissen Vorrat an Kältemittel mit an Bord zu nehmen, das dann an die Umgebung abgegeben wird. Elektrische Verluste entstehen dabei lediglich durch den Betrieb von Pumpen oder Überwachungseinrichtungen. Die zweite Möglichkeit die Verluste auf dem Niveau der Anwendungstemperatur abzuführen besteht im Einsatz von Kryokühlern. Durch den begrenzten Wirkungsgrad muss dafür aber erheblich mehr Energie aufgebracht werden, als Verluste im Kalten entstehen.

Berechnung der Verluste von normalleitenden Al-Stromschienen:

Die Verluste von normalleitenden Stromschienen sind im Wesentlichen proportional zur Länge der Stromschiene. Gewichtskomponenten, die nicht direkt proportional zu Länge der Stromschienen sind, kommen gegebenenfalls von der Infrastruktur, die zur Kühlung oder zur Installation notwendig ist.

$$(8) P_{Al} = \rho_{Al} \cdot L/A \cdot I^2 + P_{Infra}$$

Fallstudie für Verluste von 2-poligen normalleitenden und supraleitenden Kabelsystemen

In einer Fallstudie für normalleitende und supraleitende Kabelsysteme wurden die Systemverluste für Ströme von 1, 5 und 10 kA abgeschätzt (Abb. 100). Für das HTS-System zeigt die Graphik die Verluste, die auf einem Temperaturniveau von 77 K entstehen. Diese Verluste können entweder über einen Kühlmittelvorrat direkt an die Atmosphäre abgegeben werden, oder durch einen Kryokühler kompensiert werden. Beim Einsatz eines Kryokühlers entstehen durch die begrenzte Effizienz erheblich höhere elektrische Verluste bei Raumtemperatur. In die Abschätzungen gingen die grünen Komponenten aus den Gleichungen (5), (6) und (7) ein. Für das normalleitende Kabelsystem wurde eine Stromdichte von 1 A/mm² angenommen. Da die elektrischen Verluste beim Einsatz von Kryokühlern durch eine höhere Leistung des Antriebsstranges kompensiert werden müssen, ist es vorteilhaft, die benötigte Kälteleistung direkt in Form eines Kryogens mit an Bord des Flugzeugs zu nehmen. Dies ist insbesondere dann von Vorteil, wenn das Kryogen, wie im Fall von LH₂, direkt als Treibstoff in der Gasturbine des Antriebsstranges genutzt werden kann.

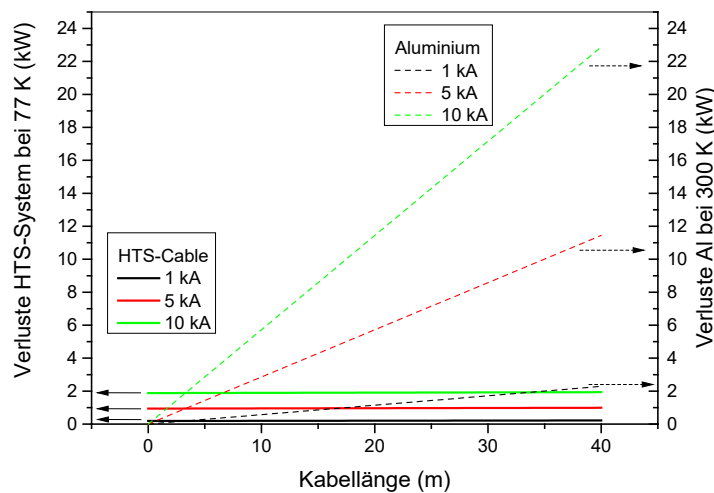


Abb. 100: Verluste von HTS- bzw. normalleitendem Leistungsverteilungssystem. Die Für das HTS-System wurden Verluste auf einem Temperaturniveau von 77 K berechnet. Für das normalleitende System entstehen die Verluste bei Raumtemperatur.

3.5.1.4 Gewichte und Verluste von LH₂-gekühlten supraleitenden Leistungsverteilungssystemen - Vergleich mit konventionellen Systemen

Bei der Verwendung von LH₂ sowohl als Treibstoff wie auch als Kühlmittel für die supraleitenden Komponenten des Antriebsstranges, kann auf eine separate Kryoinfrastruktur für das Leistungsverteilungssystem weitgehend verzichtet werden. Der Wasserstoff, der für den Antrieb genutzt wird, kann zunächst als Kühlmittel verwendet werden und nach der Erwärmung durch die in den Komponenten des Antriebsstranges auftretenden Verluste in den Turbinen verbrannt werden. Auf diese Weise trägt im Wesentlichen lediglich das Gewicht des Kabelkryostaten, das Gewicht der Trägerstruktur mit den Supraleitern zum Systemgewicht des

Leistungsverteilungssystem bei. Beim Einsatz von Kryoelektronik kann auch das Gewicht der Stromzuführungen minimiert werden, wenn Generator, Leistungselektronik, Leistungsverteilungssystem und Motoren supraleitend ausgeführt und bei vergleichbaren Temperaturen betrieben werden (siehe auch Abb. 101).

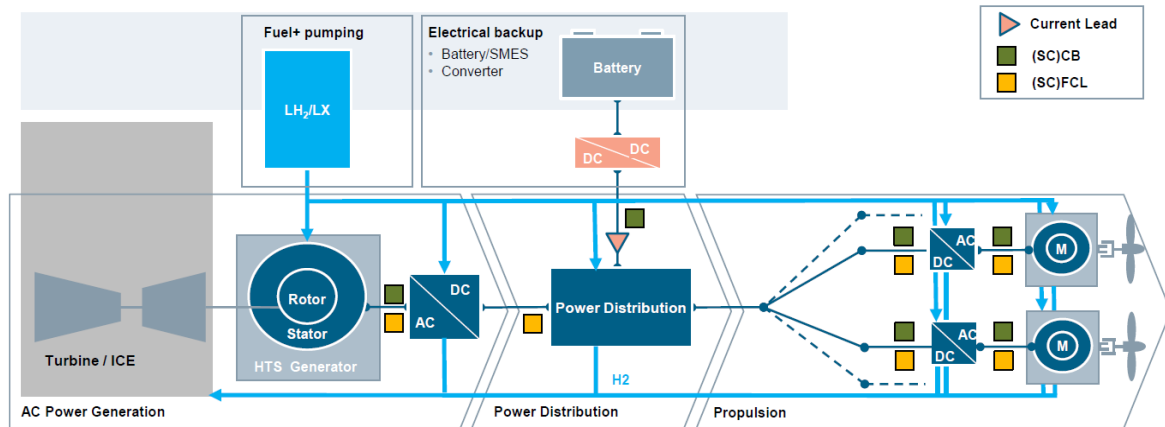


Abb. 101: Architektur eines kryogenen elektrischen Flugzeugantriebssystems auf Basis von Wasserstoff [25]

Das Gewicht des TELOS-Kabelkryostaten, der für den Einsatz bei Temperaturen bis hinab zu 4 K konzipiert wurde, beträgt etwa 10.5 kg pro Meter (siehe Tabelle 15). Das Gewicht der Supraleiter und der Trägerstruktur beträgt lediglich 550 g, so dass das Gesamtgewicht bei etwa 11 kg pro Meter liegt. Für ein Busbarsystem, das aus mehreren kurzen Teilstücken besteht käme dann noch das Gewicht der Muffen hinzu.

Tabelle 15: Gewichte der einzelnen Komponenten des supraleitenden Leistungsverteilungssystems pro Meter Länge

Komponente	Material	Dichte Kg/m ³	Außendurchmesser m	Wandstärke m	Volumen/Meter m ³ /m	Masse/Meter kg/m
Äußeres Kryostatrohr	VA	8000	0.108	3.00E-03	5.02E-04	4.01
Schild	Cu	8920	0.054	2.00E-03	1.67E-04	1.49
4x Schild Rückleitung	Cu	8920	0.08	1.00E-03	5.00E-04	4.46
Inneres Kryostatrohr	VA	8000	0.028	1.50E-03	6.42E-05	0.51
						10.47
Komponente	Material	Dichte Kg/m ³	Gesamtdicke m	Breite m	Volumen/Meter m ³ /m	Masse/Meter kg/m
Supraleiter 2 Pole	Cu/Hastelloy	8900	0.0036	0.012	4.32E-05	0.38
Trägerstruktur	PA12 Glaskugelgef.	1220			1.36E-04	0.17
						0.55
Gesamtgewicht/m						11.02

Das Gewicht einer normalleitenden Aluminiumschiene würde bei einer Stromdichte von 1 A/mm² und einem Nominalstrom von 13.3 kA etwa 36 kg pro Meter betragen, das Gewicht

einer Cu-Schiene läge bei einer Stromdichte von 2 A/mm^2 bei etwa 60 kg pro Meter Länge der Stromschiene.

Für eine 40 m lange Stromschiene würde das Gesamtgewicht des supraleitenden Kabels ohne Muffen etwa 440 kg betragen, während die Gewichte der konventionellen Stromschienen bei etwa 1.4 t im Fall von Aluminium bzw. bei etwa 2.4 t im Fall von Cu liegen würden.

Die durch die ohmschen Verluste im normalleitenden Leistungsverteilungssystem entstehende Wärmeleistung beträgt im Fall der Al-Schiene mit einer Stromdichte von 1 A/mm^2 etwa 350 W/m, während die Wärmeentwicklung einer Cu-Schiene mit einer Stromdichte von 2 A/mm^2 bei etwa 460 W/m läge. Diese Wärmemenge müsste im Flugzeug durch ein geeignetes Kühlsystem abgeführt werden.

Im Fall des supraleitenden Leistungsverteilungssystems werden die Verluste, die durch die ohmschen Widerstände der Verbindungen, sowie die Rippel- und Kryostatverluste direkt über das Kühlmedium abgeführt. Die Verluste sind vergleichsweise gering. Kryostatverluste liegen im Bereich von 1 W/m und die Verluste durch die resistiven Verbindungsstellen liegen bei etwa 1-2 W pro 2-poliger Verbindungsstelle. Wird das zur Kühlung verwendete Kryogen später zur Verbrennung in den Turbinen genutzt, kann die Verlustleistung direkt zum Erwärmen des Kryogens für die Verbrennung genutzt werden.

Natürlich ist es denkbar, auch konventionelle Stromschienen zu kühlen, um die Stromdichte zu erhöhen und den Querschnitt reduzieren zu können. Hier ist einerseits eine Wasserkühlung denkbar, andererseits natürlich auch eine kryogene Kühlung.

Durch Kühlen von hochreinem Al auf eine Temperatur von 20 K kann der spezifischen Widerstand auf etwa 0.03% des Raumtemperaturwertes abgesenkt werden. Der spezifische Widerstand liegt dann bei weniger als $10^{-11} \Omega \cdot \text{m}$ [26]. Mit einem solchem hochleitfähigen Aluminium kann man sehr hohe Stromdichten von ca. $450\text{-}500 \text{ A/mm}^2$ erreichen [27]. Für einen Strom von 13.3 kA würde das Gewicht der reinen Al-Schiene unter 100 g betragen, jedoch wäre natürlich auch hier ein Kryostat nötig, so dass es im Vergleich zum supraleitenden System keinen großen Vorteil gäbe. Die vergleichsweise hohen Verluste von mehr als 200 W/m auf einem Temperaturniveau von 20 K müssten dann mit einem extrem hohen Massenstrom abgeführt werden, was im Vergleich zum supraleitenden System ein Nachteil ist.

3.5.1.5 Topologie des Systems zur Leistungsverteilung

In Abb. 102 und Abb. 103 sind mögliche Topologien für das Leistungsverteilungssystem dargestellt. Denkbar ist ein Bussystem, bei dem an mehreren Stellen Leistung ausgekoppelt wird. Ein solches Bussystem bietet den Vorteil, dass die Gesamtlänge der Kabel auf ein Minimum reduziert werden kann. Allerdings sind für ein solches Bussystem Kontakte im Kalten erforderlich, da zusätzliche kalt-warm-Übergänge zu erheblichen Verlusten führen würden. Das Kabel muss ausgelegt sein, die Gesamte Leistung zu tragen. Bei der Stern-Topologie wird die Leistung in mehrere Kabel eingekoppelt, die ohne zusätzliche Kontaktstellen zum Verbraucher führen. Der Nachteil ist, dass jedes Kabel über einen eigenen Kryostat verfügen muss. Bei mehreren Antriebseinheiten wäre aber eine gewisse Redundanz gegeben, sollte eines der Kabel versagen.

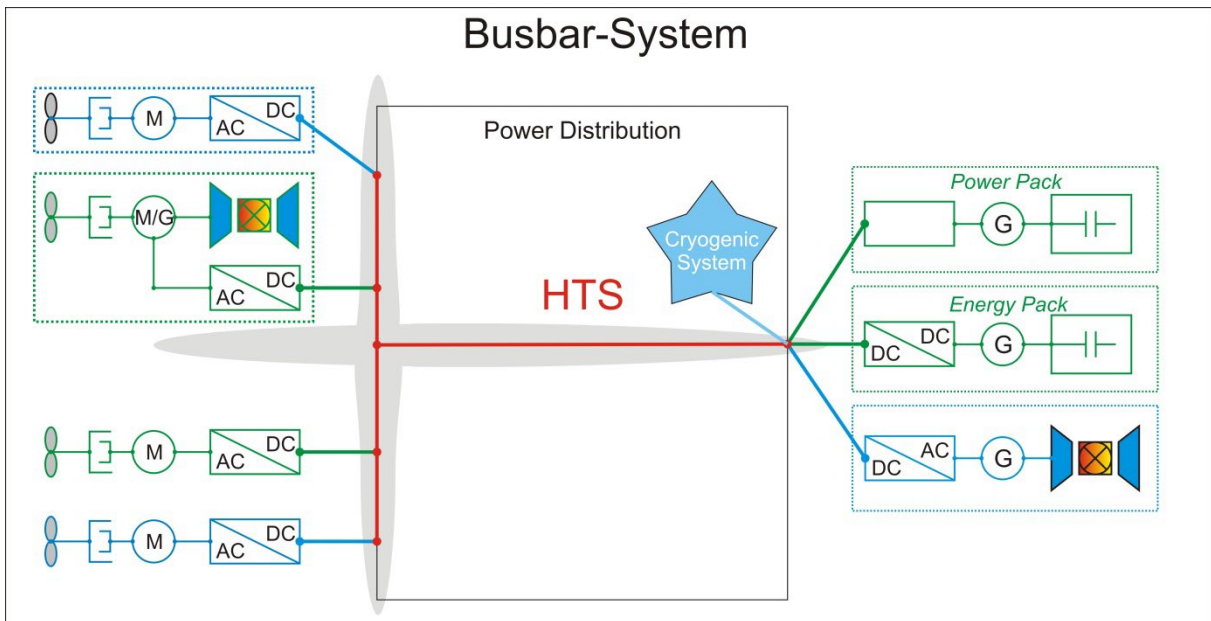


Abb. 102: Leistungsverteilung mit Busbar System

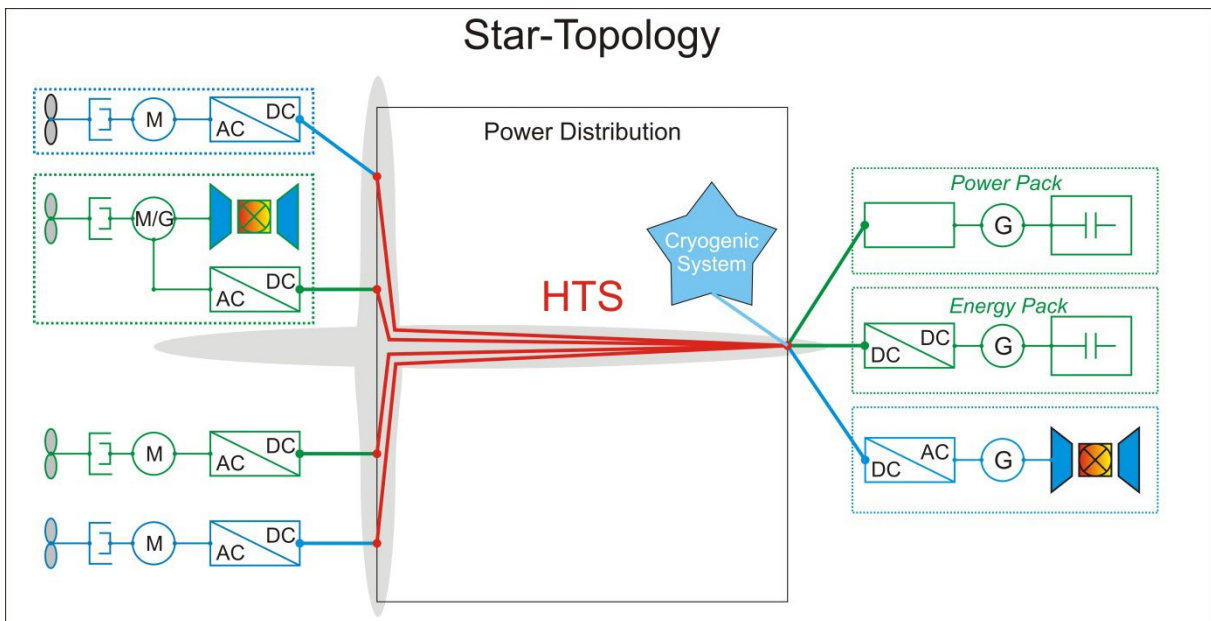


Abb. 103: Leistungsverteilung mit Stern-Topologie

3.5.2 Sicherheitskonzepte

Detaillierte Sicherheitskonzepte für das HTS Leistungsverteilungssystem hängen stark von der finalen Systemarchitektur und Kryoinfrastruktur ab. Generell stellt sich aber die Frage, was bei einem Ausfall der Supraleitung beispielsweise durch einen Defekt im Kabel selbst oder durch einen Ausfall der Kühlung passiert.

Im Falle eines Bus-Systems mit einem Kabel wäre hier die gesamte Leistungsverteilung unterbrochen. Bei der Sterntopologie wäre im Idealfall nur eine Antriebseinheit betroffen und das Flugzeug könnte mithilfe der anderen Antriebseinheiten weiterfliegen und sicher landen. Anders sieht es bei einem Ausfall der Kryoversorgung (Kühlmittel) aus. Gibt es für das Kryosystem keine Redundanzen, so fällt die komplette Leistungsverteilung mittels HTS aus.

Hier könnten höchstens parallele normaleitende Kabel oder Stromschienen Abhilfe schaffen, die für einen Notbetrieb der Antriebseinheit mit verminderter Leistung sorgen könnten. In jedem Fall bedeuten Redundanzen zusätzliches Gewicht und zusätzliche Verluste.

4 Vergleich des Standes des F+E-Vorhabens mit der ursprünglichen Arbeits-, Zeit- und Kostenplanung

Durch die interdisziplinäre Zusammenarbeit der verschiedenen Projektpartner gab es insbesondere zu Beginn des TELOS-Projektes zahlreiche neue Erkenntnisse und Sichtweisen zu Chancen und Grenzen der einzelnen Forschungsbereiche innerhalb von TELOS. Einerseits mussten luftfahrtspezifische Anforderungen in die Auslegung der Komponenten eingehen (z.B. hinsichtlich des Spannungslevels), andererseits musste es für die völlig neue Technologie auch die Möglichkeit geben, konservative Vorbehalte aufzuweichen, z.B. hinsichtlich des Einsatzes von Wasserstoff zur Kühlung der supraleitenden Komponenten. So erlebte das Projekt insbesondere in der Anfangsphase eine große Dynamik und es wurde deutlich, dass es sinnvoll wäre, die ursprünglichen Ziele im Projektverlauf an die neuen Erkenntnisse anzupassen. Während für das Teilvorhaben HTS-Leitertechnologie zu Beginn des Projektes eine zu übertragende Leistung von 10 MW zur Diskussion stand und auf den Einsatz von Wasserstoff verzichtet werden sollte, zeigte es sich, dass der Einsatz von Wasserstoff als Treibstoff und Kühlmittel einen effektiven Beitrag zum Erreichen der Klimaziele leisten könnte. Da die Supraleitertechnologie insbesondere für hohe Leistungen Vorteile gegenüber konventioneller Technik bietet, wurden im Rahmen einer Aufstockung des Projektes die Zielleistung auf 40 MW erhöht und erste Schritte in Richtung Wasserstofftechnologie unternommen.

Die ersten größeren zeitlichen Verzögerungen ergaben sich im Jahr 2019 durch lange Lieferzeiten für verschiedene Komponenten des Kryodemonstrators (Task 2), weshalb eine erste kostenneutrale Verlängerung beantragt werden musste. Da die Materialkosten für den Aufbau der beiden Demonstratoren unterschätzt worden waren, wurde im Jahr 2020 eine Mittelumwidmung von Position 0847 (vorhabensspezifische Abschreibungen) nach 0813 (Material) in Höhe von 65 T€ beantragt. Der in Position 0847 abgezogene Betrag sollte durch Nutzung von am KIT-ITEP vorhandenen Geräten eingespart werden.

Die Einschränkungen des Labor- und Werkstattbetriebs durch die Coronapandemie in 2020 und 2021 führte zu weiteren erheblichen Verzögerungen, die auch nach zwei weiteren kostenneutralen Projektverlängerungen nicht abgefangen werden konnten. Zwar wurden durch die coronabedingten Reisebeschränkungen Reisekosten eingespart, jedoch gestalteten sich die Abläufe in den Laboren und Werkstätten durch die nötigen Hygienemaßnahmen und Kontaktbeschränkungen schwierig. Fehlenden Kapazitäten in den Werkstätten des KIT mussten durch eigenes Personal ausgeglichen werden, so dass zusätzliche Personalkosten entstanden. Leider stand im letzten Projektjahr das nötige fachkundige Personal aufgrund ausgelaufener Verträge bzw. durch anders begründete Abgänge zunehmend nicht mehr zur Verfügung, so dass verschiedene Arbeiten (z. B. das Schweißen der Kryostatrohre und Kupplungen) nur mit großer Zeitverzögerung ausgeführt werden konnten. Zu guter Letzt musste auch die benötigte Laborfläche für andere Vorhaben geräumt werden, so dass der Kryodemonstrator (Task 2) nicht mehr fertiggestellt werden konnte.

Auch wenn der Kryodemonstrator im Rahmen von TELOS nicht mehr fertig gestellt werden konnte, so ist doch eine weitere Verwendung der Komponenten im Rahmen des BMBF-Projektes ApplHy! geplant, bei dem es unter anderem um den Einsatz von supraleitenden Leistungskomponenten in kryogenem Wasserstoff geht.

Die Demonstration der Funktionalität des eigentlichen stromführenden Teils des TELOS HTS-Kabels und der verwendeten Trägerstrukturen, sowie der verlustarmen Verbindungen konnte mithilfe des in Task 4 aufgebauten Modellkabels erfolgreich nachgewiesen werden.

5 Veröffentlichungen

Die im Rahmen des Teilvorhabens TELOS – HTS-Leitertechnologie erzielten Ergebnisse wurden auf verschiedenen Fachkonferenzen im Rahmen von Vorträgen (teilweise eingeladen) vorgestellt.

- Sonja I. Schlachter, Wilfried Goldacker, Bernhard Holzapfel, Andrej Kudymow, Hong Wu
“DC-HTS Cables for Power Distribution in Hybrid-Electric Aircraft”
Vortrag, Coated Conductors for Applications Workshop 2016, September 11-14, 2016, Aspen, Colorado, USA
- Sonja I. Schlachter, Wilfried Goldacker, Bernhard Holzapfel, Andrej Kudymow, Hong Wu
„Design Aspects for DC-HTS Cables in Hybrid-Electric Propulsion Systems for Aircraft“
Vortrag, CEC-ICMC 2017, July 9-13, 2017, Madison, Wisconsin, USA
- S.I. Schlachter, J. Brand, S. Elschner, S. Fink, B. Holzapfel, R. Lietzow, A. Kudymow, H. Neumann, R. Mueller, S. Strauß
“HTS Cable for Power Distribution in Hybrid-Electric Propulsion System for Aircraft”
Eingeladener Vortrag CEC/ICMC 2019, July 21-25, 2019, Hartford, CT, USA
- S.I. Schlachter, J. Brand, S. Elschner, S. Fink, B. Holzapfel, A. Kudymow, J. Willms
“Test of a DC-HTS Busbar Demonstrator for Power Distribution in Hybrid-Electric Propulsion Systems for Aircraft”
Eingeladener Vortrag CEC/ICMC 2021, July 19-23, 2021, virtual

Darüber hinaus wurden die Ergebnisse auch in Fachzeitschriften veröffentlicht, bzw. wurden nach dem Reviewprozess für eine Veröffentlichung akzeptiert:

- M. Boll, M. Corduan, S. Biser, M. Filipenko, Q. H. Pham, S. Schlachter, P. Rostek, Mathias Noe;
“A holistic system approach for short range passenger aircraft with cryogenic propulsion system”
Supercond. Sci. Technol. **33** (2020) 044014 (14pp)
- S.I. Schlachter, J. Brand, S. Elschner, S. Fink, B. Holzapfel, A. Kudymow, J. Willms
“Test of a DC-HTS Busbar Demonstrator for Power Distribution in Hybrid-Electric Propulsion Systems for Aircraft”
Akzeptiert für Publikation in *“IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, Advances in Cryogenic Engineering”*.

6 Glossar

AC	Alternating Current (Wechselstrom)
AP	Advanced Pinning
CORC	Conductor On Round Core
DC	Direct Current (Gleichstrom)
FEM	Finite-Elemente-Methode
FtF	Face-to-Face, d.h. Supraleiterseite zu Supraleiterseite gewandt
HTS	Hochtemperatursupraleitung
LH ₂	flüssiger Wasserstoff
LHe	flüssiges Helium

LN ₂	flüssiger Stickstoff
PA	Polyamid
REBCO	Rare Earth-Barium-Copper-Oxide, RE ist Platzhalter für ein Element der Seltenen Erden, z.B. Y (Yttrium)
RRR	Residual Resistivity Ratio (Restwiderstandsverhältnis)
RT	Raumtemperatur
s.f.	self-field (magn. Eigenfeld)
SL	Supraleiter
SS	Stainless Steel (Edelstahl)
SZF	Stromzuführung

7 Referenzen

- [1] CRYOPLANE – “Liquid Hydrogen Fuelled Aircraft – System Analysis”, Project funded by the European Community under the ‘Competitive and Sustainable Growth’ Programme (1998-2002)
- [2] DEAP – “Distributed Electrical Aerospace Propulsion”; Project funded by Innovate UK (04/13 – 03/15)
- [3] Data collected by P.J. Lee; Download from internet (Aug. 1st, 2017): <https://nationalmaglab.org/magnet-development/applied-superconductivity-center/plots>
- [4] Wimbush, Stuart; Strickland, Nick (2017): “A high-temperature superconducting (HTS) wire critical current database.” figshare <https://doi.org/10.6084/m9.figshare.c.2861821.v4>, Retrieved: 07:03, Jul 19, 2017 (GMT)
- [5] S.C. Wimbush and N.M. Strickland, “A public database of high-temperature superconductor critical current data, *IEEE Trans. Appl. Supercond.* **27** (2017) 8000105”.
- [6] K. Tsuchiya, A. Kikuchi, A. Terashima, K. Norimoto, M. Uchida, M. Tawada, M. Masuzawa, N. Ohuchi, X. Wang, T. Takao, S. Fujita; “Critical current measurement of commercial REBCO conductors at 4.2 K”, *Cryogenics* **85** (2017) 1–7; <https://doi.org/10.1016/j.cryogenics.2017.05.002>
- [7] W. Goldacker, S.I. Schlachter, R. Nast, H.Reiner, S. Zimmer, H. Kiesel and A. Nyilas, “*Bending strain investigations on BSCCO(2223) tapes at 77 K applying a new bending technique*”, *AIP Conf. Proc.* **614** (2002) 469–76.
- [8] S. Otten, A. Kario, A. Kling and W. Goldacker; “*Bending properties of different REBCO coated conductor tapes and Roebel cables at T=77 K*”, *Supercond. Sci. Technol.* **29** (2016) 125003 (9pp).
- [9] Jack W. Ekin; “*Experimental Techniques For Low-Temperature Measurements: Cryostat Design, Material Properties, and Superconductor Critical-Current Testing*”; Published by Oxford University Press, ISBN 978-0-19-857054-7
- [10] Víctor M. R. Zermeño, Salman Quaiyum, and Francesco Grilli, “Open-Source Codes for Computing the Critical Current of Superconducting Devices”, *IEEE Transactions On Applied Superconductivity* **26**, NO. 3, APRIL 2016, 4901607, DOI: 10.1109/TASC.2016.2521171
- [11] HTS modeling workgroup. [Online]. Available: <http://www.htsmodelling.com/?p=917>
- [12] Y.F. Bi, “Cooling and Cryocoolers for HTS Power Applications”, *Appl. Superc. and Electromagnetism* **4** (2013) 97
- [13] Jack W. Ekin, “*Experimental Techniques For Low-Temperature Measurements: Cryostat Design, Material Properties, and Superconductor Critical-Current Testing*”; Published by Oxford University Press, ISBN 978-0-19-857054-7
- [14] SPC-1 Datenblatt, ERT Refrigeration Technology GmbH, Beutnerring 5, 21077 Hamburg, Germany
- [15] www.northropgrumman.com/aerospacesystems

-
- [16] Frederick Berg, Frederick Berg, Joseph Palmer, Paul Miller, and Graham Dodds, "HTS System and Component Targets for a Distributed Aircraft Propulsion System", *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. **27**, no. 3, Jun. 2017, Art. No.3600307.
- [17] K. L. Kaiser and E. Car, "Circulation Test of Liquid Nitrogen for Long Superconducting DC Power Transmission Lines," *IEEE Trans. Appl. Supercond.*, vol. **26**, no. 3, pp. 2–5, 2016.
- [18] J. Sun et al.; TELOS-KIT-Report "Report on hydraulic and thermal analysis of cryogenic cooling system for HTS busbar", TELOS-Extranet
- [19] Y. Park, M. Lee, H. Ann, Y.H. Choi and H. Lee, "A superconducting joint for $GdBa_2Cu_3O_{7-x}$ -coated conductors", *NPG Asia Mater.* **6** (2014) 98 doi:10.1038/am.2014.18
- [20] Diana Kalteisen, „Untersuchung von mechanischen Presskontakten zur Stromeinkopplung in supraleitende ReBCO-Dünnschichtbandleiter“, Masterarbeit KIT-ITEP, 2015
- [21] SuperPower® 2G HTS Wire Specifications Sheet
http://www.superpower-inc.com/system/files/SP_2G+Wire+Spec+Sheet_2014_web_v1_0.pdf
- [22] Deliverable-Report „D2.3-UT3.1_Report über SL-SL- und SL-NL- Verbindungstechniken für Betrieb bei 20 K.docx“
- [23] N. Bagrets, A. Augieri, G. Celentano, G. Tomassetti, K.-P. Weiss, and A. della Corte; "Investigation of ReBCO Conductor Tape Joints for Superconducting Applications"; *IEEE Transactions on Applied Superconductivity* **25** (2015) 6602705.
- [24] W.H. Fietz, R. Heller, A. Kienzler, R. Lietzow; „Status of HTS current leads for WENDELSTEIN 7-X and JT-60SA“, *Fusion Engineering and Design* **84** (2009) 776-779
- [25] M. Boll, „Cryogenic electric propulsion system for aircraft“, ZIEHL IV Workshop 20.-21.03.2018, Berlin
- [26] D. Filusch, M. Breiteneder and H. Herzog, "Design of a Hyperconducting Synchronous Machine for High-Torque Applications," *2018 XIII International Conference on Electrical Machines (ICEM)*, 2018, pp. 2092-2098, doi: 10.1109/ICELMACH.2018.8506697.
- [27] M.A. Sebastian, "Comparison of cryogenic technologies for electric aircraft power transmission"; M3OR1B-02, CEC/ICMC 2021, June 17-23, 2021.