

Max-Planck-Institut für Plasmaphysik

Gehäusekühlung der W7-X Hauptfeldspulen

G. Krainz, F. Schauer

"This IPP-Report has been printed as author's manuscript elaborated under the collaboration between the IPP and EURATOM on the field of plasma physics. All rights reserved."

"Dieser IPP-Bericht ist als Manuskript des Autors gedruckt. Die Arbeit entstand im Rahmen der Zusammenarbeit zwischen dem IPP und EURATOM auf dem Gebiet der Plasma-physik. Alle Rechte vorbehalten."

INHALTSVERZEICHNIS

Summary	1
Zusammenfassung	3
1 Einleitung	5
2 Berechnungsverfahren zur Spulenabkühlung	6
2.1 FE-Simulation	6
2.1.1 Modellierung des Kupferschildes	6
2.1.1.1 Abkühlung eines Verbundstabes	6
2.1.1.2 Bestimmung des Wärmeüberganges von Kupfer auf Stahl	9
2.1.2 Modellierung der Spule	12
2.1.3 FE-Berechnung	14
2.1.4 Ergebnisse der FE-Berechnung	16
2.1.5 Druckabfall im Kühlleiter	25
2.2 Eindimensionale Rechnung	26
2.3 Wärmeübergang vom Kupferschild zum Kühlhelium	30
3 Stationäre Kühlung des Spulengehäuses	37
4 Materialdaten	40
5 Literaturverzeichnis	43
6 Anhang	44
6.1 Programmierung des FE-Modelles	44
6.2 Programmierung der FE-Simulation	55

Summary

Cooling of the housings for the W7-X main field coils (MF coils) during cool-down and steady-state operation is investigated.

The stainless steel coil housings are completely covered by copper sheet segments which are fixed to the surface by spot welding. A stainless steel cooling tube is soldered to this sheathing via suitable copper profile blocks on top of the outer housing circumference.

Essentially, the cool-down of the coils including the adjoining structure is performed via the housings since the flow resistance of the cable-in-conduit-conductor would be too high. Moreover, the housing cooling during steady-state operation prevents heat incidence from outside to the coil winding. Conductor cooling is primarily used to stabilize the superconductor and to remove heat from inside the cable.

The cool-down calculation does not take into account the cable cooling, and the investigation into steady-state operation ignores the heat exchange between coil and housing. While actually running W7-X in steady-state, the heat transfer can, in principle, be adjusted in both directions. However, it makes sense only to improve the superconductor cooling via the housing, if necessary at all.

At first the cool-down characteristics of a stainless steel plate, covered by spot-welded copper sheet, is simulated using the FE-program ANSYS. Cooling is performed from the copper sheet edge. The calculation agrees well with the experiment [3]. Neither the FE-analysis nor the evaluation of the experimental results show much difference in cool-down behaviour between spot-weld and full contact. This result is confirmed by additional FE cool-down simulations for a coil segment with spot-welded and fully contacted copper sheet, respectively. Hence, for further calculations simply copper sheet having overall contact is assumed.

In the next step the coil cool-down is simulated employing ANSYS for three versions of cooling circuits on top of the outer housing circumference, and for varying copper sheet thickness. On condition of a temperature difference ≤ 50 K between the coolant inlet temperature and the warmest spot within the coil, it can be shown that the cool-down takes between 110 and 130 hours. It does not depend much on the cooling circuit nor on the thickness or quality of the copper. From the time-dependent temperature distribution resulting from the FE-analysis, the best spots to place temperature sensors for cool-down control can be derived.

For comparison and validation of the FE-calculation, as well as for rapid parameter variations, simple one-dimensional calculations are performed assuming the heat propagation velocity inside the coil cross section to be infinite. The results are in good agreement with the FE-studies. The simplified method permits time-saving calculations of various cooling systems, and may easily take into account also the vault support structure masses which are cooled from the housing loops too. For the most unfavourable configuration, the cool-down of a coil including the adjacent structure comes out to last about one week.

A further section describes the detailed study of heat transfer from the copper shield to the cooling helium for different cooling loop versions during cool-down. It turns out that the greatest temperature difference exists between the flowing helium and the cooling tube wall, whereas the differences across the tube wall and the tube support, respectively, are negligible.

Finally, steady state cooling via a single cooling tube along the outer housing circumference is discussed. By applying the conservative assumption of a 4 W heat incidence per coil including the adjacent support structure, the successive temperature differences between He-inlet and the hottest spot at the inner housing circumference are estimated. In particular, they appear between the housing inner and outer surfaces along the copper shield, across the tube support copper block, the tube wall, between tube wall and cooling helium, and finally between helium outlet and inlet. The total difference is small enough so that a safe temperature margin for the superconductor can be achieved with the proposed cooling configuration and specified refrigerant performance.

Zusammenfassung

Es wird die Gehäusekühlung der W7-X - Hauptfeldspulen (MF-Spulen) sowohl im Abkühl- als auch im Stationärbetrieb untersucht.

Die Gehäusekühlung erfolgt über eine Abdeckung aus Kupferblech, mit der das Kühlrohr aus Stahl über ein passendes Cu-Profil am Außenumfang der Spule verlötet ist. Das Kupferblech ist durch Punktschweißen mit dem Stahlgehäuse mechanisch und thermisch verbunden.

Wegen des hohen Strömungswiderstandes der intern gekühlten Supraleiterkabel erfolgt die Abkühlung der Spulen sowie der angrenzenden Teile der Gewölbestruktur im wesentlichen über die Gehäusekühlung. Diese verhindert im Stationärbetrieb auch die Wärmezufuhr von außen zur Spulenwicklung. Die Leiterkühlung dient in erster Linie zur Stabilisierung des Supraleiters und Abfuhr von Verlusten innerhalb des Kabels.

Bei den Abkühlungsrechnungen wird die Leiterkühlung und bei der Berechnung des Stationärbetriebes der Wärmeaustausch zwischen Wickelpaket und Gehäuse nicht berücksichtigt. Im späteren W7-X - Stationärbetrieb kann mit Wärmeübergang in beiden Richtungen gefahren werden, wobei es, wenn überhaupt notwendig, nur sinnvoll ist, den Wickelkörper vom Gehäuse her mitzukühlen.

Zuerst wird mit Hilfe des FE-Programmes ANSYS der Abkühlverlauf einer Stahlplatte mit einem darauf punktgeschweißten Cu-Blech simuliert, wobei die Kühlung vom Rand des Kupferbleches her erfolgt. Die Rechnung stimmt gut mit dem Experiment [3] überein. Sowohl die FE-Analyse als auch die Auswertung der experimentellen Ergebnisse ergeben kaum Unterschiede in der Abkühlzeit des wärmsten Punktes zwischen punktgeschweißter und vollflächiger thermischer Kontaktierung von Stahlplatte und Cu-Blech. Dies wird weitgehend bestätigt durch die zusätzliche FE-Untersuchung eines Spulenausschnittes mit punktgeschweißtem bzw. vollflächig kontaktiertem Cu-Schild. Für die weiteren Untersuchungen kann somit einfachheitshalber vollflächig kontaktiertes Kupferblech angenommen werden.

Im nächsten Schritt wird die Spulenabkühlung mittels ANSYS für drei unterschiedliche Kühlleiteranordnungen am Außenumfang der Spule simuliert. Zusätzlich wird noch die Auswirkung verschiedener Kupferblechstärken untersucht. Es zeigt sich, daß die Abkühlzeiten unter Einhaltung der Temperaturdifferenz $\Delta T \leq 50$ K zwischen der Kühllhelium-Einlaßtemperatur und dem wärmsten Punkt innerhalb der Spule zwischen 110 und 130 Stunden beträgt und nur wenig von der Kühlmethode und der Dicke bzw. Qualität des Kupfers abhängt. Aus der FE-Analyse folgen auch die Temperaturverteilungen zu verschiedenen Zeiten und somit die günstigsten Meßstellen für eine spätere Temperaturüberwachung des Abkühlvorganges.

Zum Vergleich und zur Absicherung der FE-Berechnungen sowie zur schnellen Parametervariation werden noch einfache eindimensionale Analysen durchgeführt, bei denen die endliche Wärmausbreitungsgeschwindigkeit innerhalb des Spulenquerschnittes nicht berücksichtigt wird. Die Ergebnisse stimmen gut mit denen der FE-Untersuchungen überein. Die einfache Methode erlaubt zeitsparende Berechnungen von unterschiedlichen Gehäusekühl-systemen auch unter Berücksichtigung der Gewölbestruktur, die von der Gehäusekühlung mitgekühlt wird. Als Ergebnis dieser Untersuchungen kommt heraus, daß die Abkühlung einer Spule samt Struktur im ungünstigsten Fall etwa eine Woche dauert.

In einem weiteren Abschnitt wird der Wärmeübergang vom Cu-Schild auf das Kühlhelium bei verschiedenen Kühlleiteranordnungen näher untersucht. Es zeigt sich, daß die bei weitem größte Temperaturdifferenz zwischen dem strömenden Helium und der Kühlrohrwand entsteht. Die Differenzen über die Rohrhalterung und Rohrhalterung sind dagegen vernachlässigbar. Schließlich wird noch die stationäre Kühlung des Spulengehäuses mit einem einzelnen Kühlrohr am äußeren Gehäuseumfang diskutiert. Es werden unter der konservativen Annahme einer Wärmezufuhr von 4 W pro Spule samt den dazugehörigen Strukturelementen die aufeinanderfolgenden Temperaturdifferenzen zwischen der He-Einlaßtemperatur bis zum wärmsten Punkt am Cu-Schild auf der Gehäuseinnenseite abgeschätzt. Im einzelnen ergeben sich Temperaturunterschiede zwischen der Gehäuseinnen- und -außenseite entlang des Cu-Schildes, an der Rohrhalterung, der Rohrwand, zwischen Rohrwand und Kühlhelium sowie zwischen dem Heliumrück- und -vorlauf. Die Gesamtdifferenz bleibt ausreichend klein, so daß mit der vorgesehenen Kühlanordnung und der geplanten Kälteanlage die maximal erlaubten Temperaturen für eine sichere Kühlung der Supraleiterkabel eingehalten werden können.

1 Einleitung

Die supraleitenden Spulen des Stellarators WENDELSTEIN 7-X werden bei einer Temperatur von etwa 4 K betrieben. Spulen, Spulengehäuse und Stützstruktur müssen vor ihrer Inbetriebnahme auf die Betriebstemperatur abgekühlt und dann auf dieser gehalten werden. Wegen des geringen Strömungsquerschnittes des innengekühlten Supraleiterkabels und des damit verbundenen hohen Druckabfalles im Kabel ist es nicht möglich, das Spulengehäuse durch das Supraleiterkabel von Raumtemperatur aus abzukühlen. Es ist eine Kühlung des Spulengehäuses durch einen zusätzlichen Kühlleiter entlang des Spulengehäuseumfangs erforderlich. Diese Gehäusekühlung übernimmt den Hauptanteil bei der Abkühlung der gesamten Spule samt dazugehöriger Stützstruktur und verhindert im Stationärbetrieb die Wärmezufuhr zum Supraleiterkabel von außen. Bei den nachfolgenden Abkühlungsrechnungen für die Gesamtpulen wird der geringe Betrag durch die Leiterkühlung vernachlässigt. Die Rechenergebnisse sind daher konservativ.

Um eine homogene Abkühlung über den Spulengehäusequerschnitt zu erreichen, ist das Spulengehäuse mit Kupferblechsegmenten bedeckt [9]. Hinsichtlich der erforderlichen Abkühlzeit sind folgende Varianten der Kühlleiteranordnung zu untersuchen:

- *Einzelkühlleiteranordnung:* Ein durchgehender Kühlleiter führt entlang des Magnetspulenumfangs. Heliumein- und -auslaß befinden sich unmittelbar nebeneinander.
- *Serielle Kühlleiteranordnung:* Je ein Kühlleiter führt entlang des halben Magnetspulenumfangs. Die He-Einspeisung erfolgt an den gegenüberliegenden Seiten der Magnetspule.
- *Antiserielle Kühlleiteranordnung:* Je ein Kühlleiter führt entlang des halben Magnetspulenumfangs. Die He-Einspeisungen befinden sich auf einer Seite der Magnetspule, während sich die He-Auslässe auf der gegenüberliegenden Magnetspulen-seite befinden.

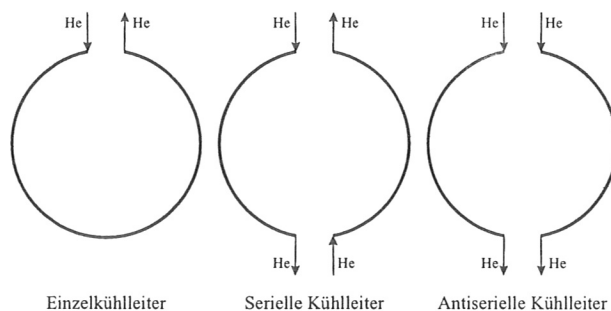


Abbildung 1: Kühlleiteranordnungen für die Spulengehäusekühlung

Anhand von transienten FE-Berechnungen der MF-Spulen soll herausgefunden werden, mit welcher Kühlleiterkonfiguration die Magnetspulenkühlung am besten durchzuführen ist. Die Ergebnisse werden mit den Resultaten eines einfachen eindimensionalen Rechenverfahrens verglichen, mit dem dann weitere Parameteruntersuchungen durchgeführt werden.

2 Berechnungsverfahren zur Spulenabkühlung

2.1 FE-Simulation

2.1.1 Modellierung des Kupferschildes

Die Materialeigenschaften der in der Magnetspule verwendeten Werkstoffe sind nichtlinear abhängig von der Temperatur und müssen bei der Erstellung des Simulations-Modells berücksichtigt werden. Daten aus Detailsimulationen und Experimentendaten sind erforderlich, um das FE-Modell für eine transiente Berechnung der Spulenabkühlung zu generieren.

2.1.1.1 Abkühlung eines Verbundstabes

Die Firma LINDE hat den experimentellen Nachweis geliefert, daß Punktschweißverbindungen zwischen Kupferblech und Stahl ausreichen, um einen Stahlblock von Raumtemperatur auf etwa 80 K abzukühlen [3].

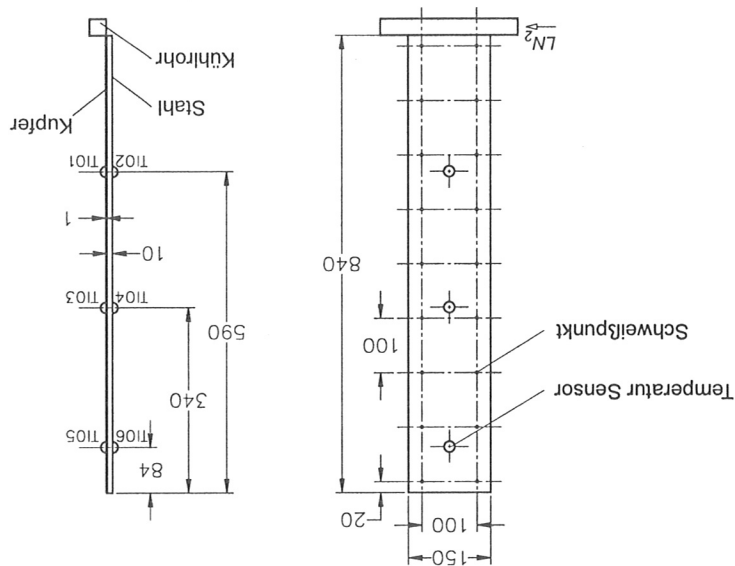


Abbildung 2: Abmessungen der Kupfer-Stahl-Verbundplatte für den Abkühlversuch mit flüssigem Stickstoff

Die Verbundplatte in Abbildung 2 besteht aus einer Stahlplatte mit aufgeschweißtem Kupferblech. Das Restwiderstandsverhältnis von Kupfer beträgt etwa $R_{RR} = 25$. Die Schweißpunkte sind im Abstand von 100 mm angeordnet. Während des Experimentes fließt flüssiger Stickstoff durch das rechteckförmige Kührohr aus Kupfer mit den Abmessungen $10 \times 14 \text{ mm}^2$. Bei konstantem Stickstoff-Massendurchfluß sinkt die Temperatur der im Vakuum befindlichen Stahlplatte entsprechend Abbildung 3 bis auf LN_2 -Temperatur ($= 77 \text{ K}$) ab.

Für die Simulation des Abkühlvorganges der Verbundplatte genügt die vereinfachte Annahme, daß entlang der Kante, an der sich im Experiment das LN_2 -Kührohr befindet (siehe Abbildung 2), stets eine Temperatur von 80 K herrscht. Ebenso wird der Einfluß der Wärmestrahlung auf die Verbundplatte nicht berücksichtigt. Die einzelnen Schweißpunkte der Kupfer-Stahlverbindung sind als Quader mit Kontaktflächen von $2 \times 2 \text{ mm}^2$

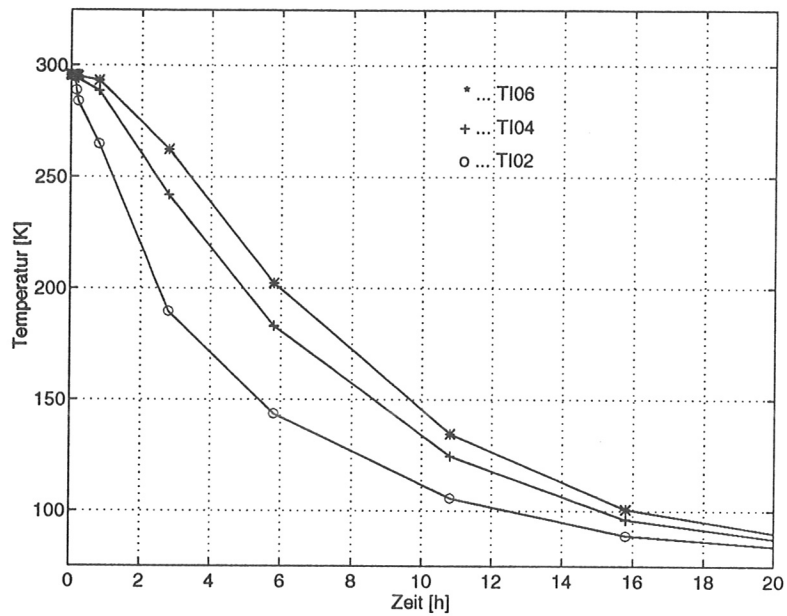


Abbildung 3: Experimentell bestimmter Temperaturverlauf auf der Stahlseite der Verbundplatte im Bereich der Sensoren TI02, TI04 und TI06

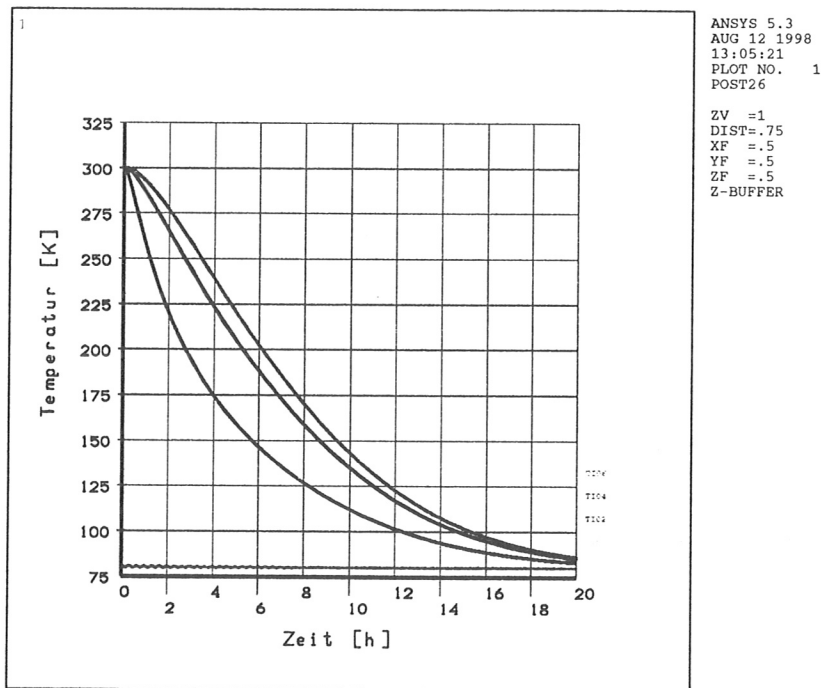


Abbildung 4: Simulierter Temperaturverlauf auf der Stahlseite der Verbundplatte im Bereich der Sensoren TI02, TI04 und TI06

Abbildung 6: Simuliertes Temperaturprofil entlang der Verbundplatte nach einer Abkühl-
dauer von 10 Stunden unter Annahme einer idealen Kontaktierung zwischen Kupfer und
Stahl

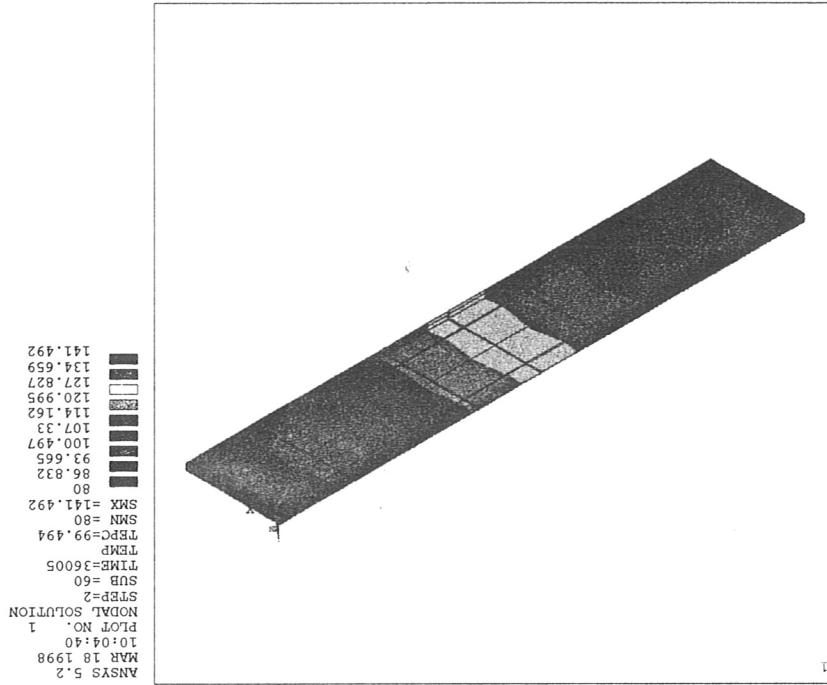
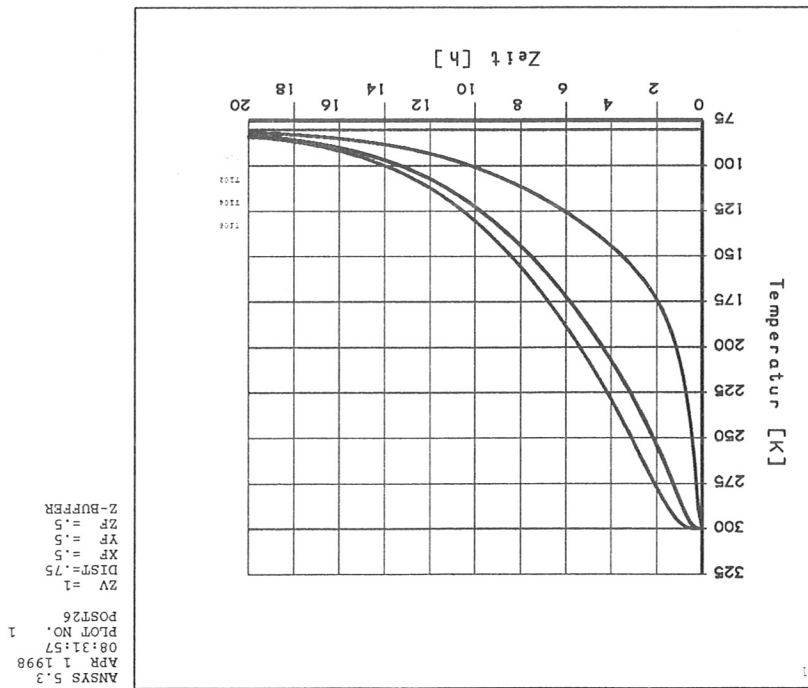


Abbildung 5: Simulierter Temperaturverlauf auf der Stahlseite der Verbundplatte im Be-
reich der Sensoren T102, T104 und T106 unter Annahme einer idealen Kontaktierung
zwischen Kupfer und Stahl



und einer Höhe von 1 mm nachgebildet. Für die thermische Leitfähigkeit der Schweißpunkte ist eine Serienschaltung von jeweils halber Schweißpunkthöhe (=0,5 mm) der beiden Materialien angenommen. Die thermische Leitfähigkeit des Schweißpunktes wird

$$\bar{\lambda} = \frac{\lambda_{cu} \cdot \lambda_{st}}{\lambda_{cu} + \lambda_{st}}$$

Die Abweichung der simulierten Daten von den experimentell ermittelten Daten ist kleiner als 10 % (Vergleich der Diagramme in den Abbildungen 3 und 4). Nach etwa 10 Stunden Abkühlzeit beträgt die Temperaturdifferenz entlang der Verbundplatte (Abbildung 6) etwa 60 K. Unter der Annahme eines idealen Kontaktes zwischen Kupfer und Stahl (keine Schweißpunkte) verkürzt sich die Dauer der Abkühlung des wärmsten Punktes nur unwesentlich, wie aus einem Vergleich der Diagramme der Abbildungen 4 und 5 hervorgeht.

2.1.1.2 Bestimmung des Wärmeüberganges von Kupfer auf Stahl

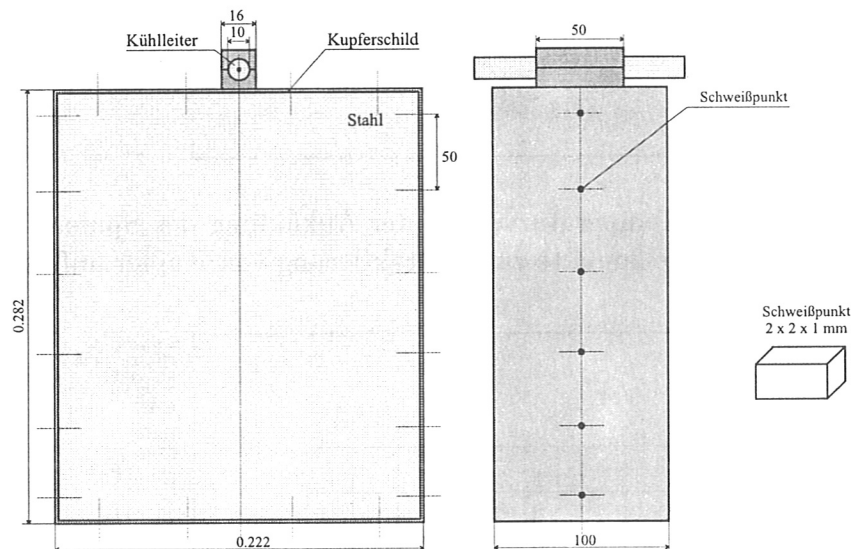


Abbildung 7: Detailausschnitt des Spulenmodells

Im vorliegenden Fall wird der Wärmeübergang anhand eines Spulenausschnittes, der der Länge eines Kupferblechsegmentes am Umfang der Magnetspule entspricht, bestimmt. In einem Fall handelt es sich um eine Punktschweißverbindung, wie sie für die Magneten am Wendelstein 7-X Verwendung finden könnte. Die Schweißpunkte sind dabei einreihig entlang des Spulenquerschnittumfanges in Abständen von etwa 50 mm angeordnet [6]. Abbildung 10 zeigt die Temperaturverteilung entlang des Schildes aufgrund der Kontaktierung durch Schweißpunkte. Im anderen Fall (Abbildung 11) ist ein idealer Wärmeübergang zwischen Kupferblech und Stahl über die gesamte Fläche angenommen. Die in den Diagrammen der Abbildungen 8 und 9 dargestellten Kurven entsprechen den Temperaturverläufen im Kühlrohr und im Zentrum des Segmentes. Die Abkühlgeschwindigkeit ist durch den maximalen Temperaturunterschied $\Delta T = 50$ K bestimmt. Für eine stabile Lösung ist ein Helium-Massendurchfluß $\dot{m}_{He} = 0.1$ g/s angenommen. Die Annahme einer idealen Kontaktierung entspricht einer 10 % kürzeren Abkühlzeit.

Abbildung 9: Simulierter Temperaturverlauf der Abkühlung des Spulensegmentes unter Annahme einer idealen thermischen Kontaktierung von Kupfer und Stahl

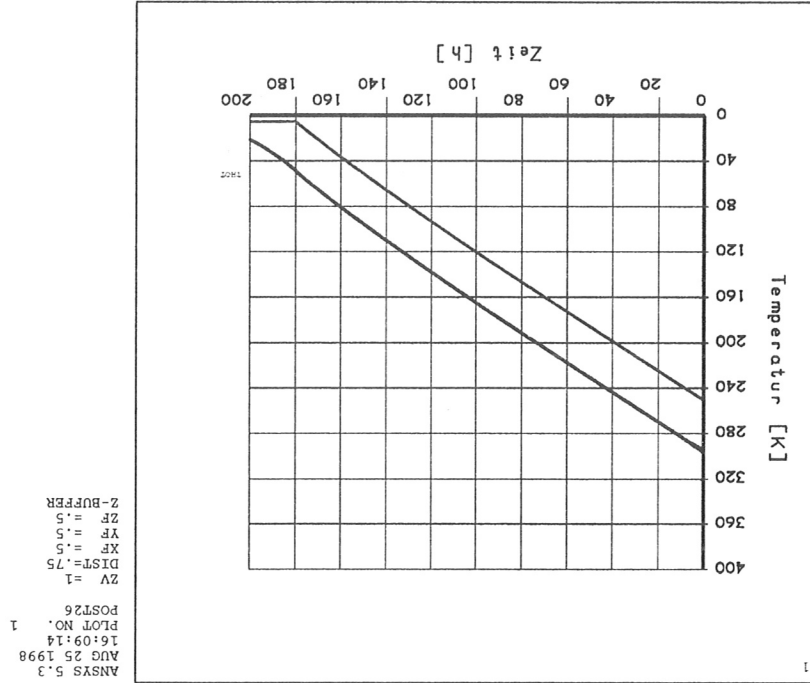
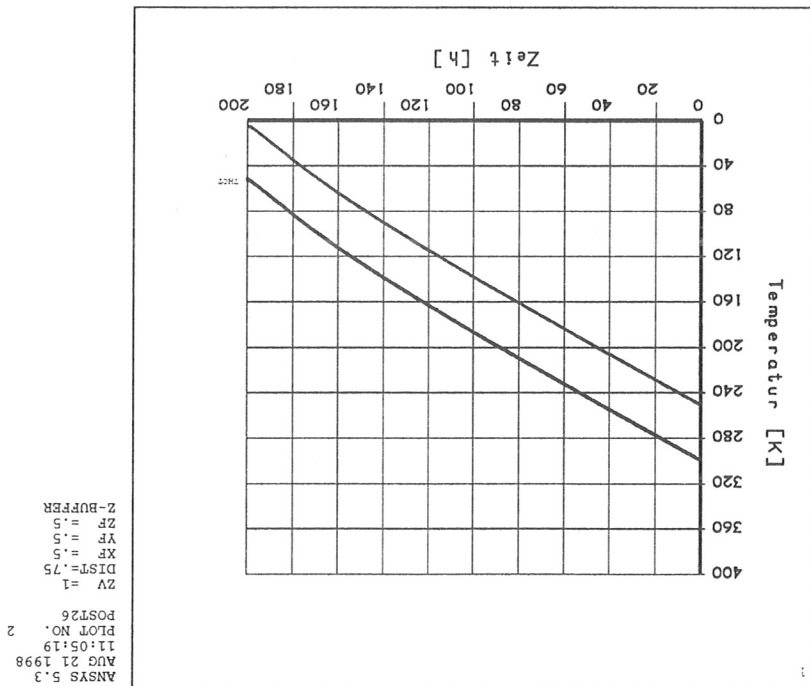


Abbildung 8: Simulierter Temperaturverlauf der Abkühlung des Spulensegmentes unter Berücksichtigung der Schweißpunkte zur Kontaktierung von Kupfer auf Stahl



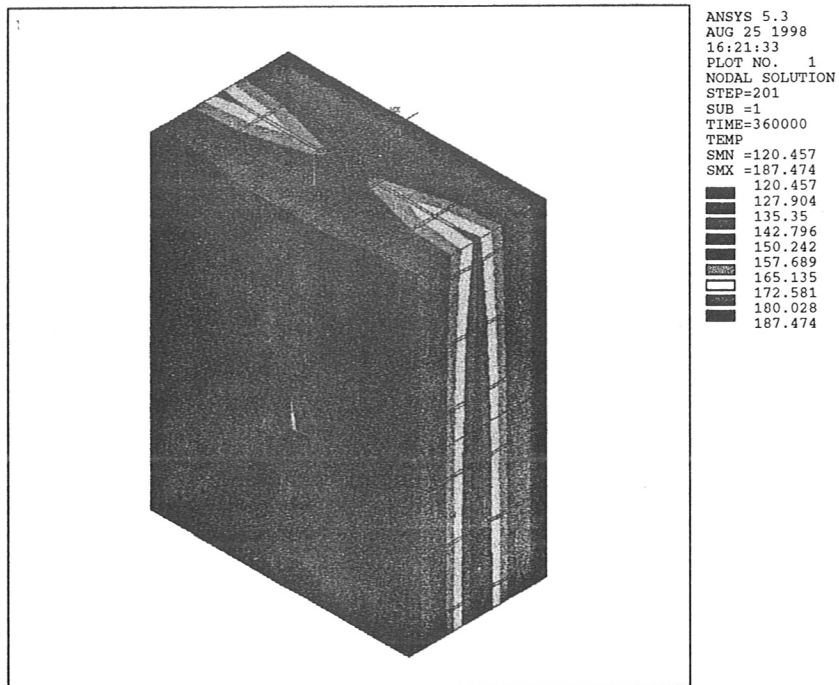


Abbildung 10: Simuliertes Temperaturprofil des Spulensegmentes bei Berücksichtigung der Schweißpunkte zur Kontaktierung von Kupfer auf Stahl

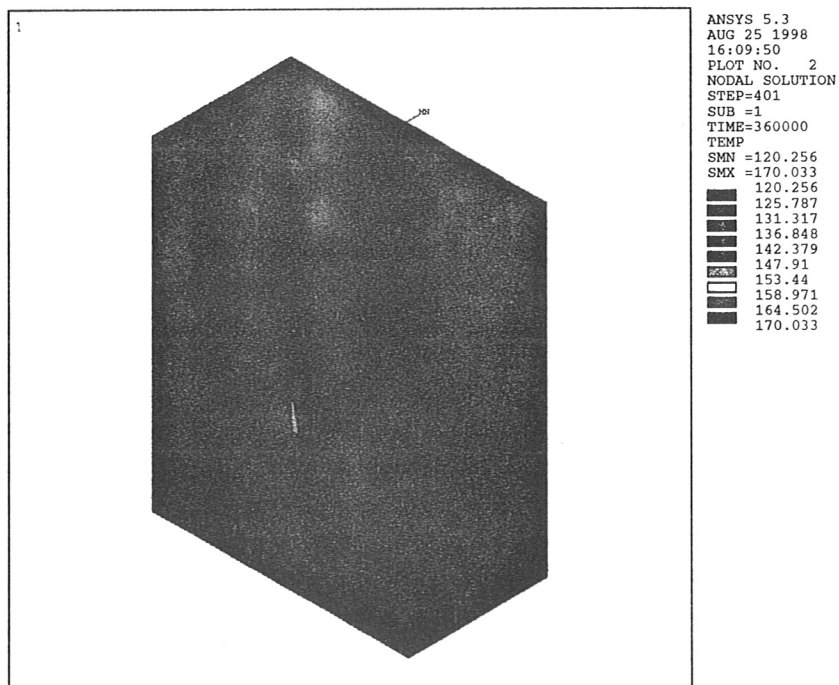


Abbildung 11: Simuliertes Temperaturprofil des Spulensegmentes bei idealer thermischer Kontaktierung von Kupfer und Stahl

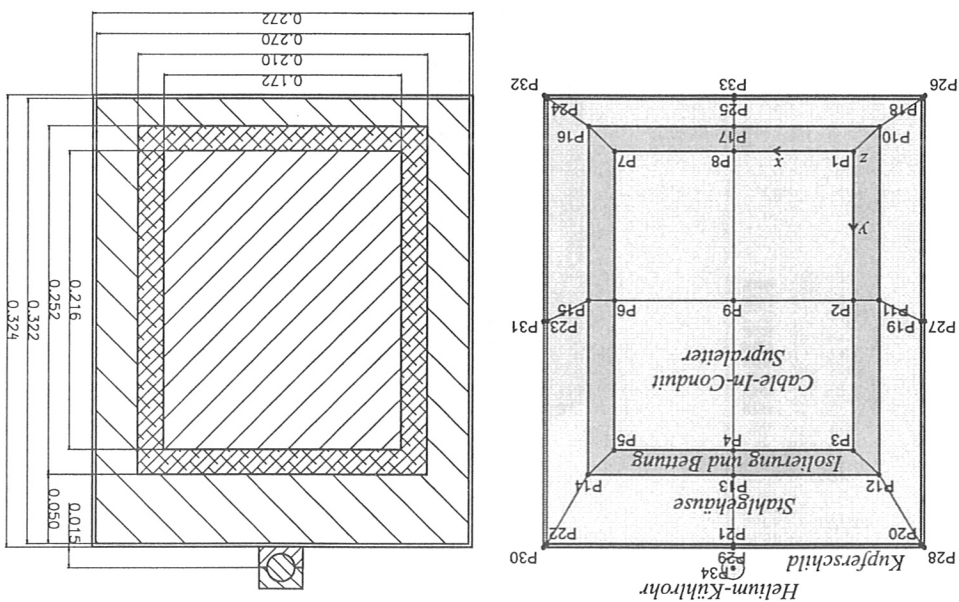
bestimmt, wobei x_{Al} die Materialeigenschaft von Aluminium und x_{Cu} jene von Kupfer ist. Zum Beispiel sind die spezifischen Dichten von Aluminium und Kupfer 2700 und 8960 kg/m³. Entsprechend obiger Beziehung erhält man eine spezifische Dichte von 4049 kg/m³. Die durch diese Vereinfachung entstehenden Fehler wirken sich nur unwesentlich auf das Rechenergebnis aus. Das für die Kühlung durch das Kabel strömende superkritische Helium sowie die Kabelisolierung sind in der Simulation der Magnetabkühlung nicht berücksichtigt. Die angenommene Wärmekapazität des Supraleiterkabels ist etwas überhöht, da die Hohlräume zwischen den Multifilamentleitern nicht berücksichtigt sind. Für die Materialeigenschaften der Isolierung und Bettung der Spule rechnet das Programm mit den Eigenschaften von Epoxidharz. Das Spulengehäuse besteht aus rostfreiem Stahl, der im allgemeinen mit den Eigenschaften des Stahles AISI 304 (DIN 1.4306) vergleichbar ist. Für die Kupfersegmente, welche den Spulenquerschnitt umschließen, wurde

$$x_{AlCu} = \frac{x_{Al} \cdot 3.64 + 1}{3.64 + 1}$$

Die Simulation der Abkühlung einer MF-Spule erfolgt mittels eines 3-D Modells, welches sich aus einzelnen Elementen verschiedenen Typs zusammensetzt. Die massiven Teile werden im FE-Programm ANSYSTM mit Elementen des Typs SOLID70 nachgebildet, während für die Rohrleitung das Element FLUID66 Anwendung findet [7]. Der Querschnitt des MF-Magnetspulenmodells enthält 34 Netzpunkte P1..P34 (siehe linke Seite in Abbildung 12), die zur Generierung der Elemente erforderlich sind. Die rechte Seite der Abbildung zeigt die für das Simulationsmodell verwendeten Querschnittsabmessungen. Die Spule mit dem Cable-In-Conduit Supraleiter besteht im wesentlichen aus Aluminium und Kupfer im Verhältnis $A_{Al}/A_{Cu}=3.64$. Für die FE-Berechnung wird aus Gründen der Speicherlimitierung auf eine detaillierte Modellierung des Wickelkörpers verzichtet. Entsprechend der Anteile von Kupfer und Aluminium im Wickelkörper sind die Materialeigenschaften durch Anwendung der Formel

2.1.2 Modellierung der Spule

Abbildung 12: MF-Spulen Querschnitt und -Abmessungen



zur Vereinfachung des Modells eine ideale Kontaktierung mit dem Stahlgehäuse angenommen. Diese Annahme ist zulässig wie für das Spulensegment-Modell gezeigt wurde. Um die thermischen Unterbrechungen zwischen benachbarten Kupfersegmenten in der Simulation zu berücksichtigen, wurde die thermische Leitfähigkeit in Richtung z (entlang des Spulenumfanges) auf den vernachlässigbar kleinen Wert $\lambda_{Cu,z} = 0.001 \text{ W/mK}$ gesetzt. Entlang des Spulenumfanges setzt sich das 3-D Modell aus 96 Teilabschnitten zusammen. Die Anzahl der Unterteilungen wurde aus der CAD-Spulenkonstruktion übernommen. Die ASCII-Dateien enthalten die Koordinaten der Spuleneckpunkte der Teilschnitte für Modulfeldspulen (MF1...MF5) und Zusatzfeldspulen (AF1...AF2) entsprechend Abbildung 13.

Dateiname	Beschreibung
d.k1p1mfs1u1828x226w	MF-Spule 1 Ecke 1
d.k1p1mfs2u1828x226w	MF-Spule 2 Ecke 1
d.k1p1mfs3u1828x226w	MF-Spule 3 Ecke 1
d.k1p1mfs4u1828x226w	MF-Spule 4 Ecke 1
d.k1p1mfs5u1828x226w	MF-Spule 5 Ecke 1
d.k2p1mfs1u1828x226w	MF-Spule 1 Ecke 2
d.k2p1mfs2u1828x226w	MF-Spule 2 Ecke 2
d.k2p1mfs3u1828x226w	MF-Spule 3 Ecke 2
d.k2p1mfs4u1828x226w	MF-Spule 4 Ecke 2
d.k2p1mfs5u1828x226w	MF-Spule 5 Ecke 2
d.k3p1mfs1u1828x226w	MF-Spule 1 Ecke 3
d.k3p1mfs2u1828x226w	MF-Spule 2 Ecke 3
d.k3p1mfs3u1828x226w	MF-Spule 3 Ecke 3
d.k3p1mfs4u1828x226w	MF-Spule 4 Ecke 3
d.k3p1mfs5u1828x226w	MF-Spule 5 Ecke 3
d.k4p1mfs1u1828x226w	MF-Spule 1 Ecke 4
d.k4p1mfs2u1828x226w	MF-Spule 2 Ecke 4
d.k4p1mfs3u1828x226w	MF-Spule 3 Ecke 4
d.k4p1mfs4u1828x226w	MF-Spule 4 Ecke 4
d.k4p1mfs5u1828x226w	MF-Spule 5 Ecke 4
d.k1p1afs1u114x118w	AF-Spule 1 Ecke 1
d.k1p1afs2u114x118w	AF-Spule 2 Ecke 1
d.k2p1afs1u114x118w	AF-Spule 1 Ecke 2
d.k2p1afs2u114x118w	AF-Spule 2 Ecke 2
d.k3p1afs1u114x118w	AF-Spule 1 Ecke 3
d.k3p1afs2u114x118w	AF-Spule 2 Ecke 3
d.k4p1afs1u114x118w	AF-Spule 1 Ecke 4
d.k4p1afs2u114x118w	AF-Spule 2 Ecke 4

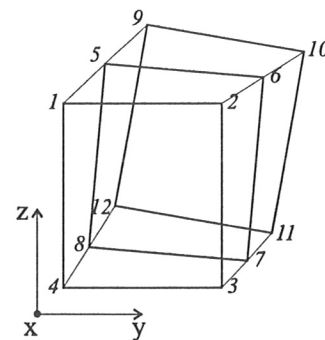


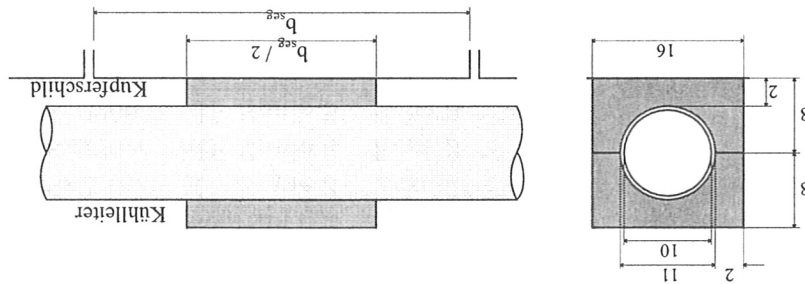
Abbildung 13: Koordinaten und Benennung der Spuleneckpunkte

Das FORTRAN-Programm KP.F¹ reiht die Daten der vier Spuleneckpunkte für die 96 Unterteilungen aneinander und speichert sie in einer neuen Datei. Die Datei SP1.NODE enthält zum Beispiel die Koordinaten der Eckpunkte für die Modulfeldspule MF1. Daraus generiert die ANSYSTM Batch-Datei MFMODEL.DAT (siehe Anhang) die erforderlichen

¹mit freundlicher Genehmigung von Herrn O. Jandl

- Die thermische Leitfähigkeit des Kupferblechs in Richtung des Spulenumfanges ist vernachlässigbar. Damit müssen die Abstände zwischen den Kupfersegmenten nicht modelliert werden.
- Der maximale Temperaturunterschied an der Magnetspule während der Abkühlung beträgt 50 K.
- Der gesamte Helium-Massendurchfluß ist 5 g/s bei Anordnung mit einem Kühlleiter bzw. 2 · 2,5 g/s bei den Anordnungen mit zwei Kühlleitern.
- Die Dicke der Kupfersegmente ist 1,0 mm bzw. 2,5 mm. Das Restwiderstandsverhältnis des Kupfers ist mit $R_{RR} = 10$ angenommen.

Abbildung 14: Kühlleiterkonfiguration



Kühlleiter besteht ebenfalls aus Kupfer. Die Kupfersegmentbreite in Spulenumfangsrichtung (Abbildung 14). Der

$$A_k = d_h \cdot \frac{b_{seg}}{2},$$

- Ideale Kontaktierung des Kühlleiters auf dem Kupferschild wird vorausgesetzt. Somit erfolgt der Wärmeübergang von Helium auf Kupfer über die Kontaktfläche
- Die Kühlung erfolgt nur durch Kühlung durch das Kühlrohr (hydraulischer Durchmesser $d_h = 10$ mm) entlang des Spulengehäuseumfangs. Das Kühlmittel ist Heliumgas mit einem Druck von 5 bar.

Die Simulationen der drei Fallstudien werden mit folgenden Annahmen durchgeführt:

2.1.3 FF-Berechnung

Netzknoten und Elemente für das 3-D Modell. Die Netzknoten und Elemente werden in den Dateien MFCOIL.NODE und MFCOIL.ELEM gespeichert. Um die Modelldaten für eine neue MF-Spulengeometrie zu aktualisieren, müssen lediglich die Eckpunkte für die Daten SPX.ELEM und SPX.NODE modifiziert werden. Die Zuweisung der Materialeigenschaften und die transiente FF-Berechnung des Abkühlvorganges erfolgt mit den Batch-Dateien MFSOLU.DAT.

Die Batch-Dateien MFMODEL.DAT und MFSOLU.DAT enthalten einen Abschnitt, in dem sich die Parameter zur Grundeinstellung sowie die Anfangsbedingungen für die FE-Berechnung befinden (max. und min. Temperatur, max. Temperaturunterschied am Spulengehäuse, Durchmesser des Kühlleiters, etc.). In beiden Dateien gibt es eine Variable mit der Bezeichnung choice. Abhängig von choice wird die FE-Berechnung für die verschiedenen Kühlleiter-Varianten konfiguriert (choice=1 entspricht einem Kühlleiter entlang des Spulenumfangs, 2 serielle Kühlleiteranordnung, 3 antiserielle Kühlleiteranordnung, 4 entspricht der Aufwärmung der MF-Spule bei Einzelkühlleiteranordnung). Die Variable muß vor dem Ausruf der Batch-Dateien in beiden Dateien auf die gleiche Nummer geändert werden. Andernfalls führt es zu einem fehlerhaften Programmablauf.

Die Eigenschaften des Kühlmediums und der Spulenwerkstoffe sind im Bereich 4. . . 300 K definiert. Für einen Helium-Massendurchfluß von $\dot{m} = 5$ bzw. 2.5 g/s herrschen turbulente Strömungsverhältnisse im Kühlleiter. Über die Reynolds-Zahl

$$Re = \frac{\dot{m} \cdot d_h}{A_h \cdot \eta}$$

und die Prandtlzahl

$$Pr = \frac{c_p \cdot \eta}{\lambda}$$

berechnet ANSYSTM mit Hilfe der Dittus-Boelter Korrelation die Nusseltzahl

$$Nu = 0.023 \cdot Re^{0.8} \cdot Pr^{0.3}$$

mit d_h dem hydraulischen Durchmesser, A_h dem hydraulischen Leitungsquerschnitt, η der dynamischen Viskosität, λ der thermischen Leitfähigkeit und c_p der spezifischen Wärme. Daraus folgt der Wärmeübergangskoeffizient des Kühlmediums auf die Kühlleiterwand

$$h = \frac{Nu \cdot \lambda}{d_h}$$

Der für die Berechnung in ANSYSTM zusätzlich erforderliche Rohrreibungskoeffizient ξ ist eine Funktion der Reynoldszahl

$$\xi(Re) = \begin{cases} 0.0, & \text{für } Re = 0; \\ \frac{64}{Re}, & \text{für } 0 \leq Re \leq 2500; \\ \frac{0.3164}{\sqrt[4]{Re}}, & \text{für } 2500 \leq Re. \end{cases}$$

Die transiente Berechnung der Abkühlung und Aufwärmung der MF-Magnetspule erfolgt iterativ für konstante Zeitabschnitte (siehe auch Ref. [4]).

Nach jedem Berechnungsvorgang sucht das Programm nach der wärmsten bzw. kältesten Stelle in der Spule, um die Eintrittstemperatur des Kühlmediums, abhängig vom vorgegebenen max. Temperaturunterschied ΔT , für den nächsten Berechnungsschritt festzulegen. Das Resultat der Berechnung wird in der Datei MFcoil.DB gespeichert. Mit Hilfe der Batch-Dateien MFPOST1.DAT und MFPOST26.DAT lassen sich die Ergebnisse zu diskreten Zeitpunkten und als Funktion der Zeit visuell darstellen.

2.1.4 Ergebnisse der FE-Berechnung

Nachfolgend sind die Ergebnisse der Simulationsrechnungen sowohl für die unterschiedlichen Kühlleiterkonfigurationen (Einzel-, serielle- und antiserielle Kühlleiteranordnung) als auch für die unterschiedlichen Kupferschichtdicken (1,0 mm und 2,5 mm) zusammengefaßt.

Ein Vergleich der unterschiedlichen Kühlleiterkonfigurationen zeigt, daß sich die Abkühl-dauer der Magnetspule mit einem Kühlleiter nur unwesentlich von der Magnetspule mit zwei in Reihe geschalteten Kühlleitern unterscheidet (siehe Abbildungen 15, 18 und 21). Eine antiserielle Kühlung der Magnetspule hingegen dauert bei Einhaltung des maximalen Temperaturgradienten $\Delta T = 50 \text{ K}$ um einige Stunden länger. Letztere Anordnung läßt sich mit der eines eindimensionalen Balkens vergleichen, da kein thermischer Kurzschluß zwischen Kühlmitteln- und -auslaß auftritt. Prinzipiell sind alle drei Varianten für eine Abkühlung der Magneten innerhalb einer Zeitspanne von zwei Wochen geeignet.

Die Verwendung von Kupferschichtsegmenten mit einer Dicke von 2,5 mm statt 1,0 mm (siehe z.B. Abbildungen 15 und 16) führt wegen der besseren thermischen Leitfähigkeit zu einer insgesamt kürzeren Abkühldauer, obwohl die Gesamtmasse der Magnetspule dadurch erhöht wird.

Die Abbildungen 17, 20 und 23 zeigen die Temperaturverteilung am 1,0 mm dicken Kup-ferschichtkörper für die verschiedenen Kühlleiterkonfigurationen zu den diskreten Zeitpunkten 10, 50 und 120 Stunden nach Beginn der Abkühlung. Anhand der auftretenden Temperaturprofile für die verschiedenen Kühlleiterkonfigurationen kann etwa die Position der Temperatursensoren für die Regelung des Abkühl- und Aufwärm-vorganges festgelegt werden.

Eine temperaturkontrollierte Aufwärmung der Magnetspule erfolgt im umgekehrten Sinne wie der Abkühlvorgang, ebenfalls unter Einhaltung des maximalen Temperaturgradienten von $\Delta T = 50 \text{ K}$. Die Abbildungen 24 und 25 zeigen den simulierten Aufwärmvorgang einer MF-Spule mit einem Kühlleiter entlang des Spulenumfangs bei Annahme verschie-dener Kupferschichtdicken von 1,0 mm bzw. 2,5 mm. Abbildung 26 veranschaulicht die Temperaturverteilung entlang der Magnetspule mit Einzelkühlleiteranordnung während des Aufwärmvorganges. Die Dauer der Aufwärmphase liegt im Bereich der Abkühl-dauer. Für die anderen Kühlleiterkonfigurationen sind ähnliche Ergebnisse zu erwarten.

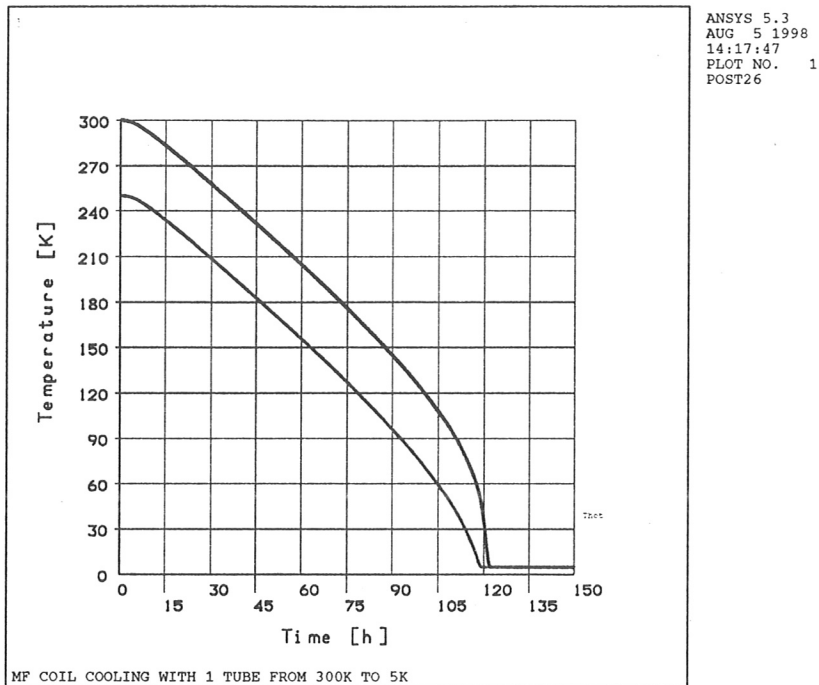


Abbildung 15: Simulierter Temperaturverlauf der Heliumeinlaß- und Maximaltemperatur während der Abkühlung einer MF-Spule mit einem Kühlleiter entlang des Spulenumfang (Kupferschilddicke = 1,0 mm)

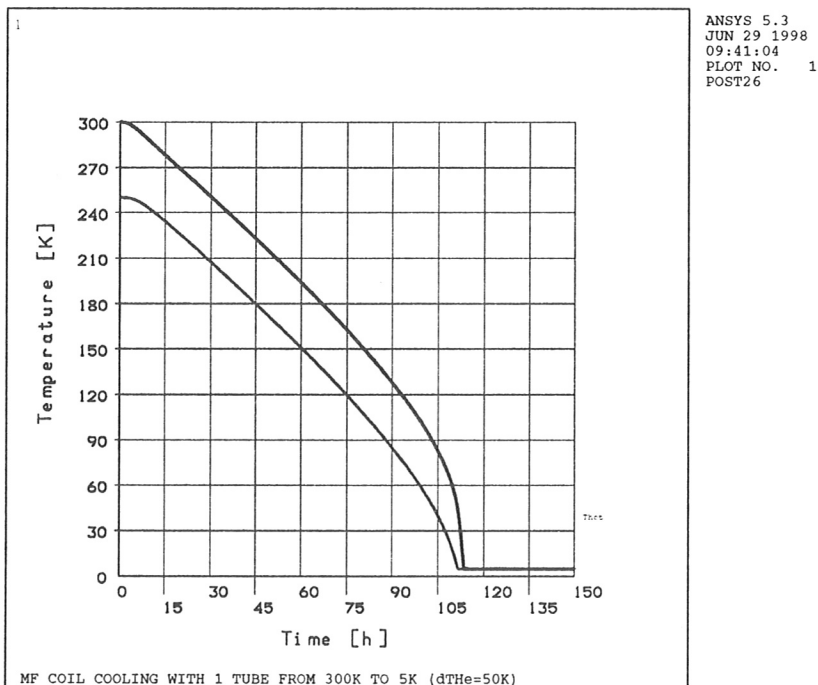


Abbildung 16: Simulierter Temperaturverlauf der Heliumeinlaß- und Maximaltemperatur während der Abkühlung einer MF-Spule mit einem Kühlleiter entlang des Spulenumfang (Kupferschilddicke = 2,5 mm)

Abbildung 17: Simuliertes Temperaturprofil während der Abkühlung einer MF-Spule mit einem Kühlleiter entlang des Spulenumfangs nach 10, 50 und 120 Stunden (links: Kupferblechsegmente; rechts: Wickelkörper); Kupferschichtdicke = 1,0 mm



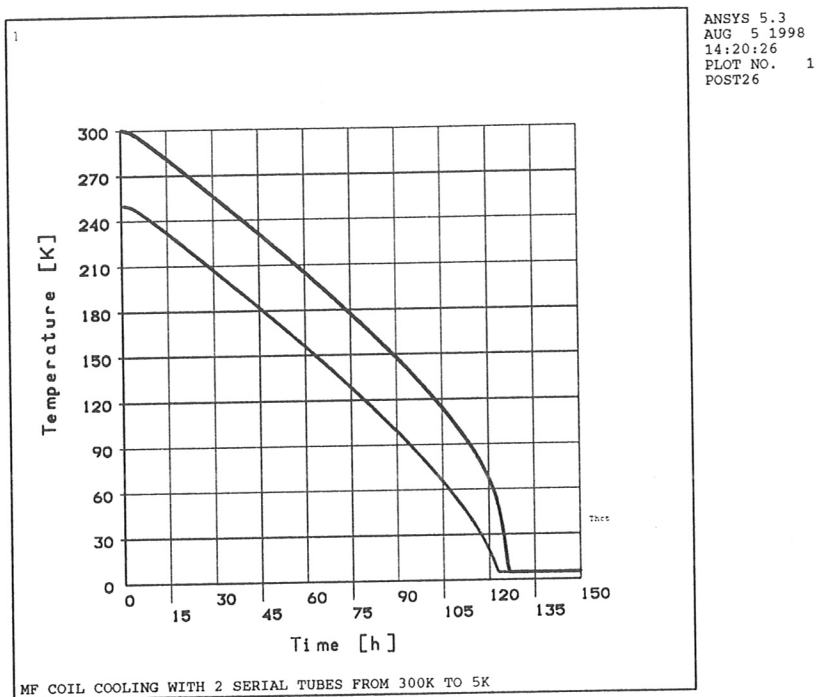


Abbildung 18: Simulierter Temperaturverlauf der Heliumeinlaß- und Maximaltemperatur während der Abkühlung einer MF-Spule mit serieller Kühlleiteranordnung entlang des Spulenumfangs (Kupferschilddicke = 1,0 mm)

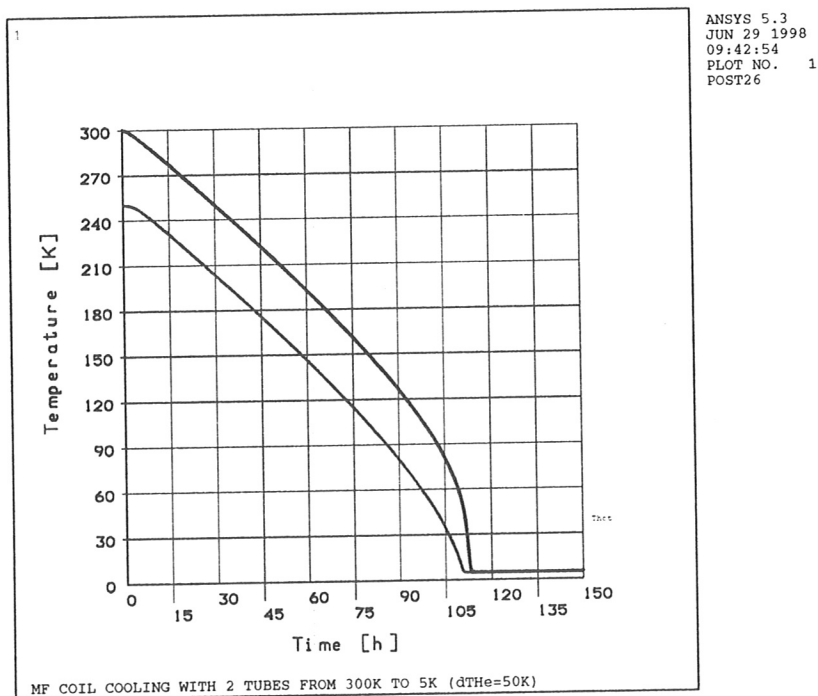


Abbildung 19: Simulierter Temperaturverlauf der Heliumeinlaß- und Maximaltemperatur während der Abkühlung einer MF-Spule mit serieller Kühlleiteranordnung entlang des Spulenumfangs (Kupferschilddicke = 2,5 mm)

Abbildung 20: Simuliertes Temperaturprofil während der Abkühlung einer MF-Spule mit serieller Kühlleiteranordnung entlang des Spulenumfangs nach 10, 50 und 120 Stunden (links: Kupferblechsegmente; rechts: Wickelkörper); Kupferschichtdicke = 1,0 mm



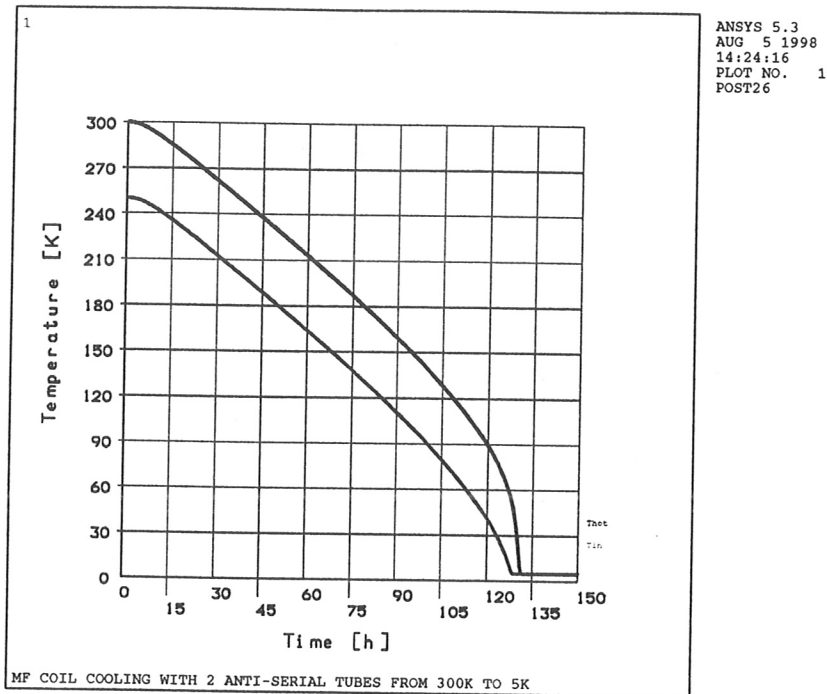


Abbildung 21: Simulierter Temperaturverlauf der Heliumeinlaß- und Maximaltemperatur während der Abkühlung einer MF-Spule mit antiserieller Kühlleiteranordnung entlang des Spulenumfangs (Kupferschilddicke = 1,0 mm)

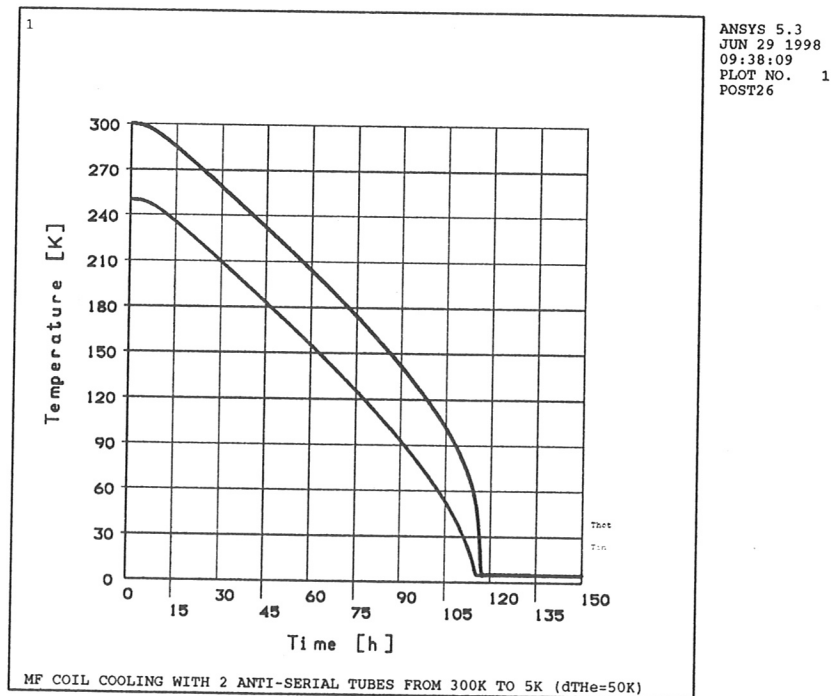


Abbildung 22: Simulierter Temperaturverlauf der Heliumeinlaß- und Maximaltemperatur während der Abkühlung einer MF-Spule mit antiserieller Kühlleiteranordnung entlang des Spulenumfangs (Kupferschilddicke = 2,5 mm)

Abbildung 23: Simuliertes Temperaturprofil während der Abkühlung einer MF-Spule mit antiserialer Kühlleiteranordnung entlang des Spulenumfangs nach 10, 50 und 120 Stunden (links: Kupferblechsegmente; rechts: Wickelkörper); Kupferschichtdicke = 1,0 mm



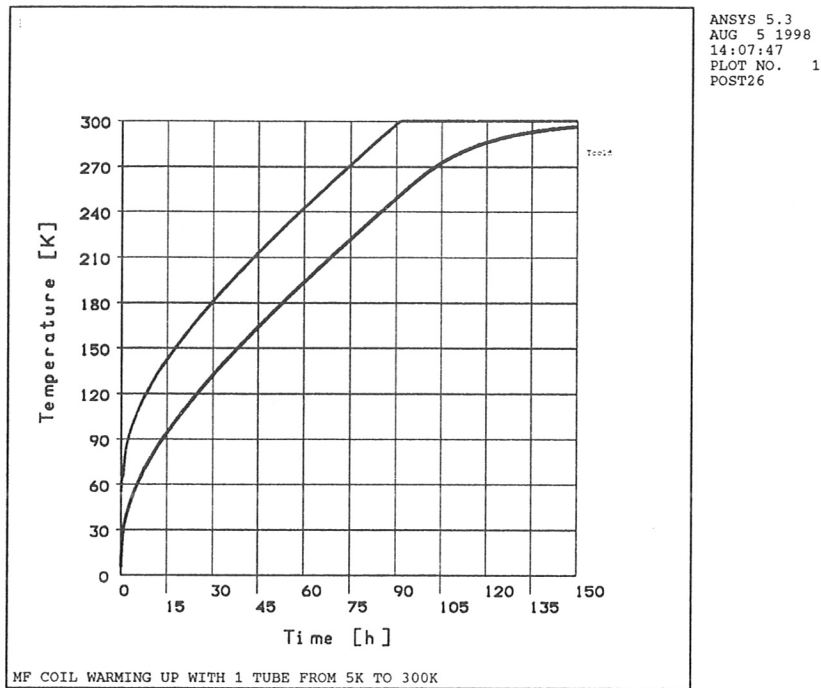


Abbildung 24: Simulierter Temperaturverlauf der Heliumeinlaß- und Minimaltemperatur während der Aufwärmung einer MF-Spule mit einem Kühlleiter entlang des Spulenumfangs (Kupferschilddicke = 1,0 mm)

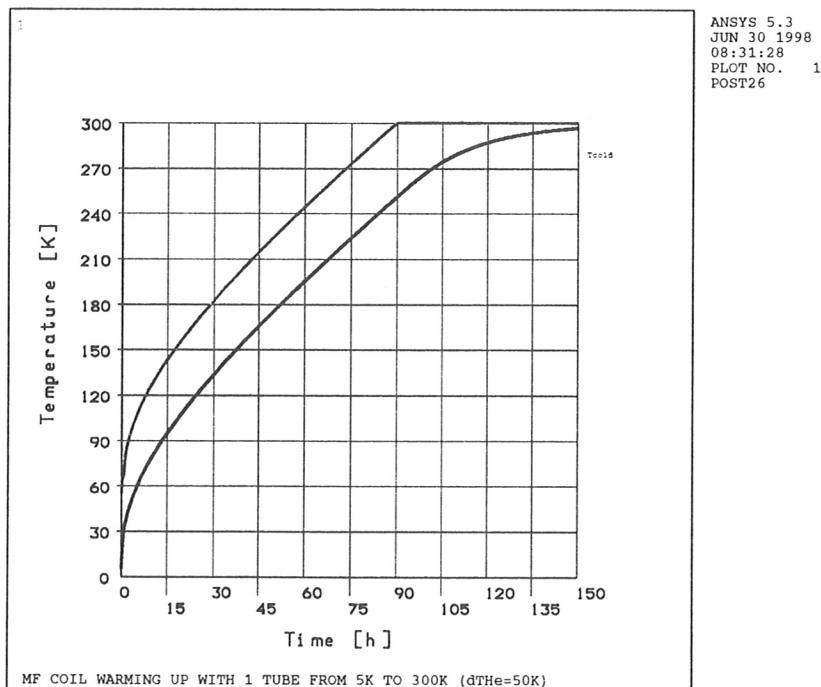


Abbildung 25: Simulierter Temperaturverlauf der Heliumeinlaß- und Minimaltemperatur während der Aufwärmung einer MF-Spule mit einem Kühlleiter entlang des Spulenumfangs (Kupferschilddicke = 2,5 mm)

Abbildung 26: Simuliertes Temperaturprofil während der Aufwärmung einer MF-Spule mit einem Kühlleiter entlang des Spulenumfangs nach etwa 3, 43 und 113 Stunden (links: Kupferblechsegmente; rechts: Wickelkörper); Kupferschichtdicke = 1,0 mm



2.1.5 Druckabfall im Kühlleiter

Druckverluste in den Kühlleitern sind in der Simulation nicht berücksichtigt. Sie treten speziell im oberen Temperaturbereich während der Abkühlung auf und können nicht vernachlässigt werden.

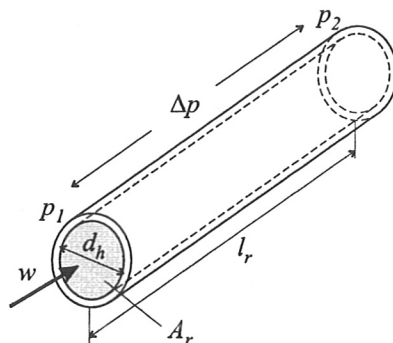


Abbildung 27: Rohrleitung

Der Druckabfall entlang einer Rohrleitung (Abbildung 27) berechnet sich aus folgender Formel [11]

$$\Delta p = \xi \cdot \frac{l_r \cdot w^2}{2 \cdot d_h} \cdot \rho$$

mit der Rohrlänge l_r , der spezifischen Dichte des Kühlmediums ρ und der Durchflußgeschwindigkeit

$$w = \frac{\dot{m}}{\rho \cdot A_r}$$

Die Durchflußgeschwindigkeit ist bestimmt durch den Massendurchfluß \dot{m} , dem hydraulischen Rohrquerschnitt $A_r = d_h^2 \cdot \pi/4$ und der spezifischen Dichte ρ . Die Druckverluste bei verschiedenen Temperaturen sind in Tabelle 1 dargestellt. Die Werte bewegen sich im Rahmen der für die Kälteanlage spezifizierten Druckverluste und sind somit zulässig.

Tabelle 1: Druckverluste in einer Rohrleitung mit $d_h = 10$ mm und $l_r = 10$ m bei einem Heliumdurchfluß von $\dot{m} = 5$ g/s bei 5 bar

Temperatur	K	300	200	100	10
ρ_{He}	kg/m ³	0.801	1.992	2.390	27.76
η_{He}	μ Pa s	19.94	15.17	9.83	2.592
w_{He}	m/s	79.5	53.1	26.6	2.3
Re		$3.2 \cdot 10^4$	$4.2 \cdot 10^4$	$6.5 \cdot 10^4$	$2.5 \cdot 10^5$
ξ_{He}		0.024	0.022	0.020	0.014
Δp	Pa	$5.1 \cdot 10^4$	$3.2 \cdot 10^4$	$1.4 \cdot 10^4$	$8.8 \cdot 10^2$

Die Abkühlzeiten für Einzel- und antiserielle Kühlrohranordnung bei Verwendung eines halben Cu-Profiles sind in den Abn. 31 bzw. 32 dargestellt. Die Kühlzeiten verlängern sich dadurch um ca. 15 Stunden für das Einzelrohr und ca. 25 Stunden für antiserielle Schaltung.

$$U' = U/4.$$

Das Kühlsystem ist einfacher herstellbar bei Verwendung eines "halben" Cu-Profiles nach Abb. 30 anstelle eines Vollprofils. Die Wärmeübergangsfläche vom Helium zum Cu-Profil wird dann nochmals halbiert, d. h. es gilt

Damit ist gezeigt, daß diese einfache eindimensionale Berechnungsmethode ausreicht und damit auch bequem Parameterstudien durchgeführt werden können.

Rohrwand wegen des doppelten Massenstromes. serielen Schaltung ergibt sich aus dem besseren Wärmeübergang zwischen Helium und keine Rolle spielt. Die kürzere Abkühlzeit der letzteren Kühlrohranordnung gegenüber der anti- der thermische Kurzschluß zwischen Heliumein- und -auslaß für die Kühldauer praktisch im Spulenquerschnitt.) Aus dem Vergleich der Ergebnisse für ein Einzelkühlrohr folgt, daß Annäherung an die bei der 1-D Rechnung vorausgesetzte unendlich gute Wärmeleitfähigkeit serielle Kühlrohranordnung, vgl. Abn. 16 bzw. 22. (Ein dickeres Cu-Blech ist eine bessere Blech gute Übereinstimmung mit den entsprechenden FE-Berechnungen für Einzel- und anti- Die Ergebnisse der Rechnung, Abn. 28 und 29, zeigen speziell für das dickere (2,5 mm) Cu-

des ersten und der Temperatur des letzten Spulenelementes eingehalten. Für die Berechnung wird der Spulenkörper in 20 gleiche Abschnitte Δx unterteilt. Die Temperaturbedingung $\Delta T \leq 50$ K wird für die Differenz zwischen der He-Temperatur am Eingang

Spulenkörpers und Cu-Schildes werden gleich wie bei der FE-Berechnung angenommen. Eingangs- und Ausgangstemperatur eines Elementes. Die spezifische Wärme und Masse des diesen Temperaturen s. Abschn. 2.3.), und die He-Temperatur ist der Mittelwert zwischen mentes, T_{sp} , angenommen (zur Diskussion der Vernachlässigung der Differenz zwischen gesetzt. Für die Wandtemperatur T_w wird die Spulenteperatur des entsprechenden Ele-

$$U' = U/2$$

wegen der halbierten Länge des Cu-Profiles Umfang U' , der der wirksamen Wärmeübergangsfläche entspricht, wird nach Abb. 14 Wärmeübergangszahl h wird wie üblich nach Dittus-Boelter berechnet. Der effektive Wärmeabgabe des entsprechenden Spulenkörperstückes mit der Länge Δx bedeutet. Die zweite den Wärmeübergang vom Kühlrohr zum Helium, und der dritte Ausdruck die wobei der erste Ausdruck die Wärmeeaufnahme des Heliums entlang der Strecke Δx , der

$$m_{He} \cdot c_{p,He} \cdot \Delta T_{He} = h \cdot U' \cdot \Delta x \cdot (T_w - T_{He}) = c_{sp} \cdot \Delta m_{sp} \cdot \frac{dT_{sp}}{dt},$$

Balkenquerschnitt durchgeführt werden. Die Wärmebilanz an der Stelle x ist dann homogenen Spulenkörper mit der Länge L unter Annahme gleicher Temperaturen im Eine vereinfachte Abkühlungsrechnung kann für einen zu einem geraden Balken gebogenen

2.2 Eindimensionale Rechnung

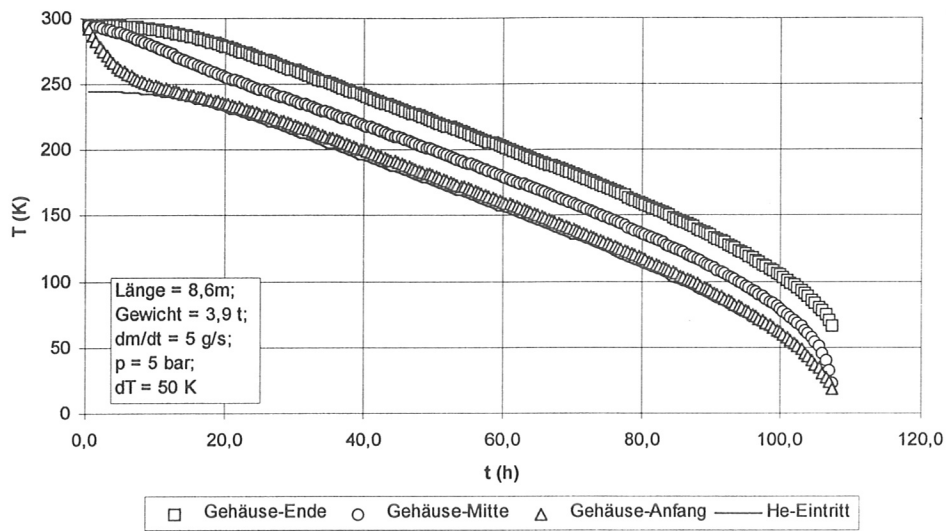


Abb. 28: Einzelrohrkühlung, $\Phi_i=10$ mm, Wärmeübergang über ganzen Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge

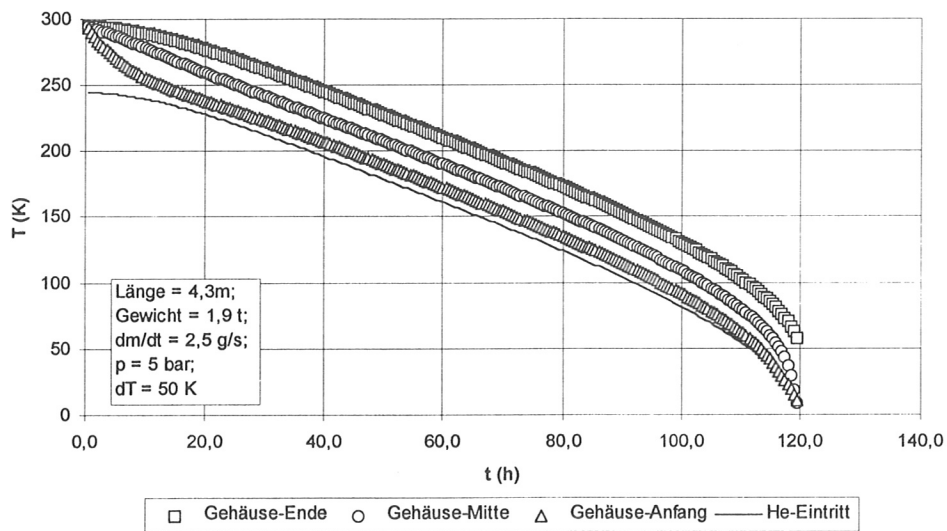


Abb. 29: Antiserielle Kühlung, $\Phi_i=10$ mm, Wärmeübergang über ganzen Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge

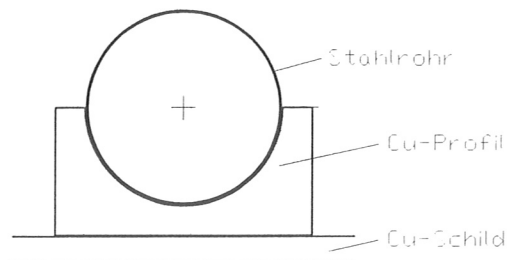


Abb. 30: Cu-Halbprofil als Wärmeleiter zwischen Kühlrohr und Schild

Eine weitere Reduktion der Abkühlzeit kann man durch Verkleinerung des Kühlrohrdurchmessers erzielen. Die Strömungsgeschwindigkeit des Heliums und somit auch der Wärmeübergang zwischen Helium und Wand wird dadurch erhöht. In Abb. 33 ist das Ergebnis für einen inneren Rohrdurchmesser von 6 mm dargestellt. Der Druckabfall wird durch diese Reduktion von 10 mm auf 6 mm wegen $\Delta p \sim d^{-4,75}$ allerdings um etwa den Faktor 11,5 erhöht (vgl. Tab. 1, S. 25).

Abb. 32: Antiserielle Kühlung, $\Phi_1=10$ mm, Wärmeübergang über halben Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge

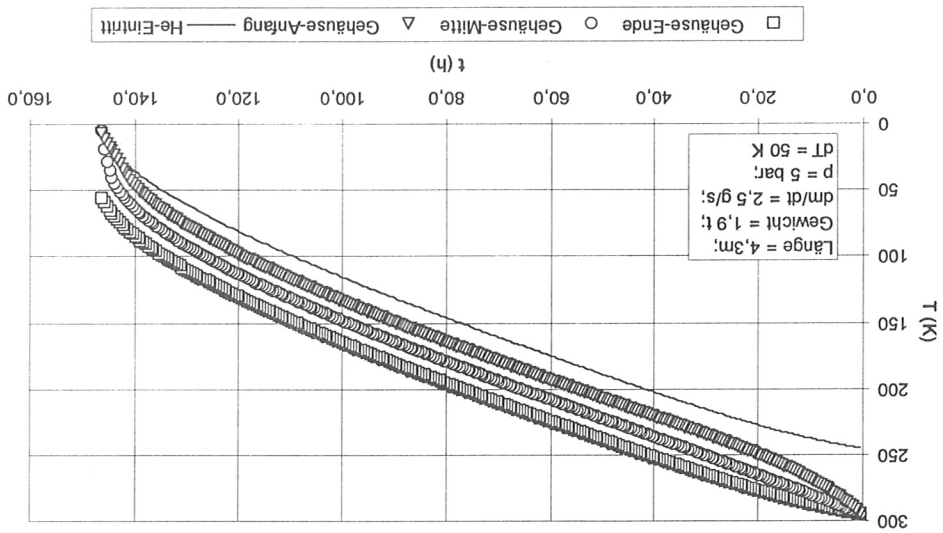
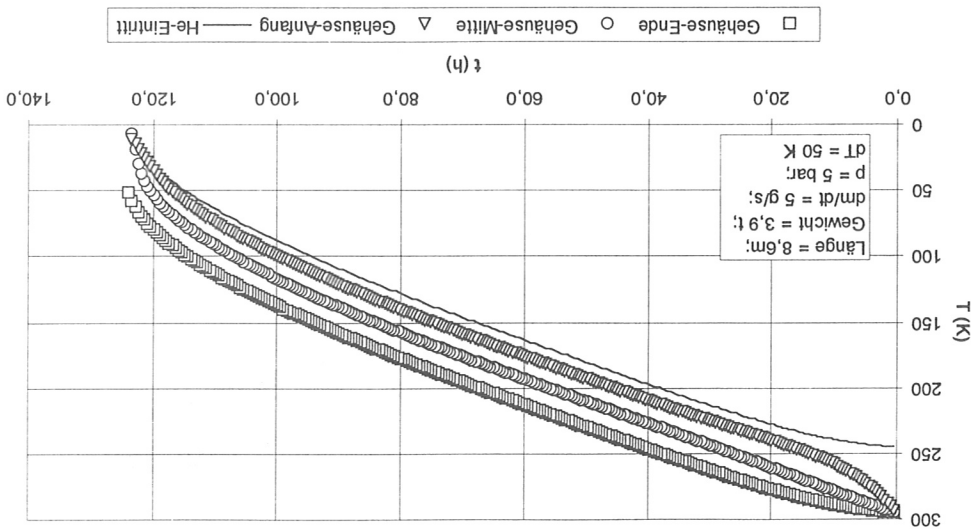


Abb. 31: Einzelrohrkühlung, $\Phi_1=10$ mm, Wärmeübergang über halben Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge



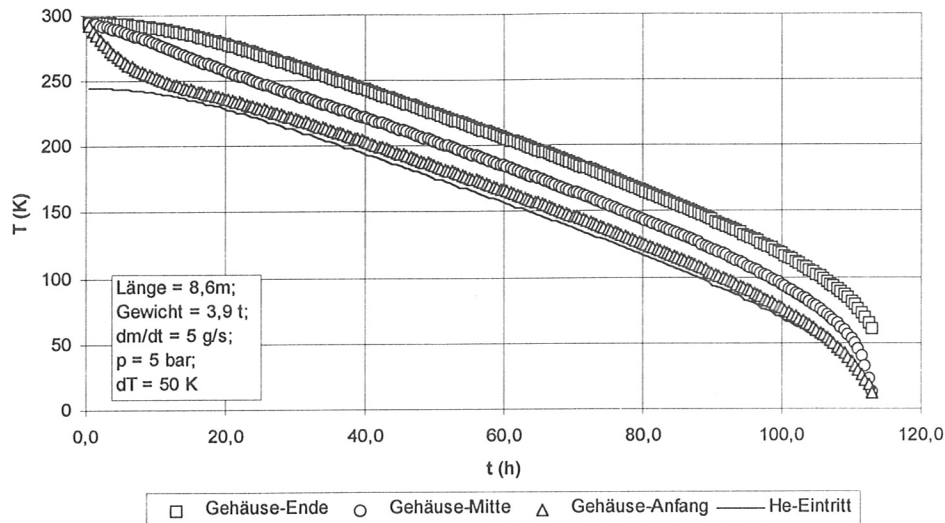


Abb. 33: Einzelrohrkühlung, $\Phi_i=6$ mm, Wärmeübergang über halben Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge

Bei den bisherigen Rechnungen wurde nicht berücksichtigt, daß auch die Gewölbe-Struktur zwischen den Spulen zur Abstützung der Magnetkräfte thermisch an die Spulengehäuse gekoppelt ist und von der Gehäusekühlung mitgekühlt wird. Es wird hier konservativ angenommen, daß die zu einer Spule gehörenden Strukturelemente die halbe Masse des Spulengehäuses besitzen. Damit wird die von einem Gehäusekühlkreis zu kühlende Gesamtmasse etwa 5 t. Die Abbn. 34 und 35 zeigen die entsprechenden Abkühlverhältnisse unter Annahme von Cu-Halbprofilen und Kühlrohren mit Innendurchmessern von 10 bzw. 6 mm. Damit ist gezeigt, daß die Spulen samt Gewölbestruktur innerhalb von etwa einer Woche abgekühlt werden können.

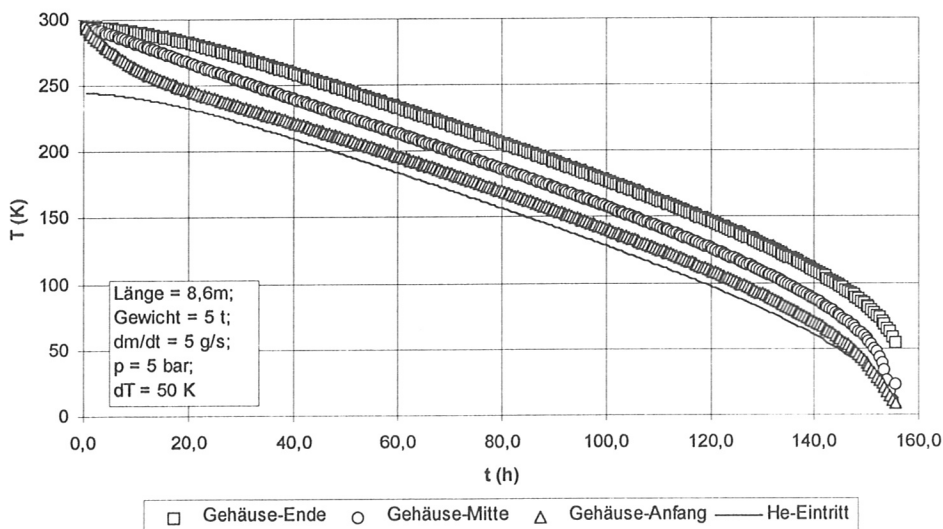


Abb. 34: Abkühlung einer MF-Spule mit angrenzender Stützstruktur. Einzelrohrkühlung, $\Phi_i=10$ mm, Wärmeübergang über halben Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge.

d. h. es wird wiederholt der Mittelwert der Funktionswerte der vier benachbarten Punkte gebildet.

$$f_{i,j} = \frac{f_{i+1,j} + f_{i,j+1} + f_{i-1,j} + f_{i,j-1}}{4}$$

ermittelt. Dazu wird der Querschnitt der Anordnung mit einem Netz mit der Maschenweite h überzogen (Abb. 36). Die Funktion $f(x,y) \equiv T(x,y)$ an einem Punkt $P_{i,j}$ ergibt sich iterativ aus der Formel

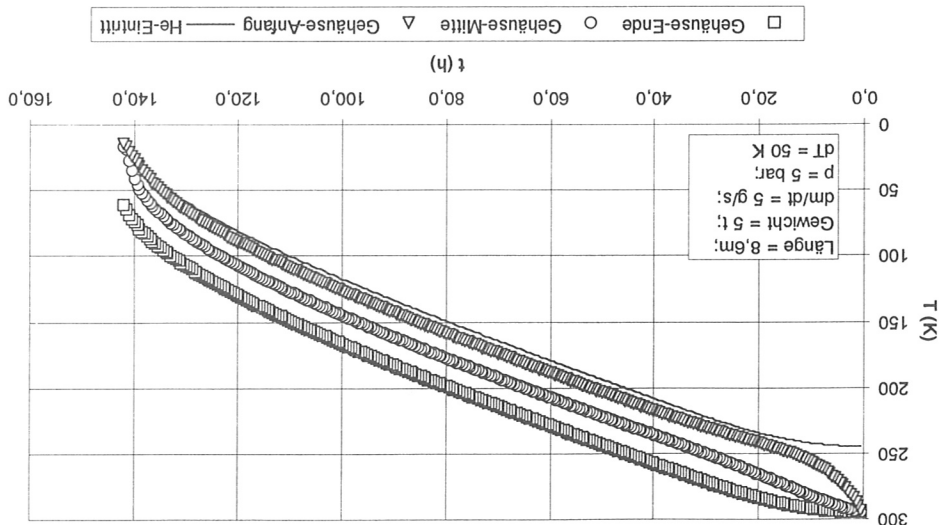
$$\frac{\partial^2 f}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 f}{\partial y^2} = 0$$

Die 2-dimensionale Temperaturverteilung im Profilquerschnitt samt dem damit verloteten Schildteil wird durch numerische Lösung [12] der Laplace-Gleichung

Schild wird vollflächige Verlotung, d.h. idealer Wärmeübergang angenommen. vernachlässigbar ist (s.u.). Zwischen Stahlrohr und Cu-Profil sowie diesem und dem Cu- größeren Rohrdurchmesser angepaßt, da die entsprechende Temperaturdifferenz praktisch andererseits ein Rohr $\Phi_1 = 10$ mm untersucht. Im zweiten Fall wird das Cu-Profil nicht dem einersits der zum Profil KMO 14/5554 passende Stahlrohr-Innenrohrdurchmesser $\Phi_1 = 6$ mm und 0,5 mm betragen.) Bezüglich des Wärmeüberganges von Helium auf die Rohrwand werden rohrtes wird sehr konservativ 1 mm gesetzt. (Die tatsächliche Wandstärke wird voraussichtlich Außenabmessungen 10,3 mm x 10,3 mm) angenommen, und für die Wandstärke des Stahl- wird eine Hälfte des kommerziell erhältlichen Cu-Vollprofils KMO 14/5554 ($\Phi_1 = 7,9$ mm, rohrlänge (Abb. 14) sowie ein Cu-Halbprofil (Abb. 30), vorausgesetzt. Für das Halbprofil Für die Berechnung wird der ungünstigste Fall, nämlich Wärmeübergang über die halbe Kühl-

2.3. Wärmeübergang vom Kupferschild zum Kühllhelium

Abb. 35: Abkühlung einer MF-Spule mit angrenzender Stützstruktur. Einzelrohrkühlung, $\Phi_1 = 6$ mm, Wärmeübergang über halben Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge.



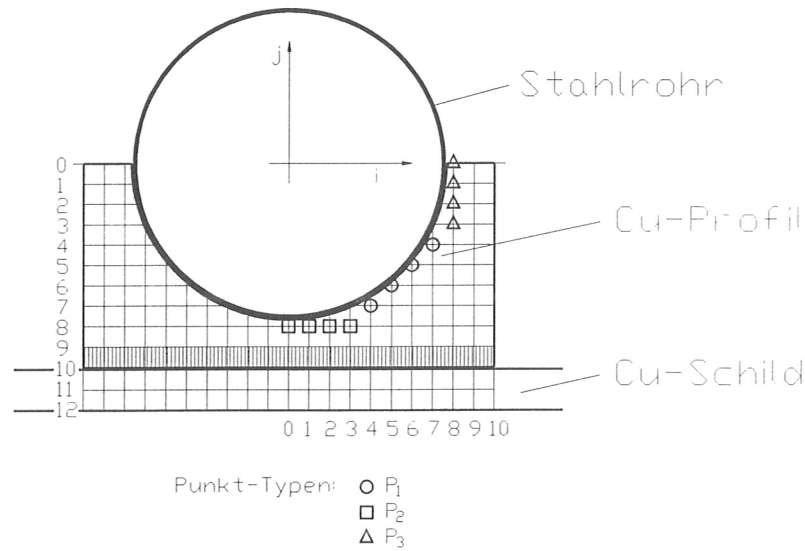


Abb. 36: Gitternetz zur numerische Berechnung der T-Verteilung in Cu-Profil und Schild

Unbestimmte Randpunktwerte werden als Mittelwert der umliegenden drei Punkte berechnet, Eckpunktwerte einfach den Werten der benachbarten inneren Punkte gleichgesetzt. Funktionswerte in der Nähe eines unregelmäßigen Randpunktes werden wie folgt bestimmt (Abb. 37):

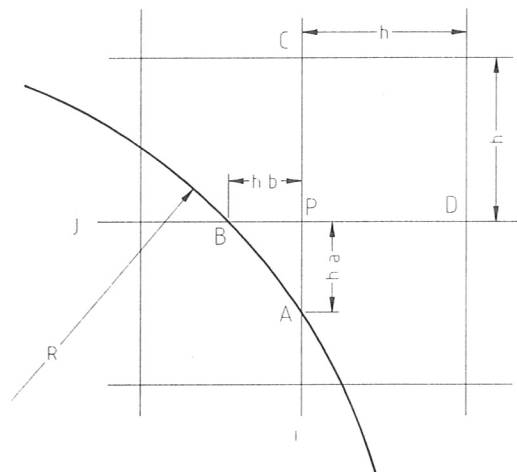


Abb. 37: Zur Berechnung von Funktionswerten am kreisförmigen Rand

$$f_P = \frac{a \cdot b}{a + b} \left[\frac{1}{1 + a} \left(\frac{f_A}{a} + f_C \right) + \frac{1}{1 + b} \left(\frac{f_B}{b} + f_D \right) \right]$$

A und B liegen auf dem unregelmäßigen Rand, die Punkte C und D sind die nächsten regulären Gitterpunkte. Mit dem Rand-Radius R wird für den Punkt-Typ P₁ (s. Abb. 36)

$$a = j - \sqrt{\left(\frac{R}{h}\right)^2 - i^2}$$

und

$$b = i - \sqrt{\left(\frac{R}{h}\right)^2 - j^2}$$

Für die Punkt-Typen P_2 und P_3 wird $b = 1$ bzw. $a = 1$ während für den jeweils anderen Abstands-faktor die gleiche Formel wie für P_1 gilt.

Um eine normierte Temperaturverteilung in der Anordnung zu erhalten, wird am halbkreisförmigen Innenrand $T=F=0$ und an der Schnittstelle zum äußeren Schildteil (Punkte $i=\pm 10, j=-10, -11, -12$) $T=F=1$ gesetzt. Der Wärmestrom vom Cu-Schild zum Kühlrohr ergibt sich dann beispielsweise aus den Temperaturdifferenzen des untersten horizontalen Streifens des Cu-Profiles (scharffiert in Abb. 36 gezeichnet). Der Wärmefluß eines Elementes beträgt

$$q_i = \frac{h \cdot l}{h} \lambda (T_{i,j=-10} - T_{i,j=-9})$$

wobei λ die Wärmeleitfähigkeit des Materials, h die Elementbreite und -höhe, l die Rohrlänge und $T_{i,j=-10}$ bzw. $T_{i,j=-9}$ die Temperaturen an beiden Seiten des schraffierten Streifens bedeuten. Für die Randelemente $i = \pm 10$ wird die halbe Elementbreite angesetzt. Mit den normierten Werten $\lambda=1$ und $l=1$ wird der gesamte Wärmestrom

$$\sum_0^i q_i = \sum_0^{i-9} (T_{i,j=-10} - T_{i,j=-9}) + \frac{1}{2} [(T_{i=-10,j=-10} - T_{i=-10,j=-9}) + (T_{i=10,j=-10} - T_{i=10,j=-9})]$$

bzw.

$$\frac{\sum_0^i q_i}{\bar{Q}} = G = \frac{\lambda \cdot l \cdot \Delta T}{\bar{Q}}$$

(Die Wärmeleitfähigkeit λ kann bei den hier in Frage kommenden geringen Temperaturunterschieden im Cu-Profil als konstant angenommen werden). "G" ist ein Geometriefaktor, der dem Verhältnis Breite zu Länge des Wärmeleitungspfad des entspricht und beispielsweise bei Wärmeleitung quer zu einer Platte mit der Fläche $l \cdot b$ und der Dicke t einfach $G=b/t$ würde.

Die Abb. 38 zeigt das mit EXCEL berechnete Temperaturfeld mit dem Ergebnis

$$\sum_0^i q_i = G = 1,53$$

für die Anordnung Abb. 36. Es ist zu beachten, daß jedes EXCEL-Feld für einen Gitterpunkt und nicht für ein Gitterfeld steht.

Damit kann bei bekanntem Wärmestrom die Temperaturdifferenz

$$\Delta T = 0,65 \frac{\bar{Q}}{\lambda \cdot l}$$

zwischen der halbkreisförmigen Innenkontur des Profils und dem nicht mit dem Profil verloteten Teil des Kühlblechs berechnet werden.

																			h = 0,515 mm		
																			r/h = 7,67		
																			k = 1 W m ⁻¹ K ⁻¹		
																			l = 1 m		
																			T _k = 0 K		
																			T _w = 1 K		
j \ i	10	9	8	7	6	5	4	3	2	1	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
0	0,034	0,034	0,011	0														0	0,011	0,034	0,034
1	0,042	0,034	0,011	0														0	0,011	0,034	0,042
2	0,06	0,047	0,021	0														0	0,021	0,047	0,06
3	0,089	0,074	0,044	0														0	0,044	0,074	0,089
4	0,134	0,117	0,082	0,03	0												0	0,03	0,082	0,117	0,134
5	0,196	0,176	0,138	0,084	0,014	0										0	0,014	0,084	0,138	0,176	0,196
6	0,277	0,254	0,211	0,154	0,087	0,016	0								0	0,016	0,087	0,154	0,211	0,254	0,277
7	0,383	0,351	0,298	0,234	0,166	0,099	0,039	0	0	0	0	0	0	0	0,039	0,099	0,166	0,234	0,298	0,351	0,383
8	0,52	0,468	0,396	0,318	0,243	0,174	0,115	0,071	0,041	0,025	0,02	0,025	0,041	0,071	0,115	0,174	0,243	0,318	0,396	0,468	0,52
9	0,709	0,606	0,498	0,4	0,313	0,239	0,178	0,131	0,098	0,08	0,074	0,08	0,098	0,131	0,178	0,239	0,313	0,4	0,498	0,606	0,709
10	1	0,751	0,591	0,47	0,371	0,291	0,226	0,177	0,142	0,122	0,115	0,122	0,142	0,177	0,226	0,291	0,371	0,47	0,591	0,751	1
11	1	0,806	0,646	0,517	0,412	0,327	0,259	0,208	0,172	0,151	0,144	0,151	0,172	0,208	0,259	0,327	0,412	0,517	0,646	0,806	1
12	1	0,825	0,67	0,54	0,432	0,345	0,276	0,224	0,187	0,165	0,158	0,165	0,187	0,224	0,276	0,345	0,432	0,54	0,67	0,825	1
q _i (W)	0,146	0,144	0,093	0,07	0,058	0,052	0,048	0,046	0,044	0,042	0,042	0,042	0,044	0,046	0,048	0,052	0,058	0,07	0,093	0,144	0,146
											Σq _i = 1,53 W										

Abb. 38 Temperaturfeld der Anordnung nach Abb. 36. Die Tabellenfelder entsprechen Gitternetzpunkten, die schraffierten Punkte dienen der Berechnung des Wärmestromes.

Abb. 39 zeigt die Temperaturdifferenzen zwischen Kühllhelium und Schild für die Einzelrohrkühlung mit Cu-Vollprofil bei 5 g/s Massenstrom (vgl. Abb. 28). Die entsprechenden Werte für antiserielle Kühlung mit 2,5 g/s pro Kühlkreis (vgl. Abb. 29) sind in Abb. 40 dargestellt (unterschiedliche Skalierung!). Der bei weitem größte Anteil der Temperaturdifferenz entsteht am Übergang vom Helium zur Rohrwand, die Differenzen über die Stahlwand und das Cu-Profil sind vernachlässigbar. Außerdem wurde die Stahlrohrwandstärke sehr konservativ mit 1 mm angenommen, tatsächlich wird sie voraussichtlich ca. 0,5 mm betragen.

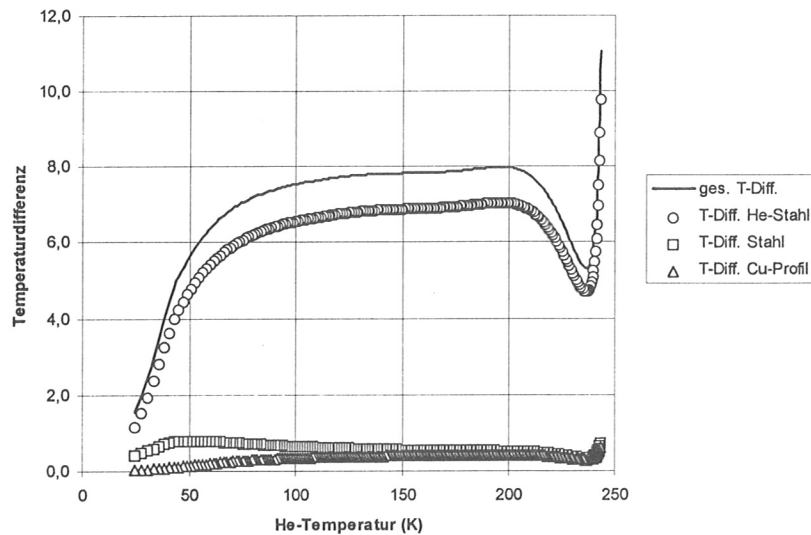
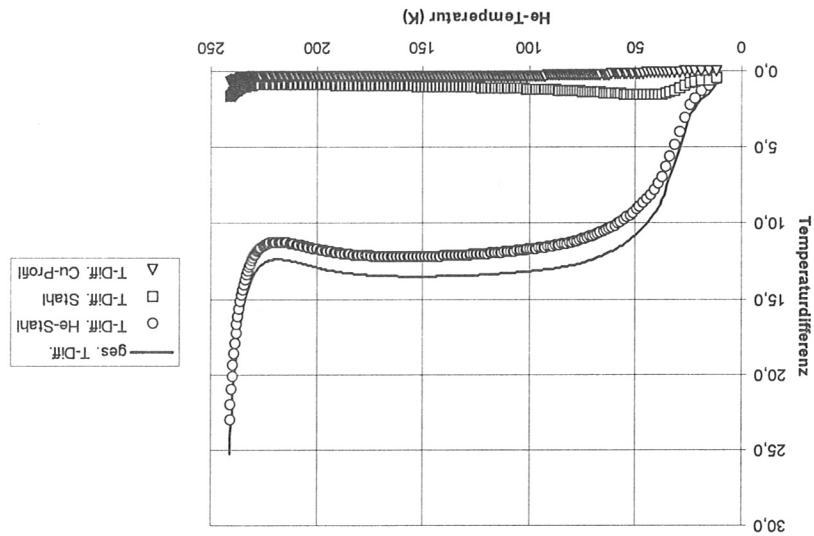


Abb. 39: T-Differenzen zwischen Helium und Kühlblech. Einzelrohrkühlung, $\Phi_1=10$ mm, Wärmeübergang über ganzen Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge.

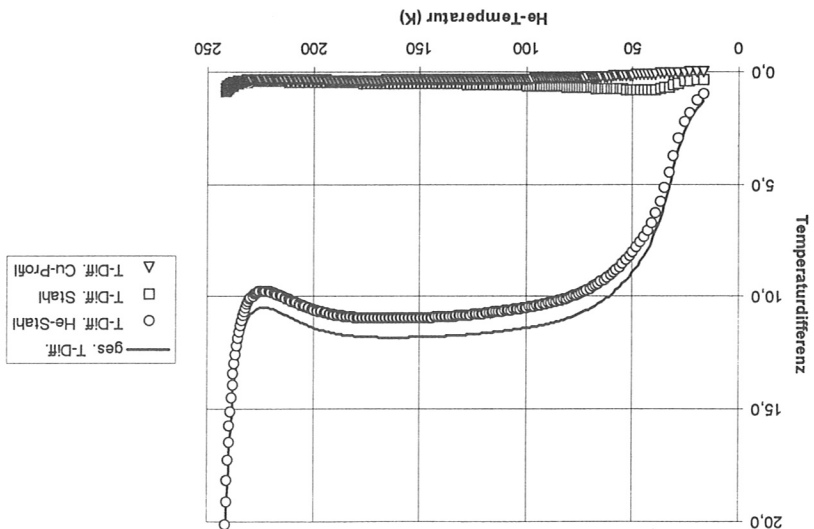
In Abb. 43 sind die Temperaturdifferenzen für Einzelrohrkühlung mit einem Rohrdurchmesser von $\Phi_1=6$ mm dargestellt, die entsprechende Abkühlkurve ist in Abb. 33 wiederzugeben. Schließlich zeigen die Abbn. 44 und 45 die Differenzen für die Abkühlung der Spulen mit angekoppelter Gewölbe-Struktur mit Röhren $\Phi_1=10$ mm bzw. $\Phi_1=6$ mm (vgl. Abbn. 34 und 35).

Abb. 41: T-Differenzen zwischen Helium und Kühlblech. Einzelrohrkühlung, $\Phi_1=10$ mm, Wärmeübergang über halben Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge.



Die Temperaturdifferenzen für Kühlung mit Cu-Halbprofil werden entsprechend größer, sie sind aus den Abbn. 41 und 42 zu sehen (unterschiedliche Skalierung!). Die dazugehörigen Abkühlkurven sind in den Abbn. 31 bzw. 32 dargestellt.

Abb. 40: T-Differenzen zwischen Helium und Kühlblech. Antiserielle Kühlung, $\Phi_1=10$ mm, Wärmeübergang über ganzen Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge.



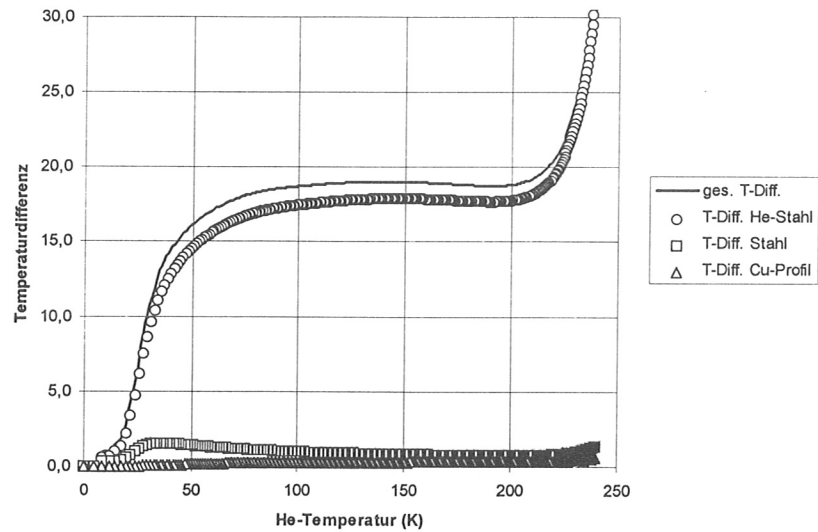


Abb. 42: T-Differenzen zwischen Helium und Kühlblech. Antiserielle Kühlung, $\Phi_i=10$ mm, Wärmeübergang über halben Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge.

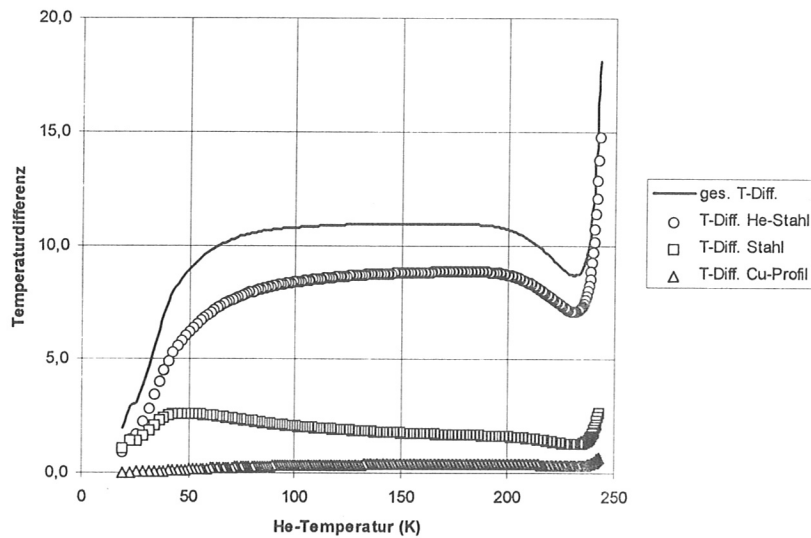


Abb. 43 T-Differenzen zwischen Helium und Kühlblech. Einzelrohrkühlung, $\Phi_i=6$ mm, Wärmeübergang über halben Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge.

Die Temperaturdifferenz zwischen Helium und Rohrwand ist sowohl bei den FE- als auch den vereinfachten Abkühlungsrechnungen nach Abschnitt 2.2. berücksichtigt. Die beiden anderen Differenzen haben geringen Einfluss auf die Abkühlungsdauer und sind daher vernachlässigt.

Abb. 45: Abkühlung einer MF-Spule mit angrenzender Stützstruktur. T-Differenzen zwischen Helium und Kühlblech. Einzelrohrkühlung, $\Phi_1=6$ mm, Wärmeübergang über halben Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge.

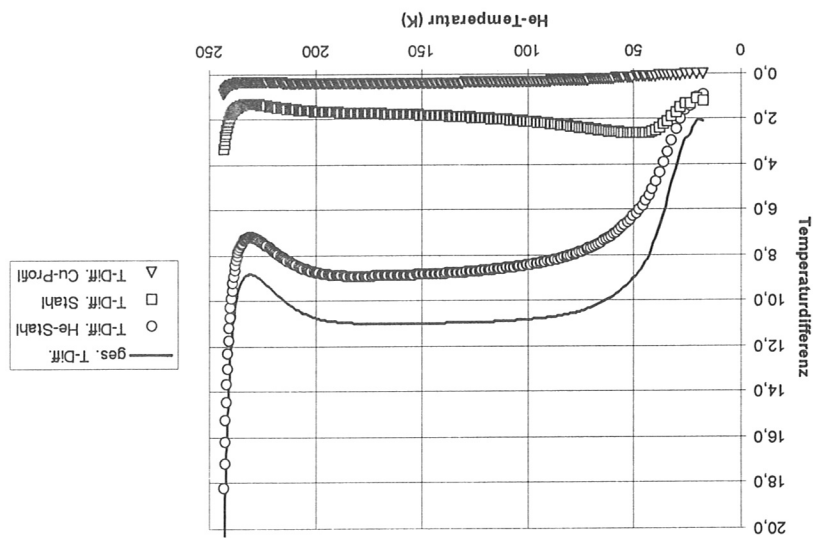
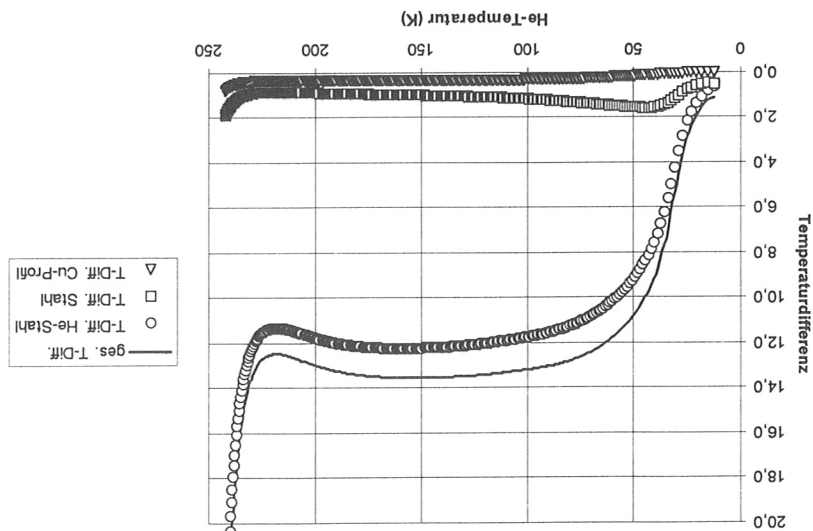


Abb. 44: Abkühlung einer MF-Spule mit angrenzender Stützstruktur. T-Differenzen zwischen Helium und Kühlblech. Einzelrohrkühlung, $\Phi_1=10$ mm, Wärmeübergang über halben Kühlrohrumfang und halbe Rohrlänge.



3. Stationäre Kühlung der Spulengehäuse

Bei der Berechnung der Gehäusekühlung im Stationärbetrieb wird wegen der geringen Wärmeleitfähigkeit der Wickelkörperisolation und -bettung angenommen, daß kein Wärmeaustausch mit der Leiterkühlung stattfindet, d.h. daß das Gehäuse vom Wickelkörper her weder gekühlt noch durch Supraleiterverluste zusätzlich erwärmt wird. Das ist genau dann der Fall, wenn die Gehäusetemperatur im Mittel dieselbe Temperatur des Wickelpaketes besitzt. (Der Zusammenhang zwischen Spulenkörper- und Gehäusekühlung wird in Ref. 8 diskutiert.) Die Kälteanlage wird so flexibel ausgelegt, daß diese Voraussetzung eingehalten oder die Kühlung der einen Komponente durch die andere unterstützt werden könnte. Es ist jedoch nur sinnvoll und wegen des hohen Druckabfalls in den Supraleiterkabeln auch effizienter, den Wickelkörper über das Gehäuse mitzukühlen als umgekehrt.

Für eine MF-Spule samt dazugehörenden Gewölbeelementen wird mit einer der Wärmestrahlung ausgesetzten Oberfläche von 13 m^2 und konservativ mit Strahlungsverlusten von $\dot{q}_{\text{Strahlung}} \approx 0,2 \text{ W/m}^2$ gerechnet. Es wird weiters vorausgesetzt, daß ein Vakuum von $\leq 10^{-5} \text{ mbar}$ im Kryostaten gehalten werden kann und somit zusätzliche Verluste durch Restgaswärmeleitung von $\approx 0,1 \text{ W/m}^2$ auftreten [5]. Von einem Gehäusekühlkreis sind daher maximal ca. 4 W abzuführen.

Im Gegensatz zur Abkühlung wird für den Stationärbetrieb eine bessere Wärmeleitfähigkeit des Gehäuse- und Gewölbeschildes benötigt. Es muß sauerstoffreies und weichgeglühtes Kupfer verwendet werden, so daß im mittleren Feld von 3 T mit $\text{RRR} \geq 50$, somit mit einer Wärmeleitfähigkeit von $\lambda \geq 240 \text{ W/mK}$ gerechnet werden kann.

Die Temperaturdifferenz zwischen dem Kühlrohr und der gegenüberliegenden inneren Gehäusesseite (s. Abb. 12) kann nach der Gl.

$$\Delta T_{\text{Cu-Schild}} = \frac{\dot{q} \cdot U^2}{8 \cdot \lambda \cdot s}$$

berechnet werden, wobei $\dot{q} = 0,3 \text{ W/m}^2$ die Wärmezufuhr pro Flächeneinheit, $U \approx 1,2 \text{ m}$ den Umfang des Spulenquerschnittes und $s = 1 \text{ mm}$ die Dicke des Bleches bedeuten. Rechnerisch ergibt sich damit $\Delta T_{\text{Cu-Schild}} \approx 0,23 \text{ K}$. An den Verbindungsstellen zwischen Gewölbestruktur und Spulengehäuse muß die thermische Ankopplung der inneren (der unteren in Abb. 12) Gehäusesoberfläche zum Kühlrohr über geeignete Cu-Leiter erfolgen, die ungefähr denselben Querschnitt besitzen wie das entsprechende Schildblech. Unter Berücksichtigung praktikabler konstruktiver Lösungen dieses Problems ist eine realistische Annahme

$$\Delta T_{\text{Cu-Schild}} = 0,30 \text{ K.}$$

Für die Temperaturdifferenz über das Cu-Halbprofil folgt aus Abschn. 2.3.

$$\Delta T_{\text{Cu-Profil}} = 0,65 \frac{\dot{Q}}{\lambda \cdot l}$$

Schließlich ist noch zu berücksichtigen, daß das Kühllithium pro Spule 4 W aufnimmt. Für die beiden Massenströme 2,5 g/s und 5 g/s werden die Temperaturdifferenzen zwischen dem Heliumzu- und -abfluß 0,48 K bzw. 0,24 K, unabhängig von der verwendeten Heliumzu- und -abfluß 0,48 K bzw. 0,24 K, unabhängig von der verwendeten Kühlrohrschaltung am Gehäuse. Im Unterschied zu den oben betrachteten Temperaturdifferenzen ist dies ein Effekt, der über den ganzen Spulenumfang und nicht nur über den Querschnitt wirksam ist. Da eine Supraleiter-Kabellänge, die gleichzeitig einer Leiter-Kühlänge entspricht, die Spule als Doppellage in 20 Windungen umläuft, ist nur der Mittelwert der Gehäuseetemperatur für die Supraleiterkühlung relevant. Dies gilt auch für die kritische, im Hochfeld liegende innerste Leiterlage bestehend aus 10 Windungen, die der schlechter gekühlten inneren Gehäuseseite (dem Kühlrohr gegenüber, s. Abb. 12) am nächsten liegt. Es kann daher mit einer "effektiven" Temperaturerhöhung des Kühllithiums von

Diese Werte reduzieren sich bei Verwendung eines Cu-Vollprofils wiederum auf die Hälfte.

$\Phi_1 = 10 \text{ mm}$	$\Delta T_{\text{He-Wand}} = 0,18 \text{ K}$	$\Delta T_{\text{He-Wand}} = 0,10 \text{ K}$
$\Phi_1 = 6 \text{ mm}$	$\Delta T_{\text{He-Wand}} = 0,12 \text{ K}$	$\Delta T_{\text{He-Wand}} = 0,07 \text{ K}$
	$m = 2,5 \text{ g/s}$	$m = 5 \text{ g/s}$

Für die Temperaturdifferenz zwischen dem Kühllithium und der Rohrwand werden vier Fälle unterschieden, es ergeben sich unter den obigen Bedingungen die folgenden Werte:

Bei Verwendung eines Cu-Vollprofils reduzieren sich diese Werte auf die Hälfte.

$\Delta T_{\text{Stahlwand, 10mm-Rohr}} = 0,11 \text{ K}$.

und

$\Delta T_{\text{Stahlwand, 6mm-Rohr}} = 0,16 \text{ K}$

wobei die Wandstärke jetzt mit $s = 0,5 \text{ mm}$ realistisch angesetzt wird und die Wärmeleitfähigkeit $\lambda = 0,28 \text{ W/mK}$ (Tab. 3) beträgt. Unter Berücksichtigung eines Cu-Halbprofils mit Kontaktierung über den halben Spulenumfang wird die Wärmeübergangsfläche $A = d \cdot \pi \cdot l/4$, wobei die Fälle $\Phi_1 = 6 \text{ mm}$ und $\Phi_1 = 10 \text{ mm}$, d. h. $d = 6,5 \text{ mm}$ bzw. $10,5 \text{ mm}$ angenommen werden. Mit $\dot{Q}/l = 0,47 \text{ W/m}$ ergibt sich daraus

$$\Delta T_{\text{Stahlwand}} = \frac{\dot{Q} \cdot s}{\lambda \cdot A},$$

Der Temperaturabfall über die Stahlwand des Kühlrohres wird

die damit praktisch vernachlässigbar ist.

$\Delta T_{\text{Cu-Profil}} = 0,01 \text{ K}$,

Mit der Spulenlänge 8,6 m und den Strahlungsverlusten pro Spule von 4 W wird $\dot{Q}/l = 0,47 \text{ W/m}$. Mit der Wärmeleitfähigkeit $\lambda = 60 \text{ W/mK}$ des eher schlechten Kupfers nach Tab. 4 und bei Kontaktierung über den halben Spulenumfang folgt für die Temperaturdifferenz

$$\Delta T_{\text{He}, 2,5 \text{ g/s}} = 0,24 \text{ K}$$

bzw.

$$\Delta T_{\text{He}, 5 \text{ g/s}} = 0,12 \text{ K.}$$

gerechnet werden.

Damit ergeben sich folgende Gesamt-Temperaturdifferenzen für die Massenströme 2,5 g/s und 5 g/s bei jeweils 5 bar sowie Rohr-Innendurchmessern von 6 mm und 10 mm:

Bei Verwendung eines Cu-Halbprofils

	$\dot{m} = 2,5 \text{ g/s}$	$\dot{m} = 5 \text{ g/s}$
$\Phi_i = 6 \text{ mm}$	$\Delta T_{\text{ges.}} = 0,83 \text{ K}$	$\Delta T_{\text{ges.}} = 0,66 \text{ K}$
$\Phi_i = 10 \text{ mm}$	$\Delta T_{\text{ges.}} = 0,84 \text{ K}$	$\Delta T_{\text{ges.}} = 0,64 \text{ K}$

Bei Verwendung eines Cu-Vollprofils

	$\dot{m} = 2,5 \text{ g/s}$	$\dot{m} = 5 \text{ g/s}$
$\Phi_i = 6 \text{ mm}$	$\Delta T_{\text{ges.}} = 0,68 \text{ K}$	$\Delta T_{\text{ges.}} = 0,54 \text{ K}$
$\Phi_i = 10 \text{ mm}$	$\Delta T_{\text{ges.}} = 0,69 \text{ K}$	$\Delta T_{\text{ges.}} = 0,53 \text{ K}$

Aus den Tabellen ist unmittelbar ersichtlich, daß der Rohrdurchmesser im Gegensatz zur Abkühlung praktisch keinen Einfluß auf die stationäre Kühlung hat.

Die Kälteanlage wird so ausgelegt, daß He-Eingangstemperaturen sowohl bei der Leiter- als auch Gehäusekühlung zwischen 3,5 und 3,6 K möglich sind. Beim Betrieb mit den höchstzulässigen Supraleiterverlusten von 6 mW/m kann daher die "effektive" Gehäusetemperatur überall auf dem geforderten Wert von ca. 4,2 K gehalten werden [8]. Ob nun ein Cu-Vollprofil, Halbprofil oder ein anderes als Kühlrohrhalterung verwendet wird, auch unter Einbeziehung von Machbarkeits- und Wirtschaftlichkeitsüberlegungen zu entscheiden.

4 Materialdaten

Tabelle 2: Materialeigenschaften für Helium [1, 10] bei $p = 5$ bar

Temperatur	Dichte	spezifische Wärme	Wärmeleitfähigkeit	dynamische Viskosität
T	ρ	c_p	λ	μ
K	kg/m^3	$\text{J}/(\text{kg K})$	$\text{W}/(\text{m K})$	$\mu\text{Pa s}$
4	142.89	3321	0.0208	4.1
5	128.98	4846	0.0219	3.6
6	102.08	10042	0.0212	2.9
7	59.44	11647	0.0179	2.4
8	41.34	8505	0.0177	2.4
9	32.87	7241	0.0183	2.5
10	27.76	6635	0.0191	2.6
15	16.51	5710	0.0233	3.2
20	12.05	5472	0.0273	3.7
30	7.93	5312	0.0345	4.7
40	5.94	5257	0.0410	5.6
50	4.76	5231	0.0472	6.4
60	3.97	5218	0.0530	7.2
70	3.40	5210	0.0586	7.9
80	2.98	5205	0.0639	8.6
100	2.39	5199	0.0741	9.8
150	1.60	5195	0.0973	12.5
200	1.20	5193	0.1183	15.2
250	0.96	5193	0.1378	17.6
300	0.80	5193	0.1563	19.9

Tabelle 3: Materialeigenschaften für Stahl [2] ($\delta=7900 \text{ kg/m}^3$)

Temperatur	spezifische Wärme	Wärme- leitfähigkeit	spezifischer Widerstand
T	c_p	λ	ρ_{el}
K	J/(kg K)	W/(m K)	$10^{-8}\Omega\text{m}$
4	1.88	0.277	49.0
5	2.37	0.30	49.0
10	5.02	0.77	49.0
20	12.6	1.95	49.1
30	29.3	3.3	49.5
40	57.8	4.7	50.0
50	100	5.8	50.5
60	128	6.8	51.0
70	167	7.6	52.0
80	197	8.3	53.0
100	250	9.4	54.5
150	347	11.5	60.0
200	419	13.0	64.0
250	439	14.1	68.0
300	477	14.9	72.0

Tabelle 4: Materialeigenschaften für Kupfer [2] (RRR=10; $\delta=8960 \text{ kg/m}^3$)

Temperatur	spezifische Wärme	Wärme- leitfähigkeit	spezifischer Widerstand
T	c_p	λ	ρ_{el}
K	J/(kg K)	W/(m K)	$10^{-8}\Omega\text{m}$
4	0.0896	57.1	0.171
5	0.14	71.4	0.171
10	0.85	142	0.171
20	7.27	278	0.172
30	26.6	384	0.178
40	59.0	428	0.197
50	95.5	419	0.234
60	135	390	0.284
70	173	366	0.346
80	205	350	0.417
100	245	339	0.569
150	323	342	0.941
200	356	350	1.29
250	374	355	1.62
300	386	358	1.96

Temperatur	spezifische Wärme	Wärmeleitfähigkeit
T	c_p	λ
K	J/(kg K)	W/(m K)
4	0.708	0.0479
5	1.73	0.0511
10	15	0.0562
20	80	0.070
30	170	0.080
40	230	0.090
50	350	0.100
60	420	0.108
70	500	0.117
80	600	0.125
100	730	0.148
150	1000	0.186
200	1200	0.200
250	1500	0.211
300	1880	0.216

Tabelle 6: Materialeigenschaften für Epoxidharz [2] ($\delta=1150 \text{ kg/m}^3$)

Temperatur	spezifische Wärme	Wärmeleitfähigkeit	Widerstand
T	c_p	λ	ρ_{el}
K	J/(kg K)	W/(m K)	$10^{-8} \Omega \text{m}$
4	0.276	35.5	0.276
5	0.388	44.3	0.276
10	1.4	88.5	0.276
20	8.9	174	0.277
30	31.5	249	0.284
40	77.5	294	0.304
50	142	300	0.346
60	214	283	0.414
70	287	261	0.504
80	357	241	0.611
100	481	213	0.849
150	684	200	1.44
200	797	204	2.00
250	859	208	2.54
300	880	210	3.09

Tabelle 5: Materialeigenschaften für Aluminium [2] (RRR=10; $\delta=2700 \text{ kg/m}^3$)

5 Literaturverzeichnis

Literatur

- [1] Cryodata Inc., Niwot, CO 80544, *User's guide to HEPAK*, 3.30 ed., November 1994.
- [2] Cryodata Inc., Florence, SC 29501, *User's guide to CRYOCOMP*, 2.0 ed., January 1995.
- [3] A. Hofmann, *Abkühlversuch an einer Verbundplatte*, EVI-X-Bericht 601, LINDE AG, München, 1997.
- [4] O. Jandl and G. Krainz, *Temperaturverteilung im 80 K Kälteschild eines Kryostaten*, Computational Mechanics'97 (University of West Bohemia in Pilsen), vol. 13, Czech Society of Mechanics, October 1997, pp. 119–126.
- [5] P. Komarek, *Hochstromanwendung der Supraleitung*, Teubner Studienbücher, Stuttgart, 1995.
- [6] A. Nitsche, *Untersuchung der Wirbelströme in den Spulengehäusen von W7-X bei einer Schnellentregung*, AAE-T01.0, IPP/MPG, Garching, Mai 1997.
- [7] SAS IP, Inc., Houston, PA 15342-0065, *ANSYS reference manuals*, 5.3 ed., October 1996.
- [8] F. Schauer, *Cooling of the W7-X superconducting coils*, ICEC/ICMC Cryogenic Conference (Kitakyushu, Japan), ICEC/ICMC, May 1996.
- [9] F. Schauer, W. Bitter, R. Holzthüm, S. Huber, N. Jaksic, S. Kamm, F. Kerl, H. Münch, J. Simon-Weidner, B. Sombach, and J. Tretter, *Demonstration cryostat sector for Wendelstein 7-X*, 18th Symposium on Fusion Technology (Karlsruhe, Germany), EURATOM, August 1994.
- [10] S. W. Van Sciver, *Helium Cryogenics*, Plenum Press, New York, 1986.
- [11] Verein Deutscher Ingenieure, Düsseldorf, *VDI Wärmeatlas: Berechnungsblätter für den Wärmeübergang*, 4. ed., 1984.
- [12] C. R. Wylie and L. C. Barret, *Advanced Engineering Mathematics*, 5th ed., McGraw-Hill, 1982, S. 551 ff.

6 Anhang

6.1 Programmierung des FE-Modelles

Das folgende Listing zeigt die BATCH Datei zur Erstellung und Vernetzung des Spulenmodells für die transienten FE-Berechnungen mit ANSYSTM.

```
/batch
/com, MMODEL.DAT BATCH TO MODEL A W7-X NON-PLANAR COIL
/com, DIFFERENT COOLING LOOP CONFIGURATIONS
/com, 13/1/1998 grk/IPP (last update: 29/4/1998)
/com, (2*2 elements for SC)
/filename, coil1
/prep7
/com, ELEMENT TYPES
et, 1, 70 ; 3-D thermal solid
et, 2, 66 ; Thermal-fluid pipe
*****IMPORTANT PARAMETER*****
choice = 1 ; cooling tube config. (1=mono, 2=serial, 3=anti-serial, 4=warm-up)
*****
; model for warm-up uses the model for single tube cooling (choice=1)
*if, choice, eq, 4, then
choice=1
*endif
/com, READ CO-ORDINATES FROM FILE
nread, spl, node
nscale, 0, all, , 1.0e-3, 1.0e-3, 1.0e-3 ; scale nodes in units [m]
izl0=384 ; number of co-sys points=96*4
ntrace=96 ; number of nodal points along circumference trace
/com, CROSS SECTION DIMENSION OF W7-X NON-PLANAR COIL
;aluminum section (units in [m])
xa0=0.0
ya0=0.0
xal=0.172
yal=0.216
;insulation section (units in [m])
xi0=-0.019
yi0=-0.018
xi1=0.191
yi1=0.234
;steel section (units in [m])
xs0=-0.049
ys0=-0.028
xs1=0.221
ys1=0.284
```



```

!copper section (units in [m])
xc0=-0.050
yc0=-0.029
xcl=0.222
ycl=0.285
!helium section (units in [m])
tubedist=0.01
izl=izl0

/com, GENERATE NODAL POINTS ALONG COIL CIRCUMFERENCE
*do,j,1,ntrace
!coord-system-local
iz1=(j-1)*4
j1=iz1+4 ! local center (k4)
j2=j1-1 ! local x-axis (k3)
j3=j1-3 ! local y-axis (k1)
cs,11,,j1,j2,j3
! superconductor area
izl=izl+1
xx=xa0
yy=ya0
n,izl,xx,yy !p1
izl=izl+1
xx=xa0
yy=yal*.5
n,izl,xx,yy !p2
izl=izl+1
xx=xa0
yy=yal
n,izl,xx,yy !p3
izl=izl+1
xx=xal*.5
yy=yal
n,izl,xx,yy !p4
izl=izl+1
xx=xal
yy=yal
n,izl,xx,yy !p5
izl=izl+1
xx=xal
yy=yal*.5
n,izl,xx,yy !p6
izl=izl+1
xx=xal
yy=ya0
n,izl,xx,yy !p7
izl=izl+1
xx=xal*.5
yy=ya0
n,izl,xx,yy !p8

```

```

!Z1=!Z1+1
XX=Xa1*.5
yy=ya1*.5
n,!Z1,xx,yy;p9
; outer shape of insulation
!Z1=!Z1+1
XX=Xi0
yy=yi0
n,!Z1,xx,yy;p10
yy=(y!0+y!1)*.5
n,!Z1,xx,yy;p11
!Z1=!Z1+1
XX=Xi0
yy=yi1
n,!Z1,xx,yy;p12
!Z1=!Z1+1
XX=Xi1
yy=yi1
n,!Z1,xx,yy;p13
!Z1=!Z1+1
XX=Xi1
yy=yi1
n,!Z1,xx,yy;p14
!Z1=!Z1+1
XX=Xi1
yy=(y!0+y!1)*.5
n,!Z1,xx,yy;p15
!Z1=!Z1+1
XX=Xi1
yy=yi0
n,!Z1,xx,yy;p16
!Z1=!Z1+1
XX=Xi1
yy=yi0
n,!Z1,xx,yy;p17
!Z1=!Z1+1
XX=Xs0
yy=ys0
n,!Z1,xx,yy;p18
!Z1=!Z1+1
XX=Xs0
yy=(ys0+ys1)*.5
n,!Z1,xx,yy;p19
!Z1=!Z1+1
XX=Xs0
yy=ys1
n,!Z1,xx,yy;p20

```

; outer shape of stainless steel housing

```

izl=izl+1
xx=(xs0+xsl)*.5
yy=ysl
n,izl,xx,yy !p21
izl=izl+1
xx=xsl
yy=ysl
n,izl,xx,yy !p22
izl=izl+1
xx=xsl
yy=(ys0+ysl)*.5
n,izl,xx,yy !p23
izl=izl+1
xx=xsl
yy=ys0
n,izl,xx,yy !p24
izl=izl+1
xx=(xs0+xsl)*.5
yy=ys0
n,izl,xx,yy !p25
! outer shape of copper shield
izl=izl+1
xx=xc0
yy=yc0
n,izl,xx,yy !p26
izl=izl+1
xx=xc0
yy=(yc0+ycl)*.5
n,izl,xx,yy !p27
izl=izl+1
xx=xc0
yy=ycl
n,izl,xx,yy !p28
izl=izl+1
xx=(xc0+xcl)*.5
yy=ycl
n,izl,xx,yy !p29
izl=izl+1
xx=xcl
yy=ycl
n,izl,xx,yy !p30
izl=izl+1
xx=xcl
yy=(yc0+ycl)*.5
n,izl,xx,yy !p31
izl=izl+1
xx=xcl
yy=yc0
n,izl,xx,yy !p32
izl=izl+1

```

```

xx=(xc0+xc1)*.5
yy=yc0
n,izl,xx,yy;p33
; cooling channel
izl=izl+1
xx=(xc0+xc1)*.5
yy=ycl+tubedist
n,izl,xx,yy;p34
*enddo

/com, GENERATE ELEMENTS FROM NODAL POINTS
izl=izl0
nplane=34 ; number of nodal points in the cross section plane
elemnum=0 ; initial element number
; ALUMINUM SECTION
mat,3
real,1
type,1
nj=ntrace
n1=izl+1
n2=izl+2
n3=izl+9
n4=izl+8
genel; macro to generate elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+2
n2=izl+3
n3=izl+4
n4=izl+9
genel; macro to generate elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+9
n2=izl+3
n3=izl+4
n4=izl+9
genel; macro to generate elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+9
n2=izl+4
n3=izl+5
n4=izl+6
genel; macro to generate elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+8
n2=izl+9
n3=izl+6
n4=izl+7
genel; macro to generate elements by use of nodes
; INSULATION SECTION
mat,4
real,1
type,1
nj=ntrace
n1=izl+10
n2=izl+11
n3=izl+2

```

```

n4=izl+1
genelem ! macro to generate elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+11
n2=izl+12
n3=izl+3
n4=izl+2
genelem ! macro to generate elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+3
n2=izl+12
n3=izl+13
n4=izl+4
genelem ! macro to generate elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+4
n2=izl+13
n3=izl+14
n4=izl+5
genelem ! macro to generate elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+6
n2=izl+5
n3=izl+14
n4=izl+15
genelem ! macro to generate elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+7
n2=izl+6
n3=izl+15
n4=izl+16
genelem ! macro to generate elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+17
n2=izl+8
n3=izl+7
n4=izl+16
genelem ! macro to generate elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+10
n2=izl+1
n3=izl+8
n4=izl+17
genelem ! macro to generate elements by use of nodes
! STEEL SECTION
mat,2
real,1
type,1
nj=ntrace
n1=izl+18

```

```

n2=iZ1+19
n3=iZ1+11
n4=iZ1+10
generatelem ; macro to generate elements by use of nodes
nj=nttrace
n1=iZ1+19
n2=iZ1+20
n3=iZ1+12
n4=iZ1+11
generatelem ; macro to generate elements by use of nodes
nj=nttrace
n1=iZ1+12
n2=iZ1+20
n3=iZ1+21
n4=iZ1+13
generatelem ; macro to generate elements by use of nodes
nj=nttrace
n1=iZ1+13
n2=iZ1+21
n3=iZ1+21
n4=iZ1+13
generatelem ; macro to generate elements by use of nodes
nj=nttrace
n1=iZ1+13
n2=iZ1+21
n3=iZ1+22
n4=iZ1+14
generatelem ; macro to generate elements by use of nodes
nj=nttrace
n1=iZ1+15
n2=iZ1+14
n3=iZ1+22
n4=iZ1+14
generatelem ; macro to generate elements by use of nodes
nj=nttrace
n1=iZ1+15
n2=iZ1+14
n3=iZ1+22
n4=iZ1+23
generatelem ; macro to generate elements by use of nodes
nj=nttrace
n1=iZ1+16
n2=iZ1+15
n3=iZ1+23
n4=iZ1+24
generatelem ; macro to generate elements by use of nodes
nj=nttrace
n1=iZ1+16
n2=iZ1+15
n3=iZ1+23
n4=iZ1+24
generatelem ; macro to generate elements by use of nodes
nj=nttrace
n1=iZ1+25
n2=iZ1+17
n3=iZ1+16
n4=iZ1+24
generatelem ; macro to generate elements by use of nodes
nj=nttrace
n1=iZ1+25
n2=iZ1+17
n3=iZ1+16
n4=iZ1+24
generatelem ; macro to generate elements by use of nodes
nj=nttrace
n1=iZ1+18
n2=iZ1+10
n3=iZ1+17
n4=iZ1+25
generatelem ; macro to generate elements by use of nodes
mat,1
real,1
type,1
i COPPER SECTION

```

```

nj=ntrace
n1=izl+26
n2=izl+27
n3=izl+19
n4=izl+18
gencuel ! macro to generate copper elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+27
n2=izl+28
n3=izl+20
n4=izl+19
gencuel ! macro to generate copper elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+20
n2=izl+28
n3=izl+29
n4=izl+21
gencuel ! macro to generate copper elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+21
n2=izl+29
n3=izl+30
n4=izl+22
gencuel ! macro to generate copper elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+23
n2=izl+22
n3=izl+30
n4=izl+31
gencuel ! macro to generate copper elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+24
n2=izl+23
n3=izl+31
n4=izl+32
gencuel ! macro to generate copper elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+33
n2=izl+25
n3=izl+24
n4=izl+32
gencuel ! macro to generate copper elements by use of nodes
nj=ntrace
n1=izl+26
n2=izl+18
n3=izl+25
n4=izl+33
gencuel ! macro to generate copper elements by use of nodes
! HELIUM PIPE
mat,5

```

```

real, 2
type, 2
*if, choice, eq, 1
; ONE tube for cooling
nj=nttrace
n1=iz1+34
n2=iz1+29
gentube
*elseif, choice, eq, 2
; TWO tubes for serial cooling
nj=nttrace
n1=iz1+34
n2=iz1+29
gentube
*elseif, choice, eq, 1
; TWO tubes for anti-serial cooling
nj=nttrace
n1=iz1+34
n2=iz1+29
gentube
allsel
*elseif, choice, eq, 1
; Cooling half coil in direction CW
n1=iz1+34
n2=iz1+29
n3=n1+np1ane
n4=n2+np1ane
elenum=elenum+1
en, elenum, n1, n3, n2, n4
*do, j, 2, 48
n1=n1+np1ane
n2=n2+np1ane
n3=n3+np1ane
n4=n4+np1ane
elenum=elenum+1
en, elenum, n1, n3, n2, n4
*do, j, 2, 47
n1=n1+np1ane
n2=n2+np1ane
n3=n3+np1ane
n4=n4+np1ane
elenum=elenum+1
en, elenum, n3, n1, n4, n2
*enddo
; Cooling half coil in direction CWM
n1=iz1+48*np1ane+34
n2=iz1+48*np1ane+29
n3=n1+np1ane
n4=n2+np1ane
elenum=elenum+1
en, elenum, n1, n3, n2, n4
*enddo

```



```

allsel
esel,s,elem,,1921+48,2775,95
edele,all
allsel
*else
*msg,error
WRONG CHOICENUMBER
*endif

```

```

/com, WRITE NODES AND ELEMENTS TO FILE
allsel
nall
eall
nwrite
ewrite
save
fini

```

Die Batch Datei MFMODEL.DAT ruft die folgenden Makros zur Erstellung der Spulenelemente, der Kupfersegmente und der K hlleiterelemente auf:

```

/com, GENELEM.MAC - MACRO TO GENERATE ELEMENTS BY USE OF NODES
/com, 13/1/1998 grk/IPP (last update: 13/1/1998)
n1e=n1
n2e=n2
n3e=n3
n4e=n4
n5=n1+nplane
n6=n2+nplane
n7=n3+nplane
n8=n4+nplane
elemnum=elemnum+1
en,elemnum,n1,n2,n3,n4,n5,n6,n7,n8
*do,j,2,(nj-1)
n1=n1+nplane
n2=n2+nplane
n3=n3+nplane
n4=n4+nplane
n5=n5+nplane
n6=n6+nplane
n7=n7+nplane
n8=n8+nplane
elemnum=elemnum+1
en,elemnum,n1,n2,n3,n4,n5,n6,n7,n8
*enddo
j=j+1
n1=n1+nplane

```

```

/com, GENCVEL.MAC - MACRO TO GENERATE COPPER ELEMENTS BY USE OF NODES
/com, 19/1/1998 grk/IPP (last update: 19/1/1998)
n5=n1+np1ane
n6=n2+np1ane
n7=n3+np1ane
n8=n4+np1ane
en,element=element+1
en,element,n1,n2,n3,n4,n5,n6,n7,n8

/com, GENTUBE.MAC - MACRO TO GENERATE TUBE ELEMENTS BY USE OF NODES
/com, 15/1/1998 grk/IPP (last update: 24/3/1998)
n1=n1
n2=n2
n3=n1+np1ane
n4=n2+np1ane
en,element=element+1
en,element,n1,n3,n2,n4
*do, j, 2, (nj-1)
n1=n1+np1ane
n2=n2+np1ane
n3=n3+np1ane
n4=n4+np1ane
en,element=element+1
en,element,n1,n2,n3,n4,n5,n6,n7,n8
*enddo

```

```

/com, GENTUBE.MAC - MACRO TO GENERATE TUBE ELEMENTS BY USE OF NODES
/com, 15/1/1998 grk/IPP (last update: 24/3/1998)
n1=n1
n2=n2
n3=n1+np1ane
n4=n2+np1ane
en,element=element+1
en,element,n1,n3,n2,n4
*do, j, 2, (nj-1)
n1=n1+np1ane
n2=n2+np1ane
n3=n3+np1ane
n4=n4+np1ane
en,element=element+1
en,element,n1,n3,n2,n4
*enddo

```

6.2 Programmierung der FE-Simulation

Mit den Modelldaten, gespeichert in MFCOIL.NODE und MFCOIL.ELEM, läßt sich die transiente Berechnung der Magnetspulenabkühlung mit der Batch-Datei MFSOLU.DAT durchführen.

```
/batch
/config,nres,10000
/com, COIL1S2.DAT BATCH TO SOLVE THERMAL MODEL FOR W7-X COIL
/com, ONE COOLING TUBE ALONG THE COIL CIRCUMFERENCE
/com, 16/1/1998 grk/IPP (last update: 18/7/1998)
/com, (2*2 elements for SC)

/title, MF COIL COOLING WITH 1 TUBE FROM 300K TO 5K (dThe=50K)
/filenam,mfcoil ! coil with 1 cooling tube

! ***** PREP 7 *****
/prep7
et,1,70
et,2,66
nread
eread

!*****IMPORTANT PARAMETER*****
choice = 3 ! cooling tube config. (1=mono, 2=serial, 3=anti-serial, 4=warm-up)
maxcnt = 301 ! max. number of samples
tamb=300 ! [K] ambient temperature
tmin=5 ! [K] final He temperature
tdiff=50 ! [K] max. temperature difference
dhyd=10.0e-3 ! [m] hydraulic diameter of cooling tube
msingle=0.005 ! [kg/s] He mass-flow for single cooling tube
mserial=msingle/2 ! [kg/s] He mass-flow for serial cooling tube
!*****

/com, MATERIAL PROPERTIES
! UNITS:
! T ..... temperature [K]
! kxx .... thermal conductivity [W/(m K)]
! c ..... specific heat [J/(kg K)]
! dens ... density [kg/m3]
! visc ... viscosity [Pa s]
! hf ..... heat transfer coefficient [W/(m2 K)]
! Copper (mat=1) 4..300K [data determined from CRYOCOMP 2.0]
mptemp,1,4.0,5.0,10.0,20.0,30.0,40.0
mptemp,7,50.0,100.0,150.0,200.0,250.0,300.0
```

```

mpdata,kxx,1,1,57.1,71.4,142.,278.,384.,428.
mpdata,kyy,1,1,57.1,71.4,142.,278.,384.,428.
mpdata,kzz,1,1,0.001
mpdata,c,1,1,0.0896,0.14,0.85,7.27,26.6,59.
mpdata,c,1,7,95.5,245.,323.,356.,374.,386.
mpdata,dens,1,1,8960.
; Stainless steel (mat=2) 4.300K [data determined from CRYOCOMP 2.0]
mpdata,kxx,1,4,0,5,0,10,0,20,0,30,0,40,0
mpdata,kyy,2,1,0.277,0.3,0.77,1.95,3.3,4.7
mpdata,kzz,2,1,0.277,0.3,0.77,1.95,3.3,4.7
mpdata,c,2,1,1.88,2.37,5.02,12.6,29.3,57.8
mpdata,c,2,7,1.88,2.37,5.02,12.6,29.3,57.8
mpdata,dens,2,1,7900.
; Alum+Copper (mat=3) 4.300K [data determined from CRYOCOMP 2.0]
mpdata,kxx,2,7,5.8,9.4,11.5,13.14,14.9
mpdata,kyy,2,7,5.8,9.4,11.5,13.14,14.9
mpdata,kzz,2,1,0.277,0.3,0.77,1.95,3.3,4.7
mpdata,c,2,1,1.88,2.37,5.02,12.6,29.3,57.8
mpdata,c,2,7,1.88,2.37,5.02,12.6,29.3,57.8
mpdata,dens,2,1,7900.
; Alu/Acu=3.64 for Advanced superconductor
mpdata,kxx,3,1,40.16,50.14,100.,196.4,278.1,322.9
mpdata,kyy,3,1,40.16,50.14,100.,196.4,278.1,322.9
mpdata,kzz,3,1,40.16,50.14,100.,196.4,278.1,322.9
mpdata,c,3,1,0.236,0.335,0.934,8.55,30.44,73.51
mpdata,c,3,7,131.98,430.14,610.3,702.,750.4,773.5
mpdata,dens,3,1,4049.
; Epoxy (mat=4) 4.300K [data determined from CRYOCOMP 2.0]
mpdata,kxx,4,1,0.0479,0.0511,0.0562,0.07,0.08,0.09
mpdata,kyy,4,1,0.0479,0.0511,0.0562,0.07,0.08,0.09
mpdata,kzz,4,1,0.0479,0.0511,0.0562,0.07,0.08,0.09
mpdata,c,4,1,0.708,1.73,15.80,170.,230.
mpdata,c,4,7,350.,730.,1000.,1200.,1500.,1880.
mpdata,dens,4,1,1150.
; Helium (mat=5) 4.300K, 5bar [data determined from HEPAK 3.3]
mpdata,kxx,4,1,0.148,0.186,0.2,0.211,0.216
mpdata,kyy,4,1,0.148,0.186,0.2,0.211,0.216
mpdata,kzz,4,1,0.148,0.186,0.2,0.211,0.216
mpdata,c,4,1,0.708,1.73,15.80,170.,230.
mpdata,c,4,7,350.,730.,1000.,1200.,1500.,1880.
mpdata,dens,4,1,1150.
mpdata,kxx,7,50.0,100.0,150.0,200.0,250.0,300.0
mpdata,kyy,4,1,0.0479,0.0511,0.0562,0.07,0.08,0.09
mpdata,kzz,4,1,0.0479,0.0511,0.0562,0.07,0.08,0.09
mpdata,c,4,1,0.708,1.73,15.80,170.,230.
mpdata,c,4,7,350.,730.,1000.,1200.,1500.,1880.
mpdata,dens,4,1,1150.
mpdata,kxx,1,4,0,5,0,10,0,20,0,30,0,40,0
mpdata,kyy,4,1,0.0479,0.0511,0.0562,0.07,0.08,0.09
mpdata,kzz,4,1,0.0479,0.0511,0.0562,0.07,0.08,0.09
mpdata,c,4,1,0.708,1.73,15.80,170.,230.
mpdata,c,4,7,350.,730.,1000.,1200.,1500.,1880.
mpdata,dens,4,1,1150.

```

```

mpTEMP,7,10.0,15.0,20.0,30.0,40.0,50.0
mpTEMP,13,70.0,100.0,150.0,200.0,250.0,300.0
mpDATA,kxx,5,1,0.0208,0.0219,0.0212,0.0179,0.0177,0.0183
mpDATA,kxx,5,7,0.0191,0.0233,0.0273,0.0345,0.041,0.0472
mpDATA,kxx,5,13,0.0586,0.0741,0.0973,0.1183,0.1378,0.1563
mpDATA,kyy,5,1,0.0208,0.0219,0.0212,0.0179,0.0177,0.0183
mpDATA,kyy,5,7,0.0191,0.0233,0.0273,0.0345,0.041,0.0472
mpDATA,kyy,5,13,0.0586,0.0741,0.0973,0.1183,0.1378,0.1563
mpDATA,kzz,5,1,0.0208,0.0219,0.0212,0.0179,0.0177,0.0183
mpDATA,kzz,5,7,0.0191,0.0233,0.0273,0.0345,0.041,0.0472
mpDATA,kzz,5,13,0.0586,0.0741,0.0973,0.1183,0.1378,0.1563
mpDATA,c,5,1,338.5,494.0,1023.6,1187.3,867.0,738.1
mpDATA,c,5,7,676.4,582.1,557.8,541.5,535.9,533.2
mpDATA,c,5,13,531.1,530.0,529.6,529.4,529.4,529.4 ! c=cp/g [J/(N K)]
mpDATA,visc,5,1,4.1e-6,3.6e-6,2.9e-6,2.4e-6,2.4e-6,2.5e-6
mpDATA,visc,5,7,2.6e-6,3.2e-6,3.7e-6,4.7e-6,5.6e-6,6.4e-6
mpDATA,visc,5,13,7.9e-6,9.8e-6,12.5e-6,15.2e-6,17.6e-6,19.9e-6
mpDATA,dens,5,1,142.9,129.,102.1,59.44,41.34,32.87
mpDATA,dens,5,7,27.76,16.51,12.05,7.93,5.94,4.76
mpDATA,dens,5,13,3.4,2.39,1.6,1.2,0.96,0.8
tb,pflow,5
tbDATA,1,0,1e4,5e4,1e5,5e5,1e6 ! Reynolds numbers
tbDATA,7,64.0,0.0316,0.0212,0.0178,0.0119,0.010 ! Friction factor table
tbDATA,13,0.0,0.023,0.8,0.3 ! Film coefficients

/com, REAL PROPERTIES
*if,choice,eq,1,then
massflow=msingle*9.81 ! [N/s] helium mass flow
*elseif,choice,eq,2
massflow=mserial*9.81 ! [N/s] helium mass flow
*elseif,choice,eq,3
massflow=mserial*9.81 ! [N/s] helium mass flow
*elseif,choice,eq,4
massflow=msingle*9.81 ! [N/s] helium mass flow
*else
*msg,info
WRONG CHOICE NUMBER
*endif
ahyd=3.14159*dhyd**2/4 ! [m] cross section area of cooling tube
*get,length,ELEM,2681,LENG ! length of first tube element
aconv=3.14*dhyd*length/4 ! [m2] convection area at nodal point
r,2,dhyd,ahyd,,9.81,,aconv
rmore,aconv,,massflow
allsel
fini

! ***** SOLUTION *****

```

```

/solution
!z10 = 384 ; number of co-sys points=96*4
time1=0
dttime1=1800 ; time difference between samples
t1nlet=tamb-dt1 ; [K] helium inlet temperature
/com, SINGLE TUBE COOLING
*if,choice,eq,1,then
n1nlet=z10+34 ; node on tube for helium inlet
antype,trans
kbc,0
nsubst,1,3,1
neqit,30
tunif,tamb ; set uniform temperature
; perform static calculation (only first step)
d,n1nlet,temp,t1nlet ; set temperature at helium inlet
time,10 ; set time=10s
outr,all,all
allsel
solve
/com, start transient calculation
*do,j,1,maxcnt
time1=time1+dttime1
*get,t1nlet,node,(z10+1),temp ; hot temp. in section 1
*do,j,(z10+2),(z10+96*34),1
*get,t1nlet,node,j,temp ; hot temp. in section 2 to 96
*if,t1nlet,ge,t1nlet,then
nhot=j
t1nlet=t1nlet ; store most hottest point for calc.
*endif
*if,t1nlet,(t1nlet+dt1nlet),then
*do
*endif
*if,t1nlet,(t1nlet-dt1nlet)
*else
t1nlet=t1nlet
*endif
time,time1
d,n1nlet,temp,t1nlet ; set temperature at helium inlet
allsel
solve
*msg,info,nhot,t1nlet ; message of node and value of hot point
(nhot = %I), (t1nlet = %G)
*addo
/com, SERIAL TUBE COOLING
*elsel,choice,eq,2
n1nlet=z10+418 ; node on tube for helium inlet
n1nlet=z10+2084 ; node on tube for helium inlet
antype,trans

```

```

kbc,0
nsubst,1,3,1
neqit,30
tunif,tamb
! perform static calculation (only first step)
d,ninlet1,temp,tinlet
d,ninlet2,temp,tinlet
time,10
outres,all,all
allsel
solve
/com, start transient calculation
*do,j,1,maxcnt
time1=time1+dtime1
*get,thot,node,(izl0+1),temp ! hot temp. in section 1
*do,jj,(izl0+2),(izl0+96*34),1
*get,thotj,node,jj,temp ! hot temp. in section 2 to 96
*if,thotj,ge,thot,then
nhot=jj
thot=thotj ! store most hottest point for calc.
*endif
*enddo
*if,thot,ge,(tmin+tdiff),then
tinlet=(thot-tdiff)
*else
tinlet=tmin
*endif
time,time1
d,ninlet1,temp,tinlet ! set temperature at helium inlet 1
d,ninlet2,temp,tinlet ! set temperature at helium inlet 2
allsel
solve
*msg,info,nhot,thot ! message of node and value of hot point
(nhot = %I), (thot = %G) [5]
*enddo
/com, ANTI-SERIAL TUBE COOLING
*elseif,choice,eq,3
ninlet1=418 ! node on tube for helium inlet
ninlet2=3648 ! node on tube for helium inlet
antype,trans
kbc,0
nsubst,1,3,1
neqit,30
tunif,tamb
! perform static calculation (only first step)
d,ninlet1,temp,tinlet
d,ninlet2,temp,tinlet

```

```

time,10
oures,all,all
allsel
solve
/com, start transient calculations
*do, j, 1, maxcnt
time1=time1+dttime1
*get, thot, node, (iz10+1), temp ; hot temp. in section 1
*do, jj, (iz10+2), (iz10+96*34), 1
*get, thotj, node, jj, temp ; hot temp. in section 2 to 96
*if, thotj, ge, thot, then
  thot=thotj ; store most hottest point for calc.
*endif
*endif
*endif
time, time1
d, n1inlet1, temp, t1inlet ; set temperature at helium inlet 1
d, n1inlet2, temp, t1inlet ; set temperature at helium inlet 2
allsel
solve
*msg, info, nhot, thot ; message of node and value of hot point
[8] (nhot = %I), (thot = %G)
*enddo
/com, WARMIMG-UP (SINGLE TUBE)
*elseif, choice, eq, 4
  n1inlet=iz10+34 ; node on tube for helium inlet
  t1inlet=tmin+tdiff ; [K] helium inlet temperature
  antype, trans
  kbc, 0
  nsubst, 1, 3, 1
  neqt, 60
  tunit, tmin ; set uniform temperature
  ; perform static calculation (only first step)
  d, n1inlet, temp, t1inlet ; set temperature at helium inlet
  time, 10 ; set time=10s
oures, all, all
allsel
solve
/com, start transient calculation
*do, j, 1, maxcnt
*get, tcold, node, (iz10+1), temp ; cold temp. in section 1
*do, jj, (iz10+2), (iz10+96*34), 1

```



```

*get,tcoldj,node,jj,temp ! cold temp. in section 2 to 96
*if,tcoldj,le,tcold,then
ncold=jj
tcold=tcoldj ! store most hottest point for calc.
*endif
*enddo
*if,tcold,le,(tamb-tdiff),then
tinlet=(tcold+tdiff)
*else
tinlet=tamb
*endif
! variable time steps
*if,tcold,le,20,then
dtime1=60
*else
dtime1=1800
*endif
time1=time1+dtime1
time,time1
d,ninlet,temp,tinlet ! set temperature at helium inlet
allsel
solve
*msg,info,ncold,tcold ! message of node and value of hot point
(ncold = %I), (tcold = %G) [12]
*enddo
*endif
save
fini

```

Das Postprocessing der Ergebnisse erfolgt mit Hilfe zweier Batch-Dateien. MFPOST1.DAT generiert das Temperaturprofil entlang der MF-Spule zu bestimmten Zeitaugenblicken. Die Datei MFPOST26.DAT erstellt ein Diagramm, in dem der Temperaturverlauf über die Zeit in ausgewählten Punkten während der Abkühlung bzw. der Erwärmung der MF-Spule verfolgt werden kann.

```

/com, MFPOST1.DAT BATCH TO DISPLAY TEMPERATURE PROFILE
/com, 18/01/1998 grk/IPP (last update: 05/05/1998)
fini
/post1
/view,1,1,1,1
/plopts,leg1,on
/plopts,leg2,on
/plopts,leg3,on
/plopts,vers,on
/plopts,info,on
set,21 ! time=36000 = 10h
esel,s,mat,,1 ! Copper
plnsol,temp

```

```

/com, MFPPOST26.DAT BATCH TO DISPLAY TEMPERATURE VERSUS TIME
/com, 18/01/1998 grk/IPF (last update: 05/05/1998)
fini
/post26
/view,1,0,0,1
nsol,2,418,temp,,Tin ; select node
nsol,3,2976,temp,,Thot ; hot spot for single tube cooling (case 1)
timerange,0,720000 ; select time range for which data are to be stored
/gropt,axnsc,1.5 ; enlarge axnumber scale
/grid,1 ; set grid
prod,10,1,,,,,1/3600.0 ; multiplies variables
xvar,10 ; specifies the x variable to be displayed
/gthk,curve,2 ; set line thickness for graph lines
/axlabel,x,Time [h] ; set x-axis label
/axlabel,y,Temperature [K] ; set y-axis label
/xrange,0,150 ; min,max label of x-axis
/yrange,0,300 ; min,max label of y-axis
/plopts,leg1,off ; header portion of legend OFF
/plopts,leg2,off ; view portion of legend column OFF
/plopts,leg3,off ; contour value portion of legend OFF
plvar,2,3 ; plot variables

/com, MFPPOST26.DAT BATCH TO DISPLAY TEMPERATURE VERSUS TIME
/com, 18/01/1998 grk/IPF (last update: 05/05/1998)
fini
/post26
/view,1,0,0,1
nsol,2,418,temp,,Tin ; select node
nsol,3,2976,temp,,Thot ; hot spot for single tube cooling (case 1)
timerange,0,720000 ; select time range for which data are to be stored
/gropt,axnsc,1.5 ; enlarge axnumber scale
/grid,1 ; set grid
prod,10,1,,,,,1/3600.0 ; multiplies variables
xvar,10 ; specifies the x variable to be displayed
/gthk,curve,2 ; set line thickness for graph lines
/axlabel,x,Time [h] ; set x-axis label
/axlabel,y,Temperature [K] ; set y-axis label
/xrange,0,150 ; min,max label of x-axis
/yrange,0,300 ; min,max label of y-axis
/plopts,leg1,off ; header portion of legend OFF
/plopts,leg2,off ; view portion of legend column OFF
/plopts,leg3,off ; contour value portion of legend OFF
plvar,2,3 ; plot variables

```