



KIT SCIENTIFIC REPORTS 7694

Aufbau eines Versuchsstandes für den ECH Upper Launcher in ITER

Schlussbericht zum Vorhaben 3FUS0010

T. Scherer, G. Aiello, A. Meier, S. Schreck
D. Strauß, P. Späh, A. Vaccaro

T. Scherer, G. Aiello, A. Meier, S. Schreck
D. Strauß, P. Späh, A. Vaccaro

**Aufbau eines Versuchsstandes für
den ECH Upper Launcher in ITER**

Schlussbericht zum Vorhaben 3FUS0010

Karlsruhe Institute of Technology
KIT SCIENTIFIC REPORTS 7694

Aufbau eines Versuchsstandes für den ECH Upper Launcher in ITER

Schlussbericht zum Vorhaben 3FUS0010

Gefördert vom Bundesministerium für Bildung und Forschung
aufgrund eines Beschlusses des Deutschen Bundestages

von

T. Scherer, G. Aiello, A. Meier, S. Schreck
D. Strauß, P. Späh, A. Vaccaro

Projektleiter

PD Dr. Theo A. Scherer

GEFÖRDERT VOM



Bundesministerium
für Bildung
und Forschung

Report-Nr. KIT-SR 7694

Hinweis

Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt bei den Autoren.

Impressum



Karlsruher Institut für Technologie (KIT)
KIT Scientific Publishing
Straße am Forum 2
D-76131 Karlsruhe

KIT Scientific Publishing is a registered trademark of Karlsruhe
Institute of Technology. Reprint using the book cover is not allowed.

www.ksp.kit.edu



*This document – excluding the cover – is licensed under the
Creative Commons Attribution-Share Alike 3.0 DE License
(CC BY-SA 3.0 DE): <http://creativecommons.org/licenses/by-sa/3.0/de/>*



*The cover page is licensed under the Creative Commons
Attribution-No Derivatives 3.0 DE License (CC BY-ND 3.0 DE):
<http://creativecommons.org/licenses/by-nd/3.0/de/>*

Print on Demand 2015

ISSN 1869-9669

ISBN 978-3-7315-0380-4

DOI: 10.5445/KSP/1000047037

Schlussbericht

ZE: Karlsruher Institut für Technologie (KIT)	Förderkennzeichen: 03FUS0010
Vorhabensbezeichnung: Aufbau eines Versuchsstandes für den ECH Upper Launcher in ITER	
Laufzeit des Vorhabens: bis 12/2014	
Berichtszeitraum: 01.04.2009 - 31.12.2014	

Inhaltsverzeichnis

1	Vorhabensbeschreibung	1
2	Einführung	3
3	EC Launcher Strukturdesign	5
4	Motivation und Komponentenauswahl für Prototypenbau	9
5	Single Wall Main Frame Prototypes	11
5.1	Auftragsumfang	11
5.2	Werkstoffe	12
5.3	Halbzeuge	13
5.4	Designanpassung an RCC-MR Code	13
5.5	Fertigungsvarianten	13
5.6	Fügetechnik	15
5.6.1	Verfahren	15
5.6.2	Schweißnahtvorbereitung	15
5.7	Schweißprozess	16
5.7.1	WIG-Unterpulverschweißen	17
5.7.2	EB-Schweißen	17
5.8	Fertigungsaufwand	19
5.9	Wärmebehandlung	20
5.10	Vermessung und Bewertung	20
5.10.1	UP-WIG Prototyp	20
5.10.2	EB-Welding Prototyp	30
5.10.3	Festigkeit	32
5.11	Ausblick	32
6	Double Wall Main Frame Pre-Prototypes	33
6.1	Designvarianten	34
6.1.1	Design mit Rippen	34
6.1.2	Design mit Bolzen	34
6.1.3	Design mit Tauchfräsen	35
6.1.4	Bewertung	36
6.2	Strömungsanalyse	39
6.2.1	Bolzenvariante	39
6.2.2	Tieflochvariante	41
6.3	Fertigung	45

6.4	Bewertung	46
7	Double Wall Main Frame Prototype	47
7.1	Designkonzept	47
7.2	Hauptabmessungen.....	48
7.3	Wandstärken, Querschnitte	49
7.4	Hydraulik.....	49
7.5	Rippen	50
7.6	Zusammenfassung der Betriebsparameter	50
7.7	Detaillösungen	50
7.8	Material.....	50
7.9	DWMF Design	51
7.10	Strömungsanalyse	52
7.11	Fertigung	63
7.12	Vermessung	64
8	BSM Prototyp	67
8.1	BSM Spezifikation.....	67
8.1.1	First Wall Panel (FWP).....	68
8.1.2	BSM Schale	69
8.1.3	BSM Flansch.....	69
8.1.4	BSM Kühlstrukturen	69
8.1.5	BSM Pflichtenheft.....	70
8.1.6	Hauptabmessungen, Toleranzen und Designlasten	71
8.1.7	Fertigung.....	73
8.1.8	Material	73
8.2	BSM Design Prototyp.....	75
8.3	Parameterbestimmung für EB Schweißen	78
8.4	Schweißprozesse WIG	82
8.5	BSM Strömungsanalyse	83
8.5.1	Modellbeschreibung	83
8.5.2	Strömungssimulationen.....	92
8.6	Fertigung	122
9	Launcher Handling Test Facility (LHT)	123
9.1	Anlagentechnische Erweiterung der LHT	123
9.2	Fertigung des Vakuumgefäßes	123
9.3	Integration in die vorhandene Anlage LHT - Ausbau der Anlage LHT	125
10	Erweiterte Charakterisierungsmöglichkeiten mit CT.....	133

11	Lötuntersuchungen an Diamantfenstern	135
11.1	Experimenteller Teil	135
11.2	Simulation	150
12	BSM / FWP Verbindungstechnologie	153
12.1	Fertigung der Testkörper	153
12.2	Beurteilung der Verbindungsqualität.....	156
13	Berylliumtechnologie	161
Appendix A: Anlage AMEC Report I.....		163
Appendix B: Anlage AMEC Report II.....		181

1 Vorhabensbeschreibung

Gesamtziel des Vorhabens

Ziel des Vorhabens war der Aufbau und die Inbetriebnahme eines Versuchsstands für die Einkopplungssysteme der Mikrowellenheizung („ECH Upper Launcher“) in ITER, mit dessen Hilfe die wesentlichen Komponenten dieses Systems integriert und im Verbund ausgetestet werden können. Damit konnten die Voraussetzungen geschaffen werden für die führende Rolle, die das KIT Karlsruhe in einem europäischen Konsortium für die Realisierung dieser Einkopplungssysteme übernommen hat, und gleichzeitig wurden eine Reihe deutscher Firmen an die dafür benötigte Fertigungstechnologie herangeführt.

Bezug des Vorhabens zu den förderpolitischen Zielen

Die Europäische Union hat im Rahmen der Errichtung von ITER u.a. die Beistellung der vier ECH Upper Launcher übernommen. Deren Hauptaufgabe ist die Bekämpfung der Instabilitäten im äußeren Plasmabereich („Neoclassical Tearing Modes, NTMs“) durch extrem lokalisierte Mikrowelleneinkopplung und den dadurch bewirkten Stromtrieb im Plasma. Der Erfolg dieser Stabilisierungsaufgabe ist die notwendige Voraussetzung, um mit ITER das Q=10 Regime (Betrieb mit zehnfach höherem Energiegewinn als Energieeintrag) zu erreichen und damit eines der Hauptziele dieses internationalen Großprojekts zu realisieren. Unter Leitung des KIT Karlsruhe hat sich ein Konsortium aus 5 europäischen Forschungsinstituten („Electron Cyclotron Heating Upper Launcher – Consortium of Associates“ – ECHUL-CA) organisiert, um die ECH Upper Launcher zu verwirklichen. Das KIT übernimmt in diesem Verbund die Verantwortung für die Systemintegration und wesentliche Teile der Fernhantierung an. Die anderen Partner im Konsortium sind das Centre de Recherche de Physique des Plasmas (CRPP) der EPFL (Lausanne, CH), FOM/DIFFER (NL) und – für die plasmaphysikalischen Gesichtspunkte - CNR (Milano, I) sowie IPP (Garching).

Das Vorhaben dient dazu, den kompletten Zusammenbau und die umfassende Funktionssicherung der „ECH Upper Launcher“-Einheiten vor ihrer Bereitstellung bei ITER zu gewährleisten. Dabei wurden im Vorgriff auf die bei der eigentlichen Launcherfertigung anzuwendenden Fertigungstechnologien deutsche Industriefirmen mit diesen vertraut gemacht.

Die besondere Kompetenz des KIT Karlsruhe im Bereich der Mikrowellenheiz- und Einkopplungssysteme wurde zur Einrichtung einer großforschungsspezifischen Versuchsanlage genutzt, die ein Schlüsselement für die Bereitstellung des Mikrowellenheizsystems für ITER bildet. Gleichzeitig wurde damit europa- und weltweit die führende Rolle des KIT auf diesem Gebiet gesichert. Die technischen Herausforderungen konnten durch eine Zusammenführung von Expertisen weitgehend gelöst werden, wie die Kenntnisse in speziellen Fertigungsbereichen (i.b. Vakuumlöten, Heiß-Isostatisches Pressen, spezielle Schweißprozesse), die in der deutschen Industrie vorhanden sind. Hierdurch wurden die beteiligten Firmen in die Lage versetzt, technologisch überzeugende Angebote für die Bearbeitung von ITER-Fertigungsaufträgen zu machen.

Wissenschaftliche und/oder technische Arbeitsziele des Vorhabens und Projektverlauf

Für die Fertigung, Qualitätssicherung und Installation der vier sogenannten „ECH Upper Launcher“-Einheiten wurde ein Fertigungskonzept von der Projektgruppe des „ECHUL-CA“ Konsortiums ausgearbeitet, das auf einer modularen Fertigung unter Vergabe von Hauptkomponenten an spezialisierte industrielle Partner beruht. Mit diesem Vorhaben wurde auch eine spezielle Testeinrichtung am KIT Karlsruhe aufgebaut (LHT; Launcher Handling Test Facility), die zur Qualifizierung der Einzelkomponenten und deren Charakterisierung verwendet wird.

In der ersten Phase des Vorhabens wurden die zentralen Handhabungsvoraussetzungen für den Zusammenbau der sukzessiv zu fertigenden Module unter abnahmenahen Bedingungen geschaffen. Ziel war zuerst die Entwicklung einer geeigneten Fertigungsroute für Verbindung der „Beryllium-Auskleidung als Material der „Ersten-Wand“ mit der für den Launcher spezifischen Doppelwand der vorderen thermischen und neutronischen Abschirmstruktur („Blanket Shield Module“, BSM), die eine hermetische Kapselung der Berylliumoberflächen erlaubt. Die Fertigungstechnik wird durch die komplexe Doppelwandstruktur aufwendig („Heiß-isostatisches Pressen – „HIP“ bzw. Vakuum-Lötverfahren), die der Abfuhr des massiven Wärmeeintrags aus der Strahlungsbelastung dieser Komponente dient (Einsatz in unmittelbarer Plasmanähe).

Aufgrund einer einschneidenden Änderung von ITER-Seite wurde beschlossen, auf das Beryllium am Launcher komplett zu verzichten, da insbesondere der Launcher leicht nach hinten versetzt wurde im Design.

Zum Testen der wesentlichen Komponenten des Launchers (Single-Wall-Main-Frame, Double-Wall-Main-Frame und BSM) wurde der Versuchsstand derart ausgebaut, dass Teile eines Launchers komplett montiert und getestet werden können. Dies ist auch durch einen speziellen Vakuumbehälter im Hochvakuum möglich. ITER-Bedingungen (realer Betrieb sowie Ausheizen) können hiermit realisiert werden und thermohydraulische Szenarien wie im echten Betrieb experimentell nachgestellt werden.

Ein weiteres Mikrowellen-Modul, welches die erste Tritium-Barriere in den Wellenleitern des Launchers darstellt, ist das Diamant-Torusfenster, welches 1.5 MW Leistung bei 170 GHz Mikrowellenfrequenz ohne Zerstörung widerstehen muss. Kritisch von der Fertigungsseite ist hierbei die spezielle Metall-Diamantlötung mit Ag-Cu-Ti-Lot. Die Inspektion dieser Vakuum- und Tritium-Barriere kann nur mit Hilfe von Computertomographie geschehen. Aufgrund der eingesparten Mittel bei der Beryllium-Technologie konnte ein Tomograph beschafft werden, um diese Verbindungstechnologie zu qualifizieren.

2 Einführung

Um Plasmainstabilitäten zu begegnen, werden in vier der oberen Ports im ITER Vakuumgefäß Electron Cyclotron Launcher installiert. Diese bestehen im Wesentlichen aus einer trapezförmigen Stahlkonstruktion, welche die Mikrowellenkomponenten (im Wesentlichen Spiegel und Wellenleiter) beherbergt. Bei der Konstruktion eines solchen Launchers müssen als wesentliche Vorgaben die mechanische Festigkeit, die ausreichende Kühlung des Systems, wirksame Abschirmung empfindlicher Komponenten gegen neutronische Belastung sowie präzise Montierbarkeit berücksichtigt werden. Das derzeitige Referenzdesign des EC Launchers basiert auf der sogenannten „Front Steering Konfiguration“, bei welcher die Mikrowellen durch Wellenleiter und durch das Diamant-Torusfenster rückseitig in den Launcher eingespeist werden und die sich auf bis etwa ein Drittel der Gesamtlänge des Launcher erstrecken. Von hier ab werden die Mikrowellen als quasioptische Strahlen über ein Spiegelsystem nach vorne zur Plasmaseite des Launchers weitergeführt. Dort werden sie fokussiert und über einen Satz verstellbarer Spiegel an definierten Positionen in die äußeren Bereiche des Plasma eingespeist. Um sicherzustellen, dass die Mikrowellenkomponenten sowohl vor dem Plasma geschützt werden als auch, dass sie präzise positioniert sind, ist ihr Einbau in eine stabile, maßgenaue und gut zugängliche Struktur erforderlich. Die extrem hohen Anforderungen an eine solche Struktur, welche teilweise über bisher typische und industriell bereits gefertigte Anwendungen hinausgehen, machen Herstellungstests anhand bestimmter Probekörper sowie den Bau von ausgewählten Prototypen, welche auch zu Testzwecken hinsichtlich der thermohydraulischen Eignung herangezogen werden können, unabdingbar.

3 EC Launcher Strukturdesign

Prinzipiell besteht die Struktur eines solchen Launchers aus zwei Hauptkomponenten – dem sogenannten Blanket Shield Module (BSM) sowie dem Launcher Hauptrahmen (Mainframe / MF). Alle Komponenten sollen als Schweißkonstruktion ausgeführt werden – einzig die Verbindung zwischen BSM und Mainframe muss aus Gründen der Wartungsfreundlichkeit als lösbare, geschraubte Verbindung ausgeführt werden. Der gesamte Launcher ist an seinem Ende als Kragarm in den oberen ITER Port eingeschraubt, welcher als ebenfalls kragarmförmiger Stutzen an das Vakuumgefäß angesetzt ist. Abb. 3-1 zeigt die prinzipielle Konfiguration. Abhängig von den abzuführenden Wärmelasten sind die Wände dieser Hauptkomponenten entweder einwandig ohne Kühlung oder doppelwandig mit eingebetteten Kühlstrukturen ausgeführt. Neben der Funktion der ausreichenden Wärmeabfuhr unterstützen die eingebetteten Kühlkanäle auch die Kommissionierung des Launchers hinsichtlich seinem Einsatz in einem Hochvakuum. Hierzu wird die Struktur nicht mit Kühlwasser mit einer Vorlauftemperatur von 70°C durchströmt sondern mit bis zu 240°C warmem Wasser, um eventuell im Metallgitter absorbierte Stoffe ausgasen zu lassen.

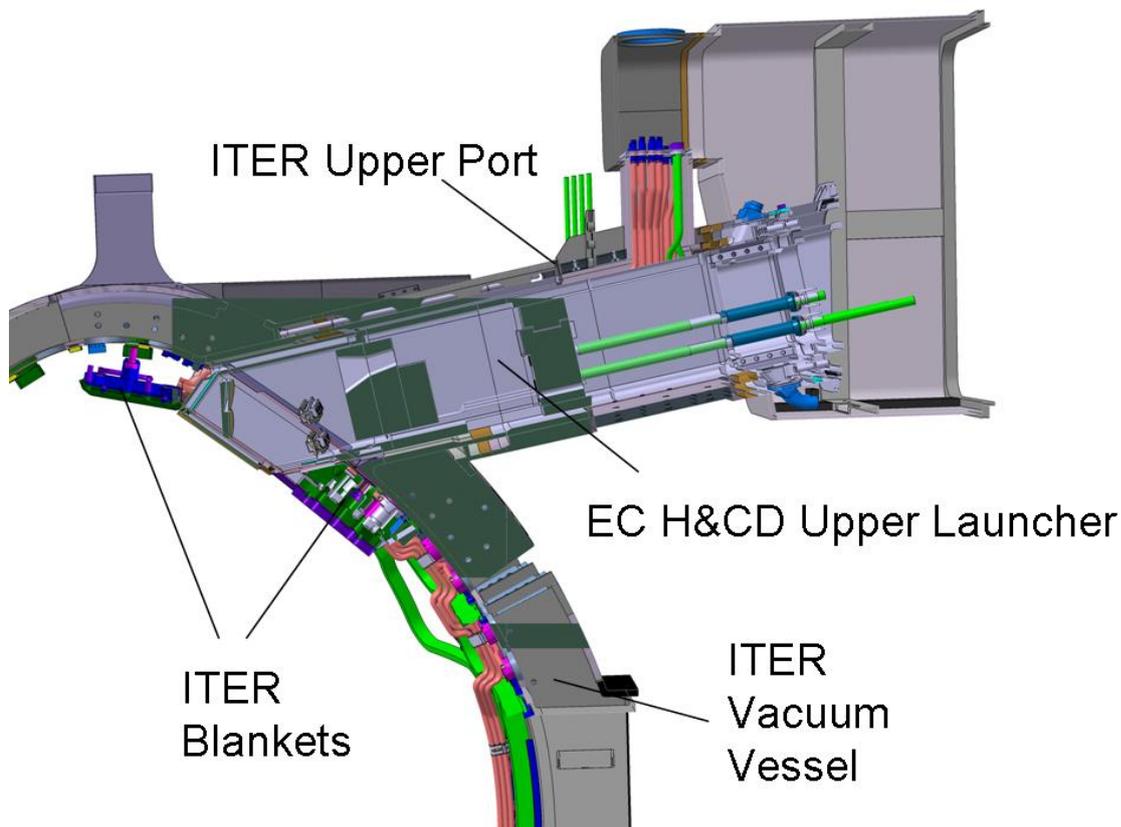


Abb. 3-1: Anordnung des EC Launchers in einem ITER Upper Port

Die prinzipiellen Design-Entwürfe sehen für die Doppelwände einen geschweißten Zusammenbau aus relativ dünnwandigen Blechen (20 – 40 mm), welche mittels dazwischenliegender Rippen als Schweiß-Zusammenbau (ZB) gefügt werden; derart, dass durch die Anordnung der Rippen mäandrierende Kühlkanäle entstehen. Die Realisierbarkeit dieses Designs soll über die Prototypenprogramme nachgewiesen werden. Im Falle der Nichtmachbarkeit sollen alternative

Fertigungsstrategien entwickelt und erprobt werden. Die Einwandkomponenten hingegen bestehen aus Edelstahlblechen von 50mm bis zu über 100mm Dicke und werden mittels geeigneter Schweißverfahren, die im Rahmen des Prototypenbaus noch zu bestimmen sind, gefügt.

Betrachten wir die Subkomponenten des EC Launchers von seiner zum Plasma ausgerichteten Spitze aus so sehen wir zunächst das sogenannte First Wall Panel (FWP). Es handelt sich hierbei um eine Verbundkomponente mit extrem hoher Wärmeabfuhrleistung von bis zu 500kW. Das FWP hat im Wesentlichen (bis auf die Außenkontur) den gleichen Aufbau wie die regulären Blankets, welche die Innenwände des Vakuumgefäßes auskleiden und besteht aus einer vorderen Schutzschicht aus Edelstahl, einer dahinterliegenden Wärmesenke aus Kupfer mit eingebetteten Stahlrohren und einer dahinterliegenden, weiteren dickeren Stahlschicht, welche die mechanische Festigkeit herstellt. Das FWP ist vollumfänglich entlang seiner Außenkante mit der BSM-Schale verbunden – einer doppelwandigen Profilkonstruktion und verleiht dieser zusätzliche Steifigkeit. Hinter der BSM Schale schließt sich der ungekühlte BSM Flansch an, welcher Teil der BSM-/Mainframe-Schraubverbindung ist.

Der Hauptrahmen selbst schließt sich mit seinem Verbindungsflansch an. Er hat im Wesentlichen drei Funktionen zu erfüllen:

- Aufnahme und Befestigung der Mikrowellenkomponenten entlang einer optischen Bank – also einer gefrästen Struktur, welche millimetergenaue Justage der selbigen erlaubt.
- Sicherstellung der Steifigkeit des Launchers, so dass selbst unter extrem hohen von außen einwirkenden elektromagnetischen Kräften infolge Plasmazusammenbrüchen ein Mindestspalt zwischen dem Launcher und dem außenherum positionierten oberen Port garantiert bleibt.
- Aufnahme individueller Abschirmblöcke, welche sowohl die Mikrowellenkomponenten als auch außerhalb des Ports liegende Magnetspulen vor neutronischer Strahlung schützt. Des Weiteren wird hierdurch eine innerhalb der Grenzwerte liegende Dosisrate im für Personen-aufenthalt zulässigen Raum hinter dem Launcher (der sogenannten Port Cell) erreicht.

An den Flansch schließen sich im Hauptrahmen nach hinten fortgesetzt die folgenden Baugruppen an:

- Doppelwand-Hauptrahmen – eine doppelwandige Struktur mit Kühlkanälen, welche die Verbindung zwischen der einwandigen Sektion und dem Abschlussflansch darstellt. Sie formt auch den geometrischen Übergang zwischen dem vertikal zur Längsachse unterteilten Einzelwand-Rahmen und der um $41,9^\circ$ zur Längsachse gekippten Schnittebene zwischen den Flanschen.
- Intermediate Plate – ein Schweißflansch, welcher einerseits die Kühlkanäle in der Doppelwandsektion stirnseitig verschließt und darüber hinaus die Schweißlippe für die Einzelwandsektion formt.
- Einzelwand-Hauptrahmen – das drei Meter lange Kernstück der Launcher-Struktur. Er wird aus drei etwa ein Meter langen Einzelsegmenten gefügt und nimmt die zentralen Elemente des Mikrowellensystems auf. Beim Ausbacken wird er mittels Wärmeleitung von den an ihn anschließenden Doppelwandkomponenten sowie durch Wärmestrahlung von den umgebenden Komponenten (Abschirmblöcke, Port) aufgeheizt.
- Übergangsplatte – formt den Übergang von der trapezförmigen Profilstruktur des Hauptrahmens zum fast quadratischen Querschnitt des sogenannten Launcher Back-Ends.
- Back-End Doppelwandstutzen (Socket) – ein sehr massives, doppelwandiges Verlängerungsstück, in welchem unter anderem die Ausdehnungsschleifen der Kühlrohre der Mikro-

wellenkomponenten Platz finden. Trägt darüber hinaus zur Steifheit des Launchers bei und ist zwingend notwendig für ausreichende Wärmeübertragung während des Ausbackens.

- Befestigungsflansch und Versiegelungsplatte – die Einspannung für den Launcher im Port Stutzen und gleichzeitig die Vakuum- und Tritiumsperrung. Der Befestigungsflansch wird mit insgesamt 42 Bolzen der Größe M52 oder M56 am Port befestigt und stellt die einzige mechanisch wirksame Verbindung zwischen dem Launcher und dem Upper Port dar. Die Versiegelungsplatte ist Teil des geschmiedeten und mittels Frästechnik in seine endgültige Form gebrachten Flansches und nimmt bei einer Dicke von 50mm sämtliche Durchführungen für Kühlwasser, Sensorik und auch die Wellenleiter auf. Der Flansch als sicherheitsrelevante Komponente gegen Vakuumlecks und Tritiumverlust wird mit einer redundanten mechanischen Abdichtung zwischen Port und Launcher ausgerüstet.

In Abb. 3-2 werden alle wesentlichen Komponenten des Launchers gezeigt.

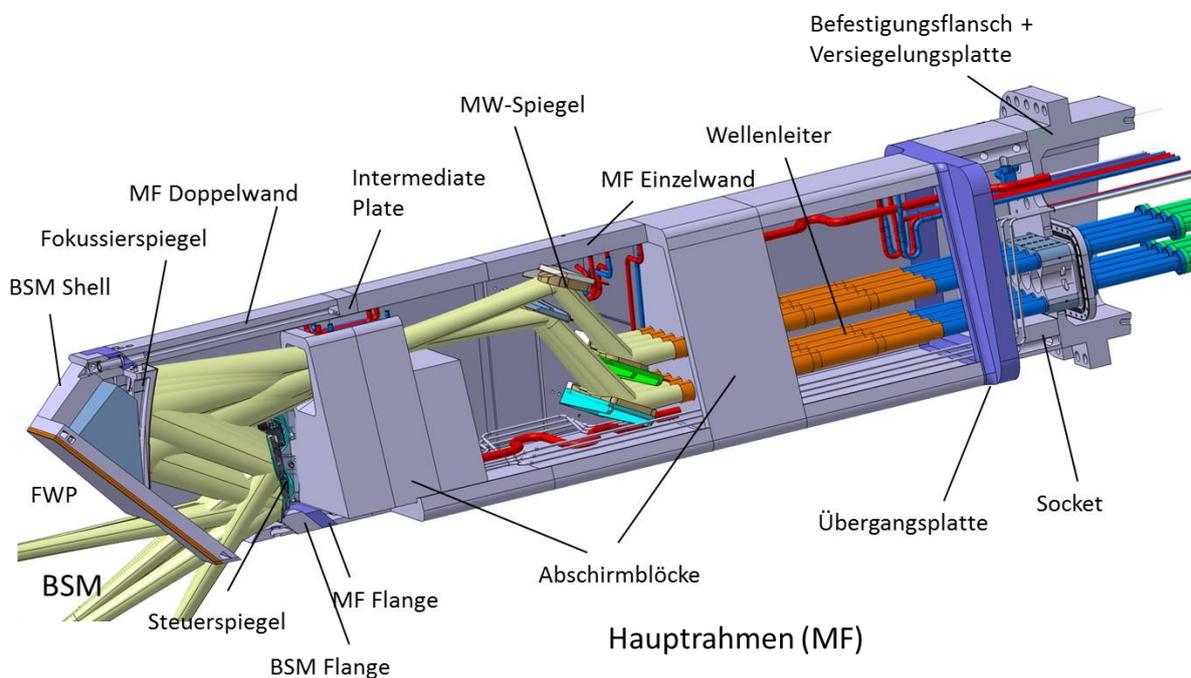


Abb. 3-2: EC Upper Launcher (Schnittbild)

4 Motivation und Komponentenauswahl für Prototypenbau

Die meisten Strukturkomponenten der ITER EC Launcher müssen sehr hohe Anforderungen hinsichtlich mechanischer und thermo-mechanischer Eigenschaften erfüllen. Zum Beispiel muss sichergestellt sein, dass sich der gesamte Launcher unter dem Einfluss elektromagnetischer Lasten, welche als Momente in Größenordnungen von über 1 MNm sowie als Kräfte von über 1 MN auftreten können, nicht stärker als 13 mm von seiner Nominalgeometrie abweichend verformt. Neben den elektromagnetischen Lasten müssen auch noch das nicht unerhebliche Eigengewicht sowie durch das Kühlwasser lokal verursachte Druckkräfte von bis zu 44 MPa berücksichtigt werden.

Thermische Lasten, welche in einer Größenordnung von bis zu 3 W/cm³ volumetrisch und flächenbezogen von bis zu 35 W/cm² auftreten können, müssen sicher durch die vorgesehenen Kühlstrukturen abgeführt werden.

Um unter diesen Bedingungen die maximal erlaubten Spannungen und Verformungen einzuhalten, muss der Launcher als sehr stabile Konstruktion ausgeführt werden, welche Wandstärken von 40 bis über 100 mm erforderlich macht. Präzise und vor allem reproduzierbar angewandte Schweißprozesse für solch massive Komponenten sind für das eingesetzte Material SS 316 L(N) IG verbunden mit den entsprechenden Qualitätsanforderungen bislang nicht Stand der Technik. Aus diesem Grund sind Fertigungsversuche sowie Prototypenbau unerlässlich um die entsprechenden Herstellungsprozesse zu validieren.

Der Launcher wird in einen Einbauraum installiert, welcher minimal 25 mm Spalt zwischen den beiden relevanten Komponenten lässt. Hiervon sind 13 mm für die Verformung vorgesehen, so dass für die gesamte Außenkontur des Launchers eine maximale Abweichung von der Nominalgeometrie von 6mm (wobei wir hier von einer maximalen Abweichung von ebenfalls 6mm für den Port ausgehen) einzuhalten sind.

Verschiedene Strukturkomponenten des EC Launchers müssen gekühlt werden, was angesichts des Einsatzes in einem Hochvakuum extreme Bedingungen an die Dichtigkeit der Schweißnähte stellt. Je nach Schweißverfahren muss aufgrund der komplexen Geometrie des Launchers mit nicht vernachlässigbarem Schrumpf gerechnet werden. Aufgrund der geforderten engen Toleranzen sind Vorversuche bezüglich notwendigem Aufmaß und der mit dem jeweiligen Schweißverfahren erzielbaren Maßhaltigkeit unabdingbar.

Um erste Erkenntnisse für die Konstruktion von doppelwandigen ITER Strukturkomponenten zu gewinnen, wurden in den Jahren 2007 und 2008 Vor-Studien von Doppelwandstrukturen (sogenannte BSM Corners) angefertigt. Basierend auf diesen Erkenntnissen und der gewünschten Übertragbarkeit auf 1:1 Modelle wurde der Doppelwand-Hauptrahmen als prototypisch anzufertigende Komponente ausgewählt (siehe Kapitel 1 und 0). Aufgrund seiner noch wesentlich komplexeren Kühlstrukturen und seiner exponierten Position in der ITER Plasmakammer wurde darüber hinaus auch noch der Bau eines vollmaßstäblichen Prototypen des BSM beschlossen (siehe Kapitel 8).

Um die Herstellungsmöglichkeiten der ungekühlten Strukturen untersuchen zu können, wurde ein Teilsegment des Einzelwand-Hauptrahmens ausgewählt (siehe Kapitel 1)

5 Single Wall Main Frame Prototypes

Der ITER Versuchsreaktor verwendet Mikrowellen zur Plasmastabilisation, welche durch eine geeignete Tragstruktur in freikragender Position in die Vakuumkammer geleitet werden. Das zentrale Mittelsegment dieses sogenannten Upper Port Plug (UPP) besteht u.a. aus einem einwandigen Profil in Trapezform. Der UPP befindet sich während des Betriebs größtenteils im evakuierten Raum, stellt jedoch nach gültigen Standard keinen Druckbehälter dar. Der Einzelwand-Abschnitt des Hauptrahmens hat eine Gesamtlänge von etwa drei Meter und wird voraussichtlich aus drei jeweils ca. einen Meter langen Segmenten zusammengesetzt. Diese Segmente werden aus Plattenmaterial zum geschlossenen Profil gefügt und dann stirnseitig verschweißt. Um mehr Erfahrung hinsichtlich der Beherrschbarkeit dieses Fertigungsprozesses zu sammeln, wurde die prototypische Fertigung eines solchen Einzelsegments beschlossen. Abb. 5-1 zeigt das 3D-CAD Modell eines solchen Einfachwand-Prototypen.

Alternativ kann auch ein Einzelsegment aus jeweils drei Meter langen Platten gefertigt werden, wobei hierfür erweiterte Herstellungsstudien notwendig sind. Innerhalb des aktuellen Projekts wurden jedoch ausschließlich Fertigungsstudien zu den Kurzsegmenten durchgeführt.

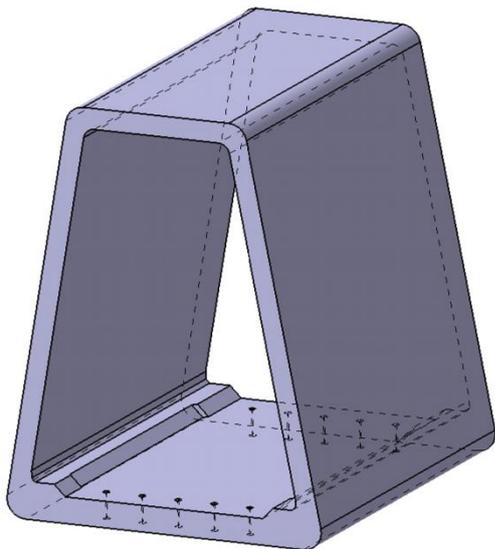


Abb. 5-1: CAD Modell eines Einzelwand-Prototypen

5.1 Auftragsumfang

Der Auftragsumfang umfasste die Untersuchung verschiedener Fertigungsvarianten eines Prototypen der einwandigen Tragstruktur des UPP mit vereinfachter Geometrie und 1 m Länge. Eine 3D-Konstruktion des Bauteils als Schweißkonstruktion mit Fertigungs-, Schweiß- und Prüfunterlagen wurden erstellt. Es sollte eine Designanpassung an den RCC-MR-Code erfolgen, das voraussichtlich gültige Regelwerk für den Bau von ITER. Die Ergebnisse der Untersuchungen wurden mit der Fertigung eines Prototypen verifiziert, abschließende nicht zerstörende sowie zerstörende Prüfungen in Anlehnung an die AD-2000 Merkblätter für Druckbehälter wurden durchgeführt. Für die Übertragbarkeit der Ergebnisse ist auf die Anwendbarkeit der Prozesse bei der originalen Baugröße von 3 m Länge zu achten.

5.2 Werkstoffe

Für die Tragstruktur des Upper-Port-Plug wird im Original der Werkstoff SS 316L-(N) IG verwendet. Ursprünglich war geplant, den Einfachwand-Prototypen aus eben diesem dem gleichen Material zu fertigen, wie es im ITER Materials Handbook definiert ist. Dieses Material basiert auf 316L, mit speziellen Einschränkungen für ITER, wie einem kontrollierten Stickstoffgehalt bzw., stärkerer Einschränkungen hinsichtlich des Gehalts von Spurenelementen wie Kobalt oder Tantal. Im Laufe der Lieferantenanfragen stellte sich jedoch heraus, dass es nicht möglich war, die entsprechende Stahlgüte im Rahmen des Projektbudgets zu beschaffen. Stattdessen wurde der von den Legierungsbestandteilen her ähnliche, aber eben viel leichter verfügbare Edelstahl SS 316L (Werkstoffnummer 1.4404), welcher ähnliche Eigenschaften hat, ausgewählt. Siehe hierzu auch Tabelle 5-1. Die marginal unterschiedliche Zusammensetzung des Materials lässt einige kleine Unterschiede hinsichtlich der zu wählenden Schweißparameter für die Prototypen bzw. die später zu fertigenden Originalkomponenten erwarten; nichtsdestotrotz kann das Verhalten des Materials während des Fertigungsprozesses als mit dem Originalmaterial weitgehend identisch angesehen werden.

Aufgrund des reduzierten Kostenaufwands für die Materialbeschaffung war es sogar möglich, zwei prototypische Fertigungsverfahren zu untersuchen, um innerhalb der Studie das zu bevorzugende Verfahren in einer Vergleichsanalyse zu bestimmen.

Tabelle 5-1: Chemische Zusammensetzung für den ITER Werkstoff SS 316 L(N)-IG und 316L (1.4404)

Element	Reference grade: 316L(N)-IG		316L (1.4404)	
	min	max	min	max
C		0.030		0.030
Mn	1.6	2.0		2.0
Si		0.50		1.0
P		0.025		0.045
S		0.01		0.015
Cr	17.0	18.0	16.5	18.5
Ni	12.0	12.5	10.0	13.0
Mo	2.30	2.70	2.0	2.5
Nb+Ta+Ti		0.15	-	-
Cu		0.3	-	-
B		0.001-0.002	-	-
Co		0.05	-	-
N	0.060	0.080		0.11

5.3 Halbzeuge

Es wurden zwei Möglichkeiten der Fertigung des Bauteils aus Blechen oder an die Bauteilgeometrie angepasste Schmiedestücke favorisiert. Der Vorteil von Schmiedestücken ist ein geringer Aufwand an Zerspanungsarbeit, da diese Halbzeuge mit wenigen Millimeter Aufmaß auf die Bauteilgeometrie geschmiedet werden können. Der Schweißaufwand ist sowohl für die Verwendung von Blechen, als auch von Schmiedeteilen gleich. Aufgrund der geringen Baugröße hat sich die Beschaffung von Schmiedeteilen als nicht wirtschaftlich erwiesen, da lediglich Standardmaße mit zu großen Abmaßen zu erwerben waren. Daraus resultierend wurden Bleche mit ca. 50% der Kosten für Schmiedeteile verwendet. Bei festgelegtem Materialbudget ermöglichte dies den Bezug der doppelten Menge an Material und somit die Realisierung zweier Fertigungsvarianten.

5.4 Designanpassung an RCC-MR Code

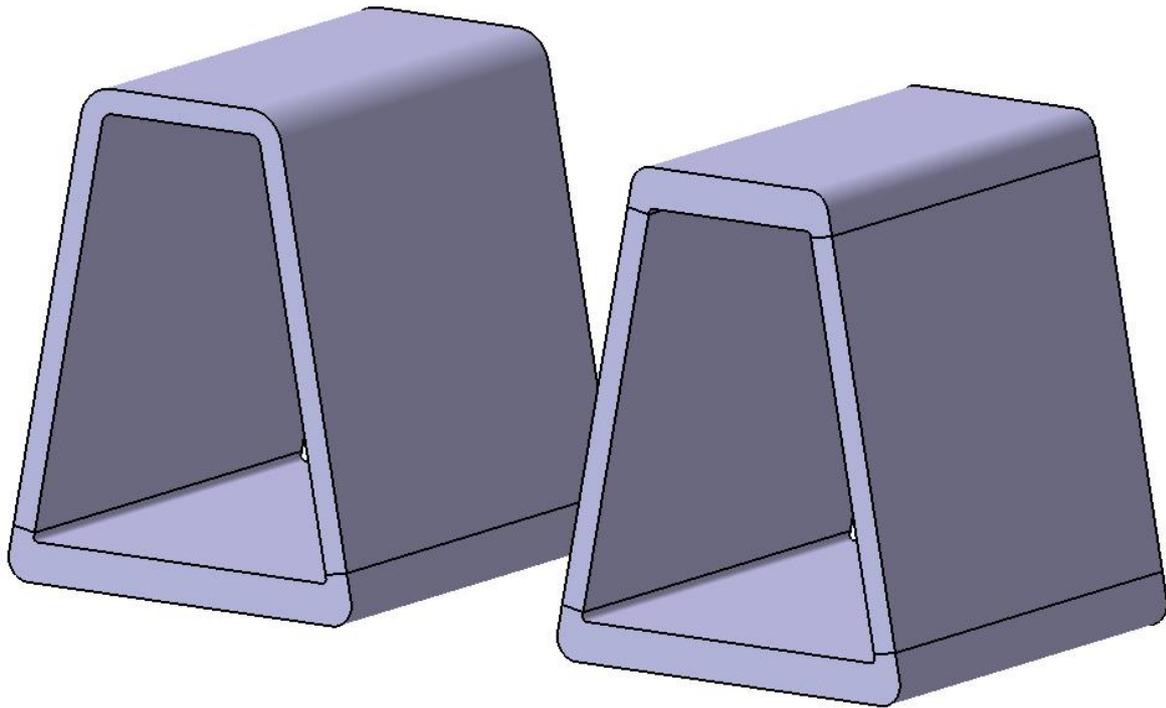
Während der Konstruktion und der Untersuchung der Fertigungsvarianten liegt keine endgültige Fassung des RCC-MR Standards, der Bauvorschrift von ITER vor. Die Anwendung dieses Standards auf den UPP ist nicht geklärt und eine Designanpassung somit nicht erfolgt.

5.5 Fertigungsvarianten

Um die Trapezform der Profilstruktur einschließlich der Verrundungen an den Ecken möglichst genau bereits nach dem Schweißen abzubilden, wurden zwei grundsätzliche Fertigungskonzepte erarbeitet und hierzu Vorstudien durchgeführt.

Die erste Fertigungsvariante basiert auf einem doppelt gebogenen Biegeteil, welches auf eine gefräste Grundplatte gefügt wird (siehe Abb. 5-2 (a)). Der Hauptvorteil dieser Konstruktion liegt in der geringen Anzahl von nur zwei Schweißnähten, wodurch der mögliche Verzug des Bauteils nach dem Schweißen minimiert wird. Biege-Vortests haben jedoch ergeben, dass das Biegen von 55 mm starken Platten bei Einhaltung der geringen Biegeradien und unter Berücksichtigung der geforderten Präzision nur mit extrem hohem Werkzeugeinsatz sowie mehrfacher nachfolgender Wärmebehandlung möglich ist. Somit ist keine wirtschaftliche Fertigbarkeit gegeben.

Das zweite Konzept basiert auf einem Schweiß-ZB aus vier Grundelementen. Zwei gefräste Platten bilden hierbei Boden- und Deckelement, welche durch zwei Seitenteile verbunden werden (Abb. 5-2 (b)). Die ursprünglich durchgehenden Verrundungen an den Außenecken werden hierbei durch dreifach angenäherte Überfräsungen ersetzt, was die Herstellung der Prototypen sinnvoll vereinfacht. Ob derart vereinfachte Verrundungen auch für die Serienbauteile praktikabel sein werden, muss noch untersucht werden. Angesichts der deutlich besseren Wirtschaftlichkeit der Vier-Elemente-Lösung wurde dieser für die Fertigung des Single-Wall Prototypen ausgewählt.



(a) Bent, U-shaped, mounted on base plate

(b) Welded assembly of four machined plates

Abb. 5-2: Fertigungsvarianten des Single Wall Trapezprofils;

Der wichtigste Aspekt der Prototypenfertigung der Single Wall ist die Untersuchung der Schrumpf- und Verzugseffekte beim Schweißen von dickwandigem Vollmaterial aus 316L. Hierbei kommt es sowohl auf die geeignete Wahl des Schweißverfahrens als auch auf eine optimale Anordnung der Einzelteile an. Unter einer Vielzahl von möglichen Schweißverfahren konnten in einem Benchmark-Verfahren das Unterpulver-WIG-Schweißverfahren sowie das Elektronenstrahlschweißverfahren als die beiden bestgeeigneten Verfahren identifiziert werden. Aufgrund der kostengünstig gewählten Halbzeuge als auch der optimierten Grundgeometrie ließ der verfügbare Etat die Herstellung von zwei Single-Wall-Prototypen zu. Somit konnten für die Prototypenfertigung beide Schweißverfahren getestet werden.

Neben der Auswahl der geeigneten Schweißverfahren ist auch die optimale Geometrie der Einzelteile von wesentlicher Bedeutung für den zu erwartenden Verzug. Deshalb wurden entsprechend Abb. 5-3 zwei verschiedene ZB-Konzepte erarbeitet.

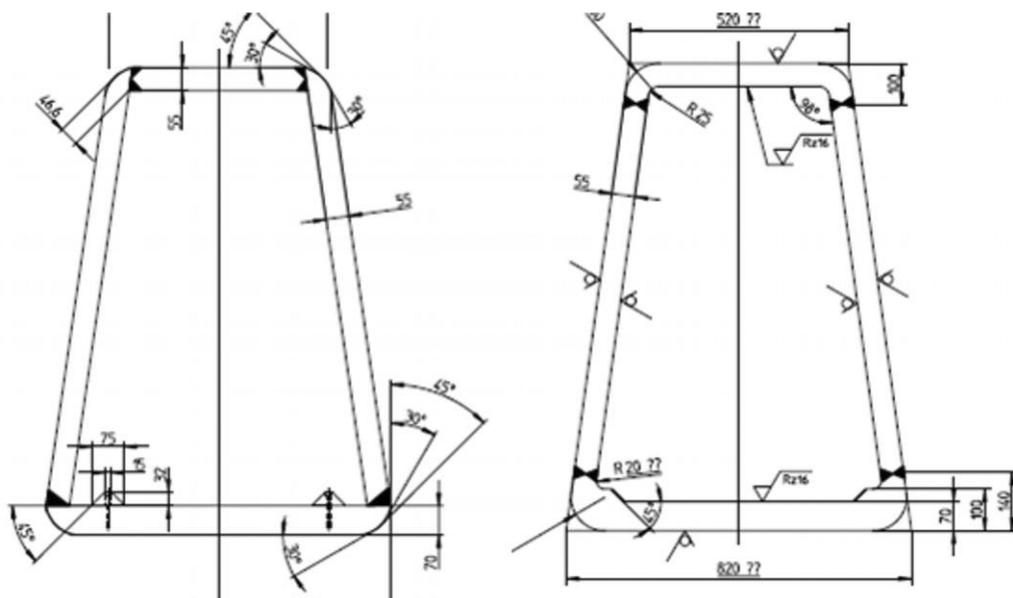


Abb. 5-3: Einzelteil-Zusammenbau Varianten des Single Wall Prototypen

Die erste Variante (in Abb. 5-3 links) weist zwei vertikale und zwei horizontale Schweißnähte auf; die Variante auf der rechten Seite beruht ausschließlich auf horizontalen Schweißnähten. Der mechanische Bearbeitungsaufwand ist hierbei etwas höher, da die Schweißlippen aus dem Vollen herausgearbeitet werden müssen; allerdings ist der erwartete Verzug deutlich geringer und vor allem besser vorhersagbar und reproduzierbar, da er hauptsächlich in vertikaler Richtung und nicht in beide Richtungen auftreten wird. Aus diesem Grund wurde die Fertigungsvariante mit ausschließlich horizontalen Schweißnähten ausgewählt.

5.6 Fügetechnik

5.6.1 Verfahren

Durch die Kosteneinsparung bei der Material- und Halbzeugwahl konnten zwei Prototypen mit unterschiedlichen Schweißverfahren gefertigt werden. Ein Bauteil wurde durch Elektronenstrahlschweißen bei Fa. Josch Strahlschweißtechnik, das andere mit WIG-Wurzellagen und anschließendem Unterpulverschweißen bei MAN DWE gefertigt. Das Elektronenstrahlschweißen zeichnet sich hier besonders durch die sehr kurze Prozesszeit und durch geringen Wärmeinput aus. Dies führt zu geringem Verzug und wenig Eigenspannungen im Bauteil. Die konventionellen Methoden erlauben dagegen komplexe Bauteilgeometrien und in Verbindung mit einer Echtzeitmessung, z.B. per Lasertracker, einen kontrollierten Schrumpf. Durch die Messergebnisse während dem Schweißen kann hier die Nahtfolge variiert und somit ein kontrollierter Schrumpf stattfinden. Die Fertigung der Prototypen ermöglichen eine Bestimmung des Schrumpfs als systematischen Fehler, welcher bei den Serienteilen bereits bei der Konstruktion berücksichtigt und damit minimiert werden kann.

5.6.2 Schweißnahtvorbereitung

Beim Elektronenstrahlschweißen werden die Bleche stumpf montiert. Der dabei entstehende Schweißspalt muss kleiner 0,2 mm sein. Dies erfordert, bei einer Kantenlänge von 1 m, eine

sehr genaue mechanische Bearbeitung. Mittels anheften der Teile durch WIG-Nähte kann der dabei entstehende Schrumpf geringe Fertigungsungenauigkeiten ausgleichen. Bei zunehmender Länge der Schweißnaht erhöht sich der Fertigungsaufwand. Bei der mechanischen Bearbeitung, werden Kräfte in das Werkstück eingeleitet, die zu Spannungen im Gefüge führen und auch nach dem Abspannen von der Fräsmaschine das Bauteil verziehen können. Die Schweißnahtvorbereitung für die WIG-Wurzellagen erfordert keine sehr engen Fertigungstoleranzen, da die Schweißer dies ausgleichen können. Die Fugenform entspricht hier einer Tulpe (siehe Abb. 5-4), um das Schweißvolumen und damit den Wärmeeintrag zu reduzieren.

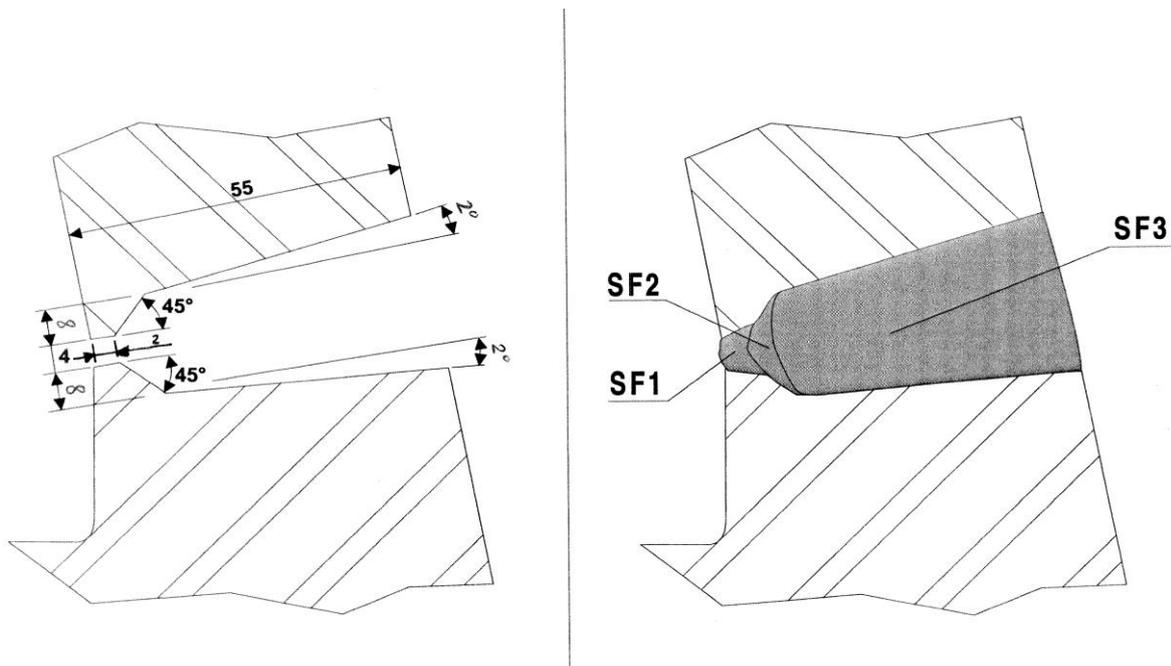


Abb. 5-4: Horizontalschweißnaht mit tulpenförmiger Fuge am WIG-Prototypen

Bei einer Bauteillänge von 3 m muss die Vakuumkammer beim Elektronenstrahlschweißen eine entsprechende Größe aufweisen. Ansonsten können die Ergebnisse des Prototyps auf die Originallänge übertragen werden. Bei zunehmenden Abmessungen muss beim konventionellen Schweißverfahren die Aussteifung mittels Knotenbleche entsprechend erhöht werden, ansonsten sind auch hier die Ergebnisse übertragbar.

5.7 Schweißprozess

Nach der Beschaffung der Halbzeuge wurde eine leichte Welligkeit am Plattenmaterial festgestellt, so dass vor der Ausformung der Schweißlippen in diesem Bereich zunächst die Oberfläche des Plattenmaterials überfräst werden musste. Da aber für sämtliche ITER In-Vessel Komponenten aufgrund des Hochvakuums eine überfräste Oberfläche gefordert wird, fällt dieser zusätzliche Bearbeitungsaufwand nicht ins Gewicht. Allerdings muss das Übermaß bei der Beschaffung des Plattenmaterials berücksichtigt werden.

5.7.1 WIG-Unterpulverschweißen

Die vorbereiteten Einzelteile werden mithilfe eines massiven Stahlrahmens, der eine Vorzugsrichtung für den erwarteten Schrumpf definiert, zusammengesetzt und mittels Lasertracking vermessen. Die Schweißparameter werden definiert und ein Schweißplan erstellt, um den Verzug so gering wie möglich zu halten. Dies geschah im Falle des WIG-UP-Schweißens auf Basis des langjährigen Erfahrungsschatzes des Herstellers MAN Turbo. Abb. 5-5 zeigt den Prototypen während des Schweißvorgangs.



Abb. 5-5: UP-WIG-Prototyp während des Schweißens

5.7.2 EB-Schweißen

Für den elektronenstrahlgeschweißten Prototyp wurde eine Serie von Testschweißungen durchgeführt um die optimalen Parameter für eine Elektronenschweißnaht an SS316L von 55mm Dicke zu ermitteln. Abb. 5-6 zeigt einen Querschliff dieses Probekörpers.

Als optimale Einstellung für eine durchgeschweißte EB-Naht bei der gegebenen Bauteildicke wurden ein Kathodenstrom von 42A und eine Hochspannung von 150 kV gefunden.

Die Schweißnahtvorbereitung sieht einen Zusammenbau mit Anschlägen vor; die Elektronenstrahlgeschweißung wird als durchdringender Strahl mit externem Strahlfänger durchgeführt. Dieser besteht im Wesentlichen aus einer punktgeschweißten Einlaufzone aus Edelstahl sowie einer mittels Klemmen angebrachten Kupferschiene (siehe Abb. 5-7). Im Wurzelbereich muss die Schweißnaht mechanisch nachbearbeitet werden. Aufgrund der engen Schweißspalte und der nur geringen Volumina der Wärmeeinflusszonen wird nur begrenzter Schrumpf während des Schweißvorgangs erwartet. Der Prototyp selbst wird frei in der Vakuumkammer platziert,

um freies Schrumpfen zu gewährleisten. Zusätzliche Verstärkungs- oder Halterahmen wie beim WIG-Prototypen wurden nicht vorgesehen.



Abb. 5-6: Probekörper mit Elektronenschweißnähten verschiedener Parameter



Abb. 5-7: Elektronenstrahleinlaufzone und Strahlfänger beim EB-Prototypen

Die Einzelteile selbst wurden nach dem Zusammenbau geheftet. Da leider keine ausreichend große Vakuumkammer verfügbar war bzw. da der Verfahrensweg der Elektrode nicht über die gesamte Länge des Prototyps reichte, musste jede Elektronenstrahlschweißung in zwei getrennten Schritten durchgeführt werden. Dies hat jedoch auf die Bewertung der prinzipiellen Eignung des Verfahrens keinen Einfluss. Abb. 5-8 zeigt den Prototypen unter der Vakuumglocke.



Abb. 5-8: EB-Prototyp unter der Vakuumglocke (geöffnet) beim Elektronenstrahlschweißen.

5.8 Fertigungsaufwand

Aufgrund der geringen Spaltmaße ist die mechanische Bearbeitung beim Elektronenstrahlschweißen um ca. 10% aufwändiger als beim konventionellen Verfahren. Zuzüglich ist eine Bearbeitung der kompletten Seitenfläche notwendig, da ein Aufmaß der Seitenteile erforderlich ist, um Blechtoleranzen auszugleichen. Für die WIG- und UP-Naht wurde eine Tulpenform als Schweißnahtvorbereitung gewählt. Auch diese Geometrie ist relativ aufwändig zu fräsen, reduziert aber das Schweißvolumen und damit den Wärmeeintrag. Der Bearbeitungsaufwand verschiebt sich mit zunehmender Bauteilabmessungen in Richtung gewöhnlicher Schweißnahtvorbereitung, da die engen Toleranzen des Elektronenstrahlschweißens schwieriger einzuhalten sind. Der Schweißprozess ist beim konventionellen Schweißen um ca. 15% aufwändiger als beim Elektronenstrahlschweißen. Prüfungen, wie Lasertracker-Vermessung, während dem Schweißen sind nicht berücksichtigt. Der zusätzlich notwendige Transport, welcher ausschließlich durch Elektronenstrahlschweißen entsteht, muss ebenfalls berücksichtigt werden.

5.9 Wärmebehandlung

Eine Wärmebehandlung wurde aus Budgetgründen und nicht vorhandenen Vergleichswerten dieser Werkstoffe ausgesetzt.

5.10 Vermessung und Bewertung

Hauptkriterium für die Wahl eines Single Wall Segments für die Prototypenfertigung war die Überprüfung der Maßhaltigkeit des fertigen Bauteils. Weitere Bewertungsparameter sind die Festigkeit sowie die Dichtigkeit der Schweißnähte

5.10.1 UP-WIG Prototyp

Für den UP-WIG-Prototypen konnten Schrumpf bzw. Verzug sehr präzise dokumentiert werden, da der Zugang zum Bauteil während des gesamten Schweißprozesses gegeben war. Mittels eines Lasertrackers sowie an den Bauteilen angebrachter Körnerpunkte (siehe Abb. 5-9) konnten zu den jeweiligen Bearbeitungsschritten die nachfolgenden Messprotokolle (Abb. 5-10 bis Abb. 5-24) erstellt werden.

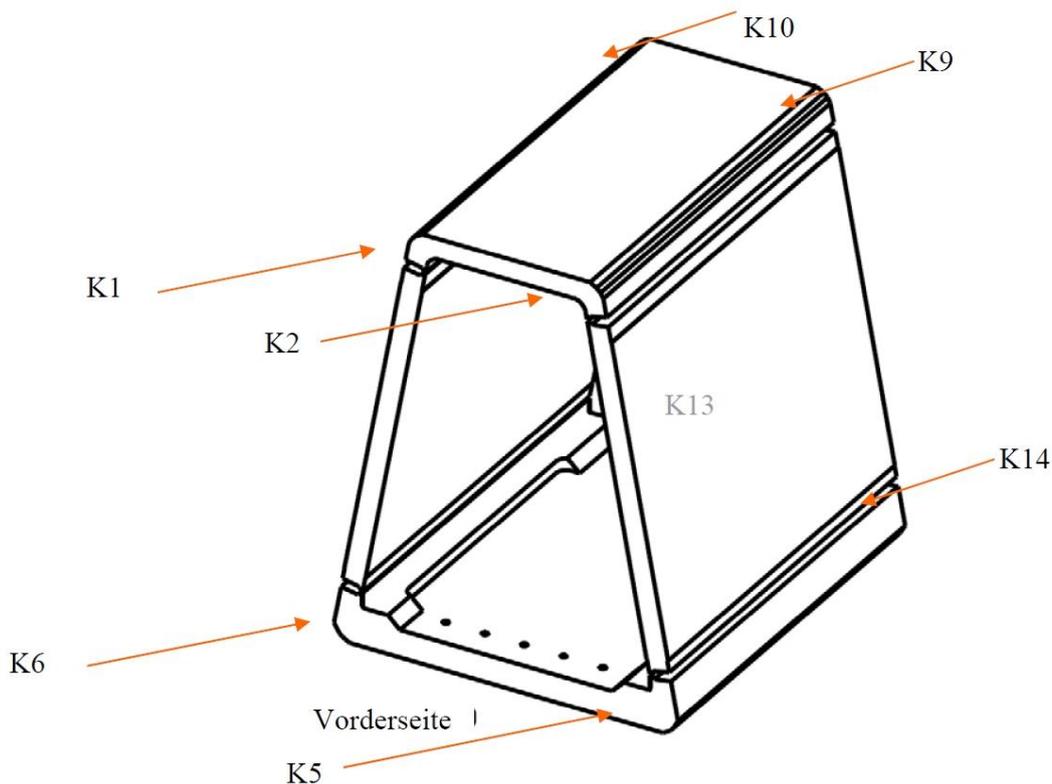


Abb. 5-9: Körnerpunkte am Single Wall Main Frame zur Laser-tracking Vermessung

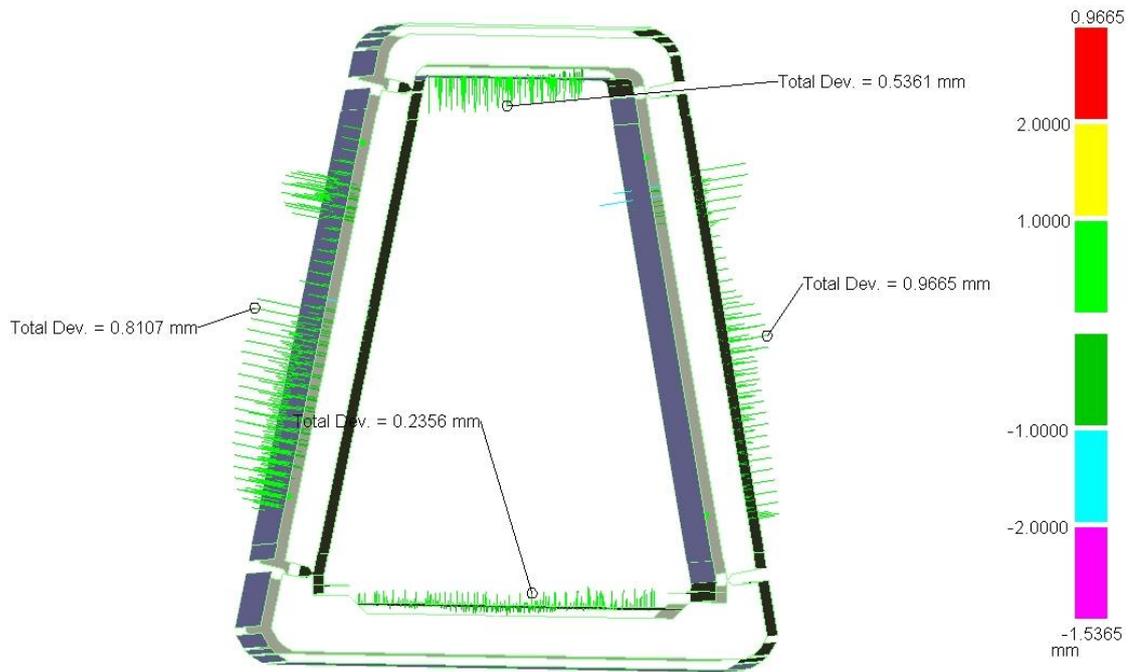


Abb. 5-10: Maßabweichungen im zusammengebauten Zustand ohne Schweißen

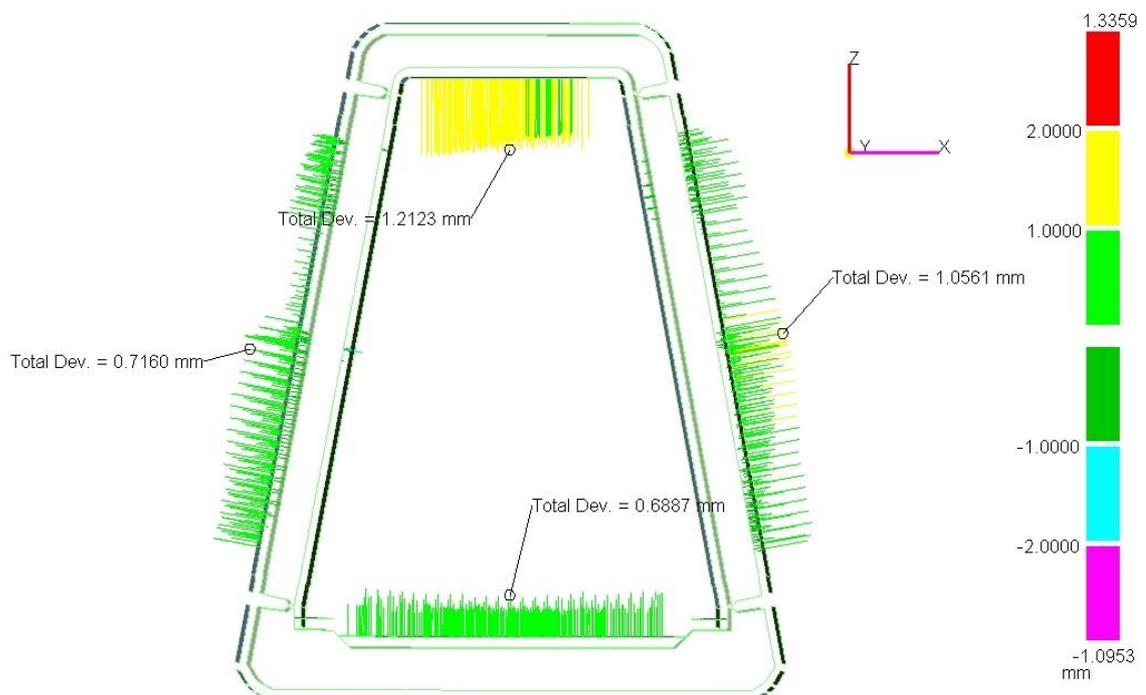


Abb. 5-11: Maßabweichungen nach dem Heften

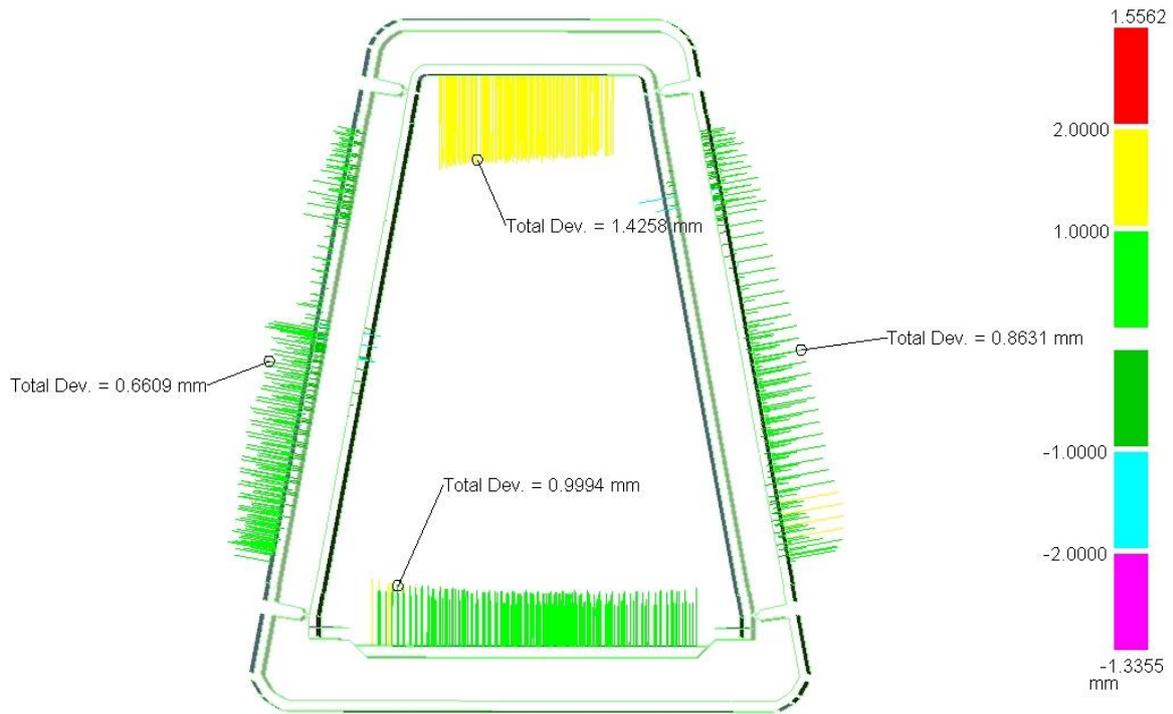


Abb. 5-12: Maßabweichungen nach dem Einbringen der Wurzellage

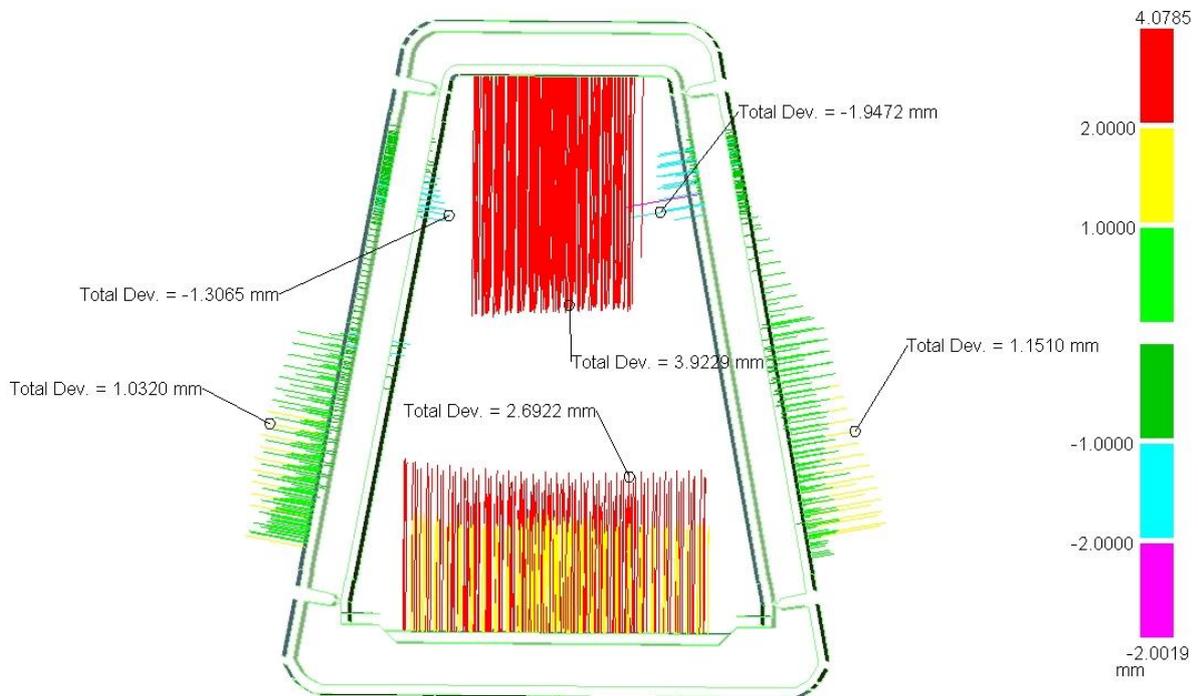


Abb. 5-13: Maßabweichungen nach Einbringen von 5 UP Schweißlagen

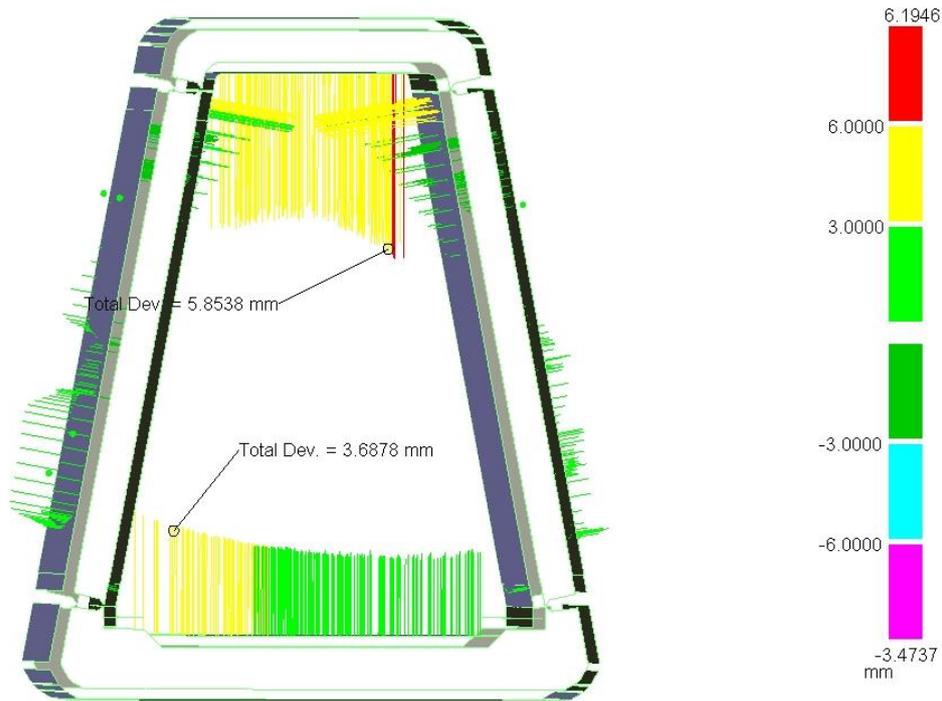


Abb. 5-14: Maßabweichungen im Endzustand

Tabelle 5-2: Abstand zwischen den Körnerpunkten nach den einzelnen Arbeitsschritten [mm]

Distanz zwischen	Zusammenbau	Geheftet	Gewurzelt	5 Lagen	Fertig
K1 – K6	1057,489	1056,568	1056,100	1052,504	1050,218
K2 – K5	1056,637	1055,756	1055,481	1051,508	1048,855
K9 – K14	1048,363	1047,469	1046,928	1043,729	1041,243
K10 – K13	1045,822	1045,081	1044,592	1041,138	1038,204

Tabelle 5-3: Winkelmessungen der Bleche zueinander nach den einzelnen Arbeitsschritten [deg]

Winkel zwischen	Zusammenbau	Geheftet	Gewurzelt	5 Lagen	Fertig
Grundblech und linke Seite	100,5186°	100,5139°	100,5158°	100,5978°	100,6665°
Grundblech und rechte Seite	100,4994°	100,5182°	100,5438°	100,6267°	100,8950°

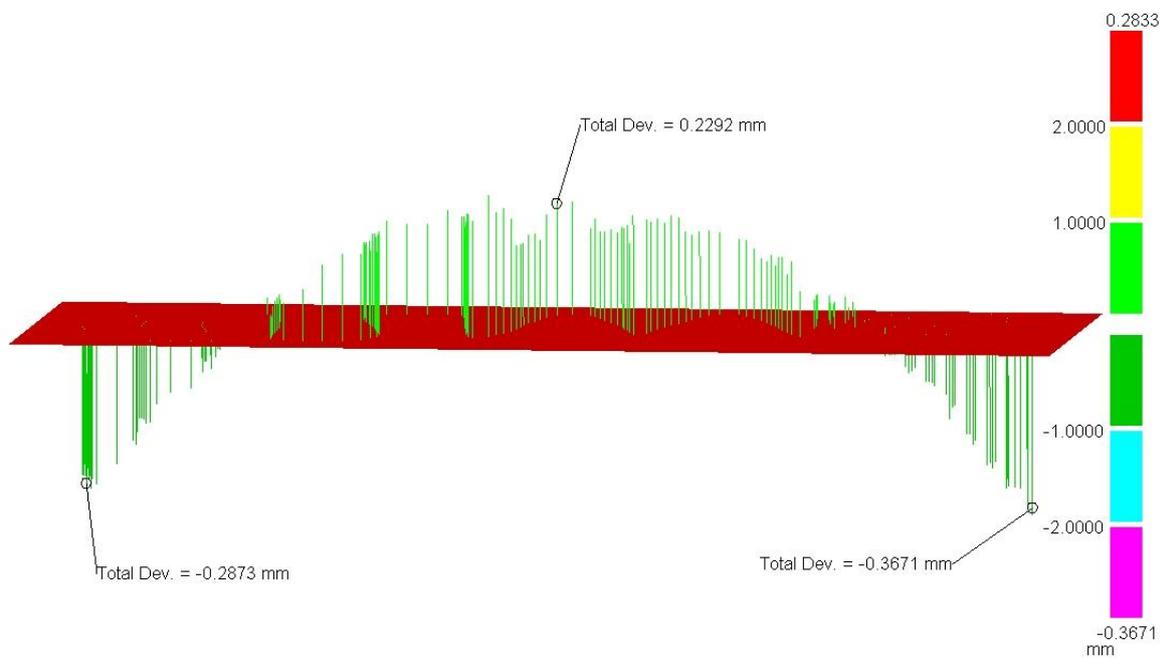


Abb. 5-15: Ebenheit des Deckelblechs im zusammengebauten Zustand vor Schweißen

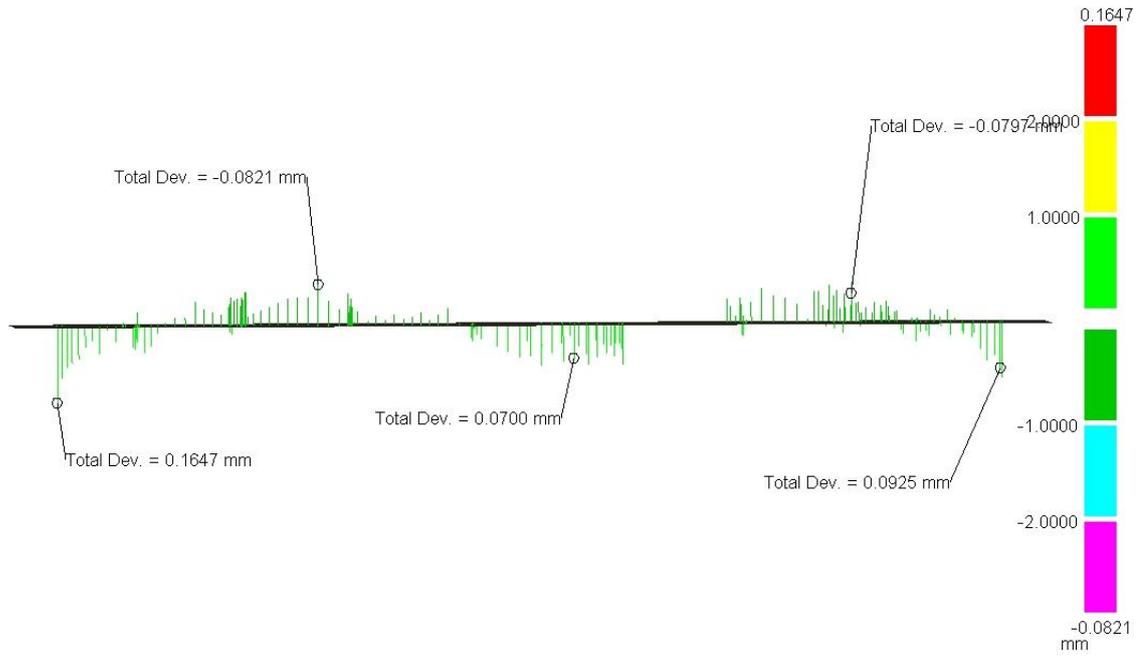


Abb. 5-16: Ebenheit des Deckelblechs nach Heften

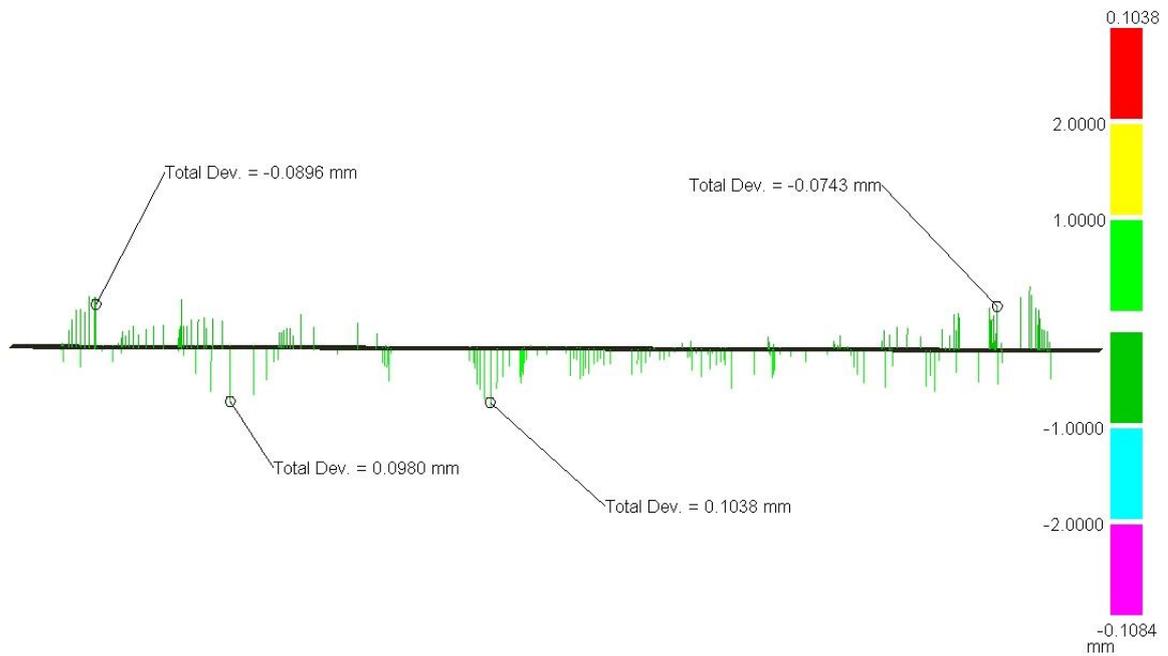


Abb. 5-17: Ebenheit des Deckelblechs nach Einbringen der Wurzellage

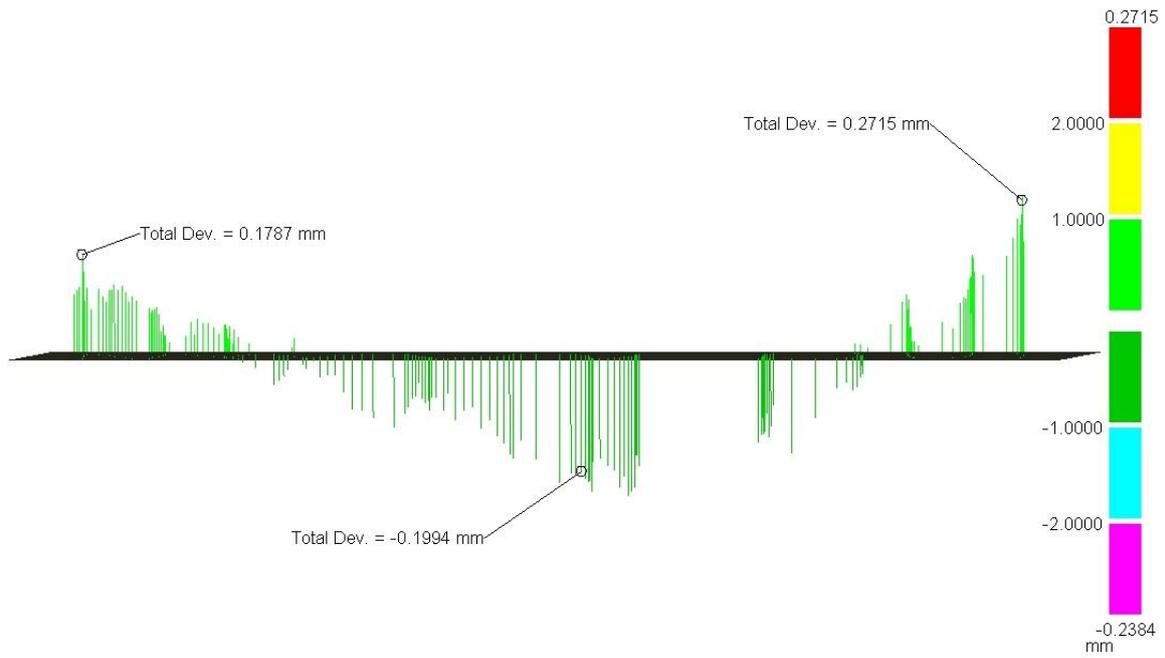


Abb. 5-18: Ebenheit des Deckelblechs nach Einbringen von 5 UP-Schweißlagen

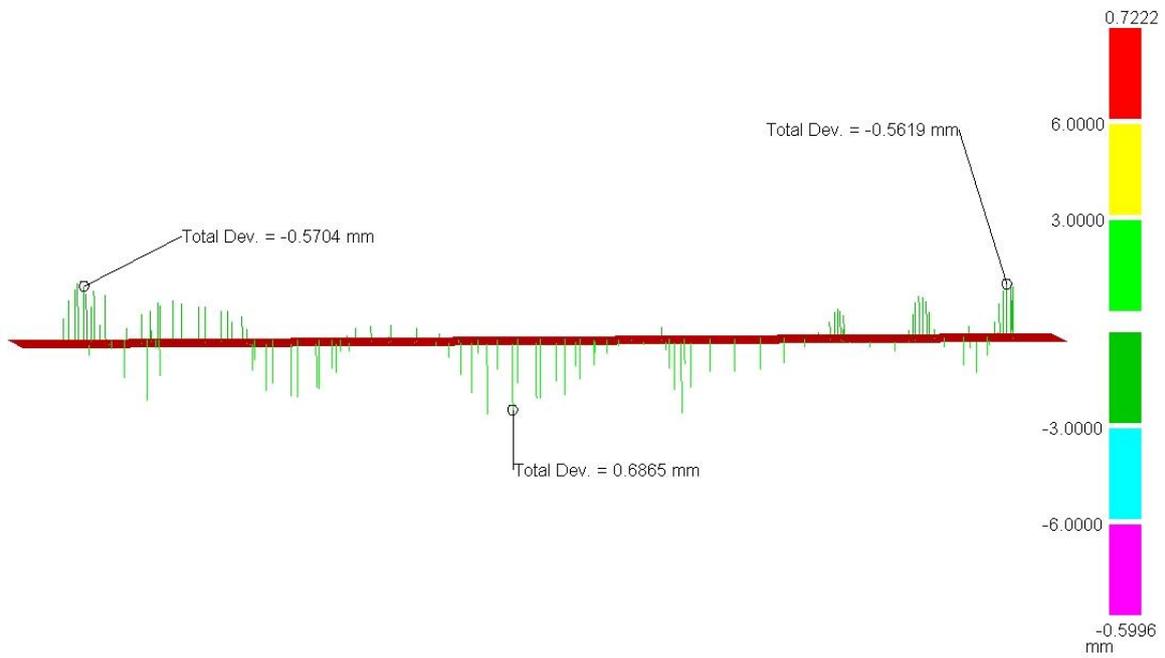


Abb. 5-19: Ebenheit des Deckelblechs im Endzustand

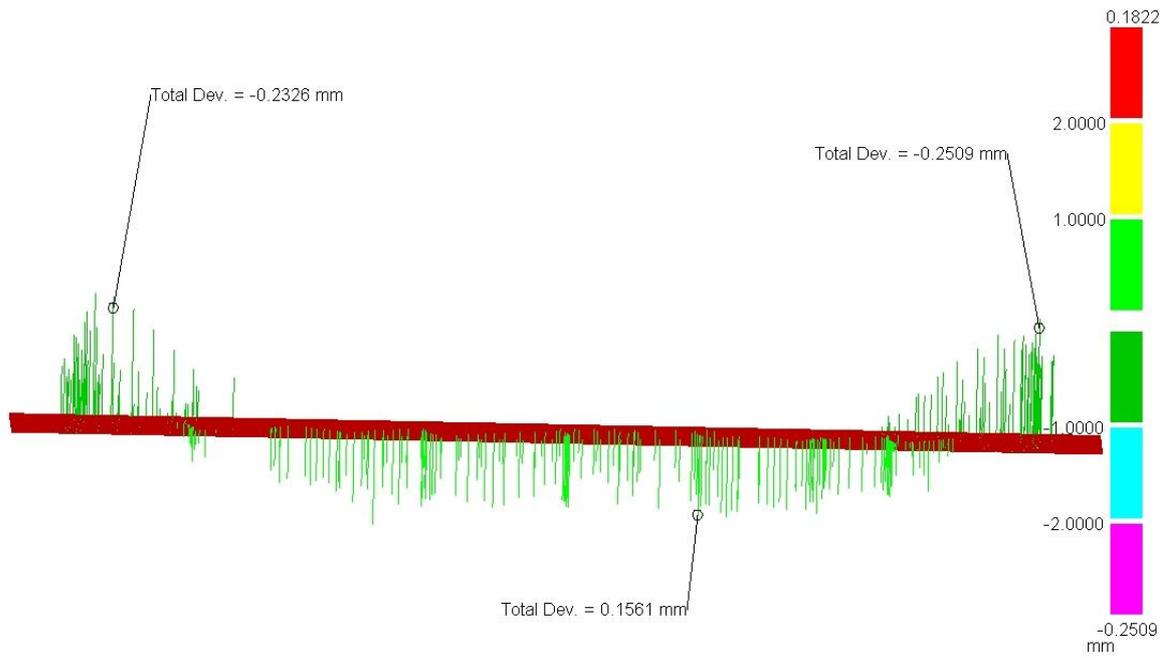


Abb. 5-20: Ebenheit des Grundblechs im zusammengebauten Zustand vor Schweißen

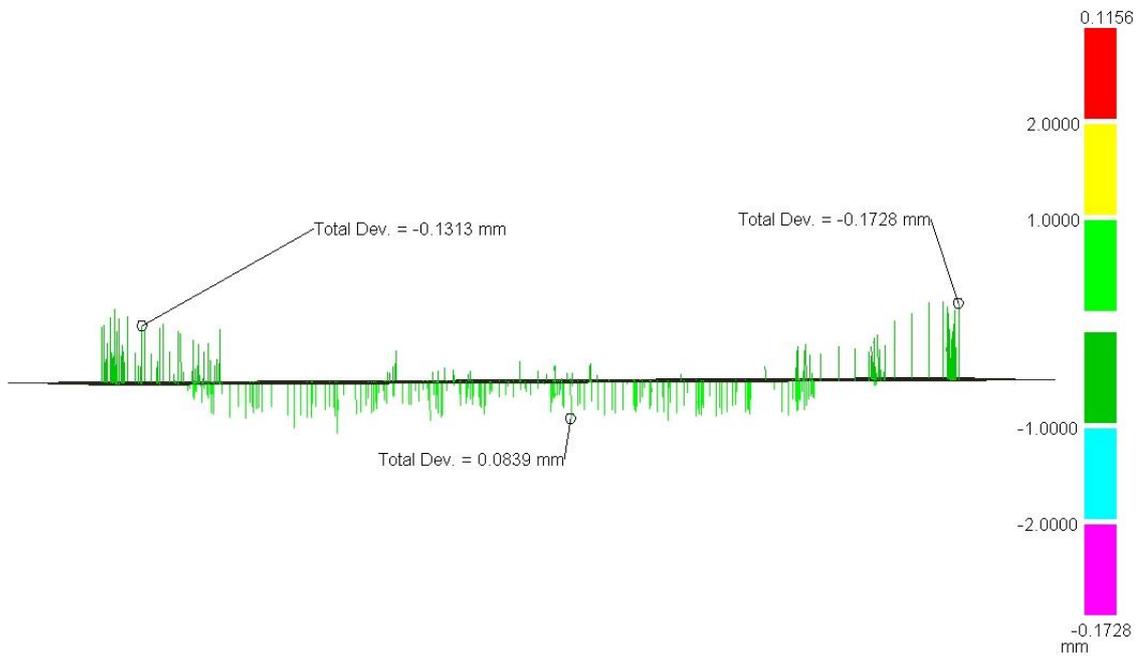


Abb. 5-21: Ebenheit des Grundblechs nach Heften

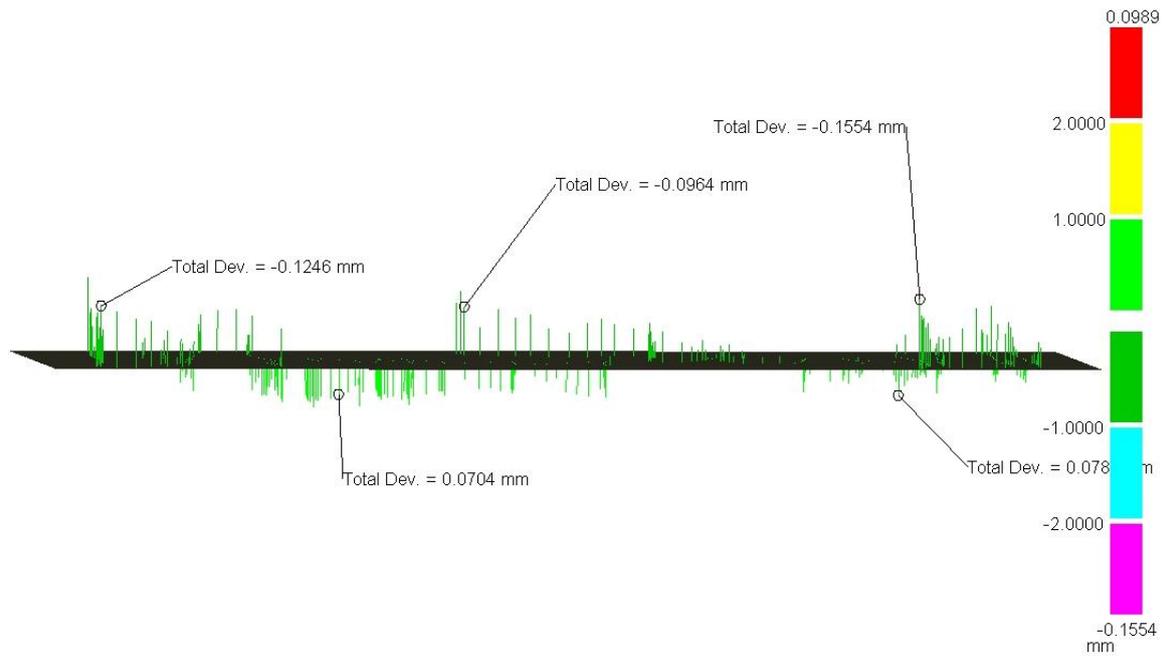


Abb. 5-22: Ebenheit des Grundblechs nach Einbringen der Wurzellage

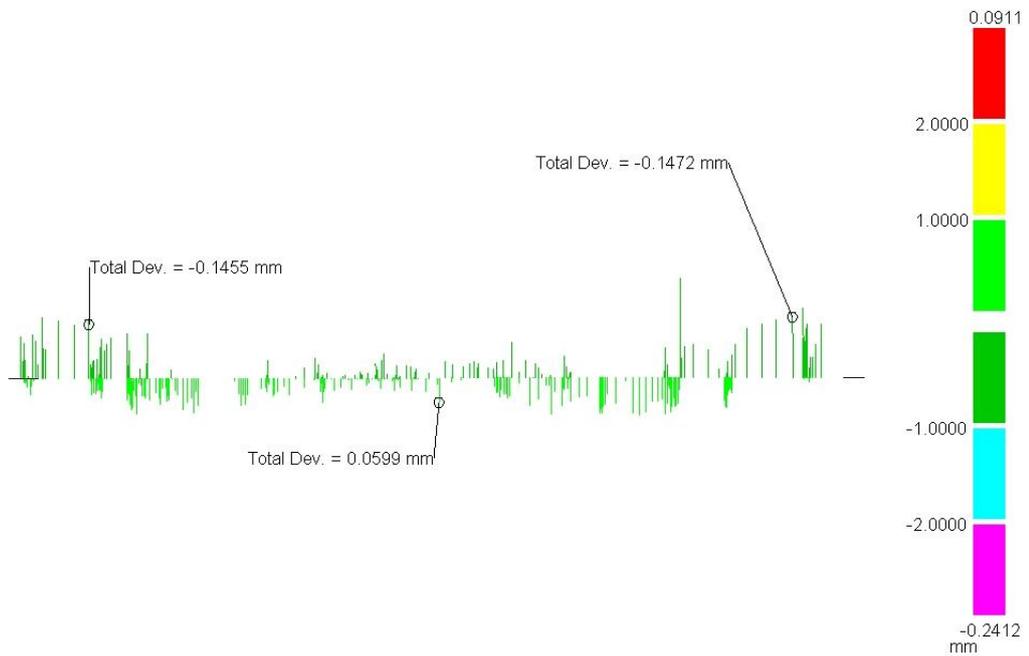


Abb. 5-23: Ebenheit des Grundblechs nach Einbringen von 5 UP-Schweißlagen

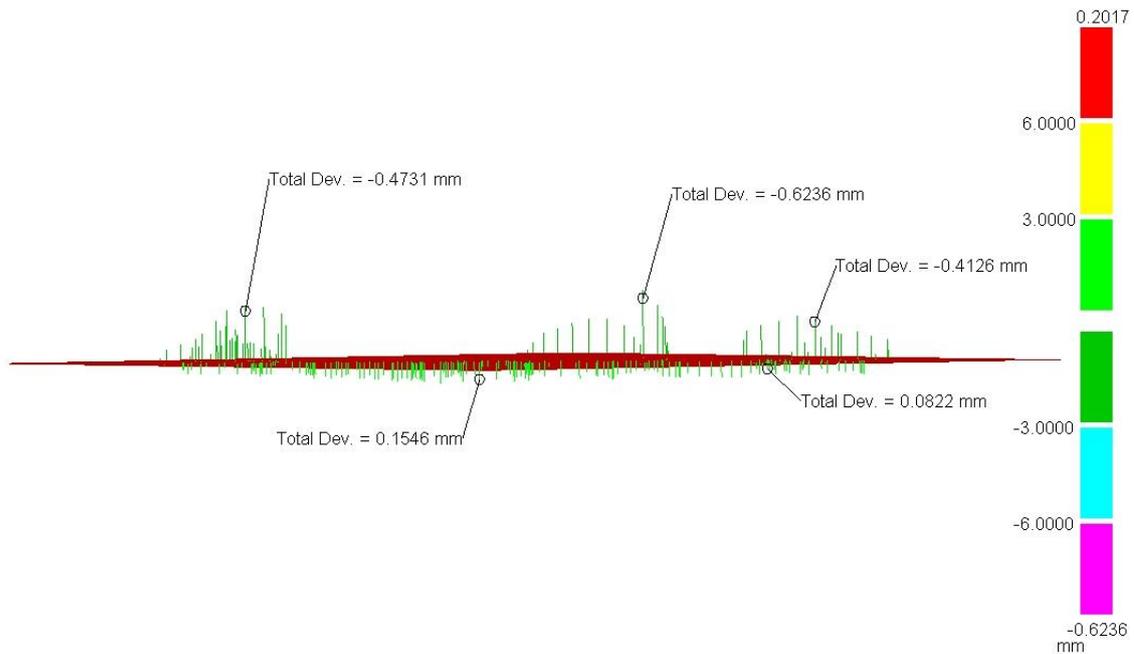


Abb. 5-24: Ebenheit des Grundblechs im Endzustand

Die Formtreue des UP-WIG Prototypen lässt sich aus den durchgeführten Messungen wie folgt interpretieren:

- Dank der ausschließlich horizontalen Schweißnähte ist so gut wie kein Verzug in Horizontalrichtung festzustellen.
- Die Ebenheit der Bleche weicht im Endzustand um einen Maximalwert von 0,69 mm für das Deckelblech (Abb. 5-19) und 0,62 mm für das Grundblech (Abb. 5-24) vom Referenzmaß ab. Dies ist im Rahmen der erlaubten Welligkeit.
- Der vertikale Verzug der Komponente im Endzustand ergibt sich zu etwa 9 mm. Zusammen mit der Ebenheit der Bleche ist dies ein kontrollierbarer Verzug, welcher durch geeignete Wahl des Übermaßes der Einzelteile kompensiert werden kann. In diesem Fall kann mit einer Abweichung der Komponentenform vom Referenzmaß von unter 1,5 mm ausgegangen werden, was die geforderte Maximaltoleranz von 5 mm sicher übertrifft.
- Der Winkelverzug beträgt im Endzustand $0,15^\circ$ (linke Seite) bzw. $0,4^\circ$ (rechte Seite). Diese Werte sind momentan noch zu hoch (max. = $0,1^\circ$) und müssen bei einer zukünftigen Serienfertigung durch geeignete Positionierung der Einzelteile, einen optimierten Halterahmen sowie entsprechendes Übermaß verbessert werden. Die Prototypenfertigung zeigt diesbezüglich aber die klare Machbarkeit dieser Verbesserung.
- Alle Werte tendieren mit zunehmender Bearbeitungsdauer in die gleiche Richtung. Somit sind keine komplexeren Kompensationseffekte zwischen den einzelnen Bearbeitungsschritten zu bedenken.

5.10.2 EB-Welding Prototyp

Für den EB-Welding Prototyp konnte aufgrund der Unzugänglichkeit des Werkstücks während des Schweißprozesses nur ein abschließendes Messprotokoll angefertigt werden. Angesichts des homogenen Schweißverfahrens sind Zwischenvermessungen aber auch nicht ähnlich relevant wie für den UP-WIG Prototyp. Abb. 5-25 zeigt die Maßabweichungen von der Referenzgeometrie im Endzustand.

Abb. 5-25 und

Tabelle 5-4 erlauben für den EB-Welding Prototypen folgende Bewertung der Maßhaltigkeit:

- Aufgrund der horizontal angeordneten Schweißnähte mit extrem geringem Spaltmaß und nur wenig Wärmeeintrag ergibt sich ein sehr geringer Vertikalverzug von etwa 1 mm.
- Es ergab sich ein Horizontalverzug von annähernd konstant 1,5 mm auf jeder Seite nach innen. Dieser ist somit so gering, dass keine korrigierenden Maßnahmen wie Übermaß der Einzelteile oder Ähnliches getroffen werden müssen. Nichtsdestotrotz lässt sich durch entsprechende Zugabe eines Übermaßes die Formtreue noch weiter optimieren.
- Der Winkelverzug beträgt im Endzustand ca. $0,005^\circ$ (linke Seite) bzw. $0,035^\circ$ (rechte Seite). Diese Werte übertreffen die geforderte Toleranz um ein Vielfaches.

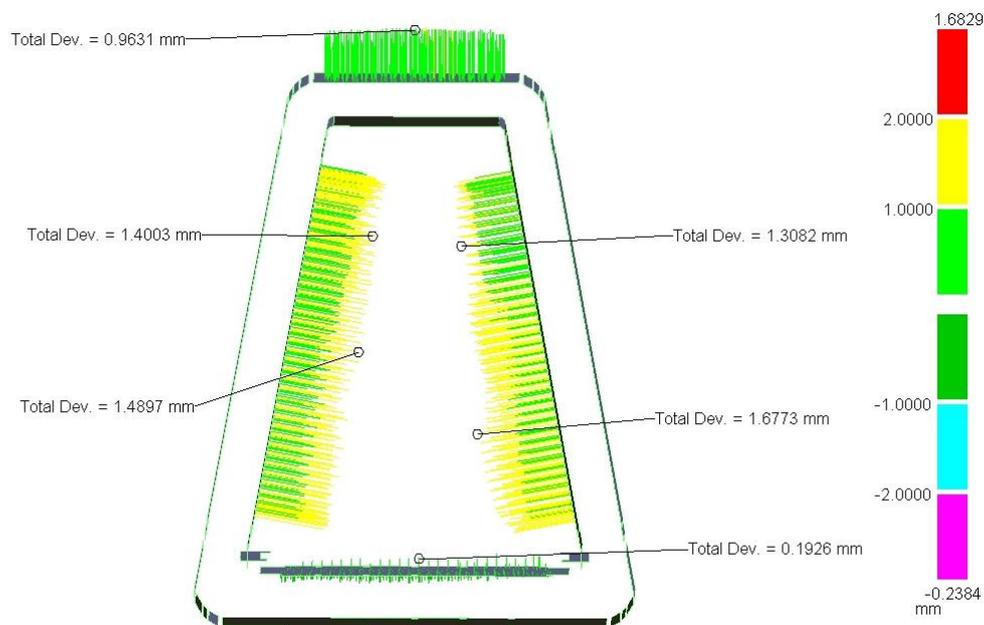


Abb. 5-25: Laser-Tracking-Protokoll für den EB-Weld Prototyp im Endzustand

Tabelle 5-4: Winkelmessungen der Bleche zueinander nach den einzelnen Arbeitsschritten [deg]

Winkel zwischen	Endzustand
Grundblech und linke Seite	100,5053°
Grundblech und rechte Seite	100,4661°

5.10.3 Festigkeit

Für beide Prototypen wurden Segmente aus den Schweißnähten entnommen und Zugversuchen zur Ermittlung charakteristischer Festigkeitswerte durchgeführt.

Insgesamt wurden für jeden Prototyp vier Zugproben bei Raumtemperatur durchgeführt. Beim UP-WIG geschweißten Prototyp wurden hierbei für Proben aus Grundwerkstoff Zugfestigkeiten R_m zwischen 573 und 581 MPa gemessen. Die 0,2%-Dehngrenze bei den gleichen Proben lag zwischen $R_{p0,2} = 291$ und 331 MPa.

Für die EB-geschweißten Proben ergaben sich die folgenden Werte:

$R_m = 557 - 569$ MPa; $R_{p0,2} = 301 - 312$ MPa. Dabei wurden sowohl Proben aus der Wärmeeinflusszone als auch direkt aus dem Schweißgut berücksichtigt.

Alle gemessenen Werte übertreffen die minimalen Referenzwerte von 520 bzw. 220 MPa für den Stahl 316 L deutlich.

5.11 Ausblick

Für die Originalbauteile in 3 m Länge wird eine Kombination der Halbzeuge, aus Blechseitenteilen und Bodenteilen aus Schmiedestücken, favorisiert. Der Aufwand an mechanischer Bearbeitung kann durch geringes Aufmaß der Schmiedeteile deutlich reduziert werden während bei den Seitenteilen auf die kostengünstige Bleche zurückgegriffen werden kann. Die größere Geometrie erleichtert außerdem den Einsatz von Schmiedestücken mit Standardabmessungen. Durch die geringe Zugänglichkeit im Innern des Port Plugs kann eine komplexe Frässtruktur eine Dreiteilung des Bauteils erfordern. Die dadurch entstehenden Rundnähte würden den Schweißaufwand deutlich erhöhen, jedoch können diese Einzelteile zusammengepasst werden und somit für das Gesamtbauteil engere Toleranzen eingehalten werden. Die Rundnähte werden aufgrund der Geometrie lediglich konventionelle Schweißverfahren zulassen. In diesem Fall ist eine Kombination von Elektronenstrahlschweißen der Längsnähte und konventionelle Schweißen der Rundnähte denkbar. Die Kosten werden bei dieser einwandigen Tragstruktur maßgeblich von der Geometrie im Inneren des Bauteils sowie von einzuhaltenden Toleranzen beeinflusst. Aus diesem Grund empfiehlt sich die Zusammenarbeit aus Fertigung, Konstruktion und Planung bereits in der Konzeptphase.

6 Double Wall Main Frame Pre-Prototypes

Die Spezifikation für den Double Wall Main Frame (DWMF) Prototyp (siehe Kapitel 0) beinhaltet die Forderung nach einer doppelwandigen Struktur, zwischen deren Außenwänden Kühlwasser mit einer geeigneten Stromführung zur Abfuhr der durch neutronische Durchdringung eingebrachten Wärme sichergestellt werden kann. Der genaue Aufbau bzw. die Fertigung dieser doppelwandigen Struktur war jedoch nicht vorgegeben. Ein wesentlicher Aspekt der Fertigung eines DWMF Prototypen war deshalb die Findung des optimalen Designs einer solchen Doppelwand unter Berücksichtigung von Funktionalität und Herstellbarkeit.

Daher wurden mit Hilfe eines morphologischen Kastens mögliche Fertigungsstrategien erarbeitet und hinsichtlich ihrer Eignung bewertet. Neben der Möglichkeit des Zusammenbaus einer doppelwandigen Struktur wurde auch die Verwendung dickwandiger Bleche, in welche Kühlstrukturen mittels mechanischer Bearbeitung (Tauchfräsen) eingebracht werden als mögliche Lösung berücksichtigt. Abb. 6-1 zeigt eine Übersicht über die möglichen Fertigungs- und Fügeverfahren.

Mithilfe des morphologischen Kastens wurden drei potentielle Designvarianten als die zielführendsten identifiziert. Sie werden nachfolgend kurz beschrieben.

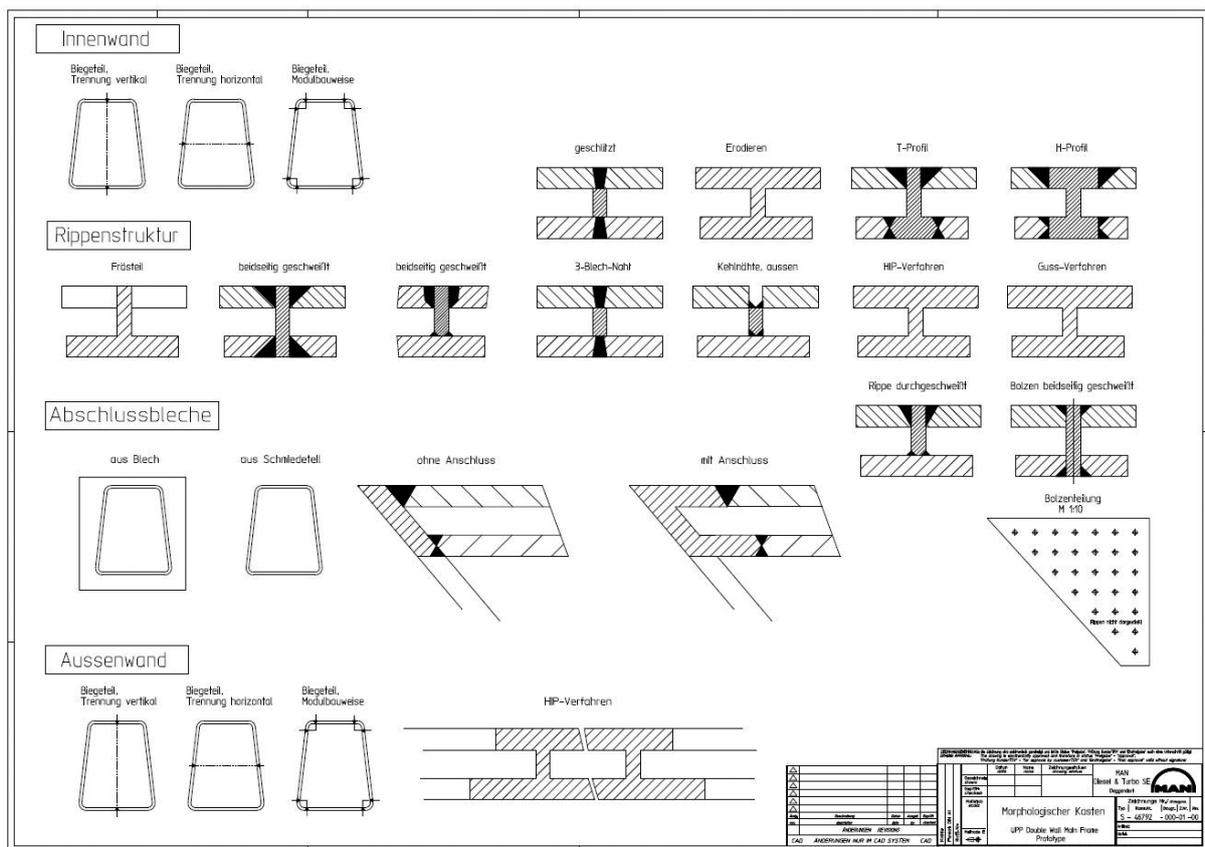


Abb. 6-1: Morphologischer Kasten für mögliche Fertigungs- und Fügevarianten für den DWMF Prototyp

6.1 Designvarianten

6.1.1 Design mit Rippen

Die Innenschale des DWMF wird als Schweißkonstruktion aus zwei gebogenen Halbschalen gestaltet. Darauf werden Rippen geschweißt, die bezüglich Festigkeit tragend ausgeführt sind und gleichzeitig die mäandrischen Kühlkanäle formen. Die Außenschale besteht aus vier Komponenten. Ober- und Unterteil sind Biegeteile, die beiden Seitenteile ebene Bleche mit gefrästeten Aussparungen zum Einschweißen der Rippen. Zum Schließen der Doppelwandstruktur dient je ein Front- und ein Abschlussblech. Für den Testbetrieb des Prototypen werden an Ein- und Auslass Normflansche montiert. Abb. 6-2 zeigt einen Auszug aus der Entwurfszeichnung.

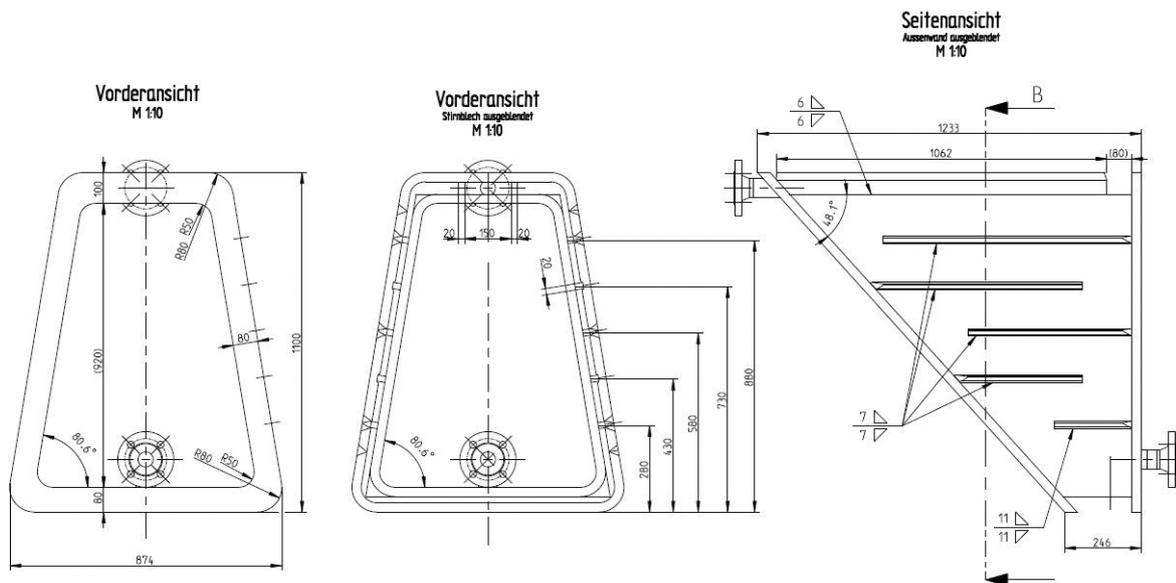


Abb. 6-2: DWMF Designkonzept mit Rippen

6.1.2 Design mit Bolzen

Innen- und Außenschale bestehen aus je zwei gebogenen Halbschalen. Die tragende Funktion wird hier von Bolzen übernommen, die mit beiden Seiten verschweißt sind. Zur Strömungsführung werden zwischen den Bolzen dünne Leitbleche eingesetzt. Die Oberseiten werden mit Rippen verschlossen, zum Schließen von Vorder- und Rückseite dienen entsprechende Abschlussbleche. Für den Testbetrieb des Prototypen werden an Ein- und Auslass Normflansche montiert. Auch hierfür wird zur Veranschaulichung mit Abb. 6-3 ein Auszug aus der Entwurfszeichnung gezeigt.

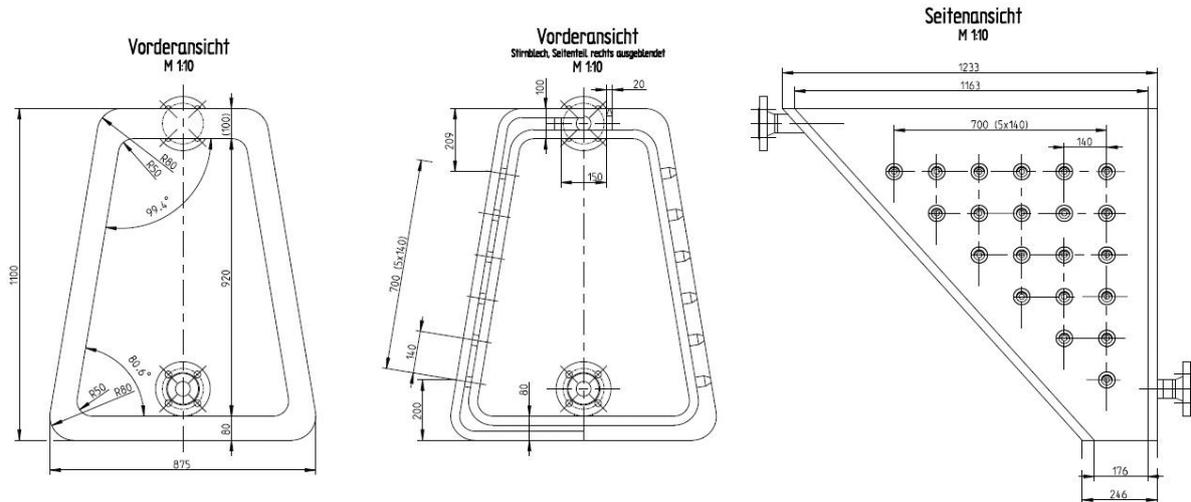


Abb. 6-3: DWMF Designkonzept mit Bolzen

6.1.3 Design mit Tauchfräsen

Die Trapezform des DWMF wird mittels Elektronenstrahlschweißen aus ebenen Blechen gefertigt. Die Kühlkanäle werden dann von den Stirnseiten her per Tauchfräsen in diese Grundstruktur eingebracht. Zur Formung der Kanäle wird der Materialabtrag teilweise ausgesetzt, so dass auch hier Rippen entstehen, die sowohl tragende als auch strömungstechnische Funktion erfüllen. Zum Schließen der Doppelwandstruktur dienen je ein Front- und ein Abschlussblech. Für den Testbetrieb werden Ein- und Austritts-Normflansche montiert. Abb. 6-4 zeigt einen Auszug aus der Entwurfszeichnung.

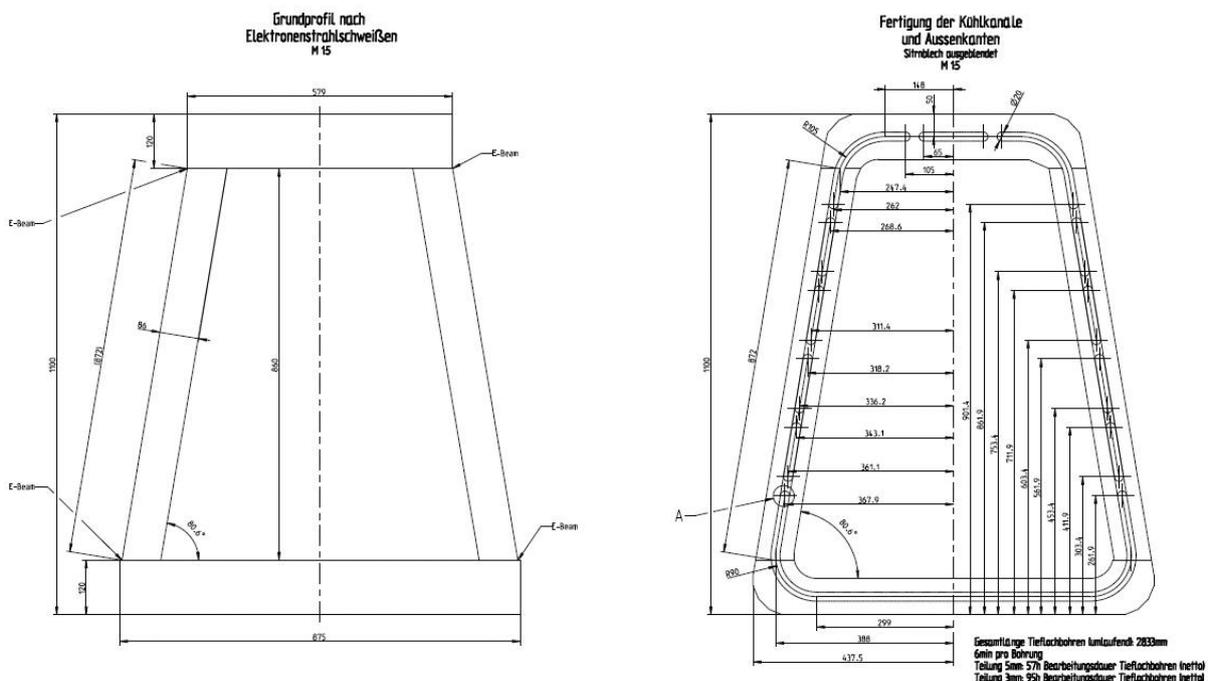


Abb. 6-4: DWMF Designkonzept mit Tauchfräsen

6.1.4 Bewertung

Aufgrund des hohen Schweißguteintrags von etwa 15 kg und dem daraus resultierenden starken Verzugs wird die Rippenlösung als ungeeignet erachtet. Zwar könnten technische Änderungen der Ausführung den Schweißguteinsatz reduzieren – in gleichem Maße steigt aber der Aufwand für die mechanische Bearbeitung und somit die Kosten.

Die Bolzenlösung wurde als technisch vielversprechend und kostengünstig bewertet. Zwar ist auch hier ein nicht vernachlässigbarer Eintrag von Schweißgut gegeben, durch die überwiegend runden Schweißnähte wird aber im Vergleich zur Rippenlösung mit ihren langen Schweißnähten ein beherrschbarer Verzug erwartet.

Tauchfräsen erscheint in der geforderten Bauteildimension als technisch unsicher. Die mechanische Bearbeitung der Trapezstruktur wird daher überwiegend mittels Tieflochbohren durchgeführt. Hierdurch geht natürlich der vorwiegend rechteckige Charakter der Strömungskanäle verloren und wird durch zylindrische Kanäle ersetzt. Die Eignung selbiger für die Wärmeabfuhr muss untersucht werden.

Um die beiden verbliebenen Designvarianten mit einander vergleichen zu können und den hohen Kostenrahmen für die Komplettfertigung zweier DWMF Prototypen zu senken, wurde die Fertigung zweier verkleinerter Vor-Prototypen mit den charakteristischen Merkmalen der beiden Designvarianten beschlossen.

Hierzu wurde eine der Seitenwände herangezogen, deren Abmessungen für die Vorprototypen auf etwa 1000 x 500 x 80 mm verkleinert wurde. Die Stirnseite bildet dabei den typischen 48° Winkel des DWMF ab so dass die scharfen Umlenkungen der Original-Kühlkanäle in den Vorprototypen ebenfalls vorhanden sind. Jeder der beiden Vorprototypen wird mit drei mäandrierenden Kühlwasserzügen versehen werden, so dass anhand thermo-hydraulischer Tests auch hier eine Vergleichbarkeit der beiden Konzepte gegeben ist.

Das Ersetzen des mechanischen Bearbeitungsverfahrens „Tauchfräsen“ durch Tieflochbohren macht das Herausarbeiten der in der Spezifikation geforderten rechteckigen Kühlkanäle unmöglich bzw. nur mit sehr hohem Bearbeitungsaufwand erreichbar. Aus diesem Grund soll eine kurze thermo-hydraulische Analyse den Vergleich der Wärmeabfuhr zwischen rechteckigen und runden Kühlkanälen bewerten. Hierzu wurden einfache 2D-Modelle der Querschnitte der Kühlkanäle erzeugt, bei denen die Querschnittsflächen der Kanäle sowie die Materialakkumulation um sie herum annähernd gleich sind.

Eine volumetrische Wärmelast von $0,5 \text{ MW/m}^3$ sowie ein Kühlwasserstrom von $2,25 \text{ kg/s}$ bei einer Vorlauftemperatur von 120°C wurden als Eingangsparameter angenommen. Das Material ist rostfreier Edelstahl vom Typ 316L (1.4404) mit einer Wärmeleitfähigkeit von 15 W/mK . Wärmeübergangskoeffizienten von $7600 \text{ W/m}^2\text{K}$ für die rechteckigen Kanäle bzw. 7200 W/m^2 für die runden Kanäle wurden errechnet, wobei der Unterschied von den verschiedenen großen hydraulischen Durchmessern der Kanalgeometrie herrührt. Die Außenflächen der Modelle wurden als adiabatisch angenommen. Abb. 6-5 zeigt das Temperaturprofil in der Struktur nach Erreichen des thermischen Gleichgewichts.

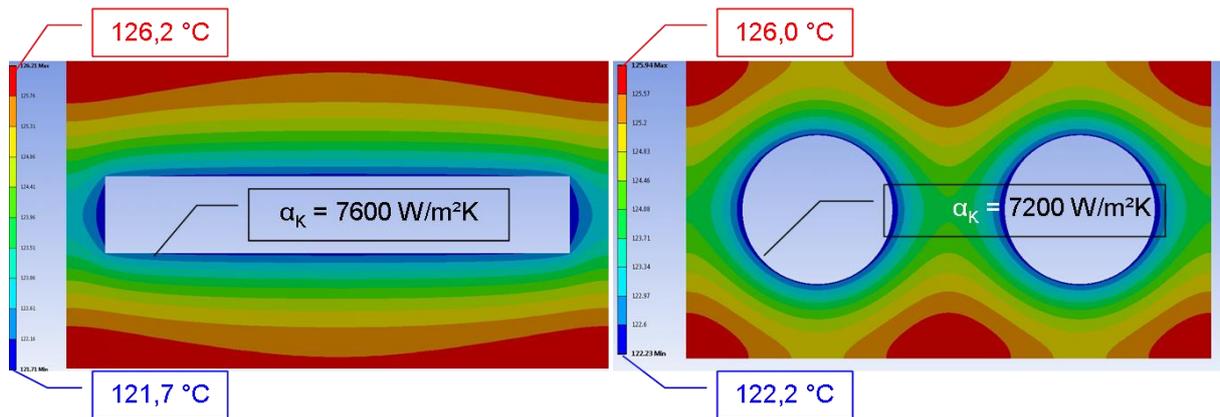


Abb. 6-5: Thermische Vergleichsanalyse von rechteckigen und runden Kühlkanälen

Die Maximaltemperatur der Struktur erreicht beim Rechteckkanal 126,2 °C und liegt somit geringfügig höher als bei den Rundkanälen (126,0 °C). Wie zu erwarten zeigt das Wärmeprofil entlang des Rechteckkanals Temperaturgradienten vornehmlich in Richtung der Außenkanten während die Temperaturgradienten um die Rundkanäle herum allseitig auftreten. Angesichts der relativ niedrigen absoluten Temperaturdifferenzen von nur vier bis fünf K im Stahl zwischen der Kanalwand und den Außenkanten, wird die Richtung der Temperaturgradienten und dadurch entstehende Wärmespannungen als unkritisch für beide Designvarianten gesehen. Somit kann die Verwendung zylindrischer Kühlkanäle als geeignet für den DWMF Prototyp bewertet werden.

Basierend auf diesen Voranalysen wurden zwei Versuchs-Prototypen konstruiert und anschließend gefertigt. Die nachfolgenden Abbildungen (Abb. 6-6 und Abb. 6-7) zeigen die für beide Vorprototypen identische Grundgeometrie sowie wesentliche Details der jeweiligen Konstruktionsvariante.

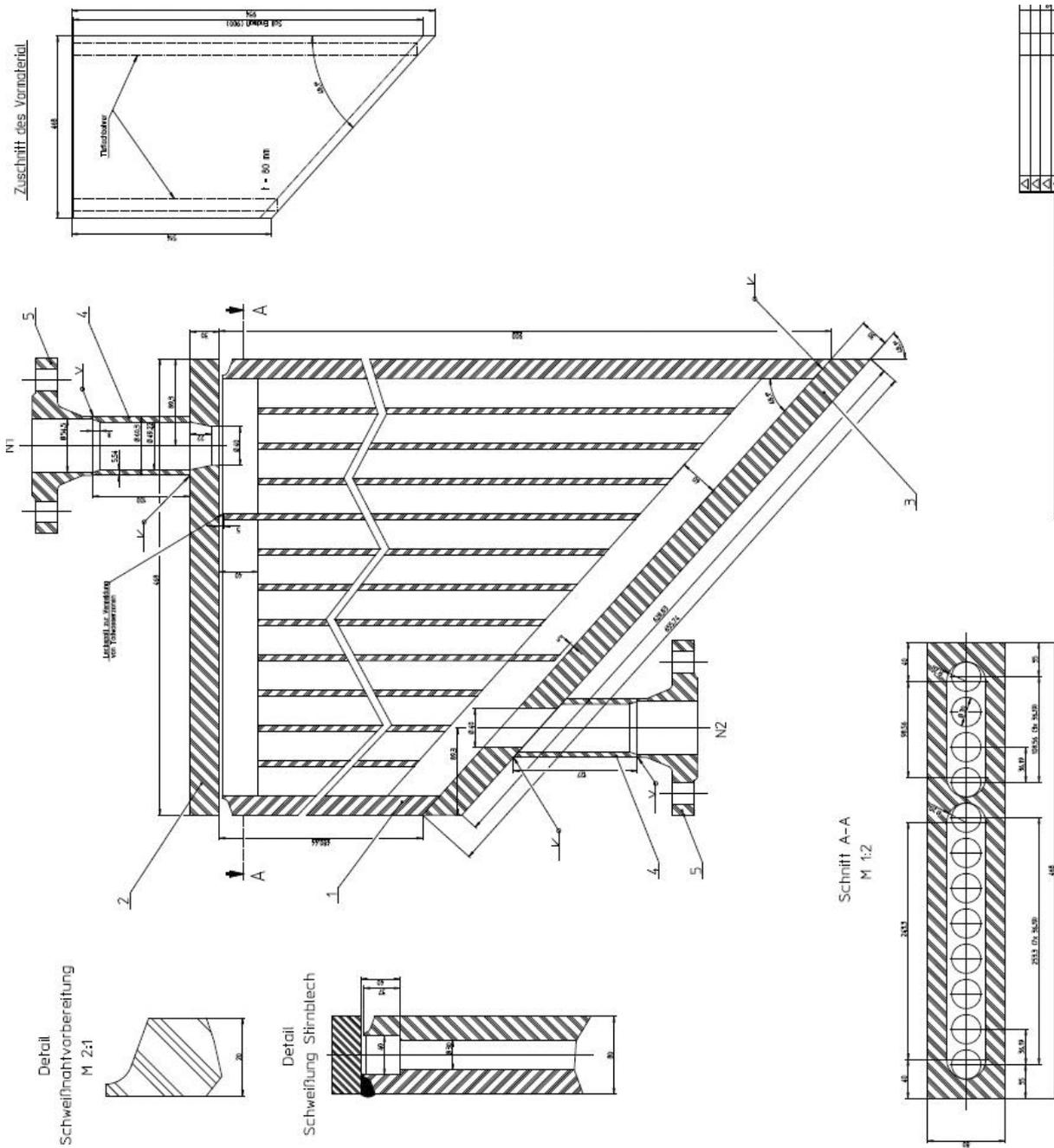


Abb. 6-6: Konstruktionszeichnung für den DWMF-Vorprototyp, Tieflochvariante

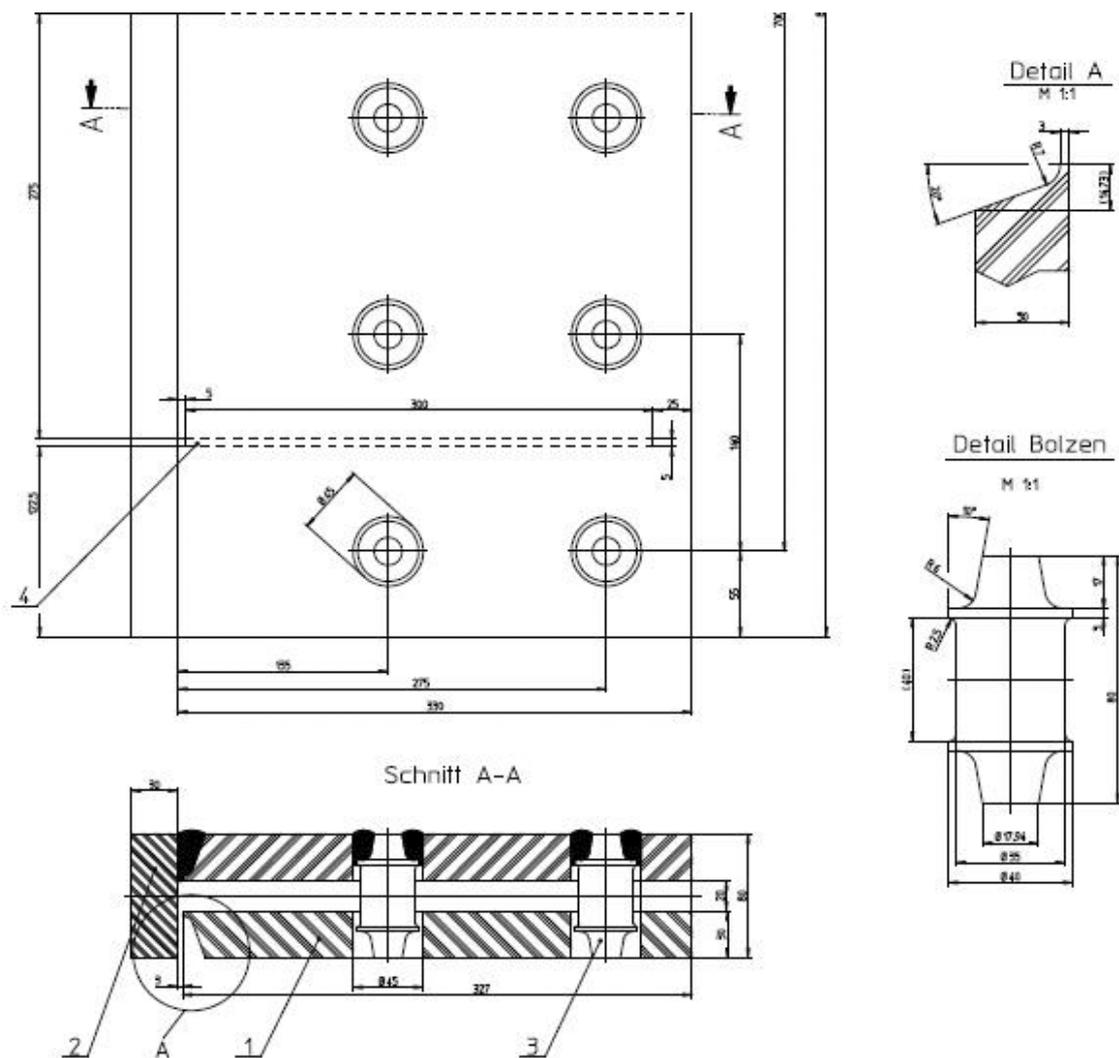


Abb. 6-7: Detailkonstruktionszeichnung DWMF Vorprototyp, Bolzenvariante

6.2 Strömungsanalyse

Konstruktionsbegleitend wurden zu den DWMF Vorprototypen jeweils Strömungsanalysen durchgeführt, um im späteren thermohydraulischen Testbetrieb optimale Strömungsverhalten des Kühlwassers sicherzustellen.

6.2.1 Bolzenvariante

Um sichere Abfuhr der eingetragenen Wärme sicherzustellen, ist es notwendig, den Kühlwasserfluss innerhalb der Doppelwandstruktur trotz fehlender Steuerungsarmaturen homogen und kontrolliert zu gestalten. Hierzu ist es notwendig, die Strömungscharakteristik zu untersuchen und gegebenenfalls durch veränderte Anordnung der Bolzen oder durch zusätzliche Leitelemente zu optimieren. Die Untersuchung der Strömungscharakteristik erfolgte hierbei mithilfe des CFD Programms PHOENICS.

Das Initialmodell bestand hierbei aus drei mäandrierenden Rechteckkanälen mit einem jeweiligen Querschnitt von 20 mm x 125 mm, welche die äußere Kontur des Vorprototypen abbilden. Die Rippen sind als lineare Verbindungselemente zwischen den Bolzen gestaltet. Die Umkehr-

zonen des Modells sind entsprechend den Realkomponenten mit Leckspalten von 5 mm Breite modelliert. Der Massenstrom des Kühlmittels beträgt mit 2,25 kg/s aus Symmetrie Gründen die Hälfte des Referenzmassenstroms der Upper Port Plug Struktur. Abb. 6-8 zeigt das Modell.

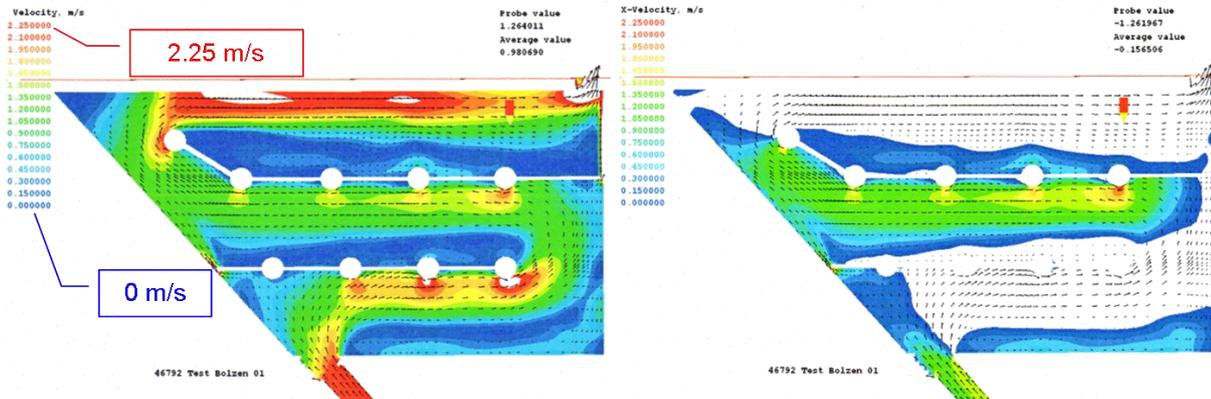


Abb. 6-8: CFD Modell des Doppelwand-Vorprototypen (Initialmodell Bolzenvariante)

Das Bild auf der linken Seite von Abb. 6-8 zeigt die Fließgeschwindigkeit in Fließrichtung. Hierbei sind extreme Unterschiede in der Geschwindigkeitsverteilung sichtbar. Hauptsächlich hierfür ist die scharfe Umlenkung direkt hinter dem Einlass (unten). Hierdurch wird der gesamte Wasserdurchsatz gegen die Rippen gelenkt, während auf der gegenüberliegenden Seite die Geschwindigkeit gegen Null tendiert bzw. stellenweise sogar negativ wird. Dies kann sichtbar gemacht werden, wenn man die nur die positiven Geschwindigkeitsvektoren in x-Richtung darstellt (siehe Abbildung auf der rechten Seite). Eigentlich dürften hier nur im mittleren Kanal Werte dargestellt werden – durch die Umkehrströmung werden aber auch positive Werte für den oberen und den unteren Kanal ausgewiesen (die blauen Areale in den jeweiligen Kanälen), während im mittleren Zug Zonen mit Werten, die größer Null sein müssten, fehlen.

Der erste Leckspalt zwischen dem ersten und dem zweiten Zug funktioniert sehr gut, während der Zweite zwischen dem zweiten und dem dritten Zug so gut wie keinen Effekt zeigt, da hier die Fließgeschwindigkeit sehr gering ist. Der gesamte Druckverlust für das Modell wurde zu 0,15 bar berechnet. Die Strömungscharakteristik der Komponente stellt sich insgesamt als sehr inhomogen und für eine effiziente Wärmeabfuhr nicht geeignet dar.

Um die Strömungscharakteristik zu optimieren wurden an ausgesuchten Stellen innerhalb der Kanäle Leitbleche eingesetzt. Diese sind vorzugsweise so positioniert, dass sie das Kühlwasser verstärkt in die bisherigen Totwasserzonen leiten. Dies wurde in mehreren iterativen Schritten vorgenommen, wobei jedes Mal eine neue Simulation durchgeführt wurde und anhand der Resultate dann Anzahl und Position der Leitbleche optimiert wurde.

Die Installation der Leitbleche führte zu einer akzeptablen Homogenisierung des Fließprofils (siehe Abb. 6-9 links) bei gleichzeitiger Unterdrückung der Rückströmung (siehe Abb. 6-9 rechts) mit Ausnahme in der Nähe der scharfen Umlenkung im Einlassbereich sowie zwischen den Kanalzügen zwei und drei, wo nach wie vor sehr starke Gradienten im Fließgeschwindigkeitsprofil festzustellen sind. Dies ist aber aufgrund des sehr lokalen Auftretens kein problematischer Effekt, da hierdurch zusätzliche Turbulenzen erzeugt werden, was den Wärmeübergang noch zusätzlich verbessert.

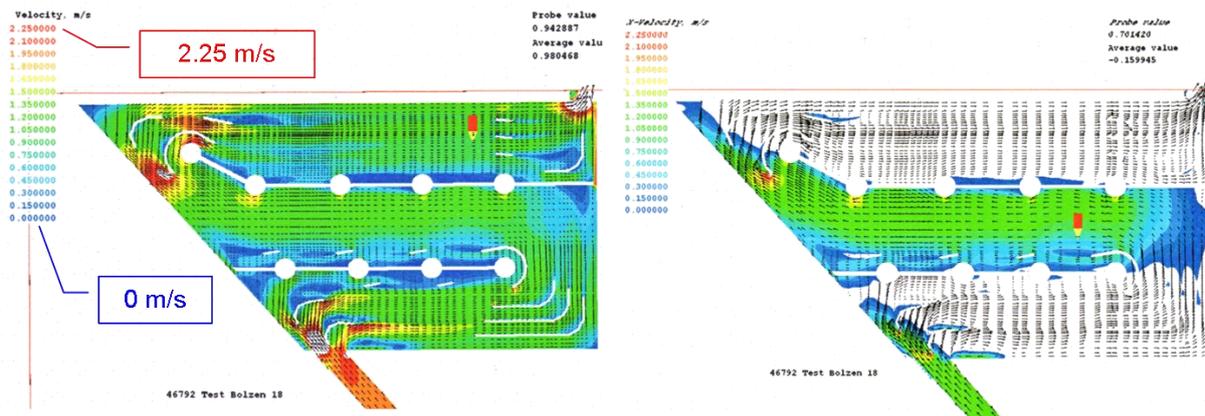


Abb. 6-9: CFD Modell des Doppelwand-Vorprototypen (optimiertes Modell Bolzenvariante)

Die Harmonisierung des Geschwindigkeitsprofils hat darüber hinaus eine Reduzierung des Gesamtdruckverlustes um über 30 % auf knapp 0,1 bar zur Folge.

6.2.2 Tieflochvariante

Wie auch bei der Bolzenvariante ist das Hauptziel der Strömungssimulation bei der Tieflochvariante, Fließgeschwindigkeitsgradienten in parallel durchströmten Kanälen zu identifizieren und durch geeignete Maßnahmen zu glätten. Hierzu wurden CFD Analysen mittels des Programms PHOENICS durchgeführt. Das Initialmodell weist neben Einlass und Auslass drei mäandrierende Parallelkanalverbünde auf – jeder aus vier zylindrischen Einzelkanälen mit einem Durchmesser von 30 mm bestehend. Darüber hinaus bildet das Modell natürlich die Hauptgeometrie des Prototypen ab. Der Massenfluss an Kühlmittel beträgt 2,25 kg/s. Die Ergebnisse der ersten Simulation zeigt Abb. 6-10.

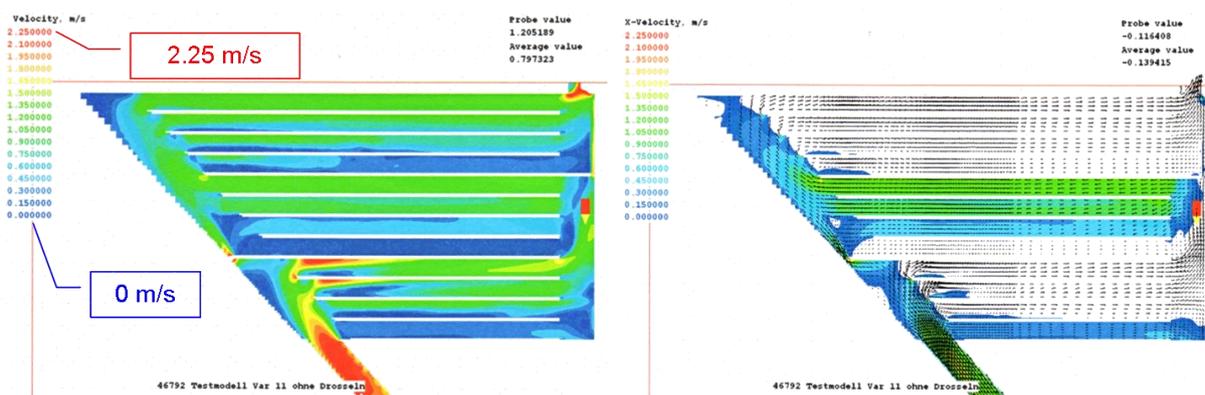


Abb. 6-10: CFD Modell des Doppelwand-Vorprototypen (Initialmodell Tieflochvariante)

Die Simulation des Initialmodells zeigt eine ausgeprägte Ungleichverteilung in den parallelen Kanälen des ersten Strömungszugs (linke Grafik in Abb. 6-10). In der untersten Bohrung setzt sogar eine Rückströmung ein. Nach der Umlenkung im Sammelkanal setzt sich die Ungleichverteilung fort. Ursache hierfür sind das ausgeprägte Strömungsprofil an der Umlenkstelle und die unterschiedlichen Abströmdruckverluste vor dem zweiten Strömungszug. Der Wärmeträger staut sich am letzten Abzweig und strömt dort ab. Der erste Abzweig des zweiten Zuges erfährt überhaupt keinen Abstrom. Im Gegenteil, es zeigt sich auch hier eine Rückströmung. Im dritten

Zug gibt es dann keine Rückströmung mehr. Die Strömungsgeschwindigkeit im ersten Abzweig nach der Umlenkung ist jedoch gering.

Die Grafik auf der rechten Seite, welche nur den positiven x-Vektor der Geschwindigkeit abbildet, zeigt die Problematik noch deutlicher. Sowohl im untersten Kanal des ersten Zuges als auch im untersten Kanal des zweiten Zuges wird eine gegenüber den anderen drei Kanälen des jeweiligen Zuges negative Fließgeschwindigkeit angezeigt. Dies bedeutet, dass ein bestimmter Teil des Kühlmittels eine hinsichtlich der Wärmeabfuhr als sehr kritisch zu bewertende Zirkelströmung annimmt. Im obersten Zug treten zwar keine Zirkelströmungen mehr auf, jedoch ist auch hier eine große Differenz der Fließgeschwindigkeiten in den Parallelkanälen zwischen 0,3 m/s bis zu 1,3 m/s festzustellen. Grundsätzlich kann konstatiert werden, dass sich die Kühlwasserströmung grundsätzlich in den „oberen“ Kanälen konzentriert – was prinzipiell auch der bevorzugten Strömung bei der Bolzenvariante entspricht.

Um nun die Kühlwasserströmung des Tiefloch-Vorprototypen zu optimieren, wurden individuelle Drosseln in die einzelnen Rundkanäle eingesetzt. Nachdem eine Reihe von Iterativen Simulationen durchgeführt wurde, war eine optimale Kombination von Drosseln gefunden, welche eine Angleichung des jeweiligen Kanaldurchflusses auf weniger als 5 % Differenz bewirken.

Das harmonisierte Strömungsbild zeigt Abb. 6-11, die in den einzelnen Strömungskanälen nahezu gleich großen Geschwindigkeitsvektoren sind rechts im Bild zusätzlich angefügt. Der Innendurchmesser der eingesetzten Drosseln ist entsprechend der Kanalnummer (vom Einlass in Richtung Auslass von unten nach oben ansteigend gezählt) in Tabelle 6-1 gelistet.

Der Druckverlust für den tieflochgebohrten Vorprototypen wurde mittels Strömungssimulation zu etwa 0,5 bar ermittelt. Durch den Einbau der Lochblenden zur Drosselung der Strömung in einzelnen Kanälen wird dieser in der Simulation erwartungsgemäß auf einen Wert von etwa 0,6 bar geringfügig erhöht.

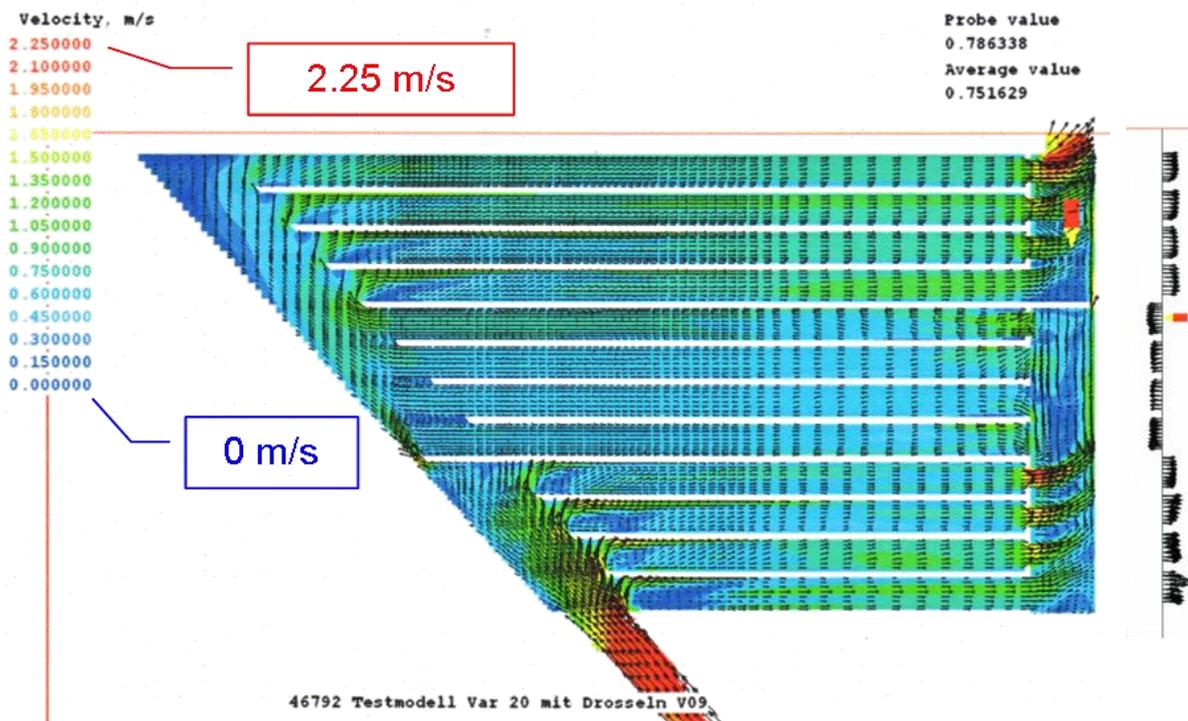


Abb. 6-11: CFD Modell des Doppelwand-Vorprototypen (optimiertes Modell Tieflochvariante)

Tabelle 6-1: Durchmesser der Drosselbleche (Tieflochvariante)

Kanal Nr.	Drossel Ø innen		Kanal Nr.	Drossel Ø innen		Kanal Nr.	Drossel Ø innen
1	30 mm		5	30 mm		9	30 mm
2	21 mm		6	29 mm		10	22 mm
3	19 mm		7	28 mm		11	22 mm
4	18 mm		8	23 mm		12	22 mm

Thermische Analyse

Zur Simulation von Wärmeübergang und Wärmeleitung war es aus modelltechnischen Gründen notwendig, ein einstückiges Element aus dem vorhandenen 3D-CAD-Modell zu erstellen. Aus Symmetriegründen war hierfür nur eine Modellhälfte erforderlich. Entsprechend wurde der einlaufende Volumenstrom halbiert. Die Eintrittstemperatur wurde entsprechend den Betriebsbedingungen auf 120°C festgelegt. Da für die Strömung der Einlaufbereich und der Auslaufbereich nur von untergeordneter Bedeutung sind, wurden die entsprechenden runden Strömungsquerschnitte durch rechteckige ersetzt. Zur Kontrolle des neuen Modells wurden Druckverteilung und Geschwindigkeitsverteilung erneut simuliert und mit den Ergebnissen der zuvor gemachten Simulationen verglichen. Die Ergebnisse stimmen gut überein. Als Eingabeparameter werden eine volumetrische Wärmelast von insgesamt 16,944 kW (welche sich aus dem Volumen des Modellkörpers sowie dem zu erwartenden Neutronenstrom an einer typischen Position innerhalb des ITER Vakuumgefäßes ergibt) sowie ein Kühlwasserstrom von 2,25 kg/s angenommen. Hieraus lässt sich ein zu erwartender Anstieg der Kühlmitteltemperatur von $\Delta T = 1,8$ K errechnen.

Abb. 6-12 zeigt, wie der Modellkörper vom Kühlmittel gekühlt wird. Aus Gründen der Übersichtlichkeit ist das eigentliche Modell ausgeblendet, damit die Temperaturverläufe besser erkennbar sind. Vorne rechts ist lediglich der Einlauf und hinten links der Auslauf gezeigt. Es zeigt sich, dass geringere Unterschiede im Strömungszustand zwischen benachbarten Strömungskanälen ohne Bedeutung sind, da die Wärme innerhalb des Modellkörpers gut verteilt wird. Die Stege zwischen den Strömungskanälen haben praktisch die Kühlmitteltemperatur angenommen. An der Außenseite des Modells wird an der Position des Zeigers eine Temperatur von 145,9°C angezeigt - gegenüber der Kühlmitteltemperatur also ein Unterschied von etwa 24 Grad. Erwartungsgemäß werden die Ecken des Modells am schlechtesten gekühlt, da diese natürlich am weitesten vom Kühlmittel entfernt liegen. Entsprechend Abb. 6-13 herrscht im gezeigten Schnitt an der Ecke eine Temperatur von 160,2°C.

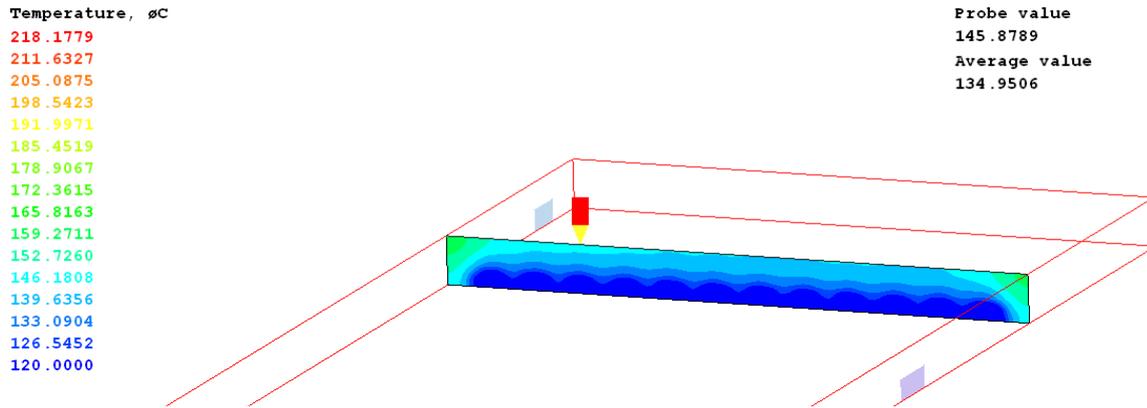


Abb. 6-12: Temperaturverlauf in der Wand der Tieflochprototypen (Außenwandzeiger)

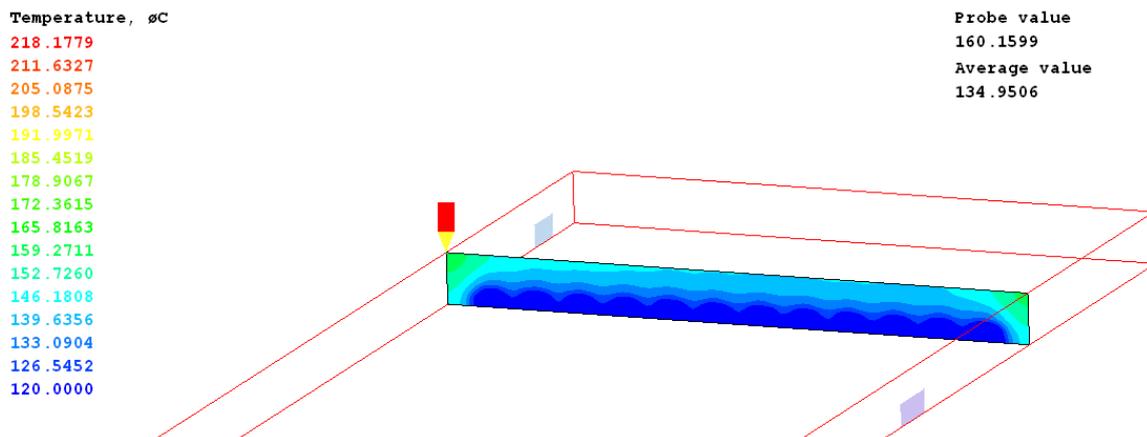


Abb. 6-13: Temperaturverlauf in der Wand der Tieflochprototypen (Eckzeiger)

In Abb. 6-14 wird vom Zeiger an einer mittleren Querschnittsposition des Austrittskanals eine Temperatur von 121,8°C angezeigt. Dies entspricht genau der rechnerischen Austrittstemperatur, welche man aus der Enthalpiebilanzgleichung bekommt. Um den Temperaturverlauf des Kühlmittels während des Durchgangs besser darstellen zu können, wird in Abb. 6-15 der Anzeigebereich auf Werte zwischen 120°C und 122,5°C stark eingeschränkt. So wird die Temperaturerhöhung besser sichtbar, die ja nur 1,8 Grad bis zum Austritt beträgt. Die Temperatur an einer mittleren Querschnittsposition im drittletzten Strömungskanal wird mit 121,6°C angezeigt. Diese Temperatur deckt sich mit dem erwarteten Wert fast am Endes des Strömungsdurchgangs.

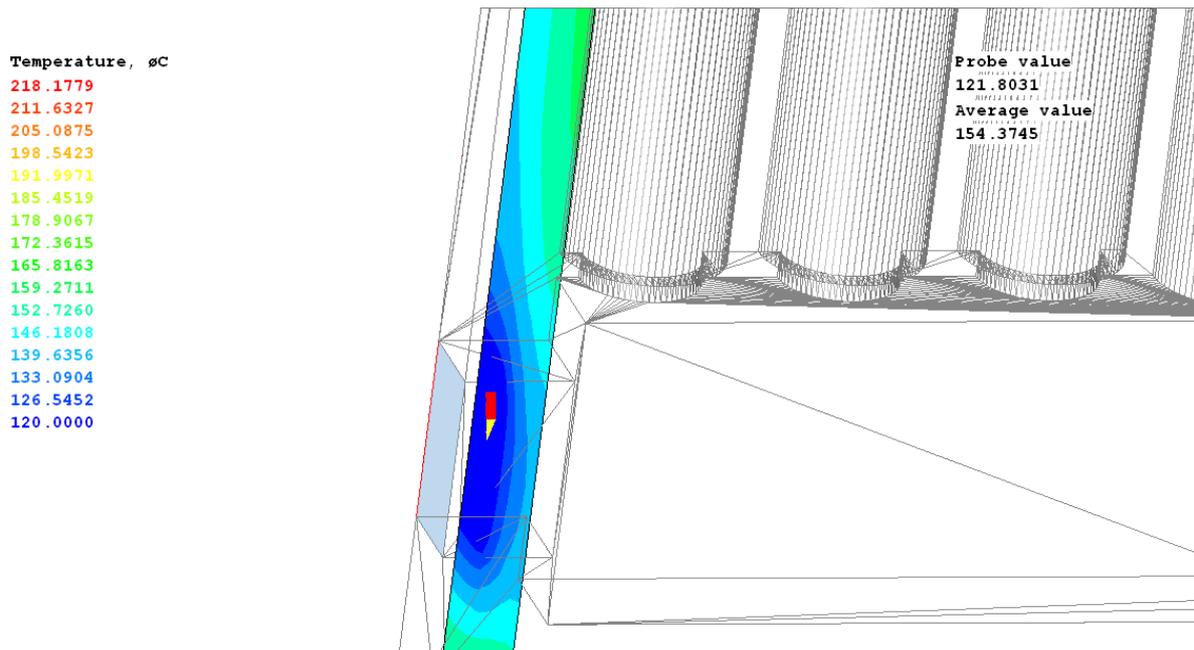


Abb. 6-14: Kühlwassertemperatur am Austrittskanal

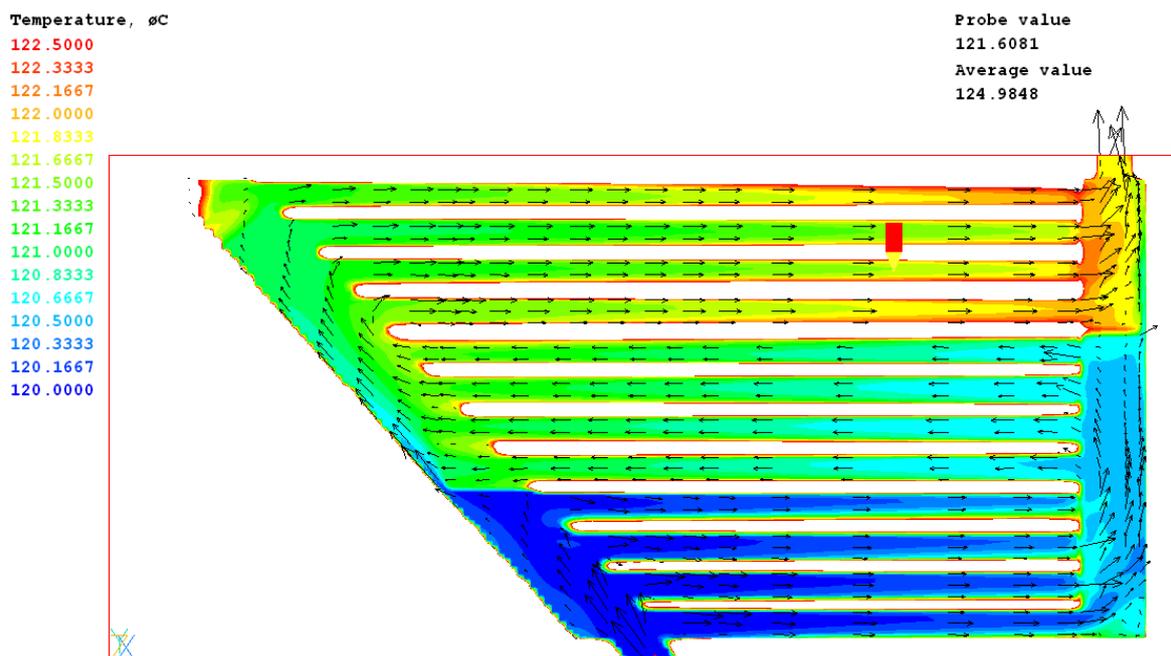


Abb. 6-15: Kühlwassertemperaturverlauf mit optimiertem Anzeigebereich

6.3 Fertigung

Die Fertigung der DWMF Vorprototypen erfolgte im Zeitraum von Oktober 2010 bis Juni 2011. In beiden Fällen traten trotz der für beide Designs aufgrund ihrer völligen Neukonzeption fehlenden Erfahrungswerte keine unerwarteten Fertigungsprobleme auf. Abb. 6-16 zeigt die Außenwand der Bolzenlösung sowie die Verschlussbleche und die Bolzen. In Abb. 6-17 wird der

DWMF Vorprototyp der Tieflochvariante beim Ausführen der Tieflochbohrungen auf der Werkzeugmaschine gezeigt.



Abb. 6-16: Einzelteile des DWMF Vorprototypen (Bolzenvariante) vor dem Zusammenbau



Abb. 6-17: DWMF Vorprototyp (Tieflochvariante) beim Einbringen der Kühlkanäle

6.4 Bewertung

Beide Designvarianten konnten entsprechend ihrer Konstruktionsentwürfe gefertigt werden und haben dabei alle geforderten technischen Vorgaben erfüllt. Aus der ökonomischen Bewertung ergab sich eine um bis zu 50%ige Kostenersparnis für die Fertigung mittels spanabhebender Bearbeitung, verglichen mit einer geschweißten Gestaltung der Kühlkanäle. Auch ist der Verzug durch Schweißen erheblich reduziert. Aus diesen Gründen wird der DWMF Full-Scale Prototyp (siehe nachfolgendes Kapitel 0) im Maßstab 1:1 nach diesem Fertigungsverfahren hergestellt werden.

7 Double Wall Main Frame Prototype

Im vorderen Bereich des ITER ECH Upper Launchers treten nukleare volumetrische Wärmebelastungen von bis zu 3 W/cm^3 auf. Erst in einer Entfernung von etwa 1,5m von der ersten Wand sind diese Wärmelasten auf unter $0,005 \text{ W/cm}^3$ abgesunken, sodass die Komponenten des Launchers hier ohne eigene Kühlstrukturen auskommen.

7.1 Designkonzept

Aus diesem Grund wird der vordere Teil des Launcher Double Wall Main Frames (DWMF) – ähnlich wie das BSM – doppelwandig ausgeführt, wobei zwischen den beiden Wandschalen durch Rippen ein mäandrierender, rechteckiger Kühlkanal gebildet wird (Abb. 7-1). Der Rechteckform der Kühlkanäle wurde im ersten Designentwurf aufgrund einer homogeneren Wärmeabfuhr und einer besseren Kühlung des stirnseitig angebrachten Verbindungsflansches zum BSM der Vorzug gegenüber gebohrten, kreisrunden Kanälen zu geben.

Überschlagsberechnungen haben erforderliche Wandstärken von 30 mm für die beiden Schalelemente ergeben. Der Abstand zwischen den Schalen (und somit die Breite des Kühlkanals) wurde auf 20 mm festgelegt. Das derzeitige Design sieht ein symmetrisch zweigeteiltes Fließschema von unten nach oben vor. Durch eingelassene Rippen ergeben sich in den Seitenwänden mäandrierende Kanäle. Das vorläufige Design sieht einen mittleren Kanalquerschnitt von $200 \text{ mm} \times 200 \text{ mm}$ vor. Die Stirnwände werden ebenfalls mit einer Stärke von 30 mm ausgeführt.

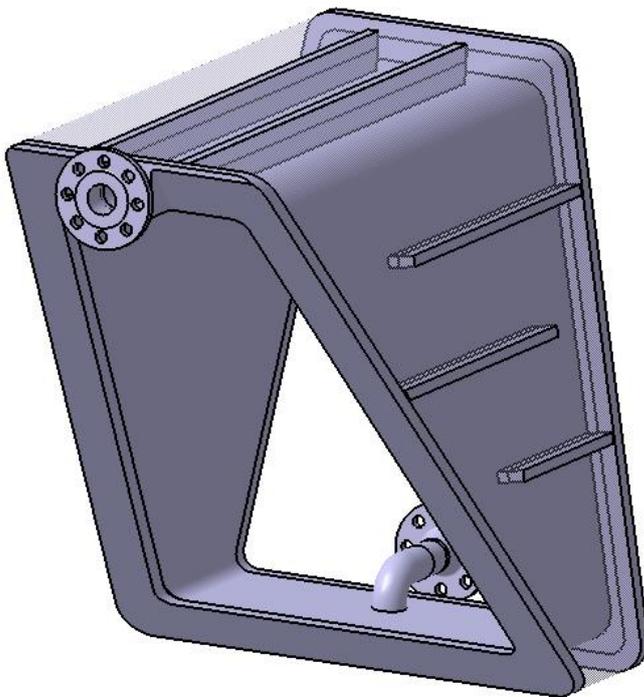


Abb. 7-1: Doppelwandsektion ECH Upper Launcher Prototype

Das Fließschema in Abb. 7-2 zeigt den Kühlwassereinlass (1) über einen Normflansch durch eine innenseitige Bodenöffnung. Im Doppelwandbereich des Bodens wird das Kühlwasser nach dem Einlass symmetrisch zu beiden Seiten in zwei Ströme aufgeteilt (2). Nach der Umlenkung in die beiden Seitenwände bilden jeweils 3 Rippen mäandrierende Kanäle, die in Axialrichtung des Launchers verlaufen (3). Die beiden Kühlmittelströme werden auf die Oberseite des Launchers umgelenkt, hier an der rückwärtigen Stirnseite des Doppelwandbereichs wieder vereinigt (4) und strömen dann durch den Mittelkanal der Oberseite zum BSM-Verbindungsflansch (5). Hier bildet eine Bohrung mit angesetztem Rohrstück und Normflansch des Kühlwasserauslass (6).

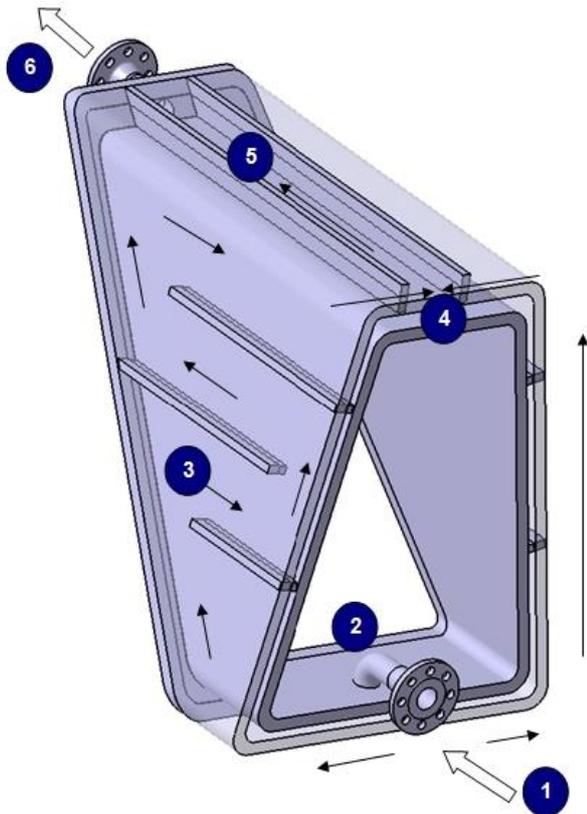


Abb. 7-2: Kühlwasserfließschema für den Entwurf des DWMF

7.2 Hauptabmessungen

Der Doppelwandprototyp entspricht in seinen Abmessungen 1:1 dem Entwurf für den ITER ECH Upper Launcher.

Die Gesamthöhe beträgt 1100 mm, die maximale Länge an der Oberseite 1233 mm, die kürzeste Länge an der Unterseite 256 mm (jeweils ohne Ein- und Auslass). Die maximale Breite an der Unterseite ist 875 mm.

Der Winkel zwischen dem vorderseitigen Flansch und der horizontalen Ebene beträgt $48,1^\circ$, die Winkel der Seitenwände zur Vertikalebene jeweils $10,5^\circ$ (Bild 4). Für weitere Abmessungen siehe Zeichnungen im Anhang.

Die Gesamtmasse des Prototyps beträgt für das hier beschriebene Design ca. 1140 kg.

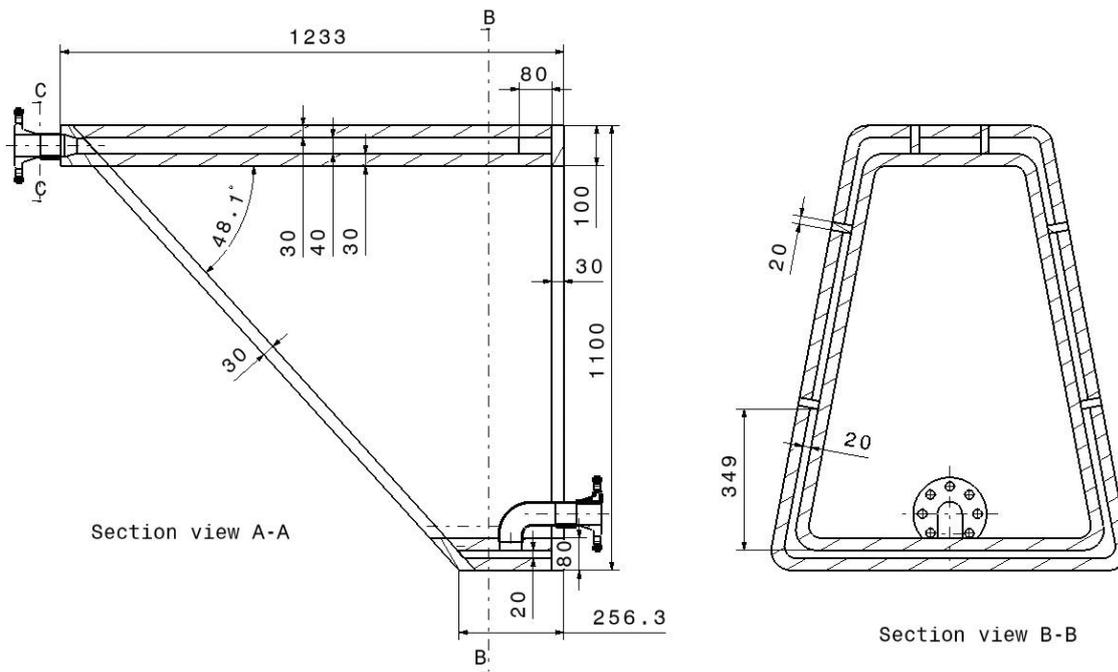


Abb. 7-3: Hauptabmessungen des Designentwurfs für den DWMF Prototyp

7.3 Wandstärken, Querschnitte

Die überschlägig errechnete Wandstärke von 30 mm für die Seiten- und Stirnwände ergibt sich aus den zulässigen Spannungen für einen Druckbehälter unter Innendruck sowie aus der maximalen Launcherauslenkung beim Auftreten von elektromagnetischen Kräften durch Plasmasammenbrüche. Die Rippen sind beim vorläufigen Design im Querschnitt 20x20 mm ausgeführt.

Begrenzende Faktoren der maximalen Wandstärke sind Wärmeabfuhr, verfügbares Innenvolumen des Launchers, Umform- und Schweißaufwand und Materialkosten. Die Ein- und Auslassflansche sowie die Rohre werden nach DN 50, PN 63 ausgelegt.

In der Pre-Engineering-Phase erfolgt eine Bestätigung oder Revision der vorab gewählten Wandstärken im Hinblick auf die genannten Einflussgrößen, ergänzt durch eine prüffähige Analyse der mechanischen Festigkeit unter Berücksichtigung der tatsächlich gewählten Wandstärken.

7.4 Hydraulik

Mit dem derzeitigen Design eines symmetrisch zweigeteilten Fließschemas von unten nach oben ergibt sich bei einem Gesamtdurchsatz von $\dot{m}' = 4.5 \text{ kg/s}$ und einem Kanalquerschnitt von etwa 200 mm x 20 mm eine Fließgeschwindigkeit von 0,6 m/s bei einer Kühlmitteltemperatur von 120°C.

Zur Vermeidung von Totwasserzonen werden die Rippen mit Leckspalt ausgeführt. Eine überschlägige Rechnung ergibt für einen 5 mm breiten Spalt zwischen Rippe und Flansch bzw. Intermediate Plate bei einem Gesamtdurchsatz von $\dot{m}/dt = 4,5 \text{ kg/s}$ einen Leckstrom von etwa 20%.

Der Druckverlust für den gesamten Prototyp wird zu $\Delta p \approx 0.02$ bar abgeschätzt.

7.5 Rippen

Die Rippen innerhalb der Doppelwand müssen den nachfolgenden Anforderungen gemäß ausgebildet sein:

- 1) Festigkeit der Doppelwandstruktur gegen Ausbeulen durch Innendruck (bis zu 4,4 MPa bei 240°C bzw. 6,3 MPa bei 20°C)
- 2) Geometrische Anordnung der Rippen zur Kühlwasserführung durch die Doppelwandstruktur. Mäandrierendes Fließschema für optimale Wärmeabfuhr und minimalen Druckverlust.
- 3) Ausformung der Rippen optimiert für homogenes Fließverhalten mit Minimierung von Totwasserzonen (Leckspalte).

7.6 Zusammenfassung der Betriebsparameter

Betriebsdruck: 3,0 MPa

Betriebsdruck bei Vakuumkonditionierung (Baking): 4,4 MPa

Prüfdruck: 6,3 MPa

Betriebstemperatur: 120 °C

Betriebstemperatur bei Vakuumkonditionierung (Baking): 240 °C

Betriebstemperatur bei Druckprüfung: 20 °C

Gesamtmassenstrom Kühlmittel: Referenz: 4,5 kg/s (min. 3,0 kg/s; max. 6,0 kg/s)

Fließgeschwindigkeiten Kühlmittel (für Referenzdurchsatz): ca. 0,5 m/s – 1,0 m/s (im Ein- / Auslass bis zu 5 m/s)

7.7 Detaillösungen

Die endgültige Ausführung verschiedener Design- bzw. Funktionselemente ist Bestandteil des Entwicklungs- und Fertigungsauftrags und wird in Abstimmung zwischen MAN Turbo und KIT erarbeitet. Dies sind im Einzelnen (ohne Anspruch auf Vollständigkeit):

- Ausformung der Rippen an den umströmten Enden
- Endgültige Anordnung und Dimension (Höhe, Länge) der Rippen
- Ausformung von Schweißlippen
- Gestaltung und Dimension der Leckspalte / Leckbohrungen
- Ausführung von Montage- /Transportvorrichtungen
- Ausführung der Anschlüsse für Ein- und Auslass

7.8 Material

Das Material für ITER-Komponenten ist durch die Spezifikationen im ITER – Material Handbook vorgegeben. Diese Spezifikationen sehen für Stainless Steel - Komponenten die Verwendung eines speziellen ITER-Grades vor, der sich durch engere Toleranzen bezüglich der Legierungselemente auszeichnet. Aufgrund der schwierigen Beschaffung dieses Materials kann für Prototypen auf den gleichwertigen Stahl 1.4429 oder den etwas niedriger legierten Stahl 1.4404 zu-

rückgegriffen werden. In den Kapiteln 5.2 und 8.1.8 sind die entsprechenden Materialeigenschaften aufgeführt.

7.9 DWMF Design

Nach Fertigung und Bewertung der Doppelwand-Vorprototypen (siehe Kapitel 1) wurde das Design für den Full-Scale DWMF Prototypen erarbeitet. Die Grundstruktur des DWMF wird aus vier geschmiedeten Platten erzeugt, welche mittels Elektronenstrahlschweißen zum Trapezprofil gefügt werden sollen. Die Platten werden mit geeignetem Übermaß gefertigt, so dass nach dem Schweiß-Zusammenbau sowie dem Einbringen der Kühlstrukturen die Endkontur durch Überfräsen des Bauteils hergestellt werden kann. Die Kühlstrukturen werden mittels Tieflochbohren und Tauchfräsen erzeugt. Die Trapezschaale wird dann durch Deckplatten auf beiden Stirnseiten geschlossen. Diese Platten werden in einem kombinierten Elektronenstrahl- und WIG-Schweißverfahren mit dem Grundkörper verbunden.

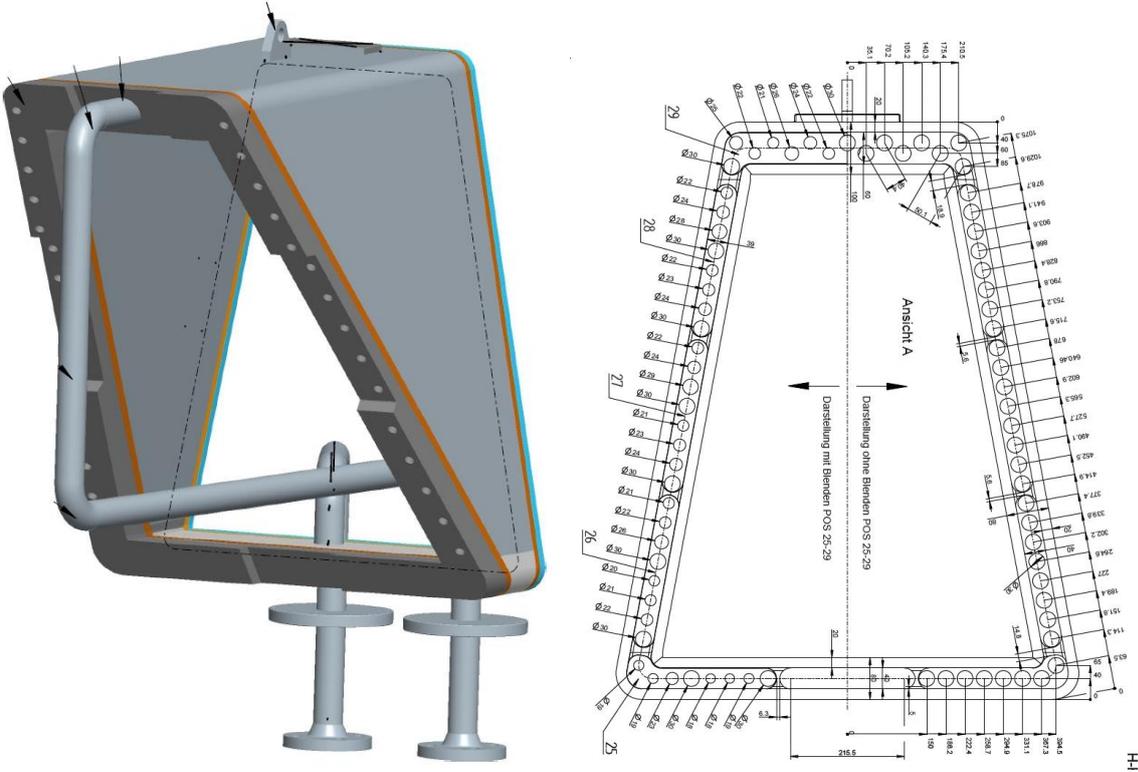


Abb. 7-4: 3D CAD-Modell und Kühlkanalmuster des DWMF Full-Scale Prototypen

Um sowohl ein geeignetes Strömungsverhalten und somit ausreichende Wärmeabfuhr bei zulässigem Druckverlust des Kühlmediums als auch ein optimales Volumenverhältnis von Wasser und Stahl (beim DWMF 80:20) für ausreichendes Abschirmverhalten zu erreichen, ist es unvermeidbar, parallel durchströmte Kühlkanäle in die DWMF-Wände einzubringen. Aus diesem Grund wurde ein Kühlkanalschema entworfen, welches den DWMF in zwei identischen, auf die rechte und die linke Seitenwand symmetrisch aufgeteilten Kanalsystemen durchströmt. Die grundsätzliche Fließrichtung ist dabei von unten, wo sich hinter dem Zulauf auf der Innenseite der Grundplatte ein Verteiler befindet, nach oben, wo das Kühlwasser in einem rückseitigen Sammler von beiden Seitenwänden kommend wieder zusammengeführt wird. Die Seitenwände werden dabei in mehreren Zügen mit jeweils vier parallelen Kanälen mit einem Durchmesser von jeweils 30 mm mäandrierend durchflossen. Nach der Zusammenführung durchströmt das Kühlwasser dann noch in sieben parallelen Rohren von ebenfalls jeweils 30 mm Durchmesser die Oberseite des DWMF und wird an dessen vorderer Stirnseite über einen Auslauf herausgeführt. Die Gleichverteilung des Kühlwassers wird über mittels Strömungsanalyse (siehe Kapitel 7.10) dimensionierte Lochblenden, welche den Durchfluss im jeweiligen Kanal entsprechend drosseln, sichergestellt. Siehe hierzu auch Abb. 7-4.

Aufgrund der Einstufung des DWMF Prototypen als Druckbehälter waren umfangreiche Festigkeitsberechnungen notwendig. Die wichtigsten Ergebnisse dieser Berechnungen sind nachfolgend zusammengefasst:

Maximaler Lastfall:

Auslegungsdruck: 50 bar = 5 MPa allseitig auf Innenseiten der Kühlkanäle

Auslegungstemperatur: 240°C

Berücksichtigung von Eigenspannungen durch spanabhebende Fertigung (Tieflochbohren).

Festigkeitsnachweis:

Maximale Spannung an der Außen- und Innenseite der DWMF Wandungen:

$\sigma_{a,max}$: 21,22 MPa (Vergleichsspannung nach Schubspannungshypothese)

$\sigma_{i,max}$: 31,21 MPa (Vergleichsspannung nach Schubspannungshypothese)

Maximale Spannung in der Innenstruktur der Wandung an den Zwischenstegen zwischen den Kühlkanälen:

σ_{max} : 74,3 MPa (Vergleichsspannung nach Schubspannungshypothese)

Die maximale Bauteilfestigkeit beträgt je nach Materialstärke der Halbzeuge zwischen 155 MPa und 159 MPa. Mit einem Sicherheitsbeiwert von 1,5 beträgt die maximal zulässige Spannung im Bauteil zwischen 103,3 MPa und 106 MPa. Dies ist für den gesamten DWMF erfüllt.

7.10 Strömungsanalyse

Die strömungstechnische Berechnung für den Double Wall Main Frame (DWMF) wird mit Hilfe des CFD-Programms "Phoenics", Vers. 2013 ausgeführt. Zur Vereinfachung des Berechnungsmodells wird das Bauteil als Abwicklung modelliert. Der dadurch bedingte Wegfall der Umlenkungen hat strömungstechnisch einen nur untergeordneten Einfluss. Zur weiteren Vereinfachung des Modells wird aus Symmetriegründen nur eine Hälfte des Modells untersucht. Die Berechnung wird ausgeführt für ein Initialmodell ohne strömungsbeeinflussende Mittel und für ein optimiertes Modell mit Drosselblenden an den zu den Kühlkanälen rechtwinkligen Verteiler

bzw. Sammelkanälen. Die Auslegung erfolgt auf Grundlage des stationären Referenz-Betriebsfalls.

Die für die Simulation verwendeten Modelle zeigen Abb. 7-5 und Abb. 7-6. Der Abschnitt I des Modells beinhaltet den Einlauf sowie die Bodenkanäle, der Abschnitt II entspricht der Seitenwand und Abschnitt drei repräsentiert die Oberseite der Komponente mit dem Auslauf.

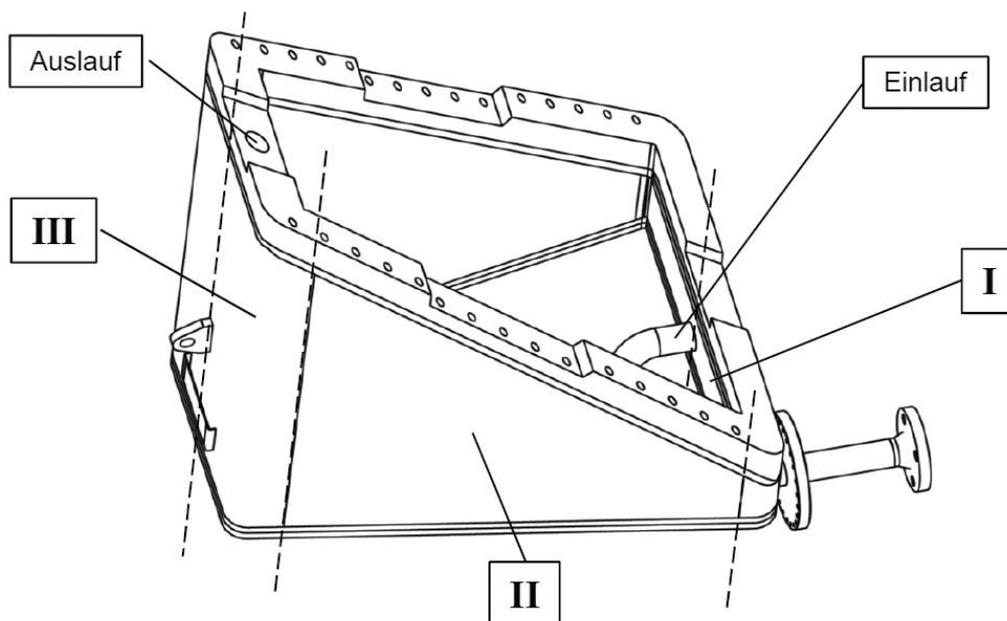


Abb. 7-5: 3D-Ansicht des Strömungssimulationsmodells

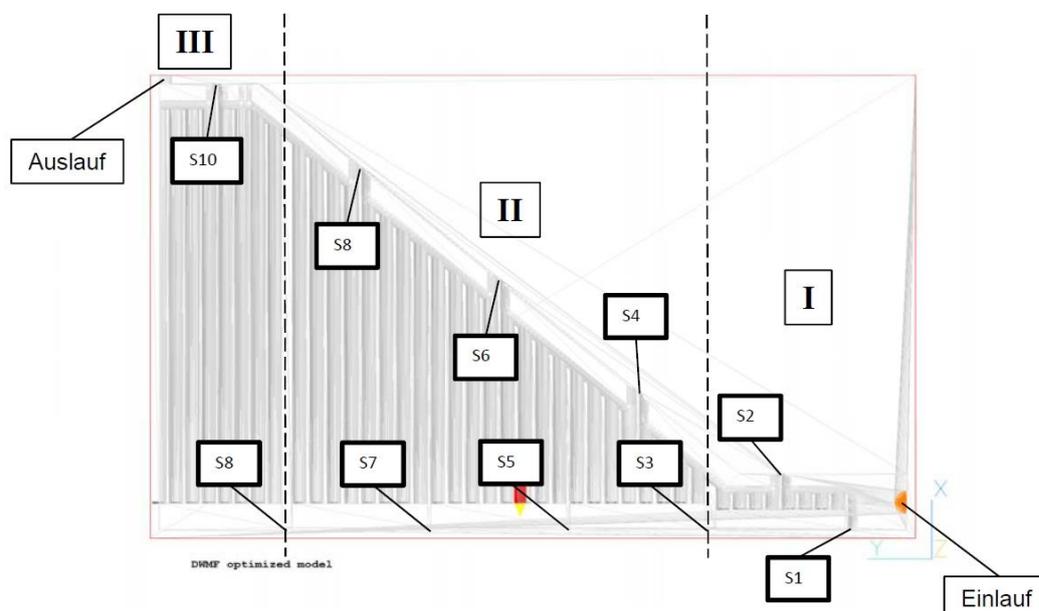


Abb. 7-6: Abgewickeltes Strömungsmodell mit Leckspalten (S_n).

Das Kühlmittel wird durch parallele Kühlkanäle innerhalb der Seitenwände durch diese hindurch geführt, wobei immer 4 Kühlkanäle parallel in einer Richtung durchströmt werden. Die Kühlkanäle werden fortlaufend nummeriert. Jeweils vier parallel in einer Richtung durchströmte Kanäle werden im Folgenden als ein Strömungszug oder kurz als ein "Zug" bezeichnet (siehe Abb. 7-7).

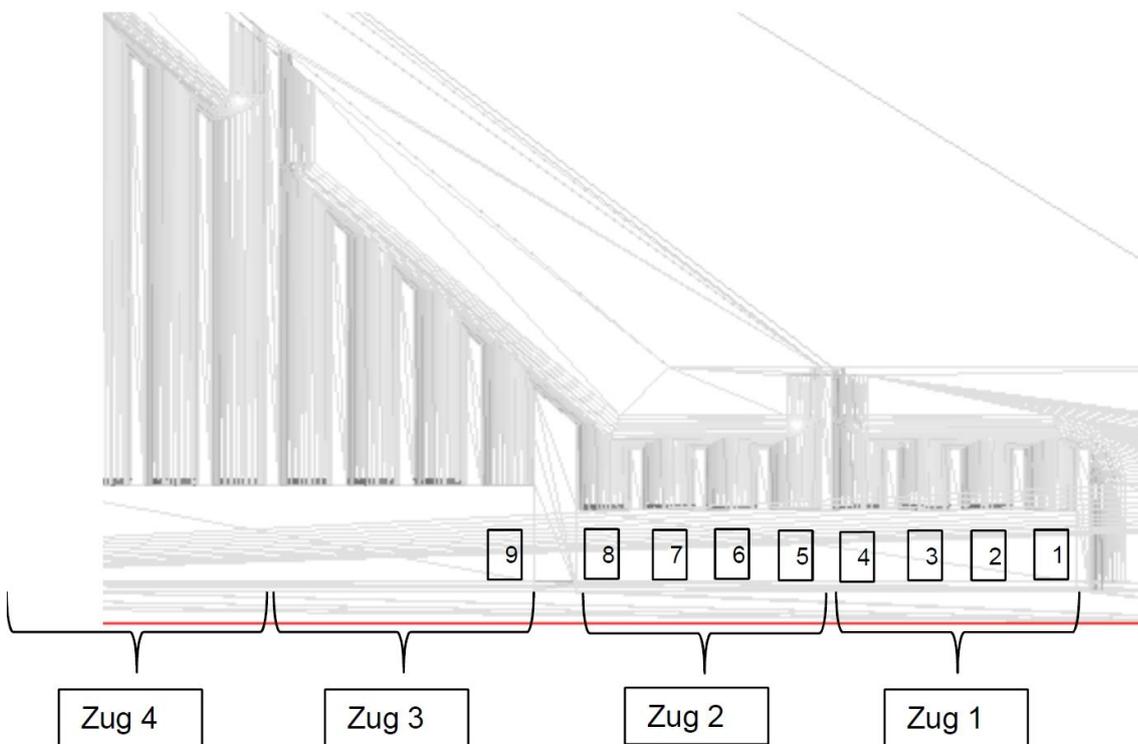


Abb. 7-7: Strömungskanäle und "Züge" im Simulationsmodell

Für die Strömungssimulation für ein Modell ohne strömungsbeeinflussende Mittel wird eine starke starke Ungleichverteilung der Strömungsgeschwindigkeiten bzw. der Durchflussmengen erwartet. Zur Kompensation werden Drosselblenden verschiedener Durchmesser an den Enden mehrerer Kühlkanäle vorgesehen (siehe Abb. 7-8). Die Ermittlung der richtigen Durchmesser dieser Drosselblenden ist der Hauptzweck dieser Strömungssimulation.

Die Öffnungen der Drosselblenden werden schrittweise so verändert, dass die Strömungsgeschwindigkeiten innerhalb eines Zugs eine Standardabweichung von max. 5,0% haben. Die Strömungszüge werden durch Verteiler- bzw. Sammelkanäle miteinander verbunden. Konstruktiv bedingt werden die Enden dieser Kanäle schlecht durchströmt. Zur Gewährleistung einer Mindestgeschwindigkeit in diesen Bereichen werden jeweils zwei Bypassöffnungen ("Spalte") je Steg zwischen den Verteiler-/Sammelkanälen vorgesehen. Jede Bypassöffnung hat einen Querschnitt von 5,0 x 5,0 mm. Da das Modell nur eine Hälfte des Strömungsquerschnitts repräsentiert, gibt es hier entsprechend auch nur jeweils eine Bypassöffnung je Steg. Nachfolgend die Auslegungsdaten sowie die Modellgeometrie:

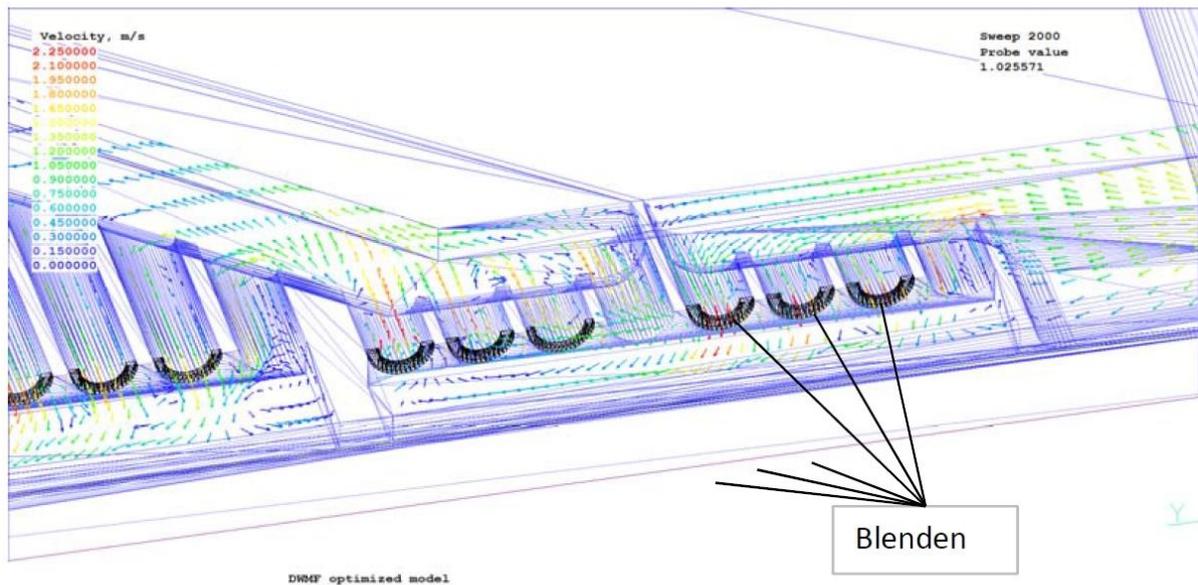


Abb. 7-8: Drosselblenden zur Durchflusskompensation (Simulationsmodell)

Auslegungsdaten

Kühlmedium:	Wasser
Betriebstemperatur:	120 °C
Betriebsdruck:	30 bar
Dichte Wasser:	943 kg/m ³
Massenstrom total:	4.5 kg/s
Volumenstrom total:	4.772.E-03 m ³ /s
Volumenstrom halbe Modellhälfte:	1.193.E-03 m ³ /s
Rohrrauigkeit:	0.2 mm
kinematische Viskosität:	2.435E-07 m ² /s

Geometrische Daten

Durchmesser Einlass, innen:	54.5 mm
Durchmesser Auslass, innen:	54.5 mm
Durchmesser Kühlkanäle:	30.0 mm
Anzahl Strömungszüge pro Kanalhälfte:	10
Anzahl Kühlkanäle pro Strömungszug:	4
Anzahl Kühlkanäle im letzten Strömungszug:	7
halber Querschnitt Verteiler-/ Sammelkanäle (Drosselblendenseite):	19 x 43 mm x mm
halber Querschnitt Verteiler-/ Sammelkanäle gegenüber (Eintritt)	19 x 41 mm x mm
halber Querschnitt Verteiler-/ Sammelkanäle gegenüber (Austritt)	30 x 60 mm x mm
Dicke der Drosselblenden	2.0 mm
Bypass-Spalt, durchgängig	5 x 5 mm x mm

Die thermohydraulischen Ergebnisse der Simulation für das Eingangsmodell sind in Tabelle 7-1: Thermohydraulische Ergebnisse für Eingangsmodell

Zug Nr.	Kanal Nr.	p(mittel) [Pa]	vx(mittel) [m/s]	Mittel [m/s]	STABW [%]	Blende d [mm]	VS [m³/s * 10 ⁻⁴]	VS (MW) [m³/s]
1	1	9893	0.004	0.709	65.7%	30	0.015	2.508
	2	10248	0.426			30	1.507	
	3	10139	0.865			30	3.057	
	4	9616	1.543			30	5.453	
2	5	8728	0.220	0.785	59.1%	30	0.779	2.776
	6	8418	0.399			30	1.411	
	7	8402	1.010			30	3.569	
	8	8121	1.512			30	5.345	
3	9	8614	0.314	0.703	33.3%	30	1.109	2.481
	10	8012	0.562			30	1.988	
	11	7884	0.857			30	3.029	
	12	7891	1.075			30	3.799	
4	13	7747	0.194	0.718	36.7%	30	0.685	2.531
	14	7763	0.726			30	2.565	
	15	7767	0.978			30	3.456	
	16	7170	0.968			30	3.420	
5	17	7019	0.479	0.715	17.5%	30	1.693	2.519
	18	7010	0.710			30	2.509	
	19	6412	0.763			30	2.698	
	20	6505	0.898			30	3.175	
6	21	5922	0.341	0.715	25.5%	30	1.205	2.524
	22	6238	0.759			30	2.682	
	23	6270	0.869			30	3.070	
	24	5798	0.888			30	3.138	
7	25	5353	0.529	0.710	13.7%	30	1.868	2.508
	26	5307	0.701			30	2.478	
	27	4832	0.752			30	2.656	
	28	4683	0.857			30	3.027	
8	29	4481	0.445	0.718	18.6%	30	1.574	2.540
	30	4620	0.758			30	2.680	
	31	4664	0.825			30	2.914	
	32	4291	0.847			30	2.993	
9	33	3631	0.509	0.720	21.1%	30	1.797	2.552
	34	3586	0.628			30	2.221	
	35	3244	0.751			30	2.654	
	36	3310	1.001			30	3.538	
10	37	2572	0.648	0.845	14.1%	30	2.291	2.610
	38	2534	0.915			30	3.233	
	39	2765	0.971			30	3.433	
	40	3054	0.838			30	1.482	
Mittelwert					30.5%			
Mittelwert Züge 1-9				0.721				

zusammengefasst.

Tabelle 7-1: Thermohydraulische Ergebnisse für Eingangsmodell

Zug Nr.	Kanal Nr.	p(mittel) [Pa]	vx(mittel) [m/s]	Mittel [m/s]	STABW [%]	Blende d [mm]	VS [m³/s * 10 ⁻⁴]	VS (MW) [m³/s]
1	1	9893	0.004	0.709	65.7%	30	0.015	2.508
	2	10248	0.426			30	1.507	
	3	10139	0.865			30	3.057	
	4	9616	1.543			30	5.453	
2	5	8728	0.220	0.785	59.1%	30	0.779	2.776
	6	8418	0.399			30	1.411	
	7	8402	1.010			30	3.569	
	8	8121	1.512			30	5.345	
3	9	8614	0.314	0.703	33.3%	30	1.109	2.481
	10	8012	0.562			30	1.988	
	11	7884	0.857			30	3.029	
	12	7891	1.075			30	3.799	
4	13	7747	0.194	0.718	36.7%	30	0.685	2.531
	14	7763	0.726			30	2.565	
	15	7767	0.978			30	3.456	
	16	7170	0.968			30	3.420	
5	17	7019	0.479	0.715	17.5%	30	1.693	2.519
	18	7010	0.710			30	2.509	
	19	6412	0.763			30	2.698	
	20	6505	0.898			30	3.175	
6	21	5922	0.341	0.715	25.5%	30	1.205	2.524
	22	6238	0.759			30	2.682	
	23	6270	0.869			30	3.070	
	24	5798	0.888			30	3.138	
7	25	5353	0.529	0.710	13.7%	30	1.868	2.508
	26	5307	0.701			30	2.478	
	27	4832	0.752			30	2.656	
	28	4683	0.857			30	3.027	
8	29	4481	0.445	0.718	18.6%	30	1.574	2.540
	30	4620	0.758			30	2.680	
	31	4664	0.825			30	2.914	
	32	4291	0.847			30	2.993	
9	33	3631	0.509	0.720	21.1%	30	1.797	2.552
	34	3586	0.628			30	2.221	
	35	3244	0.751			30	2.654	
	36	3310	1.001			30	3.538	
10	37	2572	0.648	0.845	14.1%	30	2.291	2.610
	38	2534	0.915			30	3.233	
	39	2765	0.971			30	3.433	
	40	3054	0.838			30	1.482	
Mittelwert					30.5%			
Mittelwert Züge 1-9				0.721				

Die Drücke und Geschwindigkeiten innerhalb der einzelnen Kühlkanäle sind in Abb. 7-9 und Abb. 7-10 dargestellt.

Sehr gut zu erkennen in Abb. 7-9 ist die extreme Abweichung der Fließgeschwindigkeiten in parallelen Kanälen. Dies führt zu starken Unterscheiden der Kühleffizienz und kann im Extremfall lokale Hot Spots mit dem Risiko des Siedens des Kühlwassers führen.

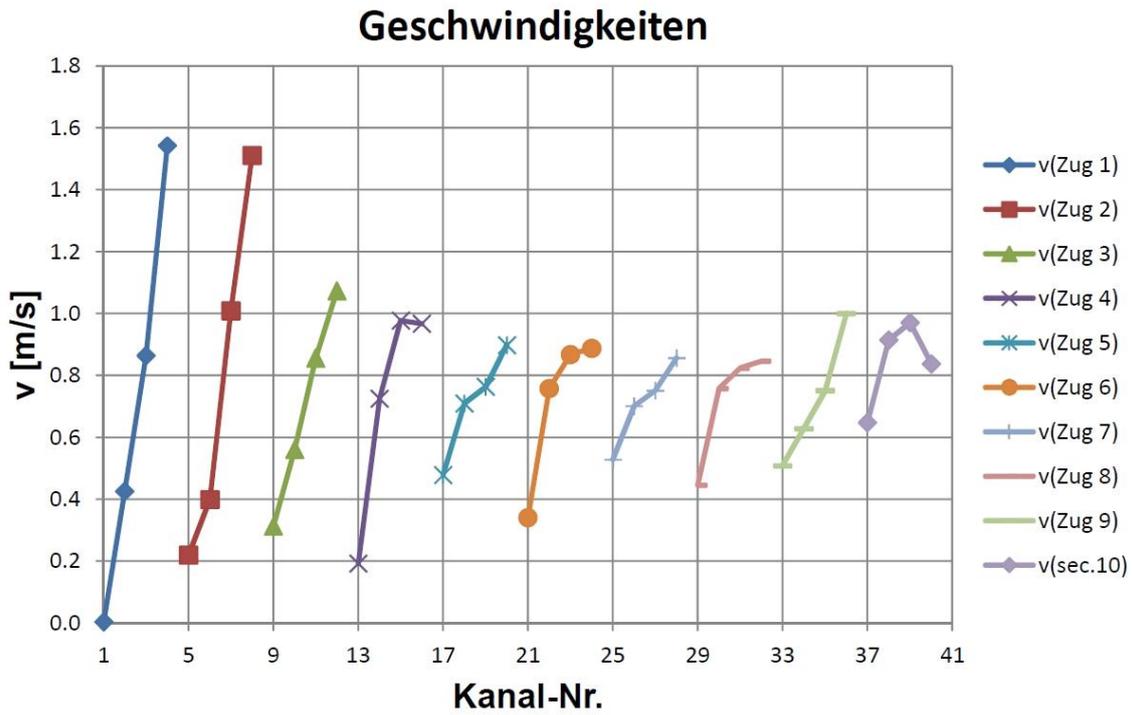


Abb. 7-9: Fließgeschwindigkeiten im Eingangsmodell

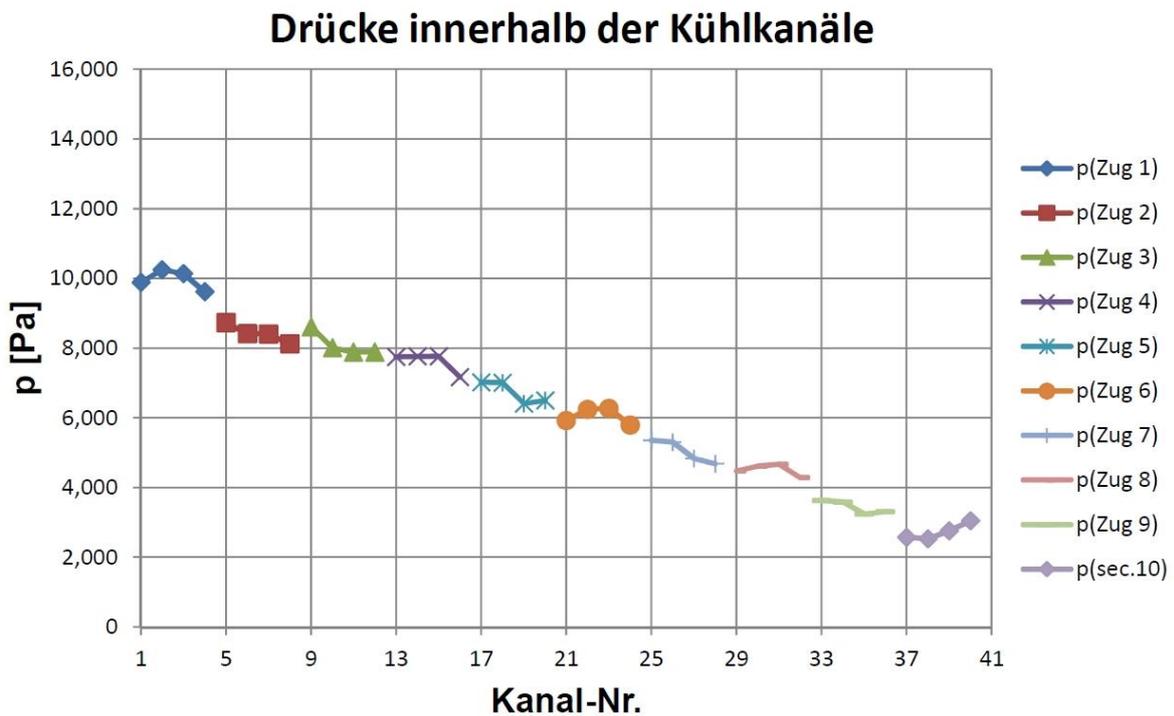


Abb. 7-10: Druckverluste in den Kühlkanälen im Eingangsmodell

Der gesamte Druckverlust im Eingangsmodell summiert sich zu 0,128 bar auf. Abb. 7-11 und Abb. 7-12 zeigen die Druckverhältnisse sowie die Fließgeschwindigkeiten für das Eingangsmodell im Überblick.

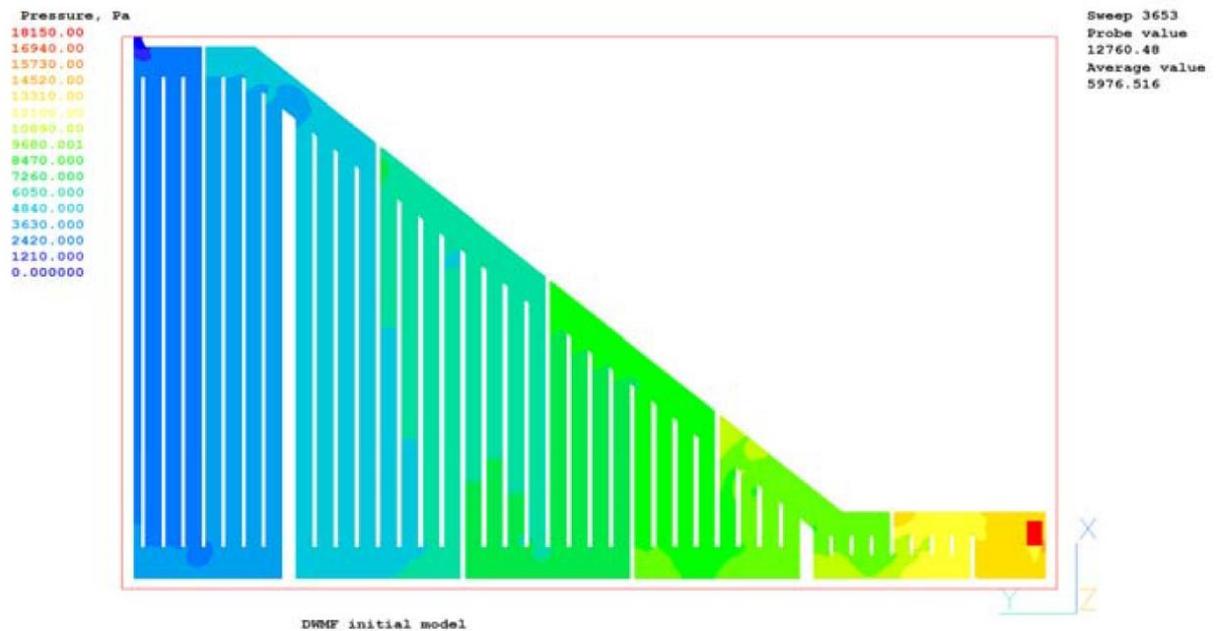


Abb. 7-11: Gesamtdruck im Eingangsmodell

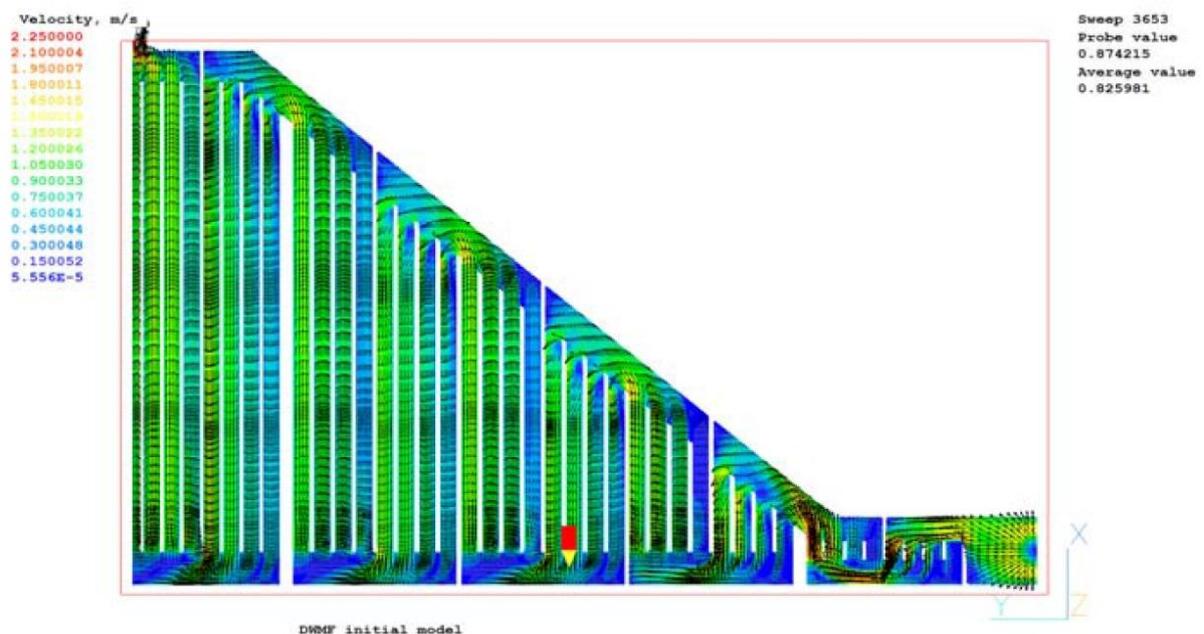


Abb. 7-12: Fließgeschwindigkeiten im Eingangsmodell

Um nun eine Homogenisierung der Geschwindigkeiten in parallelen Kühlkanälen zu erzwingen wurden Drosselblenden in den Kanälen eingesetzt und die Simulation iterativ mit geänderten Drosseldurchmessern solange wiederholt, bis die Standardabweichung der Fließgeschwindigkeit für die parallelen Kanäle unter 5,0 Prozent lag. Die Ergebnisse sind in Tabelle 7-2 zusammengefasst.

Tabelle 7-2: Thermohydraulische Ergebnisse für das optimierte Modell

Zug Nr.	Kanal Nr.	p(mittel) [Pa]	vx(mittel) [m/s]	Mittel [m/s]	STABW [%]	Blende d [mm]	VS [m³/s * 10 ⁻⁴]	VS (MW) [m³/s]
1	1	12905	0.709	0.723	4.4%	30	2.507	2.554
	2	14477	0.737			20	2.605	
	3	14871	0.670			20	2.367	
	4	14852	0.775			19	2.739	
2	5	11853	0.740	0.735	3.2%	30	2.614	2.598
	6	11045	0.736			23	2.603	
	7	10740	0.693			23	2.448	
	8	10620	0.771			23	2.726	
3	9	10494	0.723	0.712	2.6%	30	2.555	2.515
	10	10322	0.673			21	2.379	
	11	10496	0.718			20	2.538	
	12	11036	0.733			19	2.589	
4	13	9781	0.711	0.737	2.3%	30	2.514	2.606
	14	9743	0.763			29	2.698	
	15	9744	0.728			26	2.574	
	16	8957	0.747			21	2.639	
5	17	8599	0.726	0.726	1.6%	30	2.567	2.565
	18	8952	0.746			24	2.636	
	19	8320	0.724			22	2.559	
	20	8748	0.707			21	2.498	
6	21	7436	0.710	0.733	2.8%	30	2.510	2.591
	22	7738	0.751			30	2.656	
	23	7765	0.763			27	2.695	
	24	7110	0.708			22	2.503	
7	25	6479	0.737	0.723	1.4%	30	2.603	2.556
	26	6771	0.734			24	2.596	
	27	6300	0.712			22	2.516	
	28	6381	0.710			21	2.510	
8	29	5543	0.730	0.735	1.6%	30	2.581	2.599
	30	5583	0.731			28	2.584	
	31	5617	0.758			24	2.679	
	32	5089	0.722			23	2.552	
9	33	4182	0.727	0.732	3.7%	30	2.571	2.588
	34	4350	0.749			25	2.646	
	35	4315	0.683			21	2.413	
	36	4761	0.770			20	2.722	
10	37	2856	0.798	0.866	4.6%	23	2.822	2.673
	38	2658	0.902			22	3.189	
	39	2846	0.885			21	3.128	
	40	3370	0.878			30	1.551	
Mittelwert					2.8%			
Mittelwert Züge 1-9				0.729				

Um die notwendige Gleichförmigkeit der Kühlwasserströmung zu erreichen müssen also insgesamt 30 Drosseln mit Durchmessern zwischen 18 und 29 mm entsprechend

Tabelle 7-2 eingesetzt werden.

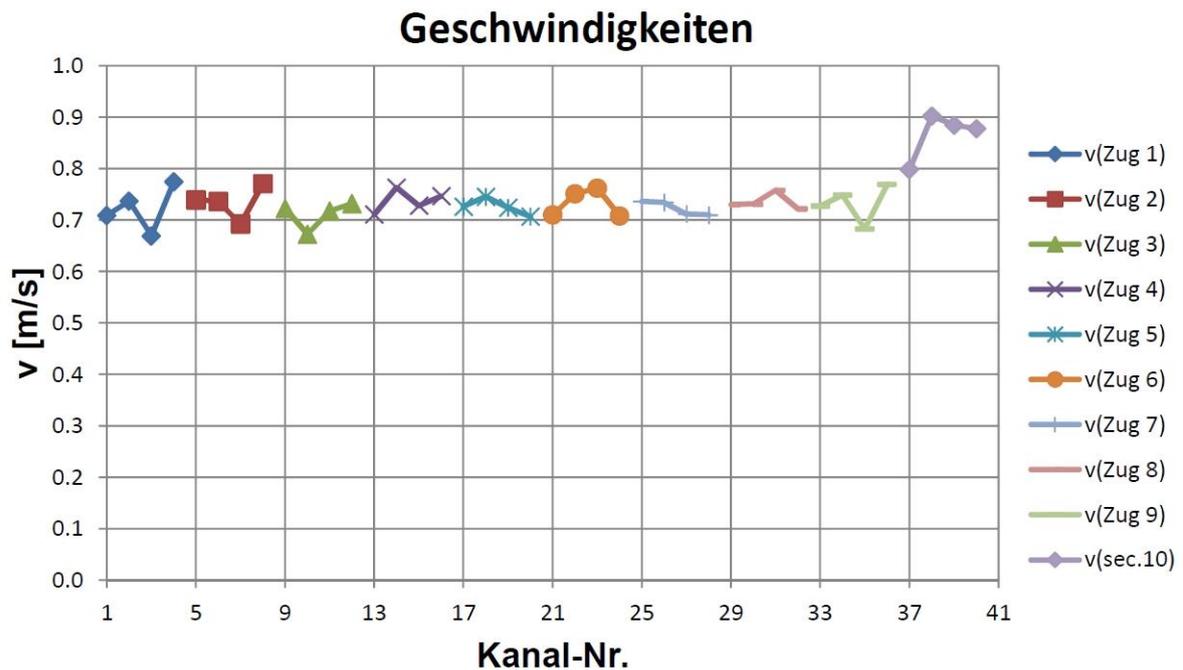


Abb. 7-13: Fließgeschwindigkeiten im optimierten Modell mit Drosseln

Die Fließgeschwindigkeiten in den parallelen Kanälen haben sich durch den Einbau der Drosselblenden harmonisiert, gleichzeitig sind durch die hemmende Wirkung der Drosselblenden die Druckverluste im Modell um einen Faktor 1,35 auf einen Gesamtwert von 0,172 bar angestiegen (siehe Abb. 7-14).

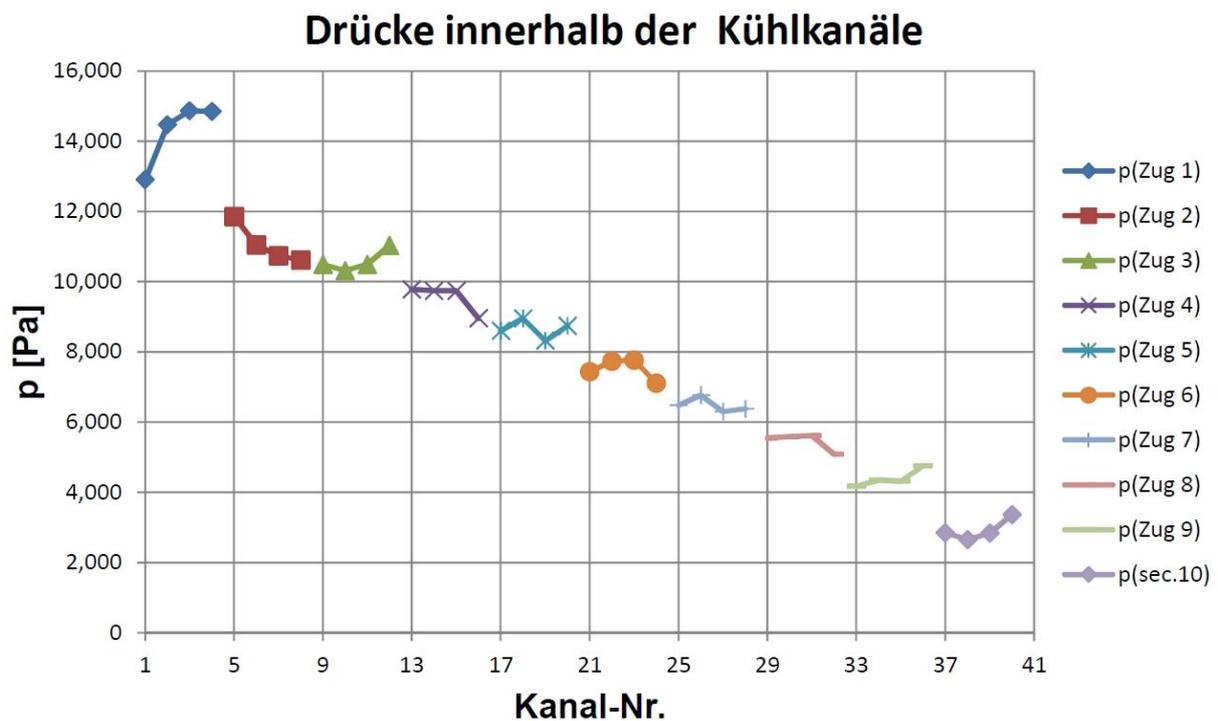


Abb. 7-14: Druckverluste in den Kühlkanälen im optimierten Modell

Die Abbildungen zeigen die Druckverhältnisse sowie die Fließgeschwindigkeiten für das optimierte Modell im Überblick.

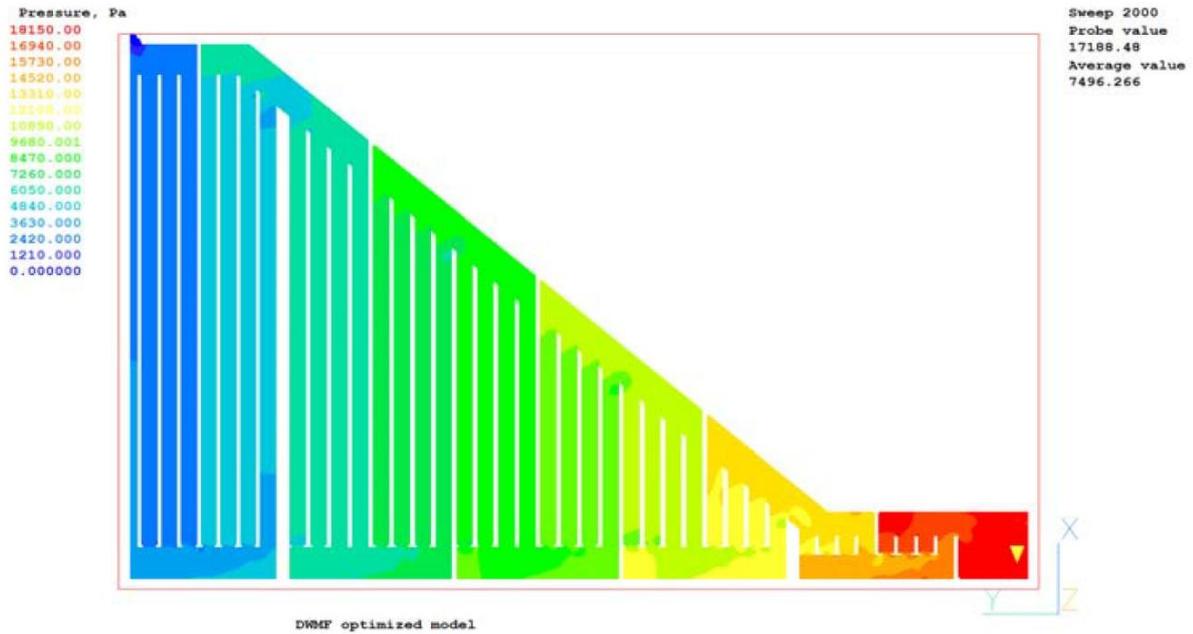


Abb. 7-15: Gesamtdruck im optimierten Modell

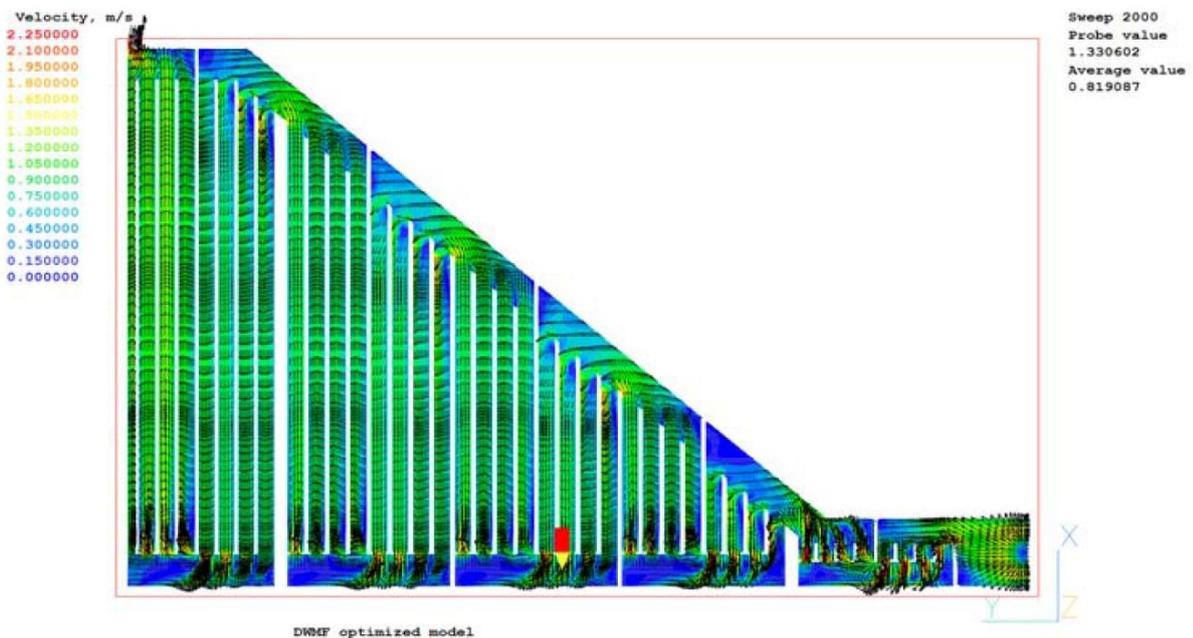


Abb. 7-16: Fließgeschwindigkeiten im optimierten Modell

7.11 Fertigung

Die Fertigung des DWMF Full-Scale Prototypen erfolgte zwischen Juli 2012 und Juni 2014. Der ursprünglich avisierte Zeitplan für die Fertigung von neun Monaten konnte trotz der Erkenntnisse durch die Vorprototypenfertigung aufgrund der Neuartigkeit nicht eingehalten werden. Sowohl die Materialbeschaffung als auch die Buchung von Werkzeugzeiten für Zusammenbau (EB-Schweißen) sowie die mechanische Bearbeitung (Tieflochbohren) bei entsprechend qualifizierten und ausgerüsteten Zulieferern erforderten mehr Zeit als veranschlagt. Dazu kamen Verzögerungen durch eine fehlerhafte Elektronenstrahlschweißnaht. Hierbei erfolgte ein unzulässiges Durchschweißen der zu fügenden Teile was zu unerwünschten Kapillarwirkungen am Schweißbad führte. Dies wiederum hatte einen teilweisen Abfluss des Schmelzbades zur Folge sodass die Schweißnaht nicht mehr die Anforderungen erfüllte. Abb. 7-17 zeigt die betreffende Naht vor der Reparatur. Die fehlerhafte Naht wurde durch Aufschweißen von WIG-Decklagen repariert. Die Durchführbarkeit solcher Reparaturen wird auch für die Serienproduktion solcher dickwandiger Strukturkomponenten von Bedeutung sein. Anschließend wurden alle Schweißnähte mittels Ultraschall- bzw. Röntgenstrahlprüfung hinsichtlich der Anforderungen aus der Druckgeräteverordnung überprüft und ihre Güte nachgewiesen. Die Geometrien des Grundkörpers nach dem Schweißprozess wurden mittels Laser-tracking vermessen und erfüllten ebenfalls die Anforderungen (siehe hierzu auch Kapitel 7.12).



Abb. 7-17: Durchgeschweißte, fehlerhafte EB-Naht am DWMF Prototyp

Trotz dieser Verzögerungen war die Fertigung des DWMF Full-Size Prototypen erfolgreich und kann als Referenzdesign für zahlreiche ITER-Doppelwandkomponenten im Bereich der mittleren thermischen Belastung gesehen werden. Abb. 7-18 zeigt den DWMF Prototyp nach EB-Schweißen und Tieflochbohren der Kühlkanäle (links) sowie unmittelbar vor der Auslieferung an KIT (rechts).



Abb. 7-18: DWMF Prototyp während der Fertigung (links) und vor der Auslieferung (rechts)

7.12 Vermessung

Nach der Fertigstellung des DWMF Prototypen erfolgte die Überprüfung der geforderten Maßhaltigkeit bzw. die Einhaltung der geforderten Bauteiltoleranzen. Diese wurde wie schon beim Single Wall Main Frame per Laser-Tracking-Verfahren durchgeführt (siehe Kapitel 5.10).

Hierbei wurde die maximale Abweichung der beiden Trapezwinkel zu weniger als $0,1^\circ$ gemessen. Die lineare Abweichung der Kontur von den Referenzmaßen war maximal 1,9 mm. Damit waren die geforderten Toleranzen bereits ohne mechanische Überarbeitung eingehalten. Nach der notwendig gewordenen Reparatur der Elektronenstrahlschweißung (siehe 0) betrug die Winkelabweichung allerdings bis zu $0,4^\circ$ sowie die maximale lineare Abweichung 4,9 mm. Dies konnte jedoch durch entsprechendes Überfräsen der Kontur korrigiert werden.

Die erneute Vermessung nach der abschließenden mechanischen Überarbeitung ergab eine anguläre Abweichung von $0,1^\circ$ und maximale lineare Abweichungen von 0,7 mm für die (wichtigere) Außenkontur) und 2,7 mm für die Innenkontur. Siehe hierzu auch Abb. 7-19.

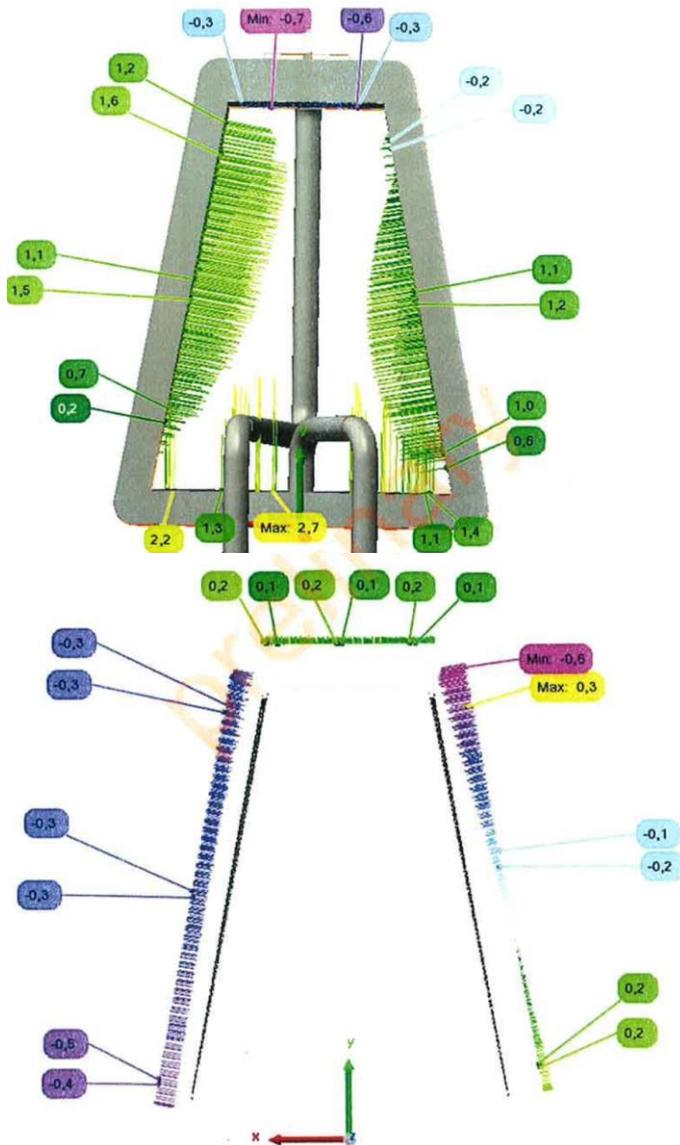


Abb. 7-19: Messprotokolle DWMF Innenkontur (links) und Außenkontur (rechts) nach Endbearbeitung

8 BSM Prototyp

Das Blanket Shield Modul (BSM) bildet den vorderen, dem Plasma zugewandten Teil des EC Launchers. Es ist die Komponente, welche sowohl die höchsten Wärmelasten als auch die höchsten mechanischen Lasten erfährt. Das BSM umhüllt den Fokussierspiegel sowie die beiden verstellbaren Spiegel, welche die Millimeterwellen an gezielte Positionen im Plasma injizieren. Deshalb ist das BSM in seinem unteren Bereich mit einem ca. 30 x 40 cm großen Ausschnitt versehen. Das Innenvolumen des BSM soll mit Ausnahme derjenigen Bereiche, die für den Millimeterwellendurchgang benötigt werden möglichst komplett mit Abschirmelementen gefüllt werden.

Vom BSM existiert ein vorläufiges Design. Dieses sieht vor, dass alle internen Einbauten (Spiegel, Abschirmblöcke) an weiter hinten liegenden Elementen befestigt werden müssen, so dass das BSM Gehäuse durch einfaches Lösen der Flanschschrauben sowie der Durchtrennung zweier Kühlwasserleitungen entfernt werden kann. Das BSM hat eine Hochleistungskühlstruktur mit in eine Kupfermatrix eingebetteten Stahlrohren in seiner zum Plasma hin zeigenden Vorderwand (dem sogenannten First Wall Panel, FWP). Aufgrund der hohen thermischen und mechanischen Belastungen muss das BSM sehr stabil gebaut sein, ohne jedoch lokal zu große Materialakkumulation zu erlauben.

Aufgrund der extrem hohen technischen Herausforderungen für die Entwicklung des BSM wurde der Bau eines Prototypen im 1:1 Maßstab beschlossen. Die dabei zu bewertenden Faktoren sind wie folgt:

- Nachweis der Herstellbarkeit von extrem komplexen Kühlkanalverläufen in den Stahlstrukturen des BSM.
- Nachweis der 100%igen Prüfbarkeit aller Schweißnähte
- Nachweis des Fertigungsprozesses unter Einhaltung der geforderten Maßtoleranz
- Verwendung des Prototypen für thermohydraulische Tests an der Launcher Handling Test Facility (LHT) am KIT

8.1 BSM Spezifikation

Das BSM wurde als Schweißzusammenbau entworfen. Das Material ist hierbei der typische ITER-In-Vessel-Stahl 316 L(N)-IG. Es besteht im Wesentlichen aus drei Hauptkomponenten; dem FWP, der BSM Schale sowie dem BSM Flansch. Der Ausschnitt für die Millimeterwellen befindet sich anteilig im FWP sowie im Bodenbereich der BSM-Schale. Bis auf den Flansch sind alle Komponenten mit einer ausreichenden Kühlstruktur auszurüsten. Diese muss über nur jeweils einen Einlass und einen Auslass an den Port Plug Kühlkreislauf anschließbar sein. Insgesamt müssen 0,35 MW/m² Strahlungswärme, welche auf das FWP treffen sowie bis zu 5 W/cm³ integrale Wärme in der Gesamtstruktur abgeführt werden können. Abb. 8-1 zeigt eine Gesamtansicht des BSM Entwurfs mit seinen Hauptkomponenten.

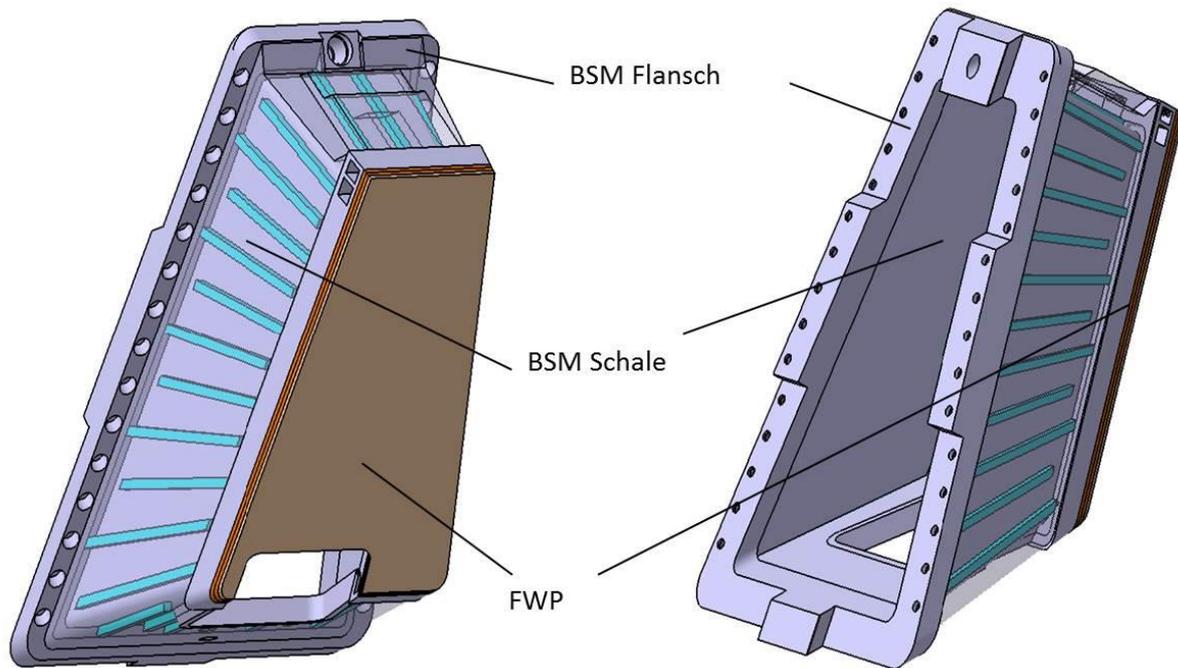


Abb. 8-1: Grundentwurf BSM mit Hauptkomponenten

8.1.1 First Wall Panel (FWP)

Die erste Wand des BSM wird entlang ihrer Außenkante an die trapezoid geformte BSM Schale angeschweißt. Hierdurch verleiht sie der gesamten BSM Struktur die notwendige Festigkeit. Gleichzeitig wird so der notwendige Raum für die Millimeterwellenstrahlen sowie die hinter dem FWP anzuordnenden Abschirmelemente sowie die Umlenkspiegel bereitgehalten. Das Mehrlagen-FWP entspricht bis auf den Beryllium-Layer als vorderste Schicht der ersten Wand, wie sie auch bei den regulären Blanket Modulen im ITER Torus zu finden ist. Da das BSM gegenüber den regulären Blankets um etwa 10 cm nach hinten versetzt ist, ist keine Beryllium-Schicht notwendig. Somit wird diese beim FWP des BSM durch eine zwischen drei und zehn Millimeter starke Stahlplatte ersetzt. Hinter dieser folgt eine 22 mm starke Kupferschicht mit eingebetteten Stahlrohren von 10mm Innendurchmesser. Die tragende Struktur des FWP bildet eine hinter der Kupferschicht angeordnete Stahlplatte von bis zu 49 mm Stärke mit 9 annähernd vertikal geführten Kühlkanälen von 24 mm Innendurchmesser. Diese werden über Sammler an Ober- und Unterseite des FWP mit den Rohren in der Kupferschicht sowie den restlichen BSM-Kühlkanälen verbunden.

Das Kühlwasser wird vom ersten Sammler an der Oberseite des FWP durch die dünnen Rohre nach unten geführt, dort in einem zweiten Sammler umgelenkt und durch die neun größeren Kanäle wieder nach oben geführt. Dort ist dann in einem dritten Sammler die Verbindung zur BSM-Schale angeordnet. Typische Querschnitte der rechteckigen Sammler sind etwa 3 x 3 cm².

Für den Prototyp des BSM kann das FWP jedoch vereinfacht werden, da die schützende erste Stahlschicht sowie die Kupfermatrix aufgrund nicht vorgesehener Bestrahlungsversuche nicht notwendig sind. Es muss aber zwingend der hydraulische Entwurf umgesetzt werden, da neben der optimalen Fertigungsstrategie auch thermohydraulische Tests mit dem BSM Prototypen

durchgeführt werden sollen. Für ein derart vereinfachtes FWP bietet sich die folgende Fertigungsroute an:

- Fräsen der Stahlplatte mit Übermaß (ohne Sammler)
- Tieflochbohren der 24mm Kanäle von der Oberseite her
- Frontseitiges Bohren der Löcher für die 10mm Rohre
- Fräsen der unteren Sammler
- Einschweißen der vorgebogenen 10 mm Rohre.
- Aufbau der Sammler an der Oberseite des FWP
- Überfräsen des gesamten FWP auf Endmaß.

8.1.2 BSM Schale

Die Schale des BSM wird durch vier doppelwandige Platten geformt. Es ist eine Gesamtstärke von 54 mm vorgesehen, wobei jede der beiden Wände 18 mm stark sein soll. Die lichte Weite des Kühlspalts beträgt somit ebenfalls 18 mm. Die Oberseite ist so dick zu gestalten, dass die notwendige Steifigkeit garantiert ist und zwei Ebenen Kühlkanäle eingeformt werden können. Die Kühlkanäle in den Seitenwänden sollen mäandrierend ausgeführt werden – zum Beispiel durch wechselnd an Vorder- und Rückseite anschließende Rippen zwischen den beiden Schalen der BSM Wand. Die optimale Fertigung der BSM Schale soll im Rahmen des Prototypenbaus erarbeitet und bewertet werden.

8.1.3 BSM Flansch

Es ist vorgesehen, Zerlegung und Wiederausammenbau der Port Plug Komponenten zwecks Wartung oder Reparatur ausschließlich in den ITER Hot Cells durchzuführen. Somit ist eine der wesentlichen Anforderungen an die Konstruktion des Flansches die möglichst einfache und fernbedienbare Ausführung der Verbindungselemente. Des Weiteren soll aus dem gleichen Grund die Zahl der Kühlwasserverbindungen so gering wie möglich gehalten werden und damit auf einen Zulauf und einen Rücklauf begrenzt.

Der Entwurf für den Frontflansch sieht ebenso wie für den am Launcher Mainframe montierten Gegenflansch einen massiven Grundkörper in Form des Mainframe Trapezoidprofils aus 316 L(N)-IG vor. Die Seitenelemente haben dabei einen Querschnitt von etwa 60 x 80 mm, die horizontalen Träger sind auf Grund der um die Toroidalachse gekippten Position der Flansche etwas stärker. Die Verbindungsflächen sind mit insgesamt vier Formschlüssen von jeweils 40mm Tiefe ausgestattet, welche die präzise Positionierung des BSM garantieren. Hierzu sind sie mit den für eine klemmfreie Montage notwendigen Formschrägen ausgestattet. Des Weiteren sind sie für die Lasteinleitung radialer Momente sowie toroidaler und poloidaler Kräfte notwendig, da die vorgesehenen Dehnschrauben möglichst querkräftfrei montiert werden müssen. Von diesen Schrauben der Größe M22 x 2 mit Feingewinde sorgen jeweils 15 Stück an beiden Längsseiten des Flansches für eine kraftschlüssigen Verbindung der Flansche. Für das Schraubenmaterial ist aufgrund der geforderten Festigkeit Inconel 718 vorgesehen. An den Ober- und Unterseiten der Flansche sind aufgrund der hier notwendigen Kühlverbindungen sowie der verkleinerten Labyrinthgeometrien keine Schraubverbindungen vorgesehen.

8.1.4 BSM Kühlstrukturen

Das BSM muss mit einer hocheffizienten Kühlstruktur ausgestattet sein, um die im ITER Betrieb auftretenden Wärmelasten, welche sowohl in Form von Strahlung in einer Größenordnung von

bis zu $0,35 \text{ MW/m}^2$ als auch durch Neutronendurchgang verursachte volumetrische Wärme von bis zu 5 W/cm^3 auftritt. Hierbei erfährt das FWP die höchsten Belastungen.

Aus diesem Grund soll das FWP möglichst als erstes vom Kühlwasser durchströmt werden um hier annähernd mit Vorlauftemperatur verfügbar zu sein. Erst danach soll es durch die Seitenwände und dann zum Austritt geführt werden. Das Kühlwasser wird deshalb durch die Oberseite des BSM nach vorne geführt, um dort mittels Sammlern in 18 parallele aus Stahlrohren mit jeweils 10mm Innendurchmesser gebildete Kanäle, welche in eine Kupfermatrix als Wärmesenke eingebettet sind, geführt zu werden. In diesen strömt das Wasser entlang des FWP abwärts, wird an dessen Unterseite umgelenkt und in neun dahinter angeordnete, parallel nach oben geführte Kanäle mit einem Durchmesser von je 24 mm geführt. Diese Kanäle sind mittels Tieflochbohrung direkt in die Stahlstruktur eingelassen. Abschließend sollen die beiden Seitenwände parallel in von vorne nach hinten mäandrierenden Kanälen durchströmt werden. Der Grundentwurf für das BSM sieht hierbei ebenfalls eine durch Rippen verbundene Doppelwandstruktur entsprechend dem ursprünglichen DWMF Konzept vor. Die Eignung sowie die Machbarkeit dieser Konstruktion soll allerdings Teil der Prototypenstudie sein und kann entsprechend optimiert werden. Erneut an der Unterseite des BSM angekommen werden die beiden parallelen Kühlwasserströme zusammengeführt und verlassen das BSM durch den rückseitig angeordneten Ausgang.

In vorangegangenen Analysen erwies sich das Kühlkonzept aus thermo-hydraulischer Sicht als geeignet. Der Anstieg der Kühlwassertemperatur beträgt etwa 25 bis 30 K während der Druckabfall zu etwa 0,5 bar berechnet wurde. Die Parameterwerte für das Kühlwasser betragen hierbei 100°C Vorlauftemperatur bei 3 MPa Vorlaufdruck.

Als Anschlüsse an den Launcher-Kühlkreislauf dienen zwei geschweißte Rohrverbindungen mit 37,2 mm Innendurchmesser und 2,6 mm Wandstärke an Ober- sowie Unterseite des BSM. Diese können mittels spezieller Werkzeuge aufgetrennt und auch wieder verbunden werden. Diese Arbeitsschritte sollen später ferngesteuert in der Hot Cell ferngesteuert erfolgen können.

8.1.5 BSM Pflichtenheft

Die Entwicklung und Herstellung des Prototyps für das BSM sieht aufgrund der Komplexität der Komponente sowie der hohen technischen Anforderungen ausdrücklich die Möglichkeit von Änderungen des Referenzdesigns vor. Nichtsdestotrotz müssen die nachfolgenden Grundanforderungen an das Design erfüllt bleiben.

- Außen- und Innenkontur des BSM werden durch die umgebenden Komponenten in ITER sowie durch das einzubauende Millimeterwellensystem definiert und dürfen nicht geändert werden.
- Der Ausschnitt im FWP wird durch die Einhüllenden der Millimeterwellen-Strahlen bestimmt. Eventuell durch das Prototypendesign erforderliche Abweichungen von der Referenzgeometrie müssen mit dem KIT unbedingt abgesprochen werden.
- Die Seitenwände müssen aktiv gekühlt werden (max. volumetrische Aufheizung 3 W/cm^3), müssen den maximalen elektro-magnetischen Lasten (siehe Abschnitt 8.1.6) hinsichtlich maximal erlaubter Verformung sowie maximal erlaubten Spannungen standhalten und sollen ausreichende Abschirmkapazität bieten. Für letzteres soll das Stahl-Wasser-Volumenverhältnis der Seitenwände möglichst nah beim optimalen Wert von 80:20 liegen.
- Das FWP muss eine maximale Strahlungswärme von 50 W/cm^2 sowie eine volumetrische Wärmelast von 5 W/cm^3 abführen können.

- Für das Kühlwasser sind dem ITER Primary Heat Transfer System (PHTS)-Kühlwasser entsprechende Werte vorzusehen. (100°C Vorlauftemperatur, maximaler Temperaturanstieg für das BSM = 30K, Vorlaufdruck = 3 MPa, maximaler Druckabfall im BSM = 0,3 MPa)
- Das BSM muss neben der Auslegung für die Standardoperation (siehe oben) auch für die Kommissionierung im Vakuumbetrieb (das sogenannte „baking“) ausgelegt werden. Hierfür betragen die thermohydraulischen Parameter für die Vorlauftemperatur 240°C sowie für den Maximaldruck 4,4 MPa.
- Das BSM muss einem Prüfdruck von 6,3 MPa bei Raumtemperatur unterzogen werden.

8.1.6 Hauptabmessungen, Toleranzen und Designlasten

Die Hauptabmessungen des BSM zeigt Abb. 8-2. Die genaue Form sowie die Größe des Cut-outs war zum Zeitpunkt der Auftragsvergabe nur näherungsweise definiert und wurde erst nach erfolgter Auswahl des Herstellungsprozesses sowie der Konfiguration des Referenz-Millimeterwellensystems in Abstimmung mit MAN und KIT festgelegt.

Für die zu erreichende Endgeometrien des BSM sollen die nachfolgenden Toleranzen eingehalten werden:

- ± 0.2 mm für feinmechanisch bearbeitete Oberflächen wie Passstücke oder Bohrlöcher
- ± 0.5 mm für alle anderen mechanisch bearbeiteten Oberflächen
- ± 2 mm für nicht mechanisch bearbeitete Oberflächen sofern vorhanden.

Das Anfertigen von detaillierten Fertigungszeichnungen für das BSM ist nicht Teil der Spezifikation sondern wird im Verlauf der Prototypenentwicklung durchgeführt, da die Detailkonstruktion der verschiedenen Einzelkomponenten des BSM sehr stark von der gewählten Kühlkanäleintegration sowie der optimalen Fertigungsmethode abhängt. Somit sind nur die Grundabmaße des BSM in der Spezifikation gegeben. Die weiteren Abmessungen, Wandstärken und sonstigen Maßgrößen werden entwicklungsbegleitend festgelegt und mit dem Referenz-CAD Modell synchronisiert.

Der BSM Prototyp soll mechanisch dabei so ausgelegt werden, dass der BSM Prototyp unter Aufbringen der in Tabelle 8-1 aufgeführten mechanischen Lasten den Anforderungen hinsichtlich Maximalspannung den Vorgaben für ITER In-Vessel Strukturkomponenten genügt. Die hierbei maximal auftretende Verformung des BSM muss aufgrund der zulässigen Maximalverformung des Launchers von 13 mm unter einem Maximalwert von 3,0 mm Abweichung von der spannungsfreien Gestalt sein.

Tabelle 8-1: mechanische Designlasten für die Auslegung des BSM Prototypen

Loads	Orientation	BSM
Force (MN)	Radial Fx	-0.1
	Toroidal Fz	0.08
	Poloidal Fy	0.2
Moment (MNm)	Radial Mx	-0.45
	Toroidal Mz	0
	Poloidal My	-0.7

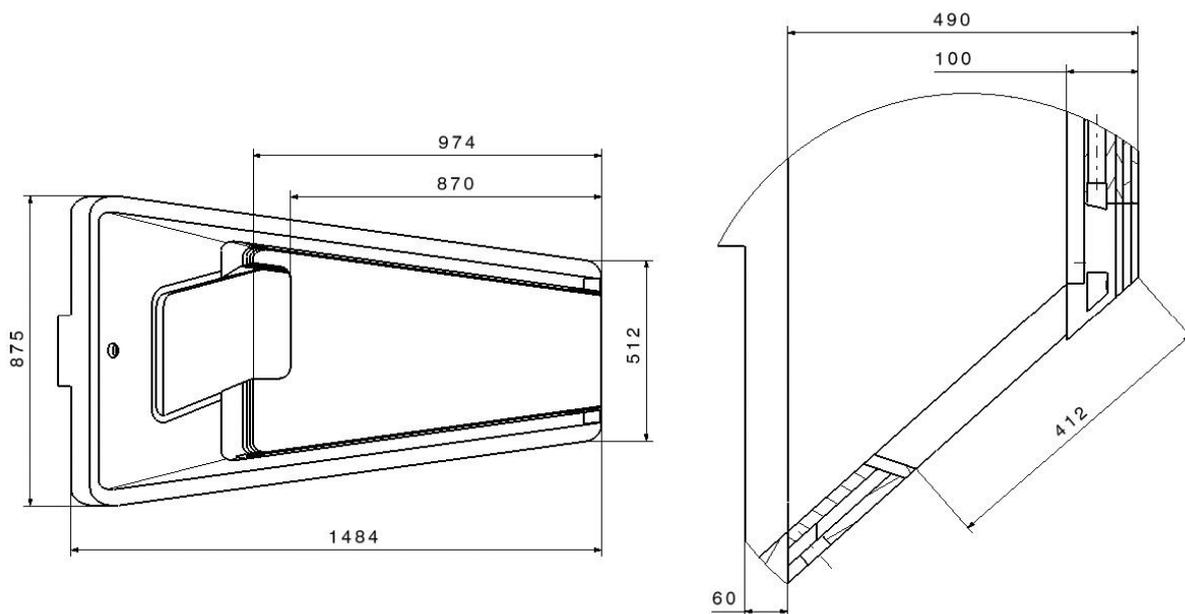


Abb. 8-2: Hauptabmessungen des BSM

8.1.7 Fertigung

Aufgrund der äußerst komplexen Form des BSM mit seiner in mehreren Achsen trapezoid gestalteten Grundgeometrie sind verschiedene Fertigungsverfahren für FWP, Doppelwand und Flansch vorstellbar. Das vielversprechendste ist hierbei der Schweißzusammenbau in Kombination mit mechanischer Bearbeitung. Aber auch das Herstellen der Grundform mittels Gießen, Schmieden oder Heiß-isostatischem Pressen (HIP) sind denkbar. Kühlkanäle können z.B. ebenfalls durch Schweiß-ZB, aber auch durch Drahterodieren, Tauchfräsen oder Tieflochbohren geformt werden.

Die Ermittlung der optimalen Kombination aller Fertigungsschritte und –verfahren ist deshalb Teil der Prototypenentwicklung. Große Herausforderungen stellen hierbei das sichere Ausführen von durchgeschweißten Nähten sowie die Durchführbarkeit aller geforderter Schweißnahtprüfungen dar. Das Einhalten der geforderten Maßtoleranzen erfordert darüber hinaus besonderes Augenmerk auf möglichen Schrumpfung oder Verzug der Einzelteile durch die Schweißprozesse. Aus diesem Grund sollten möglichst kombinierte Schweißprozesse (z.B. EB-Schweißen in Kombination mit WIG-Schweißen) angewendet werden, welche auf die jeweils besonderen Anforderungen optimal abgestimmt sind.

Das Urformen der BSM Struktur durch Gießen oder Schmieden erscheint aufgrund der Komplexität der Komponente grundsätzlich attraktiv; dabei müssen aber die besonderen vakuumtechnischen Voraussetzungen für den Einsatz in ITER berücksichtigt werden.

Das Urformen von ITER In-Vessel Komponenten per HIP wurde an kleineren Prototypen im Rahmen einiger Vorläuferprogramme erfolgreich getestet. Für Komponenten von der Größe des BSM sind allerdings Kapselbau und Vorhersage des unvermeidlichen Schrumpfungprozesses von äußerster Komplexität.

8.1.8 Material

Der BSM Prototyp soll möglichst entsprechend der späteren ITER-Komponente aus dem für In-Vessel Komponenten spezifizierten Edelstahl 316 L(N)-IG hergestellt werden. Aufgrund der schwierigen Verfügbarkeit dieses Materials kann jedoch alternativ auf die gängigeren Stähle 316 L oder 316 L(N) zurückgegriffen werden. Eine Übersicht der Zusammensetzung findet sich in Tabelle 5-1. Ergänzend hierzu sind in

Tabelle 8-2 noch zusätzlich die temperaturabhängigen Vergleichswerte für Zugfestigkeit sowie Streckgrenze gegeben. Diese Werte sind für 316 L(N)-IG der ITER Materialdatenbank und für 316 L der DIN EN 10028-7 entnommen.

Tabelle 8-2: Zugfestigkeit und Streckgrenze für 316 L(N)-IG und 316 L

Temperatur	Zugfestigkeit		Streckgrenze	
	316 L(N)-IG	316 L	316 L(N)-IG	316 L
°C				
20	525	520	220	220
50	496	486	205	200
100	462	430	183	166
150	443	410	166	152
200	433	390	152	137
250	430	385	141	127
300	431	380	132	118
350	431	380	126	113
400	429	380	121	108
450	424	370	118	103
500	412	360	115	100

8.2 BSM Design Prototyp

Die Schale des BSM wird aus vier geschmiedeten Platten geformt. Diese werden mittels Elektronenstrahlschweißen zum Trapezprofil des BSM gefügt. Hierzu wurden ausgiebige Tests zur Bestimmung der optimalen Schweißparameter durchgeführt (siehe hierzu Kapitel 8.3). Die Wandstärken betragen 50mm für Boden und Seitenwandteile und 100 mm für das Oberteil. Um die beschriebenen Wandstärken für die fertige Komponente trotz notwendiger mechanischer Überarbeitung der Konturen zu garantieren, werden Schmiedeteile mit 55 mm Dicke bzw. 105 mm Dicke beschafft. Das Endmaß wird dann durch allseitiges Überfräsen des Schweiß-ZBs hergestellt. Hierdurch lassen sich auch unerwünschter Verzug bzw. Schrumpfung, hervorgerufen durch den Schweißprozess mindern bzw. eliminieren.

Aufgrund der sehr guten Erfahrungen beim Design des DWMF Prototypen (siehe Kapitel 0) werden die Kühlkanäle als teilweise parallel geschaltete Rundkanäle im Tieflochbohrverfahren realisiert. Der Durchmesser dieser Kanäle beträgt jeweils 25 mm, wobei üblicherweise drei dieser Kanäle parallel zu einem Zug zusammen geschaltet werden. Diese Züge sind mäandrierend in die Seitenwände integriert so dass der jeweils zu zwei Zügen gehörige Sammler entweder an der Vorderseite oder an der Rückseite des BSM eingefräst ist. Der gesamte Kühlkreislauf des BSM stellt sich wie nachfolgend dar. Das Kühlwasser tritt durch den zentralen Einlass im oberen Bereich des BSM Flansches ein (1) und wird nachfolgend durch einen Querkanal und zehn an diesen angeschlossene parallele Rohre (2) mit einem Durchmesser von je 25 mm Durchmesser zum FWP geführt. Hier wird es in einem Sammler (3) auf die 18 vorderen Rohre des FWP (4) verteilt und strömt nach unten (5). Von hier geht es zurück durch die rückwärtigen Parallelkanäle (6) an die Oberseite des BSM. Ein weiterer Sammler (7) verteilt das Wasser auf einen weiteren Satz parallel verschalteter Rohre mit einem Durchmesser von 25 mm (8), ehe es

an der Rückseite des BSM in zwei gleiche, symmetrische Ströme zu beiden Seitenwänden (9) aufgeteilt wird. Hier folgt die mäandrische Strömung durch die Seitenwände, welche im Bodenbereich des BSM wieder zusammengeführt wird und durch den Auslass (10) das BSM verlässt. Die hier genannten Nummern verweisen auf die jeweilige Position in Abb. 8-3.

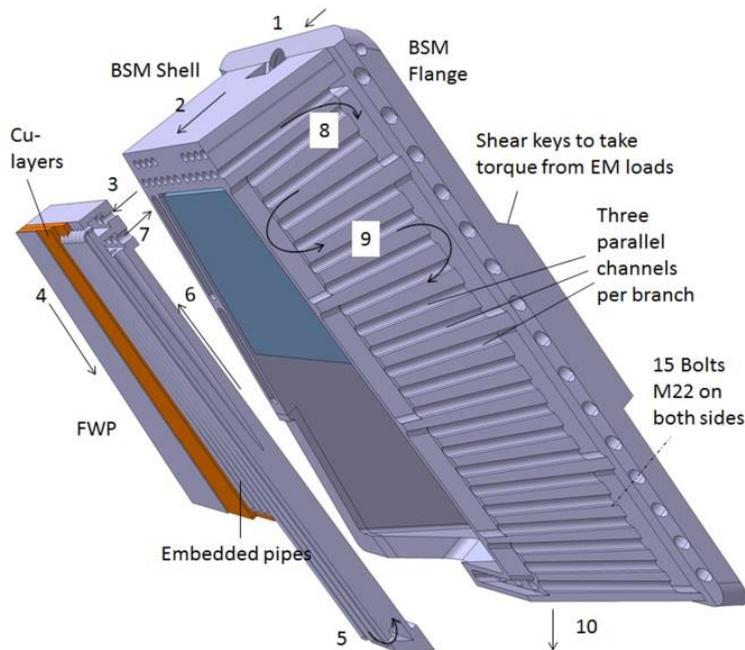


Abb. 8-3: Kühlkreislauf des BSM

Wie auch beim DWMF stellt die Homogenisierung der Kühlwasservolumenströme in parallelen Kanälen eine große technische Herausforderung dar, da für In-Vessel-Komponenten keine elektronischen, hydraulischen, pneumatischen oder mechanischen Steuerelemente mit beweglichen Teilen benutzt werden dürfen. Aufgrund der positiven Erfahrungen mit dem DWMF wird auch für das BSM auf den Einsatz von einfachen Lochblenden-Drosseln zurückgegriffen. Deren genaue Öffnungsweite muss nach Fertigstellung des prototypischen Designs mittels iterativer CFD-Analyse bestimmt werden (Siehe hierzu Kapitel 8.5). Der Einbau der Drosseln muss für das ausgewählte fertigungsverfahren berücksichtigt werden.

Der BSM Prototyp soll weitestgehend das endgültig in ITER einzusetzende BSM abbilden. Dennoch wurde nach dem Start des Prototypenentwicklungsprojekts relativ schnell klar, dass für einen 1:1 Prototypen diverse Designänderungen unvermeidlich sind, soll das verfügbare Budget eingehalten werden.

Um den am LHT vorhandenen Gegenflansch für die thermohydraulischen Tests zu nutzen wurde die Geometrie des BSM Flansches leicht abgewandelt. Hierzu gehört die Reduzierung der Tiefe der Formschlüsselemente von 40 mm auf 30 mm. Da der BSM Prototyp nicht auf Widerstandsfähigkeit gegen elektromagnetische Lasten getestet wird, hat diese Änderung keinen Einfluss auf den erfolgreichen Abschluss des Projekts.

Das Layout der Kühlkanäle in den Seitenwänden wurde für den Prototypen nicht ausschließlich hinsichtlich thermischer Optimierung ausgeführt sondern so abgewandelt, dass keine Überschneidungen von Kühlbohrungen mit den EB-Schweißnähten auftreten. Die Kühlkanäle selbst

werden im Tieflochbohrverfahren erzeugt, alle Sammler werden mittels Tauchfräsbearbeitung hergestellt. Die Lochblenden werden wenn möglich als Blechkonstruktion mit mehrfachen Blendenöffnungen gefertigt und installiert.

Die auffälligsten Änderungen betreffen das FWP: Eine Fertigungsmachbarkeitsanalyse dieser Komponente ergab, dass das Referenzdesign mit den an den Enden gebogenen Edelstahlrohren, welche in die Kupfermatrix eingebettet werden sollen, extrem kompliziert hinsichtlich Präzision der Bögen und auch hinsichtlich der Prüfung der Schweißnähte werden würde. Aus diesem Grund wurde ein alternatives Design entworfen, welches im Wesentlichen auf gerade Rohre und Sammlern, welche als Schweiß-Zusammenbau gefertigt werden, zurückgreift. Dieser Entwurf bestätigte sich als kompatibel mit den Design-Anforderungen sowie dem notwendigen Einbau der Drosselblenden und erlaubt die notwendige 100% Inspektion aller Schweißnähte. Abb. 8-4 zeigt das fertige 3D-CAD Modell des BSM Prototypen sowie eine Detailabbildung des oberen Bereichs des FWP mit neuem Sammlerdesign, geraden Rohren und Drosselblenden.

Eine Auswahl der wesentlichen Konstruktionszeichnungen des fertigen Entwurfs für den BSM Prototypen zeigen Abb. 8-5, Abb. 8-6 und Abb. 8-7.

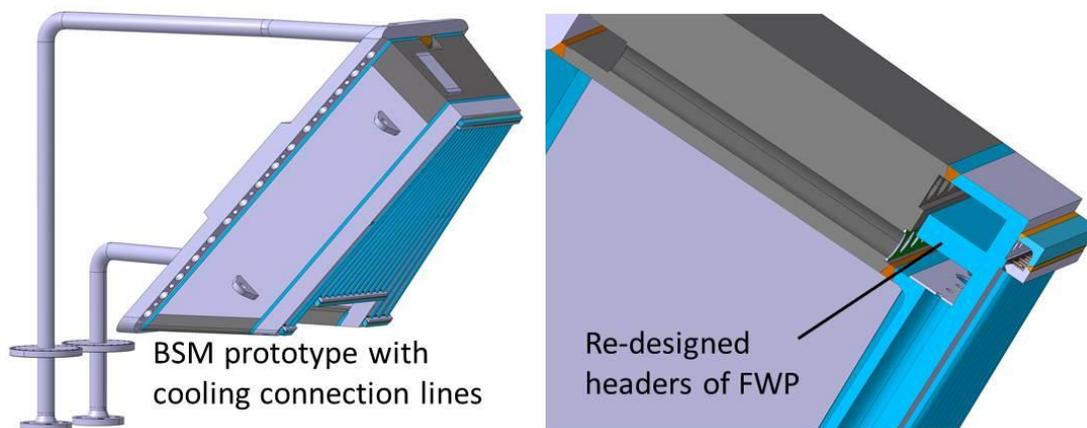


Abb. 8-4: 3D-CAD Modell des BSM (rechts: Details des FWP mit Drosselblenden und geraden Rohren)

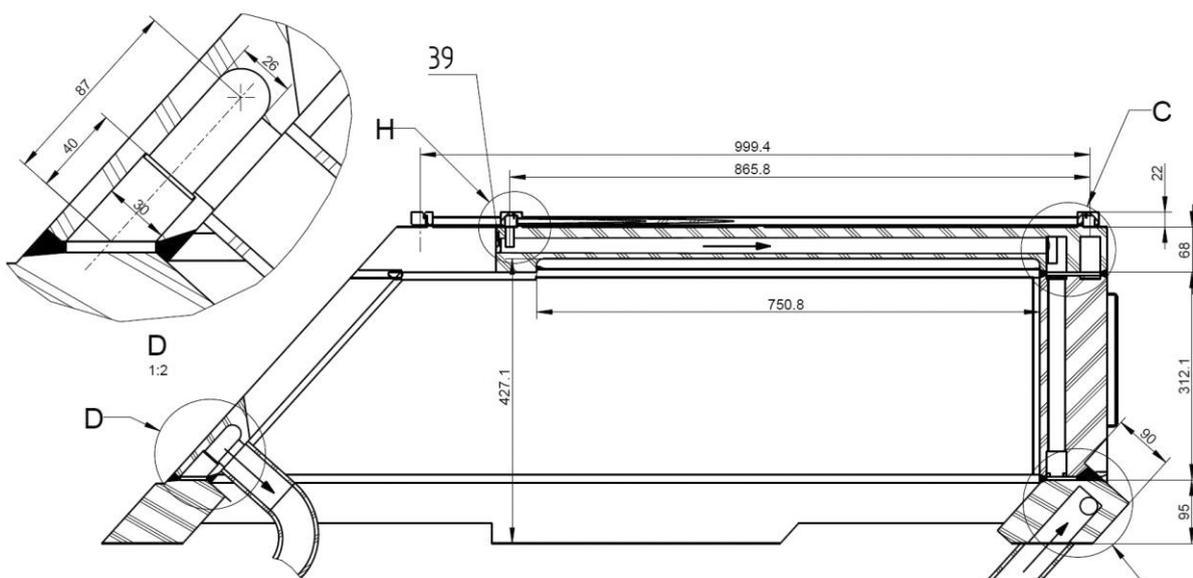


Abb. 8-5: Mittiger Poloidschnitt durch den BSM Prototyp-Entwurf

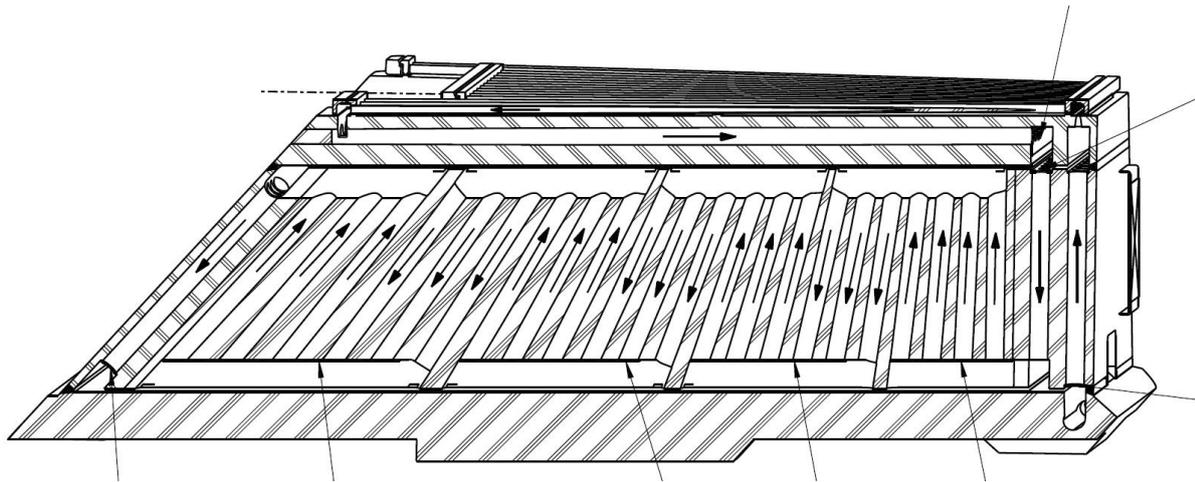


Abb. 8-6: Anordnung der Kühlkanäle in der BSM Seitenwand

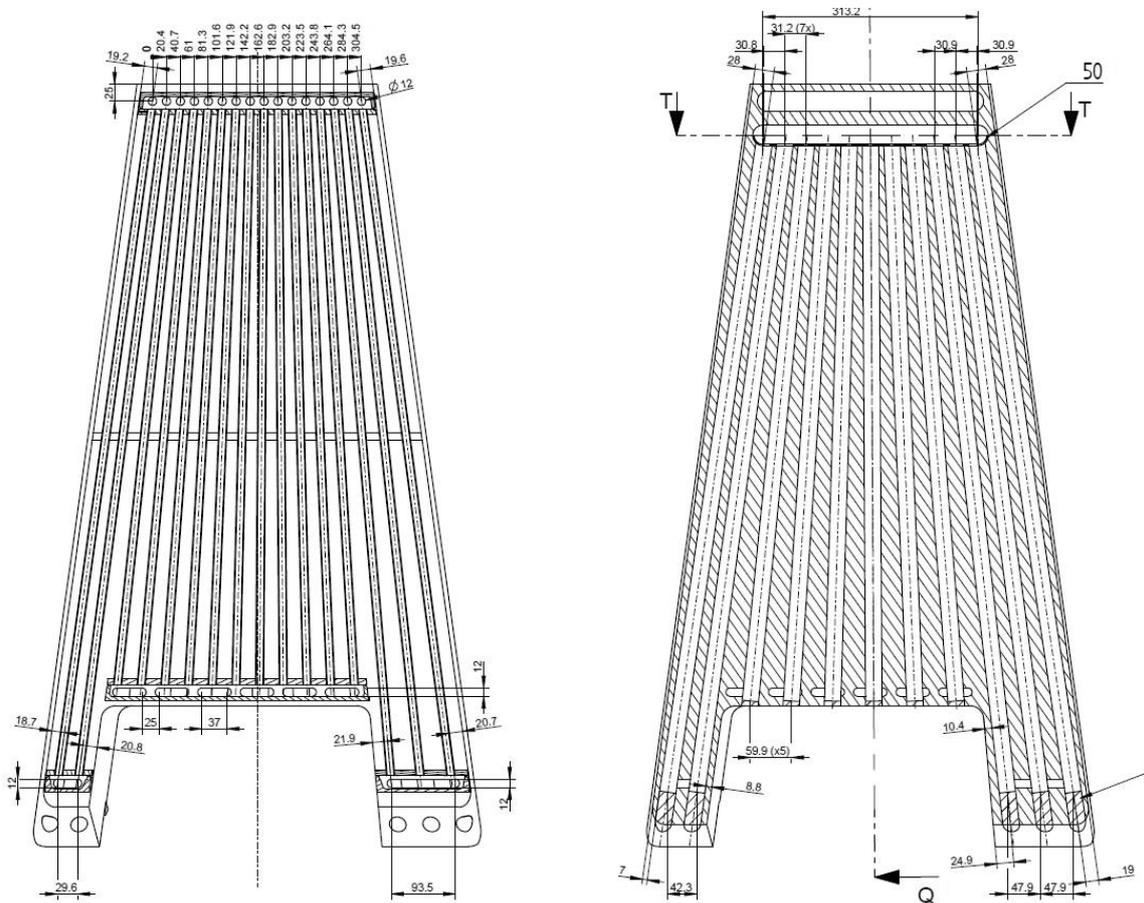


Abb. 8-7: Schnitt durch die beiden Kühlkanalebene (links: vordere Ebene; rechts: hintere Ebene) des FWP

8.3 Parameterbestimmung für EB Schweißen

Wesentlich für die erfolgreiche Fertigung des BSM Prototyp-Entwurfs ist die Bestimmung der optimalen Parameter für die notwendigen Elektronenstrahlschweißungen. Diese wurden in Zusammenarbeit mit der auf diesem Gebiet sehr erfolgreich tätigen Firma „pro Beam“ in Burg bei

Magdeburg in Sachsen-Anhalt ermittelt. Die betreffenden Schweißnähte zeigt Abb. 8-8. Zur Bestimmung der für die am Prototypen optimalen Schweißresultate einzustellenden Schweißparameter wurden an Proben mit den für das BSM typischen Materialstärken verschiedene Varianten der vorgesehenen Schweißprozesse getestet und bewertet. Dies wurde sowohl für reine EB-Schweißnähte als auch für kombinierte EB-/WIG-Schweißnähte durchgeführt. Die hieraus gewonnenen Ergebnisse sind nachfolgend zusammengefasst.

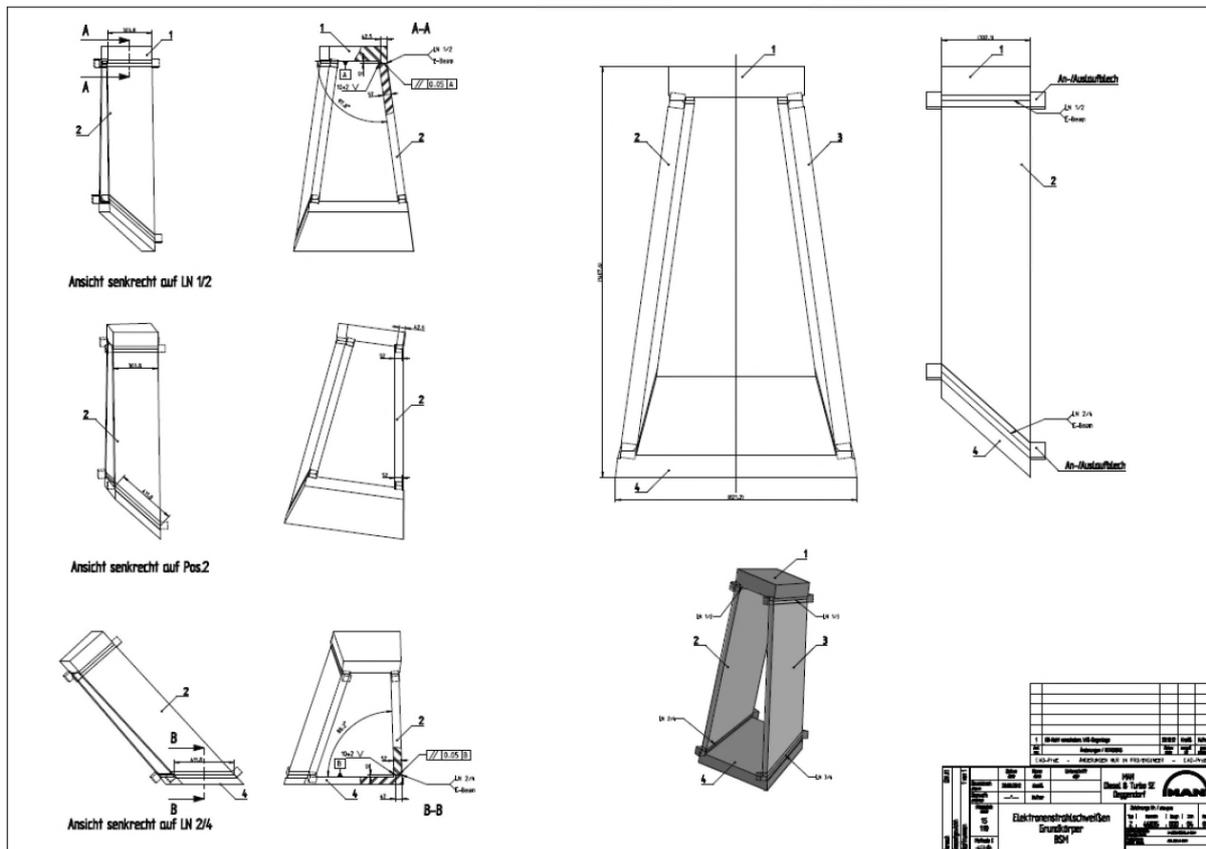


Abb. 8-8: EB-Schweißplan BSM Prototyp

Zunächst wurden für die vier Schweißnähte der BSM Schale die EB-Schweißungen als Schweißungen mit WIG-Kapplage betrachtet. Bei einer Blechstärke von 55 mm wird hier eine Einschweißtiefe der EB-Schweißnaht von 47 mm gefordert.

In einer ersten Testserie wurden die optimale Nahtvorbereitung sowie die Fokussierung des Elektronenstrahls ermittelt. Abb. 8-9 zeigt einen Zwischenstand der Optimierung. Hierbei wurde zwar eine Einschweißtiefe von über 45 mm erzielt; es ist aber noch die Ausformung der Naht (Bauch in der Mitte, zu dünn an der Wurzel) noch zu verbessern. In einer weiteren Serie von Parametervariationen konnte somit eine optimale Einstellung für die Schweißparameter gefunden werden. Aufgrund des für derartige Prozesse notwendigen Schutzes des Know-How's des Herstellers kann auf die genauen Werte hier allerdings nicht näher eingegangen werden. Deshalb wird die optimale Konfiguration für den optimalen Schweißprozess hier nachfolgend als „BN 9“ bezeichnet. Abb. 8-10 zeigt einen Querschliff einer mit den Parametern „BN9“ ausgeführten Schweißnaht. Die Einschweißtiefe beträgt exakt 47 mm, die Ausformung der Naht ist optimiert und der Makroschliff zeigt keine Auffälligkeiten. Die zuverlässige Wiederholbarkeit des Schweißprozesses wurde getestet.



Abb. 8-9: EB-Schweißung mit noch nicht optimaler Schweißnahtgeometrie

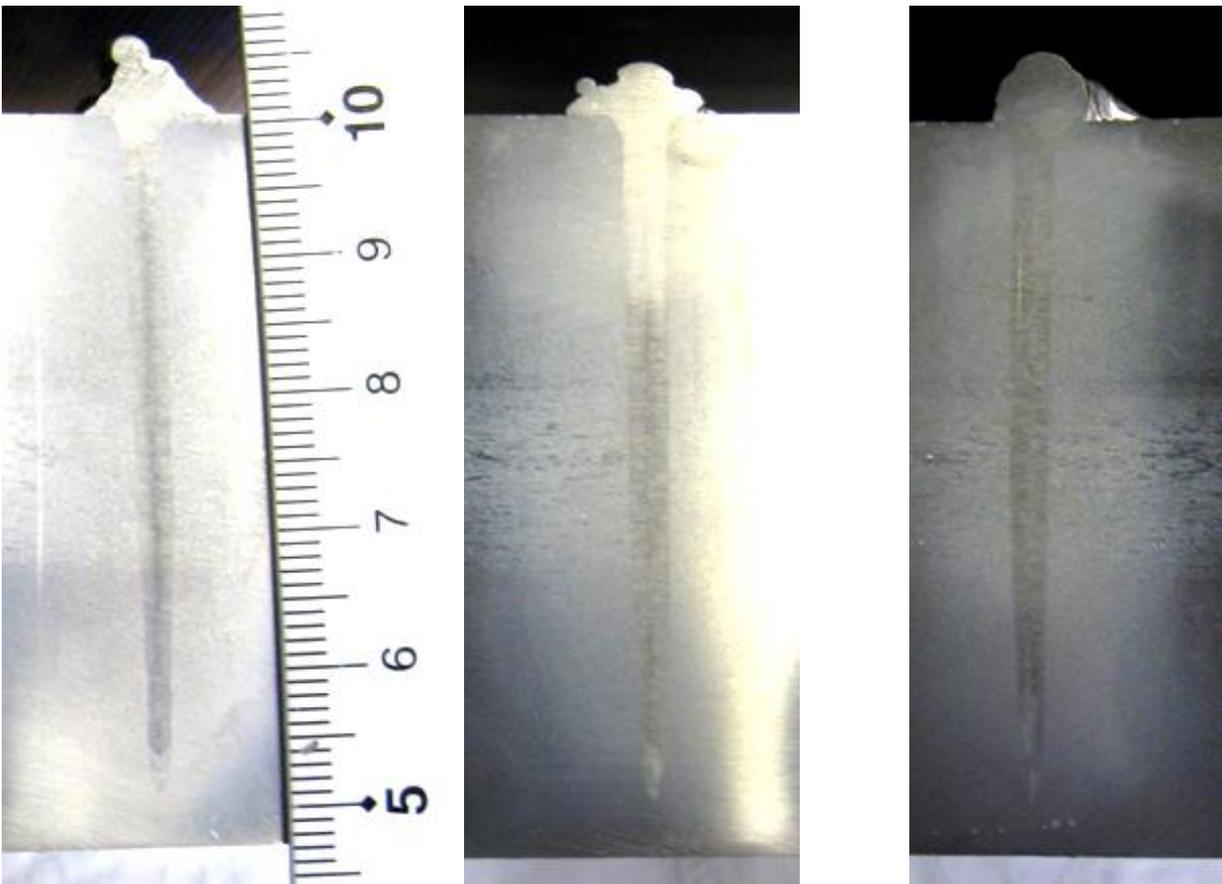


Abb. 8-10: Makroschliffe für die EB-Referenzschweißung „BN9“

Nacherfolgreicher Ermittlung der Schweißparameter erfolgt im Anschluss die Umsetzung der Testschweißung auf die reale Stoßgeometrie. Hierzu werden die Probestücke mit Realgeometrie zunächst geheftet, wobei dies ohne Zusatzwerkstoff erfolgt und auf eine geringe Hefttiefe zu

achten ist. Anschließend wird eine Wurzellage mittels WIG-Schweißung eingebracht. Abb. 8-11 zeigt das Probestück nach diesem Arbeitsschritt.

Die Zwischenbewertung dieser Vorgehensweise ergab unzulässige Verformungen der Spaltgeometrie auf der Heftseite der Probe (siehe Abb. 8-12).



Abb. 8-11: BSM Schweißnaht in Realgeometrie nach Einbringen der Wurzellage



Abb. 8-12: Verzug und Spalt an BSM Probe nach Einbringen der WIG-Wurzel

Zur Vermeidung des Verzugs wurde ein Ansatz mittels zusätzlicher EB-Heftnaht auf der Strahleintrittsseite gewählt. Diese Vorgehensweise konnte den Verzug erfolgreich minimieren so dass nach Einbringen der Wurzellage das geforderte Spaltmaß von 0,2 mm eingehalten wurde. ... zeigt das Probenstück nach erfolgter EB-Schweißung. Das Ergebnis ist in Abb. 8-13 dargestellt.

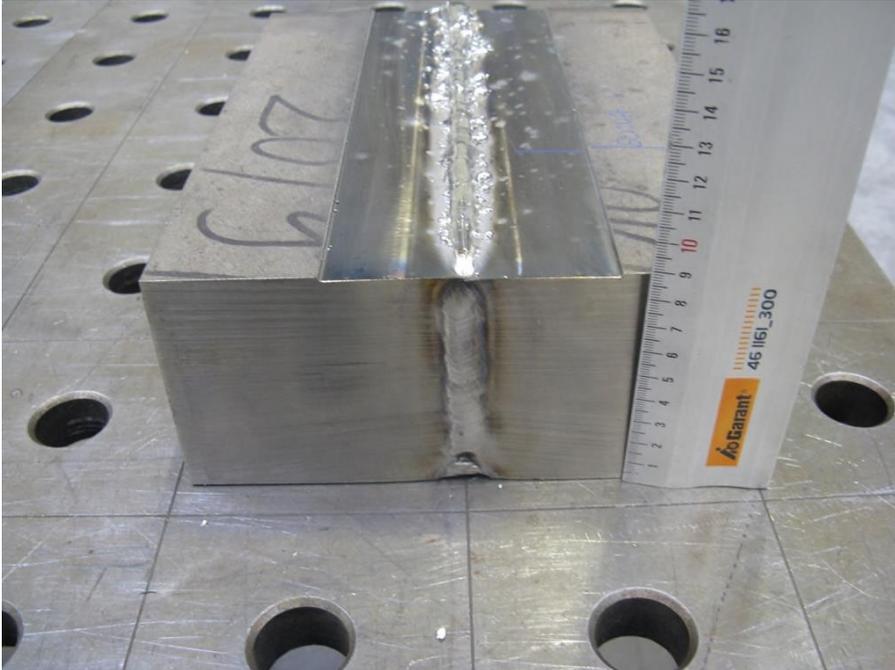


Abb. 8-13: Verbesserter Schweißprozess nach Einbringen der EB-Schweißung

Im Anschluss an die erfolgreiche Einbringung der EB-Schweißnaht werden nun die WIG-Wurzellage komplett sowie die EB-Heftung lokal ausgeformt und mit neuen WIG-Decklagen mit Zusatzwerkstoff verschlossen. Der komplette Schweißprozess für den EB-Schweiß-Zusammenbau des BSM-Schalenprofils ist somit definiert.

8.4 Schweißprozesse WIG

Sowohl die Verbindung zwischen Flansch und BSM Schale als auch zwischen BSM Schale und FWP werden durch die Firma MAN Turbo mittels WIG-Schweißung vorgenommen. Aufgrund der langjährigen Erfahrung dieses Zulieferers und auch dank der beim Prototypenbau des DWMF gewonnenen Erkenntnisse kann auf eine aufwendige Voruntersuchung bzw. Tests für diese Schweißprozesse verzichtet werden. Die Schweißnahtvorbereitung erfolgt hier wie auch beim SWMF in Kapitel 1 im Detail gezeigt mittels Tulpenform. Genauere Abmessungen werden zum Schutz des geistigen Eigentums des Herstellers nicht gezeigt.

Nach erfolgter Fertigung des Schweiß-Zusammenbaus des kompletten BSM wird der Körper allerdings per Laser-Tracking vermessen um den erfolgten Schrumpf zu erfassen und zu dokumentieren und hieraus für zukünftige BSM-Fertigungsserien das notwendige Übermaß für die Einzelteile optimal zu wählen und somit den nachfolgenden Bearbeitungsschritt der mechanischen Ausformung der Endkontur mit geringstmöglichem Aufwand durchführen zu können.

8.5 BSM Strömungsanalyse

Wie auch schon für die vorangegangenen Doppelwand-Prototypen wird die strömungstechnische Berechnung für das Blanket Shield Module mithilfe des CFD Programms PHOENICS ausgeführt. Aus modelltechnischen Gründen wird das BSM dabei in fünf Teilmodelle aufgeteilt, die im Folgenden als „Sektionen“ bezeichnet werden. Dabei entsprechen bei zwei aufeinander folgenden Teilmodellen der Eintrittsbereich des einen Teilmodells dem Austrittsbereich der vorangegangenen Sektion. Die Auslegung erfolgt auf Grundlage des stationären Referenz-Betriebsszenarios. Abb. 8-14 zeigt die Aufteilung des Gesamtmodell.

8.5.1 Modellbeschreibung

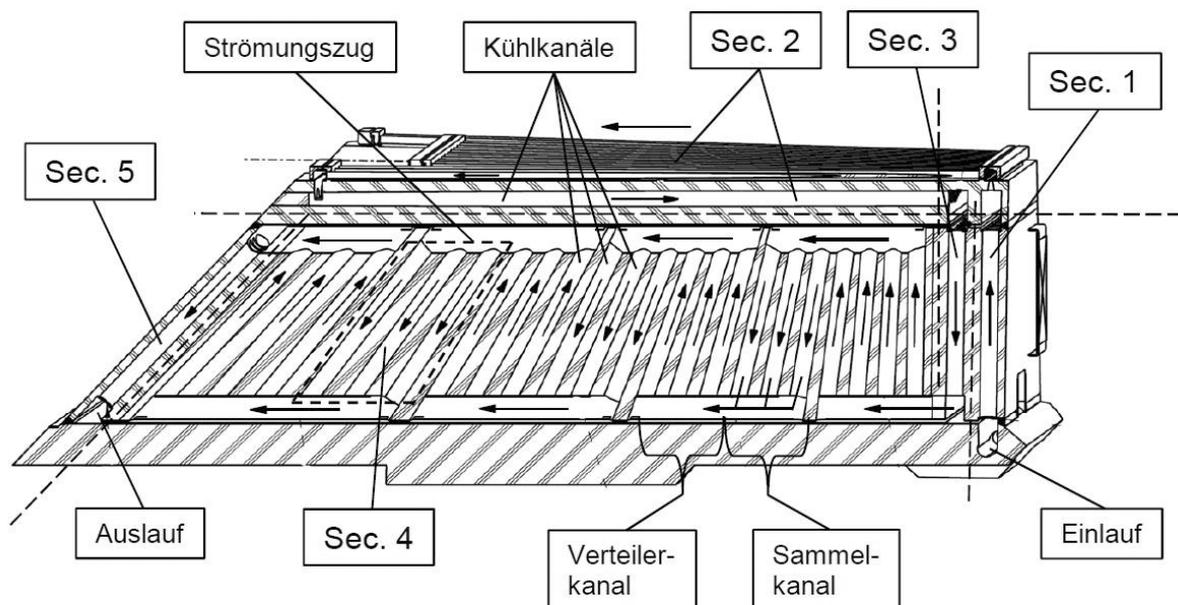


Abb. 8-14: Übersicht BSM Gesamtmodell Strömungsanalyse

Die Wände des BSM werden im Betrieb aufgrund der neutronischen Durchdringung sowie durch die Plasmastrahlung aufgeheizt und müssen gekühlt werden. Als Kühlmittel wird Wasser bei einer mittleren Temperatur von 120°C und einem Druck von 30 bar verwendet. Das Kühlwasser wird durch innerhalb der Wände liegende Kühlkanäle geführt. Gruppen parallel geschalteter Kanäle, die von gleicher Art sind und in gleicher Richtung durchströmt werden, werden im Folgenden als ein Strömungszug oder in diesem Bericht vereinfachend einfach nur „Zug“ genannt. Die einzelnen Strömungszüge werden durch ineinander übergehende Sammler bzw. Verteilerkanäle miteinander verbunden.

Zweck der Strömungsanalyse ist der Nachweis der ausreichenden Wärmeabfuhr aus der Strukturkomponente. Hierzu ist eine gleichmäßige Durchströmung der Kühlkanäle, d.h. möglichst geringe Abweichungen der einzelnen Volumenströme innerhalb eines Zuges essentiell. Da innerhalb des BSM keine Steuerungselemente verbaut werden können muss dies durch eine entsprechende Ausgestaltung der Kanäle hinsichtlich des in ihnen erzeugten Druckabfalls geschehen. Dies soll durch den Einbau von entsprechenden Drosseln mit individueller Öffnung erreicht

werden. Um diese entsprechend dimensionieren zu können wird zunächst das Strömungsverhalten in einem sogenannten Initialmodell ohne strömungsbeeinflussende Maßnahmen untersucht.

In einem zweiten Schritt werden die Volumenströme einzelner Kühlkanäle mit geeigneten Blenden dann so gedrosselt, dass die einzelnen Strömungszüge gleichmäßig durchströmt werden. Dies geschieht durch iteratives Anpassen der Drosseln mit wiederholter Strömungssimulation. Das Ergebnis ist dann ein „optimiertes Modell“.

Auslegungsdaten

Kühlmedium:	Wasser
Betriebstemperatur:	120 °C
Betriebsdruck:	30 bar
Dichte Wasser:	943 kg/m ³
Massenstrom total:	4.5 kg/s
Volumenstrom total:	4.772.E-03 m ³ /s
Volumenstrom halbe Modellhälfte:	1.193.E-03 m ³ /s
Rohrrauhigkeit:	0.2 mm
kinematische Viskosität:	2.435E-07 m ² /s

Die wärmetechnische Berechnung des vor dem BSM liegenden Double Wall Main Frames (DWMF) ergab eine Temperaturerhöhung von weniger als 2°C für den Referenzbetrieb. Bei derart geringen Änderungen können die Stoffwerte, welche für den DWMF benutzt wurden, unverändert übernommen werden.

Für Abschnitte, in denen aus Symmetriegründen nur Anteile des Gesamtmodells berücksichtigt werden, wird in der Berechnung auch nur der entsprechende Anteil des Gesamtvolumenstroms berücksichtigt.

Nachfolgend werden die fünf Teilmodelle des Gesamtmodells im Einzelnen näher beschrieben. Hierbei wurden die Geometrien des optimierten Modells herangezogen, da diese auch schon die Position der Drosselblenden beinhalten.

Teilmodell 1: Zulauf und Oberseite des BSM

Das Kühlmittel strömt zunächst in den Einlaufkanal von Sektion 1. Dort wird es zu zwei Seiten in Verteilerkanäle geführt, wo es jeweils in fünf senkrecht nebeneinander angeordnete Kühlkanäle geleitet wird. Aus Symmetriegründen wurde hier nur eine Hälfte mit fünf Kanälen modelliert. In der Mitte der Kühlkanäle, wo sich ein hinreichend gleichmäßiges Strömungsprofil ausgebildet haben sollte, sind Kontrollsensoren zur Ermittlung der mittleren Strömungsgeschwindigkeiten angeordnet. Die in Abb. 8-15 gezeigten Positionsnummern bezeichnen die laufenden Nummern der Drosselblenden. Im Fall der Sektion eins befinden sich diese am Eintritt der Kühlkanäle.

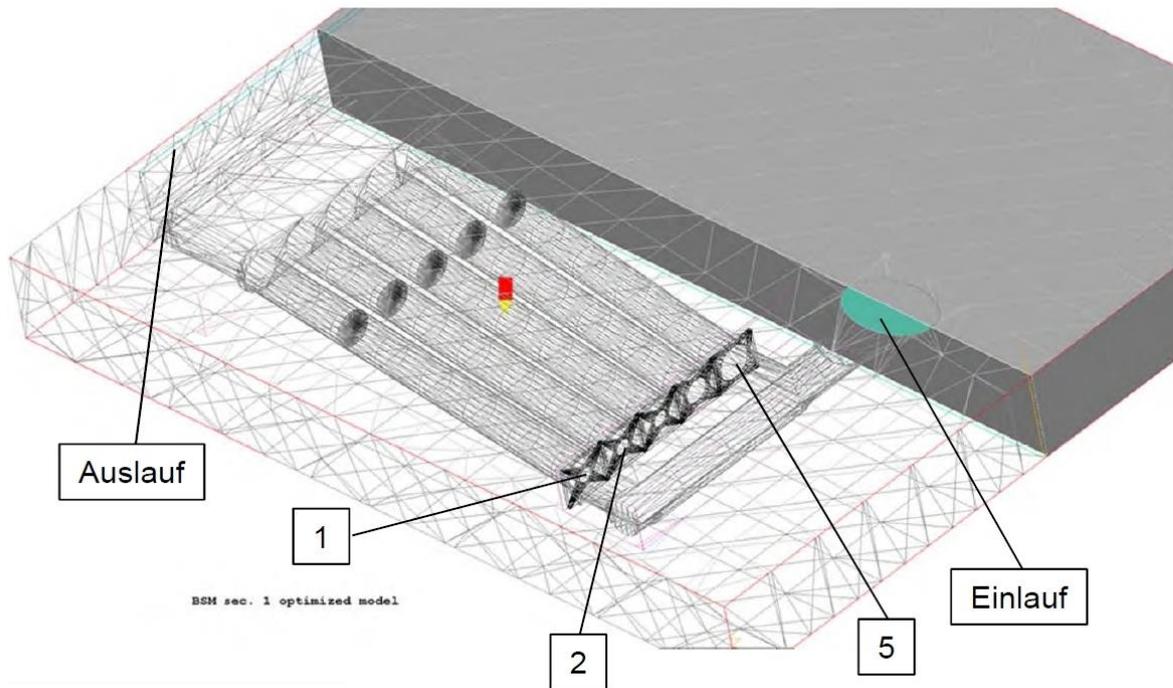


Abb. 8-15: Übersicht des CFD Modells, BSM Teilmodell 1

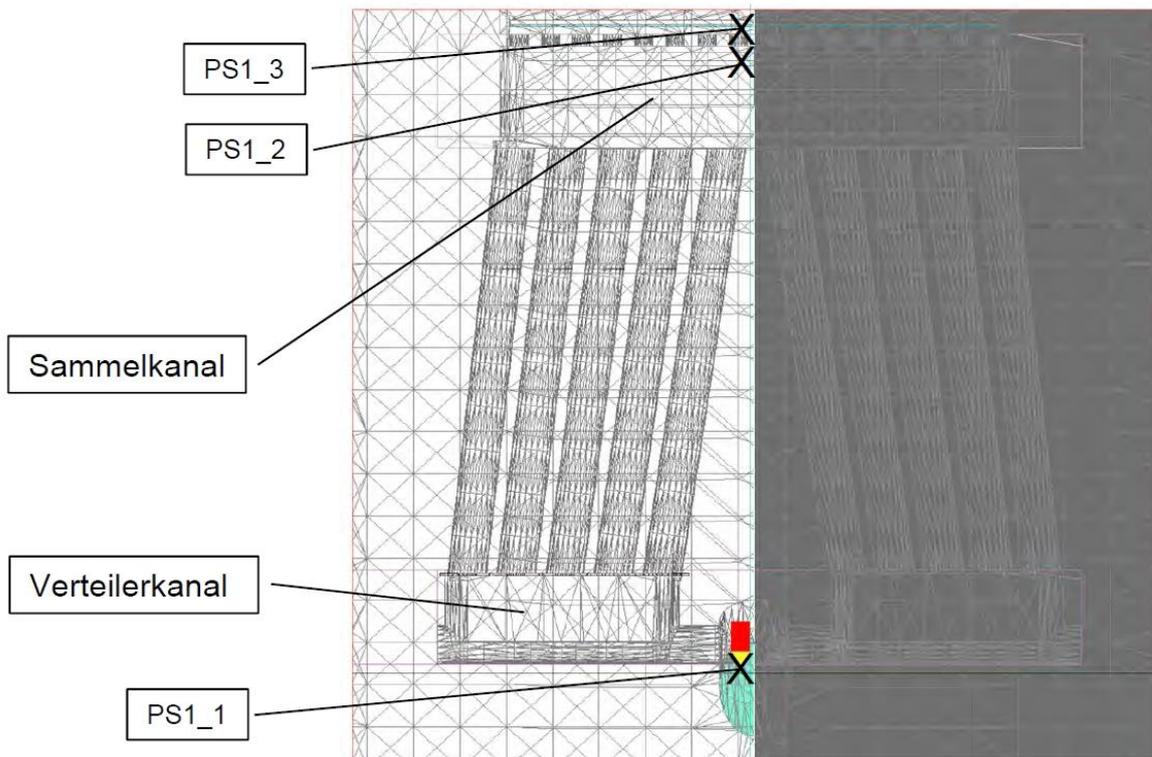


Abb. 8-16: CFD-modell BSM, Teilmodell 1, Draufsicht

Teilmodell 2: First Wall Panel (FWP)

Die Kühlkanäle von Teilmodell eins münden alle in einem Sammelkanal. Dort beginnt die Sektion zwei, welche das gesamte FWP modelliert. Von dem beschriebenen Sammelkanal aus führen 16 kurze Durchlässe mit einem Durchmesser von je 12mm in einen weiteren kleineren Verteilerkanal. An diesen schließen sich 16 Wärmesenkenrohre D12x1mm an und verteilen sich über das FWP. Dieses hat an seinem unteren Ende eine asymmetrisch liegende Aussparung, weshalb sich die Rohre der Wärmesenke entsprechend asymmetrisch auf dem FWP verteilen. Diese Rohre münden in zum Verteilerkanal baugleiche Sammelkanäle mit angepasster Länge. Über Langlöcher wird das Kühlmittel dann in darunter liegende größere Kühlkanäle geführt, von wo es in elf zylindrische Kühlkanäle D24 zurückgeführt wird. Diese leiten das Kühlwasser dann wieder hinauf zur Oberseite des BSM und werden dort in einem weiteren Sammler zusammengeführt. Hier sind dann auch die entsprechenden Drosselblenden platziert. Die nachfolgenden Abbildungen geben eine Übersicht über die entsprechenden Geometrien.

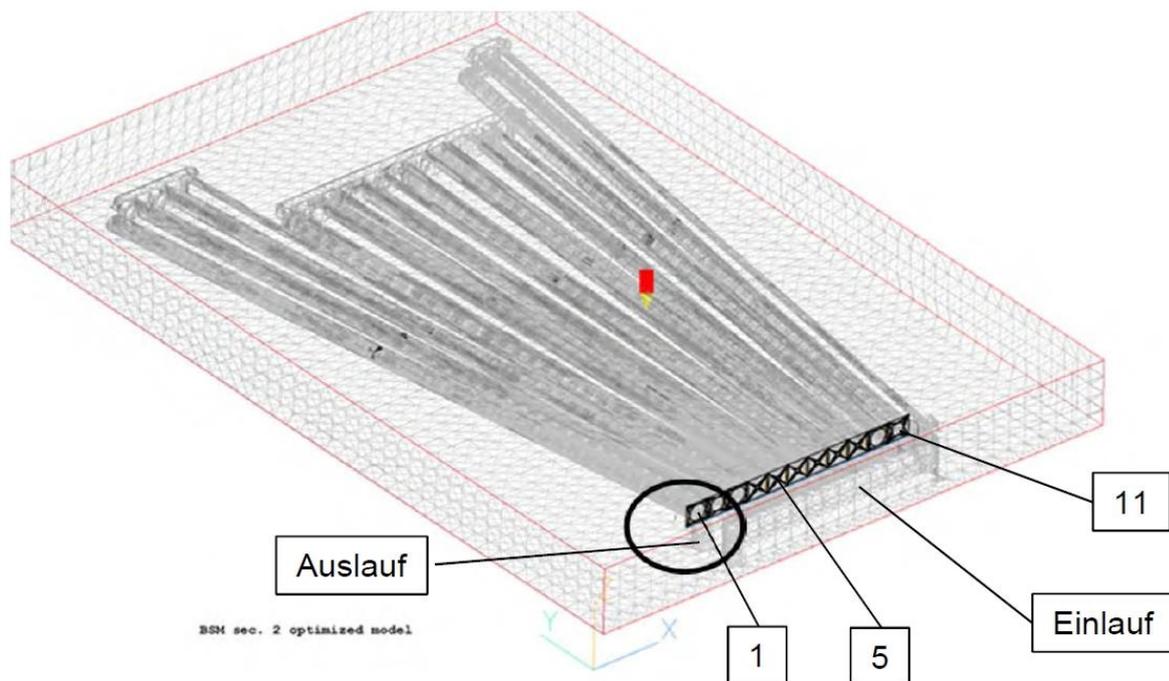


Abb. 8-17: Übersicht CFD Modell, BSM Teilmodell 2, FWP

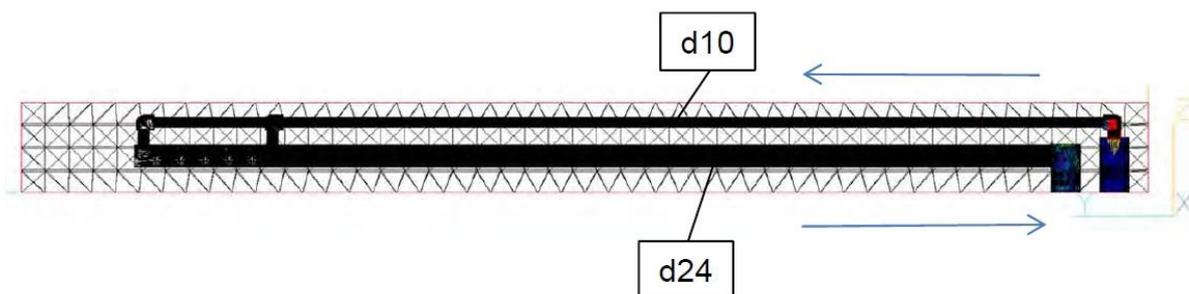


Abb. 8-18: Seitlicher Schnitt durch Teilmodell 2

Eine Besonderheit von Teilmodell zwei ist die variierende Zahl der parallelen Kühlkanäle. So gibt es 16 parallele Wärmesenkenrohre D10 und elf parallele Rückführungskanäle D24 im FWP.

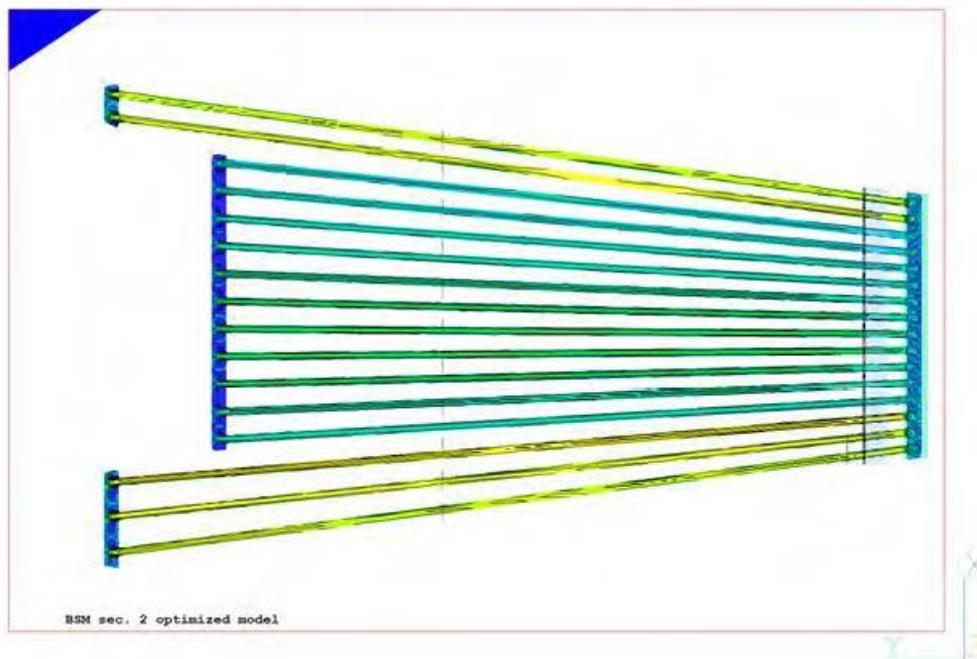


Abb. 8-19: Schnitt durch die Wärmesenkenenebene mit 16 Rohren D10

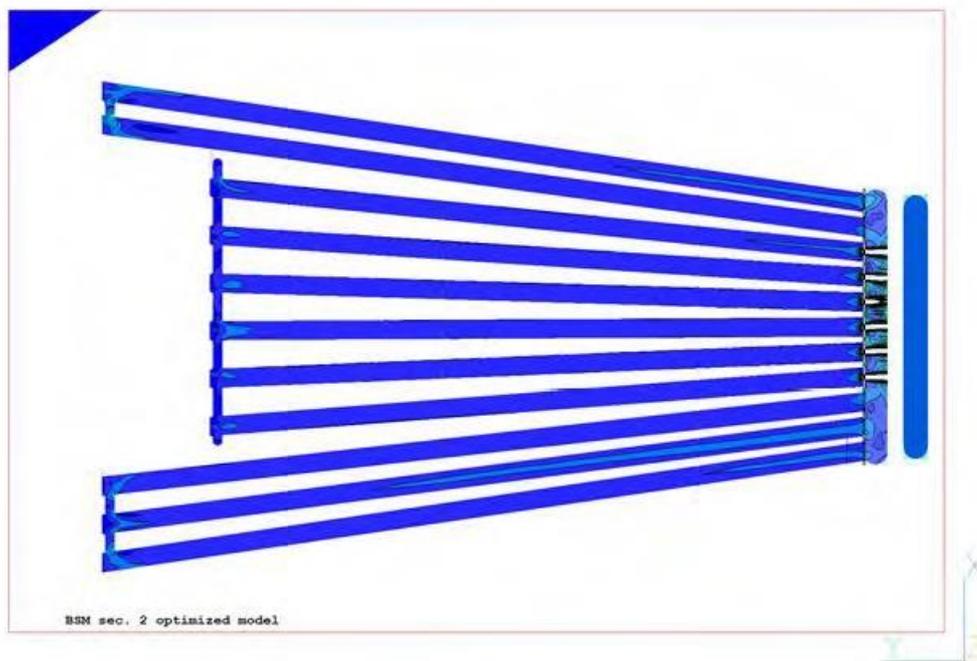


Abb. 8-20: Schnitt durch die Rückführungskanalebene mit 11 Rohren D24

In Abb. 8-19 und Abb. 8-20 sind die im FWP in zwei Ebenen hintereinanderliegenden Kanäle D10 und D24 gezeigt. Dabei versorgen drei seitliche lange Kanäle D10 drei dahinter liegende Kanäle D24 mit Kühlmittel, auf der anderen Seite versorgen zwei lange Kanäle D10 zwei Kanäle D24 mit Kühlmittel. Dazwischenliegend sind elf Wärmesenkenkanäle D10 mit sechs Rückführungskanälen D24 verbunden. Zum besseren Verständnis zeigt Abb. 8-21 noch einmal eine Detailskizze am Übergang von BSM Oberseite und FWP.

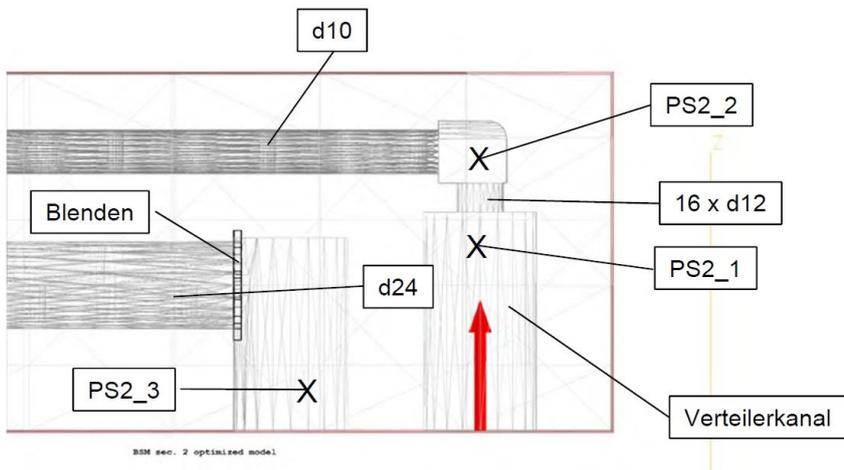


Abb. 8-21: Detailansicht von Einlauf- und Auslaufzone des Teilmodells 2 (Seitenansicht)

Teilmodell 3: Ebene 2 der BSM-Oberseite

In Abschnitt drei führen zylindrische Kühlkanäle D25 in einer zweiten Ebene der BSM Oberseite wieder nach hinten. Somit befindet sich Abschnitt drei unmittelbar unter Abschnitt eins (siehe Abb. 8-22), welcher zur besseren Übersicht hier jedoch nicht dargestellt ist. Modelltechnisch wird ein gleicher Zustrom aus allen Kühlkanälen d24 von Abschnitt 2 so erreicht, dass ein flächiger Zustrom in einen Zulaufraum strömt. An diesen schließen sich gleichmäßig verteilt die Kühlkanäle D24 an.

Die Kühlkanäle D25 von Abschnitt 3 münden in Sammelkanäle, an deren seitlichen Enden das Kühlmittel in die länglichen Seitenwände von Abschnitt 4 geleitet wird. Die äußeren Kühlkanäle D25 haben den kürzesten Weg zu den jeweiligen Ausläufen, haben entsprechend den geringsten Strömungswiderstand und neigen daher dazu, mehr Volumenstrom weiterzuleiten als die Kühlkanäle in der Mitte der Kanalreihe. Um eine gleichmäßige Durchströmung zu gewährleisten, werden entsprechend die äußeren Kühlkanäle am stärksten gedrosselt. Der Kühlkanal in der Mitte der Kanalreihe hat von sich aus den größten Strömungswiderstand und erhält daher keine Blende. Sowohl die Kanäle als auch die Blenden werden vom Koordinatenursprung ausgehend durchnummeriert. Die Blenden selbst sind am Einlass der D25 Kanäle auf der FWP Seite des Teilmodells angebracht. Siehe hierzu auch Abb. 8-23 und Abb. 8-24.

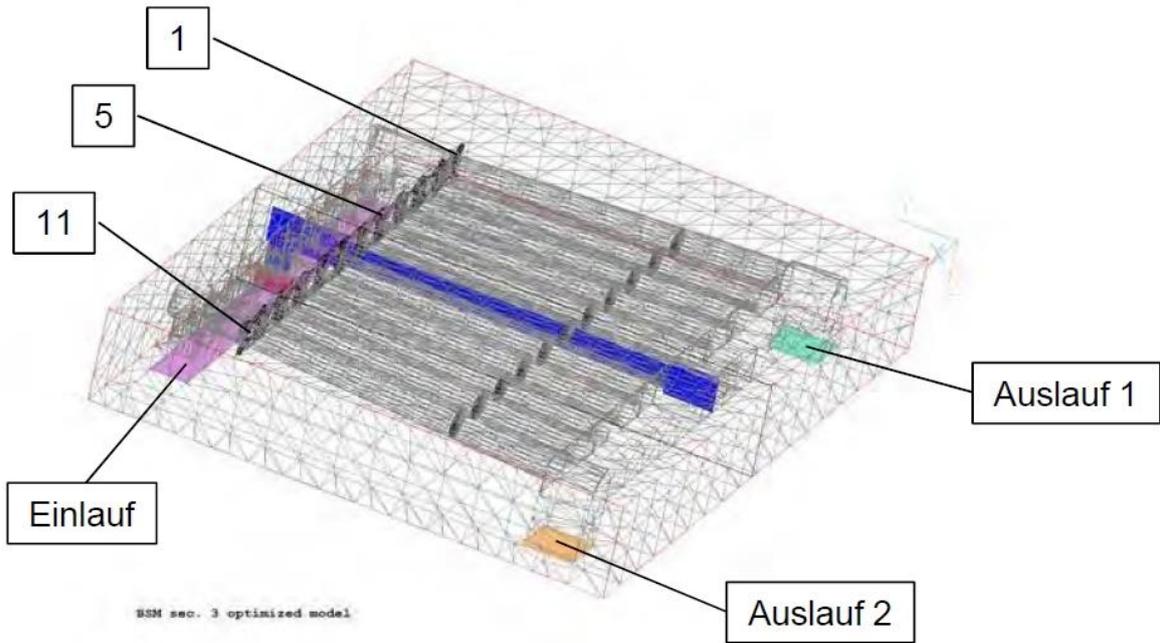


Abb. 8-22: Übersicht CFD Modell BSM, Teilmodell 3

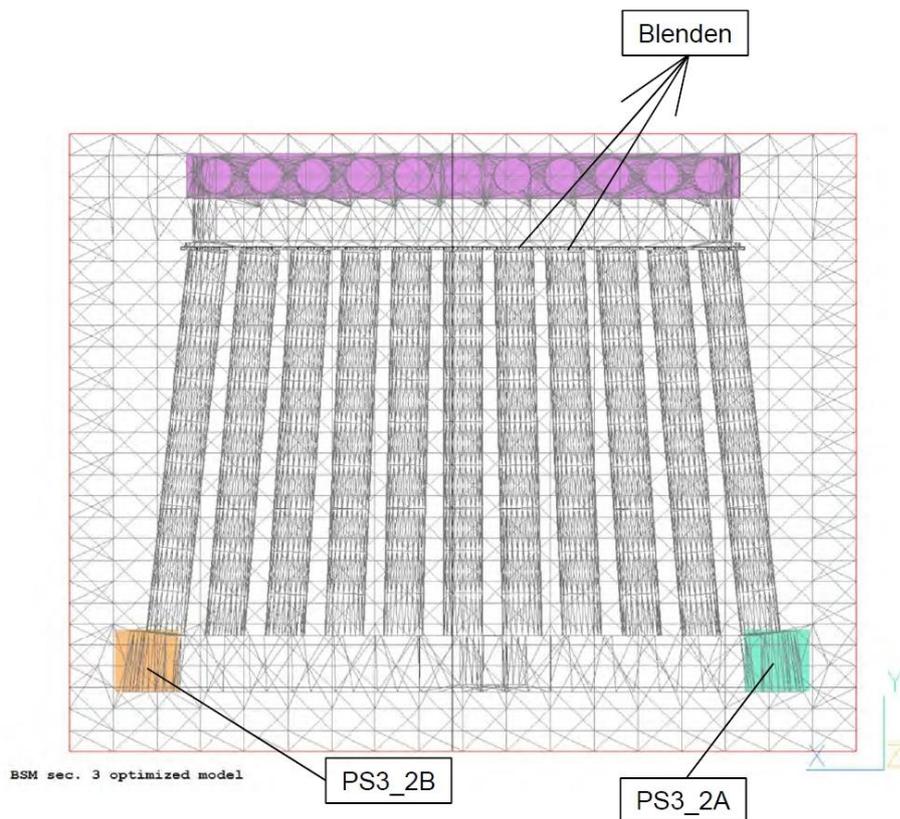


Abb. 8-23: Draufsicht CFD Modell BSM, Teilmodell 3

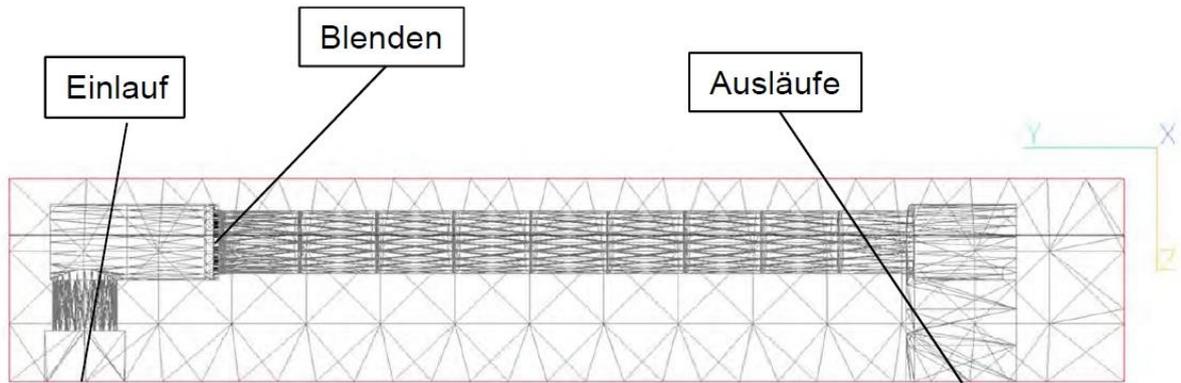


Abb. 8-24: Seitenansicht CFD Modell BSM, Teilmodell 3

Teilmodell 4: BSM Seitenwände

Die Seitenwand des Abschnitts wird von mehreren Kühlkanälen durchströmt, die jeweils zu Strömungszügen von einmal 4 Kühlkanälen und im Übrigen von 3 Kühlkanälen gebildet werden. Die Strömungszüge sind durch Verteiler- bzw. Sammelkanäle miteinander verbunden, so dass die gesamte Seitenwand mäanderförmig durchströmt wird. Die Trennstegge zwischen den Verteiler- und Sammelkanälen sind mit jeweils zwei Bypass-Öffnungen mit einem Querschnitt von etwa 5x5 mm ausgestattet, damit sich an den Enden dieser Verteiler- und Sammelkanäle keine Zonen mit stehendem Kühlmittel ausbilden können. Siehe hierzu Abb. 8-25 und Abb. 8-26. Aus Symmetriegründen wird nur eine Seitenwand modelliert. Durch Blenden an der (rückwärtigen) Flanschseite der Seitenwand werden die Strömungsgeschwindigkeiten innerhalb jedes einzelnen Zugs homogenisiert.

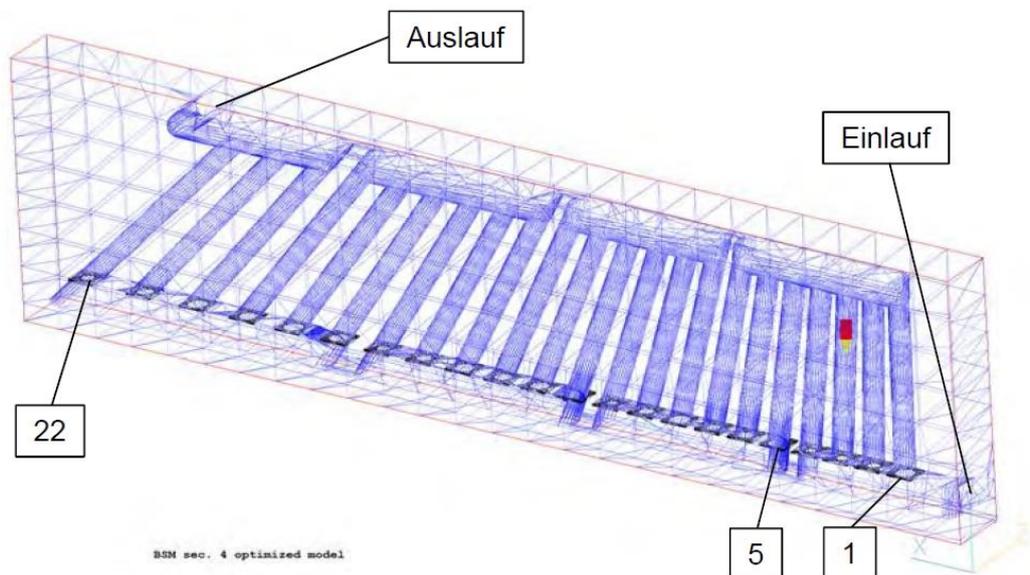


Abb. 8-25: Übersicht CFD Model, BSM, Teilmodell 4

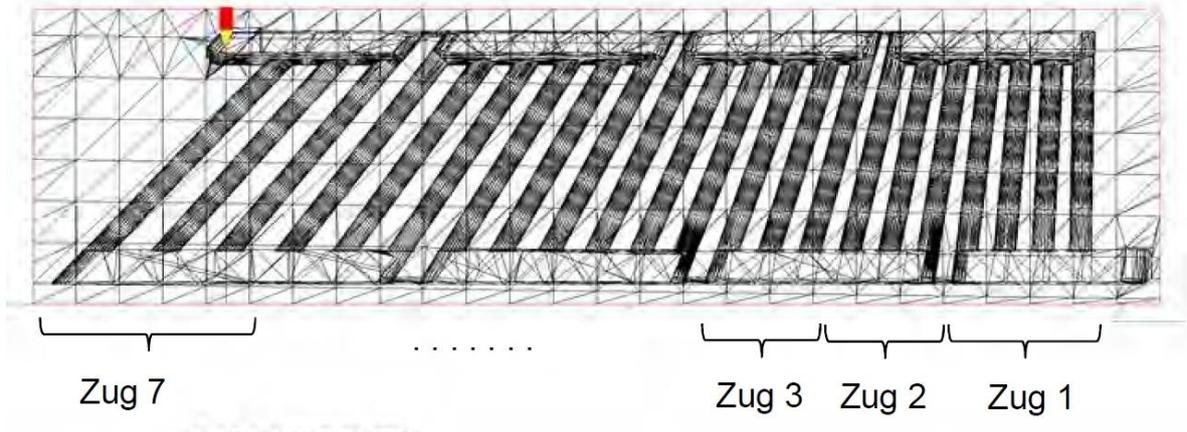


Abb. 8-26: Seitensicht CFD Model, BSM, Teilmodell 4

Teilmodell 5: Bodenkanäle und Auslauf

In der Bodenplatte des BSM, repräsentiert durch das Teilmodell 5, befinden sich die letzten Kühlkanäle, die in zwei Strömungszügen angeordnet sind. Jeder Strömungszug erhält den jeweiligen Zufluss aus den langen Seitenwänden des Teilmodells 4. Aus konstruktiven Gründen haben die beiden Züge unterschiedliche Kanalanzahlen. Es resultieren geringfügig unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten, ebenso wie in Abschnitt 4, wo es Strömungszüge mit 4 und 3 Kühlkanälen gibt. Wesentlich ist, dass mit Hilfe von Blenden die Druckverluste der beiden Strömungszüge möglichst gleich werden, wodurch sich gleiche Volumenströme einstellen. Wie im Teilmodell 4 sind auch hier die entsprechenden Drosselblenden an der rückwärtigen Flanschseite der Bodenplatte installiert (siehe Abb. 8-27).

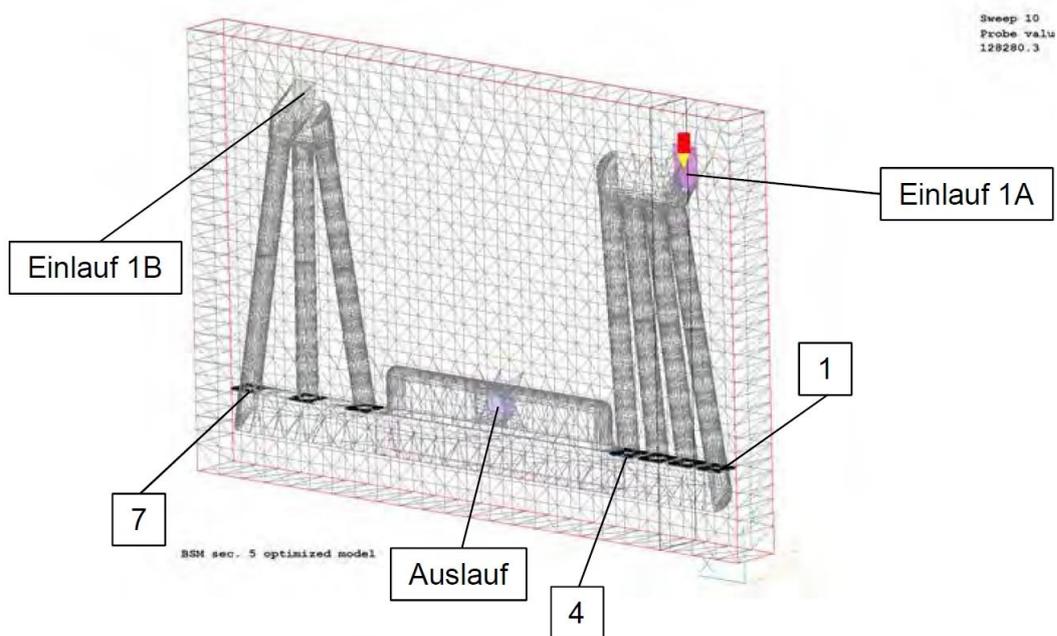


Abb. 8-27: Übersicht CFD Model, BSM, Teilmodell 5

8.5.2 Strömungssimulationen

Teilmodell 1 Strömungsgeschwindigkeiten

Abb. 8-28 zeigt sehr ungleich verteilte Strömungsgeschwindigkeiten in den einzelnen Kanälen. Vom Eintritt (im Bild rechts oben) aus gesehen liegt im ersten abzweigenden Kanal (Kanal Nr. 5) eine nur geringe Strömungsgeschwindigkeit von ca. 0,45 m/s vor. In den Kanälen Nr. 4 und Nr. 3 darunter ist die Geschwindigkeit sogar noch geringer während sich in den letzten beiden Kanälen die Strömung staut. Dort herrschen mittlere Strömungsgeschwindigkeiten von 1,8 m/s bzw. 2,6 m/s.

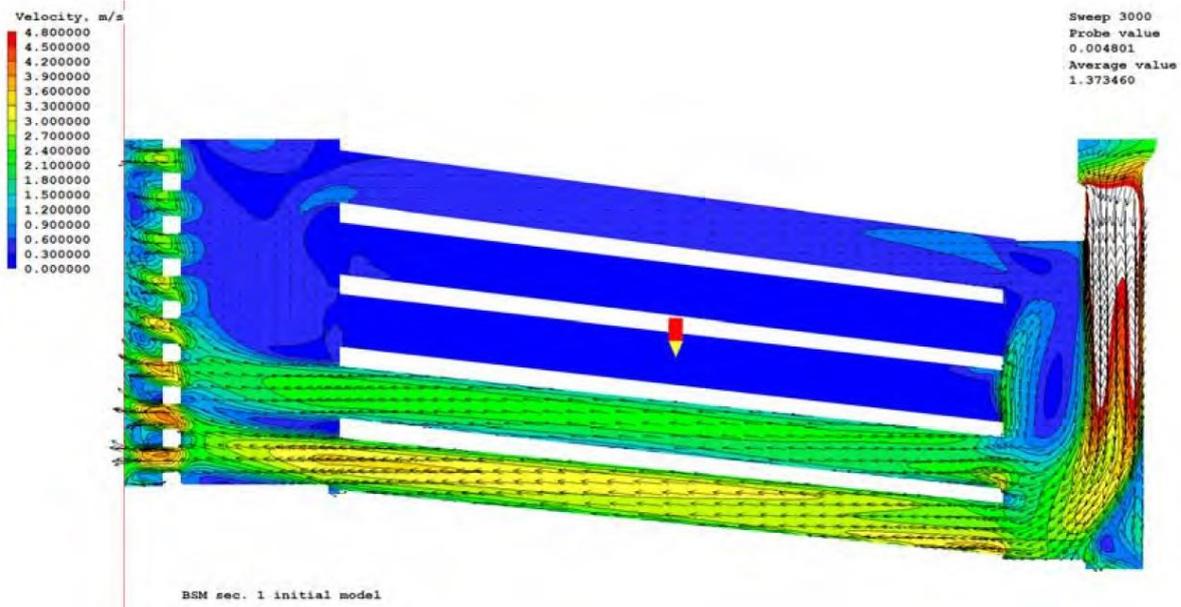


Abb. 8-28: Geschwindigkeitsverteilung BSM Teilmodell 1, Initialmodell

Abb. 8-29 erlaubt eine noch detailliertere Aussage. Hier werden nur die positiven y-Geschwindigkeiten gezeigt. Bei dem gewählten Koordinatensystem zeigt die gewünschte Hauptströmungsrichtung in etwa in Richtung der positiven y-Achse. Durch das Ausblenden der negativen Werte wird die Rückströmung in Kanal Nr. 4 klar ersichtlic. In Kanal Nr. 3 stagniert die Strömung und zeigt einzelne interne Totwasserzonen sowie Zirkulationsströmungen. Die Kanäle Nr. 3 und 4 werden somit praktisch nicht durchströmt und können daher die Wand nicht ausreichend kühlen.

Durch den Einsatz von Blenden, deren Öffnungen in iterativen Simulationen optimiert wurden, werden die Strömungsgeschwindigkeiten deutlich homogenisiert. Dies zeigt Abb. 8-30.

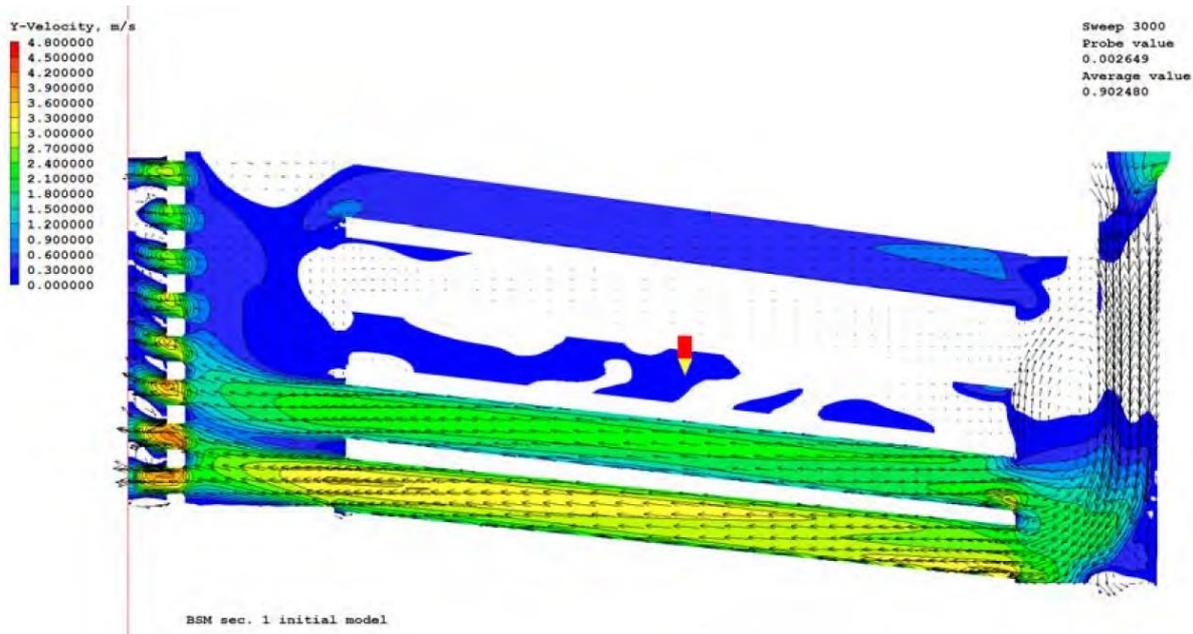


Abb. 8-29: Geschwindigkeitsverteilung für positive y-Kordinate BSM Teilmodell 1, Initialmodell

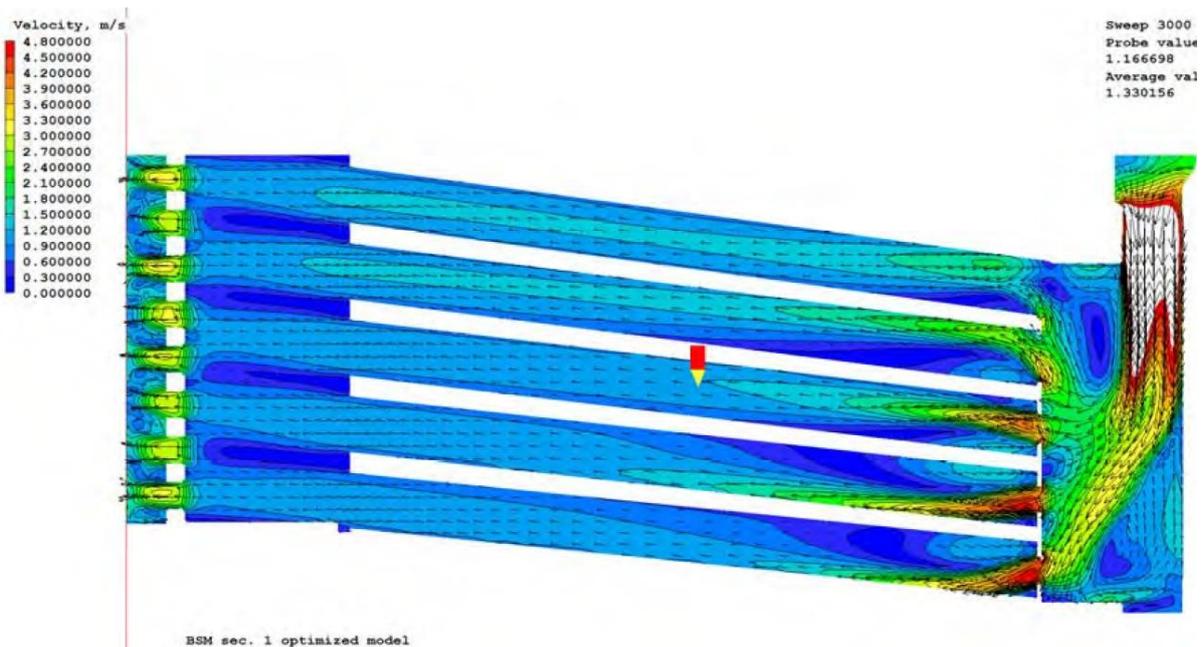


Abb. 8-30: Geschwindigkeitsverteilung BSM Teilmodell 1, optimiertes Modell

Noch deutlicher wird die erfolgreiche Angleichung der Strömungsgeschwindigkeiten in den beiden Diagrammen Abb. 8-31 (Initialmodell) und Abb. 8-32 (optimiertes Modell) dargestellt. Die Standardabweichung der Strömungsgeschwindigkeiten wurde demnach von 127% für das Initialmodell auf eine Standardabweichung von nur noch 3,9% für das optimierte Modell reduziert.

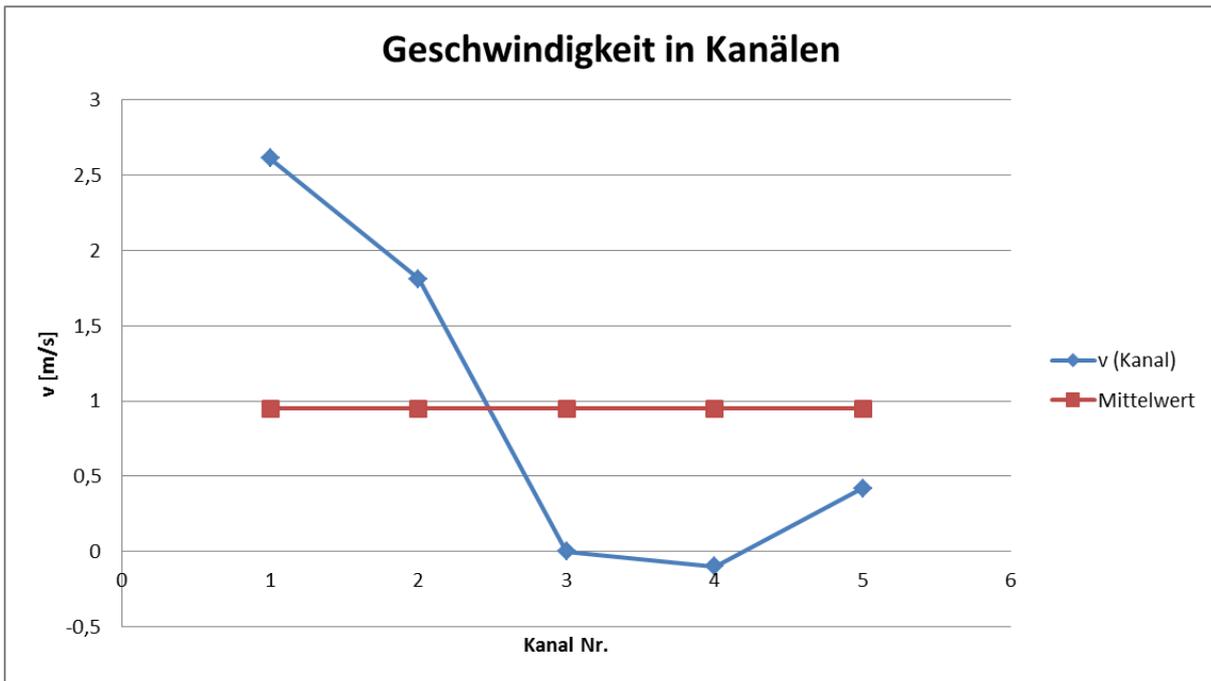


Abb. 8-31: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 1, Initialmodell

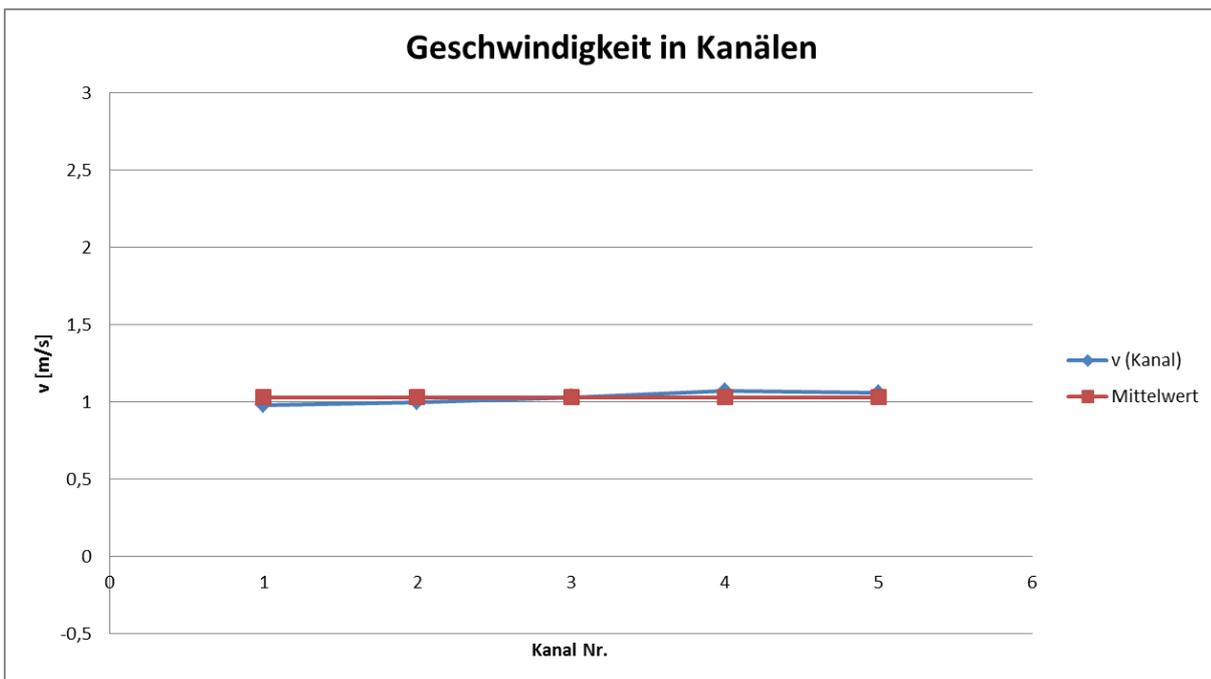


Abb. 8-32: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 1, optimiertes Modell

Die Homogenisierung der Strömungsgeschwindigkeiten wurde durch Einsetzen von Drosselblenden verschiedener Durchmesser erreicht. Iterative Simulationen ergaben eine ausreichende Homogenisierung mit einer Standardabweichung von unter 5% für Drosselblenden mit einer Öffnungsweite von 12mm für die Kanäle 1 und 2, 13mm für den Kanal 3 sowie 21mm bzw. 25mm für die Kanäle 4 und 5. Diagramm Abb. 8-33 zeigt dies noch einmal in der Übersicht.

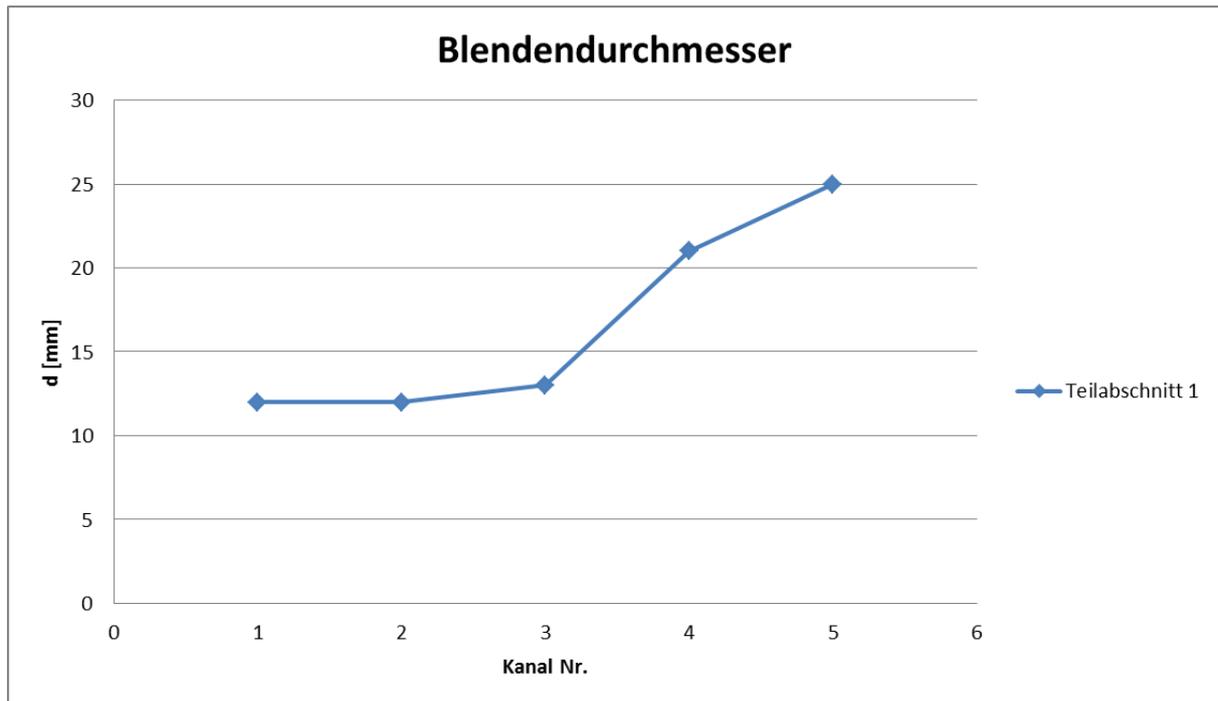


Abb. 8-33: Drosselblendendurchmesser im optimierten BSM Teilmodell 1

Teilmodell 1 Drücke

Die Strömungsbilder (Abb. 8-34 und Abb. 8-35) für das Teilmodell 1 mit Darstellung des Druckverlaufs zeigen den Totaldruck als Summe von statischem und dynamischen Druck einschließlich eines statischen Gegendrucks von $10^5 \text{ Pa} = 1 \text{ bar}$. Die Orte der Druckermittlung wurden in der Modellbeschreibung beschrieben. Zur besseren Vergleichbarkeit werden die Druckanzeigebereiche von Initialmodell und optimiertem Modell gleich gewählt.

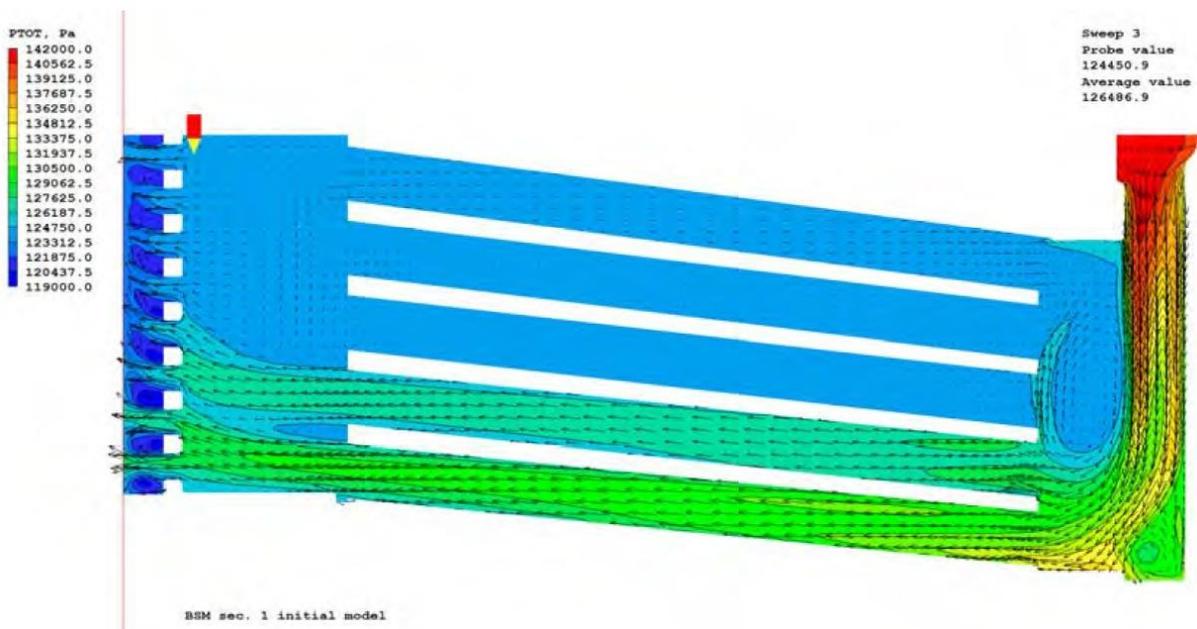


Abb. 8-34: Druckverteilung BSM Teilmodell 1, Initialmodell,

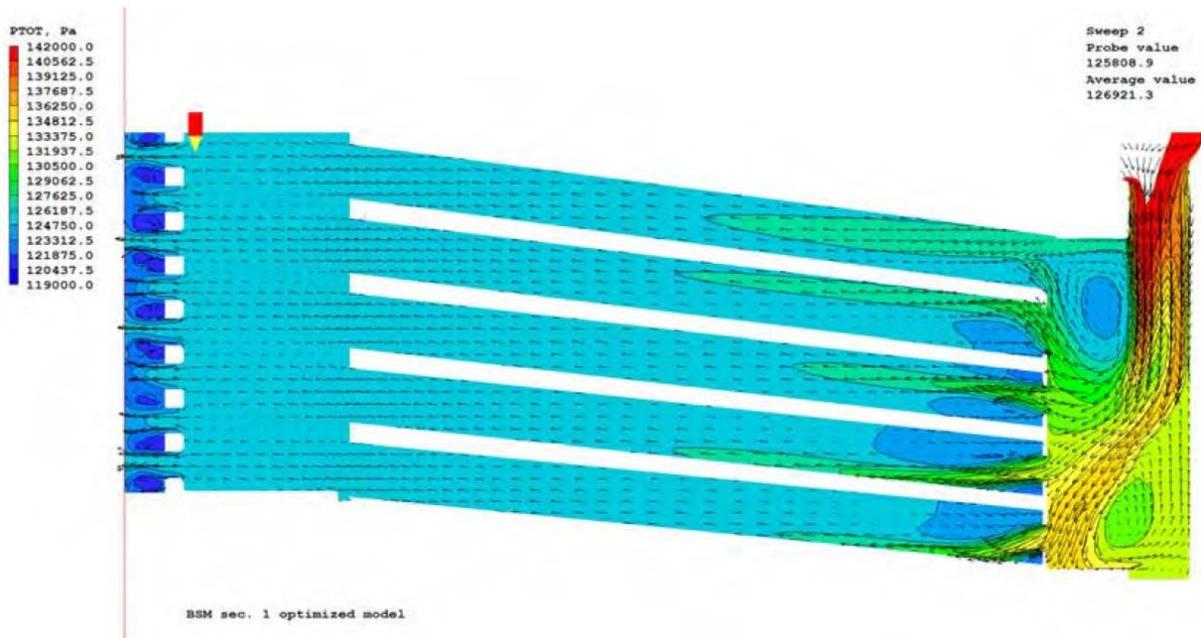


Abb. 8-35: Druckverteilung BSM Teilmodell 1, optimiertes Modell

Der Gesamtdruckverlust im Abschnitt 1 hat sich nach Einbau der Drosselblenden geringfügig von 0,165 auf 0,162 bar reduziert. Dies wäre nach dem Einbau der Blenden nicht unbedingt zu erwarten, erklärt sich aber durch die Zirkulationsströmungen in den Kanälen 3 und 4 wodurch der gesamte zum Abfluss zur Verfügung stehende Querschnitt reduziert wurde. Somit ist der nutzbare Gesamtquerschnitt im optimierten Modell trotz des Einbaus der Drosselblenden annähernd gleich geblieben.

Teilmodell 2 Strömungsgeschwindigkeiten

Im Abschnitt 2 sind mehrere Gesichtspunkte zu betrachten. Im Unterschied zu den anderen Abschnitten verläuft die Strömung hier in zwei Ebenen mit jeweils unterschiedlichen Kanalgeometrien. Der Übersichtlichkeit halber werden hier jeweils immer das Initialmodell und das optimierte Modell direkt gegenübergestellt. Die Bilder Abb. 8-36 und Abb. 8-37 zeigen in perspektivischer Darstellung einen Schnitt durch die Mitte des Modells, wo bei den beiden Kanalebenen zwei Kanäle in etwa übereinander liegen. In Bild Abb. 8-36 sind einzelne Blenden nicht dargestellt.

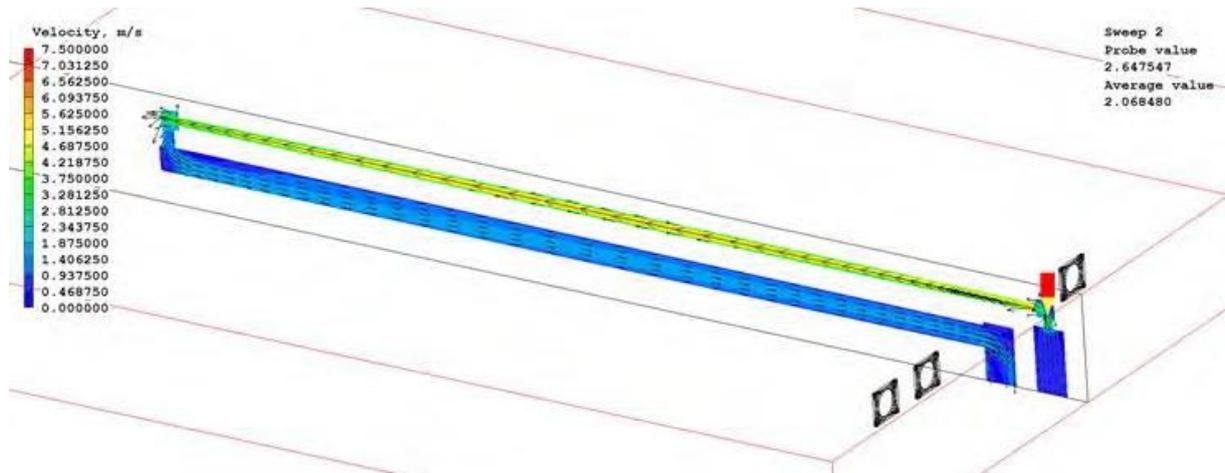


Abb. 8-36: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 2, Initialmodell, 3D Ansicht

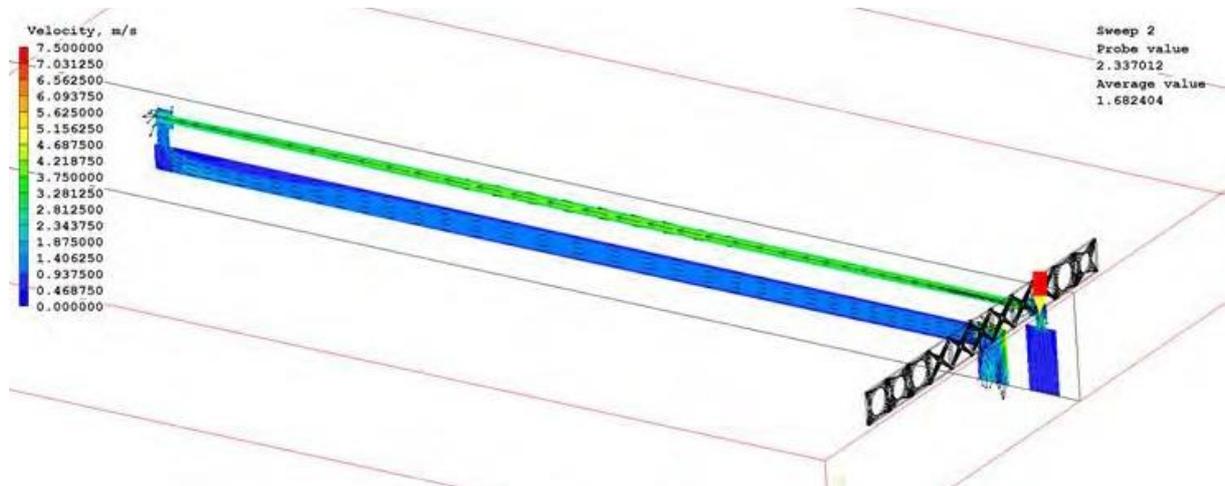


Abb. 8-37: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 2, optimiertes Modell, 3D Ansicht

Detailliertere Aussagen über die Strömungsverläufe geben die Schnitte durch die jeweiligen Ebenen in den nachfolgenden Bildern.

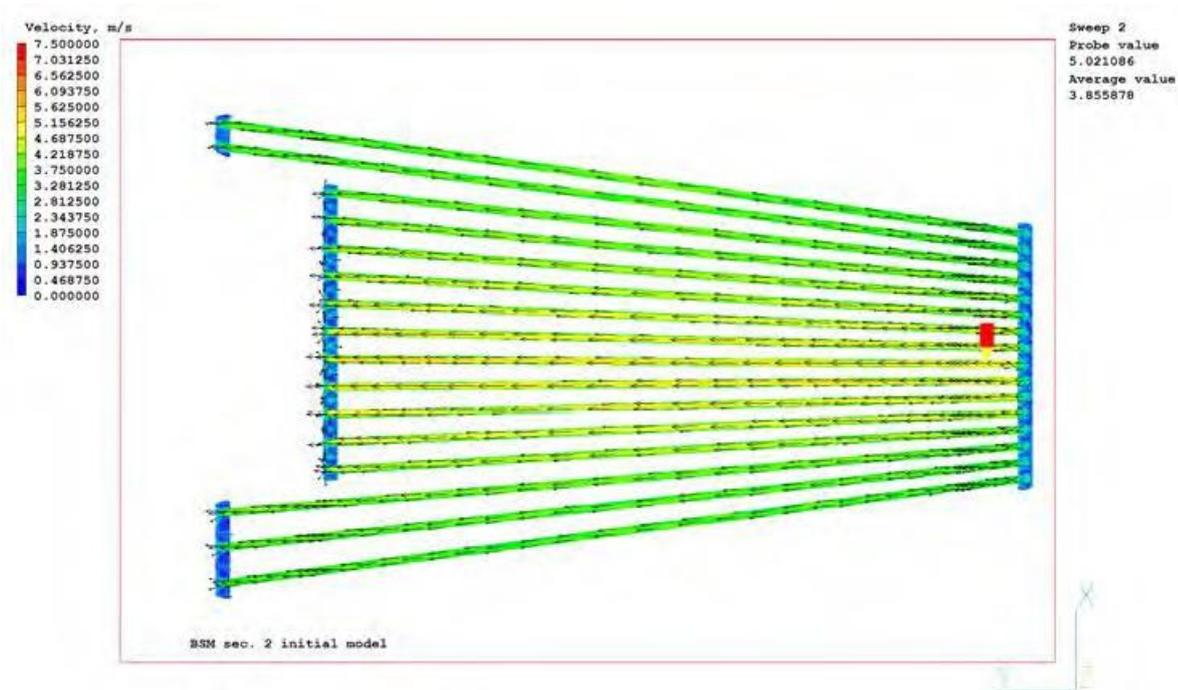


Abb. 8-38: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 2, Initialmodell, vordere Ebene D10

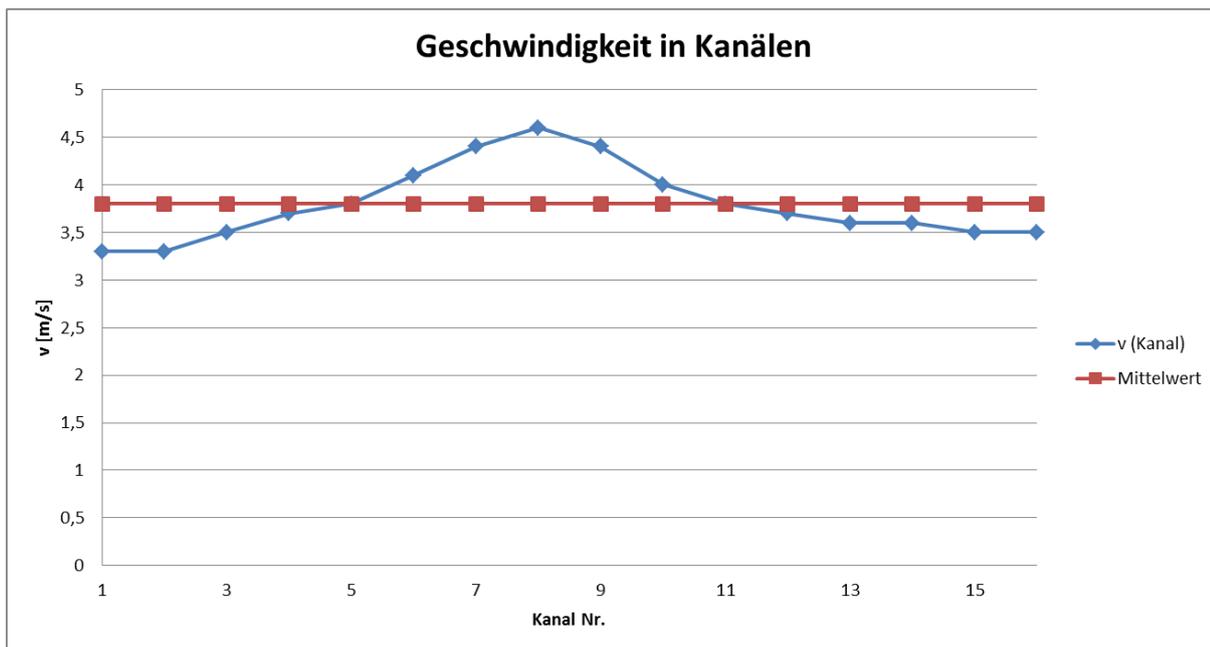


Abb. 8-39: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 2, Initialmodell, vordere Ebene D10

Die Kanäle mit einem Innendurchmesser von 10 mm in der vorderen Ebene von Teilmodell 2 werden als erste Kanäle durchströmt. Da diese Kanäle deutlich kleiner sind als die darunter liegenden Kanäle mit einem Innendurchmesser von 24 mm, verursachen sie einen deutlich größeren Druckverlust und sind damit im Initialmodell bestimmend für die Durchströmung des gesamten Abschnitts. In Abb. 8-38 ist eine recht gleichmäßige Geschwindigkeitsverteilung zu beobachten, wobei die inneren Kanäle etwas stärker durchströmt werden als die äußeren, weil

hier der Strömungswiderstand durch die kürzeren Kanäle auch etwas geringer ist. Nun werden die Kanäle D24 der darunter liegenden Ebene im mittleren Bereich, Kanal-Nr. 4-9, von je zwei Kanälen D10 mit Kühlmittel versorgt, die äußeren Kanäle D24 jedoch nur von je einem Kanal D10, was zu einer starken Ungleichverteilung führt (vgl. Abb. 8-42). Durch Blenden gemäß Abb. 8-46 wird die Strömung unter den Kanälen D24 deutlich homogenisiert. Durch die starke Drosselung der inneren Kanäle sinkt natürlich auch deren Durchströmung. In gleichem Zuge steigen die Strömungsgeschwindigkeiten der äußeren Kanäle D10. Die entsprechenden Geschwindigkeiten sind Abb. 8-40 und Abb. 8-41 zu entnehmen. Sie reichen von 2,7 m/s bis zu 5,9 m/s in den inneren bzw. äußeren Kanälen. Auf den Wärmeabtransport haben diese Unterschiede nur untergeordnete Bedeutung, da in beiden Fällen vollturbulente Bedingungen vorliegen mit entsprechend sehr guten Wärmeübergangswerten.

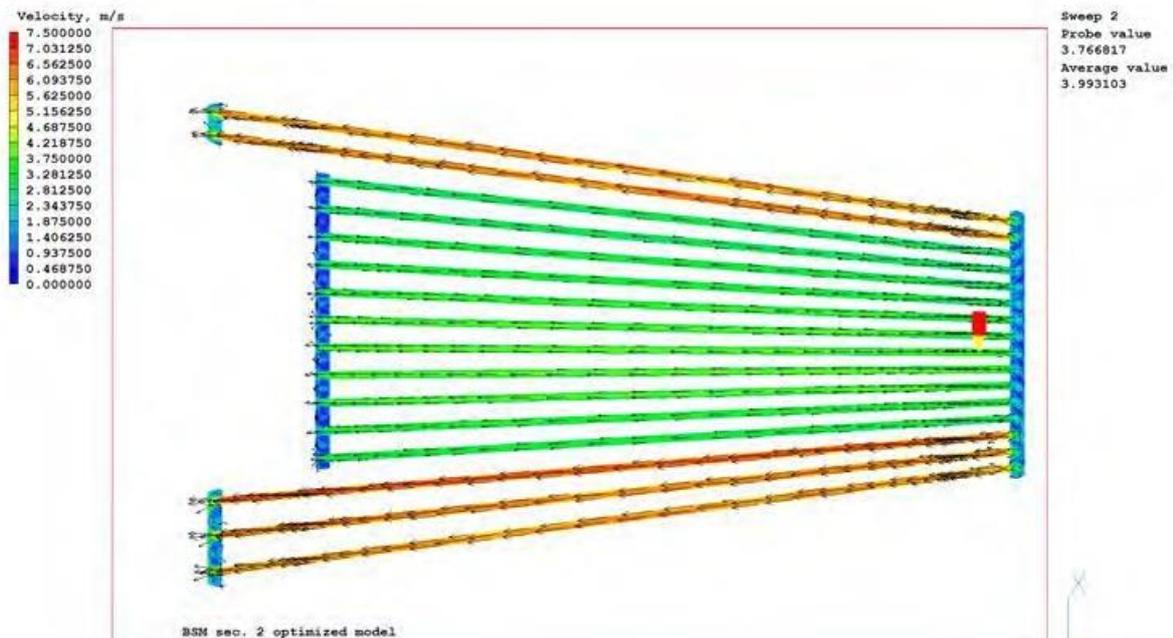


Abb. 8-40: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 2, optimiertes Modell, Vordere Ebene D10

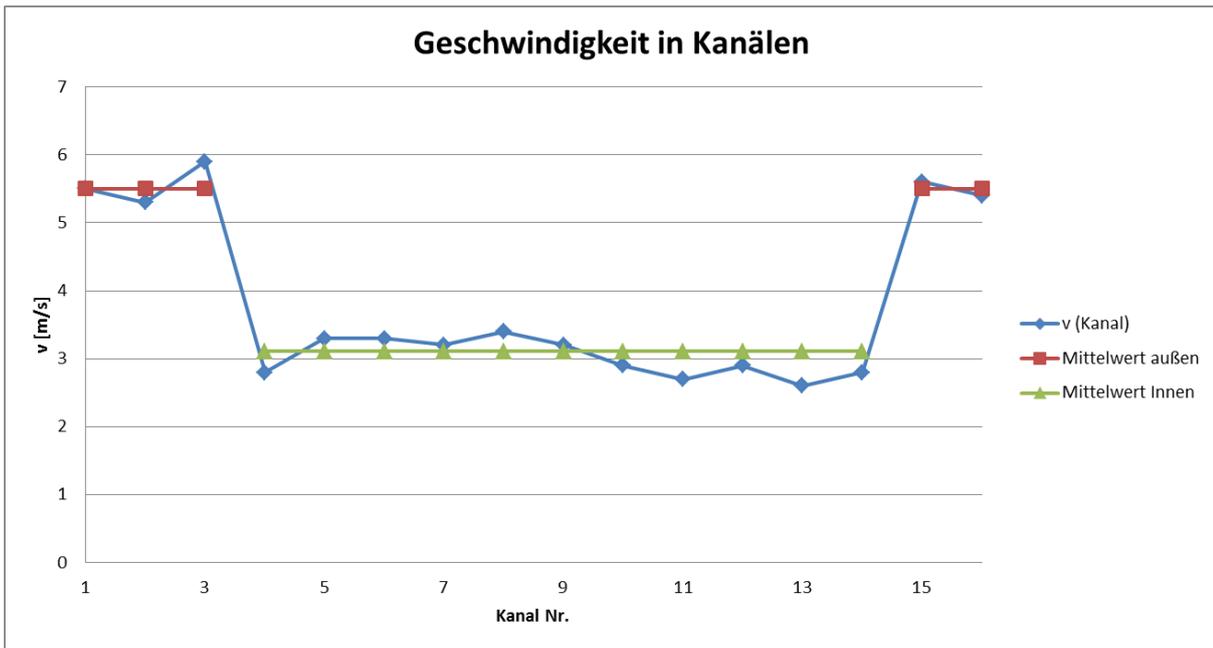


Abb. 8-41: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 2, optimiertes Modell, Vordere Ebene D10

Die Strömungsverteilung im Initialmodell für die weiter hinten liegenden Kanäle D24 gemäß Abb. 8-42 bzw. Abb. 8-43 zeigt große Unterschiede bei den Strömungsgeschwindigkeiten zwischen den inneren und äußeren Kanälen. Sie reichen von 0,5 m/s in den äußeren Kanälen bis zu 1,3 m/s in den inneren Kanälen. Die Kühlwirkung der äußeren Kanäle ist damit deutlich reduziert und kann durch die Wärmeleitung innerhalb der Wand von Teilmodell 2 nicht mehr ausgeglichen werden. Durch die vorher beschriebenen Einsatz von Drosselblenden wurden die Strömungsgeschwindigkeiten in den einzelnen Kanälen deutlich homogenisiert (siehe Abb. 8-44 und Abb. 8-45). Zur klareren Darstellung des Geschwindigkeitsbereiches in der D24-Ebene wird der Anzeigebereich verkleinert auf einen Bereich zwischen 0 und 3.0 m/s.

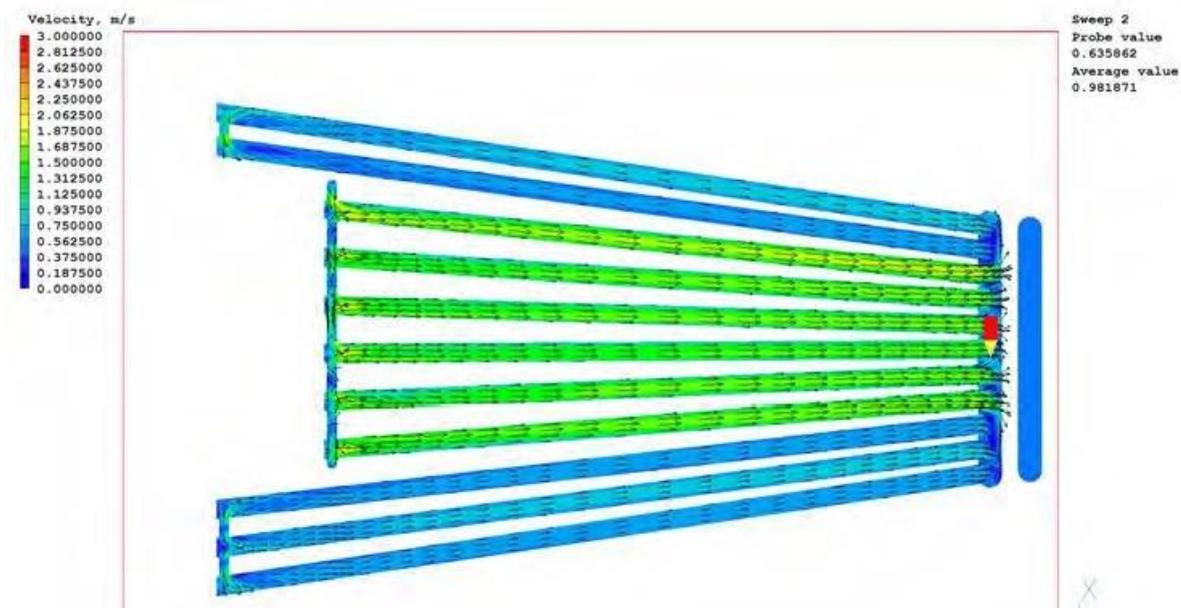


Abb. 8-42: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 2, Initialmodell, Hintere Ebene D24

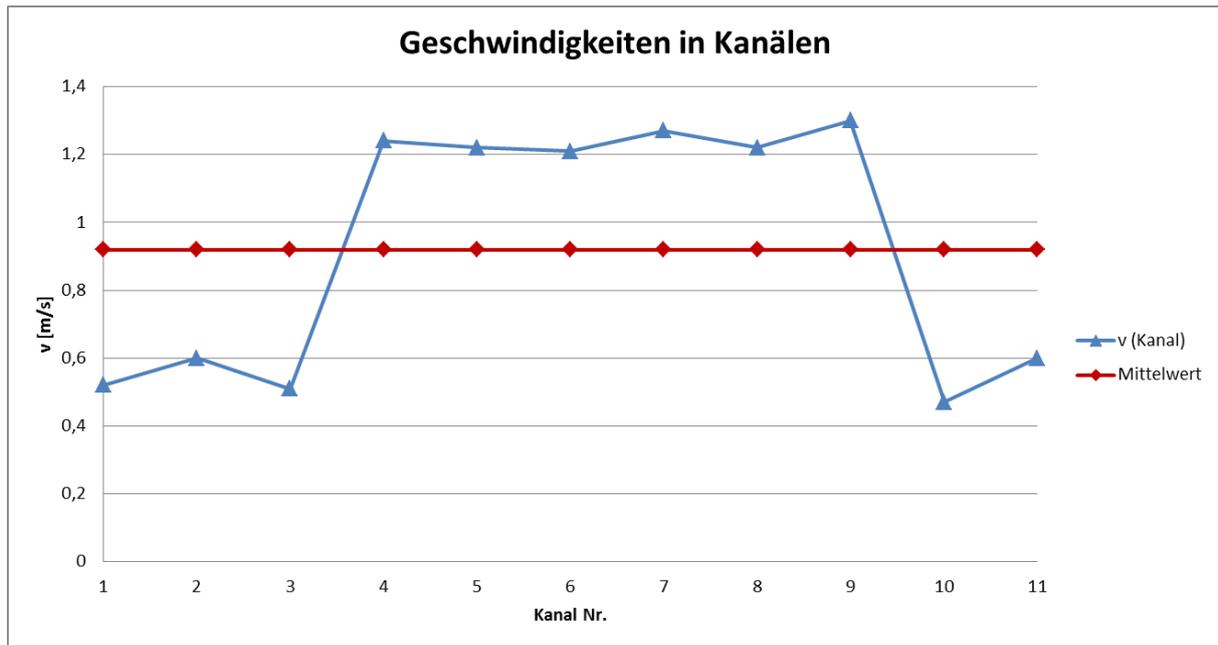


Abb. 8-43: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 2, Initialmodell, Hintere Ebene D24

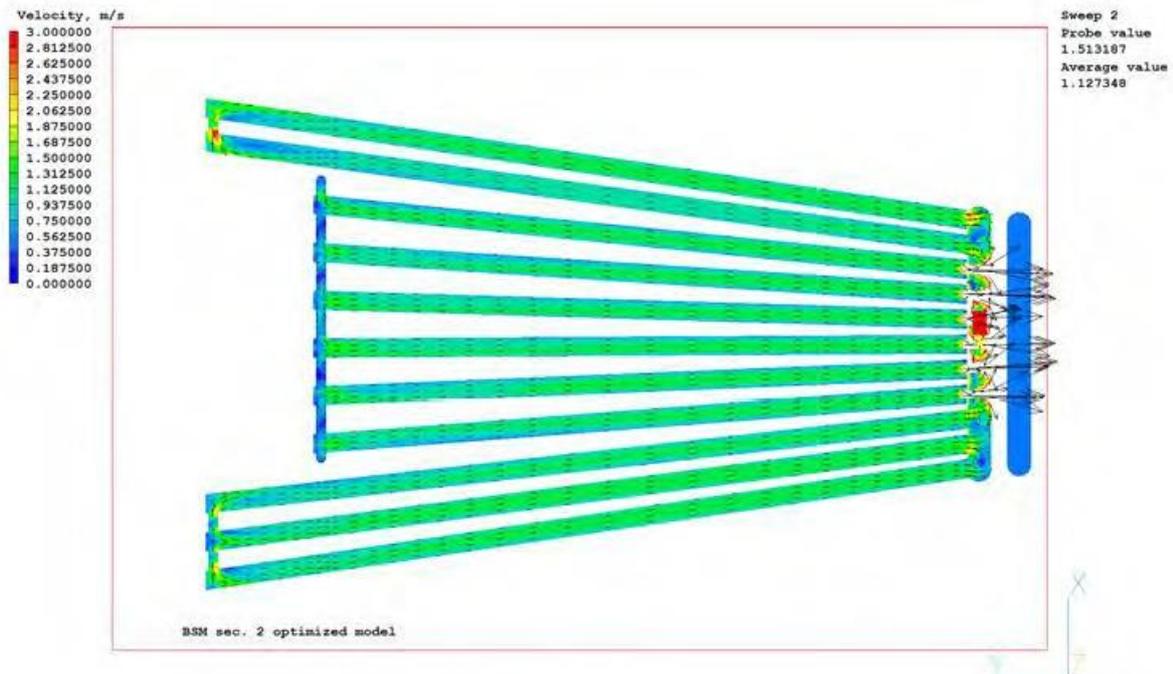


Abb. 8-44: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 2, optimiertes Modell, Hintere Ebene D24

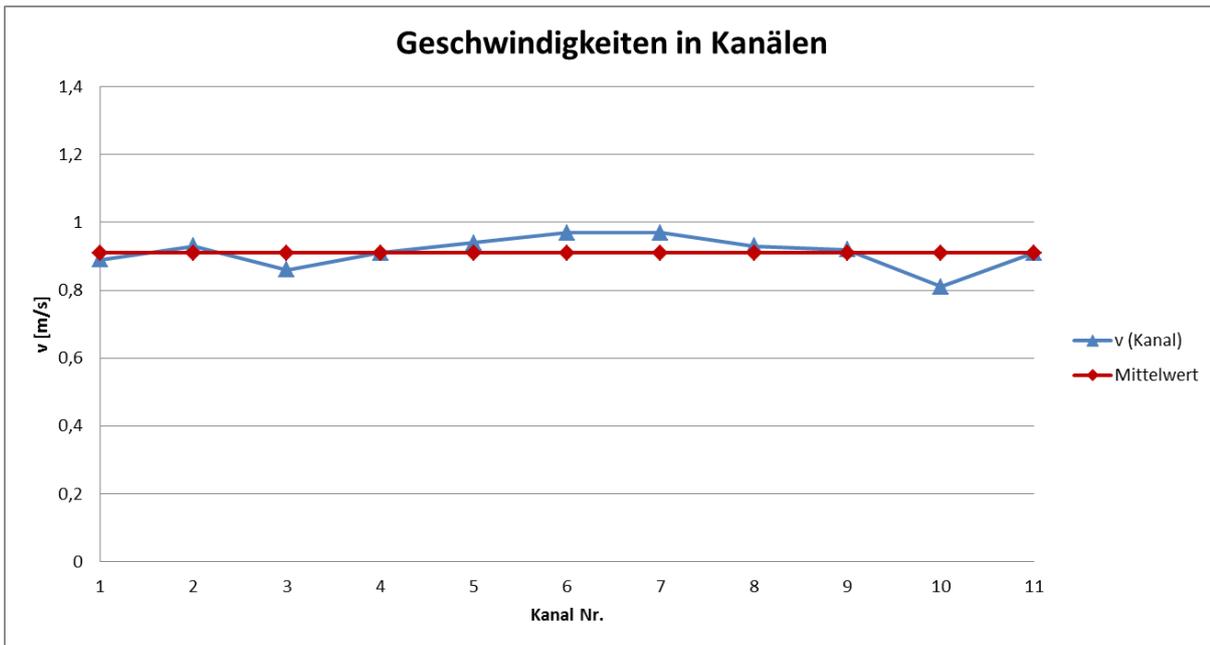


Abb. 8-45: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 2, optimiertes Modell, Hintere Ebene D24

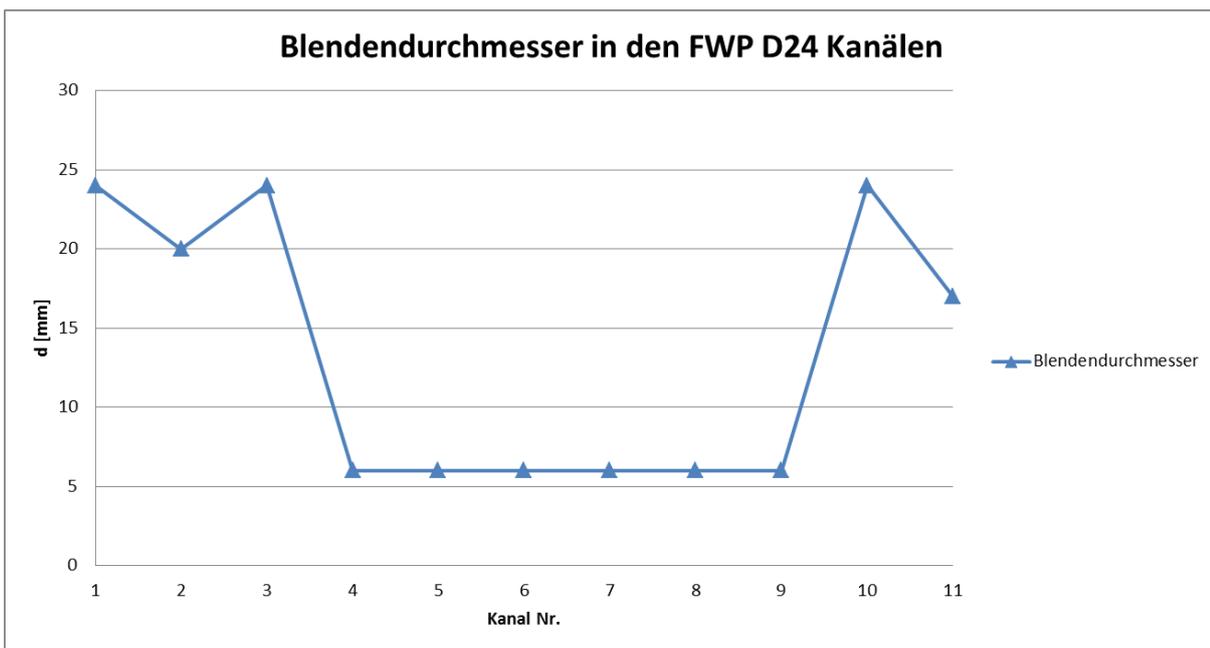


Abb. 8-46: Blendendurchmesser im Teilmodell 2, optimiertes Modell, hintere Ebene D24

Teilmodell 2 Drücke

Die Druckverläufe in den verschiedenen Ansichten veranschaulichen die im vorangegangenen Abschnitt dargelegten Verhältnisse. Die starke Drosselung der mittleren Kanäle d24 führt zu einem deutlichen Anstieg des Druckverlustes in diesem Abschnitt des optimierten Modells. Gegenüber dem Initialmodell steigt er von 0,69 bar um 1,08 bar auf 1,77 bar (Siehe Abb. 8-48 bis Abb. 8-50).

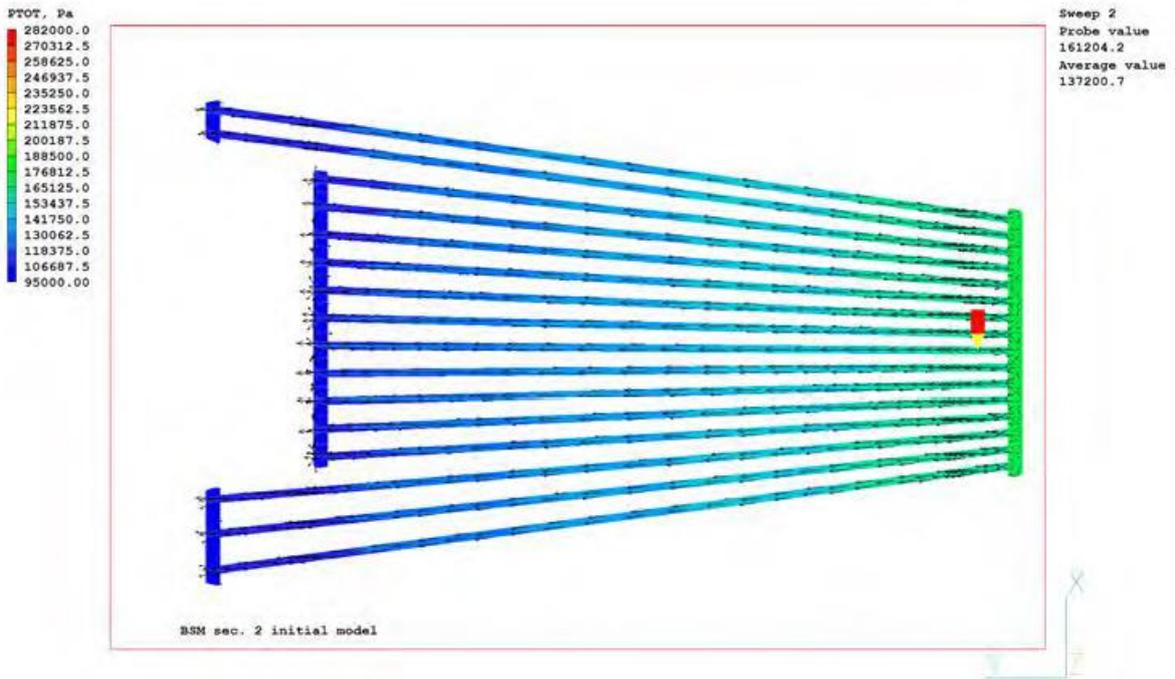


Abb. 8-47: Druckverteilung BSM Teilmodell 2, Initialmodell, vordere Ebene D10

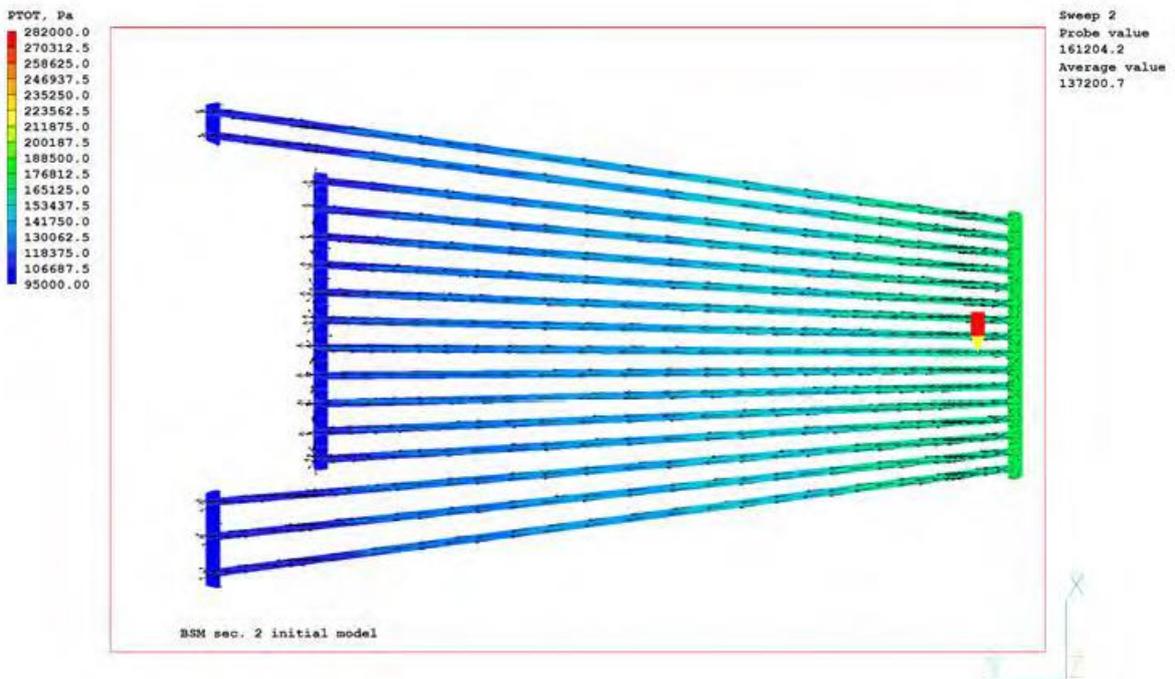


Abb. 8-48: Druckverteilung BSM Teilmodell 2, optimiertes Modell, vordere Ebene D10

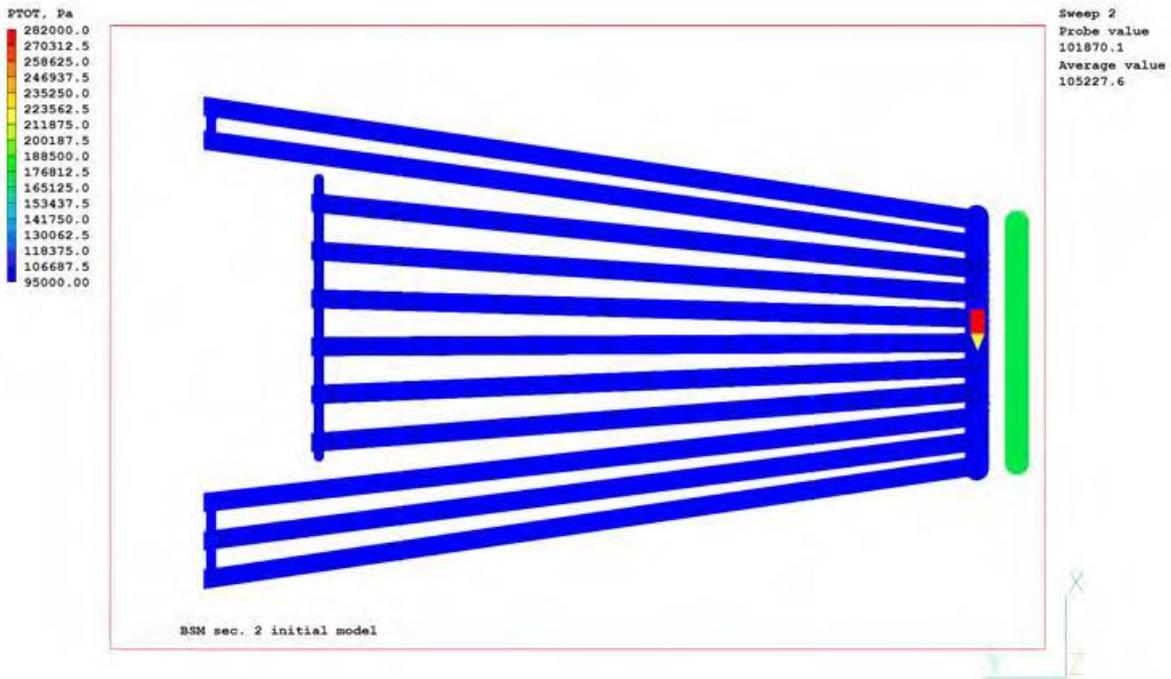


Abb. 8-49: Druckverteilung BSM Teilmodell 2, Initialmodell, hintere Ebene D24

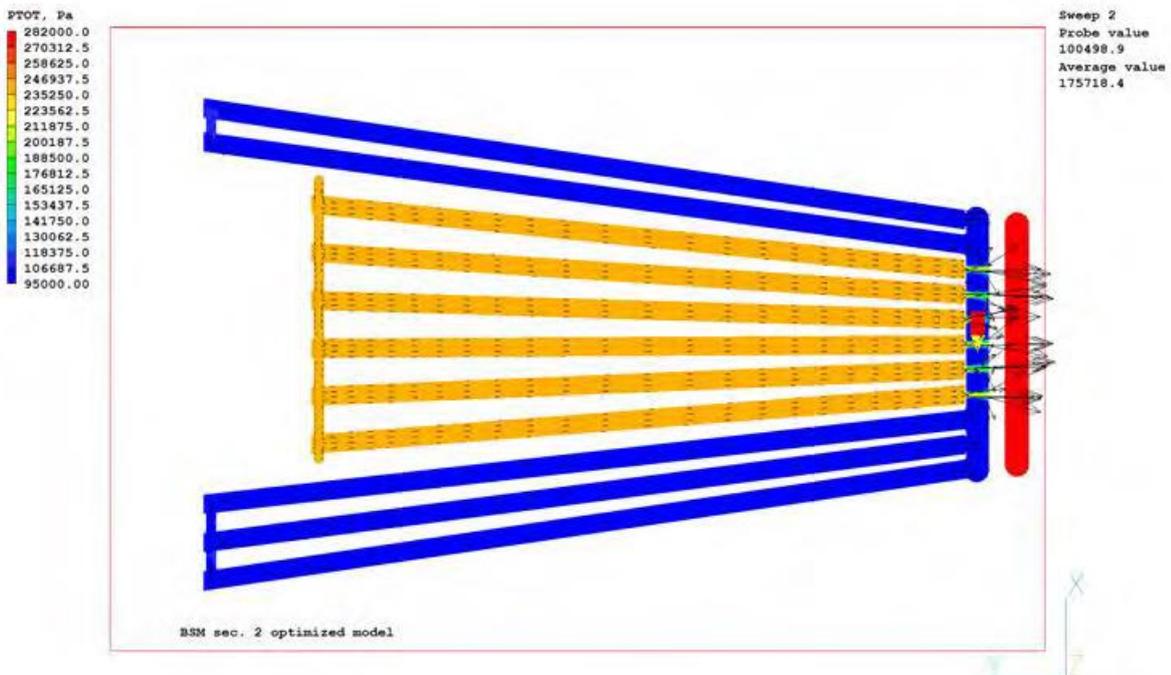


Abb. 8-50: Druckverteilung BSM Teilmodell 2, optimiertes Modell, hintere Ebene D24

Teilmodell 3 Strömungsgeschwindigkeiten

Die Strömungsgeschwindigkeiten beim Initialmodell reichen von 0,6 m/s bei den inneren Kanälen bis zu 1,3 m/s bei den äußeren Kanälen (siehe Abb. 8-51). Durch Einbau von Drosselblenden entsprechend Abb. 8-53 werden die Strömungsgeschwindigkeiten wirksam homogenisiert (siehe Abb. 8-54 und Abb. 8-55).

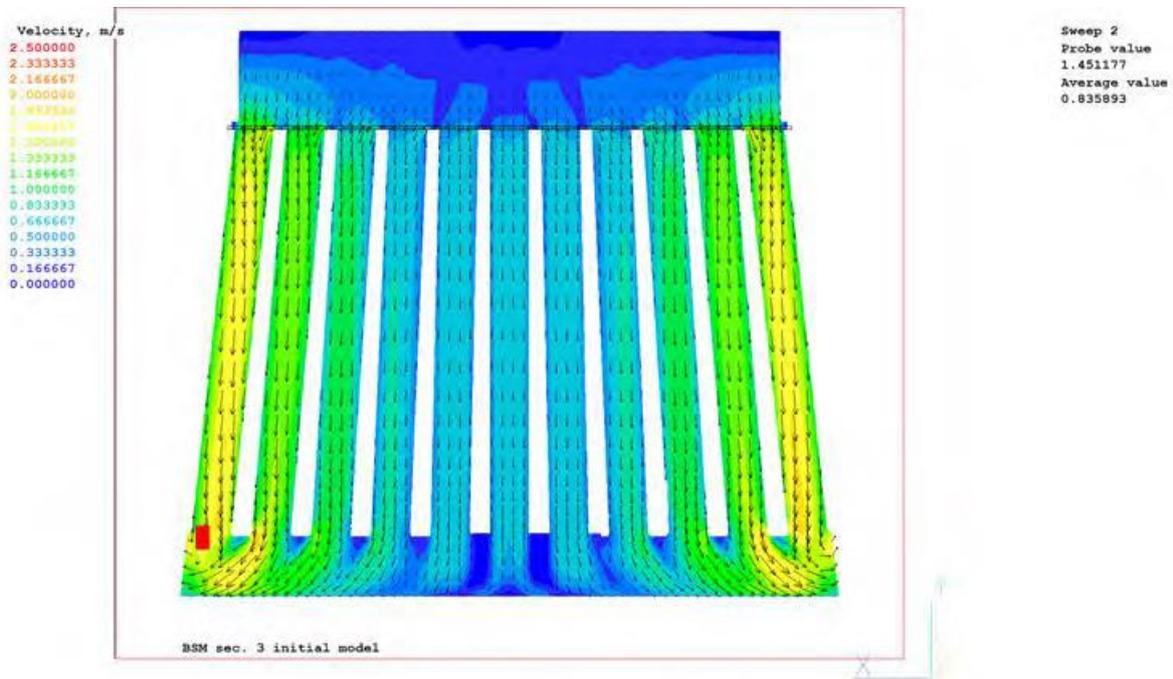


Abb. 8-51: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 3, Initialmodell

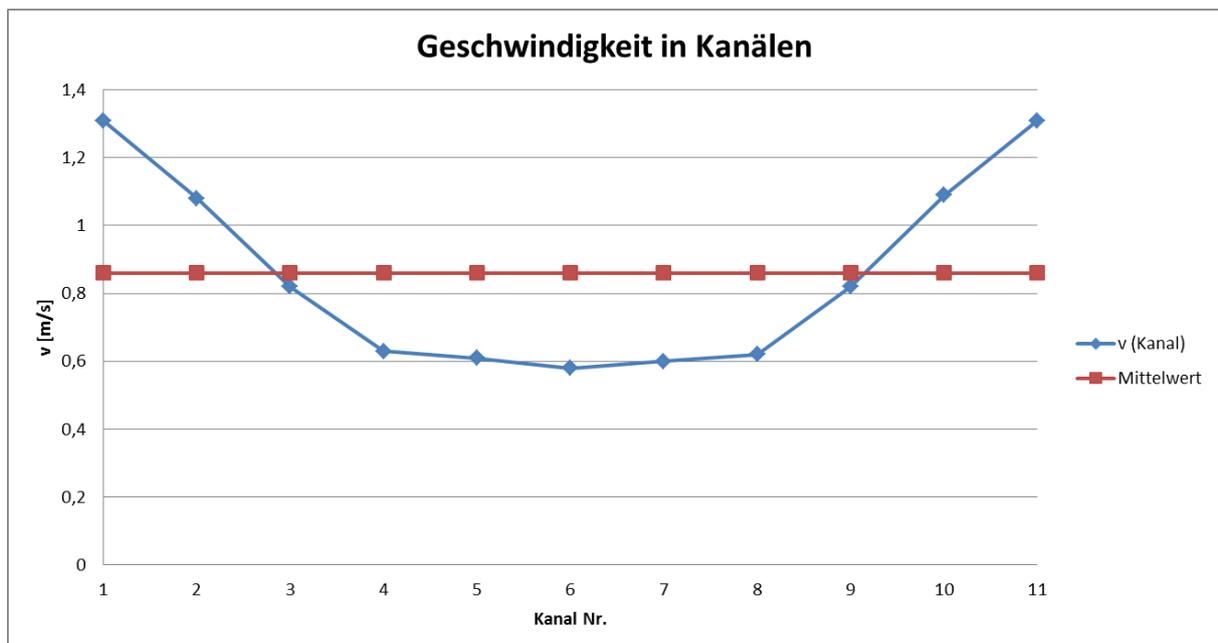


Abb. 8-52: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 3, Initialmodell

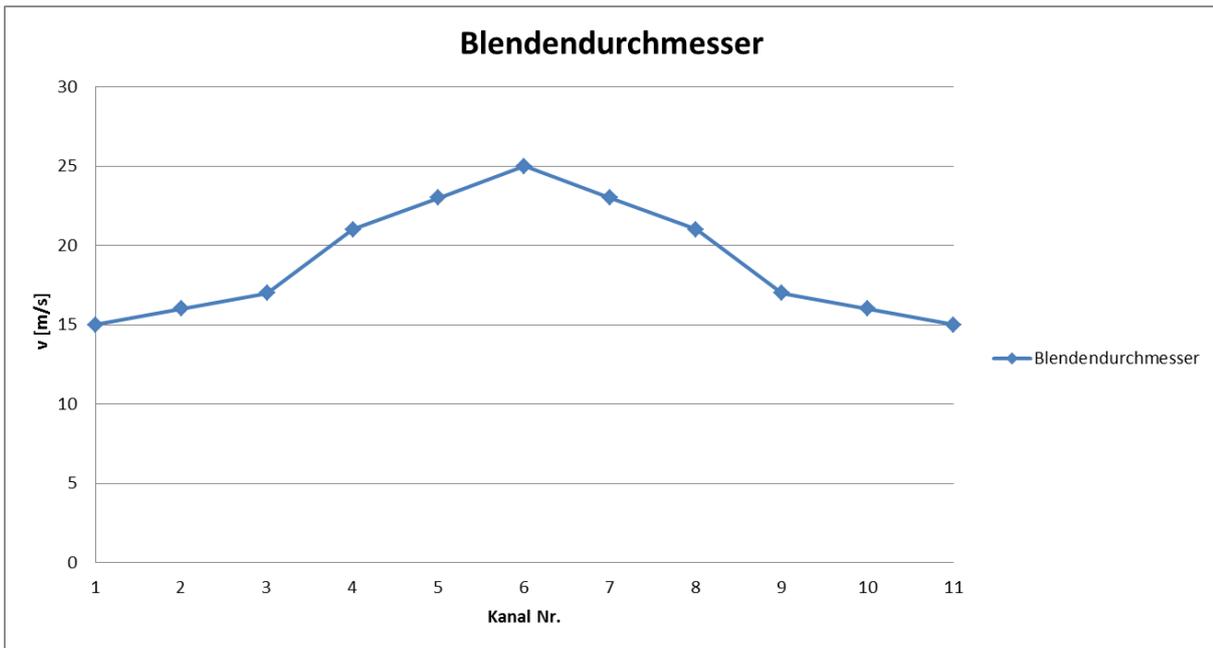


Abb. 8-53: Blendendurchmesser im Teilmodell 3

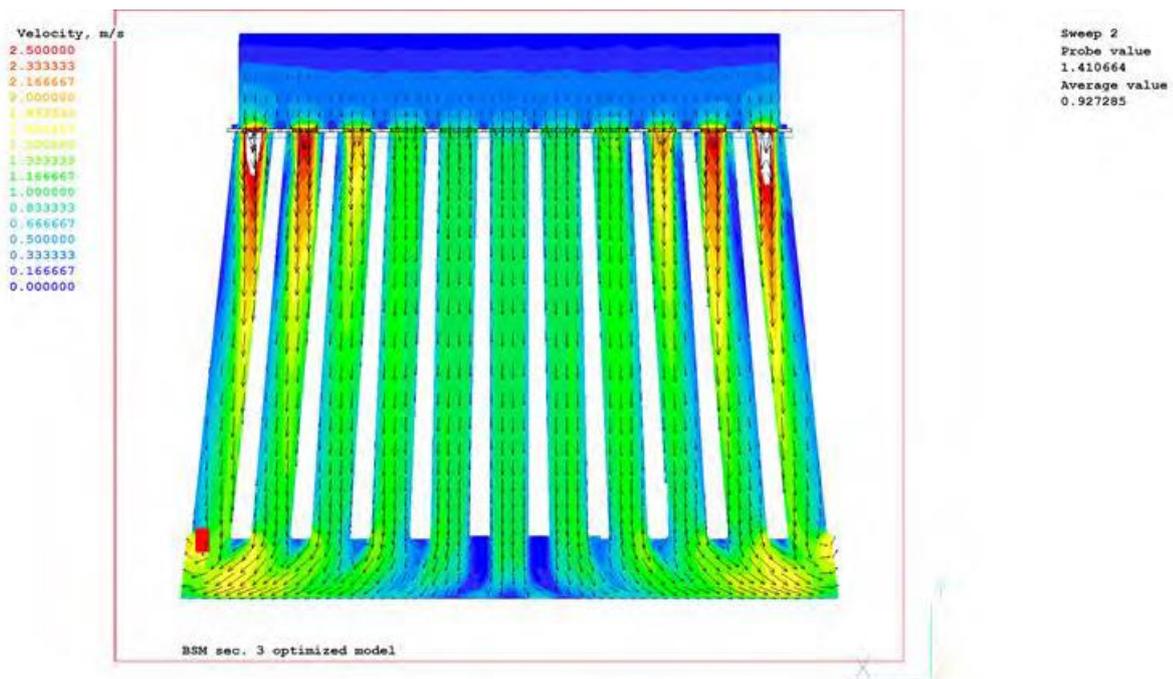


Abb. 8-54: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 3, optimiertes Modell

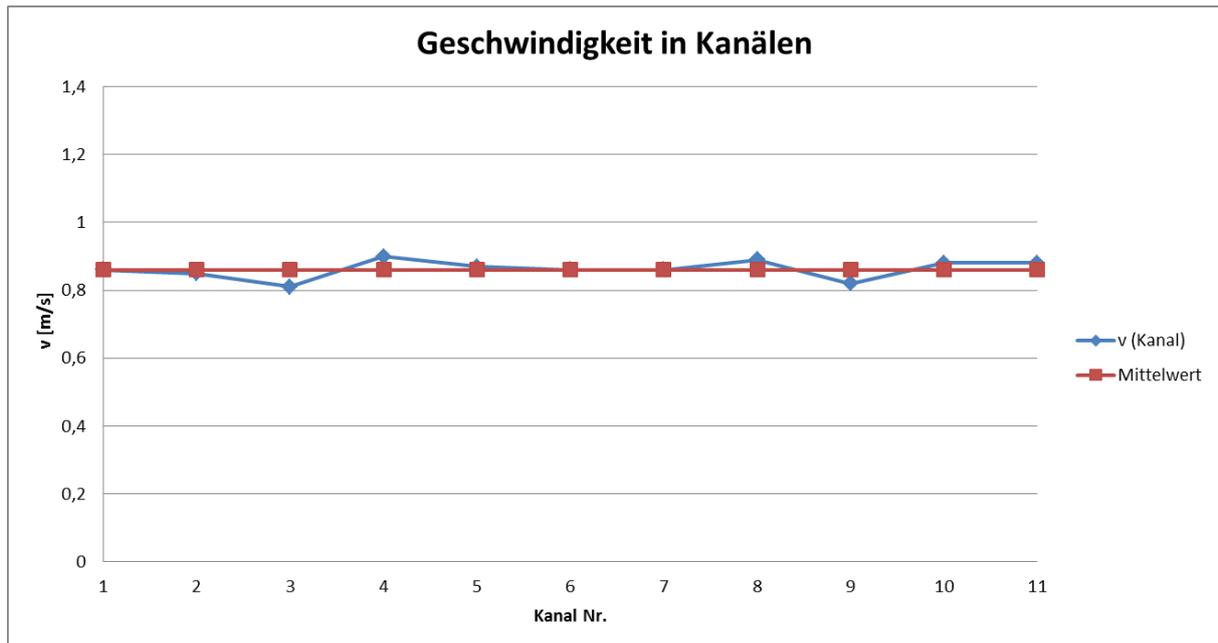


Abb. 8-55: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 3, optimiertes Modell

Teilmodell 3 Drücke

Die Druckverteilung im Teilmodell 3 ist in Abb. 8-56 und Abb. 8-57 sowohl für das Initialmodell als auch für das optimierte Modell dargestellt. Da die größten Strömungsgeschwindigkeiten beim Initialmodell bei den äußeren Kanälen auftraten sind entsprechend dort die Blendenöffnungen am kleinsten. Dies erklärt den um den Faktor 2 höheren Druckabfall in diesen Kanälen beim optimierten Modell. Allerdings ist der Absolutwert des Druckabfalls für das Teilmodell 3 mit 0,012 bar für das Initialmodell bzw. 0,024 bar für das optimierte Modell sehr gering.

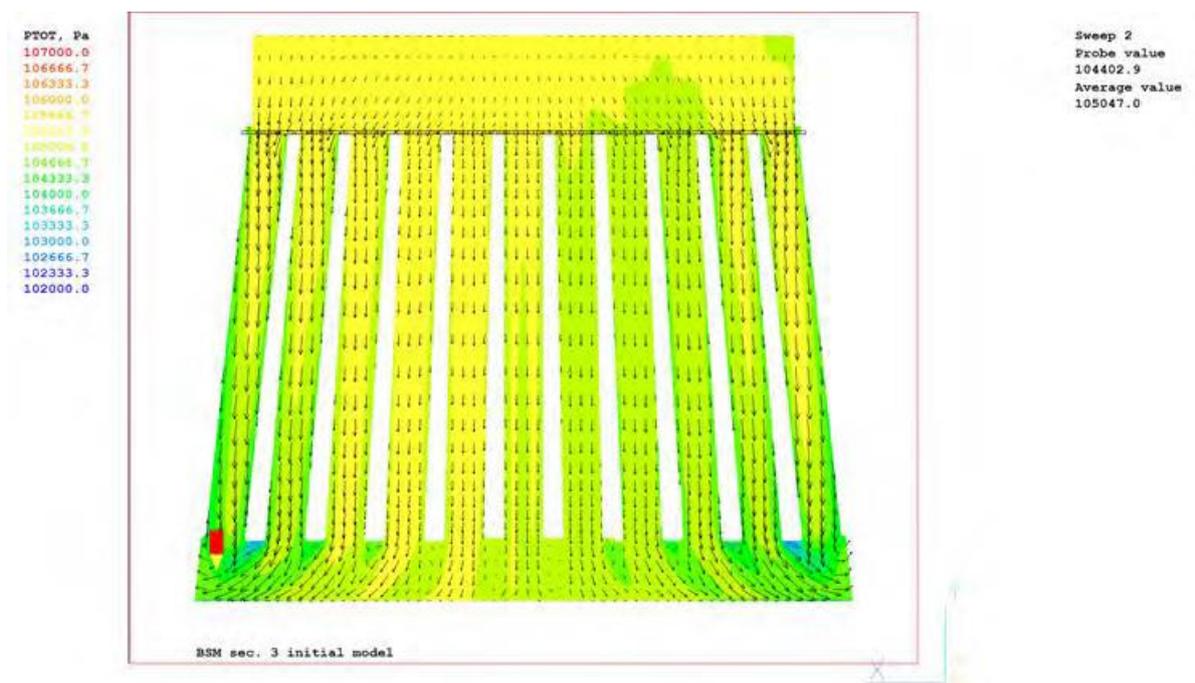


Abb. 8-56: Druckverteilung BSM Teilmodell 3, Initialmodell

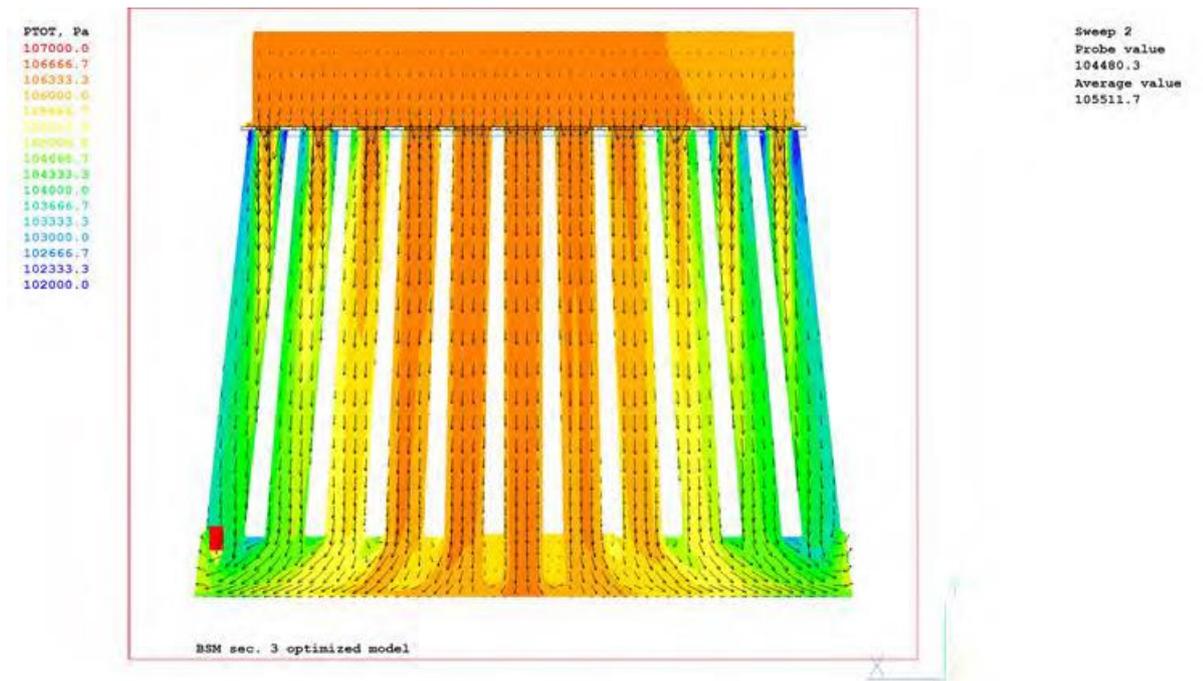


Abb. 8-57: Druckverteilung BSM Teilmodell 3, optimiertes Modell

Teilmodell 4 Strömungsgeschwindigkeiten

Die Strömungsgeschwindigkeiten beim Initialmodell zeigen große Abweichungen der Strömungsgeschwindigkeiten innerhalb eines Strömungszugs (siehe Abb. 8-58 und Abb. 8-59). Die Abweichungen sind besonders groß bei den ersten Zügen und bei denjenigen, wo die Strömung vom Verteilerkanal in die abzweigenden Kanäle quasi "rückwärts" läuft. Bei den Zügen Nr. 4 und 6 liegen diese Bedingungen nicht vor. Hier läuft die Strömung teilweise in Richtung des Verteilerkanals weiter, so dass sich die Strömung gleichmäßiger verteilen kann.

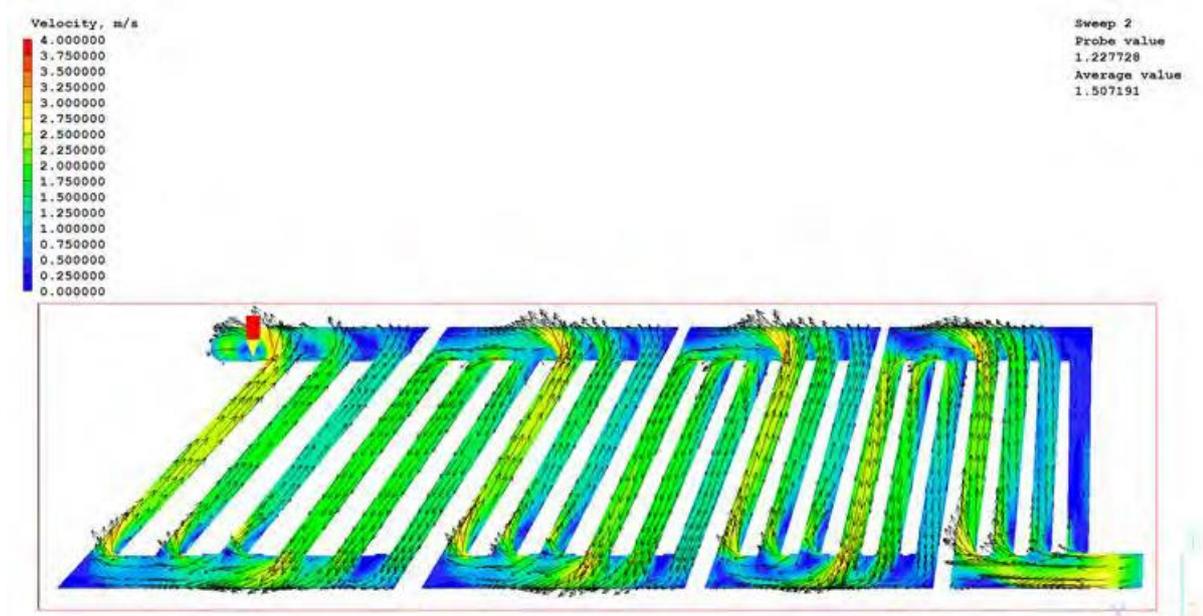


Abb. 8-58: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 4, Initialmodell

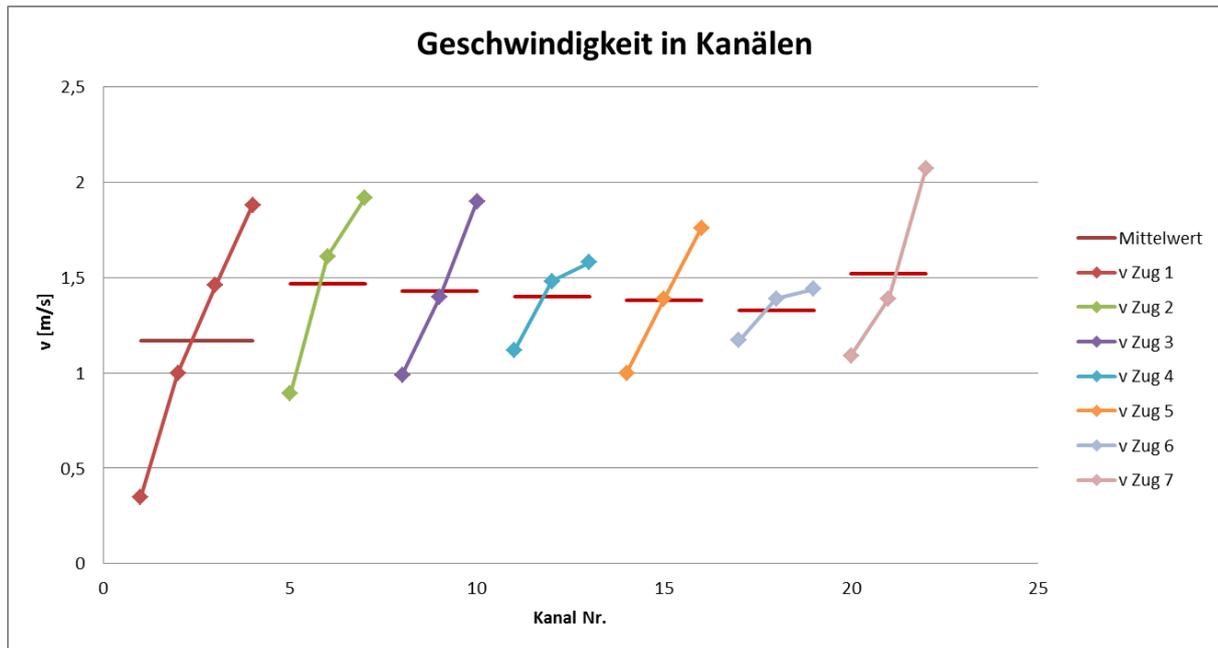


Abb. 8-59: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 4, Initialmodell

Durch geeignete Drosselung der einzelnen Kanäle (siehe Abb. 8-60), homogenisiert sich die Strömung deutlich, wie Abb. 8-61 und Abb. 8-62 zeigen.

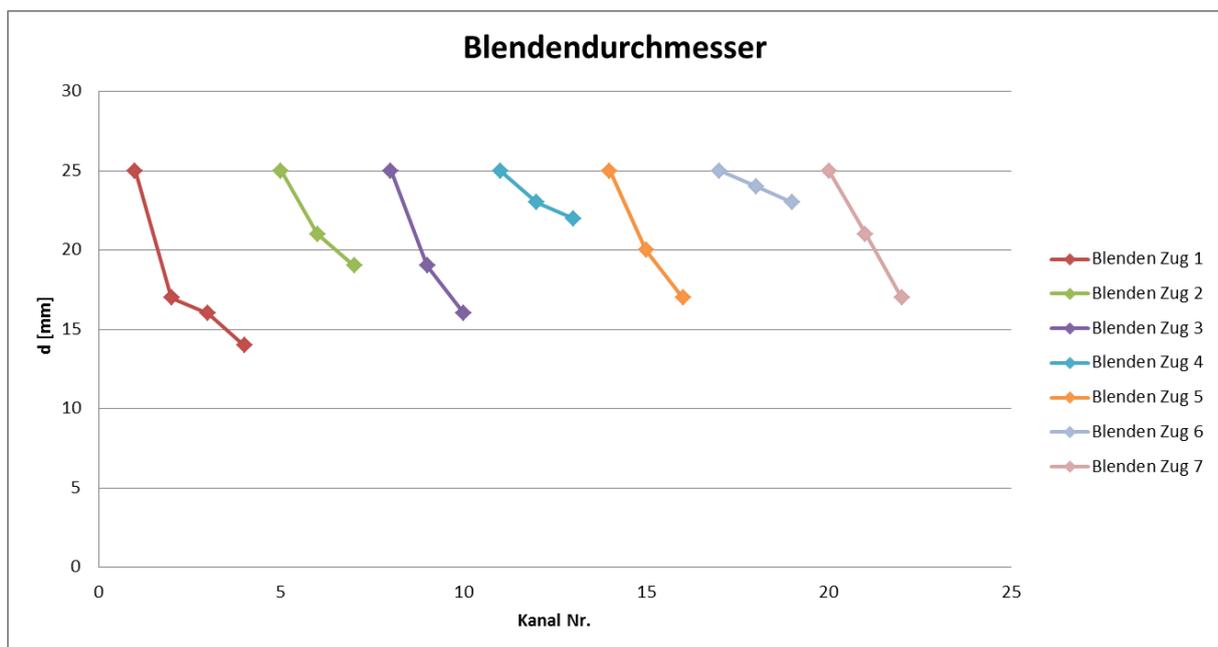


Abb. 8-60: Blendendurchmesser im Teilmodell 4

Die Blenden werden hierbei alle auf der dem Verbindungsflansch zugewandten Seite (der Rückseite) des BSM Gehäuses installiert.

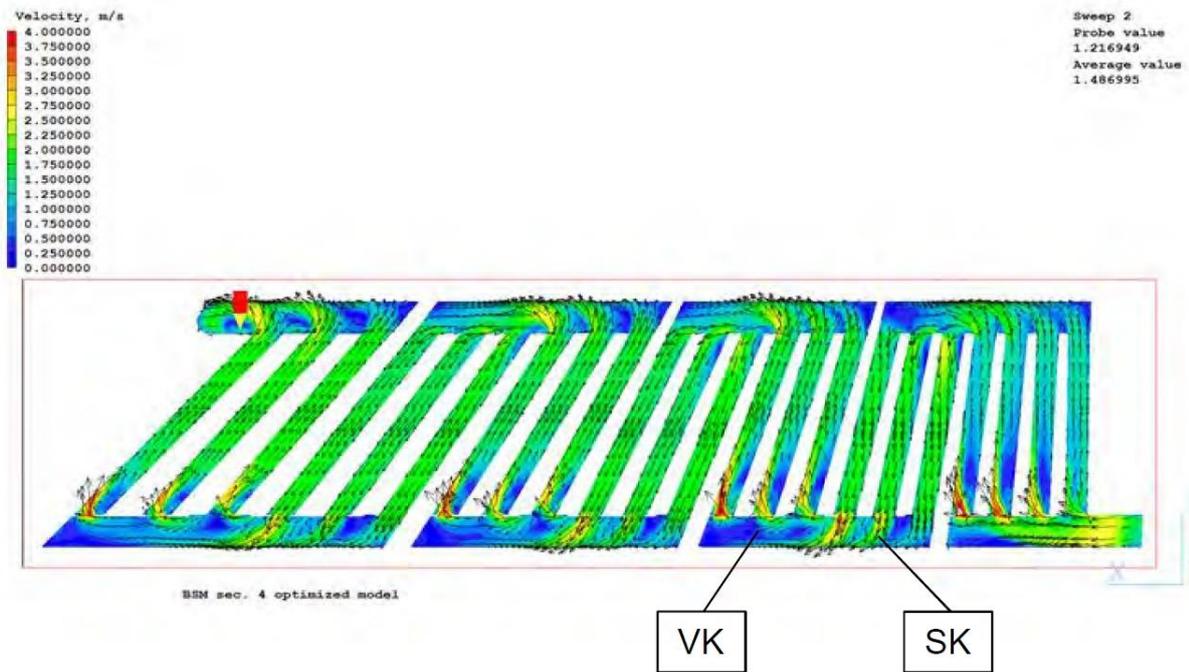


Abb. 8-61: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 4, optimiertes Modell

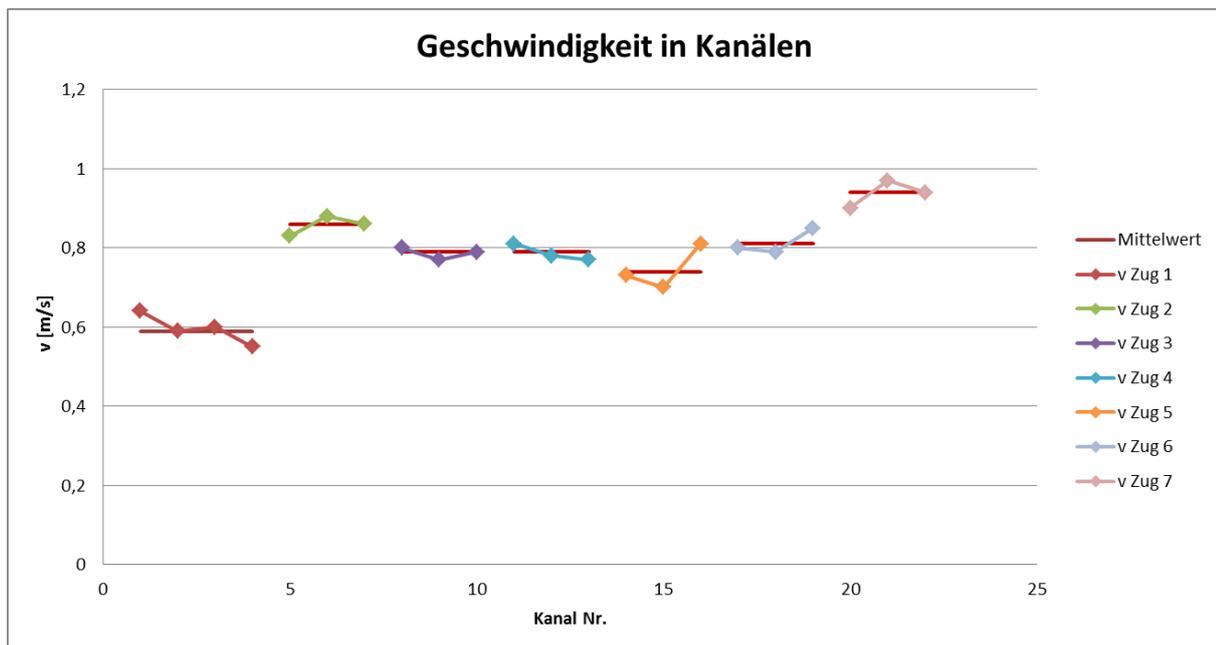


Abb. 8-62: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 4, optimiertes Modell

Während die Sammelkanäle an den Stirnseiten der BSM Schale durch die dort eintretenden Ströme gut durchströmt werden, vgl. "SK" in Abb. 8-61, können sich in den daran anschließenden Verteilerbereichen (vgl. "VK" im selben Bild), strömungsberuhigte Zonen ausbilden. Um diesem Effekt entgegenzuwirken, werden in allen Stegen zwischen den Verteiler- bzw. Sammelkanälen jeweils zwei Bypassöffnungen mit Querschnitten von etwa 5x5 mm vorgesehen. Als

Beispiel hierfür sind in Bild Abb. 8-63 die Bypassöffnungen zwischen Zug 3 und Zug 4 gezeigt. Eine vergrößerte Ansicht dieser Stelle zeigt Abb. 8-64. Sie dokumentiert die Wirksamkeit dieser Maßnahme. Durch die Bypässe werden etwa 3% des jeweiligen Volumenstroms geführt.

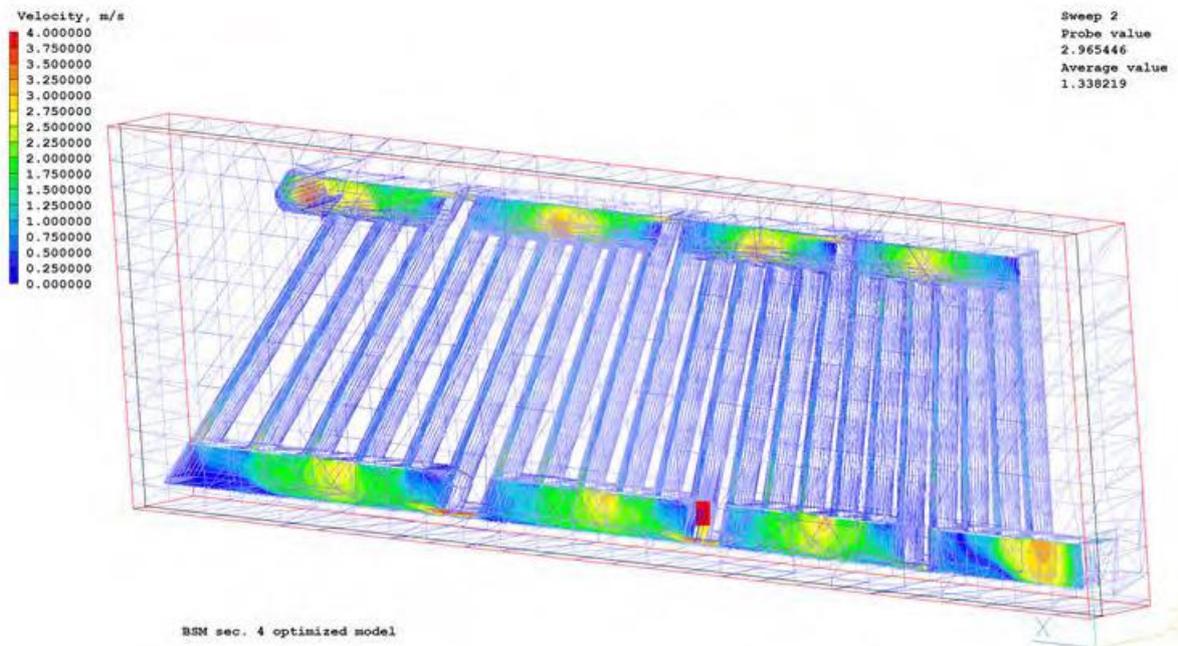


Abb. 8-63: Bypassöffnungen an den Stegen im BSM Teilmodell 4

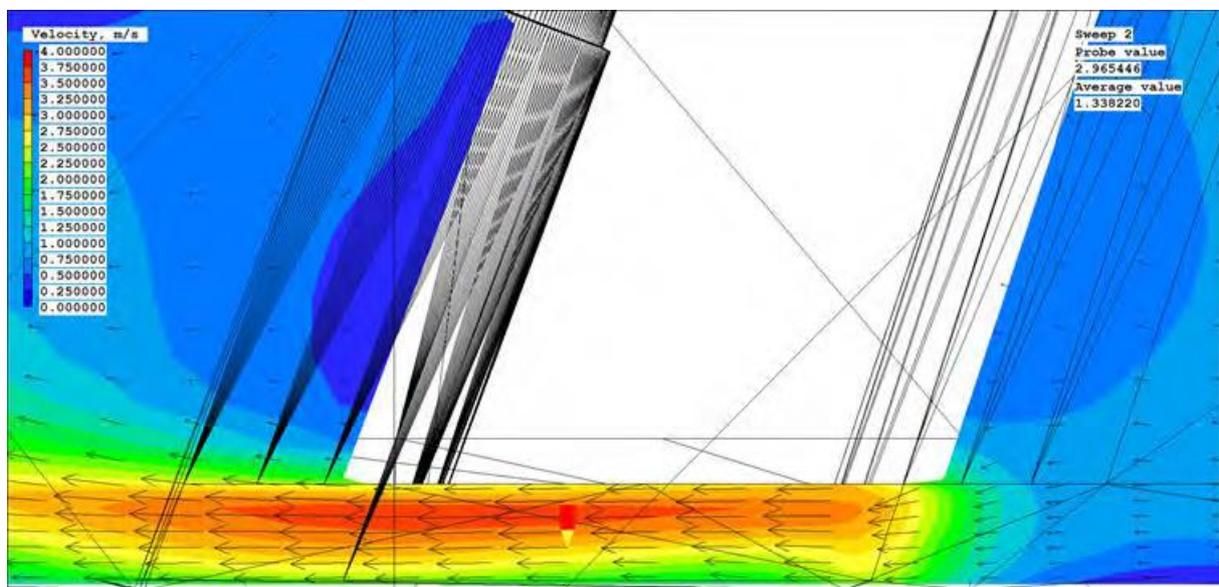


Abb. 8-64: Längsschnitt durch eine Bypassöffnung

Die Bypassöffnung wurde in einer separaten Simulation modelliert und ist daher in den anderen Simulationen welche in diesem Kapitel beschrieben wurden, nicht berücksichtigt. Aufgrund des

geringen Volumenstroms von rund 3% des Gesamtstromes kann der Einfluss der Bypässe auf die Gesamtverhältnisse jedoch vernachlässigt werden.

Teilmodell 4 Drücke

Der Druckverlust in den Seitenwänden der BSM Schale (Teilmodell 4) beträgt für das Initialmodell 0,346 bar und steigt durch den Einbau der Drosselblenden auf 0,411 bar für das optimierte Modell an. Siehe hierzu auch Abb. 8-65 und Abb. 8-66.

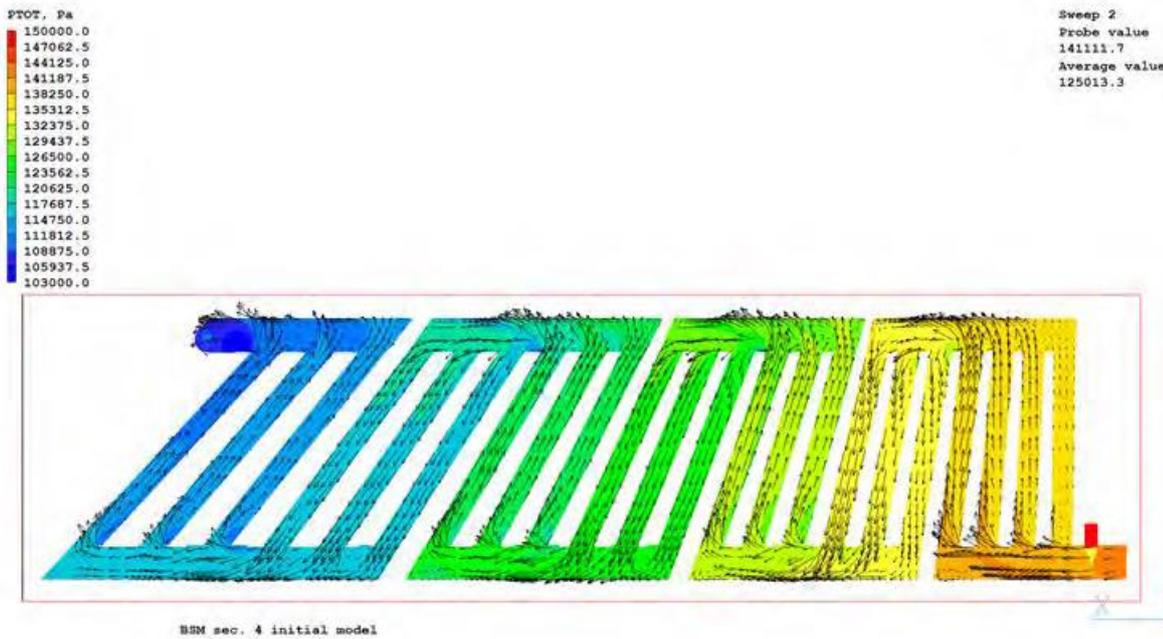


Abb. 8-65: Druckverteilung BSM Teilmodell 4, Initialmodell

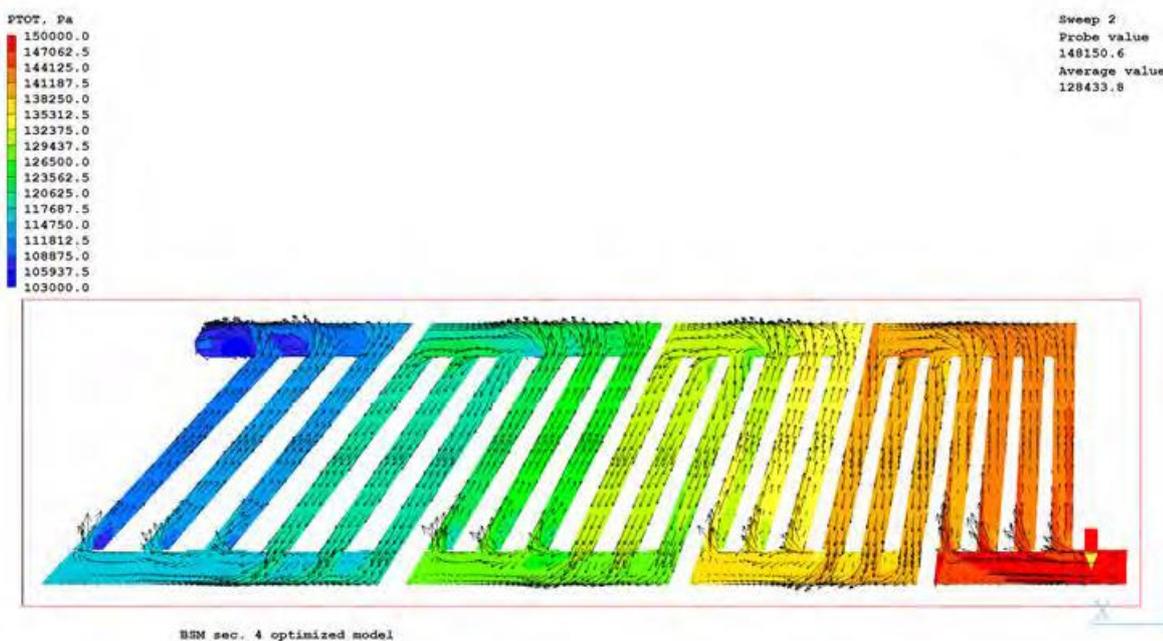


Abb. 8-66: Druckverteilung BSM Teilmodell 4, optimiertes Modell

Teilmodell 5 Strömungsgeschwindigkeiten

Die Strömungsgeschwindigkeiten beim Initialmodell weichen besonders innerhalb des 1. Zugs deutlich voneinander ab, vgl. Abb. 8-67 und Abb. 8-68. Auch hier wird mit entsprechenden Blenden, (siehe Abb. 8-69), eine deutliche Homogenisierung erreicht. Dies zeigen

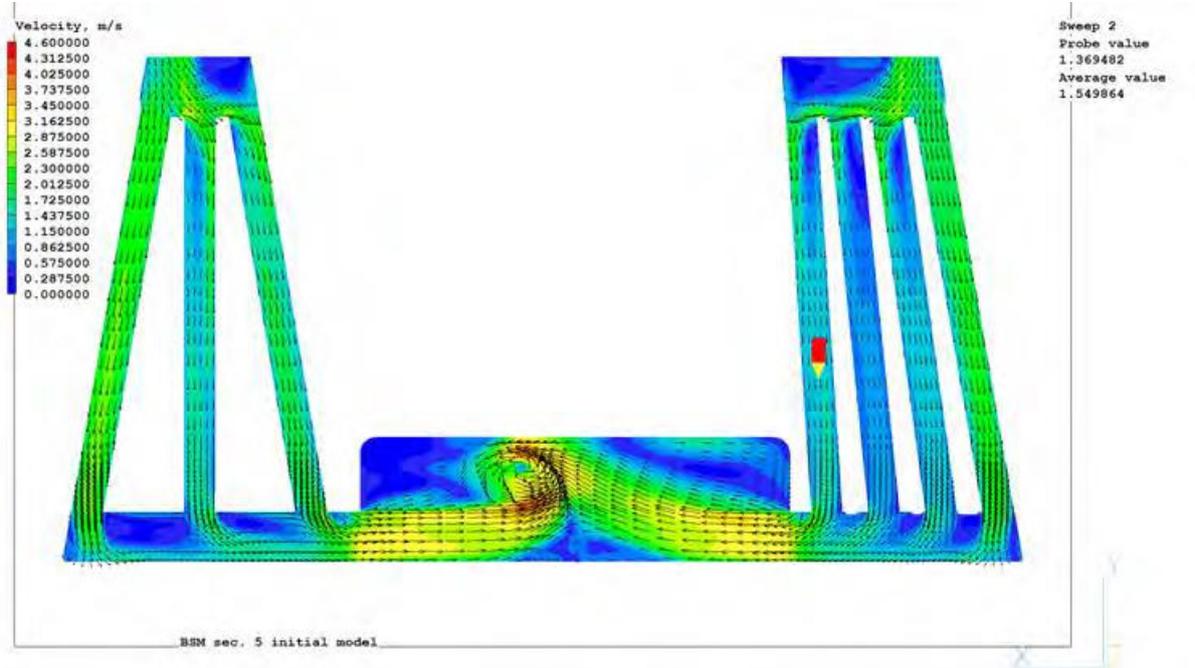


Abb. 8-67: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 5, Initialmodell

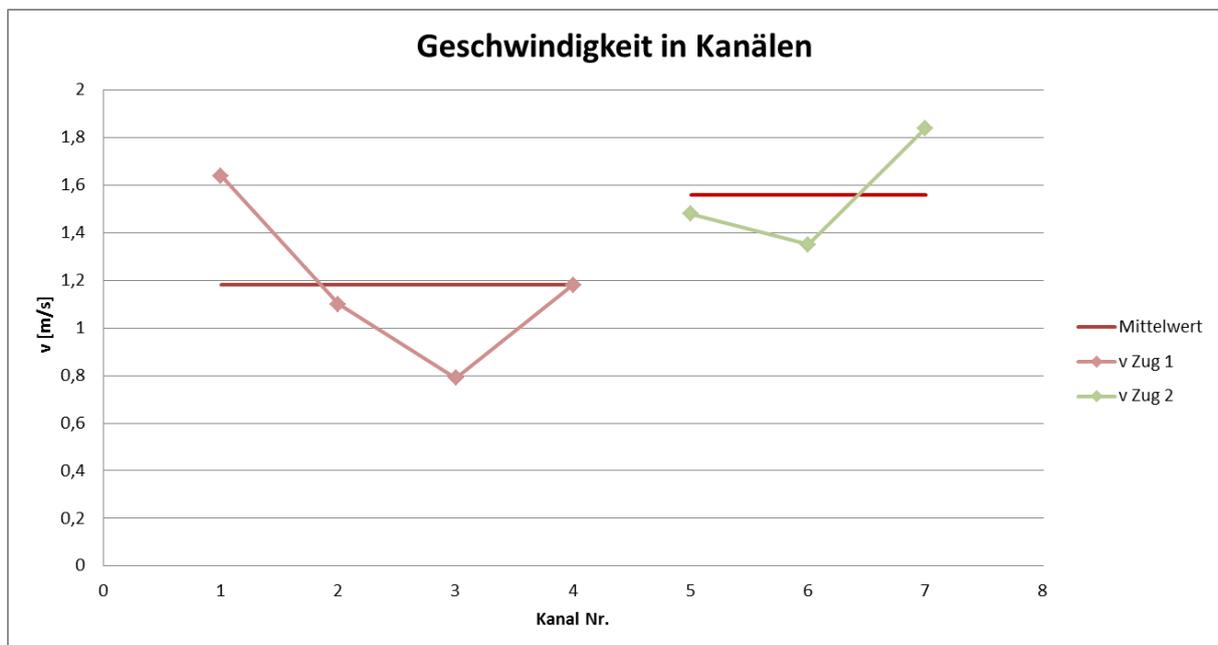


Abb. 8-68: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 5, Initialmodell

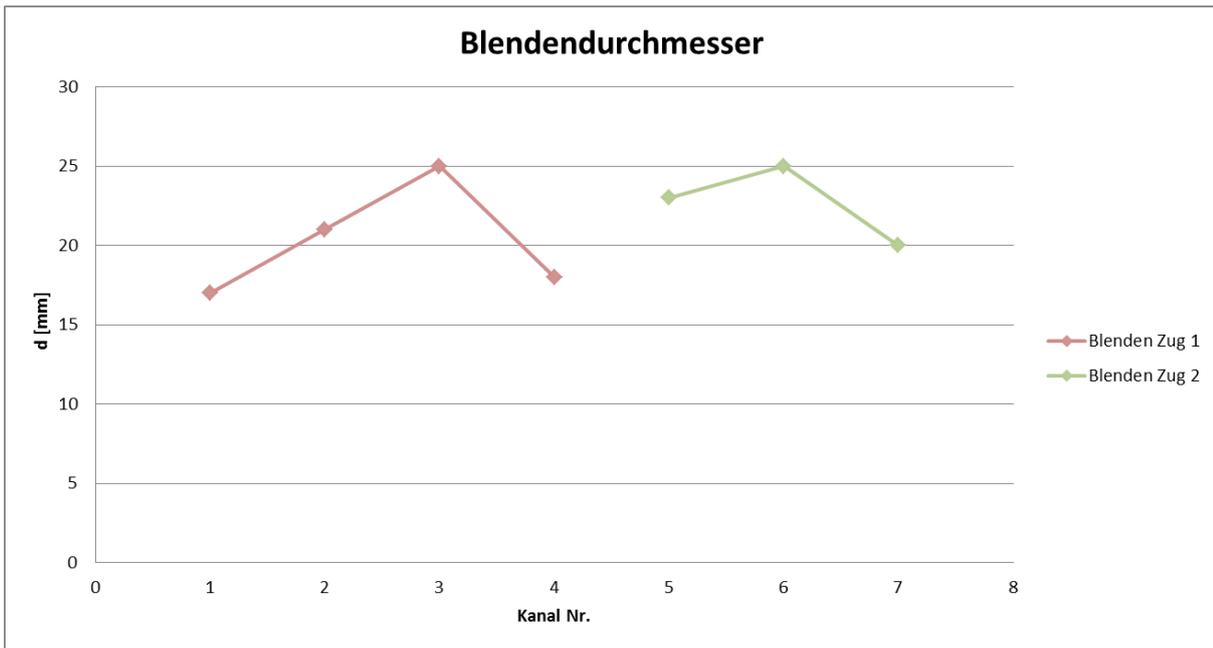


Abb. 8-69: Blendendurchmesser im Teilmodell 5

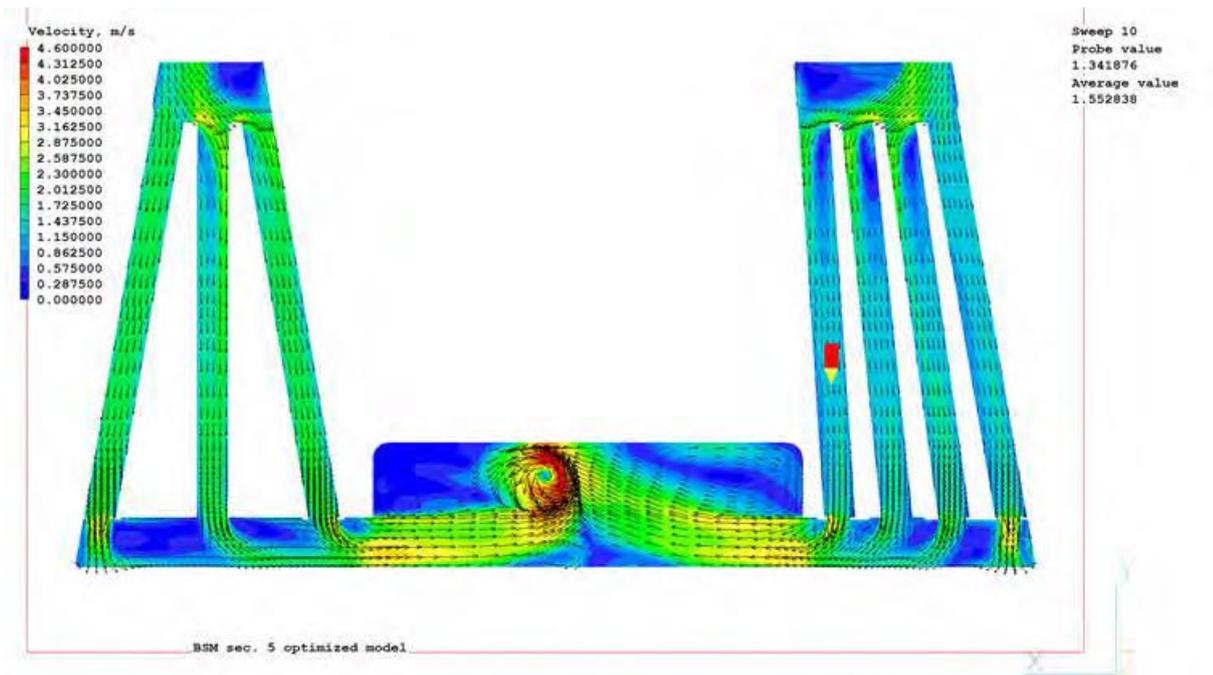


Abb. 8-70: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 5, optimiertes Modell

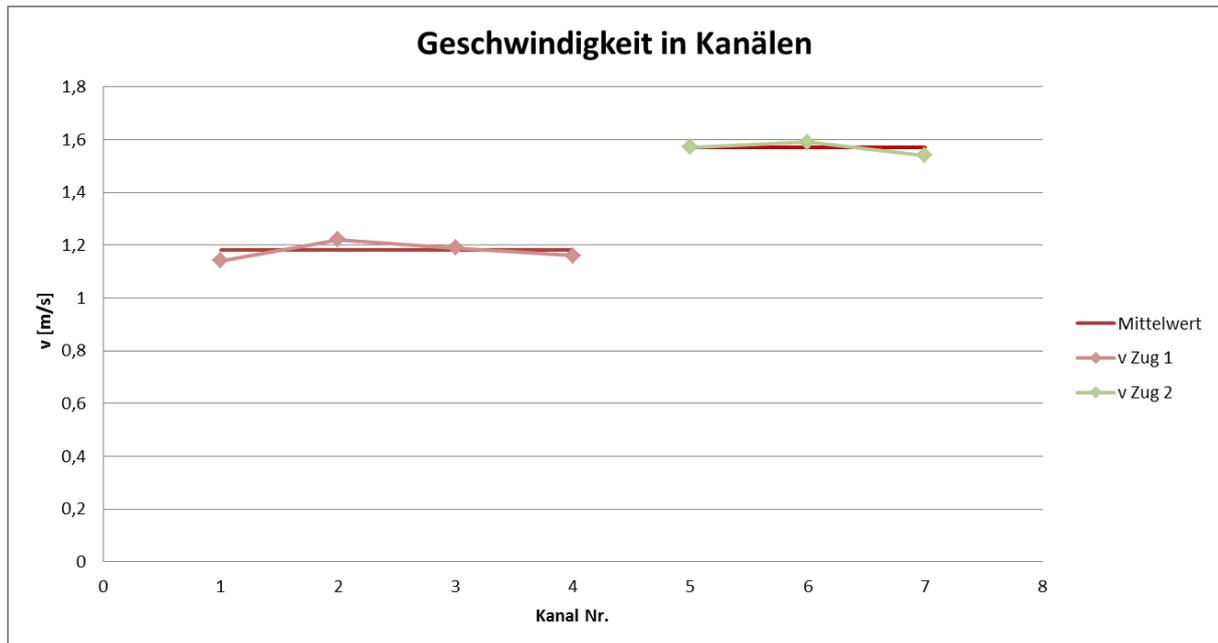


Abb. 8-71: Strömungsgeschwindigkeiten BSM Teilmodell 5, optimiertes Modell

Teilmodell 5 Drücke

Da die größten Strömungsgeschwindigkeiten im Initialmodell bei den äußeren Kanälen eines jeden Zugs auftreten, mussten diese am stärksten gedrosselt werden. Folglich sind in diesen Kanälen die Druckverluste am größten. Dies zeigen Abb. 8-72 und Abb. 8-73.

Der gesamte Druckabfall im Teilmodell 5 beträgt 0,153 bar für das Initialmodell und steigt für das optimierte Modell um knapp 75% auf 0,266 bar an.

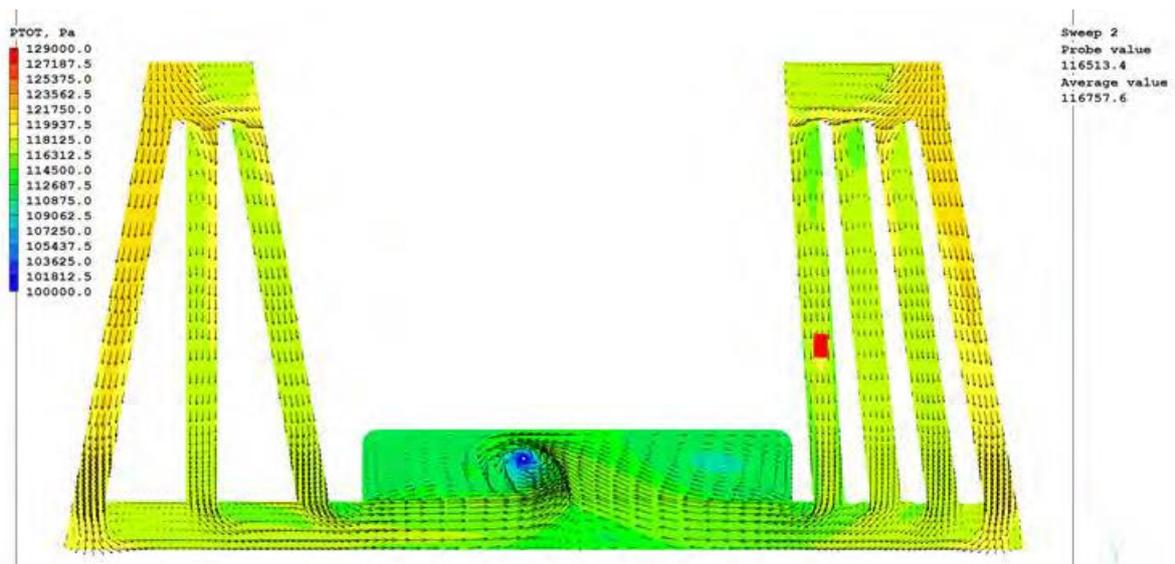


Abb. 8-72: Druckverteilung BSM Teilmodell 5, Initialmodell

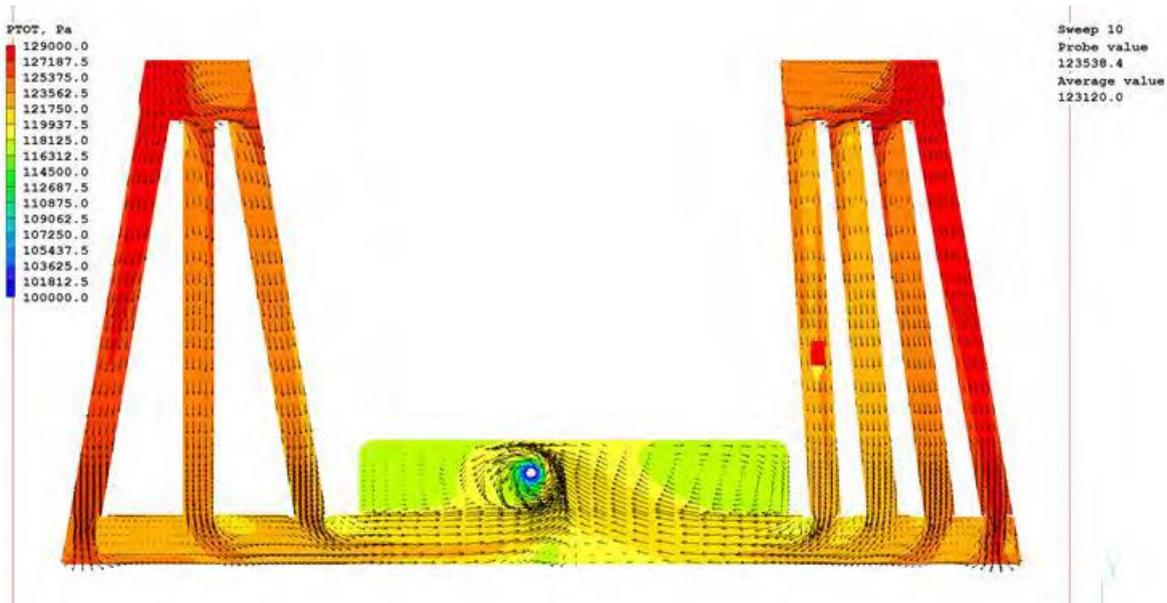


Abb. 8-73: Druckverteilung BSM Teilmodell 5, optimiertes Modell

Zusammenfassung

Der Strömungsverlauf des Kühlwassers im BSM wurde mittels fünf CFD Teilmodellen simuliert und hinsichtlich Gleichförmigkeit der Kühlwasserverteilung optimiert. Dies geschah durch Vorsehen von Drosselblenden in dezidierten Kanälen mit paralleler Stromführung. Die Fließgeschwindigkeiten in parallelen Kanälen konnten so in allen Fällen auf unter 5% Abweichung homogenisiert werden. Durch den Einbau von Drosselblenden stieg allerdings der Gesamt-Druckabfall im BSM von 1,37 bar um fast das Doppelte auf 2,63 bar an. Angesichts des für den gesamten Port Plug Kreislaufs zur Verfügung stehenden maximalen Druckabbaus von 10 bar ist dies für das BSM als Komponente mit dem höchsten erwarteten Druckverlust akzeptabel. Eine vollständige Übersicht der relevanten Ergebnisse bieten

Tabelle 8-3 bis Tabelle 8-8.

Tabelle 8-3: CFD Simulationsergebnisse I für das BSM (Initialmodell)

Abschnitt	Zug Nr.	Kanal Nr.	di	l	v(av.)	v(av.) vom Zug	STABW	
			[mm]	[mm]	[m/s]	[m/s]	[%]	
Sec. 1	1	Eintritt	45	76	3.00	3.00	127.1%	
		1	25	292	2.61	0.95		
		2	25	292	1.81			
		3	25	292	0.00			
		4	25	292	-0.10			
		5	25	292	0.42			
		6	25	292	0.42			
		7	25	292	-0.10			
		8	25	292	0.00			
		9	25	292	1.81			
		10	25	292	2.61			
Sec. 2	1	1	10	986	3.30	3.80	10.4%	
		2	10	983	3.30			
		3	10	980	3.50			
		4	10	845	3.70			
		5	10	845	3.80			
		6	10	845	4.10			
		7	10	844	4.40			
		8	10	844	4.60			
		9	10	844	4.40			
		10	10	846	4.00			
		11	10	846	3.80			
		12	10	847	3.70			
		13	10	847	3.60			
		14	10	848	3.60			
		15	10	983	3.50			
		16	10	986	3.50			
	2	1	1	24	944	0.52	0.92	40.2%
			2	24	942	0.60		
			3	24	940	0.51		
			4	24	804	1.24		
			5	24	803	1.22		
			6	24	802	1.21		
2	1	7	24	803	1.27			
		8	24	804	1.22			
		9	24	804	1.30			
		10	24	942	0.47			
		11	24	944	0.60			

Tabelle 8-4: CFD Simulationsergebnisse II für das BSM (Initialmodell)

Abschnitt	Zug Nr.	Kanal Nr.	di	l	v(av.)	v(av.) vom Zug	STABW
			[mm]	[mm]	[m/s]	[m/s]	[%]
Sec. 3	1	1	25	264	1.31	0.86	33.5%
		2	25	264	1.08		
		3	25	264	0.82		
		4	25	263	0.63		
		5	25	263	0.61		
		6	25	263	0.58		
		7	25	263	0.60		
		8	25	263	0.62		
		9	25	264	0.82		
		10	25	264	1.09		
		11	25	264	1.31		
Sec. 4	1	1	25	224	0.35	1.17	56.0%
		2	25	225	1.00		
		3	25	225	1.46		
		4	25	226	1.88		
	2	5	25	227	0.89	1.47	35.8%
		6	25	229	1.61		
		7	25	231	1.92		
	3	8	25	232	0.99	1.43	31.6%
		9	25	235	1.40		
		10	25	237	1.90		
	4	11	25	240	1.12	1.40	17.3%
		12	25	244	1.48		
		13	25	247	1.58		
	5	14	25	251	1.00	1.38	27.4%
		15	25	256	1.39		
		16	25	261	1.76		
	6	17	25	267	1.17	1.33	10.6%
		18	25	273	1.39		
		19	25	280	1.44		
	7	20	25	288	1.09	1.52	33.0%
		21	25	297	1.39		
		22	25	305	2.07		
Sec. 5	1	1	25	330	1.64	1.18	29.8%
		2	25	325	1.10		
		3	25	322	0.79		
		4	25	320	1.18		
	2	5	25	331	1.48	1.56	16.4%
		6	25	320	1.35		
		7	25	331	1.84		

Tabelle 8-5: CFD Simulationsergebnisse I für das BSM (optimiertes Modell)

Abschnitt	Zug Nr.	Kanal Nr.	di	l	Blende d	Ort der Blenden E: Eintritt A: Austritt	v(av.)	v(av.) vom Zug	STABW	
										[mm]
Sec. 1	1	Eintritt	45	76	---	E		1.03	3.9%	
		1	25	292	12		0.98			
		2	25	292	12		1.00			
		3	25	292	13		1.03			
		4	25	292	21		1.07			
		5	25	292	25		1.06			
		6	25	292	25		1.06			
		7	25	292	21		1.07			
		8	25	292	13		1.03			
		9	25	292	12		1.00			
		10	25	292	12	0.98				
Sec. 2	1	1	10	986	---	---	5.50	5.57	außen: 5.5%	
		2	10	983	---		5.30			
		3	10	980	---		5.90			
		4	10	845	---		2.80			
		5	10	845	---		3.30	3.11	innen: 8.0%	
		6	10	845	---		3.30			
		7	10	844	---		3.20			
		8	10	844	---		3.40			
		9	10	844	---		3.20			
		10	10	846	---		2.90			
		11	10	846	---		2.70			
		12	10	847	---		2.90			
		13	10	847	---		2.60	5.50	außen: 2.6%	
		14	10	848	---		2.80			
		15	10	983	---		5.60			
		16	10	986	---		5.40			
		2	1	24	944	24	A	0.89	0.91	5.0%
			2	24	942	20		0.93		
			3	24	940	24		0.86		
			4	24	804	6		0.91		
			5	24	803	6		0.94		
			6	24	802	6		0.97		
	7	24	803	6	0.97					
	8	24	804	6	0.93					
	9	24	804	6	0.92					
	10	24	942	24	0.81					
	11	24	944	17	0.91					

Tabelle 8-6: CFD Simulationsergebnisse II für das BSM (optimiertes Modell)

Ab-schnitt	Zug Nr.	Kanal Nr.	di	l	Blende d	Ort der Blenden E: Eintritt A: Austritt	v(av.)	v(av.)	STABW
							[m/s]	vom Zug	
			[mm]	[mm]	[mm]		[m/s]	[m/s]	[%]
Sec. 3	1	1	25	264	15	E	0.86	0.86	3.1%
		2	25	264	16		0.85		
		3	25	264	17		0.81		
		4	25	263	21		0.90		
		5	25	263	23		0.87		
		6	25	263	25		0.86		
		7	25	263	23		0.86		
		8	25	263	21		0.89		
		9	25	264	17		0.82		
		10	25	264	16		0.88		
		11	25	264	15		0.88		
Sec. 4	1	1	25	224	25	E	0.64	0.59	5.8%
		2	25	225	17		0.59		
		3	25	225	16		0.60		
		4	25	226	14		0.55		
	2	5	25	227	25	A	0.83	0.86	3.3%
		6	25	229	21		0.88		
		7	25	231	19		0.86		
	3	8	25	232	25	E	0.80	0.79	1.8%
		9	25	235	19		0.77		
		10	25	237	16		0.79		
	4	11	25	240	25	A	0.81	0.79	2.5%
		12	25	244	23		0.78		
		13	25	247	22		0.77		
	5	14	25	251	25	E	0.73	0.74	7.9%
		15	25	256	20		0.70		
		16	25	261	17		0.81		
	6	17	25	267	25	A	0.80	0.81	4.2%
		18	25	273	24		0.79		
		19	25	280	23		0.85		
	7	20	25	288	25	E	0.90	0.94	3.6%
		21	25	297	21		0.97		
		22	25	305	17		0.94		
Sec. 5	1	1	25	330	17	A	1.14	1.18	3.0%
		2	25	325	21		1.22		
		3	25	322	25		1.19		
		4	25	320	18		1.16		
	2	5	25	331	23	1.57	1.57	1.5%	
		6	25	320	25	1.59			
		7	25	331	20	1.54			

Nicht aufgeführt in Sektion 4 sind die Strömungsgeschwindigkeiten durch die Bypasskanäle an den Stegen der Verteilerkanäle. Diese betragen maximal etwa 4 m/s.

Tabelle 8-7: Druckverluste im BSM Initialmodell

Teilmodell Nr.	Druckabfall im Abschnitt [bar]	Druckabfall gesamt [bar]
1	0,165	0,17
2	0,690	0,86
3	0,012	0,87
4	0,346	1,21
5	0,153	1,37

Gesamtdruckverlust im Initialmodell: 1,37 bar

Tabelle 8-8: Druckverluste im BSM, optimiertes Modell

Teilmodell Nr.	Druckabfall im Abschnitt [bar]	Druckabfall gesamt [bar]
1	0,162	0,16
2	1,770	1,93
3	0,024	1,96
4	0,411	2,37
5	0,266	2,63

Gesamtdruckverlust im optimierten Modell: 2,63 bar

8.6 Fertigung

Die Fertigung des BSM hat im ersten Quartal mit der Beschaffung der Halbzeuge begonnen und konnte verspätet im letzten Quartal 2014 abgeschlossen werden. Die Verzögerung resultierte aus der schwierigen Beschaffung der Halbzeuge, dem enormen Aufwand bei der mechanischen Bearbeitung (dem Bohren der Kühlkanäle unter durchgehend individuellen Winkeln gegenüber der Referenzachse) sowie einem Bearbeitungsfehler, der zum Ausschuss der bereits umfangreich bearbeiteten FWP führte sodass für dieses ein neuer Rohling beschafft und die mechanische Bearbeitung von Beginn an wiederholt werden musste.

9 Launcher Handling Test Facility (LHT)

Der ITER EC Launcher wird aus einer Vielzahl verschiedener, teilweise sehr komplexen Komponenten mit unterschiedlichen technischen Anforderungen bestehen. Viele dieser Komponenten stellen technisches Neuland dar und müssen bereits in der Entwurfs bzw. Prototypenphase unter Realbedingungen auf ihre Eignung getestet werden. Hierzu wurde am KIT ab dem Jahr 2006 ein Teststand aufgebaut. Diese Launcher Handling Test Facility (LHT), welche die Infrastruktur für umfangreiche Tests bereitstellt und unter anderem auch den thermohydraulischen Test von ITER-typischen Komponenten mit integrierter Kühlung erlaubt.

Somit können mit der LHT Resultate aus numerischen Simulation experimentell verifiziert bzw. die aus den Simulationen erhaltenen Ergebnisse können hinsichtlich ihrer Signifikanz bewertet werden. Auch die Entwicklung von Strategien für die spätere Beschaffung oder für Prüfabnahmen von Original ITER Komponenten lässt sich mithilfe der LHT unterstützen.

Die LHT bietet einen Experimentier- und Teststand, in dem Prozesswasser mit ITER Parametern für die thermohydraulische Untersuchung von ITER Komponenten im 1:1 Maßstab bereitgestellt werden kann. Der Temperaturbereich geht dabei von Raumtemperatur bis zu 240°C, der statische Druck kann zwischen Umgebungsdruck und maximal 4,4 MPa (44 bar) eingestellt werden.

Des Weiteren besteht die LHT aus einem variabel zu nutzendem Gerüst zur sicheren Befestigung verschiedener ITER Komponenten sowie einer vielseitig einsetzbaren Steuerungs- und Datenaufzeichnungseinheit. Zusätzlich wurde ein Robotikbereich eingerichtet, in dem verschiedene Prozeduren für den späteren Einsatz von fernhantierbaren Werkzeugen getestet werden können.

9.1 Anlagentechnische Erweiterung der LHT

Für Komponenten des Heiz- und Regelbetriebes in ITER, hierbei im Besonderen die in diesem BMBF-Projekt geförderten Komponenten des Elektron-Zyklotron-Heizsystems (ECH Launcher in der oberen Port-Ebene) werden am KIT Standort Campus Nord Versuchsaufbauten errichtet, die deren Zusammenbau, den Test und die Konditionierung ermöglichen. Beim Konditionieren der Teststrukturen geht es im Wesentlichen um die Verringerung von Adsorbaten an Wandungen der Prüfkörper und im Versuchsfeld des KIT auch um die Ermittlung von Ausgasraten in evakuierter Umgebung. Die Bereitstellung eines entsprechenden großen Vakuumrezipienten war erforderlich.

9.2 Fertigung des Vakuumgefäßes

Die Herstellung des Vakuumbehälters war an verschiedene Randbedingungen gekoppelt. Die zu testenden Komponenten, die eine typische Größe von bis zu 2000 x 850 x 1100 mm³ (L x B x H), müssen bei einer Masse von bis zu 2500 kg präzise im Vakuumgefäß positionierbar sein. Zusätzlicher Raum für die Montage bzw. das Anbringen z.B. von Sensoren führten zu einem Vakuumrezipienten der Gesamtgröße von etwa 2500 mm x Durchmesser 2000 mm (Rohr), wobei der Kammerkorpus eine Länge von 2000 mm aufweist. Die symmetrisch angebrachten rohrgroßen Seitendeckel (Durchmesser 2000 mm) sind vollständig zu öffnen und Helicoflex- bzw. Viton-gedichtet. Abb. 9-1 zeigt den designtechnischen CAD – Entwurf und die gefertigte Komponente von der Firma Pfeiffer Vakuum.

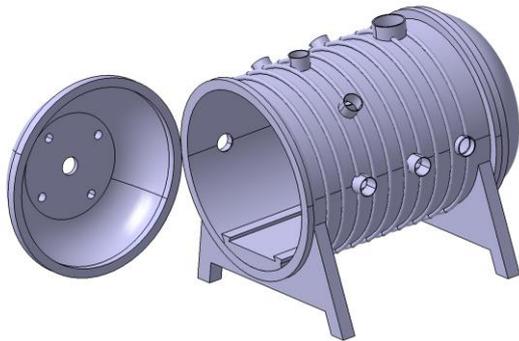


Abb. 9-1: 3D CAD Modell (links) und fertig gestellter Vakuumbehälter (rechts)

Der Rezipient ist aus austenitischem Stahl (316 L - 1.4404) gefertigt, die inneren Oberflächen sind elektropoliert und für ein Endvakuum von kleiner 10^{-8} mbar konzipiert. Durch Elektropolieren werden Verbesserungen der Oberflächengüte erreicht, die positive Effekte auf Reinhaltung des Behälterinneren durch erschwertes Festsetzen von Schmutzpartikeln im Stahl aufweisen. Die Ausheizbarkeit bis 240°C wird elektrisch durch aufbrachte Heizmatten realisiert.

Ein Schienensystem ermöglicht das Einbringen und Ausschleusen der Prüfkomponenten. Zum Betreiben der Testkomponenten wird ein Heizwasserkreislauf in den Rezipienten hineingeführt. Alle Anschlüsse wurden mit CF-Flanschen ausgestattet. In Abb. 9-2 sind die Kompletstruktur sowie die elektropolierten Innenelemente dargestellt.

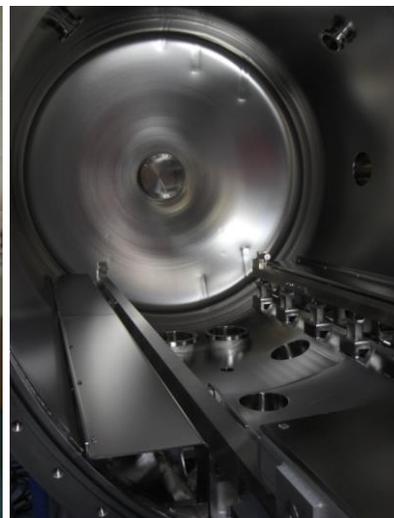


Abb. 9-2: Komplettaufbau des LHT Vakuumbehälters (links) mit Innenansicht (rechts)

9.3 Integration in die vorhandene Anlage LHT - Ausbau der Anlage LHT

Die designtechnische Entwicklung von Fusionskomponenten, aktuell von ITER- Baugruppen, wird experimentell durch thermo-hydraulische Versuche untermauert. Für die Abbildung der ITER Bedingungen z.B. Wassertemperatur für den Ausheizbetrieb bei 240°C oder Durchfluss von ca. 3,5 kg/s, auf die gefertigten ITER - Teststrukturen wurde der Vakuumrezipient in die vorhandene Launcher Handling Test Facility (LHT), siehe Abb. 9-3, integriert.

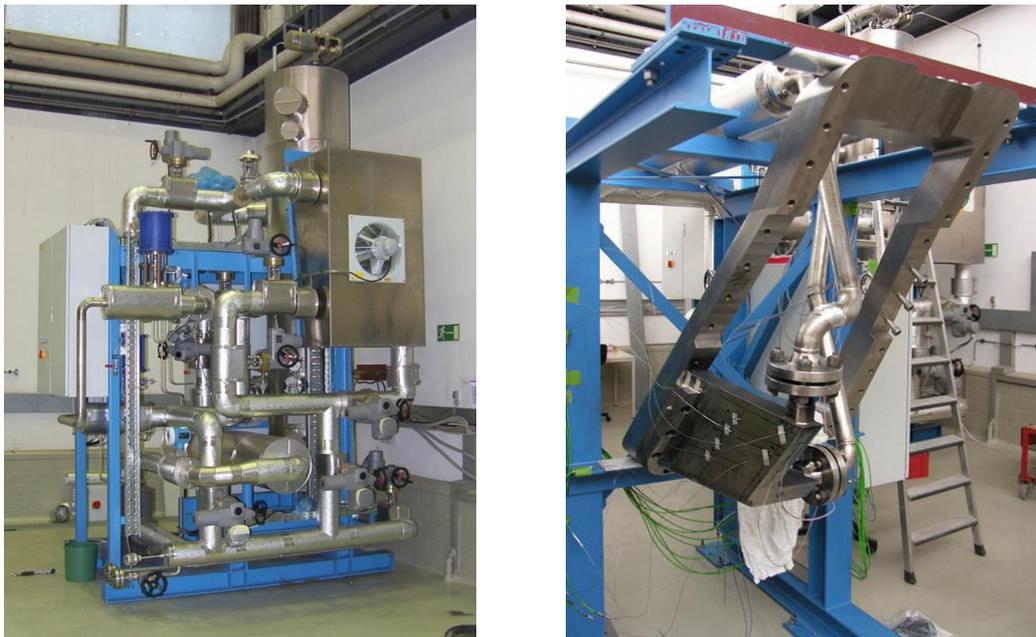


Abb. 9-3: LHT Heizkreislauf (links) und LHT Komponententräger mit ITER BSM Flansch (rechts)

Die Erweiterung der Anlage bestand zum Ersten in der Anbindung des neuen Vakuumbehälters an den bestehenden Heizkreislauf. Dazu ist eine neue Experimentierebene oberhalb der existierenden Aufbauten installiert worden (Abb. 9-4). Zum Zweiten wurde der Vakuumrezipient mit elektrischem Ausheizsystem und Vakuumpumpen montiert (Abb. 9-5).

Die Auswahl der Vakuumpumpen richtete sich nach dem abzupumpenden Volumen von ca. 8m³ und eine vertretbar kurze Abpumpzeit. Der erreichbare Enddruck (<math><10^{-8}</math> mbar) und die Restgasqualität (Öl frei) ergänzten die Anforderungen an das Pumpsystem.

Eine trocken arbeitende Schraubenpumpe Typ Hepta 200 der Firma Pfeiffer Vakuum fördert das Volumen effektiv im Grobvakuum. Positioniert ist die Vorvakuumpumpe Hepta 200 unterhalb des Rezipienten (Abb. 9-6).



Abb. 9-4: Neue Experimentierebene mit Systemraum zur Anlagensteuerung der LHT – Anlage



Abb. 9-5: Vakuumrezipient mit Heizmanschetten und Vakuumpumpensatz



Abb. 9-6: Trocken laufende Schraubenpumpe vom Typ Hepta 200

Einige ausgewählte technische Daten der Hepta 200 (50 Hz):

Anschlussflansch (Eingang):	DN 63 ISO-K
Anschlussflansch (Ausgang):	DN 50 PN16
Enddruck [mbar] :	$\leq 0,05$
Gewicht [kg]:	326
Kühlwasserdruck [mbar]:	3000-6000
Kühlwassertemperatur [°C]:	10-25
Kühlwasserbedarf [l/h]:	120-360
Motorleistung [kW]:	6
Nenndrehzahl [1/min]:	3000
Nennsaugvermögen [m ³ /h]:	220
Netzanschluss [V]:	190-208 / 380-415
Schalldruckpegel [dB(A)]:	71

Für die Vakuumbereiche Fein- Hoch und Ultrahochvakuum ist die Kombination aus hochtouriger Vorpumpe, der OnTool Booster, und zweier Turbomolekularpumpen vom Typ HiPace 2400 gewählt (Abb. 9-7 und Abb. 9-8).



Abb. 9-7: Seitenkanalhochvakuumpumpe OnTool Booster 150

Einige ausgewählte technische Daten der OnTool™ Booster 150:

Anschlussflansch (Eingang):	DN 50 ISO-KF
Anschlussflansch (Ausgang):	DN 25 ISO-KF
Basisdruck [mbar]:	$< 1 * 10^{-5}$
Maximaler Eingangsdruck [mbar]:	1013
Nennsaugvermögen [m³/h]:	130
Saugvermögen bei 1000 mbar [m³/h]:	18
Gasdurchsatz bei Ar [mbar*l/s]:	17
Drehzahl [1/min]:	60000
Hochlaufzeit [s]:	25
Schalldruckpegel mit angeschlossener Absaugleitung [dB (A)]:	< 64
Maximaler Pumpenleistungsbedarf [kW]:	2
Leerlaufleistung [kW]:	1,1
Kühlwassertemperatur [°C]:	15-30
Kühlwasserbedarf [l/h]:	170
Masse [kg]:	35



Abb. 9-8: Turbomolekularpumpe HiPace2400

Einige ausgewählte technische Daten der *HiPaceTM 2400 MC*

Anschlussnennweite Eingang:	DN 250 ISO-CF-F
Anschlussnennweite Ausgang:	DN 40 ISO-KF
Flut-/Sperrgasanschluss:	DN 10 ISO-KF
Nenn Drehzahl [1/min] / [Hz]:	29.400 / 490
Stand-by-Drehzahl [1/min] / [Hz]:	19.600 / 327
Hochlaufzeit ohne/mit integriertem Netzteil (Vorvakuumdruck: 0,1 mbar) [min]:	6/7
Bremszeit mit/ohne Fluten [min]:	1,5 / 10
Anschlussdruck Flut-/Sperrgasventil [bar]:	1–3 (absolut)
Max. Schalldruckpegel [dB (A)]:	45
Integrale Leckrate (He) [mbar l/s]:	$< 2 * 10^{-8}$
Enddruck mit OnTool DryPump TM [mbar]:	$< 1 * 10^{-9}$
Kühlwasserbedarf [l/h]:	100
Kühlwassertemperatur [°C]:	15–35
Gewicht ohne/mit integriertem Netzteil [kg]:	75 / 81
Leistungsaufnahme, max. mit Netzteil [VA]:	1.100

Alle eingesetzten Vakuumpumpen benötigen eine Kühlwasserversorgung die mit einem Umwälzkühler der Firma Hyfra, (Abb. 9-9) realisiert wurde. Temperiertes Wasser steht bis zu einer Leistung von 7 KW zur Verfügung. Die entzogene Energie wird der Raumluft zugeführt (Wasser-Luft-Wärmetauscher).



Abb. 9-9: Hyfra Umwälzkühler

Für die Verwendung des Heizkreislaufes der LHT – Anlage musste die Verrohrung zu den Testobjekten geändert und ein Abzweig zur Einbindung der Vakuumversuchsanlage hergestellt werden. In Abb. 9-10 sind die Hochdruckrohre im oberen Drittel zu erkennen.



Abb. 9-10: LHT mit Anbindung des Heizkreislaufs in die zweite Experimentierebene

Migration der Siemens Anlagensteuerung von Win CC Flexible 2005 nach Win CC V7

Die Erweiterung der Gesamtanlage LHT bestimmte die Umrüstung der teilweise eingeschränkten Steuerung- und Visualisierungsmöglichkeiten der eingesetzten Win CC flexible, so dass der Bedarf bestand, die vorhandene Programmierung in eine verbesserte und aktuellere Version Win CC V7 zu migrieren (Abb. 9-11). Die ergänzende Integrierung der neuen Komponenten der Ausbaustufe Vakuumbehälter wird in Abb. 9-12 mit dem Anlagenschema wieder gegeben.

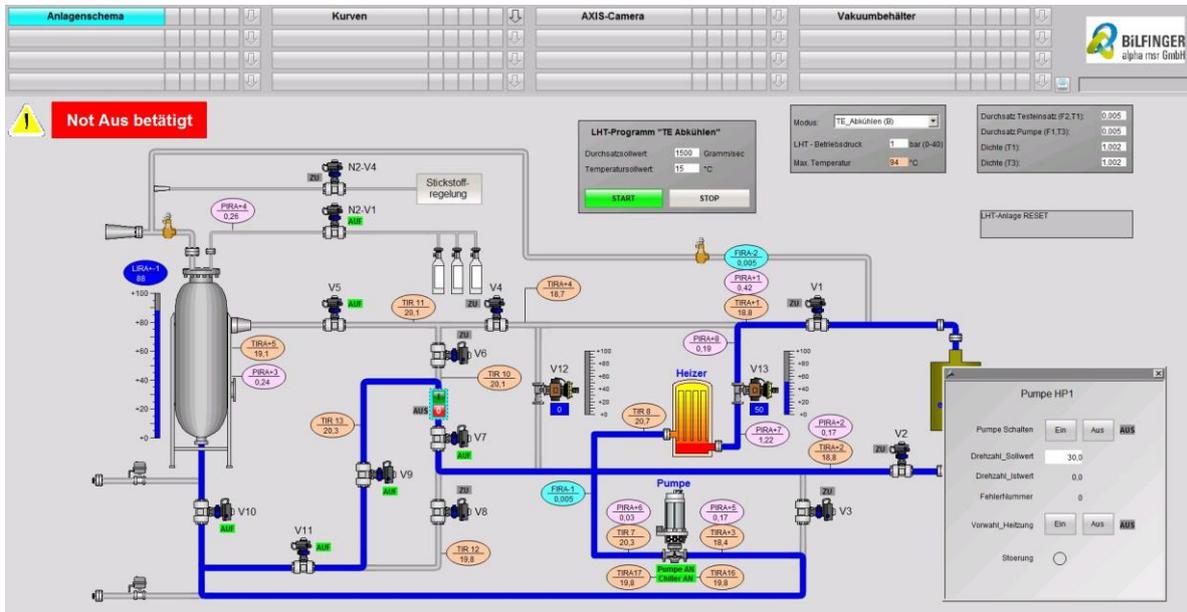


Abb. 9-11: Anlagenschema der migrierten Steuerung nach WIN CC7

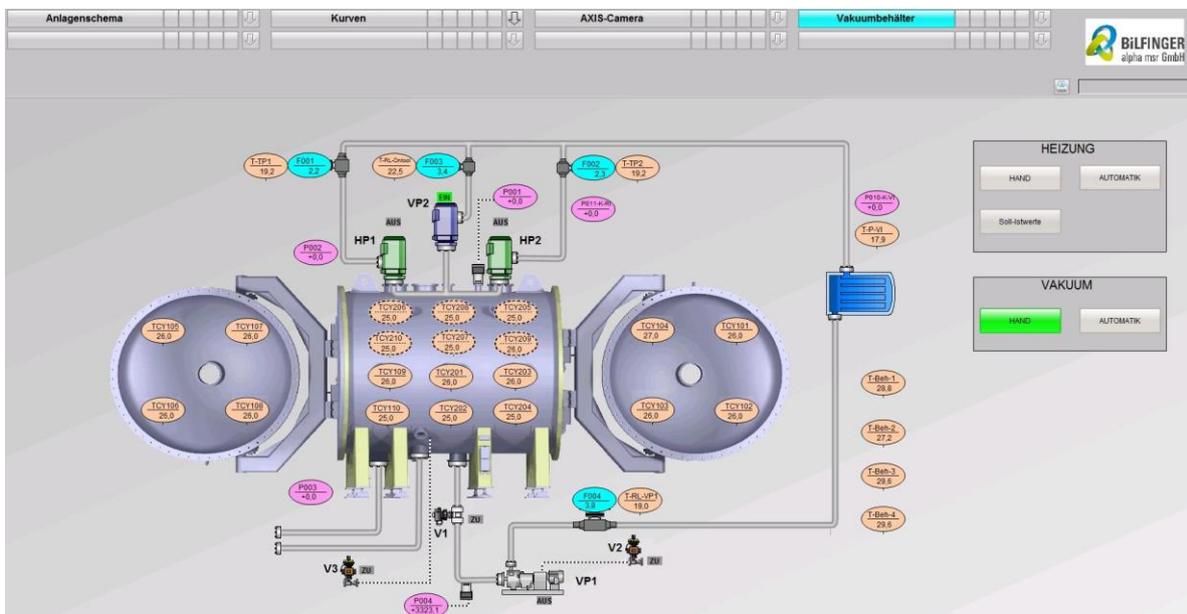


Abb. 9-12: Anlagensteuerung zur Vakuumversuchsanlage

10 Erweiterte Charakterisierungsmöglichkeiten mit CT

Die konzeptionelle Entwicklung und technische Umsetzung der ECH Launcher Komponente Millimeterwellendiamantfenster durch qualifizierte Unternehmen erfordert eine adäquate Qualitätssicherung der präzise gefertigten Einheiten. Die technische Herausforderung der Herstellung des Kupfer-Diamant- sowie des Kupfer-Stahl-Verbundes werden hierbei durch die Verbindungstechnologien Vakuumlöten und Elektronenstrahlschweißen gelöst. Die röntgenbasierte 3D-Computer-Tomographie ist nahezu das einzige Verfahren der zerstörungsfeien Prüfung der Löt- und Schweißverbindungen und stellt damit eine bedeutende Methode der qualitativen Beurteilung dar. Durch diese Kontrolle wird bei der Prototypen- und Serienfertigung eine Steigerung der Betriebssicherheit erreicht.

Röntgenstrahl - Computertomograph Phoenix v|tome|x s

Das installierte hochauflösende Röntgensystem phoenix v|tome|x s (Abb. 10-1) ist ein zerstörungsfreies Untersuchungswerkzeug mittels 2D-Röntgendurchstrahlungsprüfung und 3D-Computertomographie. Die leistungsstarke 240 KV- / 320 W Mikrofokus-Röhre ermöglicht die Prüfung von Teilstrukturen aber auch von kompletten Komponenten aus z.T. stärker absorbierender Materialien wie Kupfer oder Stahl. Eine kurze Übersicht der Spezifikationsdetails ist in Tabelle 10-1 aufgeführt.



Abb. 10-1: Röntgen Computertomographiegerät v|tome|x s von der Firma GE

Tabelle 10-1: Spezifikation zum Röntgensystem phoenix v|tome|x s

Maximale Hochspannung	240 KV
Maximale Leistung	320 W (3mA Kathodenstrom)
Detailerkennbarkeit (min)	ca.1µm
Maximale Voxelauflösung	< 2 µm
Vergrößerung 2D / 3D	1,46x - 180x / 1,46x - 100x
Manipulation	5 -Achsen - Verfahrtsch

Objektgröße / Beladung (max.)	Höhe 420 mm x Ø 135 mm / 10 kg
-------------------------------	--------------------------------

Anwendungsbeispiele am KIT

Am KIT im Institut für Angewandte Materialien wird die röntgenbasierte Computer-tomographie zur Untersuchung der präzise gefertigten Millimeterwellendiamantfenster insbesondere der Kupfer-Diamant-Verbindung genutzt. Defekte, wie Lunker, Risse, Fehlstellen werden aufgezeigt und eine frühzeitige qualitative Beurteilung der Verbindungsstelle ist gegeben. Am Beispiel eines Prototypfenster für die Fusion in Abb. 10-2 wurde der Lötbereich in der komplett gefertigten Komponente röntgenographisch erfasst. Ebenfalls möglich ist die Beurteilung der Lage von eingelöteten bzw. geschweißten Elementen wie in Abb. 10-3 für eine einseitig aufgebraachte Kupfer - Kühlstruktur auf Diamant.

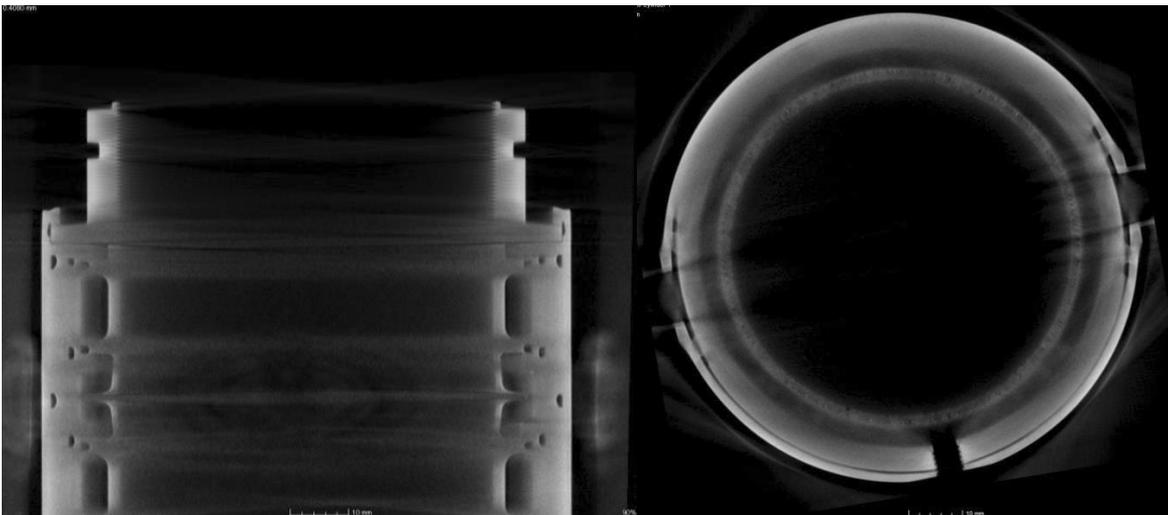


Abb. 10-2: Transmissionsfenster für ITER zur Einkopplung von Mikrowellen in Kernfusionsplasmen
links: Komplettaufnahme; rechts: Schnitt durch die Lötenebene

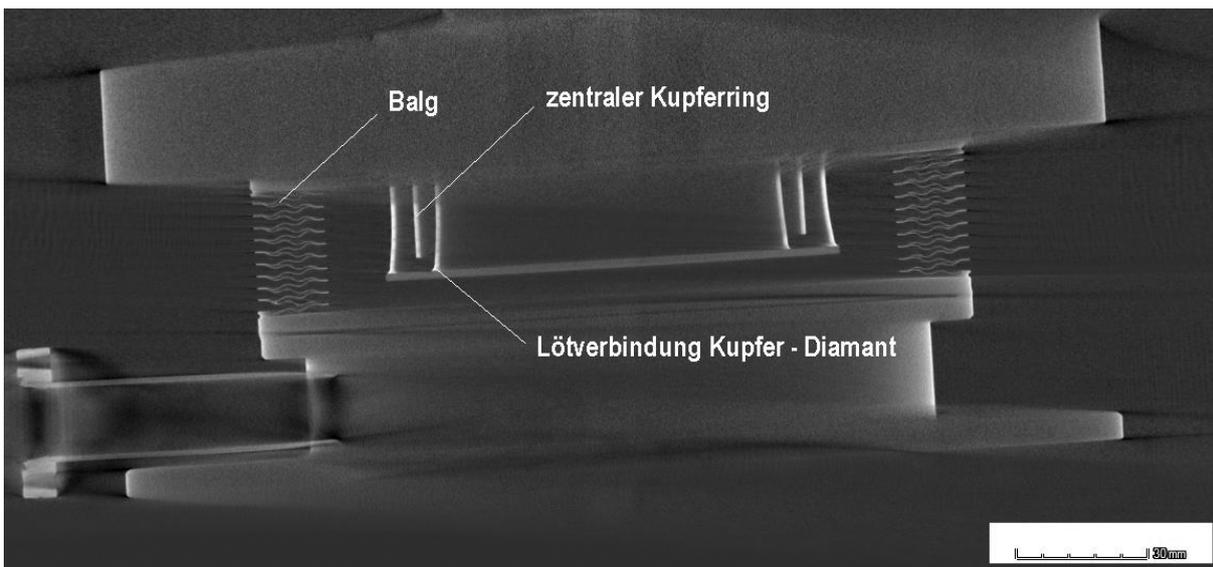


Abb. 10-3: Frequenzabstimmbares Einkoppelfenster für Mikrowellen für den ASDEX Torus

11 Lötuntersuchungen an Diamantfenstern

Die in Fusionsplasmen zu deponierende Mikrowellenenergie wird durch verlustarme Vakuumfenster aus den Mikrowellenerzeugungssystemen, den so genannten Gyrotrons, in Übertragungseinrichtungen (z.B. Wellenleiter) und in den Torus, dem Fusionsreaktor, transmittiert. Als verlustarmes Fenstermaterial hat sich polykristalliner Diamant etabliert, die mit den aufgelöteten Kupferkühl- und angeschweißten Rahmenstrukturen die Komponente Diamantfenster bilden.



Abb. 11-1: Millimeterwellendiamantfenster für Fusionsreaktoren

Die Fertigung dieser Fensterkomponenten (siehe Abb. 11-1) ist an enge Toleranzen geknüpft und insbesondere die Verbindung Diamantscheibe mit Kupfermanschette eine Herausforderung. Hierbei ist neben der Vakuumdichtheit auch eine mechanische Langzeitstabilität der Komponente zu realisieren. In Lötuntersuchungen sollte ein Parametersatz gefunden werden der diesen Forderungen gerecht wird und Prozesssicherheit gewährleistet.

11.1 Experimenteller Teil

Es standen acht optisch polierte Diamantscheiben ($R_a < 20 \text{ nm}$) mit $\varnothing 30 \text{ mm}$ und Kupfermanschetten (sauerstofffreies Kupfer OF-Cu) \varnothing mittl. $24,8 \text{ mm}$ mit verschiedenen Geometrien im Lotbereich, Abb. 11-2, und ein Aktivlot für die Lötungen zur Verfügung. Variiert wurde neben

der Lotfoliendicke auch die Oberfläche der Diamantscheiben durch Laserstrukturierung und Beschichtung mit Titan. Die folgende Tabelle 11-1 gibt eine Übersicht über alle Lötversuche.

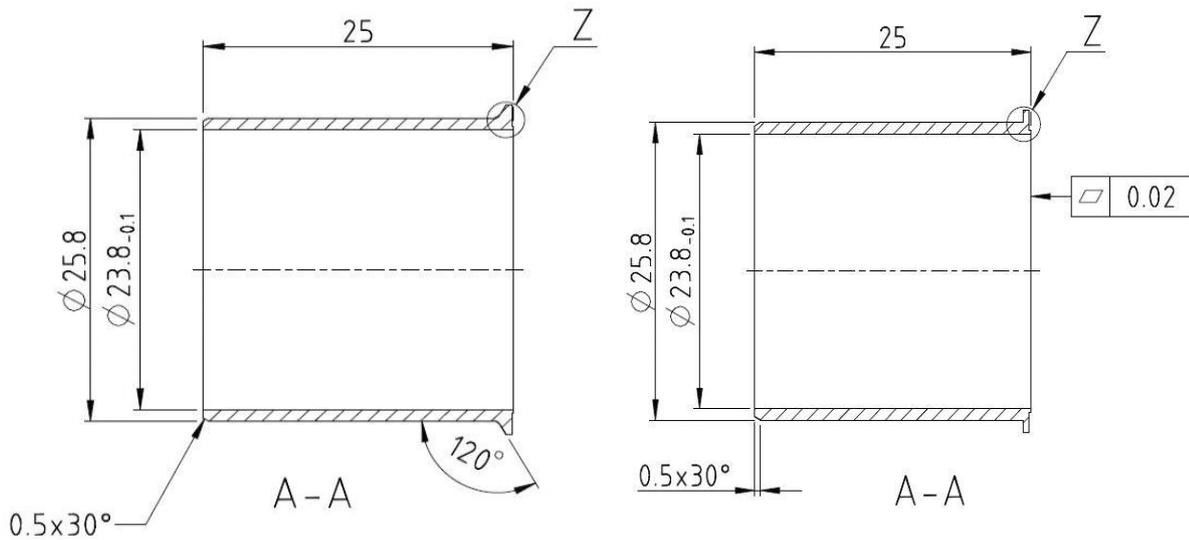


Abb. 11-2: Geometrien der Kupfermanschetten für die Lötversuche - Z variabler Bereich

Tabelle 11-1: Übersicht Lötversuche

Versuchslötung	Diamantscheiben- bezeichnung	Oberfläche Diamant	Dicke Lotfolie Seite 1 / Seite 2
1	LOT 01	Poliert	0.2 mm
2	LOT 02	Poliert	0.2 mm / 0.2 mm
3	LOT 03	Poliert	0.1 mm / 0.2 mm
4	LOT 04	laser-strukturiert	0.2 mm
5	LOT 05	Poliert	0.2mm / 0.2mm
6	LOT 08	Poliert mit Ti-Schicht	0.2 mm / 0.2 mm
7	LOT 07	laser-strukturiert	0.2 mm / 0.2 mm
8	LOT 06	Poliert	0.1 mm / 0.1 mm

Zur Begutachtung der Lötproben wurden Helium-Lecktestprüfungen, Röntgen-Computertomographie und optisch - visuelle Untersuchungen durchgeführt. Nachfolgend sind die Ergebnisse der einzelnen Versuche dokumentiert.

Versuche 1 - 4:

Um die Lötsehuhgeometrie an die Lotfolienstärke anzupassen wurden die ersten drei Lötungen durchgeführt. Lötversuch 4 erfolgte mit gerillter Diamantoberfläche. In

Tabelle 11-2 sind die Versuche 1 – 4 zusammengestellt.

Tabelle 11-2: Zusammenstellung der Versuche 1 bis 4

	1	2	3	4
Lötung	einseitig	zweiseitig	zweiseitig	einseitig
Lotfolie	0.1mm	0.1mm 0.1mm	0.2mm 0.1mm	0.2mm
Lötung				

Versuch 1:

- ein Verlaufen des Lotes nach innen wurde verhindert
- das Lot ist schwarz oxidiert (Abb. 11-3 a)
- mäanderförmiges „Anfressen“ des Kupfer (Abb. 11-3 b)



Abb. 11-3: a) kein Lotverlauf nach innen

b) mäanderförmiger Verlauf des Lotes

Die Verfärbung des Lotes wurde näher mittels energiedispersiver Röntgenstrahlanalyse (EDX) untersucht. Abb. 11-4 bis Abb. 11-7 verdeutlichen die Verunreinigung des Prozessvakuum mit Sauerstoff sowie Schmutzpartikel (Abb. 11-6). Das EDX-Spektrum von Spot 1 (Abb. 11-5) zeigt den Kupferanteil der Manschette aber auch einen hohen Sauerstoffanteil. Dieser ist auch im Randbereich auf dem mit Titan benetzten Diamanten zu beobachten (Abb. 11-7).

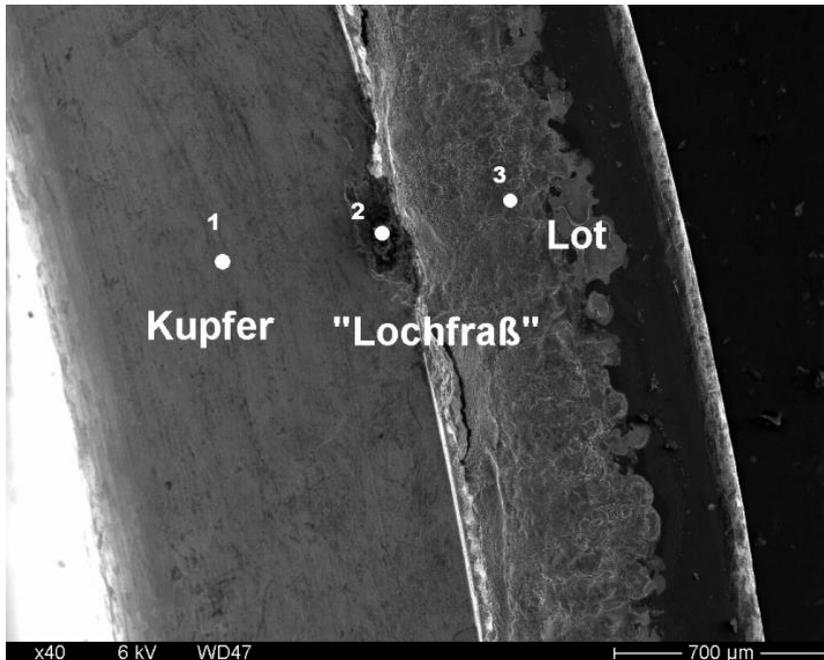
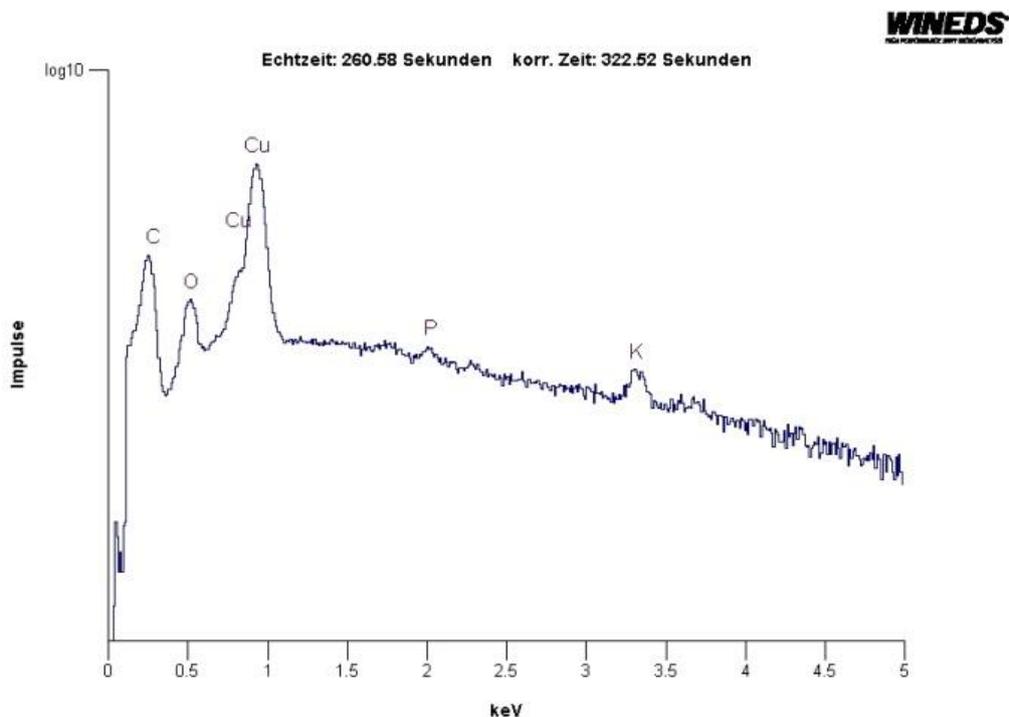
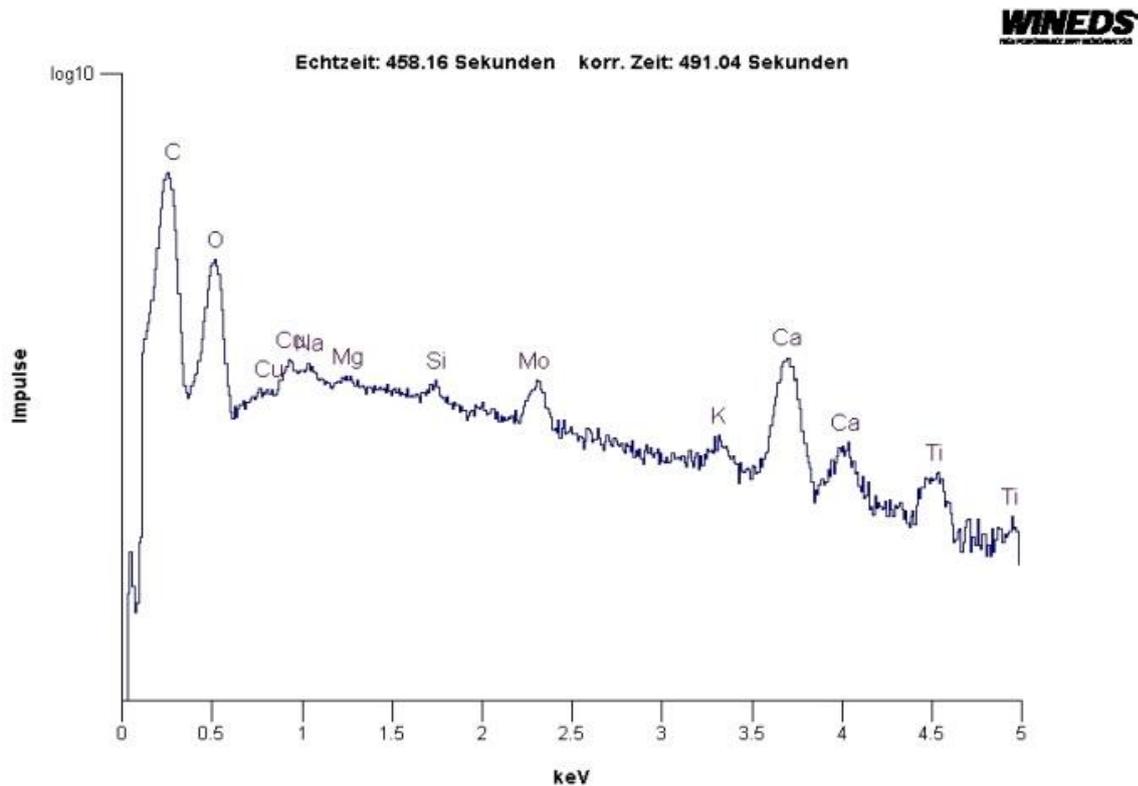


Abb. 11-4: Sekundärelektronenbild mit 3 Analysebereichen



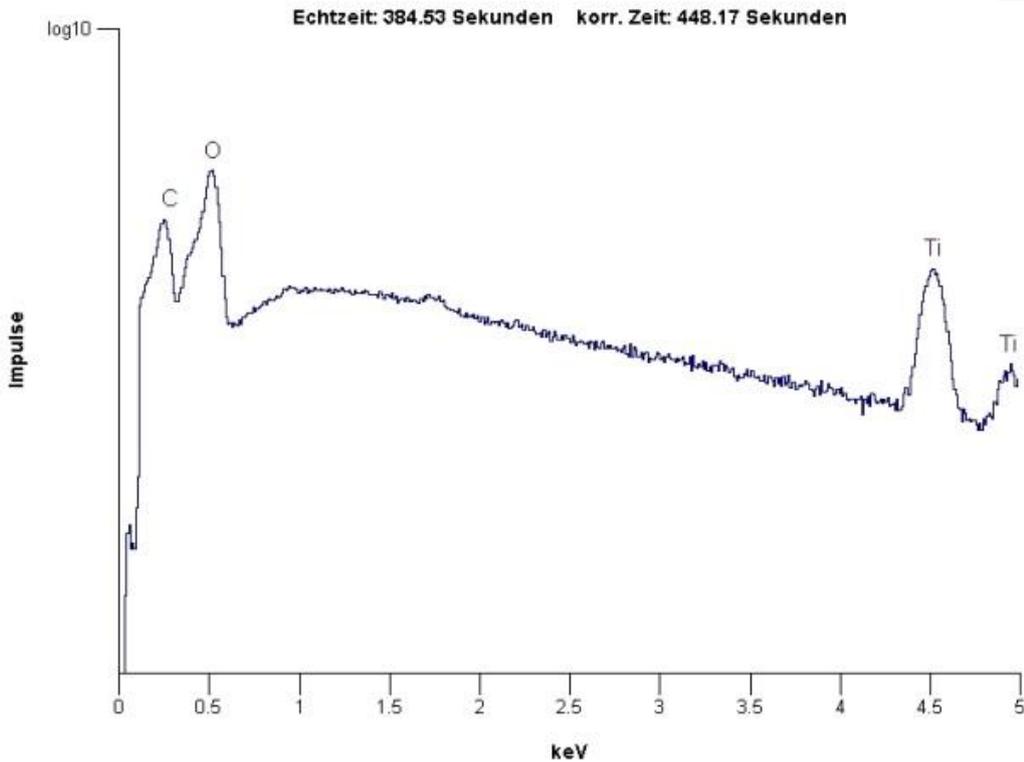
ER_LOT-01spot1 Zeit: 12:05:00 Datum: Mi, Jul 03 2013 Beschl.-Spannung: 6 kV Abnahmewinkel: 40 Grad

Abb. 11-5: EDX Spektrum Spot 1 Kupfermanschette



ER_LOT-01spot2 Zeit: 12:13:56 Datum: Mi, Jul 03 2013 Beschl.-Spannung: 6 kV Abnahmewinkel: 40 Grad

Abb. 11-6: EDX Spektrum Spot 2 "Lochfraß" Schmutzpartikel



ER_LOT-01spot3 Zeit: 12:24:15 Datum: Mi, Jul 03 2013 Beschl.-Spannung: 6 kV Abnahmewinkel: 40 Grad

Abb. 11-7: EDX Spektrum Spot 3 Benetzung der Diamantscheibe mit Lot

Als ein herausragendes Qualifizierungs- und Qualitätssicherungswerkzeug hat sich die Untersuchung der Lötproben mittels Röntgen CT herauskristallisiert. Die zerstörungsfreie Prüfung des Lotbereiches war damit wesentlicher Bestandteil für die Bewertung der einzelnen Lötexperimente.

Die im 1. Versuch (einseitige Anbringung der Kupfermanschette) gewonnenen Erkenntnisse - ein Aufreißen des Randbereiches (Abb. 11-8) - zeigte sich auch bei den folgenden Versuchen jedoch mit unterschiedlicher Ausprägung.

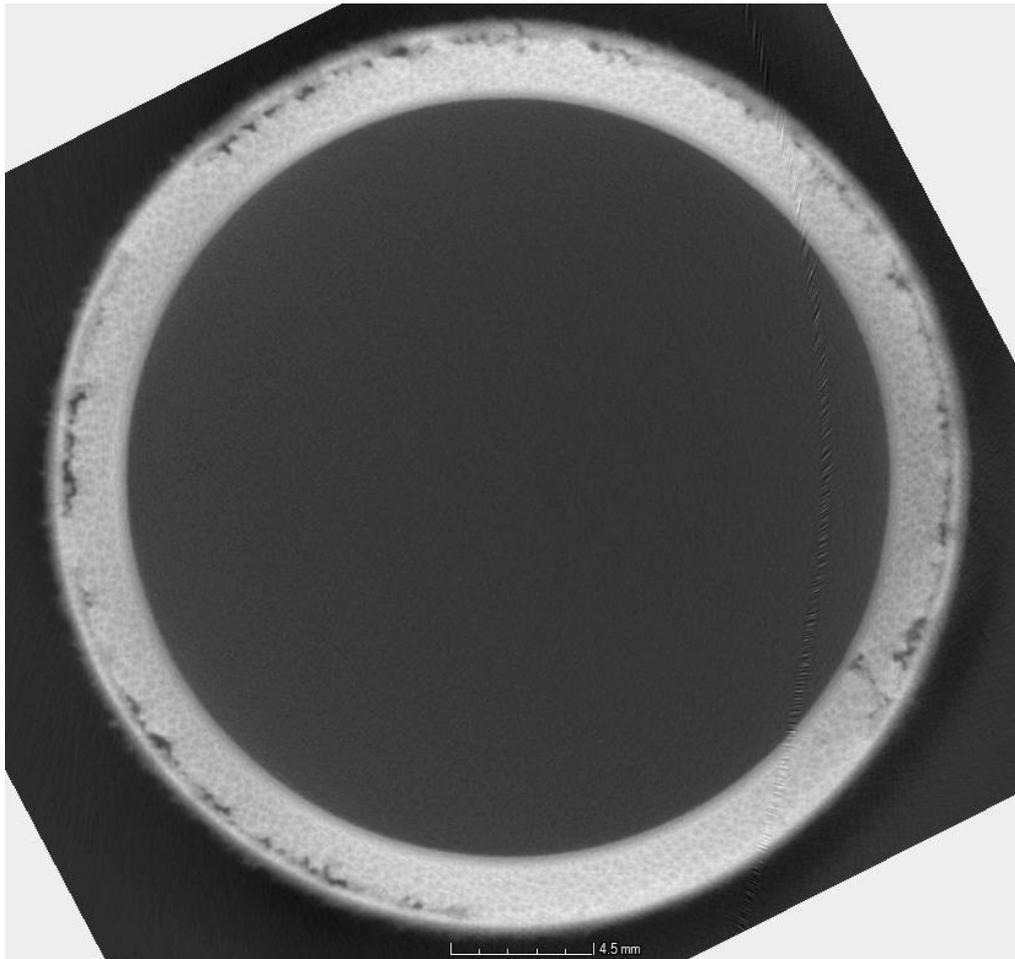


Abb. 11-8: Röntgen - CT Aufnahme des Lotbereiches der Lötprobe 1

Versuch 2:

- ein Verlaufen des Lotes nach innen wurde verhindert
- kein Einfluss von der Lötgeometrie (oben oder unten im Ofen)
- das Lot ist schwarz oxidiert (Abb. 11-9)
- mäanderförmiges „Anfressen“ des Kupfer (Abb. 11-9)
- Lötbereich mit Lunkern (außen, Abb. 11-10)

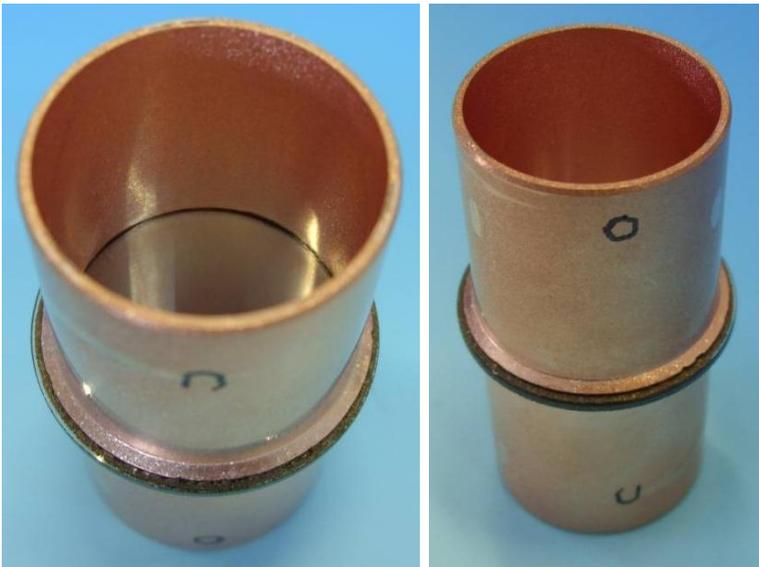


Abb. 11-9: kein Lotverlauf nach innen, mäanderförmiger Verlauf des Lotes

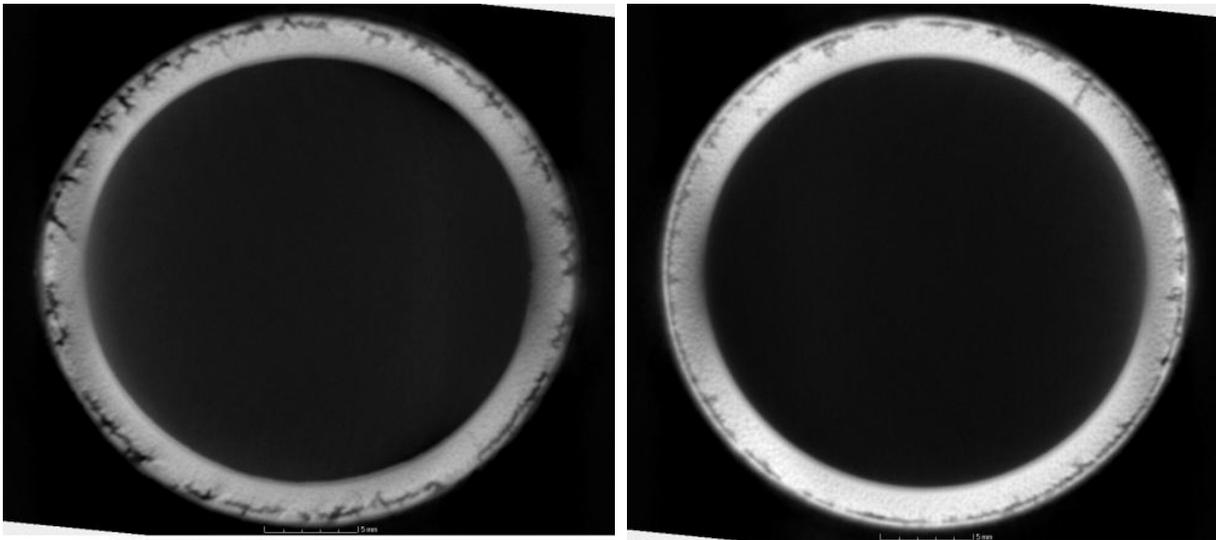


Abb. 11-10: Röntgen - Aufnahme des Lotbereiches der Lötprobe 2; (beidseitig)

Versuch 3:

- ein Verlaufen des Lotes nach innen wurde verhindert (Abb. 11-11 a)
- durch Verbesserung der Ofenatmosphäre beim Lötprozesses wurde die Oxidation des Lotes verringert bzw. verhindert
- Lötbereich mit groben Löchern beidseitig (Abb. 11-12)



Abb. 11-11: kein Lotverlauf (a) innen und (b) außen

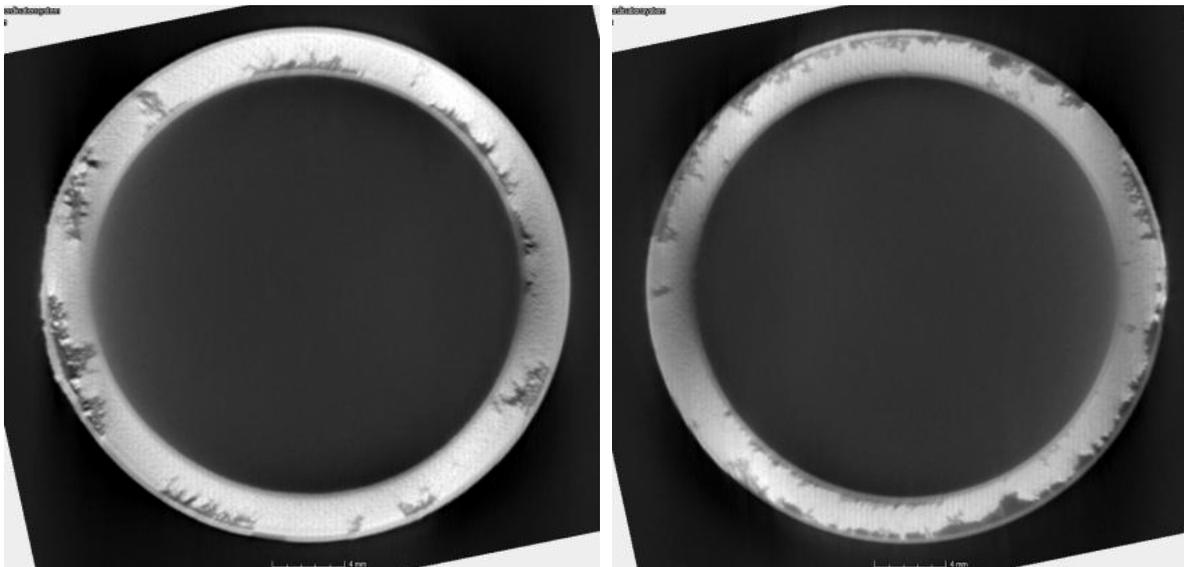


Abb. 11-12: Röntgen - Aufnahme des Lotbereiches der Lötprobe 3 (beidseitig)

Versuch 4:

Verbesserung der Haftvermittlung und Benetzungsfähigkeit durch Aufrauung des Diamanten durch Laserbestrahlung (Abb. 11-13 a)

- deutliche Schwarzfärbung, doch kein/wenig „anfressen“ des Kupfers (Abb. 11-13 b)
- die nicht-konzentrische Aufrauung könnte zum Verlaufen des Lotes nach innen und außen geführt haben (Abb. 11-14 a)
- kleinere nach innen laufende Risse im Lötbereich (Abb. 11-14 b)



Abb. 11-13: (a) laserstrukturierte Diamantscheibe; (b) gelötete Scheibe

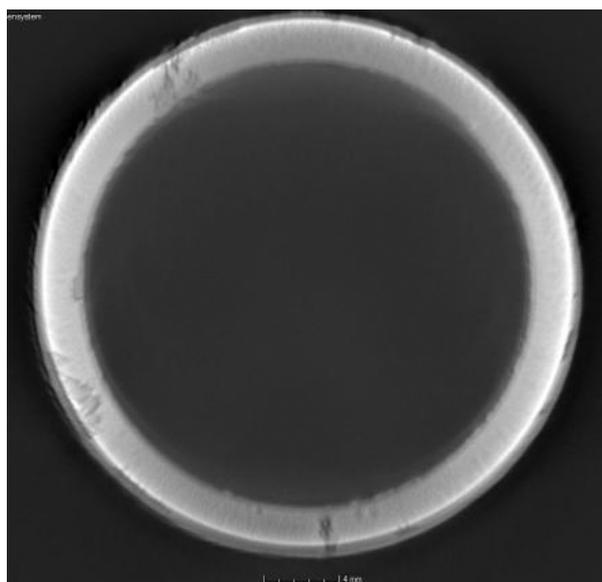
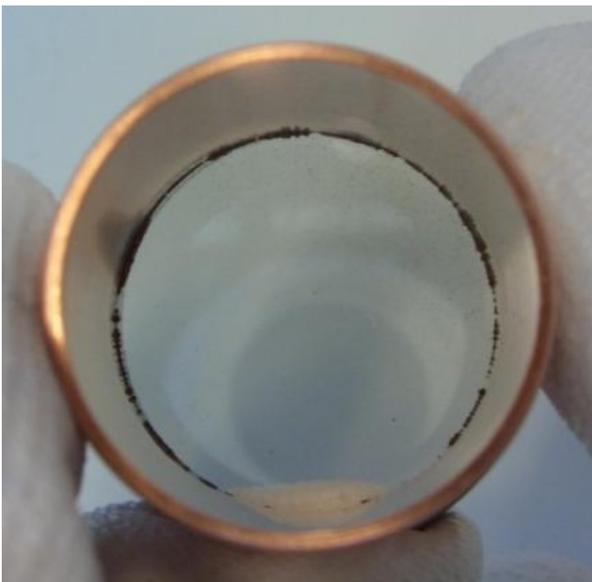


Abb. 11-14: (a) Verlauf des Lotes nach innen; (b) Röntgen - Aufnahme des Lotbereiches

Ergebnisse der Versuche 1-4

In der ersten Testreihe (Versuche 1-4) wurde die Lötsehuhgeometrie zusammen mit der Lotstärke und der Diamantoberfläche studiert und qualifiziert.

Die Heliumleckrate der Verbindungen aus den Versuchen 1 bis 4 wurde mit $L < 10^{-9}$ mbar l/s ermittelt, d.h. alle 6 Lötungen sind UHV dicht.

Die Oxidation des Lotes in den ersten beiden Versuchen ist auf unsaubere Vakuumbedingungen zurückzuschließen und konnte durch eine Verbesserung der Lötatmosphäre reduziert bzw. ausgeschlossen werden.

Alle röntgenographischen Aufnahmen weisen kleine bis größere Löcher in der Löt Ebene auf.

Versuche 5 - 8:

Um die Beeinflussung der Oberflächenstruktur des Diamanten sowie Benetzungs- und Aktivierungseigenschaften zu studieren wurden die Diamantscheiben für den Versuch 6 mit Titan vorbeschichtet und für den versuch 8 spiralförmig laserstrukturiert.

Einen Überblick der Versuche 5 - 8 gibt die Zusammenstellung in Tabelle 11-3.

Tabelle 11-3: Zusammenstellung Versuche 5-8

	5	6	7	8
Lötung	zweiseitig	zweiseitig	zweiseitig	zweiseitig
Lotfolie	0.2mm 0.2mm	0.2mm 0.2mm	0.2mm 0.2mm	0.1mm 0.1mm
Lötung				

Versuch 5:

Wiederholung des Versuchs 2 mit optimierten Parametern:

- ein Verlaufen des Lotes nach innen wurde verhindert
- keine Oxidation des Lotes durch Verbesserung Lötprozesses
- kein „Anfressen“ an der Kupfermanschette
- Aufreißen der Lotes im inneren und äußeren Bereichen beidseitig, verstärkt jedoch am Kupferferring Seite 1 (hier die beim Löten obere Seite) – siehe Abb. 11-15.

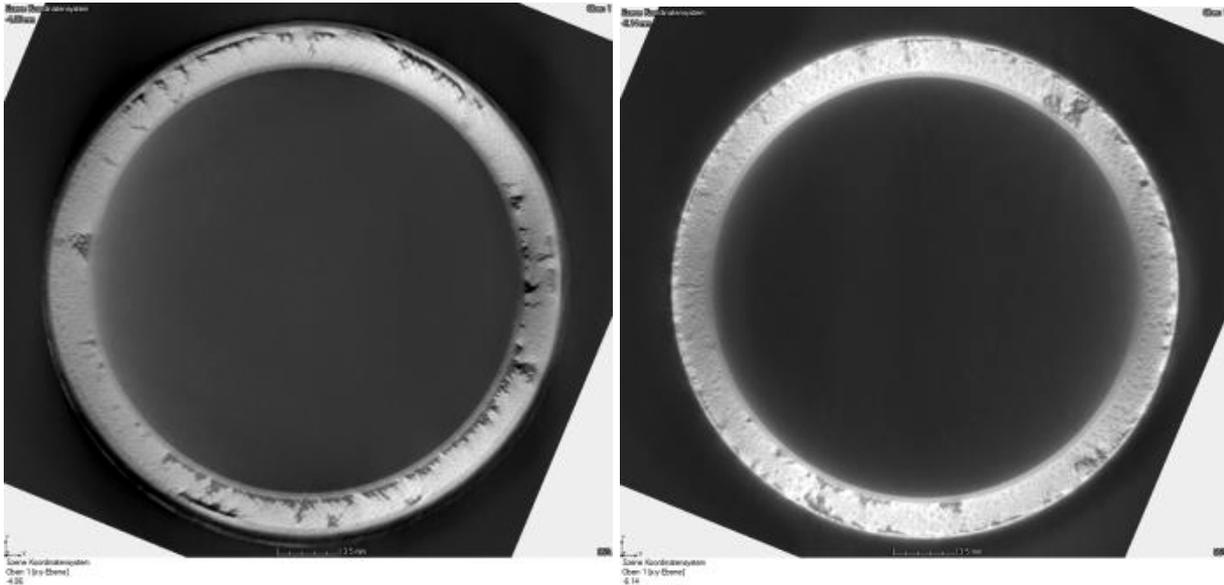


Abb. 11-15: Röntgen - Aufnahme des Lotbereiches der Lötprobe 5 (beidseitig) a) Seite 1, b) Seite 2

Versuch 6:

Damit ein Mangel an haftvermittelnden Titan an der Oberfläche des Diamanten ausgeschlossen werden konnte wurde in diesem Versuch eine Seite der Keramikscheibe beschichtet (Ti: 500µm). Da die zentrale Abdeckung nicht optimal plaziert wurde, beim Aufdampfen löste, ergab sich eine Titanbenetzung in den inneren Bereich der Scheibe (siehe Abb. 11-16), dem ein Verlaufen des Lotmaterials beim Löten folgte.

- keine Oxidation des
- kein „Anfressen“ an der Kupfermanschette
- Aufreißen der Lotes im inneren und äußeren Bereichen beidseitig, verstärkt jedoch am Kupferferring titanbeschichtete Seite - siehe Abb. 18



Abb. 11-16: Titan beschichteter Diamant

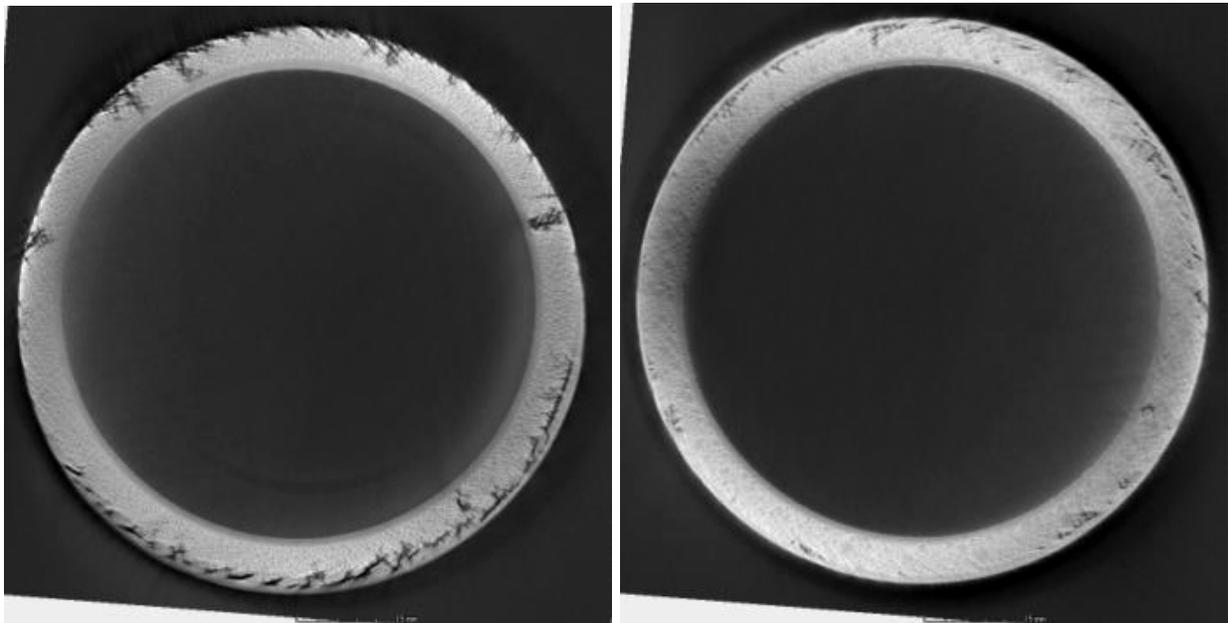


Abb. 11-17: Röntgen - Aufnahme des Lotbereiches der Lötprobe 6 (beidseitig) a) Seite 1 b) Seite 2

Versuch 7:

In Analogie zu Versuch 4 wurde die Oberfläche der Diamantscheibe hier beidseitig laserstrukturiert (Abb. 11-18). Die spiralförmig eingearbeiteten Rillen sollten das Verlaufen des Lotes in den Innenbereich verhindern.

- ein Verlaufen des Lotes nach innen wurde verhindert (Abb. 11-19)
- keine Oxidation des Lotes durch Verbesserung Lötprozesses
- kein „Anfressen“ an der Kupfermanschette
- große Risse und Löcher in der Löt Ebene (Abb. 11-20)



Abb. 11-18: Laserstrukturierter Diamant, a) Seite 1, b) Seite 2



Abb. 11-19: Metallisch glänzendes Kupfer nach dem Lötten

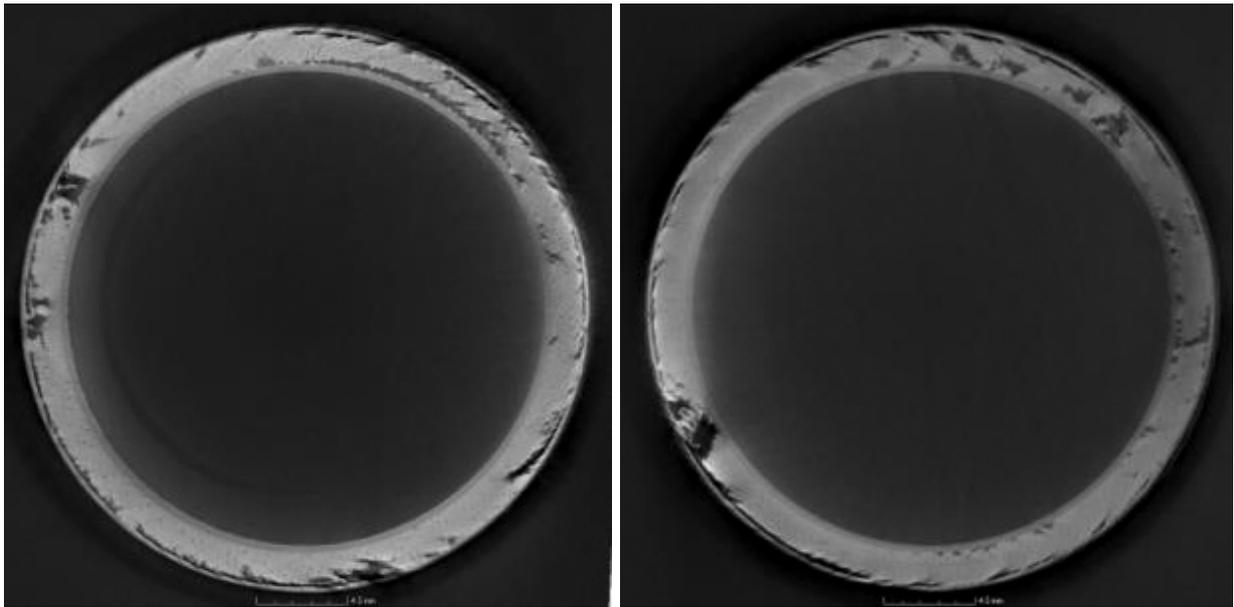


Abb. 11-20: Röntgen - Aufnahme des Lotbereiches der Lötprobe 7 (beidseitig)

Versuch 8:

Im letzten Lötversuch wurde die Folienlotstärke verringert zu 0.1mm. Das Ergebnis ist ähnlich der des Versuches Nr.5 mit keiner deutlichen Verbesserung der Rissbildung im Lotbereich (Abb. 11-21).

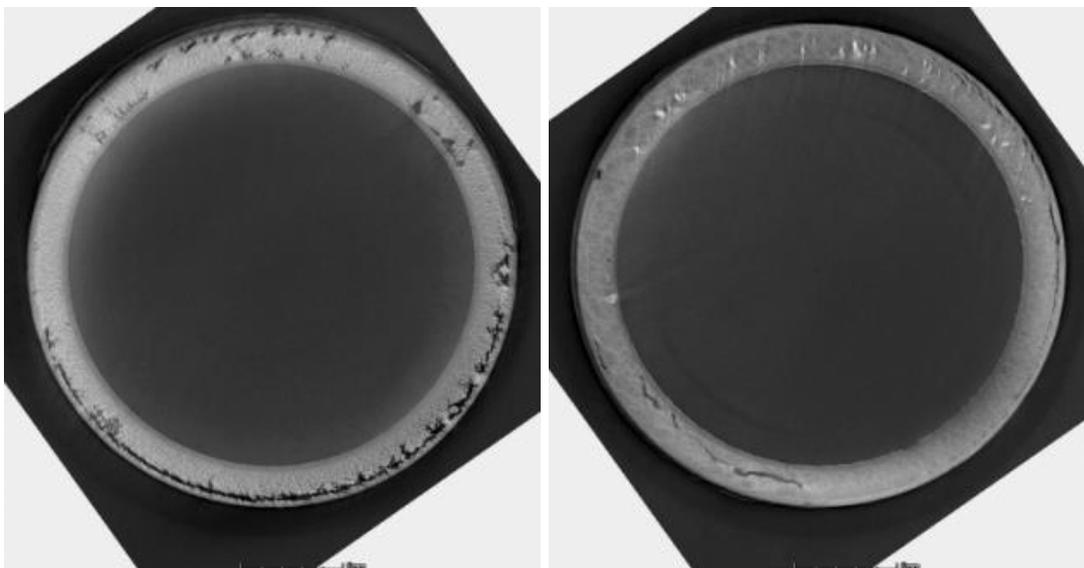


Abb. 11-21: Röntgen - Aufnahme des Lotbereiches der Lötprobe 8 (beidseitig)

Ergebnisse der Versuche 5-8

Bis auf die Verbindung aus Lötversuch 6 sind alle Lötungen UHV dicht (Heliumleckrate $L < 10^{-9}$ mbar l/s).

Die Verfärbung des Lotes durch Oxidation konnte verringert bzw. durch Optimierung der Vakuumbedingungen verhindert werden.

Die Lötungen sind reproduzierbar.

Das Folienlot ist geeignet für die Lötung Diamant - Kupfer und einem Pastenlot vorzuziehen.

Die Risse am Außenbereich in der Lotebene konnten nicht reduziert werden.

11.2 Simulation

Die röntgentomographischen Untersuchungen konnten aufzeigen, dass die Lotstellen stets am äußeren Rand aufreißen. Um die Spannungsverteilung im Lotbereich besser verstehen zu können wurde eine FEM-Simulation mit ANSYS durchgeführt. Als Startgeometrie diente die nach Abb. 11-22 a) verwendete Lötstruktur.

Aus der Spannungsverteilung (siehe Abb. 11-23 a – hier die von Mises Spannungen) im Kupfer, ergeben sich nach dem Löten Maximalbeiträge in den äußeren Bereichen, analog zu den Fehlstellen aus den Röntgenaufnahmen.

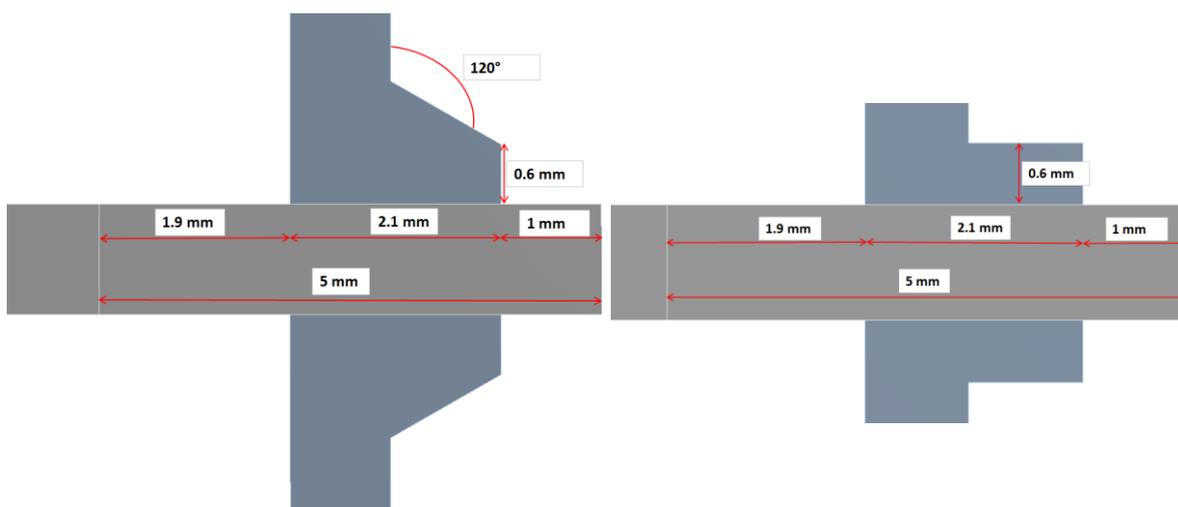


Abb. 11-22: FEM Simulation: a) Geometrie 1 (120° Schuh) b) Geometrie 2 (flacher, gerader Schuh)

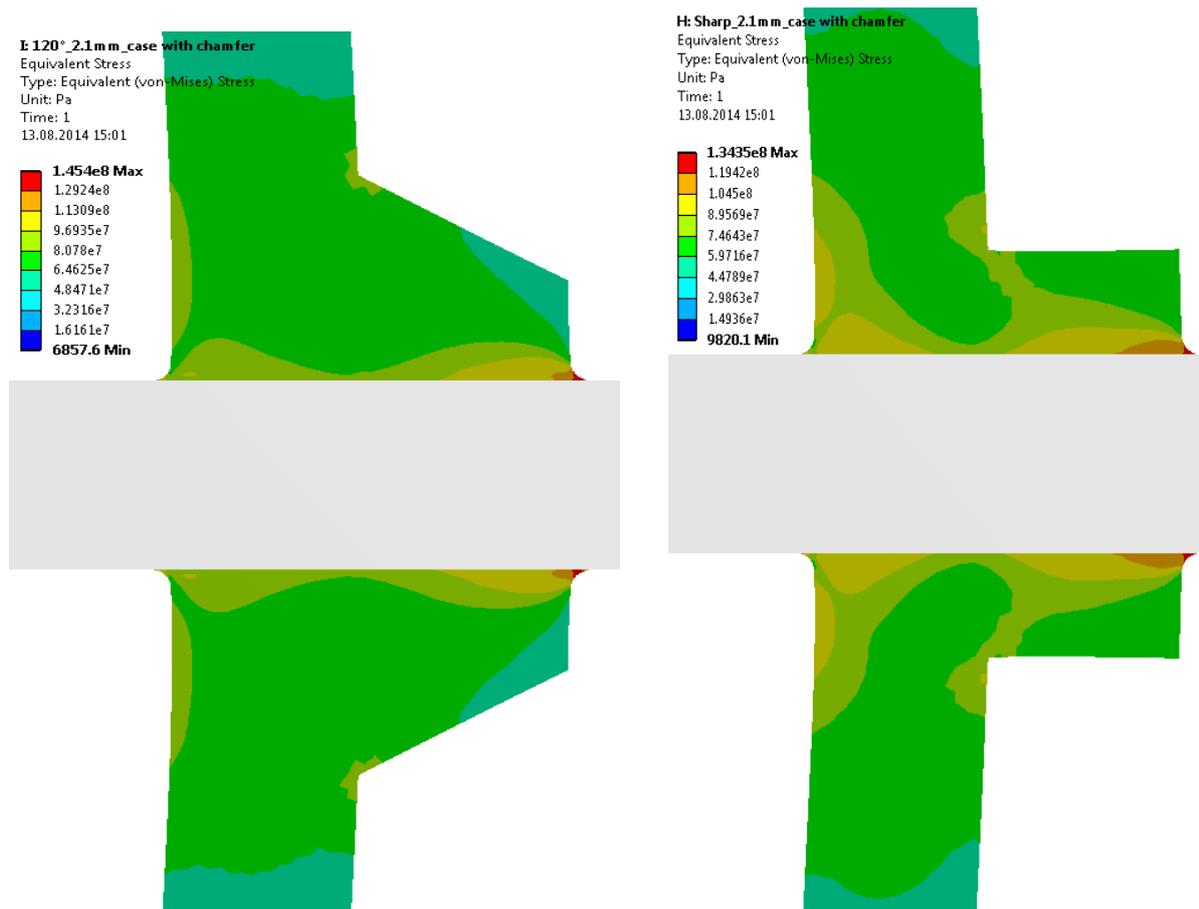


Abb. 11-23: Spannungsverteilung im Lötbereich a) 120° Lötschuh b) gerader Lötschuh

Um alle Versuche vergleichen zu können wurde auch die Geometrie mit einen geraden Lötschuh in die Simulation aufgenommen und die Ergebnisse in Abb. 11-24 aufgetragen. Der Verlauf der Spannung im Diamant, also die Hauptspannungen entlang der Verbindung zeigt Spannungserhöhungen an der Innen - und Außenseite der Lötverbindung nahezu unabhängig von der Art der Lötshuhausbildung (120° oder gerade). Im Bereich der scharfen Übergänge (hier Luft / Kupfer Diamant) sind die sich ergebenden Singularitäten aus den schlussfolgernden Betrachtungen zu streichen und entsprechend Abb. 11-25 Bereiche zu definieren, die für die Bewertung aussagekräftiger sind. Demnach sind die hohen Spannungen im Außenbereich der Lötungen für die Loch- und Lunkerbildung als potentieller Auslöser aufgezeigt.

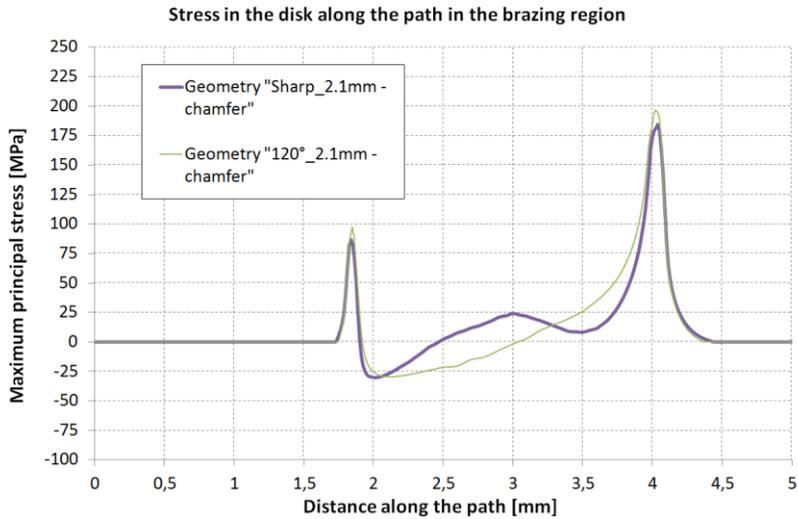


Abb. 11-24: Spannungsverteilung in der Kupfer-Diamantstruktur nach dem Löten

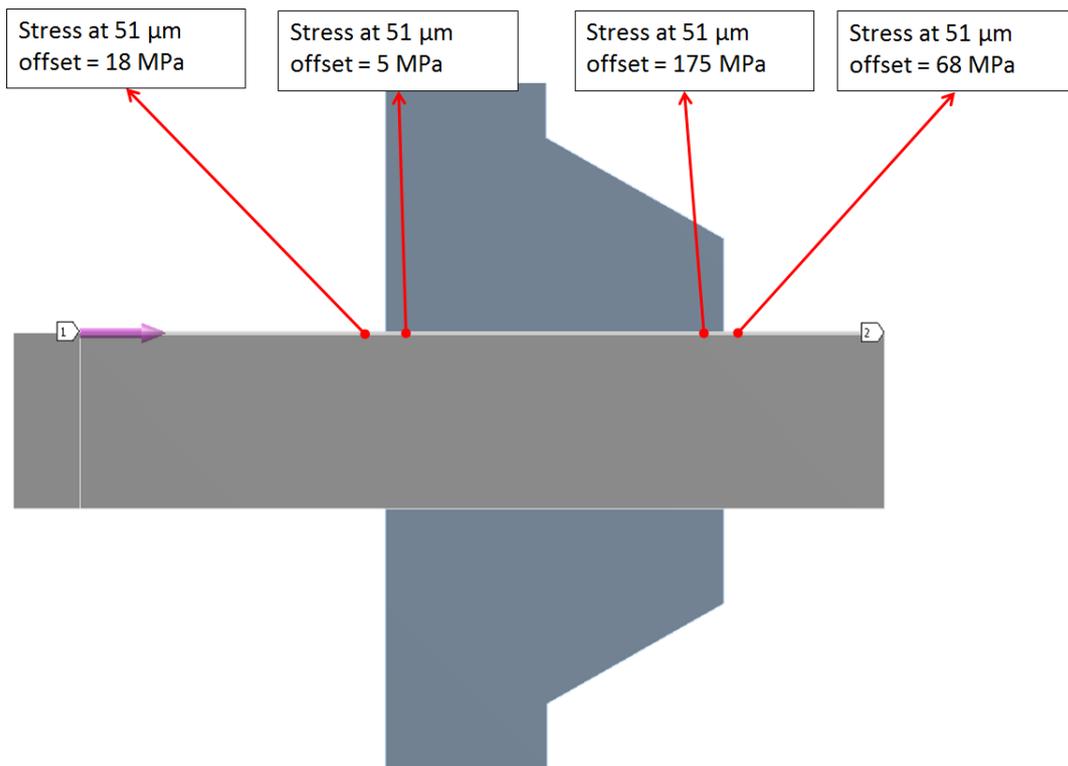


Abb. 11-25: Maximalspannungen in der Lötverbindung Kupfer-Diamant nach dem Abkühlen

Fertigung / Lötungen: Reuter Technologie GmbH, Röntgenstr. 1D-63755 Alzenau

12 BSM / FWP Verbindungstechnologie

Mit dieser Studie soll die Machbarkeit des heißisostatischen Pressens (HIP) als Fertigungsmethode für das Beryllium-beschichtete First Wall Panel (FWP) des Blanket Shield Moduls (BSM) für den ITER EC Upper Port Plug sowie für den BSM-Hauptkörper nachgewiesen werden. Das FWP ist eine Mehrlagenstruktur aus rostfreiem Edelstahl (SS 316 L(N)-IG, Stainless Steel), einer Wärmesenke aus CuCrZr sowie Beryllium-Kacheln als abrasive Schutzschicht gegen die Degradation durch Neutronenbestrahlung. Das BSM besteht im Wesentlichen aus einer doppelwandigen Struktur aus austenitischem Edelstahl 316 L(N)-IG. Aufgrund der zunächst getrennten Fertigung von FWP und BSM sind Vorversuche für mögliche Fügeverfahren für beide Teilkomponenten unabdingbar. Die Machbarkeit wird an zwei repräsentativen Testkörpern in verkleinertem Maßstab für die SS – CuCrZr-Verbindung sowie für die direkte Verbindung zwischen zwei Edelstahlproben durchgeführt.

12.1 Fertigung der Testkörper

Das Fertigungskonzept für ein FWP, welches im HIP-Verfahren hergestellt wird, sieht vor, dass sowohl die Verbindung zwischen CuCrZr-Schicht und Edelstahl als auch die Verbindung zwischen den Edelstahlschichten selbst mittels eines Hochtemperatur – HIP-Prozess bei 1040°C entsteht. Um dabei ausreichende Festigkeit der gefügten Komponente zu gewährleisten ist eine nachgeschaltete Wärmebehandlung mit Lösungsglühen bei 980 °C und abschließendem Abschrecken zwingend erforderlich.

Die Be-Kacheln werden ebenfalls im HIP-Verfahren bei Temperaturen zwischen 560°C und 580°C mit der Kupfer/Stahl-Trägerkomponente verbunden. Dieser Fügevorgang dient dabei gleichzeitig als Anlassvorgang für die zuvor gefertigte CuCrZr-Stahl-Verbindung.

Da eine HIP-Temperatur von 1040°C für die Integrität der Be-Strukturen bei weitem zu hoch ist, muss die Verbindung zwischen dem vorgefertigten FWP (ohne Be-Kacheln) und dem BSM Hauptkörper vor dem Fügen der Be-Kacheln erfolgen. Somit können die Tests ohne die Berücksichtigung eventuell vorhandenen Berylliums während der Fügeprozesse durchgeführt werden.

Um CuCrZr/SS und SS/SS Verbindungen in einem einzigen HIP-Prozess zu testen, wurden die zwei nachfolgend beschriebenen Testkörper V1 (Abb. 12-1) und V3 (Abb. 12-2) entwickelt.

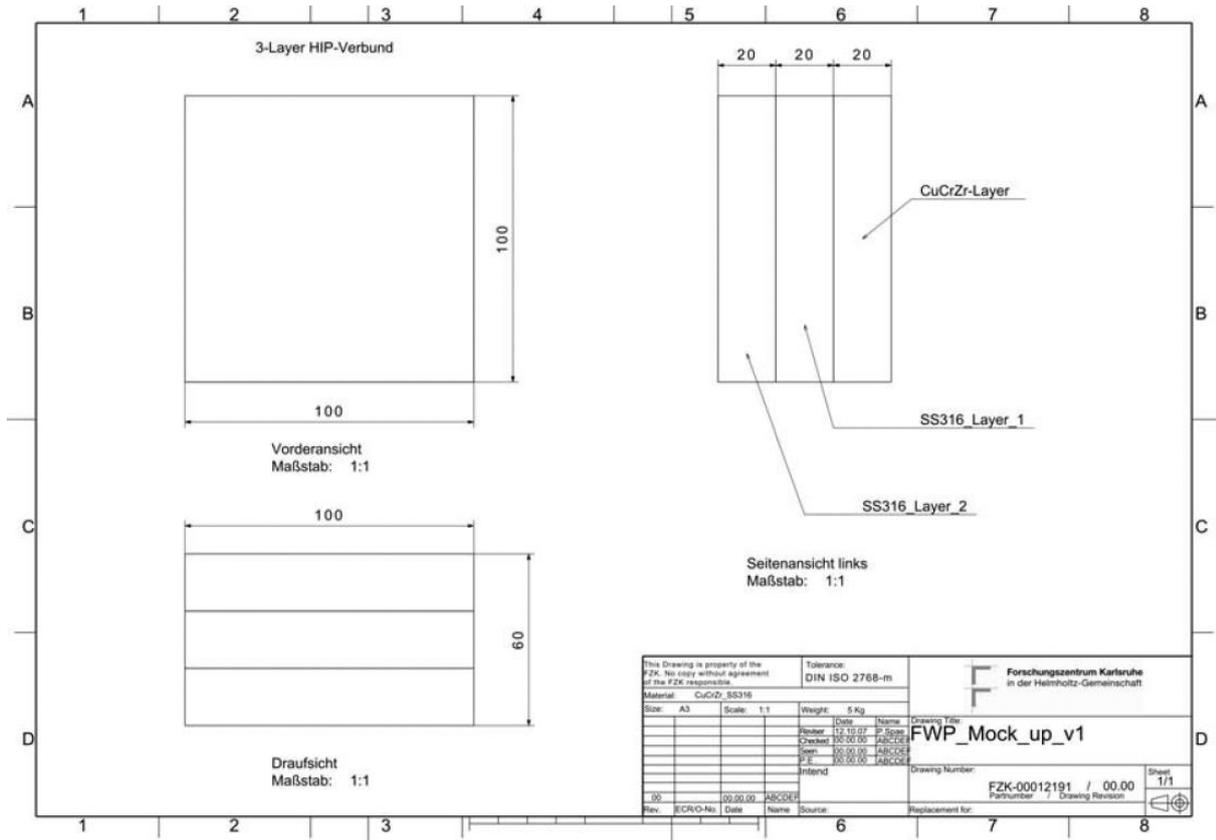


Abb. 12-1: Fertigungszeichnung des Testkörpers V1

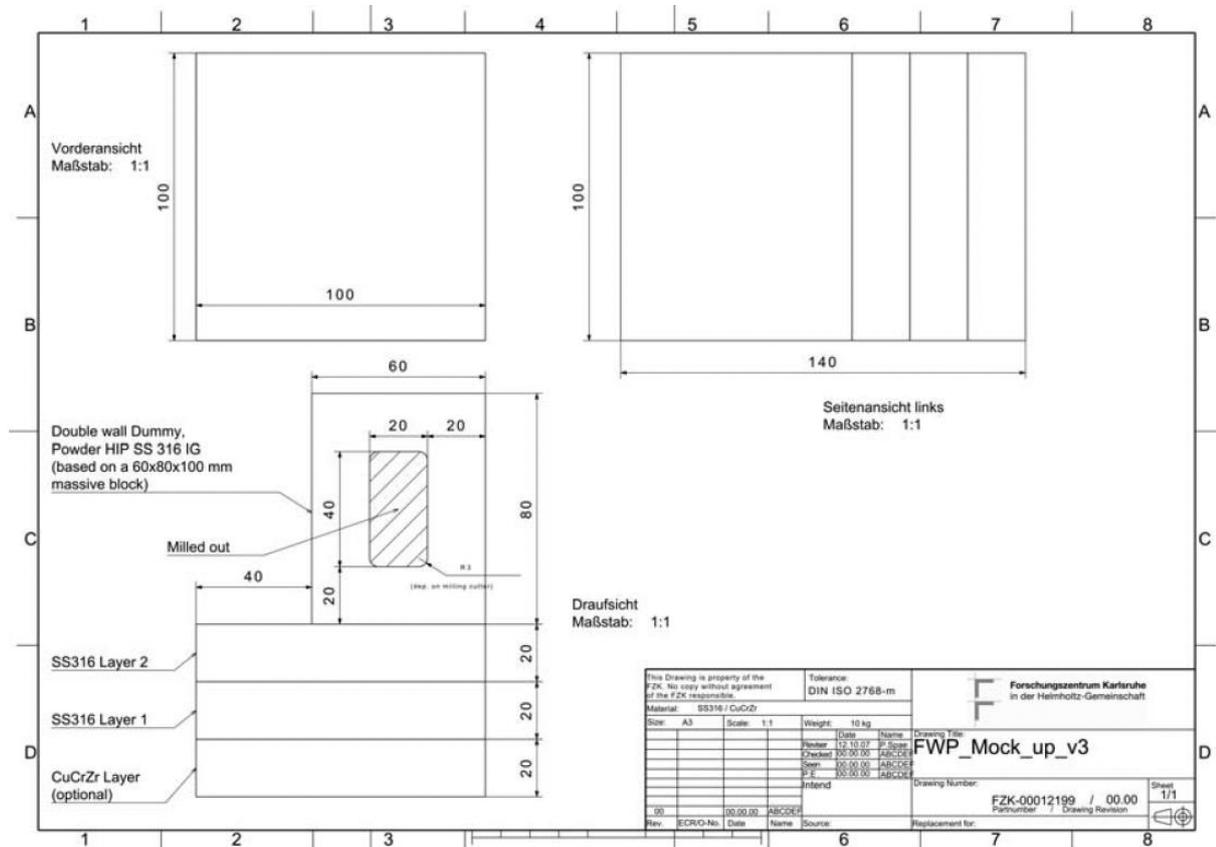


Abb. 12-2: Fertigungszeichnung des Testkörpers V3

Die nachfolgenden Abbildungen zeigen den Testkörper V1 vor (Abb. 12-3) und nach dem HIP Prozess (Abb. 12-4) sowie den Testkörper drei vor dem HIP-Prozess (Abb. 12-5).

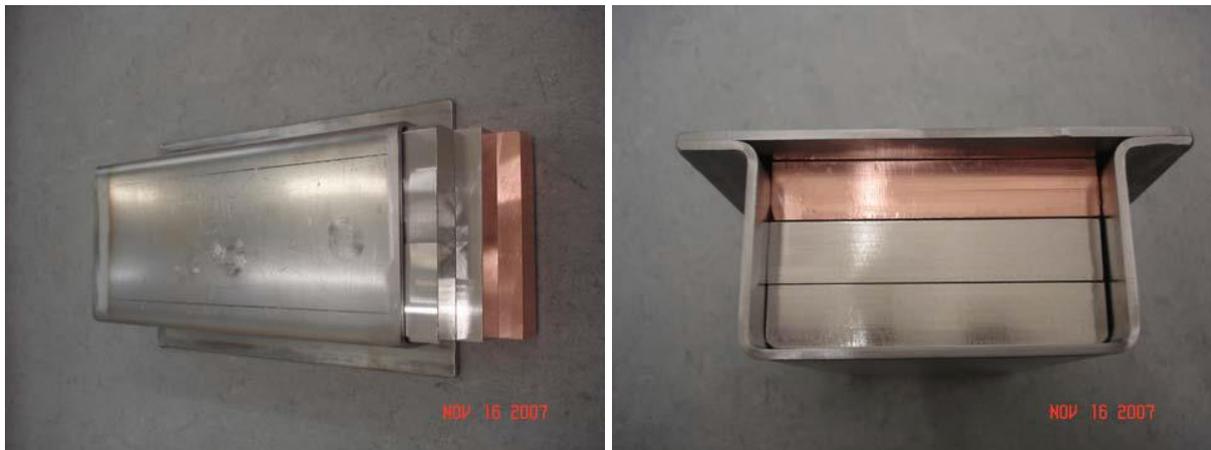


Abb. 12-3: Testkörper V1 vor HIP Prozess



Abb. 12-4: Testkörper V1 nach HIP Prozess



Abb. 12-5: Testkörper V1 vor HIP Prozess

12.2 Beurteilung der Verbindungsqualität

Um die Fügequalität sowie die mechanische Festigkeit der Verbindung ausreichend beurteilen zu können, wurden sowohl zerstörungsfrei Prüfungen als auch Zugversuche an den Testkörpern durchgeführt. Die zerstörungsfreien Prüfungen mittels Ultraschallprüfung und Röntgen wurden am Testkörper V1 durchgeführt und ergaben keine Beanstandungen der Verbindungsqualität .

Die Geometrie der Zugversuchsproben zeigt Abb. 12-6. Die Proben sind flach und weisen eine Dicke von 2 mm auf.

ST-BW-Mini-Zugprobe

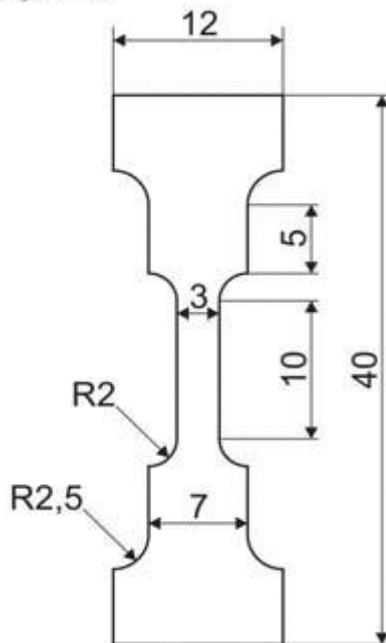


Abb. 12-6: Geometrie der Zugversuchsproben

Die ursprüngliche Position der entnommenen Zugproben im Testkörper zeigt Abb. 12-7. An jeder Position wurden dabei fünf Proben entnommen. Aufgrund der geringen Größe der Testkörper mussten die Proben für das Vollmaterial in horizontaler Richtung herausgetrennt werden, während die Proben zur Prüfung der Verbindung senkrecht zu den Verbindungsebenen entnommen wurden. Die Heraustrennung der Proben erfolgte mittels Drahterodieren. Um eine adäquate Oberflächenqualität der Proben zu gewährleisten wurden diese nach der Entnahme geschliffen.

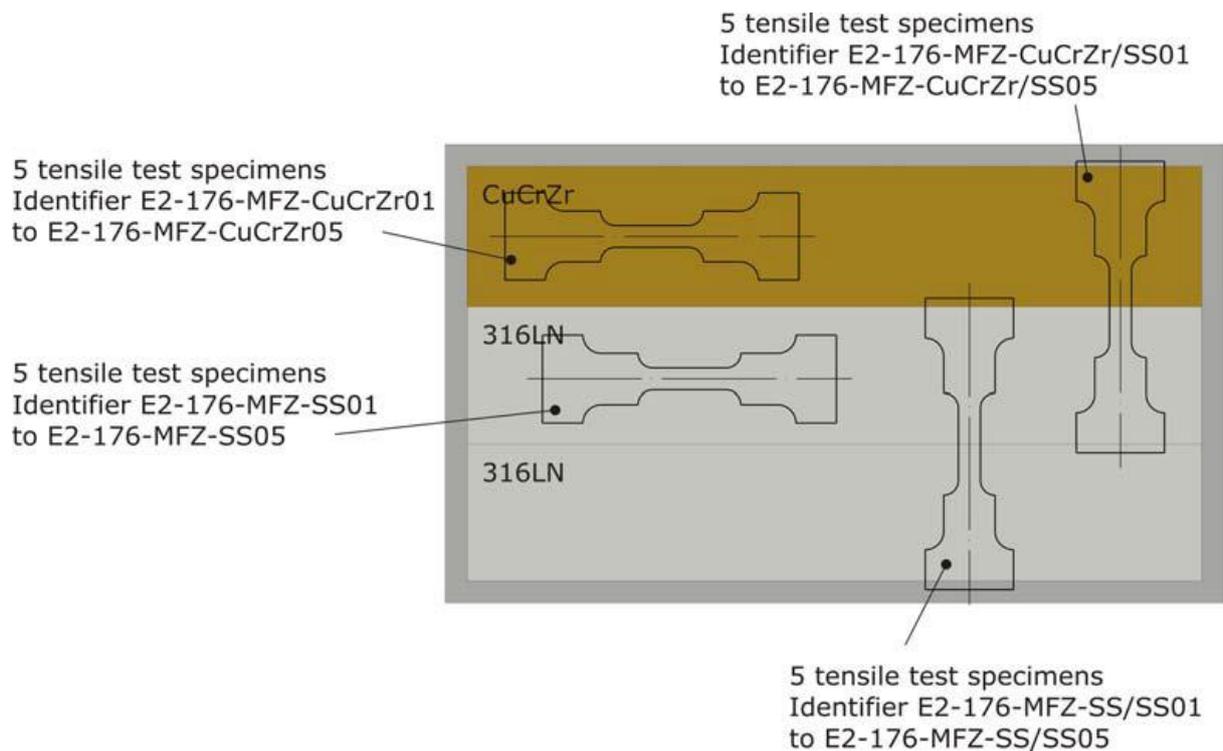


Abb. 12-7: Position der Zugproben im Testkörper V1

Die nachfolgenden Abb. 12-8 und Abb. 12-10 zeigen die Zugversuchsproben für die Verbindungsebenen nach der Durchführung der Tests. Abb. 12-9 und Abb. 12-11 zeigen die zugehörigen Spannungs-Dehnungsdiagramme. Den Kurven für die Ergebnisse der Zugversuche an den Verbindungen sind zur besseren Bewertung entsprechende Ergebnisse für die Zugversuche am Vollmaterial gegenüber gestellt. Für die SS/CuCrZr-Verbindung ergeben sich geringere Festigkeiten als für das CuCrZr Vollmaterial sowohl im elastischen als auch im plastischen Bereich. Für die SS/SS Verbindung sind die Ergebnisse im elastischen Bereich vergleichbar mit den Festigkeiten für das Vollmaterial. Im plastischen Bereich liegen sie um etwa 10% darunter.

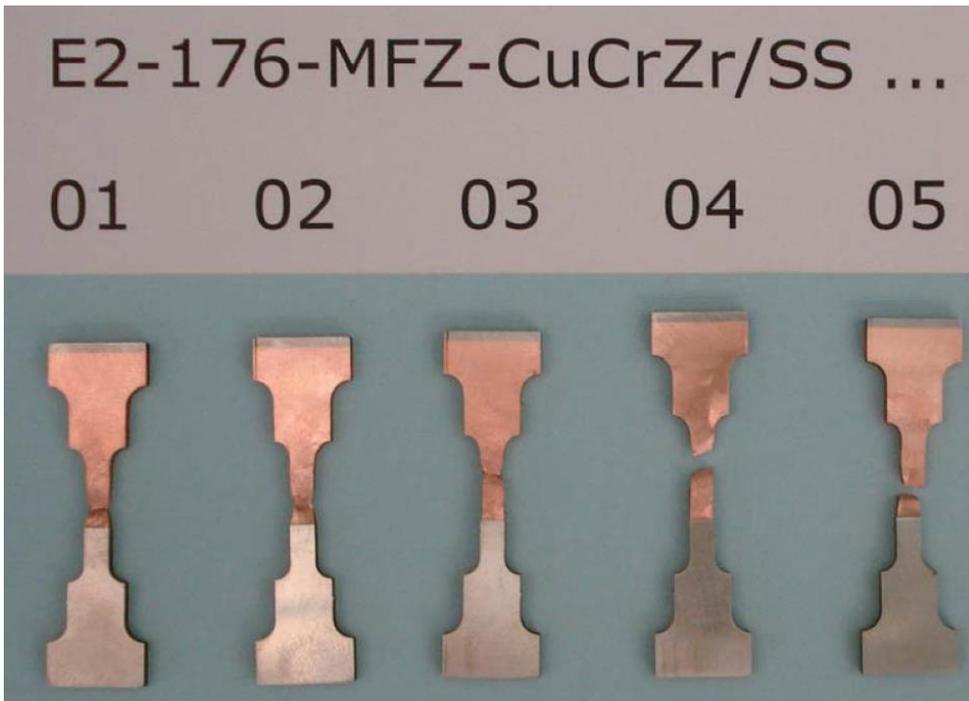


Abb. 12-8: Zugproben nach dem Zugversuch für die Cu/SS Verbindung

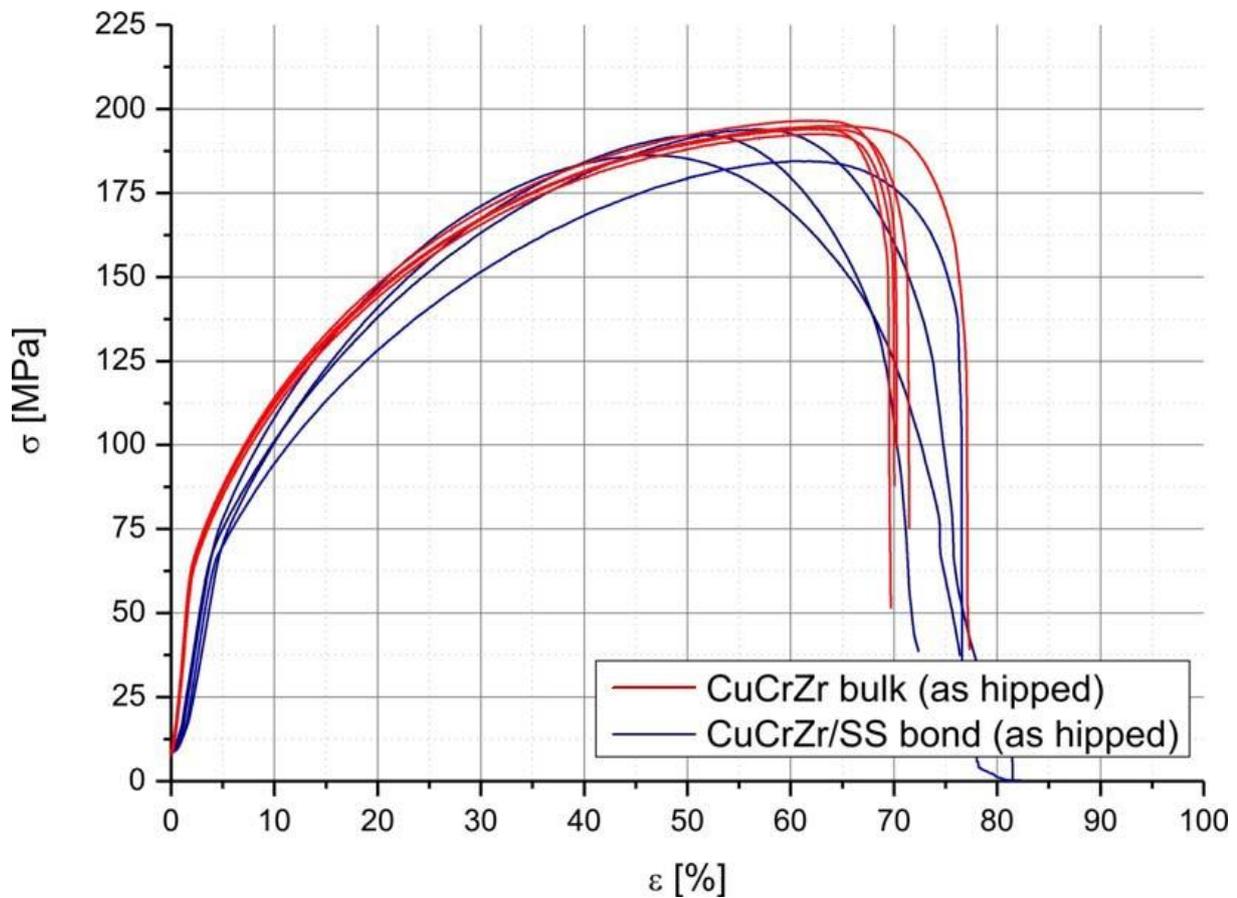


Abb. 12-9: Spannungs-Dehnungs-Diagramme für CuCrZr Vollmaterial und für die CuZrCr-SS Verbindung

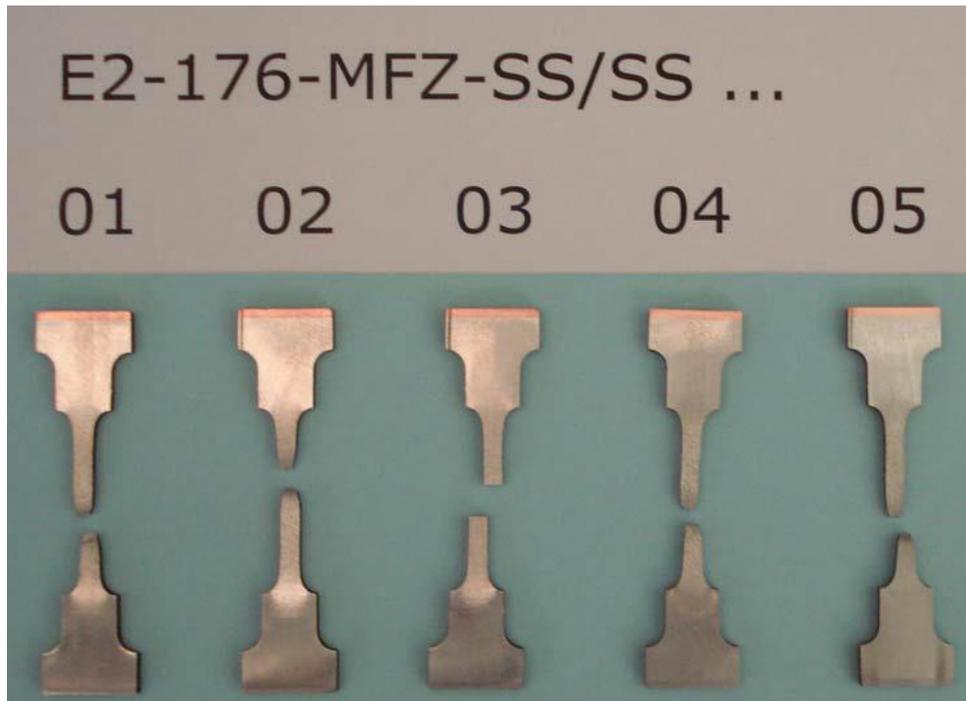


Abb. 12-10: Zugproben nach dem Zugversuch für die SS/SS Verbindung

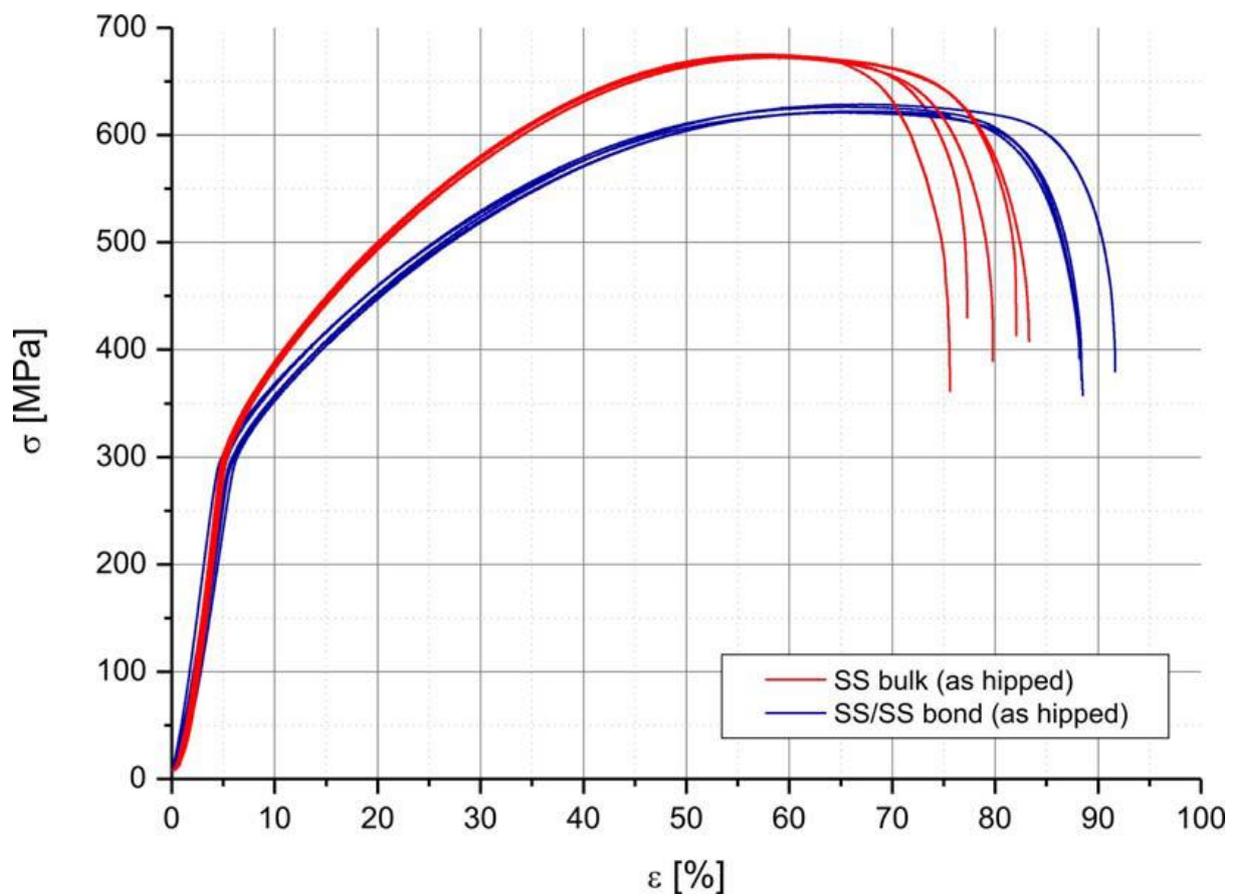
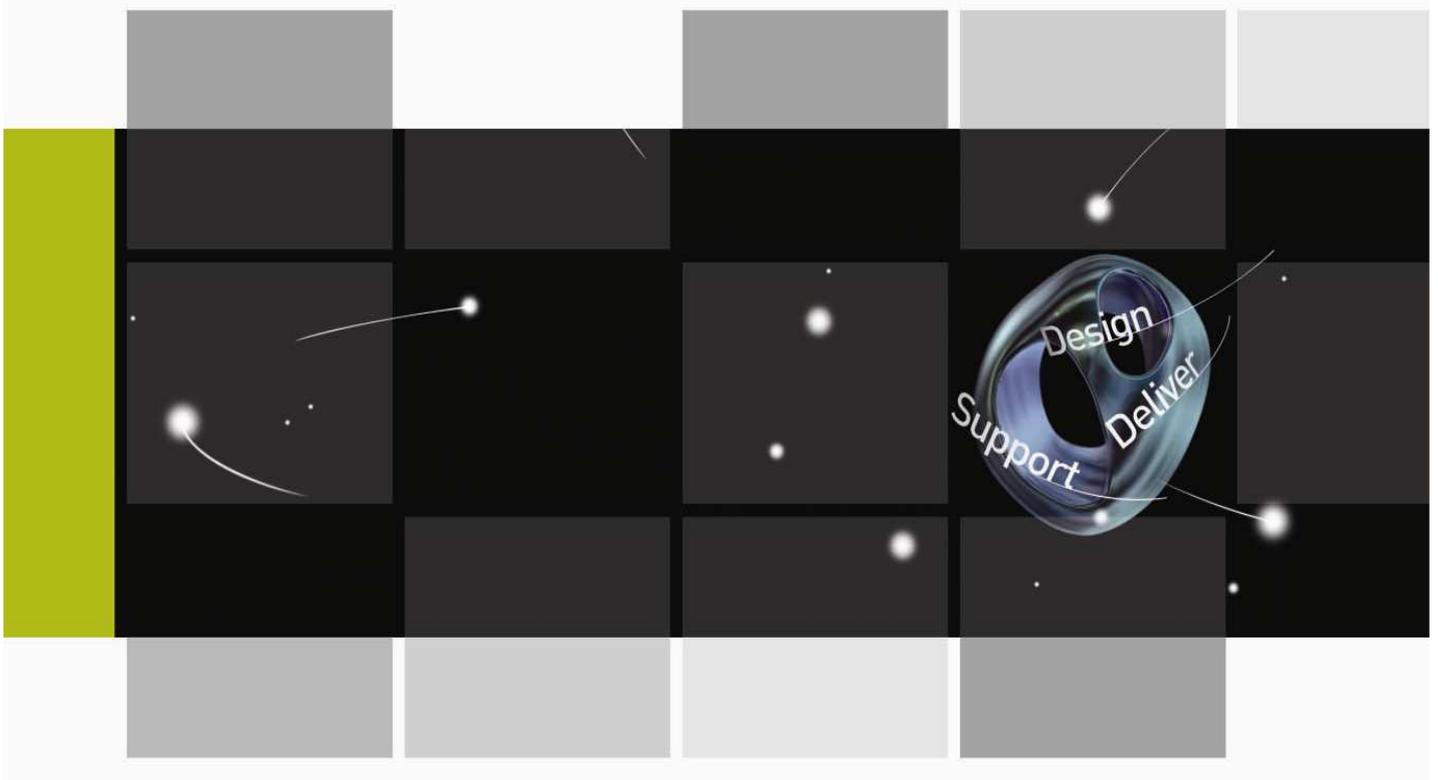


Abb. 12-11: Spannungs-Dehnungs-Diagramme für SS Vollmaterial und für die SS-SS Verbindung

13 Berylliumtechnologie

Der Beryllium-Layer auf dem FWP ist im Design des BSM aufgrund der Entscheidung von ITER-Cadarache nicht mehr vorgesehen. Er wurde durch eine 3mm starke Schicht aus Edelstahl 316 L(N) IG ersetzt, welche die CuCrZr-Wärmesenke dahinter schützt. Die Beryllium-Problematik ist somit nicht mehr unmittelbar für die Launcherentwicklung gegeben. Dennoch sind aufgrund der möglichen Anwendung für zukünftige Projekte (ITER regular Blankets, evtl. Re-designs des BSM, DEMO) Berylliumtechnik-bezogene Projektschritte von hohem Nutzen.

Aus diesem Grund sind die in Zusammenarbeit mit der Fa. AMEC in Großbritannien durchgeführten Analysen und Vorarbeiten für die Ausführung der Berylliumbeschichtung nicht explizit Teil dieses Berichts. Die zugehörige Dokumentation ist jedoch nachfolgend im Original als Anlage beigefügt.



Forschungszentrum Karlsruhe
Order Number 320/20381214/IMF-I
Consultancy Services, Beryllium Bonding

Technical Proposal

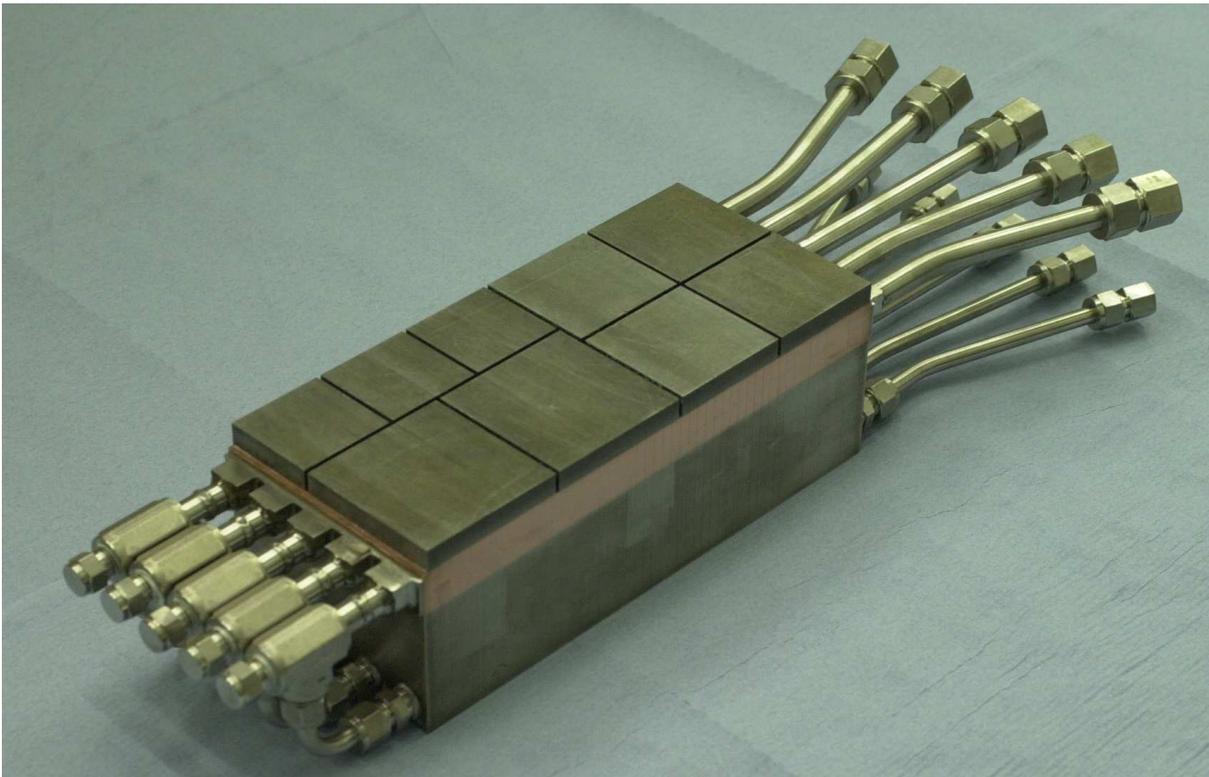
CONTENTS

1	INTRODUCTION	1
2	TENDER IDENTIFICATION.....	2
2.1	Organisation Structure	2
2.2	Subcontractor Commitment to Project.....	2
3	TECHNICAL OFFER.....	3
3.1	Scope.....	3
3.2	Sub-contractors.....	4
3.3	Demonstration of ability.....	4
3.4	Availability of Professional Engineer	6
3.5	Manufacturing Route.....	6
3.6	Development Work.....	6
3.7	Copyright, Confidentiality & Intellectual property notice..	7
4	TECHNICAL AND PROFESSIONAL	8
4.1	Project Team	8
4.2	Technical Capacity.....	9
5	QUALITY ASSURANCE.....	10
5.1	Specific provision for component manufacture	10
6	REFERENCES	11
7	APPENDIX 1.....	12

1 Introduction

This information is provided in response to the contract received from Forschungszentrum Karlsruhe (FZK), 320/20381214/IMF-I (Ref. 1); Consultancy services on Beryllium Joining.

The scope of this offer is to supply Beryllium bonding services for a single Blanket Shield Module (BSM) Front Panel assembly which is to form part of the prototype for the ITER Electron Cyclotron Resonance Heater (ECRH) Launcher.



AMEC's EFDA Contract 05-973 to produce a Thermal Fatigue Mock-Up (Tile pack size 250mm x 110mm)

2 Tender Identification

AMEC is the UK's leading independent nuclear services supplier with over 50 years experience in the nuclear industry. We are an international company that provides world-class expertise in delivering safe, high quality engineering and technical solutions, often involving safety-critical or complex technical applications across many disciplines. Beyond engineering, we also provide a range of specialist services. These include radiological and environmental monitoring, corrosion and materials testing, through life support and safety consultancy. We also own and operate one of the UK's largest independent radiochemical analysis laboratories - NIRAS.

We have been providing support to the fusion community for over 10 years, in terms of design support and prototype component supply. Specifically AMEC have provided numerous beryllium clad plasma facing components for ITER.

2.1 Organisation Structure

In the time AMEC have been producing prototype ITER Blanket first wall components, a close working relationship has been formed between AMEC and several sub-contractors who provide key elements in the manufacturing process.

2.2 Subcontractor Commitment to Project

All the subcontractors proposed have worked with AMEC on numerous occasions and are selected on the basis of having consistently delivered in terms of performance and commitment to the work. On this basis, we are in no doubt that our subcontractors are and shall remain committed to this Project. We trust that our assurances are sufficient for your evaluation purposes.

3 Technical Offer

We offer delivery of Beryllium bonding services as referenced by item 3 of FZK contract (Ref. 1) – “Provide an offer for joining beryllium structures with CuCrZr/SS for ITER relevant dimensions.

3.1 Scope

The scope of the supply is as follows:

Preparation of project documentation

- Project programme
- Health, Safety and environmental plan
- Quality plan (incorporating provision for material tracking, non-conformance control, inspection - to meet or exceed the requirements of ISO9001:2000 and ISO 17025:2000)
- Detailed component drawings

Beryllium bonding for an Electron Cyclotron Resonance Heating (ECRH) Front Panel

- Materials procurement
- Component manufacture
- Electroplating of the CuCrZr layer and ion sputtering of Be tiles
- Proprietary surface preparation, coating and cleaning
- Proprietary HIP can fabrication and sealing
- HIP processing (Beryllium tile bonding HIP)
- Post HIP precision machining
- Ultrasonic inspection (of HIP bond) and CuCrZr hardness measurement

Delivery of components and documents to FZK.

NOTE: It is currently understood by AMEC that the provision of a stainless steel / CuCrZr bonded component is beyond the intended scope of AMEC’s supply. AMEC will require assurances / evidence of the integrity of the stainless steel / CuCrZr HIP bond and copies of material certification in order to establish a sound basis for the tile bonding HIP.

In the event of the heatsink component being produced by powder HIP, it would be preferable to AMEC if, either a sample of the heatsink component material could be provided along with the component itself, or, a sample could be taken from the component by AMEC. Upon receipt of a sample, AMEC could establish the component’s porosity levels and carry out weld testing for the purposes of identifying the components material characteristics to establish suitability for a tile bonding HIP.

In the event that a HIP bonded CuCrZr / St St heatsink component utilising solid plate as source materials is provided, then AMEC would require FZK to provide assurance / evidence that stainless steel of a grade type 316L had been used in the manufacture of the component and not 316 grade steel. This is requested due to concerns over the carbon content of 316 grade steel (see Section 3.2 of Ref. 4).

AMEC have a proven capability to provide a CuCrZr / St St heatsink HIP bonded components. The costs for producing such components have been excluded from this document as it is beyond AMEC's scope of supply. Pricing for such components can be provided upon request.

Within Section 2.3.1 of Ref. 4, Option 2 is chosen as a preferred solution for the CuCrZr/ St St heatsink (a block of St St HIP bonded to a CuCrZr insert). However, AMEC could still provide a finished Be bonded Front Panel if supplied with a CuCrZr / St St heatsink as per Option 1 (a simple sandwich of CuCrZr HIP bonded to a flat layer of St St). If FZK wish to provide a CuCrZr / St St heatsink as per Option 1, then a price for providing a finished Front Panel to this specification can be provided upon request.

In providing this offer, the following assumptions have been made:

- A "CuCrZr / St St" component of the dimensions shown in FZK drawing A-3 (Ref. 5) is suitable for the heatsink base onto which the beryllium tiles will be bonded
- The CuCrZr / St St heatsink base of the Front Panel will be supplied to AMEC as currently described by drawing A-3 (Ref. 5) and that AMEC will not be required to generate any internal features described by A-3 as part of their contract
- AMEC shall be able to define the "as delivered" dimensions of CuCrZr / St St heatsink base of the Front Panel to be supplied, so that it provides the features that we wish to use during subsequent processing operations (including lifting features)
- It is acceptable to provide lifting features as part of the final machined component

3.2 Sub-contractors

Specialist manufacturing services will be provided by sub-contractors for the following activities:

- HIP processing of components
- Electroplating of CuCrZr layer
- Ultrasonic inspection of the tile bond
- Beryllium tile ion sputtering
- Beryllium machining

3.3 Demonstration of ability

Further information is provided below to demonstrate our ability to meet the criteria required to deliver Beryllium bonding services.

3.3.1 Beryllium handling

We and our sub-contractors who will be involved with the processing of Beryllium are fully aware of the hazards that are potentially posed by this material and are experienced in its use. We have in place a health, safety and environmental plan to cover the working practices that are needed to allow safe working and compliancy with UK legislation.

3.3.2 Technical detail

AMEC have successfully manufactured many (> 8) variants of ITER prototype beryllium clad first wall components over the last 10 years. Recently information was presented at the 11th International Workshop on Plasma-Facing Materials and Components for Fusion Applications (Reference 2), which is representative of the components produced.

Surface preparation and coating

We are experienced in the surface cleaning and coating methods required for the tile joining. A combination of titanium and copper layers will be applied using ion sputtering and electroplating techniques prior to bonding. All the surface preparation will be performed in our laboratory facilities.

Cleaning for HIP joining

All surfaces will be cleaned prior to joining in-line with our usual process parameters in our laboratory facilities.

HIP can fabrication and sealing

Conventional TIG welding will be used to seal the HIP can, with precautions taken to prevent the contamination of the HIP bonding surfaces. Post seal welding the fabrication will be subject a helium leak test and if successful the fabrication will then be evacuated and the evacuation tube shall be crimp sealed.

HIP joining processing

The HIP processing will be performed by Bodycote HIP Limited, an established HIP processor. During the HIP the parameters of temperature and pressure will be recorded.

- Conditions of the Be tile bonding HIP – 580 °C, 140 MPa for 120 minutes.

Machining of Cu alloy

Prior to HIP the Cu alloy component will be conventionally machined to a controlled oversize dimension. Following HIP the desired component geometry will be achieved by conventional machining.

Electroplating

Post first stage HIP machining, the exposed CuCrZr interlayer shall be electroplated. The electroplated layer shall be to a depth of 700µm and a tolerance of +200µm - 0 µm.

We have assumed in our proposal that inspection will be carried out using ultrasonic immersion testing as per our normal practice, which has been researched and developed over the previous 8 years. This is normally carried out with the sensor set a fixed distance from and directed perpendicular to the specimen surface. This means that the technique is best suited to finding defects in the plane of the bond.

The acceptance criteria will be:

- No detectable failure of the bonds between the beryllium tile / Cu alloy after visual examination and ultrasonic examination
- Each joint shall have a total bond area greater than 90% of the joint area.

The above ultrasonic inspection method has been shown to be effective in the detection of bonding defects.

3.4 Availability of Professional Engineer

A professional engineer will be appointed to manage the day-to-day operations of this contract. This person shall be identified as the Responsible Engineer.

3.5 Manufacturing Route

The route to manufacture is as follows:

Preparation of project documentation

- Project programme
- Health, Safety and environmental plan
- Quality plan
- Technical Plan
- Detailed component drawings
- Materials procurement
- Component manufacture
- Electroplating of the CuCrZr layer
- Proprietary surface preparation, coating and cleaning
- Proprietary HIP can fabrication and sealing
- Beryllium tile HIP processing
- Post tile HIP precision machining
- Ultrasonic inspection of the CuCrZr / Be bond
- Delivery of components and documents to FZK.

3.6 Development Work

AMEC's work will be based on its best practice, knowledge, experience and technological understanding as at the present time. It should be appreciated that the work is of a developmental nature. The scope of work proposed in this document has been costed for the processes set out to be executed only once. Consequently, whilst the work will be carried out using skill, care and to professional standards, no repetition of work nor warranty or guarantee is undertaken with respect to an ultimately desired outcome.

3.7 Copyright, Confidentiality & Intellectual property notice

This tender is the copyright of AMEC and has been produced on a strictly confidential basis for the sole and internal use of the party to whom it is addressed.

The content of this tender including scope, methodologies, pricing and commercial arrangements reflect the knowledge and experience of AMEC in relation to the subject matter and applicable legislation and it is the intellectual property of AMEC Nuclear UK Limited.

The copying, use or disclosure of this tender or any part other than for the purposes of negotiating and placing a contract with AMEC is strictly forbidden.

4 Technical and Professional

4.1 Project Team

AMEC Nuclear employs around 800 staff, over 80% of which have professional qualifications in engineering or science. In carrying out this work, we will take advantage of in-house expertise to organise and control the study to ensure satisfactory completion of all contract requirements.

Nominated staff will report to an appointed Project Manager (PM) from our Advanced Solutions business team. Reporting to the Business Director, Alain Chevalier, the Project Manager will be responsible for the overall control of the project in terms of programme, cost and quality.

The appointed Responsible Engineer (RE) will handle technical activities and the preparation of the technical deliverables. The RE reports to the Project Manager and is responsible for technical areas throughout the duration of the study. The RE will call upon the services of suitably qualified and experienced personnel in a wide range of disciplines, where required to fulfil the technical duties of the works, and will have sufficient experience, time allowance and authority to perform the identified duties:

- Co-ordinate the planning and performance of the technical work, including work assigned to sub-contactors
- Act as a liaison officer with the customer
- Keep time schedules

4.2 Technical Capacity

AMEC has substantial experience in the manufacture of Plasma First Wall (FWP) components for the fusion community and has manufactured several beryllium clad components. These include flat tile and monoblock divertor baffle components and flat tile blanket components.

The divertor baffle work involved the development of a new low temperature process for bonding beryllium to copper alloys. This allowed a good understanding of the essential aspects of bimetallic bonding and the evolution of a general methodology to allow the development bonds between other materials.

Recently work has progressed to produce several flat tile blanket components. An important part of this work was to integrate the thermal requirements of the bonding process and heat treatment requirements of the CuCrZr copper alloy. The heat flux performance of these mock-ups has progressed from an initial level of 2MW.m^{-2} to 3MW.m^{-2} for the most recent components. This level is amongst the best achieved world wide for this tile geometry.

5 Quality Assurance

AMEC is committed to ensuring that its products and services conform to the needs and expectations of its clients. In support of this commitment, the overall objective of the Company is to establish and maintain a reputation for excellence in providing safe and high quality engineering, technical consultancy and project management to the UK and international nuclear and allied businesses. In order to satisfy the above, the Company will:

- Actively seek feedback from its clients and implement constructive suggestions to improve its services
- Promote an environment of continual improvement throughout the company, including the application of best practice on all external and internal projects
- Create an atmosphere within the working environment, which empowers individual employees to develop and utilize innovative solutions to meet the needs of its clients
- Ensure that staff, receive ongoing education, training and development relevant to changing business needs and to the requirements of our clients
- Commit to the ongoing compliance with the requirements of ISO9001:2000 and ISO 17025:2000.

Quality management objectives are established by the Executive and reviewed annually or more frequently if affected by ongoing business changes. The objectives are controlled as part of the corporate planning process and are displayed on the AMEC Limited Intranet.

5.1 Specific provision for component manufacture

Further to the information above, the following is offered in response to the specifically defined quality assurance requirements.

Materials tracking

Provision will be made in the quality plan for the tracking of materials. Certification and tracking details for all source materials will be included in the quality package.

Non-conformance control

Within the provision of the quality plan all items are subject to control and verification documentation. Verification will take the form of a test inspection report. Where items do not meet the requirements of the control documentation they will be rejected.

Inspection capability

As appropriate all activities on the quality plan will be subject to inspection. For general inspection activities, such as receipt inspection, these will follow AMEC's processes from its intranet based system. Where specialist inspection processes are needed, such as ultrasonic inspection, the inspection will be defined by a technical specification.

6 References

1. 320/20381214/IMF-I - Forschungszentrum Karlsruhe (FZK) contract for Consultancy services on Beryllium Bonding. 4 Dec 2007
2. Poster 64 - Manufacturing issues for the production of beryllium clad prototype components for ITER
P. Sherlock
11th International Workshop on Plasma-Facing Materials and Components for Fusion Applications October 2006

http://www.ipp.mpg.de/eng/for/projekte/pfmc/pfmc_workshop/RESSOURCES/P64_Sherlock.pdf
3. Material Technology Developments for Fusion Applications
P. Sherlock and D. Buckthorpe
ExtreMat scientific publications at the EUROMAT 2005
C32 Materials for fusion applications September 2005

<http://www.extremat.org/ib/site/publication/downloads/Paper%20Sherlock-NEU.pdf>
4. Forschungszentrum Karlsruhe – Order Number 320/20381214/IMF-I
Consultancy Services, Beryllium Joining February 2008
5. Specification of the Blanket Shield Module (BSM) Housing of the ECRH Upper Port Plug (Draft version)
Prof. Dr. K.-H. Zum Gahr
Forschungszentrum Karlsruhe (FZK) November 2006
Under cover of Email
From Theo Scherer (FZK) to Eric Rodgers (AMEC) 08/01/08

7 Appendix 1



CERTIFICATE OF APPROVAL

This is to certify that the Management System of:

**AMEC's Nuclear business
Booths Park, Knutsford, Cheshire
United Kingdom**

has been approved by Lloyd's Register Quality Assurance
to the following Environmental and Quality Management System Standards:

**ISO 9001:2000
ISO 14001: 2004
TickIT Guide Issue 5**

The scope of this approval is applicable to:

**The management of assets, provision of engineering and consultancy services
and the management and execution of programmes and projects within the
nuclear and related sectors. Development of safety critical software in
accordance with the requirements of the TickIT Guide Issue 5.**

This certificate is valid only in association with the certificate schedule bearing the same number
on which the locations applicable to this approval are listed.

Approval
Certificate No: LRQ 4004089

Original QMS Approval: 23 August 2007

Original EMS Approval: 23 August 2007

Current Certificate: 23 August 2007

Certificate Expiry: 28 February 2008

Issued by: Lloyd's Register Quality Assurance Limited



This document is subject to the provision on the reverse

71 Fenchurch Street, London EC3M 4BS United Kingdom. Registration number 1879370
This approval is carried out in accordance with the LRQA assessment and certification procedures and monitored by LRQA.
The use of the UKAS Accreditation Mark indicates Accreditation in respect of those activities covered by the Accreditation Certificate Number 001



CERTIFICATE SCHEDULE

AMEC's Nuclear business Booths Park, Knutsford, Cheshire United Kingdom

Head Office

Booths Park,
Knutsford,
Cheshire,
United Kingdom

Activities

The management of assets in the nuclear sector. Project and programme management, engineering including design, procurement, installation, testing, commissioning, decommissioning. Consultancy services including environmental and radiological, safety assessment and management (including nuclear). Simulation services. Radiological protection consultancy. Integrated logistics support for defence projects. Design house services for major client projects. Research, development, analysis and assessment in the fields of heat transfer, fluid flow, structural analysis, engineering, chemistry and material technology. Development and use of software for nuclear modelling and analysis and process control and programmable systems for nuclear related applications in accordance with the TickIT Guide Issue 5.

Locations

Cumbria Regional Office,
Technology Centre,
Moor Row,
Cumbria,
United Kingdom

Activities

The management of assets in the nuclear sector. Project and programme management, engineering including design, procurement, installation, testing, commissioning, decommissioning. Consultancy services including environmental and radiological, safety assessment and management (including nuclear). Simulation services. Radiological protection consultancy. Integrated logistics support for defence projects. Design house services for major client projects. Research, development, analysis and assessment in the fields of heat transfer, fluid flow, structural analysis, engineering, chemistry and material technology. Development and use of software for nuclear modelling and analysis and process control and programmable systems for nuclear related applications in accordance with the TickIT Guide Issue 5.

Page 1 of 3



Approval Certificate No: LRQ 4004089

This document is subject to the provision on the reverse

71 Fenchurch Street, London EC3M 4BS United Kingdom. Registration number 1879370

This approval is carried out in accordance with the LRQA assessment and certification procedures and monitored by LRQA.
The use of the UKAS Accreditation Mark indicates Accreditation in respect of those activities covered by the Accreditation Certificate Number 001
Issue 13



CERTIFICATE SCHEDULE

AMEC's Nuclear business Booths Park, Knutsford, Cheshire United Kingdom

Locations

Thattham Regional Office,
Thattham,
Berkshire,
United Kingdom

Activities

The management of assets in the nuclear sector. Project and programme management, engineering including design, procurement, installation, testing, commissioning, decommissioning. Consultancy services including environmental and radiological, safety assessment and management (including nuclear). Simulation services. Radiological protection consultancy. Integrated logistics support for defence projects. Design house services for major client projects. Research, development, analysis and assessment in the fields of heat transfer, fluid flow, structural analysis, engineering, chemistry and material technology. Development and use of software for nuclear modelling and analysis and process control and programmable systems for nuclear related applications in accordance with the TickIT Guide Issue 5.

Gloucester Regional
Office,
Gloucester,
Gloucestershire,
United Kingdom,

The management of assets in the nuclear sector. Project and programme management, engineering including design, procurement, installation, testing, commissioning, decommissioning. Consultancy services including environmental and radiological, safety assessment and management (including nuclear). Simulation services. Radiological protection consultancy. Integrated logistics support for defence projects. Design house services for major client projects. Research, development, analysis and assessment in the fields of heat transfer, fluid flow, structural analysis, engineering, chemistry and material technology. Development and use of software for nuclear modelling and analysis and process control and programmable systems for nuclear related applications in accordance with the TickIT Guide Issue 5.

Page 2 of 3



Approval Certificate No: LRQ 4004089

This document is subject to the provision on the reverse

71 Fenchurch Street, London EC3M 4BS United Kingdom. Registration number 1879370

The approval is carried out in accordance with the LRQA assessment and certification procedures and monitored by LRQA.

The use of the UKAS Accreditation Mark indicates Accreditation in respect of those activities covered by the Accreditation Certificate Number 001

MARKET BANNING 13



CERTIFICATE SCHEDULE

AMEC's Nuclear business Booths Park, Knutsford, Cheshire United Kingdom

Locations

The Renaissance Centre,
Birchwood Park,
Warrington,
Cheshire,
United Kingdom

Waste Checking
Laboratory,
Winfrith,
Dorchester,
Dorset,
United Kingdom

Approval
Certificate No: LRQ 4004089

Activities

The management of assets in the nuclear sector. Project and programme management, engineering including design, procurement, installation, testing, commissioning, decommissioning. Consultancy services including environmental and radiological, safety assessment and management (including nuclear). Simulation services. Radiological protection consultancy. Integrated logistics support for defence projects. Design house services for major client projects. Research, development, analysis and assessment in the fields of heat transfer, fluid flow, structural analysis, engineering, chemistry and material technology. Development and use of software for nuclear modelling and analysis and process control and programmable systems for nuclear related applications in accordance with the TickIT Guide Issue 5. Active and environmental radiochemistry testing laboratories, radiochemistry analysis and investigation.

Active and environmental radiochemistry testing laboratories, radiochemistry analysis and investigation.

Original QMS Approval: 23 August 2007

Original EMS Approval: 23 August 2007

Current Certificate: 23 August 2007

Certificate Expiry: 28 February 2008

Page 3 of 3

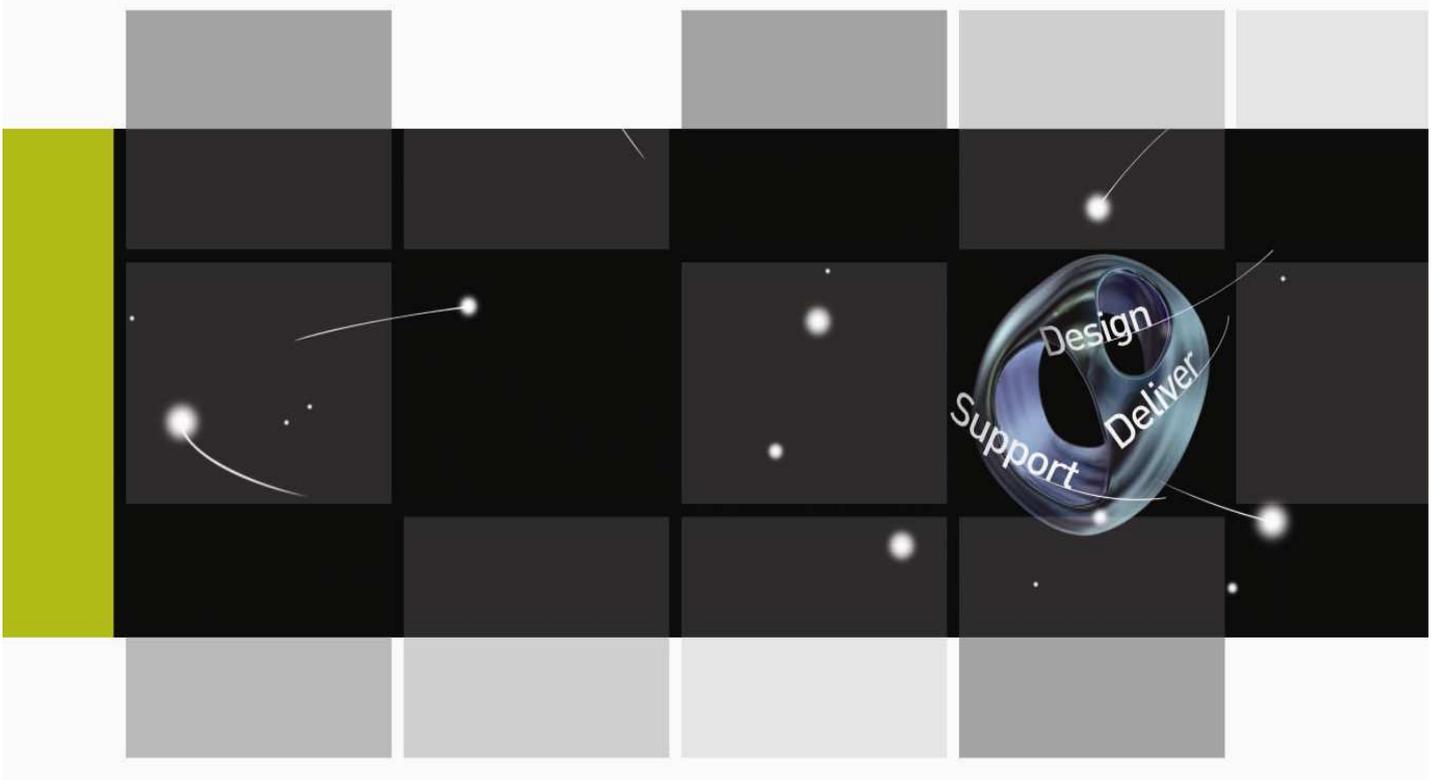


Approval Certificate No: LRQ 4004089

This document is subject to the provision on the reverse

71 Fenchurch Street, London EC3M 4BS United Kingdom. Registration number 1879370

This approval is carried out in accordance with the LRQA assessment and certification procedures and monitored by LRQA.
The use of the UKAS Accreditation Mark indicates Accreditation in respect of those activities covered by the Accreditation Certificate Number 001
Markit Section 15



**Forschungszentrum Karlsruhe
Order Number 320/20381214/IMF-I**

Consultancy Services, Beryllium Joining

N. Walton and P. Sherlock

**14665-TR-0001
Issue 2
February 2008**

DOCUMENT ISSUE RECORD

(Engineering Documents)



Document Title :	Forschungszentrum Karlsruhe – Order Number 320/20381214/IMF-I Consultancy Services, Beryllium Joining
Project Reference:	14665-TR-0001

Purpose of Issue : Final issue to client

Security Class : Commercial in Confidence

Issue	Description of Amendment	Originator/ Author	Checker	Approver	Date
0	Draft issue for internal comment	N Walton P Sherlock			04/02/08
1	First issue DRAFT for comment by client	N Walton P Sherlock	P Sherlock N Walton	E Rodgers	08/02/08
2	Second issue incorporating comments from client	N Walton P Sherlock <i>N Walton</i> <i>P Sherlock</i>	P Sherlock N Walton <i>P Sherlock</i> <i>N Walton</i>	E Rodgers <i>E Rodgers</i>	28/02/08

Total number of pages:	Intro: <input type="text" value="5"/>	Text <input type="text" value="19"/>	Tables <input type="text" value="2"/>	Figures <input type="text" value="6"/>	Appendices <input type="text" value="A"/>
-------------------------------	---------------------------------------	--------------------------------------	---------------------------------------	--	---

Previous issues of this document shall be destroyed or marked **SUPERSEDED**

© AMEC Nuclear UK Limited 2008

This report was prepared exclusively for FZK by AMEC Nuclear UK Limited (AMEC). The quality of information, conclusions and estimates contained herein is consistent with the level of effort involved in AMEC's services and based on: i) information available at the time of preparation, ii) data supplied by outside sources and iii) the assumptions, conditions and qualifications set forth in this report. This report is intended to be used by FZK, subject to the terms and conditions of its contract with AMEC. Any other use of, or reliance on, this report by any third party is at that party's sole risk.

Distribution: Dr Scherer, FZK Karlsruhe, A Cheyne, E. Rodgers, P Sherlock, N Walton, EDMS

CONTENTS

GLOSSARY / ABBREVIATIONS	III
1.0 INTRODUCTION	1-1
2.0 EVALUATION OF UP-SCALING POTENTIALS FOR THE PRESENT HIPING PROCEDURES OF THE FIRST WALL PANEL TO THE PROCESSING OF FULL BLANKET SHIELD MODULE HOUSING AND THE FWP	2-2
2.1 Beryllium Tile Pack Assembly Design	2-2
2.1.1 Option 1 – Single Beryllium Plate.....	2-3
2.1.2 Option 2 – Rectilinear Beryllium Tile Pack Assembly (Figure 4).....	2-3
2.1.3 Option 3 – Trapezoidal Beryllium Tile Pack Assembly (Figure 5).....	2-4
2.1.4 Tile Sizing.....	2-5
2.2 Graphite Spacers	2-5
2.3 Stainless Steel and CuCrZr Composite Heatsink Base Component	2-6
2.3.1 Component Cross Section.....	2-6
2.3.2 Component plan view	2-7
2.4 HIP Can Design	2-8
2.5 Preparation of Surfaces Prior to the Tile bonding HIP	2-8
2.6 Be Tile Bonding HIP Process	2-9
2.7 Final Machining of the Assembly.....	2-9
2.8 Non Destructive Examination of Front Panel Tile Bonding	2-9
2.9 Joining the Front Panel to the BSM	2-10
2.9.1 Bolted solution	2-11
2.9.2 Welding	2-11
2.9.3 Ultra low temperature HIP.....	2-11
3.0 CONSULTING ON PROCESS RESTRICTIONS FOR HIPING OF FIRST WALL STRUCTURES INCLUDING BERYLLIUM.....	3-12
3.1 Environment constraints for beryllium clad first wall components	3-12
3.2 Stainless steel.....	3-12
3.3 CuCrZr copper alloy	3-13
3.4 Beryllium	3-13
3.5 Beryllium to CuCrZr bond interface	3-14
4.0 ELABORATION OF AN OFFER FOR JOINING BERYLLIUM STRUCTURES WITH COPPER CHROME ZIRCONIUM FOR ITER RELEVANT DIMENSIONS	4-15
4.1 Previous ITER First Wall Components Produced by AMEC	4-15
5.0 REFERENCES	5-1

TABLES

Table 1: Properties data for materials of the ECRH panel	1
Table 2: Temperature limits for the front panel	2

FIGURES

Figure 1: Task order EFDA 93/851 JH component (Tile pack size 100mm x 100mm)	4-16
Figure 2: Thermograph of Task order EFDA 93/851 JH component during heat flux testing following 200 cycles @2 MW/m ² (no defects indicated).	4-16

Figure 3: EFDA Contract 05-973 Thermal Fatigue Mock-Up (Tile pack size 250mm x 110mm)	4-17
Figure 4: Rectilinear Be Tile Pack	1
Figure 5: Trapezoidal Be Tile Pack (Plan view of Indicative Tile Pack on Front Panel)	2
Figure 6: Stainless Steel / CuCrZr heatsink base cross section options	3
Figure 7: CuCrZr / St St heatsink base Component (Rectilinear Block) – Option 1	4
Figure 8: Plan view of CuCrZr / St St heatsink base component (Near Net Shape) – Option 2	5
Figure 9: Beryllium Tiles	6

APPENDICES

APPENDIX A.	EXTRACTS FROM FZK REPORT “SPECIFICATION OF THE BLANKET SHIELD MODULE (BSM) HOUSING OF THE ECRH UPPER PORT PLUG (DRAFT VERSION)”	A-1
-------------	---	-----

GLOSSARY / ABBREVIATIONS

Be	-	Beryllium
Blanket Shield Module	-	BSM
Copper Chrome Zirconium	-	CuCrZr
Electron Cyclotron Resonance Heating	-	ECRH
Electrical Discharge Machining	-	EDM
First Wall Panel	-	FWP
Hot Isostatic Pressing	-	HIP
Non-Destructive Examination	-	NDE
Thermal Fatigue Mock-ups	-	TFM
Stainless Steel	-	St/St

1.0 INTRODUCTION

This report is produced in response to a request from Forschungszentrum Karlsruhe (FZK) to provide consultancy services to support the Hot Isostatic Pressing (HIP) process bonding of Beryllium First Wall Panel structures. In particular it is the intention of this document to provide responses to the following items of request from FZK, Ref. [1]:

- Evaluation of up-scaling potentials for the present HIPing procedures of the First Wall Panel (FWP) to the processing of the full Blanket Shield Module (BSM) housing and the FWP
- Consulting on process restrictions for HIPing of First Wall structures including beryllium
- Elaboration of an offer for joining beryllium structures with CuCrZr / StSt for ITER relevant dimensions

In support of the above requests, FZK provided AMEC with a "Specification of the Blanket Shield Module (BSM) Housing of the ECRH Upper Port Plug (Draft Version)" Ref. [2]. Within this document, the First Wall Panel of the ECRH BSM is referred to as the "Front Panel". Dimensions of the BSM and Front Panel are also given and have been used as a basis for the evaluation outlined in this document. Copies of the drawings referenced are given in the Appendices.

This report will address each of FZK's requests based on the following assumptions, Ref. [11]:

- A "CuCrZr / St St" component of the dimensions shown in FZK drawing A-3 (Appendix A) is suitable for the heatsink base onto which the beryllium tiles will be bonded
- The CuCrZr / St St heatsink base of the Front Panel will be supplied to AMEC as described by drawing A-3 and AMEC will not be required to generate any internal features described by A-3
- AMEC shall be able to define the "as delivered" dimensions of CuCrZr / St St heatsink base of the Front Panel to be supplied, so that it provides the features that we wish to use during subsequent processing operations (including lifting features)
- It is acceptable to provide lifting features as part of the final machined component

2.0 EVALUATION OF UP-SCALING POTENTIALS FOR THE PRESENT HIPING PROCEDURES OF THE FIRST WALL PANEL TO THE PROCESSING OF FULL BLANKET SHIELD MODULE HOUSING AND THE FWP

In order to carry out this evaluation, the task was divided to address each of the following design features of the Front Panel:

- Beryllium Tile Pack Assembly Design
- Graphite Spacers
- Stainless Steel (St/St) and Copper Chrome Zirconium (CuCrZr) Composite Heatsink Base Component
- HIP Can Design
- Preparation of surfaces prior to the tile bonding HIP
- Beryllium (Be) Tile Bonding HIP process
- Final Machining of the Assembly
- Non Destructive Examination of the Front Panel Tile Bonding
- Joining of Front Panel to Blanket Shield Module

2.1 Beryllium Tile Pack Assembly Design

The preferred option for the design of the Be tile pack of the Front Panel was determined taking into consideration the following variables:

- Material costs (including material wastage)
- Ease of assembly
- Ease of machining
- Material characteristics of final assembly
- Be tile size with respect to the thermal capabilities of the Front Panel (tile size is discussed in section 2.1.4)

Three options were considered in arriving at our preferred solution:

- 1) A single plate of Beryllium (Be) to be HIP bonded to the CuCrZr of the heatsink base component of the Front Panel.
- 2) A series of rectilinear tiles HIP bonded to the CuCrZr of the heatsink base of the Front Panel (see Figure 4).

- 3) A series of trapezoidal tiles HIP bonded to the CuCrZr of heatsink base of the Front Panel (see Figure 5).

The advantages and disadvantages for each option in relation to the variables listed is discussed in the following sub-sections.

2.1.1 Option 1 – Single Beryllium Plate

Description – This option would utilise a single piece of Be plate HIP bonded to the CuCrZr face of the heatsink base of the Front Panel.

Advantages

A single Be plate would provide a simplified solution to the method of assembly (as compared to an assembly comprised of Be tiles) in preparation for HIP bonding. A single plate would also reduce machining costs as compared to the production of Be tiles. However, as is noted below, these advantages are far outweighed by the disadvantages presented by the use of this method.

Disadvantages

It is considered that HIP bonding a single plate of Be to a CuCrZr surface of the Front Panel of the dimensions given in Ref. [2] (see Appendix A) would not give favourable results. Due to the differential thermal expansion of the three major layers (St/St, CuCrZr and Be) of the panel during the HIP cycle, a failure of the bond between the Be plate and the CuCrZr layer is likely to occur at the plate edges. For this reason AMEC have only used relatively small tiles (~50mm square) in previous large HIP process bonded components. It is for these reasons that this option is discounted by this study.

Other disadvantages would include the potential difficulty in sourcing Be plate at the required dimensions along with material costs associated with the loss of Be material during machining of the slots between tiles. Removing relatively large amounts of Be during machining would also generate large amounts of Be particulate, which would be a safety concern. Slots are required to decrease the size of the beryllium cladding pieces and to improve the in-service heat flux performance of the Be bond. Without slots the larger dimensions of the plate in combination with the differential thermal expansion leads to a higher strain fatigue at the plate edge, reducing performance. Also, slots cut through the copper alloy of the panel may offer a mechanism to reduce the electromagnetic forces by interrupting the eddy currents that would be induced within the high conductivity copper alloy without such slots.

2.1.2 Option 2 – Rectilinear Beryllium Tile Pack Assembly (Figure 4)

Description – This option would utilise a series of rectilinear Be tiles HIP bonded to the CuCrZr face of the Front Panel's heatsink base. Prior to the tile bonding HIP assembly, the Be tiles would be arranged, generally as shown in Figure 4 utilising graphite spacers between the tiles.

Advantages

A series of rectilinear Be tiles affixed to the CuCrZr surface of the Front Panel via a HIP process is the method by which AMEC have produced previous First Wall Panel prototype assemblies. The advantages and disadvantages listed here are only relative to those of a trapezoidal tile pack layout (see Section 2.1.3 below) since a single Be plate has been discounted for reasons listed under Option 1.

The HIP process requires that component dimensions are kept within relatively precise dimensional tolerances (of the order of +/-0.1mm) so that gaps do not allow excessive movement during HIP. Small variations in tile size can be accommodated during assembly of the tile pack by re-arrangement of similar tiles. This option would provide fewer batches of identical tiles leading to a simplified assembly.

Due to the shape of the tiles for this option, there is likely to be a reduced material cost over Option 3 (however this may be offset by the disadvantage of final machining listed below).

Disadvantages

For this option, when assembled prior to HIP processing, the peripheral Be tiles overlap what will be the edge of the component's final profile. For this reason, following HIP processing, the peripheral tiles that overlap the edge will be required to be either Electrical Discharge Machined (EDM) or machined using other techniques to form the components final profile. This will lead to material wastage, in the case of EDM, the effect of EDM cutting HIP bonded materials is uncertain and a detrimental effect cannot be excluded. Trials currently being carried out on Thermal Fatigue Mock-ups (TFM) that AMEC have produced will show whether EDM cutting of HIP bonded materials is an issue. If EDM cutting of HIP bonded materials does prove to be an issue other methods of machining the final profile of the Front Panel are available.

2.1.3 Option 3 – Trapezoidal Beryllium Tile Pack Assembly (Figure 5)

Description – This option would utilise a series of trapezoidal Be tiles HIP bonded to the CuCrZr face of the Front Panel. Prior to HIP, the tiles would be arranged as shown by Figure 5, utilising graphite spacers in between tiles to arrange the tile pack.

Advantages

Following the HIP cycle to affix the Be tiles to the CuCrZr face of the Front Panel there will be a requirement to remove the graphite spacers. The final machining of the Front Panel will include machining between the tile slots to remove the graphite spacers and to provide the final desired slot width. During this machining operation there is a benefit to having a minimum number of 'T' slot intersections in the tile pack, since each 'T' intersection will provide some difficulty in providing a machined slot between tiles (although these difficulties are not insurmountable). This option has fewer 'T' intersections than Option 2 (4 as compared to 7).

Disadvantages

The main disadvantage of this option is that there will be a larger number of batches of identical tiles (9 compared to Option 2's 2 batch sizes) with some groups only having two tiles of the same size. This in turn will lead to a decrease in the probability of a good fit when assembling the tile pack prior to the HIP. For this reason this option is discounted.

Other disadvantages include the fact that the trapezoidal tile shape would lead to more difficulty and higher levels of material wastage during tile cutting.

In conclusion Option 2 is the preferred option due to ease of assembly and reduced Be wastage over Option 3 (Option 1 was discounted due to likelihood of a failure of the tile bond during the HIP process).

2.1.4 Tile Sizing

The tile size is determined from a compromise between two main factors:

- Heat flux performance
- Durability and component lifetime

Heat flux testing of differing tile sizes and geometry shows that for the various bonding systems under consideration for tile joining, including HIP processing and brazing, that smaller tiles give a better heat flux performance, Ref. [7]. The relationship between tile size and heat flux performance is believed to occur as a consequence of the differential thermal expansion of the tile relative to the heatsink base during heat flux exposure and the resultant strain fatigue under cyclic load. A smaller tile naturally results in a smaller linear dimension between the tile centre and edge and hence smaller thermal expansion. Thus for a given combination of interlayer materials and tile thickness, a smaller tile reduces the strain fatigue encountered by the bond and associated interlayers, improving performance.

For the first wall panels of the bulk of the ITER Blanket a tile size of 62mm x 62mm x 10mm thick has been selected to accommodate the 0.3 - 0.5MW.m⁻² heat flux load. The tile size is based on a rough compromise between the preference for large tiles, which reduces fabrication costs and small tiles which improve heat flux performance, Ref [10]. Work on brazed tiles shows a 50% reduction in tile size results in a 20% increase in performance, Ref. [7].

For the Electron Cyclotron Resonance Heating (ECRH) panel surface the tiles should be sized to accommodate at least the same level of flux as the standard Blanket Panel. Consequently it is appropriate to set the largest allowable tile dimension equal to or smaller than the reference size for the standard Blanket. Another factor to consider in the tile layout is the preference to avoid sharp corners, which could lead to hot spots which might melt when subject to the heat flux. To reduce fabrication costs it is also preferable to decrease the number of different tile sizes to a minimum (see Section 2.1.2). These factors lead to the selection of a two tile sizes, 39.9mm x 51.2mm x 10mm and 59.9mm x 51.2mm x 10mm (see Figure 9). Further information on the tile pack layout is given in sections above.

2.2 Graphite Spacers

Graphite spacers are used in the assembly of the tile pack to provide spacing between tiles. The selection of the spacer size is dependant on:

- i. Fabrication practicality
- ii. Minimisation of the exposed CuCrZr alloy / copper area
- iii. Corner melting and fusion across gaps during use

The optimum spacing of the tiles is subject to development, Ref. [7]. For the Blanket First Wall Panel prototype a spacing of 2mm has been adopted, with a spacer width of about 1.8mm prior to final machining of the slots. The provision of a different gap width is possible, should research and development identify such a need. Wider gaps do not pose a problem, narrower gaps down to 0.5mm can be produced but costs are increased due to the difficulty of removing the spacers from such narrow gaps.

The same graphite spacer and tile gap width as the Blanket First Wall Panel assembly have been assumed for the ECRH Front Panel design.

2.3 Stainless Steel and CuCrZr Composite Heatsink Base Component

The CuCrZr / St St heatsink is a base onto which the Be tiles are subsequently HIP bonded. The variables considered in choosing a preferred option were identified as follows:

- Simplicity of CuCrZr / St St heatsink HIP assembly
- Machining costs
- Material wastage / cost

Two aspects of the component are considered, the cross section and plan view:

2.3.1 Component Cross Section

Viewing the HIP bonded heatsink component in cross section, two options were considered:

- 1) A simple sandwich of CuCrZr HIP bonded to a flat layer of stainless steel, shown in Figure 6a.
- 2) A block of stainless steel HIP bonded to a CuCrZr insert, shown in Figure 6b.

Option 1 (Figure 6a)

Advantages

This option represents the simplest HIP assembly arrangement.

Disadvantages

Taking into consideration AMEC's requirements for tile bonding, more of the heatsink base component material would have to be removed by machining to achieve the final Front Panel dimensions, leading to higher machining cost and more material wastage.

Option 2 (Figure 6b)

Advantages

It is a requirement that the heatsink base is machined to suitable dimensions prior to assembly and subsequent HIP processing. This option would represent an improvement over Option 1 in terms of the amount of removed (and wasted) material, leading to reduced costs.

Disadvantages

This option would represent a slightly more complex assembly for HIP bonding of the heatsink base.

In conclusion, due to the lower machining costs and reduced material wastage, Option 2 is the preferred option.

2.3.2 Component plan view

When viewing the stainless steel/CuCrZr component in plan view, the following options were considered:

- 1) A rectilinear block, Figure 7
- 2) A near net shape, Figure 8

Option 1 (Figure 7)

Advantages

A rectilinear block would represent simplest form for CuCrZr / St St heatsink HIP assembly. It would also provide opportunity for providing proof production samples during final machining.

Disadvantages

This option would require more material to be removed during final machining than Option 2 leading to a marginal increase in material costs / wastage.

Option 2 (Figure 8)

Advantages

A near net shape would require less material wastage during final machining.

Disadvantages

This option would be a more complex assembly for the CuCrZr / stainless steel component HIP.

Due to the relative simplicity of Option 1 over Option 2, with only a marginal cost increase (if any) Option 1 represents the preferred solution for AMEC.

2.4 HIP Can Design

It is proposed that the HIP 'Can' is welded to the CuCrZr / St St heatsink and forms a close fit canister for the Be tile pack ready for the tile bonding HIP. There is a requirement for it to be manufactured to within tolerances of +/- 0.1mm. For this reason it is considered that there is only one option for manufacture and that is to machine the component from a single piece of stainless steel, as opposed to a HIP Can fabricated from separate pieces of material.

A stainless steel lid, with an evacuation tube and valve will be welded in place onto the HIP Can. Following the assembly of the tile pack within the HIP Can, helium leak testing is then performed on the assembly to ensure a good seal, prior to HIP. Finally, a partial vacuum is pulled on the HIP Can and the assembly submitted for a tile bonding HIP.

2.5 Preparation of Surfaces Prior to the Tile bonding HIP

AMEC's method of achieving an improved tile HIP bond includes the electroplating of a 700µm layer of pure copper onto the CuCrZr face of the CuCrZr / St St heatsink component. Copper is required to provide a compliant layer which plastically deforms under the differential thermal expansion during the cooling phase of the HIP cycle. The thickness of this layer has been established by AMEC with knowledge accumulated during our research, development and manufacture of previous Blanket FWP prototypes. It is proposed that the same thickness as the latest Blanket FWP prototype is used for the ECRH Front Panel. Other methods of applying the pure copper layer, such as foils, are possible. However, experience shows that other methods tend to cause pre-HIP cleaning difficulties which lead to a reduced in-service heat flux performance for the component.

Prior to tile bonding HIP, there is a requirement to degrease components and to prepare CuCrZr face of the component. No alternative options were considered to AMEC's established procedures since a full scale Blanket First Wall Panel has recently been successfully degreased and etched using these methods.

The main difficulty to be overcome when carrying out the degreasing and etching will be the handling of the components given their relatively large size and substantial weight (for general sizes and weight see Figure 4 and Figure 7 prior to and post tile bonding HIP). Manual handling will not be acceptable and so suitable lifting gear will be required. For this reason four lifting points (eyebolts and shackles) will be a required feature of the Front Panel design from the production time of the heatsink base to the time of final machining (post tile bonding HIP). Beyond final machining of the Front Panel it should be noted that manual handling is foreseen to be problematic if lifting features cannot remain as part of the Front Panel design (e.g. the use of slings would be difficult due to the tapered sides of the Front Panel). For this reason AMEC recommend that consideration is given to leaving either blind tapped holes for lifting eyebolt attachment or other lifting points for post final machining and any required subsequent handling.

AMEC's method of achieving a good HIP bond between the Be tiles and CuCrZr face of the CuCrZr / St St heatsink component utilises a 5µm layer of Titanium (Ti)

on the Be tile face, applied by ion sputtering. It is proposed that this measure is employed in the production of the Front Panel for the BSM.

2.6 Be Tile Bonding HIP Process

Due to the similarity of the ECRH port plug Front Panel and standard Blanket Module First Wall Panel functional requirements, it is considered appropriate to carry out the Front Panel's tile bonding HIP under similar conditions to the First Wall Panel (580°C, for 2 hours at 140MPa). The main issue in this instance is the provision of a HIP furnace of suitable dimensions to accommodate the Front Panel. Discussion with our subcontractors has confirmed that suitable facilities are available and we are confident in their capability to satisfy these requirements.

2.7 Final Machining of the Assembly

Following the tile bonding HIP, the Front Panel will require several machining operations to remove the can and lid, to remove the graphite spacers, to provide the required slot width between tiles and to provide the final profile of the Front Panel as required by FZK drawings.

During final machining several issues will have to be overcome, these include:

- Prevention of Be tile chipping
- Ensuring final Front Panel dimensions are achieved without compromising the HIP bond
- Ensuring final dimensions of features on the underside of the Front Panel are achieved
- Ensuring slots between tiles are machined to required dimensions (and removing as much material as is reasonably practicable at 'T' intersections)

AMEC have experience in the manufacture of many of the above features on previous small scale mock ups and First Wall Panel prototype HIP bonded assemblies and will be cognisant of the necessary precautions to ensure the above issues are addressed.

2.8 Non Destructive Examination of Front Panel Tile Bonding

Following final machining of the Front Panel, normally arrangements are made for a Non-destructive Examination (NDE) of the tile HIP bond using an experienced ultrasonic testing contractor to demonstrate that no gross defects are present in the tile bonding.

During an ultrasonic inspection, a well-bonded dissimilar metal joint should give a constant signal amplitude reflection. This amplitude level will depend on the difference between the acoustic impedances of the two materials, so its level can be predicted.

The ultrasonic inspection process seeks to find signals from the joint that are larger than those expected from a well-bonded dissimilar metal joint. The approach in inspecting solid phase joints, as formed by the HIP process, using ultrasonics is twofold:

- To find any signals that are present in the region of the joint interface that are of amplitudes above that expected from a well-bonded interface (e.g., dissimilar metal joint) and/or the general level of ultrasonic grain noise.
- To establish the location and area of extent of ultrasonic indications. For example, an area of low-amplitude indications near the corners or edge of the specimen (where localized strain is most likely to occur) may be indicative of an area of joint weakness.

2.9 Joining the Front Panel to the BSM

As part of the ECRH design the Front Panel is to be joined to the BSM. The joint must accommodate the functional interfaces and loads expected, both from in-service and maintenance activities. The functional interfaces must include provision for a hydraulic connection, which is used for the active cooling of the panel. The loads expected on the panel include structural loads due to gravity and electromagnetic forces and also thermal loads arising from the surface heat loading of the beryllium surface and volumetric loading from neutron absorption. As the prototype panel considered by this report does not include a tube gallery for the purpose of active cooling (see Section 1.0), the provision for the hydraulic connection is not specifically considered here.

In the FZK specification for the BSM, Ref. [2], it is anticipated that the panel will be joined to the BSM by a type of welding. As detailed in Section 3.0, there are limitations on the temperature to which the completed panel can be subject. The most stringent limitation is on the CuCrZr temperature, which over a timescale of less than 2 hours, must not exceed 450°C during the joining of the panel to the BSM in order to prevent a degradation in the material properties of the CuCrZr due to over age hardening. This means that a conventional stainless steel to stainless steel HIP bonding process with a temperature of 1050°C cannot be used. It is interesting to note that if a sealed stainless steel can containing the panel were processed at 1050°C, a melt of copper and beryllium would form leading to a catastrophic panel damage, with a high risk of HIP can failure and beryllium contamination of the HIP furnace.

On the reference European design for the Blanket Modules the First Wall Panels are bolted to the Blanket Shield, Ref. [8]. This avoids the difficulties associated with any elevated temperatures that might occur as part of a welding process. Consequently it is suggested that the option of a bolted solution should not be excluded. Narrow gap TIG, electron beam and laser techniques may be considered as candidate welding processes. The only option for a HIP bond would be to develop an ultra low temperature process compatible with the process condition restrictions for the panel. It is worth noting that the final machining of the panel includes provision of a centre relieved area which will be of benefit for allowing access to the surfaces to be bonded.

2.9.1 Bolted solution

For a bolted solution a series of bolts might be used to fix the panel to the BSM by positioning the bolts around the panel edge. No firm detail of the solution is given here, but a series of M16 screws, spaced at approximately 90mm, as used on the standard Blanket Module might be suitable, Ref. [8]. A bolted solution would ease disassembly of the panel from the BSM. Such a bolted solution would have to incorporate a keying system to support the component against the large electromagnetic forces anticipated during plasma disruption events. This would minimise the forces experienced by the bolts themselves.

2.9.2 Welding

The thickness of the BSM edge, to which the panel is welded is 60mm to 110mm wide, Ref [2]. The width is typically made up two layers of 20mm thick stainless steel, with a gap making up the remainder of the width. At the outer top shell of the stainless steel thickness is about 70mm. These thicknesses are consistent with a considerable heat input during welding and a substantial temperature increase ($> 50^{\circ}\text{C}$) of the Front Panel might be anticipated if conventional Manual Metal Arc (MMA) or Tungsten Inert Gas (TIG) methods are employed. This poses issues of distortion for the BSM and especially the panel, which as a multi-metallic component is particularly sensitive to the influence of thermal expansion. Consequently more advanced welding techniques such as narrow gap TIG, electron beam and laser techniques should be considered to reduce the heat input and thus reduce distortion.

2.9.3 Ultra low temperature HIP

A speculative option for the joining of the panel to the BSM could be to use an ultra low temperature HIP. The basis for the option would be to produce both the panel and BSM with copper layers bonded to their common interface. A copper layer could be bonded to the BSM front using a HIP process with a temperature of 970°C . For the panel the copper layer could be bonded to the panel rear as part of the HIP process used to produce the composite heatsink base prior to tile bonding. Following completion of the panel and BSM components, a copper to copper bond could then be produced using HIP with a temperature of about 450°C . Research would be needed to confirm the bonding conditions and the possible use of interlayer materials, however AMEC is confident that such a HIP bonding system could be developed, based on AMEC's experience of diffusion bonding and work by others, for example Ref. [12]. The research would have to prove the concept first at the laboratory scale, then at the larger scale of the BSM.

3.0 CONSULTING ON PROCESS RESTRICTIONS FOR HIPING OF FIRST WALL STRUCTURES INCLUDING BERYLLIUM

3.1 Environment constraints for beryllium clad first wall components

The current manufacturing route for the Blanket First Wall components accommodates the process requirements of the individual materials together with those of the HIP bonding process. Three first wall structural materials are present, namely beryllium, copper alloy and stainless steel. An outline of the properties for these materials is given in Table 1: Properties data for materials of the ECRH panel. Other materials such as pure titanium and pure copper are also present in small amounts to assist in the bonding process. Each material and material combination has limitations on the thermal conditions that can be tolerated during manufacture and subsequent in-service use. A summary of these limitations is given in Table 2: Temperature limits for the front panel. If the severity of the thermal conditions exceeds those allowable, the material or bond characteristics may be degraded; in certain circumstances this can result in a complete failure of the component. Consequently it is appropriate to consider limits on the allowable thermal conditions that can be applied during manufacture and in-service.

The description of the constraints on the conditions for beryllium clad first wall components given here considers issues present from the HIP bonding of the beryllium tiles to the heatsink base onward. Issues arising from the manufacturing processes prior to the bonding of the tiles are not specifically addressed.

3.2 Stainless steel

ITER has selected 316L(N) IG as the structural / shielding material for the first wall components, Ref. [3]. The environmental constraints on the treatment of stainless steel 316L are not particularly onerous due to the inertness and high melting point of the material relative to that of other materials present. Certainly numerous other issues arise before the material melting point of 1390°C (solidus) is passed, Ref. [4].

An issue which may become significant for stainless steel is sensitisation. Sensitisation is caused by chromium carbide precipitation at the grain boundaries, which leaves the remaining surface material chromium deficient. For type 316 stainless steel carbide precipitation occurs between the temperature range of 427°C to 826°C, Ref. [4]. The worst temperature is around 700°C where precipitation can occur in a matter of minutes; at lower temperatures within the range the precipitation rate is significantly reduced. Precipitation leaves the material susceptible to corrosion or surface cracking and porosity. This is a particular concern for the HIP process and also in-service use.

The susceptibility to sensitisation is almost eliminated by the adoption of the "L" or low carbon grade, but if the material is subjected to an adverse temperature regime sensitisation can still result if localised carbon concentrations are present. Such concentrations may arise from the metal production process and place an importance on the quality of the source material. To date no problems have been encountered with the 580°C, 2 hour HIP process used to bond beryllium to copper,

although it should be noted that particular attention has been paid to material quality given HIP process problems that have occurred elsewhere.

3.3 CuCrZr copper alloy

As a precipitation hardened alloy, CuCrZr is particularly sensitive to its thermal environment. The heat treatment requirements of the alloy must be aligned with the temperature requirements for the bonding. Also in-service temperatures must not reach levels that would cause a degradation in the material characteristics. In general there is a temperature limit of about 400°C for the CuCrZr of the component whilst it is in-service and subject to an exposure time of many (> 100) hours Refs. [5] & [6]. In the short term temperatures of 450°C can be withstood for approximately 2 hours.

Prior to the CuCrZr / Be bonding HIP the preceding processes, including the stainless steel / CuCrZr HIP bonding process, must effectively place the CuCrZr into the solution annealed and quenched state. Also the thermal exposure during this processing must not result in an excessive CuCrZr grain size. Note that in achieving the CuCrZr solution annealed state any localised sensitisation of the stainless steel, as described in section 3.2 will be eliminated.

To achieve the required CuCrZr strength, following solution annealing, the material must be age hardened by applying a suitable thermal exposure, i.e. combination of temperature and time. If the thermal exposure is too high or too low the material strength is significantly reduced, at these limits it is approximately halved. The reference heat treatment condition for CuCrZr is a temperature of 475°C for 3 hours, Ref. [6]. However, this temperature is too low to allow the HIP bonding of the beryllium tiles to CuCrZr. Development work has shown that a temperature of 580°C for 2 hours is suitable for both tile bonding and age hardening.

The reference heat treatment gives CuCrZr with a tensile strength of 413MPa and a hardness of 125 HV30. As hardness is related to strength, measurements of the material hardness provide a good assessment of strength. The integrated HIP and ageing heat treatment process gives a hardness of 103 HV30 which corresponds to a tensile strength of 352 MPa. The 15% reduction of strength seen with respect to the reference heat treatment is judged acceptable, but should be considered as part of the component design process, Ref. [7].

3.4 Beryllium

Due to its influence on the plasma properties beryllium has been selected as the reference plasma facing material for the bulk of the ITER first wall. Beryllium is beneficial both in terms of the low energy loss caused by incidental inclusion into the plasma and its oxygen affinity which tends to lower the plasma oxygen concentration, Ref. [8].

The constraints placed on the beryllium temperature are not onerous as the melting point is comparatively high at 1278°C. One point to note is that beryllium creeps significantly above about 550°C, if subject to typical structural loads.

Several beryllium grades have been tested and beryllium grade S-65C has been selected as the ITER reference, with DShG-200 held as a back-up option, Ref. [3]. S-65C is a high purity grade with a low beryllia content at 1% maximum. The low oxygen content assists in giving this beryllium grade better ductility and resistance to thermal shock than other grades. Despite this the elongation at room temperature is only 5%, although at 200°C the elongation exceeds 20%, Ref. [5]. This means that during manufacture particular care must be taken to avoid cracks in the material; such cracks could arise, either due to machining or rough handling.

Beryllium S65-C has a slight anisotropy which occurs as a result of the hot vacuum pressing process used in its production. During service the beryllium tiles may be subject to localised rapid transient high heat fluxes from plasma disruption events. There is concern that this could cause cracking in the material in the grain direction. Consequently at present there is a preference to align the long grain dimension normal to the panel surface to avoid delamination of the beryllium tiles.

3.5 Beryllium to CuCrZr bond interface

In addition to the individual temperature limits there are additional temperature constraints for the bond. The bond itself comprises a thin titanium layer adjacent to the beryllium and a pure copper layer adjacent to the CuCrZr alloy. Although the melting points of all these materials is in excess of 1000°C, the melting point of the material combination is not. The largest concern is the production of a ternary eutectic (Be/Cu/Ti) which is calculated to have a melting point of 808°C, Ref [9]. Clearly the temperature of the beryllium to CuCrZr bond must not be allowed to approach this temperature, otherwise catastrophic bond failure may result. This temperature limit is most pertinent to off-normal in-service events as the component will be damaged before this temperature is reached; specifically the CuCrZr will be weakened by over-ageing if 450°C is exceeded.

4.0 ELABORATION OF AN OFFER FOR JOINING BERYLLIUM STRUCTURES WITH COPPER CHROME ZIRCONIUM FOR ITER RELEVANT DIMENSIONS

Details of an offer for joining Be Structures with CuCrZr for ITER relevant dimensions are provided within the Technical and Commercial Proposals submitted with this document.

4.1 Previous ITER First Wall Components Produced by AMEC

AMEC is confident of being able to provide a professional, efficient and cost effective solution to the problem of providing an ECRH Blanket Shield Module Front Panel Prototype. AMEC and its predecessors (including NNC) have successfully performed similar work in the past. Selected examples are listed below:

- Supply of a prototype component for the ITER divertor baffle
- Beryllium option concept II
Framework contract -Task order EFDA 97-918B *Completed 2002*
- Optimisation study for the bonding of beryllium to CuCrZr alloy
Framework contract -Task order EFDA 93/851GN *Completed 2003*
- Further optimisation study for the bonding of beryllium to CuCrZr alloy
Framework contract -Task order EFDA 93/851 IJ *Completed 2004*
- Investigation of the influence of the copper electroplate process on the HIP bonding of beryllium to CuCrZr with a copper interlayer
- Task order EFDA 93/851 JH (see Figures 1 & 2) *Completed 2005*
- Production of Two Thermal Fatigue Mock-ups beryllium to CuCrZr alloy
EFDA Contract 05-973 (see Figure 3) *Completed 2007*
- HIP joining of Beryllium Tiles onto a First Wall Panel
EFDA contract 05-991 *Currently ongoing*

The success of previous work is demonstrated by the excellent performance of the components under heat flux testing, with heat fluxes up to 3 MW/m² withstood. A prototype component manufactured by NNC under task order EFDA 93/851 JH, together with the corresponding thermograph during heat flux testing is shown below.

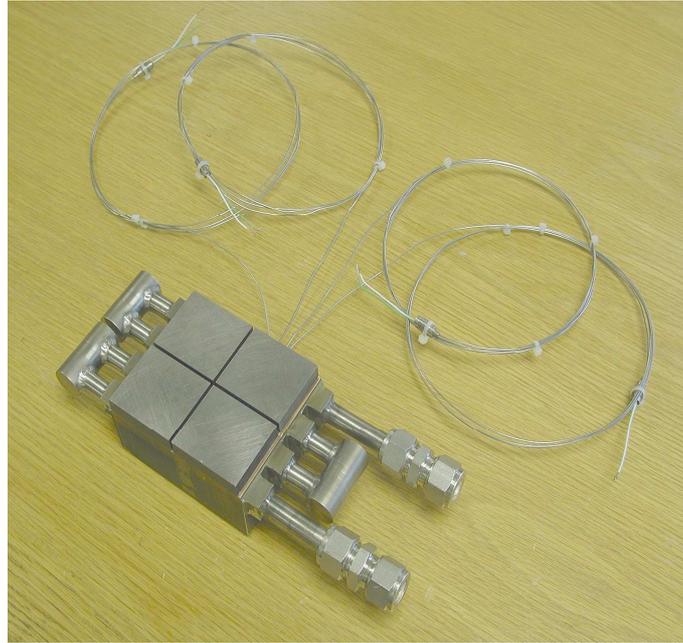


Figure 1: Task order EFDA 93/851 JH component (Tile pack size 100mm x 100mm)

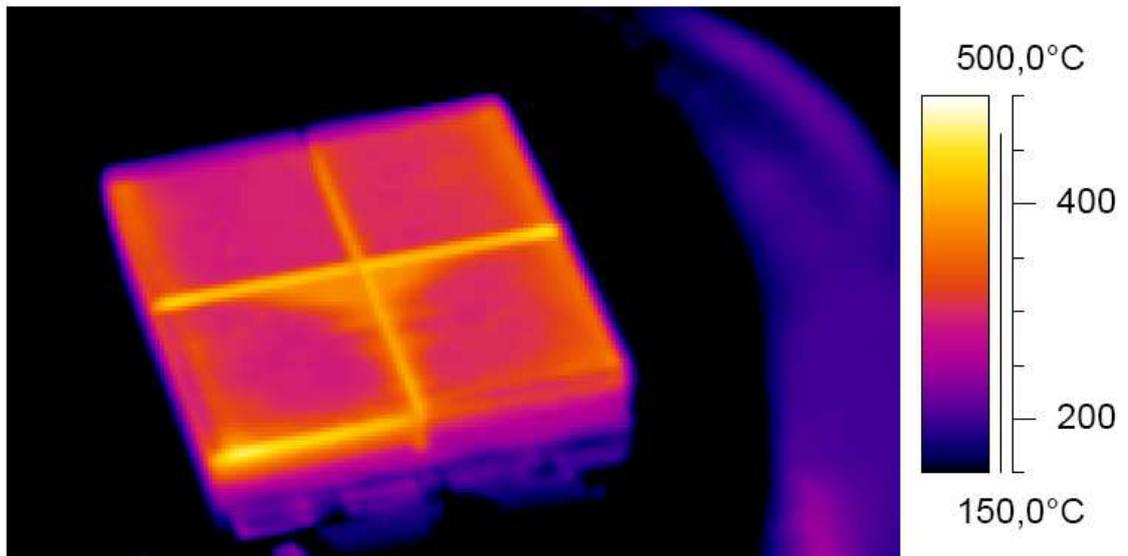


Figure 2: Thermograph of Task order EFDA 93/851 JH component during heat flux testing following 200 cycles @2 MW/m² (no defects indicated).

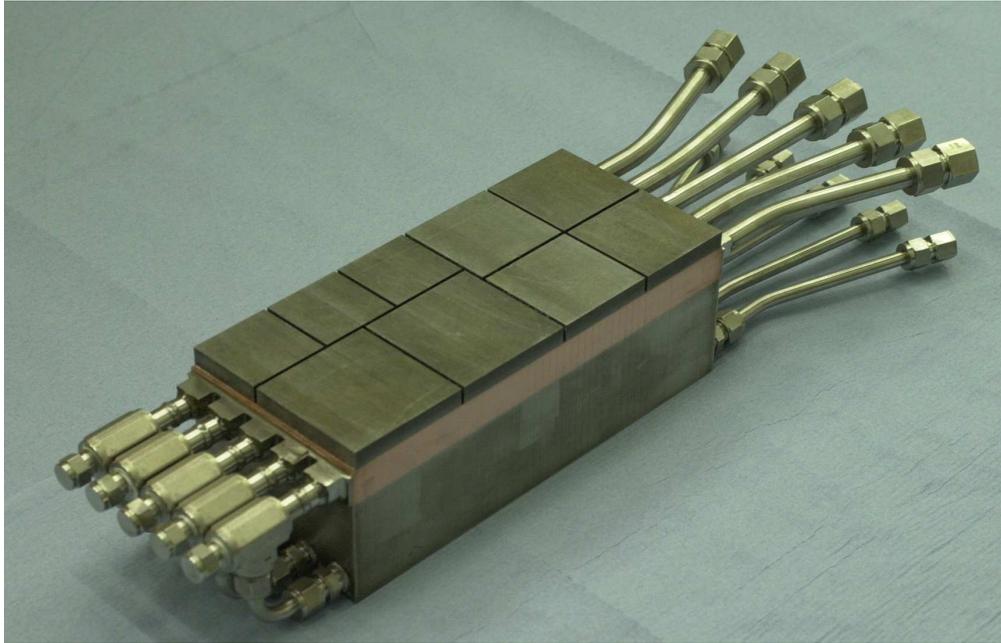


Figure 3: EFDA Contract 05-973 Thermal Fatigue Mock-Up (Tile pack size 250mm x 110mm)

For the current contract to bond Be tiles to a Blanket First Wall Panel (EFDA contract 05-991), the Panel has successfully passed its tile bonding HIP and is undergoing final machining. It should be noted that this panel is at full ITER dimensions of approximately 900mm in length and 254mm in width. Upcoming NDE will help determine the success of the bond between the Be tiles and the CuCrZr of the Panel.

In support of some of the above projects AMEC have studied the thermomechanical characteristics of assemblies during the HIP process. Finite Element Analysis of the assemblies was used to assess the temperature distribution during the HIP cycle and the structural response of the component. Due to the complexity of the behaviour, simplified unit cells were used, avoiding the need for large models of the components for which a solution is currently impractical. Of particular interest was the pressure transmission to the tiles through the thin lid of the can and the residual stresses build-up at the tile bond during cooling. As analysis was based on simplified unit cells the understanding gained can be generally applied to the future components.

5.0 REFERENCES

Ref. No.	Title	
1	FZK Order Number 320/20381214/IMF-I	4 th December 2007
2	Specification of the Blanket Shield Module (BSM) Housing of the ECRH Upper Port Plug (Draft version) Prof. Dr. K.-H. Zum Gahr Forschungszentrum Karlsruhe (FZK) Under cover of Email From Theo Scherer (FZK) to Eric Rodgers (AMEC) 08/01/08	November 2006
3	Review of the ITER Technology R&D Section 3.5 Materials Development and Test Fusion Engineering and Design, 55 (2-3)	2001
4	Materials datasheet 316, 316L, 317L Sandmeyer Steel Company	March 2005
5	ITER materials properties handbook ITER document No. G 74 MA 4 98-06-28	June 1998
6	Influence of the manufacturing and off-normal operating conditions on CuCrZr alloy M. Merola, Stefano Libera, Aldo Orsini, Eliseo Vista Minutes of meeting between ENEA and EFDA	May 2000
7	Six-party qualification program of FW fabrication method for ITER blanket module procurement K. Ioki, F. Elio, V. Barabash et al. Fusion engineering and Design Vol. 82 pages 1774 - 1780	2007
8	ITER technical basis Plant description document Chapter 2.13 ITER document No. G A0 FDR 1 01-07-13 R1.0	July 2001
9	Application of beryllium to copper HIP bonding techniques to the manufacture for fusion reactor divertor baffles (monoblock type) P. Sherlock and B. Handy AMEC Report C5690/TR/0002	December 1999
10	Manufacture of two primary first wall prototypes with beryllium amour for ITER C. Boudot, I. Bobin-Vastra, P. Lorenzetto, et al. Fusion Engineering Design Vol. 66-68 Pages 347 - 352	2003
11	Email from Theo Scherer (FZK) to Eric Rodgers (AMEC) 22/01/08	

- 12 Diffusion bonding and brazing of high purity copper for linear collider
 accelerator structures
 J.W. Elmer, J. Klingmann, and K. Van Bibber
 Lawrence Livermore National Laboratory, Livermore
 physical review special topics - accelerators and beams, volume 4 May 2001

T A B L E S

Table 1: Properties data for materials of the ECRH panel

Property	Temp. / °C	Material		
		Beryllium S-65C	Stainless steel 316L	CuCrZr (Optimally aged)
Material structure	N/A	Slightly anisotropic grains Typical grain size 10 - 20µm	Austenitic stainless steel Typical grain size 10 - 40µm	Precipitation hardened copper alloy Typical grain size 50 - 250µm
Mean thermal expansion coefficient / 1E-6	20	11.3	15.9	15.7
	600	16.1	18.7	19.0
Young's modulus / GPa	20	306	192	129
	600	273	145	96
Poissons ratio	20	0.071	0.27	0.34
	600	0.057	0.33	0.34
0.2% yield strength / MPa	20	225	281	202
	600	121	142	98*
UTS / MPa	20	338	582	346
	600	158	411	177*
Elongation / %	20	1.2	66	28
	600	20.3	48	25*
Specific heat capacity / J / (g.K)	20	1.81	0.47	0.39
	600	2.90	0.59	0.45
Thermal conductivity / W / (m.K)	20	185	13.9	318
	600	98	22.3	316*

*Note: Initial value, at 600°C CuCrZr copper alloy is subject to rapid ageing and substantial change in material properties.

Data sourced from AMEC FEA materials database based primarily on Ref. 5.

Table 2: Temperature limits for the front panel

Material or material combination	Temperature limit or restriction	Reason / Notes
Stainless steel 316L	1390°C	Melting point
	427 - 826°C	"Sensitisation" due to precipitation of localised carbon impurities, but only if present Note: The effect occurs within minutes at 700°C
CuCrZr	400°C	Long term (100's of Hours) thermal exposure will cause over-ageing and a degradation of the material properties
	450°C	Short term (~2 hours maximum) thermal exposure will cause over-ageing and a degradation of the material properties
Beryllium	1278°C	Melting point
	550°C	Significant creep under structural loads must be considered
Beryllium / CuCrZr bond	808°C	Melting point of ternary eutectic between copper, beryllium and titanium

Figure 5: Trapezoidal Be Tile Pack (Plan view of Indicative Tile Pack on Front Panel)

Tile Geometry

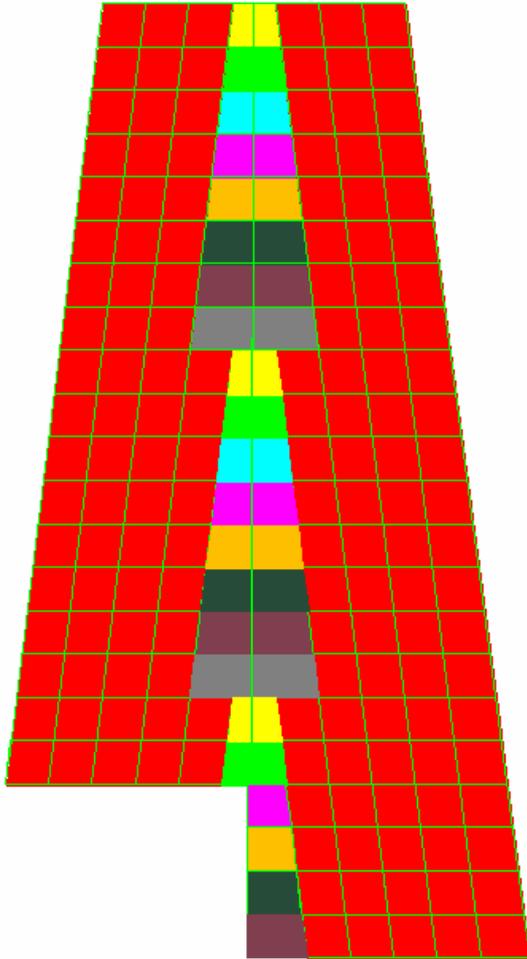
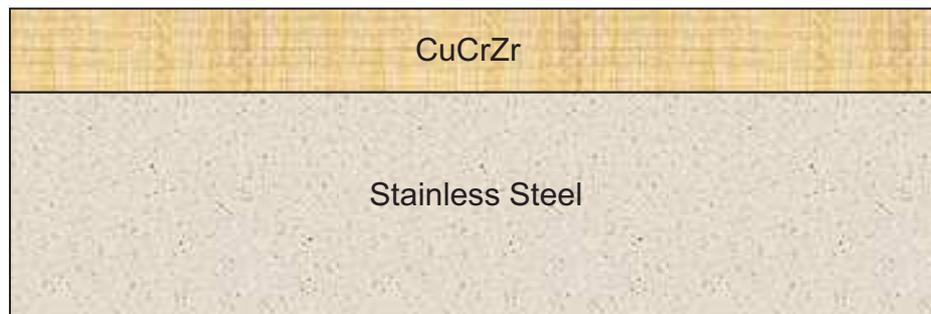
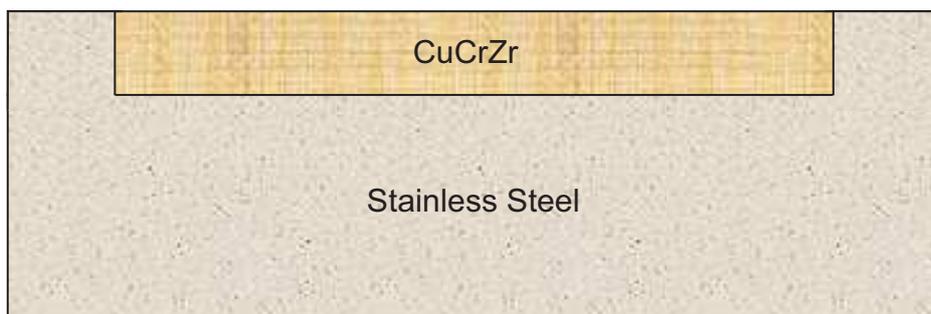


Figure 6: Stainless Steel / CuCrZr heatsink base cross section options



(a) Simple CuCrZr / stainless steel sandwich



(b) CuCrZr plate inset into stainless steel base

Figure 7: CuCrZr / St St heatsink base Component (Rectilinear Block) – Option 1

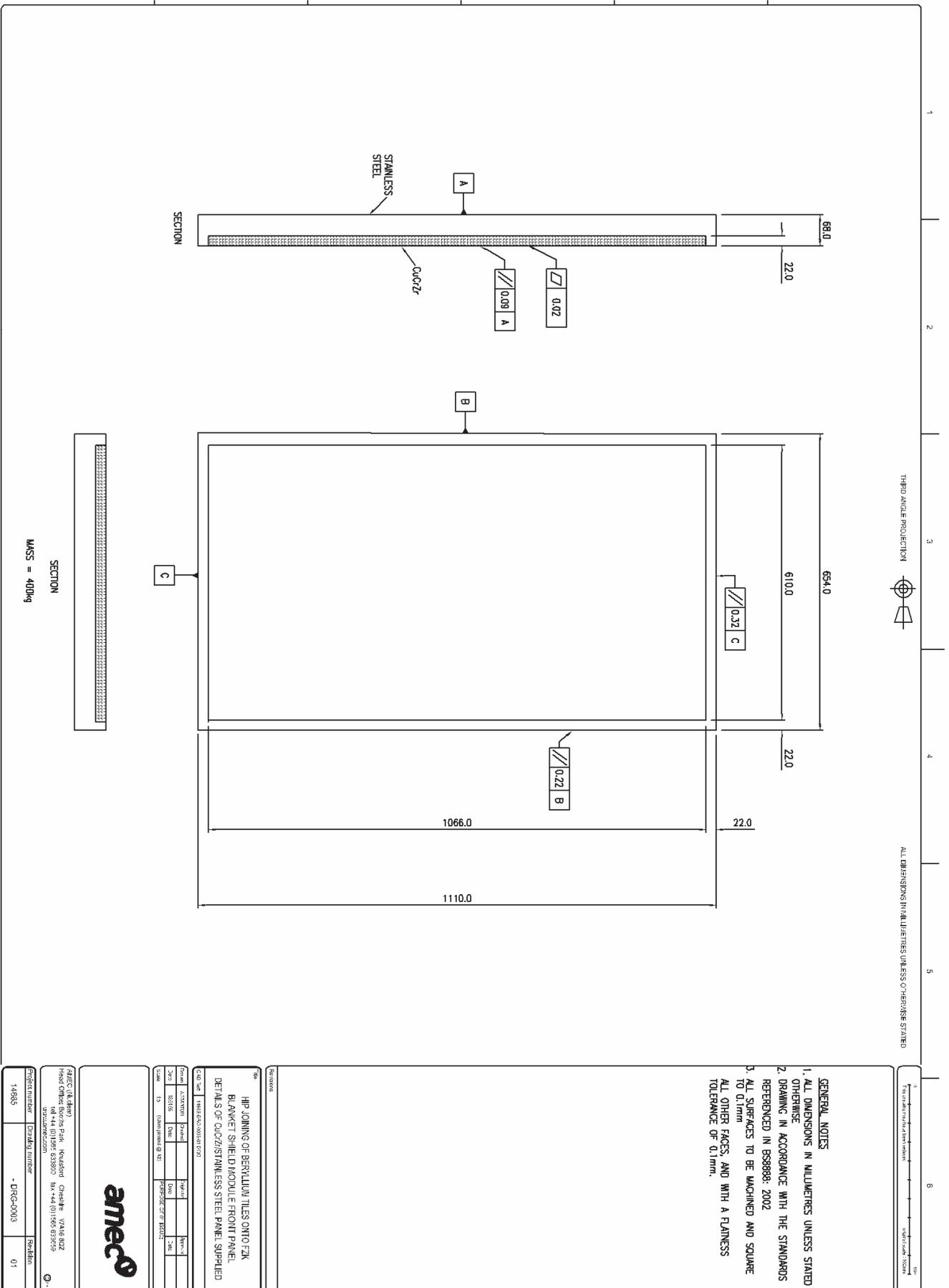


Figure 8: Plan view of CuCrZr / St St heatsink base component (Near Net Shape) – Option 2

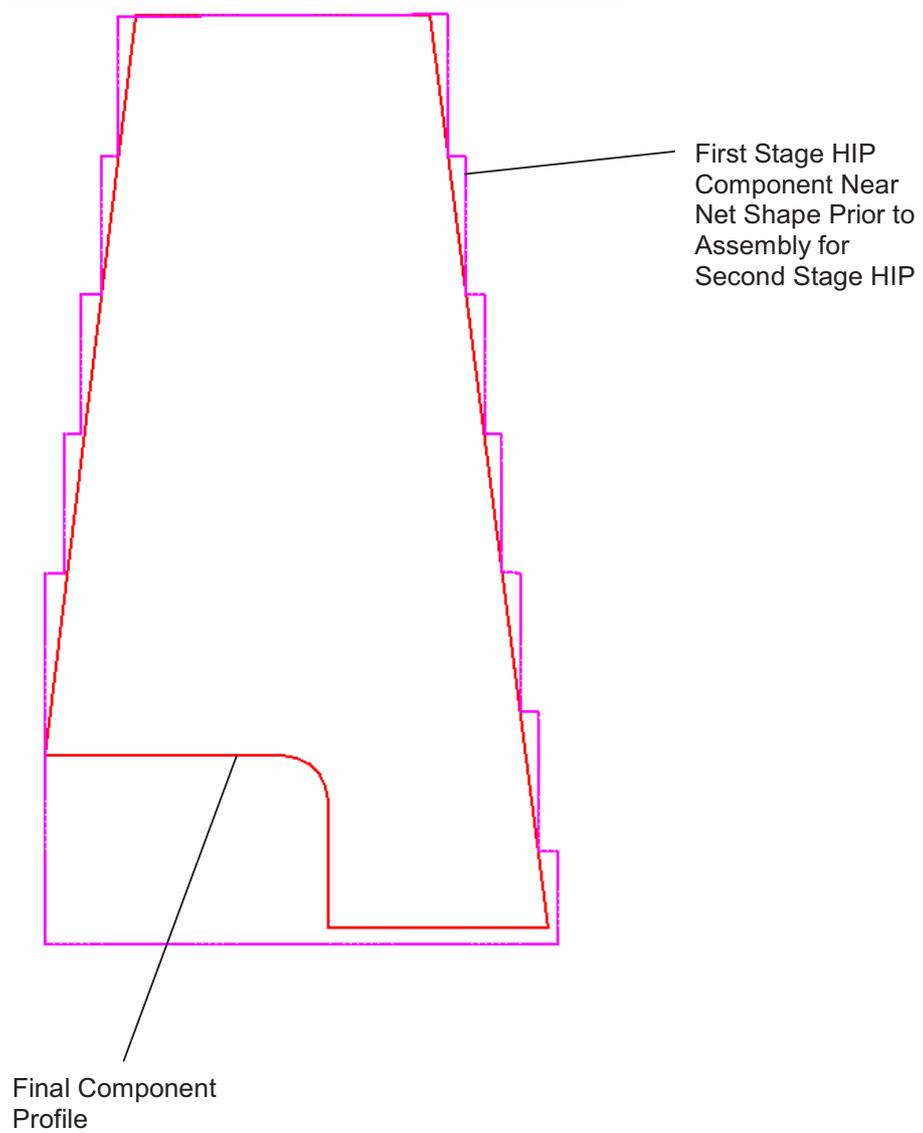
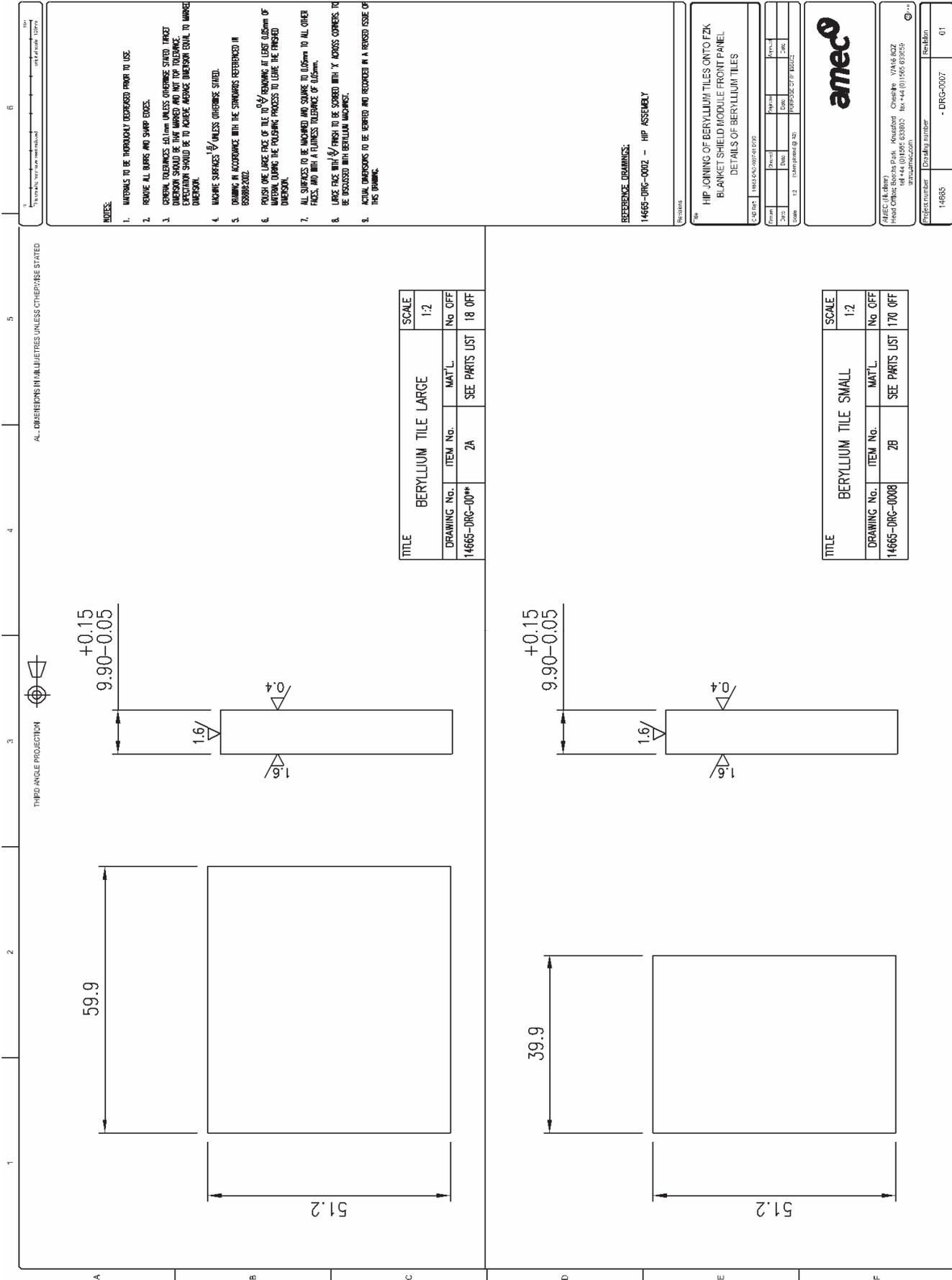
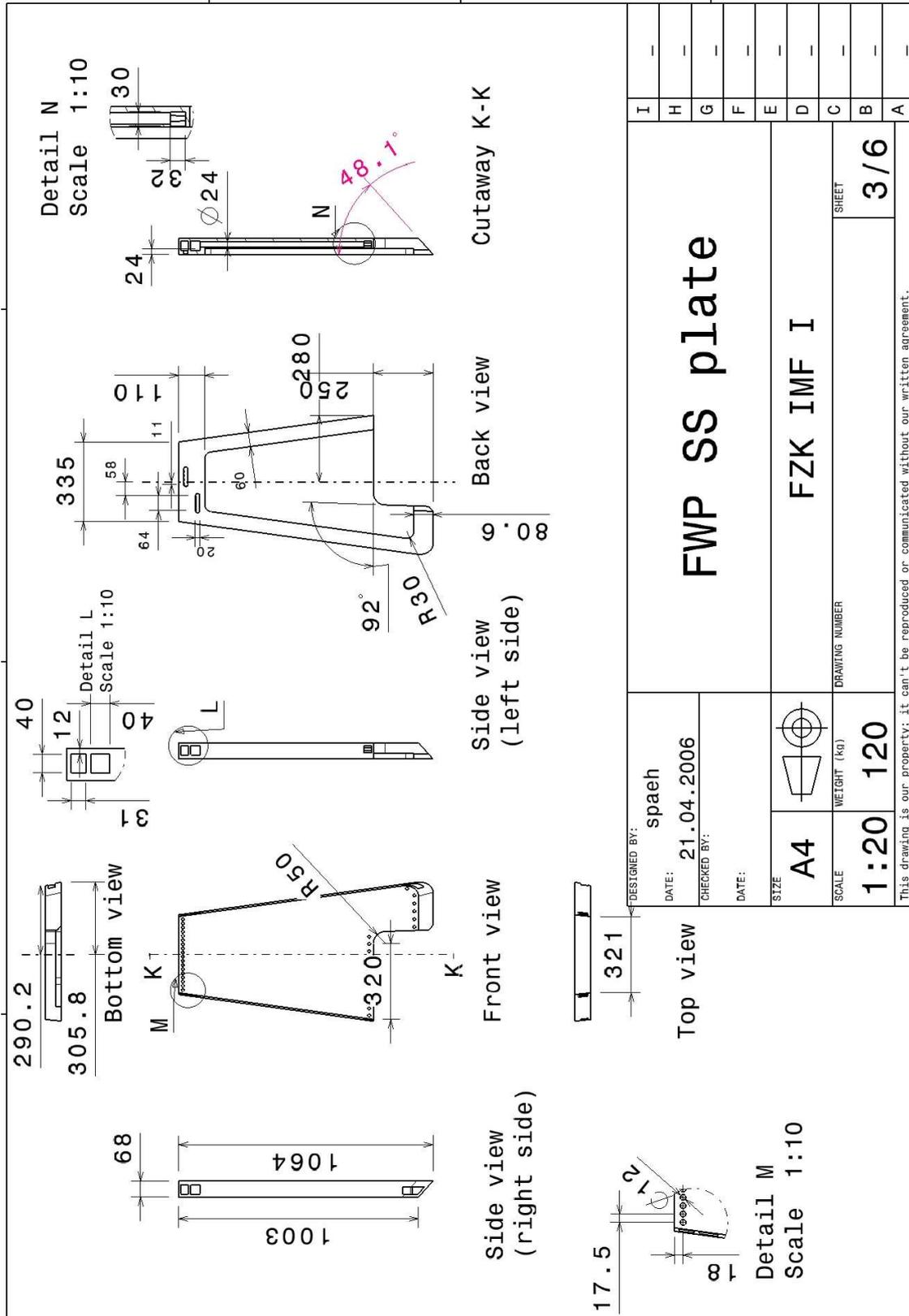


Figure 9: Beryllium Tiles



Appendix A. EXTRACTS FROM FZK REPORT "SPECIFICATION OF THE BLANKET SHIELD MODULE (BSM) HOUSING OF THE ECRH UPPER PORT PLUG (DRAFT VERSION)"



Drawing A-3

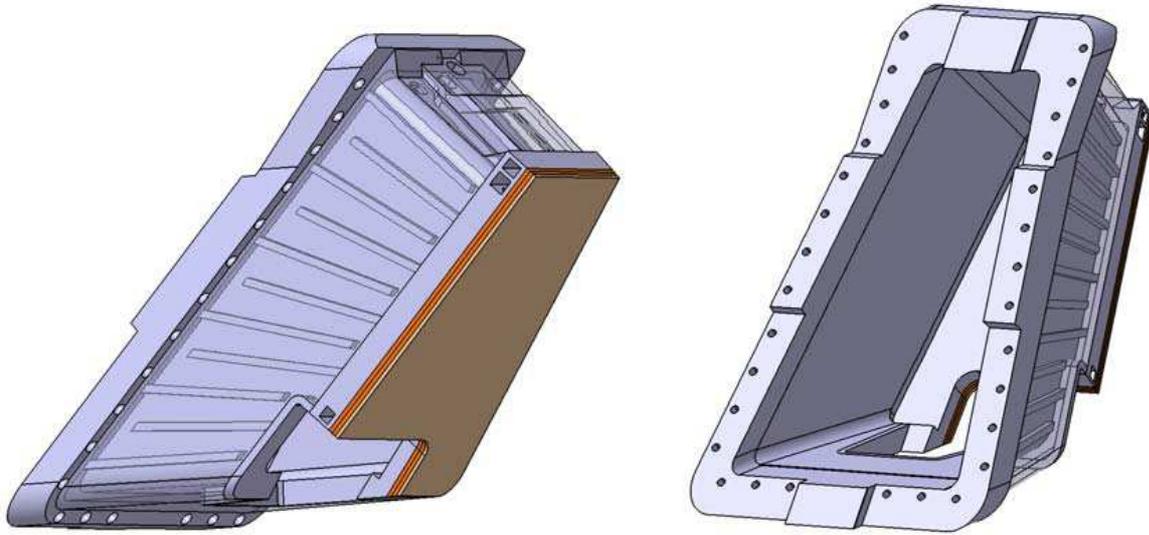
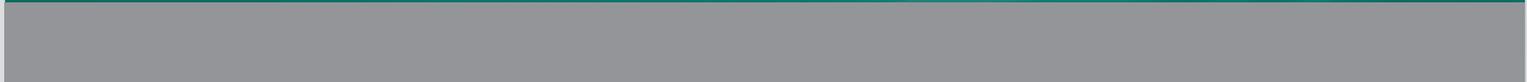


Figure 2: Front shield housing front and back view



ISSN 1869-9669
ISBN 978-3-7315-0380-4

