



Martin Kraker

Entwurf und Berechnung einer Leichtbaustruktur für einen holzbefeuerten Zentralheizungskessel

Diplomarbeit zur Erlangung des akademischen Grades

Diplom-Ingenieur

Technische Universität Graz

Fakultät für Maschinenbau und Wirtschaftswissenschaften

Institut für Leichtbau

Ass.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Christian Moser

Graz, Februar 2013

In Kooperation mit



Kurzfassung

Heizungssysteme, welche mit Holz betrieben werden, erfreuen sich steigender Beliebtheit. Häufig werden Pellets- oder Scheitholzkessel in bestehenden Einfamilienhäusern nachgerüstet. Dies gestaltet sich oft schwierig, da die betreffenden Kessel meist ein sehr hohes Gewicht aufweisen. Der Grund hierfür liegt darin, dass im Kesselbau üblicherweise unlegiertes Stahlblech mit hohen Wandstärken verwendet wird.

Das Unternehmen HET Heiz- & Energietechnik betreibt seit einigen Jahren Forschung und Entwicklung bezüglich der Einbindung von Leichtbaustrukturen in holzbefeuerte Heizkessel. Ziel dieser Bemühungen ist es, die wasserdurchströmten, druckbeaufschlagten Teile eines Kessels aus dünnem Edelstahlblech zu fertigen.

Ausgehend von bereits erlangten Erkenntnissen wird in dieser Arbeit ein Leichtbaukonzept für die wassergekühlten Brennraumwände eines holzbefeuerten Kessels entworfen und durch begleitende Finite-Elemente-Berechnungen strukturmechanisch optimiert. Ein besonderes Augenmerk wird auf die prozesssichere Fertigbarkeit der zu entwickelnden Konstruktion gelegt.

Abstract

Wood fired heating systems are enjoying increasing popularity. In many cases, existing single-family homes are retrofitted with pellet or split log boilers. This often proves difficult because the boilers in question are usually very heavy. The main reason for the high mass of these boilers is the use of non-alloy steel sheet with high wall thickness.

The company HET Heiz- & Energietechnik has already invested several years of research and development concerning the integration of lightweight structures into wood-fired boilers. The aim of this effort is to be able to build the water-cooled, pressurized parts of a boiler out of thin, corrosion-resistant steel sheet.

Based on preliminary work, a lightweight solution to the water-cooled combustion chamber walls of a wood-fired boiler is designed in this thesis. The design process is accompanied by finite element calculations. Particular attention is paid to the fact that the resulting structures ought to be manufactured with high reliability.

Vorwort

Die vorliegende Arbeit entstand am Institut für Leichtbau der TU Graz in Zusammenarbeit mit dem Unternehmen HET Heiz- & Energietechnik.

Herzlichen Dank möchte ich Herrn Ass.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Christian Moser für die Betreuung der Arbeit sowie Herrn Dipl.-Ing. Thomas Bauer für die Bereitstellung des Themas aussprechen. Meinen Kollegen am Institut für Leichtbau möchte ich für ihre stete Hilfsbereitschaft und die freundschaftliche Atmosphäre danken.

Einen ganz besonderen Dank möchte ich meiner Familie und insbesondere meinen Eltern aussprechen, welche mir das Studium ermöglicht haben und mir stets mit Rat und Tat zur Seite gestanden sind. Meiner Freundin Silvia danke ich für ihre Unterstützung in allen Lebenslagen.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Ausgangssituation	1
1.2	Ziel der Arbeit.....	1
2	Heizen mit Holz	2
2.1	Ökonomische Aspekte.....	2
2.2	Technische Aspekte.....	3
3	Entwurf	5
3.1	Bisherige Forschungsaktivitäten	5
3.1.1	Diplomarbeit J. Rehr.....	5
3.1.2	Entwurf und Prototyp aus 2011.....	6
3.2	Fertigungstechnische Aspekte	9
3.2.1	Blechumformung.....	9
3.2.2	Schweißverfahren	11
3.3	Entwicklung eines neuen Konzeptes.....	15
3.3.1	Entwurf der Grundstruktur	16
3.3.2	Gestaltung der Ankerstrukturen.....	21
4	Rechnerische Auslegung	22
4.1	Theoretische Grundlagen	22
4.1.1	Finite-Elemente-Methode	22
4.1.2	Nichtlineares Materialverhalten.....	25
4.1.3	Geometrische Nichtlinearität.....	28
4.1.4	Spannungen in Kerben	29
4.2	Konstruktionsbegleitende Berechnungen	33
4.2.1	Randbedingungen.....	33
4.2.2	Materialmodell.....	34
4.2.3	Notwendige Schweißnahtfläche	35
4.2.4	Rotationssymmetrische Modelle	35

4.2.5	Dreidimensionale Modelle	44
5	Fertigung.....	60
5.1	Überlegungen zum Werkstoff.....	61
5.2	Umformen	62
5.3	Fügen.....	62
5.3.1	Dullungen	62
5.3.2	Berandung.....	65
5.3.3	Kessel	66
6	Zusammenfassung und Ausblick	71
	Literaturverzeichnis	73
	Abbildungsverzeichnis.....	74
	Tabellenverzeichnis	76

1 Einleitung

Heizen mit Biomasse wird - nicht zuletzt aufgrund steigender Ölpreise - immer beliebter. Beim Neubau von Ein- und Mehrfamilienhäusern entscheiden sich immer mehr Menschen für Heizungssysteme, welche mit Pellets, Stückholz oder Hackschnitzel befeuert werden. Das Unternehmen HET Heiz- & Energietechnik Entwicklungs-GmbH entwickelt technische Lösungen für das Heizen mit Biomasse für führende Hersteller der Branche.

1.1 Ausgangssituation

Übliche Kesselkonstruktionen sind aufgrund der hohen Wandstärken des verwendeten Blechs tendenziell sehr schwer und weisen ein schlechtes Verhältnis von Gewicht zu Heizleistung auf. Die Norm DIN EN 303-5 sieht Mindestwandstärken für die druckbeanspruchten Teile von Heizkesseln vor. Diese betragen bei Verwendung unlegierter Stähle 5 mm auf der feuerzugewandten Seite und 4 mm auf der feuerabgewandten Seite. Solch hohe Wandstärken machen Fertigung, Transport und Einbau aufwändig, teuer und zeitraubend. Die anwendbaren Fertigungsverfahren beschränken sich auf Biegen und Schneiden von entsprechenden Halbzeugen, welche anschließend von Hand zu einem druckdichten Aufbau verschweißt werden. Dies verursacht hohe Personalkosten sowie lange Fertigungszeiten und führt zu einer relativ niedrigen Prozesssicherheit.

Im Jahr 2010 entstand am Institut für Leichtbau in Zusammenarbeit mit HET Heiz- & Energietechnik eine Diplomarbeit [1], in der erstmals verschiedene Leichtbaustrukturen für Heizkessel evaluiert wurden. Hierbei wurde eine große Anzahl von möglichen Strukturen für die wasserführenden Bereiche eines Heizkessels mittels FE-Berechnung strukturmechanisch überprüft. Es konnte nachgewiesen werden, dass die durch Wasserdruck belasteten Teile auch mit deutlich geringeren Wandstärken als in der Norm gefordert gefertigt werden können. Aus den Ergebnissen der Arbeit wurde ein Versuchsträger abgeleitet, welcher gebaut und erfolgreich einem Drucktest unterzogen wurde.

1.2 Ziel der Arbeit

Aufbauend auf den bisher erlangten Erkenntnissen soll eine Leichtbaustruktur für die wasserführenden Teile eines Holzvergaserkessels entworfen werden, welche sich vor allem durch wirtschaftliche, prozesssichere Fertigbarkeit auszeichnet. Hierfür soll ein Gesamtkonzept entwickelt werden, welches die Verwendung geringer Wandstärken und den Einsatz automatisierbarer Fertigungsverfahren erlaubt.

2 Heizen mit Holz

Die zu entwerfende Leichtbaustruktur soll in einem holzbefeuerten Zentralheizungskessel zum Einsatz kommen. Zur Einführung in das Themengebiet werden in diesem Kapitel einige grundlegende ökonomische und technische Gesichtspunkte beleuchtet.

2.1 Ökonomische Aspekte

Holz erfreut sich zunehmender Beliebtheit als Energieträger. Dies gilt auch für die Verwendung als Heizmaterial in Zentralheizungen, insbesondere in Form von Pellets. Wie in Abbildung 2-1 zu sehen ist, steigt die Anzahl von Pelletskesseln in Österreich beständig an. Durch die hohe Energiedichte, die Rieselfähigkeit sowie die Normierung der Holzpellets ergibt sich eine dem Heizöl ähnliche, einfache Handhabung in Bezug auf Lieferung, Lagerung und automatisierter Zuführung zur Feuerung. So können Pellets per Tankwagen angeliefert und in passende Lagerräume gepumpt werden, von wo aus sie von einem Fördersystem der Feuerstelle im Kessel zugeführt werden.

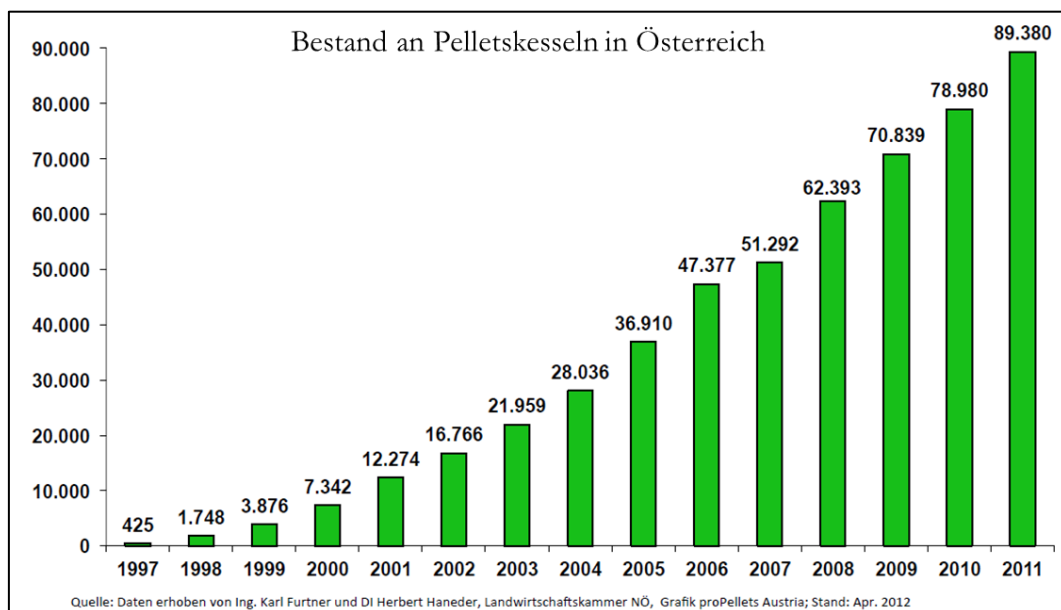


Abbildung 2-1: Bestand an Pelletskesseln in Österreich (Quelle: propellets.at)

Dieser Trend dürfte unter anderem auf steigende Öl- und Gaspreise bei gleichzeitig relativ stabilen Preisen für Pellets zurückzuführen sein (Abbildung 2-2). Neben den ökonomischen Aspekten sprechen auch ökologische Überlegungen für die Verwendung von Holz als Energieträger. Der Brennstoff Holz an sich ist CO₂-neutral, d.h. es wird bei der Verbrennung nur jene Menge CO₂ freigesetzt, welche der Baum im Laufe seines Wachstums der Atmosphäre entzogen hat [2]. In die Gesamtbilanz ist jedoch die bei Aufzucht, Ernte und Transport freigesetzte Menge an CO₂ miteinzubeziehen. Holz ist ein nachwachsender Rohstoff, welcher lokal in Österreich produziert

werden kann. Dies sorgt für kurze Transportwege und verringert die Abhängigkeit von fossilen Rohstoffen aus dem Ausland.

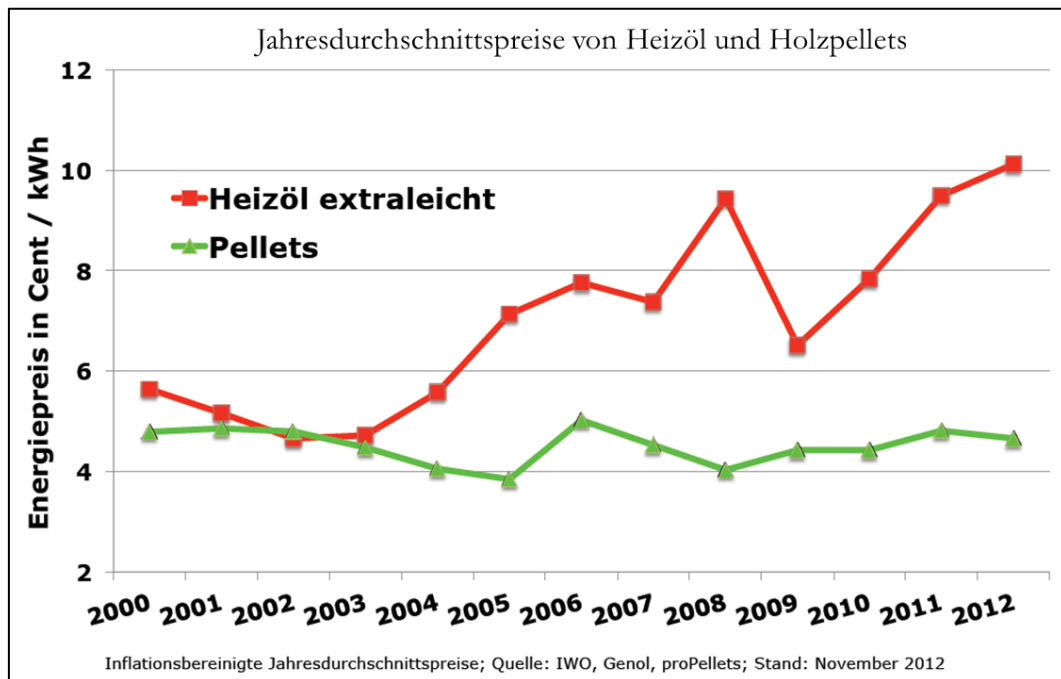


Abbildung 2-2: Preisentwicklung von Heizöl und Holzpellets (Quelle: propellets.at)

2.2 Technische Aspekte

An einem unterschubbefeuerten Pelletskessel (Abbildung 2-3) soll beispielhaft der Aufbau einer Heizanlage erklärt werden. Über eine Fördereinrichtung werden Pellets aus dem Lagerraum der Feuerung zugeführt, hier einer Unterschubfeuerung. Die Rauchgase strömen in den Brennraum und geben ihre Wärme an die wasserdurchflossenen Brennraumwände ab.

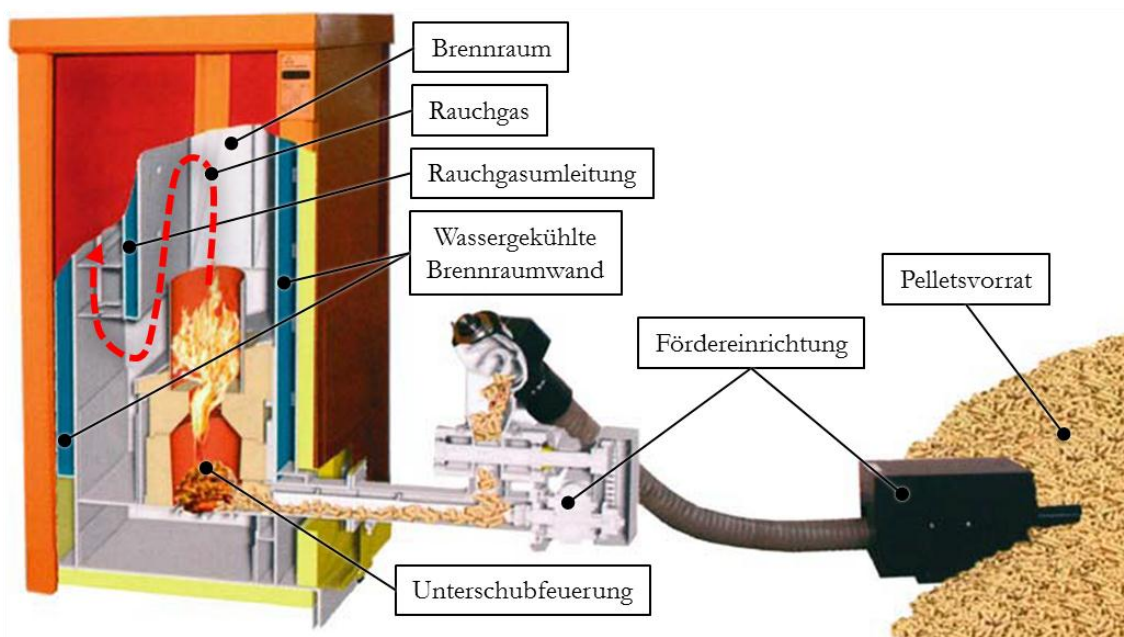


Abbildung 2-3: Unterschubbefuenerter Pelletskessel [3]

Die wassergekühlte Struktur teilt den Brennraum in zwei Bereiche. Dieser Aufbau dient zur einmaligen Umleitung des Rauchgasstromes, bevor dieser den Kessel durch den Abzug verlässt. Dies führt zu einer längeren Verweildauer des Rauchgases im Kessel und damit zu einer besseren Wärmeabgabe an das Kühlwasser.

Die Zusammensetzung des bei der Verbrennung entstehenden Rauchgases ergibt sich aus der Art des verwendeten Brennstoffes. Aus den Elementgehalten des Brennmaterials lässt sich die korrosive Wirkung des Abgases ableiten. In Tabelle 2-1 sind die Rauchgasbestandteile bei Verbrennung biogener Brennstoffe aufgelistet. Die Zusammensetzung schwankt je nach Brennstoff stark. [2]

Rauchgasbestandteile	Verbindungen	Beschreibung
Wasserdampf	H ₂ O	Produkte der vollständigen Oxidation der primären Brennstoffbestandteile (C, H, O)
Kohlenstoffdioxid	CO ₂	
Kohlenstoffmonoxid	CO	
Kohlenwasserstoffe	C _n H _m in der Gasphase	Entstehen durch unvollständige Verbrennung
Chlorverbindungen	HCl	Je nach Chlorgehalt im Brennstoff
Schwefelverbindungen	SO ₂ , SO ₃ , H ₂ SO ₃ , H ₂ SO ₄	SO ₂ und SO ₃ reagieren bei Taupunktunterschreitungen mit Wasserdampf zu H ₂ SO ₃ bzw. H ₂ SO ₄
Stickoxide	NO, NO ₂ und N ₂ O	Entstehen durch Reaktion von Stickstoff aus der Verbrennungsluft und dem Brennstoff mit Sauerstoff
Partikel	Asche, unverbrannter Brennstoff, Teer, Ruß	Bedingt durch anorganisches Material im Brennstoff und durch unvollständige Verbrennung

Tabelle 2-1: Rauchgasbestandteile bei Verbrennung biogener Brennstoffe [2]

Die korrosiven Belastungen bestehen primär durch Schwefel- und Chlorverbindungen. Holz enthält im Vergleich zu anderen Biomassebrennstoffen und fossilen Brennstoffen nur geringe Mengen dieser Verbindungen. [4] Bei Premiumpellets schreibt die ÖNORM M7135 einen Schwefelgehalt von unter 0,04 % und einen Chlorgehalt von unter 0,02 % vor. [2] Dennoch sollte bei der Wahl der Werkstoffe auf ausreichende Korrosionsfestigkeit gegenüber Chlorverbindungen und organischen Säuren geachtet werden. Wasserseitig besteht bei Einhaltung der üblichen Vorschriften für Heizungswasser nur geringe Korrosionsgefahr. Sehr ausführliche Überlegungen zu diesen Themen werden in der Diplomarbeit von J. Rehl [1] angestellt.

Um Korrosionsschäden vorzubeugen, darf der Taupunkt gewisser Rauchgasbestandteile nicht unterschritten werden. Besonders die Kondensation von schwefeliger Säure bzw. Schwefelsäure ist zu vermeiden. Sogenannte Brennwertkessel nutzen die freiwerdende Verdampfungswärme bei der Kondensation der im Rauchgas enthaltenen Dämpfe (insbesondere Wasserdampf) zur Wirkungsgradsteigerung. Solche Heizanlagen müssen in ihrer Gesamtheit speziell auf die erhöhten Anforderungen an die Korrosionsfestigkeit ausgelegt werden. [2]

3 Entwurf

Ziel dieser Arbeit ist der Entwurf eines gänzlich neuen Leichtbaukonzeptes für die den Brennraum umschließenden, wasserführenden Teile eines Heizkessels. Besonderes Augenmerk soll auf die prozesssichere Fertigbarkeit der konzipierten Strukturen gelegt werden. Als Basis sollen Ergebnisse aus vorhergehenden Forschungsaktivitäten dienen.

3.1 Bisherige Forschungsaktivitäten

Das Forschungsvorhaben „Leichtbaustrukturen für Heizkessel“ wird vom Unternehmen HET Heiz- & Energietechnik bereits seit einigen Jahren betrieben. Im Jahr 2010 ist von Johannes Rehr [1] am Institut für Leichtbau eine Diplomarbeit zu diesem Thema verfasst worden. Im Jahr 2011 wurde ein erster Entwurf für einen kompletten Leichtbaukessel erstellt, als Prototyp gebaut und getestet.

3.1.1 Diplomarbeit J. Rehr

In der Diplomarbeit von J. Rehr [1] wurde nach eingehender Analyse der Druck-, Korrosion- und Temperaturbeanspruchungen ein geeigneter Werkstoff ausgewählt. Die entsprechenden Materialkennwerte wurden zur FE-Berechnung einer Vielzahl möglicher Leichtbaustrukturen genutzt. Aus den Ergebnissen der Arbeit wurde ein Versuchsträger abgeleitet, welcher gebaut und erfolgreich einem Drucktest unterzogen wurde. Nachfolgend werden einige Punkte aus dieser Arbeit besprochen.

3.1.1.1 Temperaturbelastung

Um die Beanspruchung des verwendeten Materials richtig beurteilen zu können, ist es notwendig die im Betrieb auftretenden Temperaturen zu kennen. Messungen des Unternehmens HET ergaben die in Tabelle 3-1 ersichtlichen Werte für die jeweilige Oberflächentemperatur der einzelnen Kesselbereiche. Nicht alle brennraumseitigen Teile sind durch Wasser gekühlt. Der Boden des Kessels und die unteren Seitenteile werden durch eine Schamotte vor den im Brennraum herrschenden Temperaturen geschützt.

Ort	Temperatur
Wassergekühlte Wand, rauchgasseitig	110°C
Wassergekühlte Wand, umgebungsluftseitig	100°C
Kesselboden, durch Schamotte abgeschirmt	100°C
Kesselseite, durch Schamotte abgeschirmt	110°C

Tabelle 3-1: Oberflächentemperaturen von Stahlbauteilen im Kessel

Diese Temperaturwerte wurden auf das FE-Modell eines Kessels aufgebracht um die durch die Temperaturunterschiede induzierten Spannungen zu berechnen. Wie zu erwarten sind die entsprechenden Spannungen vernachlässigbar klein.

3.1.1.2 Werkstoff

Nach eingehender Analyse der korrosiven Wirkung von Rauchgasbestandteilen sowie des Kühlwassers und Festlegung der notwendigen mechanischen Eigenschaften wurde X10CrMoVNb9-1 (1.4903) als gut geeigneter Werkstoff identifiziert. Übliche Einsatzgebiete für diesen hochlegierten martensitischen Stahl sind Heißdampfleitungen und Kesselrohrleitungen im Kraftwerksbau. Der Werkstoff ist auch als Blech erhältlich (z.B. Böhler T567) und für Kaltumformung geeignet. Bei der Anwendung von Lichtbogenschweißverfahren muss das Bauteil auf 200°C bis 300°C vorgewärmt werden. Nach Umformen und Schweißen sollte das Bauteil vergütet werden, um die ursprünglichen Werkstoffeigenschaften wiederherzustellen. Im Vergleich zu anderen hochlegierten Stählen ist der Legierungszuschlag mit ca. 600 Euro pro Tonne relativ niedrig.

3.1.1.3 Ankerstrukturen

Im Zuge der Arbeit von J. Rehr wurde eine Vielzahl von Ankerstrukturen modelliert und berechnet. Diese Strukturen stellen eine Verbindung zwischen Innen- und Außenblech her und stützen damit den wasserführenden Hohlraum gegen den darin herrschenden Wasserdruck ab. Es wurde von einem Kesselmodell ausgegangen, bei dem der den Brennraum umgebende, wasserführende Bereich als durchgehender Hohlraum ausgeführt ist. Die dabei gewonnenen Erkenntnisse bieten eine gute Basis für den Entwurf einer gänzlich neuen Komplettlösung.

Die Verbindung der Bleche mit Rundbolzen oder Blechlaschen bietet nur eine mäßige Gewichtseinsparung, da zusätzliche Bauteile notwendig sind. Das Einbringen von Sicken in die Bleche brachte trotz Erhöhung der Steifigkeit keine Vorteile in den Spannungsergebnissen. Dullungen - kegelstumpfförmige Einpressungen im Blech - erwiesen sich als gute Leichtbaukonzeption mit hoher Masseinsparung, doch der Autor äußerte Bedenken bezüglich der Wärmeabfuhr in den Verbindungsbereichen. Diese Bedenken wurden inzwischen durch Messungen des Unternehmens HET entkräftet. Selbst an den nicht von Wasser umspülten Dullungsköpfen treten keine wesentlich höheren Temperaturen als in den anderen Blechbereichen auf.

3.1.2 Entwurf und Prototyp aus 2011

Vor Beginn dieser Arbeit wurde ein Pelletskessel mit Unterschubfeuerung aus 1 mm starkem Blech konstruiert und als Prototyp gefertigt. In Abbildung 3-1 ist das entsprechende CAD-

Modell dargestellt. Die Frontelemente (Türen, Dämmung und Kleinteile) wurden entfernt, um den inneren Aufbau ersichtlich zu machen.

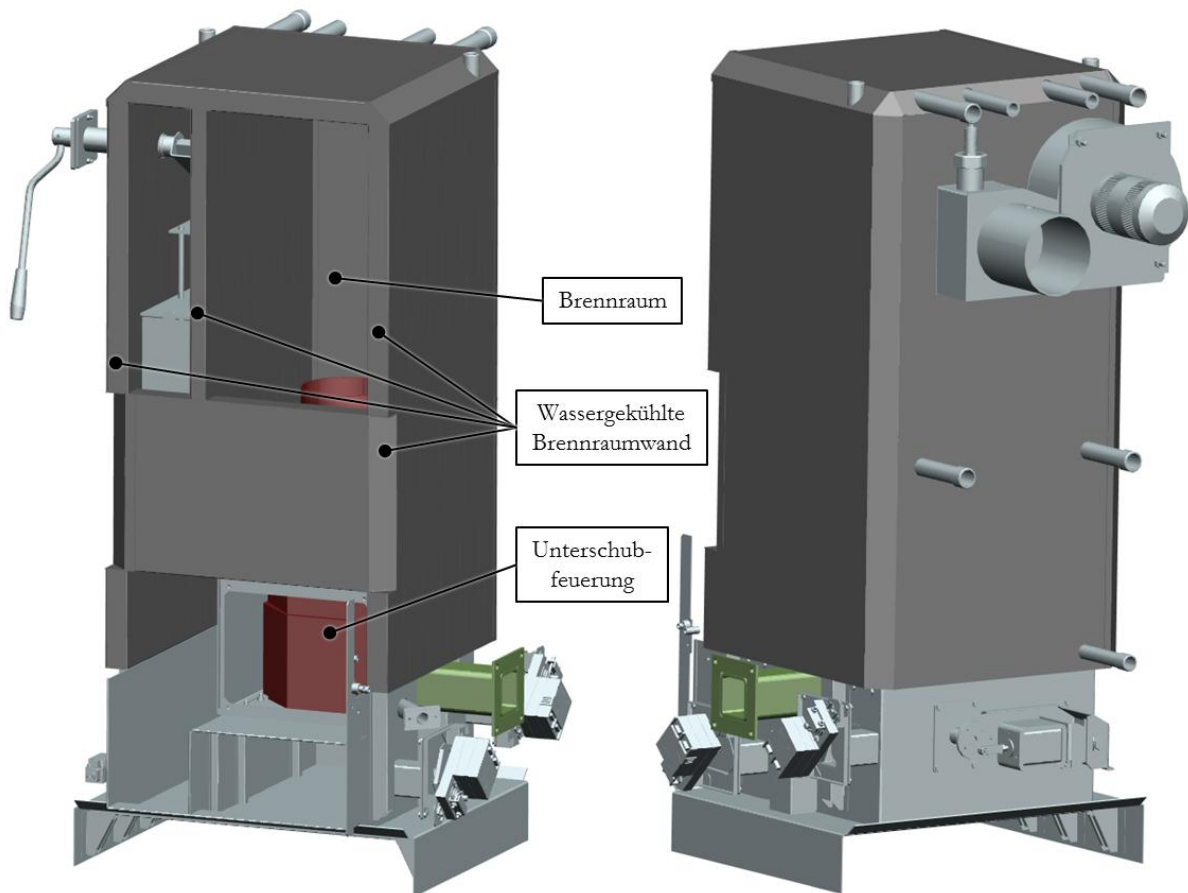


Abbildung 3-1: CAD-Modell Leichtbaukessel

Der wasserführende Teil ist als durchgehender Hohlraum gestaltet, welcher die Feuerstelle umgibt und den Brennraum konstruktiv in zwei Bereiche teilt. Die so entstandene Umlenkung des Rauchgasstromes sorgt für eine bessere Nutzung der Verbrennungswärme (siehe Kapitel 2.2). Die Rohranschlüsse für die Kühlwasserversorgung und die Notkühlung befinden sich an der Rückseite des Kessels. Um dem Innendruck standzuhalten, müssen Innen- und Außenbleche so miteinander verbunden sein, dass einerseits die Stabilität über den gesamten Hohlraum gegeben ist und andererseits der Wasserfluss nicht behindert wird. Beim vorhandenen Prototyp wird diese Funktion durch gebogene Blechlaschen mit einem Stab in der Mitte erfüllt (Abbildung 3-2).

Diese Ausführung ist aus mehreren Gründen nicht optimal. Der Materialbedarf und damit das zusätzliche Gewicht sind vergleichsweise hoch. Die Konstruktion kann nur Innendruck abstützen, bei einer Belastung von außen - etwa bei der Montage - sind Schäden nicht auszuschließen. Bei Druckbelastung werden die Laschen extrem ungleichmäßig beansprucht und tragen zum Teil nur auf einer Kante. Dies erklärt sich durch die unter Last extrem überbestimmte Lage der Stangen und die Verformung der Bleche. Die Stangen müssen vor dem Schweißen in den Hohlraum

eingbracht werden und können während Fertigung, Transport und Montage des Kessels durch die fehlende Fixierung Probleme bereiten.

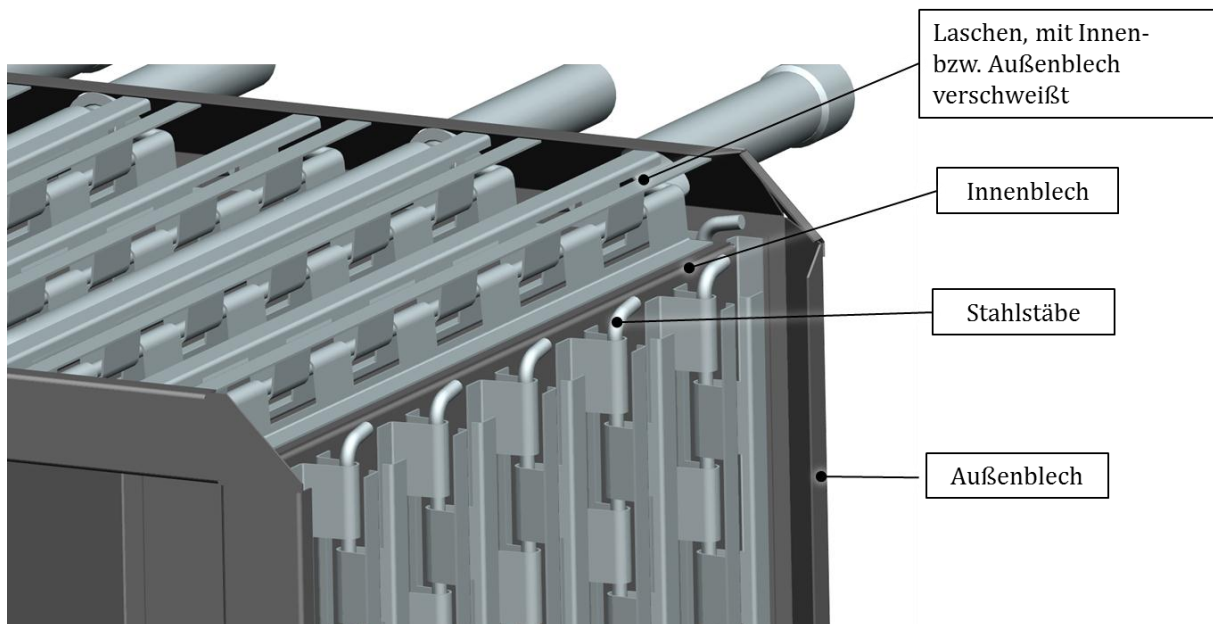


Abbildung 3-2: Ankerstrukturen im Leichtbaukessel

Es wurde ein Prototyp dieses Kessels (Abbildung 3-3) angefertigt, wobei die Blechteile von Hand per MIG-Verfahren gefügt wurden. Gut zu erkennen sind die welligen Verformungen am oberen Blech, welche durch die Wärmeeinbringung beim Schweißen verursacht wurden. Als der Kessel mit Wasserdruck beaufschlagt wurde, offenbarten sich bereits bei 1 bar Überdruck Undichtheiten.

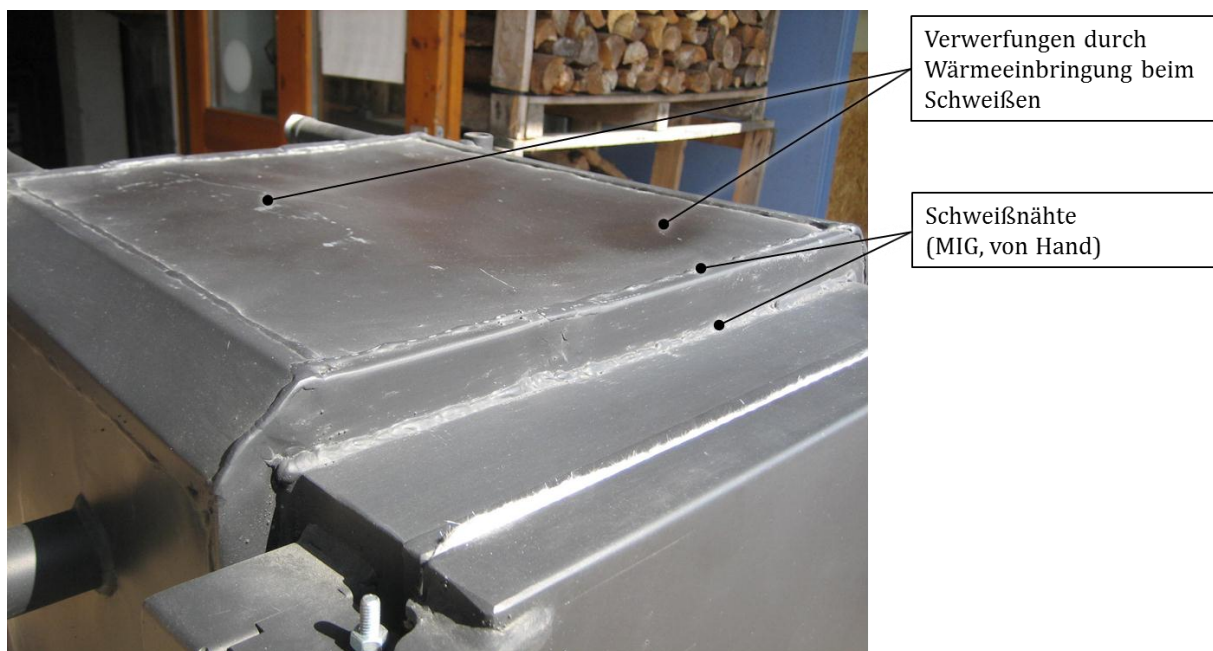


Abbildung 3-3: Leichtbaukessel-Prototyp

Dies zeigt, dass die Ausführung des wasserführenden Bereichs als durchgehender, aus vielen Einzelteilen gefügter Hohlraum problematisch ist. Die Verbindung Seitenwand/Rückwand/Decke

ist besonders gefährdet, da in diesem Bereich viele Schweißnähte notwendig sind und die Abstützung der Ankerstruktur hier nicht greift. Generell gilt, dass jede Schweißnaht eine potenzielle Fehlstelle ist und bei hoher Beanspruchung sorgfältig ausgelegt und gefertigt werden muss. Gerade bei Dünoblechkonstruktionen aus hochlegierten Stählen sind den üblichen Lichtbogenschweißverfahren Fügmethoden mit höherer Leistungsdichte und damit geringerer Wärmeeinbringung vorzuziehen (siehe auch Kapitel 3.2.2).

3.2 Fertigungstechnische Aspekte

Die im Laufe dieser Arbeit entstehende Leichtbaukonstruktion soll prozesssicher und wirtschaftlich fertigbar sein. Dies bedingt den Einsatz von Fertigungsverfahren, welche in der Großserienproduktion effizient eingesetzt werden können und den Ansprüchen an die Qualität von Leichtbauteilen - welche meist näher an den möglichen Belastungsgrenzen ausgelegt sind - genügen.

3.2.1 Blechumformung

Bei dünnwandigen Blechen können Umformverfahren genutzt werden, welche bei dickeren Blechen nicht sinnvoll oder gar unmöglich sind. Ziel soll es sein, die erhöhten Kosten, welche durch die Verwendung von hochlegiertem Stahl entstehen, durch Nutzung von Umformverfahren mit geringen Durchlaufzeiten und hoher Prozesssicherheit auszugleichen. Folgende Zusammenhänge und Bilder sind - außer gesondert gekennzeichnet - dem Buch „Fertigungstechnik“ [5] entnommen.

Für die angedachte Konstruktion eignet sich das Tiefziehen als Umformverfahren. In DIN 8584-1 wird das Tiefziehen als „Zugdruckumformen eines Blechzuschnitts – je nach Werkstoff auch einer Folie oder Platte, eines Ausschnitts oder Abschnitts – zu einem Hohlkörper, ohne beabsichtigte Änderung der Blechdicke“ definiert.

Wichtigste Kenngröße jedes Umformverfahrens ist der Umformgrad. Zur Erklärung dieser Größe wird eine Quader vor bzw. nach einer Umformung betrachtet, welche die Änderung der Maße h_0, b_0, l_0 zu h_1, b_1, l_1 verursacht (Abbildung 3-4).

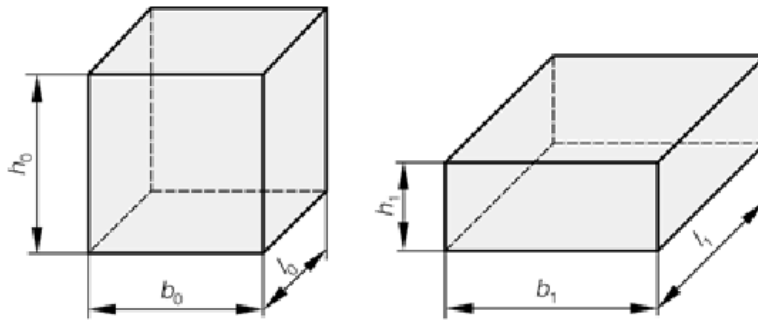


Abbildung 3-4: Maßänderung beim Umformen [5]

Der Umformgrad ist definiert durch:

$$\varphi_1 = \ln \frac{h_1}{h_0}; \quad \varphi_2 = \ln \frac{b_1}{b_0}; \quad \varphi_3 = \ln \frac{l_1}{l_0}$$

Aufgrund der Volumenkonstanz gilt:

$$\varphi_1 + \varphi_2 + \varphi_3 = 0$$

Der Vergleichsumformgrad wird durch Zurückführen des dreidimensionalen Umformzustandes auf einen einzigen Wert gewonnen. Dieser kann mit den Ergebnissen aus einachsigen Zug- bzw. Stauchversuchen verglichen werden. [6]

$$\varphi_V = \sqrt{\frac{2}{3}(\varphi_1^2 + \varphi_2^2 + \varphi_3^2)}$$

Ein wichtiges Werkzeug zur Beurteilung der Umformbarkeit eines Werkstoffes ist die Fließkurve. Hierbei werden der Vergleichsumformgrad auf der Abszisse und die Fließspannung auf der Ordinate aufgetragen.

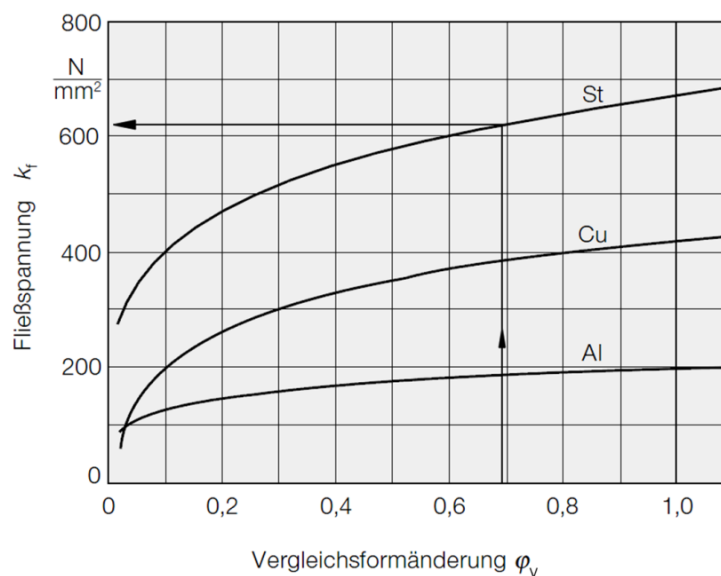


Abbildung 3-5: Fließkurve für verschiedene Werkstoffe [5]

Die Fließspannung ist hierbei die wahre Spannung, d.h. die Kraft F geteilt durch den momentanen Querschnitt A_1 (siehe auch Kapitel 4.1.2).

$$k_f = \frac{F}{A_1}$$

Je nach Werkstoff und Umformgrad ergibt sich durch Kaltumformung eine Verfestigung des Materials. Dies kann dazu führen, dass der gewünschte Umformgrad nicht ohne weiteres erreichbar ist. Hier kann Warmumformen (Umformen bei einer Werkstücktemperatur über der Rekristallisationstemperatur) oder Umformen in mehreren Stufen mit Zwischenglühen Abhilfe schaffen. Bei hochbelasteten Teilen ist es oft notwendig, nach dem Umformen die gewünschten mechanischen Eigenschaften durch Wärmebehandlung wiederherzustellen.

3.2.2 Schweißverfahren

Die klassische Kesselbauweise bedingt das Fügen vieler vorgeformter Blechteile zu einem wasserdichten Hohlraum. Dabei kommen üblicherweise Lichtbogenschweißverfahren zur Anwendung, welche aufgrund der vielen ungünstig liegenden Nahtstellen meist per Hand durchgeführt werden. Die Durchlaufzeit für einen Kessel ist entsprechend hoch.

Für die geplante Konstruktion werden Schweißverfahren benötigt, welche automatisierbar sind und so kurze Durchlaufzeiten bei gleichzeitig hoher Qualität ermöglichen. Das Fügen soll mit möglichst geringer Wärmeeinbringung geschehen, um den Verzug zu minimieren und den Einfluss auf das Gefüge und die passivierenden Deckschichten gering zu halten.

3.2.2.1 Widerstandspressschweißen

Widerstandspressschweißen ist ein Verfahren, welches in vielen Bereichen der metallverarbeitenden Industrie eingesetzt wird. Der Verzicht auf Zusatzwerkstoff, die hohe Prozesssicherheit und die gute Automatisierbarkeit haben es zu einem der meist eingesetzten Fügeverfahren bei Blechkonstruktionen gemacht. Die Bilder und erklärenden Zusammenhänge in diesem Kapitel sind dem Buch „Fertigungstechnik“ [5] entnommen.

Beim Widerstandspressschweißen werden die zu verbindenden Teile durch Einbringen von elektrischer Leistung an der Fügestelle aufgeschmolzen. Durch Aufbringen einer Kraft auf die Bauteile wird die Bildung einer entsprechenden Verbindung unterstützt. Abbildung 3-6 illustriert das Verfahrensprinzip.

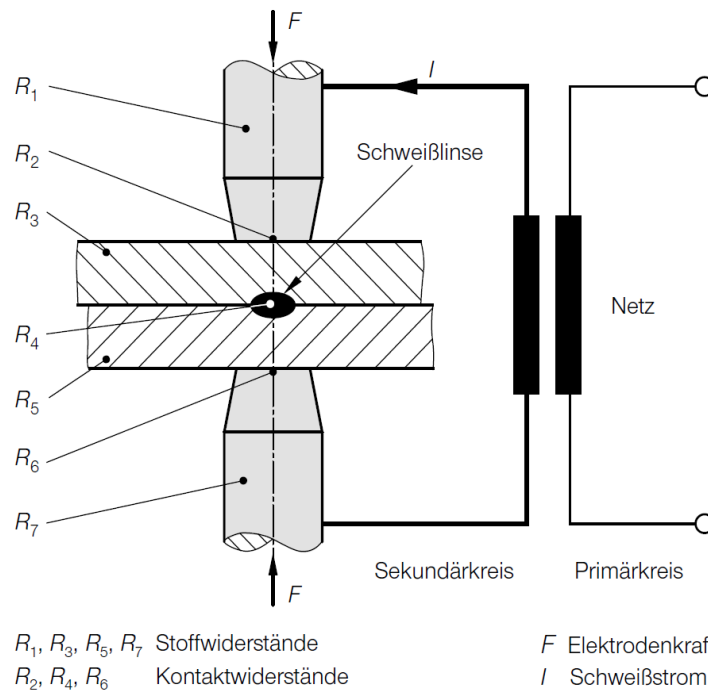


Abbildung 3-6: Verfahrensprinzip Widerstandspunktschweißen [5]

Der größte elektrische Widerstand muss an der gewünschten Fugestelle herrschen (hier R_4), damit dort die größte Wärmemenge erzeugt wird. Die restlichen Teilwiderstände sollten möglichst klein sein, um die Erzeugung von unerwünschter Verlustwärme zu minimieren. Insbesondere die Widerstände an den Berührstellen der Elektroden (R_2 und R_6) sind kritisch, da die dort entstehende Wärmemenge hauptverantwortlich für den Verschleiß der Schweißelektroden ist.

Eine Variante dieses Verfahrens ist das Buckelschweißen. Hierbei wird die Form der Schweißnaht durch eine in das Werkstück eingebrachte Geometrie - sogenannte Buckel - bestimmt. Das Verfahrensprinzip ist in Abbildung 3-7 zu sehen.

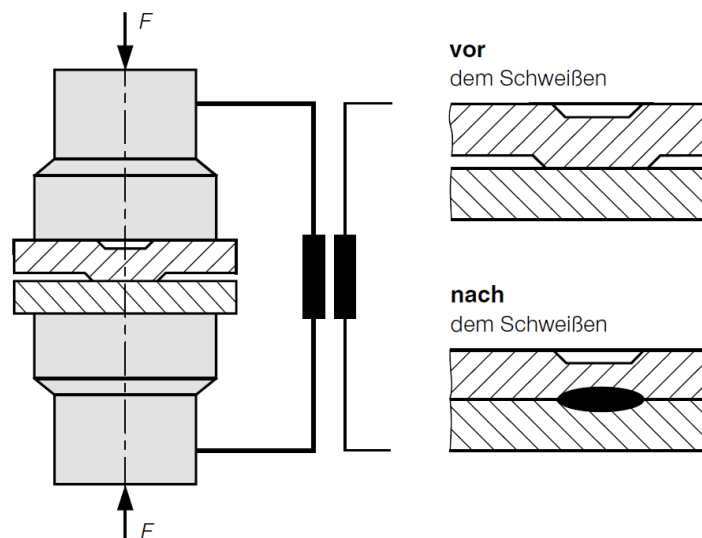


Abbildung 3-7: Verfahrensprinzip Buckelschweißen [5]

Im Gegensatz zum Punktschweißen wird die hohe notwendige Stromdichte zum Aufschmelzen des Werkstoffes nicht durch die Form der Elektroden, sondern durch die kleine Kontaktfläche des Buckels am anderen Werkstück sichergestellt. Die Bauteile werden durch großflächige Elektroden mit Strom beaufschlagt und zusammengepresst, wodurch die Zone im Bereich des Buckels aufgeschmolzen und eingeebnet wird. Gute Festigkeitswerte lassen sich mit sogenannten Ringbuckeln erreichen (Abbildung 3-8).

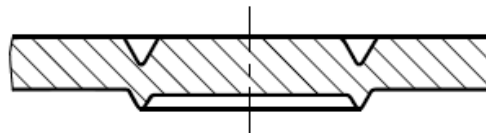


Abbildung 3-8: Ringbuckel [5]

Eine weitere Variante stellt das Rollennahtschweißen dar. Die hierbei verwendeten Rollenelektroden führen nach einem zuvor ausgewählten Programm Strom zu, während sie die Werkstücke zusammenpressen und gleichzeitig weiterbefördern. In Abbildung 3-9 ist das Verfahrensprinzip schematisch dargestellt.

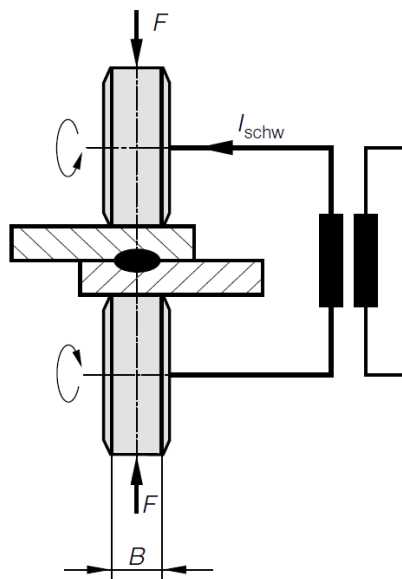


Abbildung 3-9: Verfahrensprinzip Rollennahtschweißen [5]

Je nach Art der Schweißstromsteuerung sind verschiedene Nahtformen realisierbar. Die in Abbildung 3-10 dargestellte Dichtnaht kann in der geplanten Konstruktion vorteilhaft eingesetzt werden, da sie es ermöglicht Bauteile fluiddicht zu fügen.

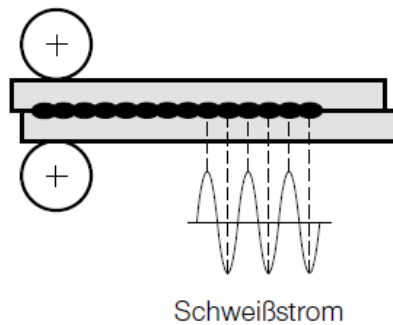


Abbildung 3-10: Durch Rollennahtschweißen hergestellte Dichtnaht [5]

Dem mit Rollennahtschweißen einhergehenden Verzug kann man mit angepassten Strom- und Kraftprogrammen entgegenwirken. Diese können bei richtiger Anwendung für eine verbesserte Temperaturverteilung im Werkstück sorgen.

In der Praxis wird Widerstandspressschweißen für eine Vielzahl von Werkstoffen erfolgreich eingesetzt. Auch Materialien mit schlechter Schweißneigung können durch die Anwendung spezieller Strom- und Kraftprogramme sowie durch Sonderverfahren wie dem Kondensator-Impulsschweißen gefügt werden.

3.2.2.2 Laserstrahlschweißen

Laserstrahlschweißen hat sich rasch zu einem wichtigen Fügeverfahren in der automatisierten Produktion entwickelt. Durch die hohe Energiedichte lassen sich schlanke Nahtgeometrien mit großer Tiefe bei gleichzeitig geringem Verzug realisieren. Die Bilder und technischen Zusammenhänge in diesem Kapitel sind dem Buch „Praxiswissen Schweißtechnik“ [7] entnommen.

Es sind zwei Verfahren zu unterscheiden: Das Wärmeleitungsschweißen und das Tiefschweißen (Abbildung 3-11). Beim Wärmeleitungsschweißen wird der Werkstoff nur bis zu einer Tiefe von etwa 0,5 mm aufgeschmolzen. Es tritt kein Verdampfen des Werkstoffes auf.

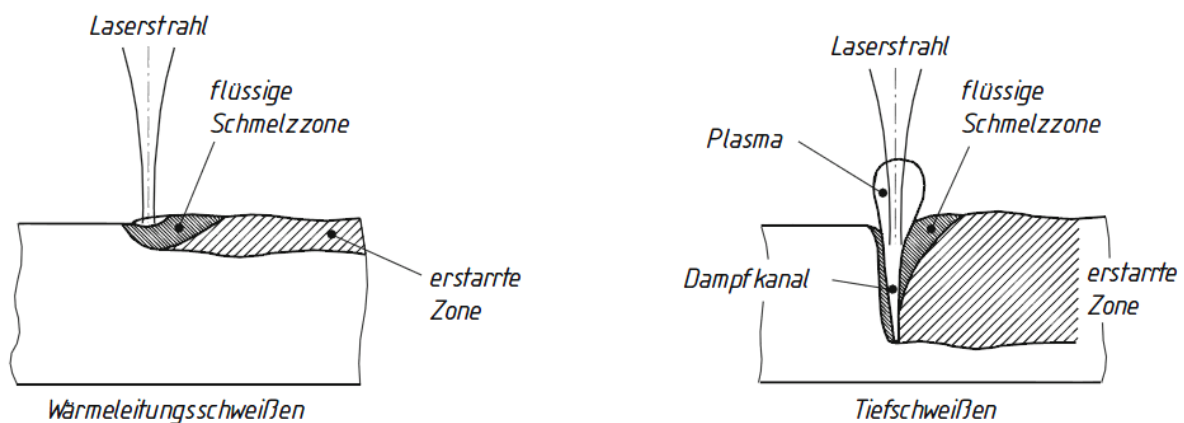


Abbildung 3-11: Laserstrahlschweißverfahren [7]

Überschreitet die Energiedichte des Laserstrahls einen kritischen Wert, so wird der Werkstoff an der Auftreffstelle so stark erhitzt, dass er verdampft. Es entsteht ein tief in das Werkstück eindringender Dampfkanal. Der Dampf wird durch Adsorption eines Teils der Energie des Laserstrahls ionisiert, eine lokale Plasmazone entsteht. So sind Schweißnähte realisierbar, welche eine Tiefe vom bis zu Zehnfachen ihrer Breite erreichen können. Wird durch sorgfältige Werkstückvorbereitung eine Spaltbreite von unter 5 % der zu schweißenden Tiefe garantiert, kann auf Schweißzusatz verzichtet werden.

Wird ein Laserstrahlschweißverfahren mit einem Lichtbogenschweißverfahren (meist Metallschutzgasschweißen) kombiniert, ergibt sich eine bessere Spaltüberbrückbarkeit an der Fugestelle. Der Laserstrahl erzeugt ein Schmelzbad von geringer Breite und hoher Tiefe, in dessen Bereich der Schweißdraht aus dem MSG-Prozess im Lichtbogen abgeschmolzen wird. Durch den Zusatzwerkstoff kann das Gefüge in der Schmelzzone positiv beeinflusst werden.

3.3 Entwicklung eines neuen Konzeptes

Der Entwurf einer gänzlich neuen Struktur für die wassergekühlten Brennraumwände eines Kessels ist eine komplexe Problemstellung, die vielen und zum Teil gegenläufigen Ansprüchen gerecht werden muss. Zunächst werden diese Aspekte identifiziert und strukturiert (siehe Abbildung 3-12).

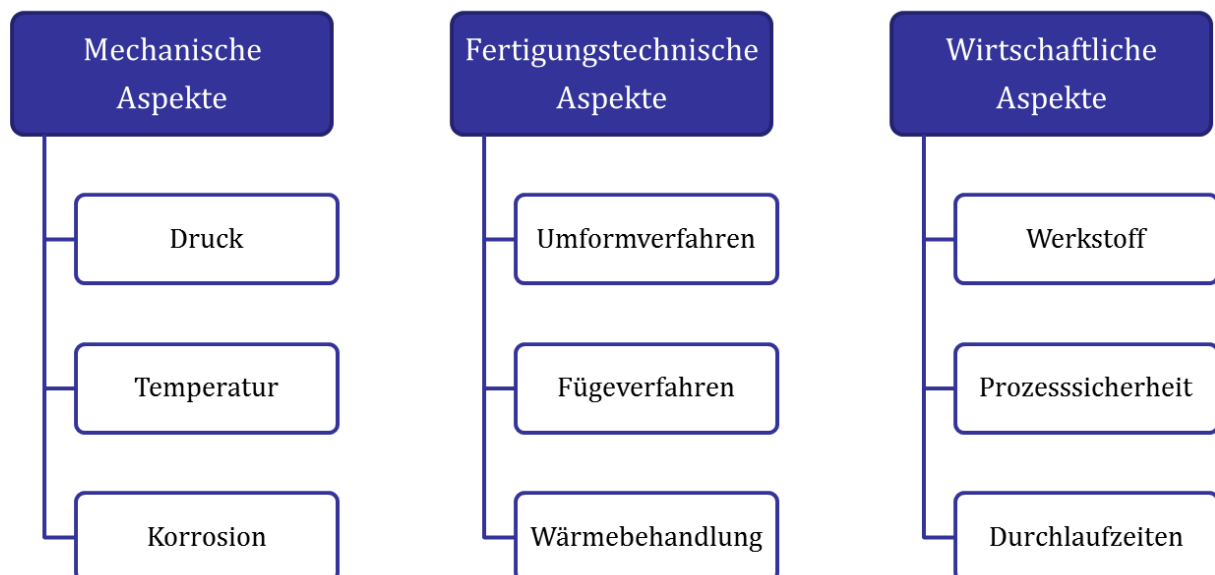


Abbildung 3-12: Aspekte für ein Gesamtkonzept

Diese Gesichtspunkte lassen sich nicht getrennt betrachten. Jede konstruktive Entscheidung führt zu Folgeerscheinungen, die bedacht werden müssen. Zunächst wird ein Konzept für die übergeordnete Gesamtstruktur entworfen. Danach werden jene Verbindungsstrukturen gestaltet,

welche die Blechflächen verbinden und so gegen den Innendruck abstützen. Ab diesem Zeitpunkt wird der Entwurfsprozess durch FE-Berechnungen begleitet.

3.3.1 Entwurf der Grundstruktur

Eine wirtschaftlich und prozesssicher herstellbare Konstruktion zeichnet sich unter anderem durch weitgehend automatisierbare Herstellung aus. Dies ist bei großen Bauteilen mit Schweißnähten an schwer zugänglichen Stellen - wie bei dem in Kapitel 3.1.2 besprochenen Kessel - kaum realisierbar. Beim Einsatz hochlegierter Stähle stellt sich zusätzlich die Frage der Wärmebehandlung nach Umformen und Schweißen. Dies gestaltet sich bei sehr großen Bauteilen schwierig und teuer. Lassen sich Aufheizung und Abkühlung durch die Form des Bauteils nicht prozesssicher steuern, können sich Qualitätsprobleme durch inhomogene Gefügeveränderungen ergeben.

Eine Lösung für diese Herausforderungen bietet die Aufteilung des wasserdurchflossenen Bereichs in kleinere Module, welche einzeln gefertigt werden und anschließend gasdicht zu einem Kesselraum gefügt werden. Die Größe der Module soll sich auf ein Maß beschränken, welches automatisierbare Umformverfahren zulässt. Um die Werkzeugkosten niedrig zu halten, soll die Gesamtstruktur aus so wenigen unterschiedlichen Modulen wie möglich bestehen.

Ist der wasserdurchflossene Bereich als durchgehender Hohlraum gestaltet, genügt ein Zu- sowie ein Abfluss für die Kühlwasserversorgung. Bei der Konstruktion in Modulbauweise ist eine entsprechende Verrohrung erforderlich. Dies macht pro Modul einen Zu- sowie einen Ablauf notwendig. Hierfür sind bei jedem Modul zwei Anschlussstücke mit Gewinde vorgesehen, welche die entsprechenden Rohrenden aufnehmen können. Auf dem Markt sind Stahlflexrohre mit passenden Gewindeanschlüssen erhältlich, die sich gut für diesen Anwendungsfall eignen. Die Gestaltung dieser Verrohrung und damit des Wasserflusses wird vom Unternehmen HET selbst übernommen und soll hier nicht weiter ausgearbeitet werden. Dies beinhaltet auch die durch DIN EN 303-5 vorgeschriebene Notkühlung.

Die Module sollen so ausgebildet sein, dass zwei gleiche Hälften einen Hohlraum einschließen. Dies führt zu der in Abbildung 3-13 gezeigten Bauweise. Durch Tiefziehen entsteht eine Umrandung, an welcher die Hälften am Überlappstoß wasserdicht gefügt werden können.

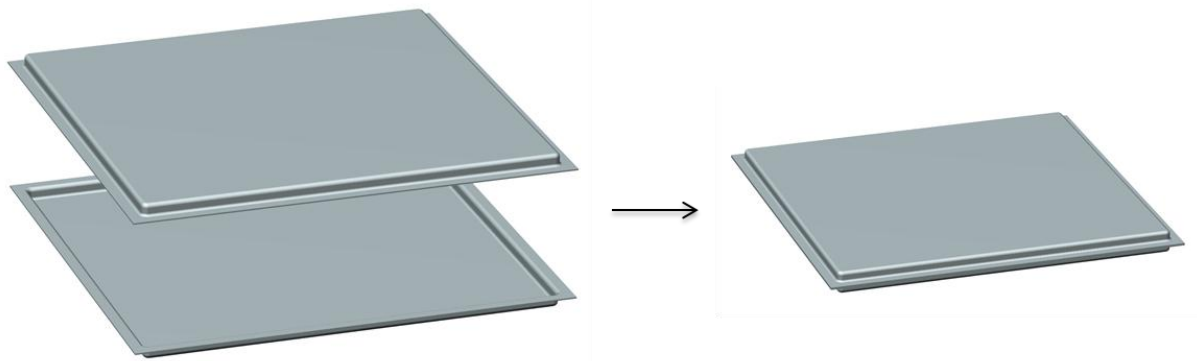


Abbildung 3-13: Grundstruktur Modul

Dies lässt sich hervorragend durch automatisierbare Schweißverfahren und ohne Zusatzstoff bewerkstelligen. Der Überlappstoß sollte möglichst nahe am druckbelasteten Innenraum gefügt werden, da eine weiter außen liegende Schweißnaht aufgrund der auftretenden Momente wesentlich stärker belastet wäre (Abbildung 3-14). Weitere Überlegungen zum Fügen der Berandung werden in Kapitel 5.3.2 angestellt.

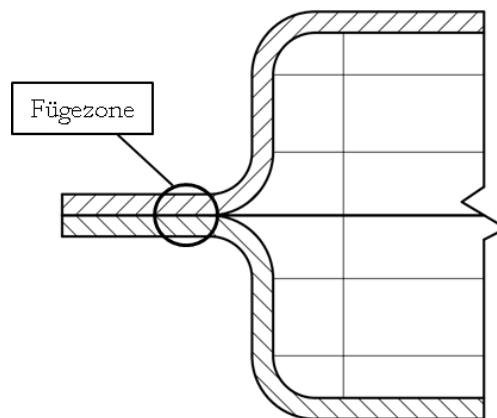


Abbildung 3-14: Fügezone am Überlappstoß der Berandung

Es versteht sich von selbst, dass diese umlaufende Schweißnaht nicht genügt, um dem Innendruck standzuhalten. Die strukturelle Stabilität wird durch Ankerstrukturen gewährleistet, welche die Blechflächen an mehreren Stellen miteinander verbinden und so gegeneinander abstützen. Ihre Ausgestaltung wird erst zu einem späteren Zeitpunkt festgelegt werden. Zunächst soll der Entwurf des Gesamtkonzeptes im Vordergrund stehen.

Die Maße des in Kapitel 3.1.2 besprochenen Kessels (Abbildung 3-15) dienen als Anhaltspunkt für das hier vorgeschlagene Konzept. Vorteilhaft sind die beinahe quadratische Grundfläche sowie eine Höhe, die etwa der doppelten Seitenlänge der Grundfläche entspricht.

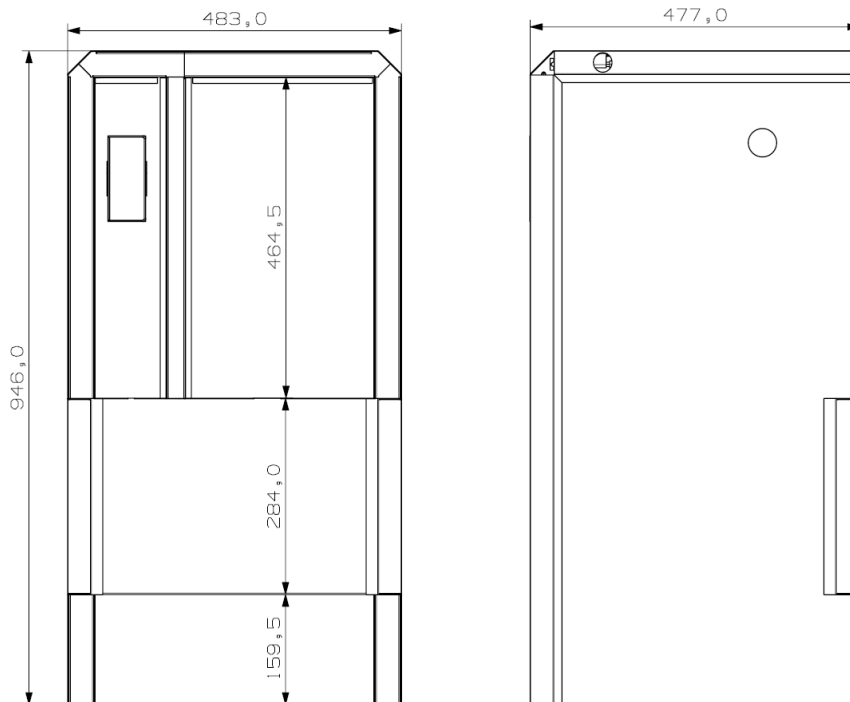


Abbildung 3-15: Maße des Leichtbaukessels aus 2011

Wenn man diese Maße leicht modifiziert, lassen sich Deck- und Seitenwände aus sieben quadratischen Modulen mit gleicher Seitenlänge herstellen (Abbildung 3-17). Die Verbindung der einzelnen Module untereinander ist keiner Druckbelastung ausgesetzt und hat im Wesentlichen nur die Stabilität des Aufbaus sowie die Gasdichtheit des Kesselraums zu gewährleisten. Abbildung 3-16a zeigt einen möglichen Stoß zweier Module bei rechtwinkliger Ausrichtung zueinander. In Abbildung 3-16b ist jener Stumpfstoß dargestellt, welcher bei ebener Anordnung zweier Module entsteht. Weiterführende Überlegungen zu den Fügemöglichkeiten dieser Stöße werden in Kapitel 5.3.3 angestellt.

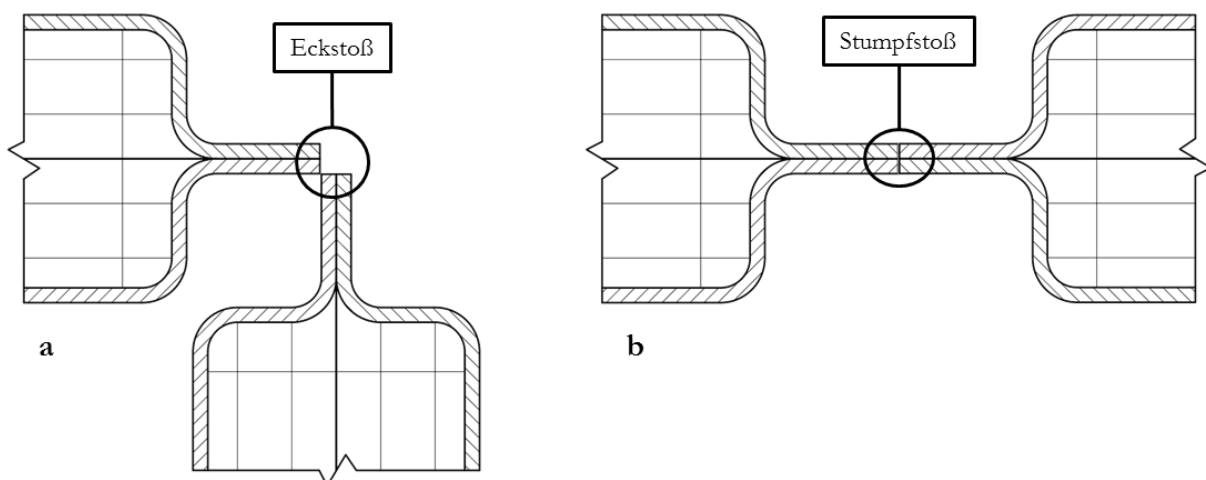


Abbildung 3-16: Eckstoß und Stumpfstoß zweier Module

Ein großer Vorteil dieser Konstruktion ist der Wegfall der problematischen Eckverbindungen (siehe Kapitel 3.1.2). Die an der Kontaktstelle Seitenwand/Rückwand/Deckfläche auftretenden Stöße (Abbildung 3-17) können problemlos gefügt werden und sind durch die fehlende Druckbelastung nicht festigkeitsrelevant.

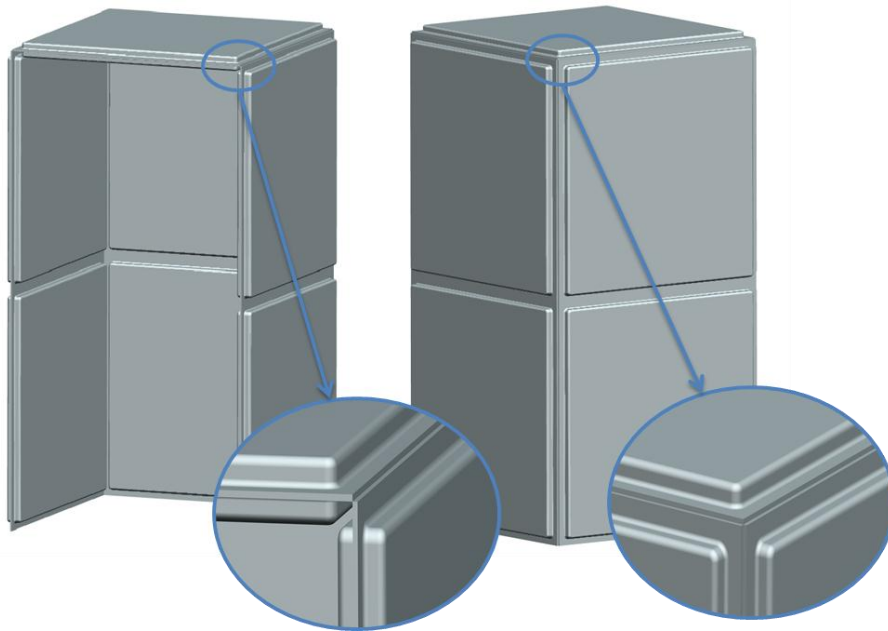


Abbildung 3-17: Grundstruktur des Kessels

Ist zur Einstellung der gewünschten mechanischen Eigenschaften eine Wärmebehandlung notwendig, so kann diese vor dem Zusammenbau des Kessels an den Modulen separat durchgeführt werden. Dies ist vor allem dann von Vorteil, wenn entsprechende Einrichtungen zur Wärmebehandlung großer Strukturen nicht zur Verfügung stehen oder die Prozessparameter genau gesteuert werden müssen. Um die mechanische Festigkeit in den Schweißnähten der Modulberandung beim Fügen des Kessels nicht zu beeinträchtigen, sollten die Kontaktstellen zwischen den Modulen mit Verfahren geschweißt werden, welche eine zu starke Erwärmung der vorhandenen Fügestellen verhindern.

Für die Umlenkung des Rauchgasstromes ist ein Modul mit abweichenden Maßen notwendig, welches mit Winkelblechen an der umgebenden Struktur befestigt werden kann (Abbildung 3-18). Die Winkel müssen an den angrenzenden Modulen befestigt werden, wobei ein Verfahren zum Einsatz kommen sollte, welches eine geringe Beeinflussung dieser druckbelasteten Bereiche gewährleistet.

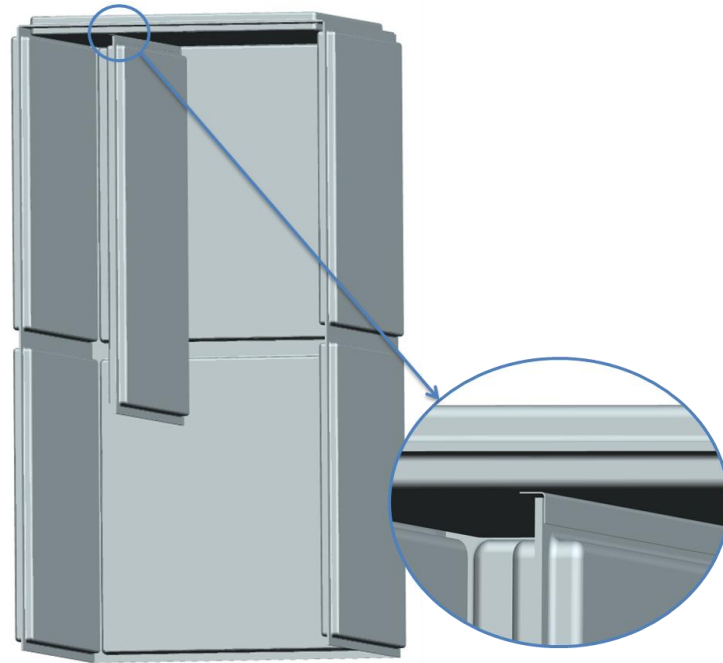


Abbildung 3-18: Rauchgasumleitung

Beim Zusammenbau wird das mittlere Modul mit den überstehenden Rändern an diesen Winkeln angebracht. Dieser Fertigungsschritt sollte vor der Anbringung der Seitenwände stattfinden, um ausreichende Bewegungsfreiheit für die Ausführung zu gewährleisten.

Nach vorne wird der Kessel mit einem weiteren Standardmodul abgeschlossen (Abbildung 3-19). Dieses kann durch Schweißen des gezeigten Stoßes mit dem restlichen Aufbau verbunden werden. Auch diese Fügezone ist keiner Belastung durch Wasserdruck ausgesetzt.

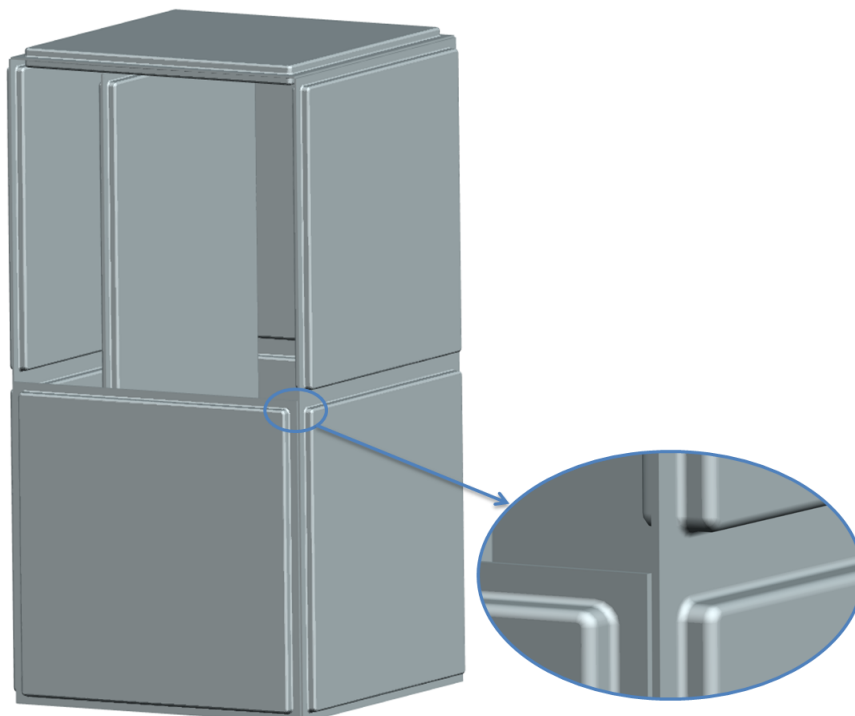


Abbildung 3-19: Frontmodul

3.3.2 Gestaltung der Ankerstrukturen

Bisher wurden die Module als Hohlräume dargestellt, welche ausschließlich durch die Schweißnaht am Rand gefügt sind. Der zur Auslegung angenommene Druck von 7,2 bar kann so nicht ertragen werden. Es sind Verbindungsstrukturen zwischen dem Innen- und Außenblech notwendig, welche die Blechflächen gegen den Innendruck abstützen.

In der Diplomarbeit von J. Rehl [1] wurde eine Vielzahl von solchen Strukturen entworfen und strukturmechanisch analysiert (siehe Kapitel 3.1.1). Es zeigte sich, dass beidseitige Dullungen (Abbildung 3-20) eine sehr gute Kombination aus Gewichtersparnis und mechanischer Festigkeit darstellen. Dullungen sind kegelstumpfförmige Einpressungen im Blech, welche an einem planen Kopf gefügt werden können.

In Bezug auf automatisierbare Fertigung bietet diese Gestaltung zwei vorteilhafte Eigenschaften. Zum einen müssen keine zusätzlichen Bauteile eingebracht werden, da die notwendige Struktur komplett durch Umformverfahren aus dem Grundblech herstellbar ist. Zum anderen lassen sich die fertigen Modulhälften bei der vorteilhaften Verwendung entsprechender Schweißverfahren in einem Arbeitsgang komplett fügen.

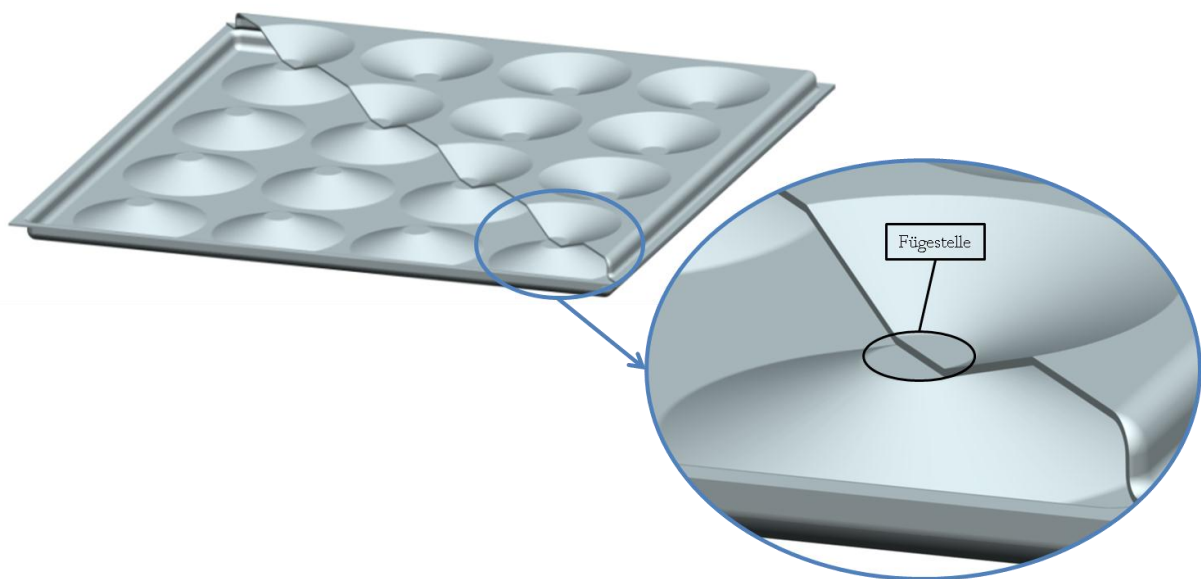


Abbildung 3-20: Grundkonzept Dullungen

Damit sind die prinzipiellen Entscheidungen für das Grundkonzept getroffen. Der weitere Entwurfsprozess muss durch Berechnungsverfahren begleitet werden, um die Detailgestaltung der Module zu erarbeiten.

4 Rechnerische Auslegung

Der wasserführende Teil der Konstruktion wird durch Innendruck belastet. Parallel zur Konstruktion ist daher eine genaue strukturmechanische Analyse erforderlich. Klassische analytische Methoden sind aufgrund der Komplexität der Bauteile nur zur groben Auslegung zielführend. Numerische Methoden hingegen erlauben eine genaue Modellierung und Berechnung von Bauteilen beliebiger Gestalt. Für Aufgabenstellungen der Strukturmechanik kommt in der Praxis meist die Finite-Elemente-Methode zum Einsatz. Sämtliche FE-Modelle in dieser Arbeit wurden mit dem Softwarepaket Marc/Mentat des Unternehmens MSC Software erstellt und berechnet.

4.1 Theoretische Grundlagen

Nachfolgend werden die Grundzüge der wichtigsten Aspekte der vorliegenden Berechnungsaufgaben ausgeführt. Dies beinhaltet eine kurze Einführung in die Finite-Elemente-Methode, Erläuterungen zu materialbedingten und geometrischen Nichtlinearitäten sowie Überlegungen zur Ermittlung von wahrheitsgetreuen Spannungsergebnissen in Kerben.

4.1.1 Finite-Elemente-Methode

Die Grundidee der Finite-Elemente-Methode (FEM) ist die Diskretisierung eines Kontinuums durch eine endliche Anzahl endlich kleiner Elemente. Wird dieses Konzept auf einen Festkörper angewandt, lässt sich über die Grundgesetze der Elastizitätstheorie ein Gleichungssystem aufstellen, welches numerisch gelöst werden kann. Die folgende Herleitung ist in wesentlichen Teilen dem Buch „FEM - Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau“ [8] entnommen. Sie soll einen stark komprimierten Einblick in die Grundprinzipien des Verfahrens geben.

4.1.1.1 Grundgleichungen der Elastostatik

Im ersten Schritt werden die Grundgleichungen der Elastostatik in Matrixschreibweise formuliert. Hierfür soll zunächst ein räumlicher Verschiebungsvektor \mathbf{u} definiert werden.

$$\mathbf{u} = \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix}$$

Die Verschiebungen \mathbf{u} werden über eine Differentialoperatormatrix \mathbf{D} mit den Verzerrungen $\boldsymbol{\varepsilon}$ verknüpft.

$$\boldsymbol{\varepsilon} = \mathbf{D} * \mathbf{u}$$

$$\downarrow$$

$$\begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial}{\partial z} & \frac{\partial}{\partial y} \\ \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} u \\ v \\ w \end{bmatrix}$$

Mit Hilfe des Hook'schen Stoffgesetzes für elastische dreidimensionale Körper mit isotropem Werkstoffverhalten lassen sich die Spannungen $\boldsymbol{\sigma}$ aus den Verzerrungen $\boldsymbol{\varepsilon}$ ermitteln.

$$\boldsymbol{\sigma} = \mathbf{E} * \boldsymbol{\varepsilon}$$

$$\downarrow$$

$$\begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{bmatrix} = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} (1-\nu) & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ & (1-\nu) & \nu & 0 & 0 & 0 \\ & & (1-\nu) & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 & 0 \\ & & & & \frac{(1-2\nu)}{2} & 0 \\ & & & & & \frac{(1-2\nu)}{2} \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} \varepsilon_{xx} \\ \varepsilon_{yy} \\ \varepsilon_{zz} \\ \gamma_{xy} \\ \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} \end{bmatrix}$$

sym.

Bei statischen Systemen müssen die inneren Spannungen $\boldsymbol{\sigma}$ mit den äußeren Belastungen \mathbf{p} im Gleichgewicht stehen. Dies wird über die Gleichgewichtsgleichung ausgedrückt.

$$\mathbf{D}^t * \boldsymbol{\sigma} - \mathbf{p} = \mathbf{0}$$

$$\downarrow$$

$$\begin{bmatrix} \frac{\partial}{\partial x} & 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial z} \\ 0 & \frac{\partial}{\partial y} & 0 & \frac{\partial}{\partial x} & \frac{\partial}{\partial z} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial}{\partial z} & 0 & \frac{\partial}{\partial y} & \frac{\partial}{\partial x} \end{bmatrix} * \begin{bmatrix} \sigma_{xx} \\ \sigma_{yy} \\ \sigma_{zz} \\ \tau_{xy} \\ \tau_{yz} \\ \tau_{zx} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} p_x \\ p_y \\ p_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix}$$

Dieses Differentialgleichungssystem soll nun in ein einfacher zu lösendes Gleichungssystem übergeführt werden. Die Herleitung dieser finiten Systemgleichung kann über verschiedene Wege geschehen. Hier soll das Variationsprinzip kurz skizziert werden.

4.1.1.2 Variationsprinzip

Es gilt, dass ein System dann im Gleichgewicht ist, wenn die innere virtuelle Arbeit δW_i gleich der äußeren virtuellen Arbeit δW_a ist.

$$\delta W_i = \delta W_a$$

An einem betrachteten Kontinuum greifen die Oberflächenkräfte \mathbf{F} , die verteilten Oberflächenlasten \mathbf{q} und die Volumenkräfte \mathbf{p} an. Werden diese mit einer virtuellen Verschiebung $\delta \mathbf{u}$ multipliziert, ergibt sich die äußere virtuelle Arbeit. S bezeichnet die Oberfläche des Kontinuums, V das Volumen.

$$\delta W_a = \delta \mathbf{u}^t * \mathbf{F} + \int_V \delta \mathbf{u}^t * \mathbf{p} dV + \int_S \delta \mathbf{u}^t * \mathbf{q} dS$$

Die virtuelle innere Arbeit ist definiert als das Integral des Produktes virtueller Verzerrungen $\delta \boldsymbol{\varepsilon}$ und Spannungen $\boldsymbol{\sigma}$ über das Volumen V .

$$\delta W_i = \int_V \delta \boldsymbol{\varepsilon}^t * \boldsymbol{\sigma} dV$$

Werden innere und äußere virtuelle Arbeit gleichgesetzt, ergibt sich mit den in Kapitel 4.1.1.1 beschriebenen Zusammenhängen folgende Variationsgleichung.

$$\int_V \delta \boldsymbol{\varepsilon}^t * \mathbf{D}^t * \mathbf{E} * \mathbf{D} * \mathbf{u} dV = \delta \mathbf{u}^t * \mathbf{F} + \int_V \delta \mathbf{u}^t * \mathbf{p} dV + \int_S \delta \mathbf{u}^t * \mathbf{q} dS$$

Diese Beziehung gilt exakt, wenn die tatsächlichen Verschiebungen \mathbf{u} eingesetzt werden. Die Finite-Elemente-Methode ist jedoch eine Näherungsmethode, weshalb für die Verschiebung eines Elements ein Ansatz benötigt wird. Der Verschiebungsansatz hat folgende Form:

$$\mathbf{u} = \mathbf{G} * \mathbf{d}$$

Der Vektor \mathbf{d} enthält die Verschiebungen von einzelnen Stützstellen des Modells, so genannten Knoten. Die Verbindung zu beliebigen Verschiebungen \mathbf{u} in einem Körper wird über die Zeilenmatrix \mathbf{G} hergestellt, welche die Ansatzfunktionen enthält. Diese sollen einfach zu differenzieren und zu integrieren sein und sind daher üblicherweise Polynome.

Dies erweitert obige Gleichgewichtsgleichung zu:

$$\int_V \delta \mathbf{d}^t * \mathbf{G}^t * \mathbf{D}^t * \mathbf{E} * \mathbf{D} * \mathbf{G} * \mathbf{d} dV = \delta \mathbf{d}^t * \mathbf{G}^t * \mathbf{F} + \int_V \delta \mathbf{d}^t * \mathbf{G}^t * \mathbf{p} dV + \int_S \delta \mathbf{d}^t * \mathbf{G}^t * \mathbf{q} dS$$

Die Knotenverschiebungen \mathbf{d} bzw. die kleinen Knotenverschiebungen $\delta \mathbf{d}$ sind feste Größen und lassen sich daher aus den Integralen herausheben. Die nach dem Kürzen von $\delta \mathbf{d}$ resultierende Gleichung

$$\int_V (\mathbf{D} * \mathbf{G})^t * \mathbf{E} * (\mathbf{D} * \mathbf{G}) dV * \mathbf{d} = \mathbf{G}^t * \mathbf{F} + \int_V \mathbf{G}^t * \mathbf{p} dV + \int_S \mathbf{G}^t * \mathbf{q} dS$$

wird als die finite Grundgleichung bezeichnet, welche verkürzt mit

$$\mathbf{k} * \mathbf{d} = \hat{\mathbf{p}}$$

angegeben werden kann. Die Knotenverschiebungen \mathbf{d} werden über die Steifigkeitsmatrix \mathbf{k} mit den äußeren Kräften $\hat{\mathbf{p}}$ in Relation gesetzt. Die gesuchten Verschiebungen \mathbf{d} könnten nun durch invertieren der Matrix \mathbf{k} direkt ermittelt werden. Diese Vorgehensweise ist jedoch bei Problemen mit vielen Freiheitsgraden nicht sinnvoll, weswegen meist iterative Verfahren zur Lösung des Gleichungssystems verwendet werden. Aus den Knotenverschiebungen werden schließlich die Elementspannungen ermittelt.

4.1.2 Nichtlineares Materialverhalten

Die klassische lineare Elastostatik setzt rein elastisches Materialverhalten voraus. Für Materialien, welche im Spannungs-Dehnungs-Diagramm eines Zugversuches eine eindeutig definierte Fließgrenze aufweisen, wird dieses lineare Verhalten für Spannungen unterhalb der so genannten oberen Streckgrenze R_{eH} angenommen (Abbildung 4-1a). Viele Materialien weisen keine ausgeprägte Fließgrenze auf. In diesen Fällen behilft man sich mit der Definition der 0,2%-Dehngrenze $R_{p0,2}$. Hierbei wird bis zu einer bleibenden plastischen Verformung von 0,2% elastisches Verhalten angenommen (Abbildung 4-1b).

Bei den im Zuge dieser Arbeit durchgeführten Berechnungen treten mitunter Spannungen oberhalb des linear-elastischen Bereichs auf. Marc/Mentat erlaubt die Eingabe von Materialdaten in Form von E-Modul, Querkontraktionszahl sowie eines Spannungs-Dehnungs-Diagrammes, um das Werkstoffverhalten im elastischen als auch im plastischen Bereich zu beschreiben.

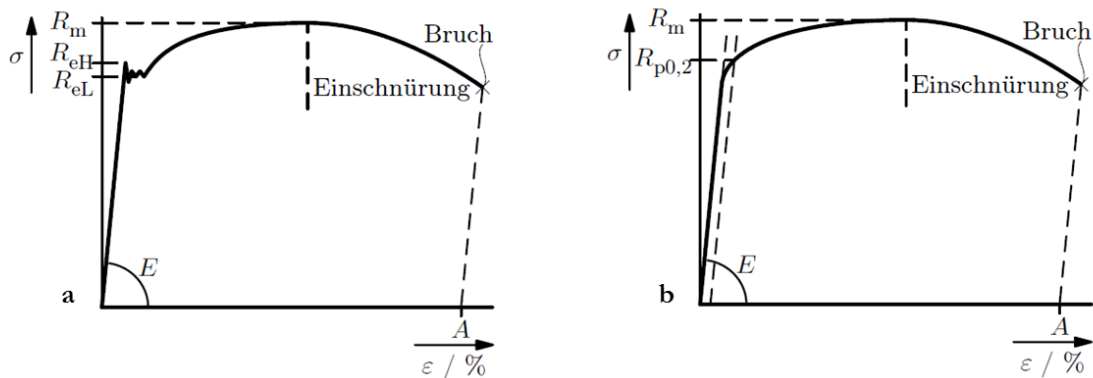


Abbildung 4-1: Spannungs-Dehnungs-Diagramme [9]

Bei Zugversuchen werden die ermittelten Werte für Spannung bzw. Dehnung üblicherweise auf den Ausgangsquerschnitt bzw. die Ausgangslänge der Probe bezogen. Diese Werte bezeichnet man auch als technische Spannung bzw. Dehnung. Zur Verwendung in Marc/Mentat müssen diese Werte so umgerechnet werden, dass sie sich auf den momentanen Querschnitt bzw. die momentane Länge der Probe beziehen. Diese Werte werden als wahre Spannung bzw. Dehnung bezeichnet. Die folgende Herleitung ist dem Buch „Werkstoffprüfung - Ermittlung von Werkstoffeigenschaften“ [10] entnommen.

Die technische Spannung σ_{tech} ist definiert als die Kraft F bezogen auf den Ausgangsquerschnitt A_0 .

$$\sigma_{tech} = \frac{F}{A_0}$$

Die technische Dehnung ϵ_{tech} ist definiert als die Längenänderung Δl bezogen auf die Ausgangslänge l_0 .

$$\epsilon_{tech} = \frac{\Delta l}{l_0}$$

Die durch diese Vereinfachungen entstehenden Fehler sind im linear-elastischen Bereich vernachlässigbar klein. Für die Berechnungen, bei denen plastische Verformungen auftreten, ist der Bezug auf die Ausgangsgrößen jedoch nicht zulässig.

Die wahre Spannung σ_{wahr} ist definiert als die Kraft F bezogen auf den aktuellen Querschnitt A_1 .

$$\sigma_{wahr} = \frac{F}{A_1}$$

Da der aktuelle Querschnitt im Zugversuch meist nicht gemessen wird, muss die wahre Spannung aus den Größen des technischen Spannungs-Dehnungs-Diagrammes ermittelt werden. Aufgrund der Volumenkonstanz gilt:

$$A_0 * l_0 = A_1 * l_1$$

Damit ergibt sich die wahre Spannung:

$$\sigma_{wahr} = \frac{F}{A_1} = \frac{F}{A_0} \frac{l_1}{l_0} = \sigma_{tech} * \frac{l_0 + \Delta l}{l_0} = \sigma_{tech} * \left(1 + \frac{\Delta l}{l_0}\right) = \sigma_{tech} * (1 + \varepsilon_{tech})$$

Um die wahre Dehnung zu erhalten, muss die jeweilige Längenänderung dl auf die momentane Länge l bezogen werden. Dieser Wert wird im Allgemeinen als logarithmische Formänderung φ bezeichnet, welche in ihrer Differentialform wie folgt definiert ist:

$$d\varphi = \frac{dl}{l}$$

Durch Integration ergibt sich die Formänderung φ bei einer Verlängerung von l_0 auf l_1 .

$$\varphi = \int_{l_0}^{l_1} \frac{dl}{l} = \ln \frac{l_1}{l_0} = \ln \frac{l_0 + \Delta l}{l_0} = \ln(1 + \varepsilon_{tech})$$

Das in Abbildung 4-2 dargestellte Spannungs-Dehnungs-Diagramm ist das Ergebnis eines Zugversuches mit einer Probe aus X10CrMoVNb9-1. Die blaue Kurve stellt das messtechnische Ergebnis dar (Messung von Kraft und Weg), die rote Kurve wurde nach den oben hergeleiteten Maßgaben errechnet.

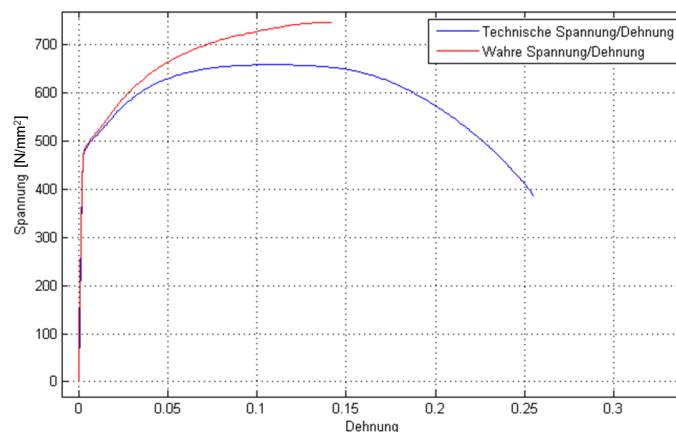


Abbildung 4-2: Technische Spannung/Dehnung gegenüber wahrer Spannung/Dehnung

Es ist zu beachten, dass diese Umrechnung nur bis zu dem Punkt im Diagramm gilt, ab dem es zu einer Einschnürung der Probe kommt.

4.1.3 Geometrische Nichtlinearität

Dünnwandige Bleche unter Flächenbelastung können relativ hohe Verformungen aufweisen. Marc/Mentat bietet die Möglichkeit, die daraus resultierenden Effekte in der Rechnung zu berücksichtigen. Die wichtigste Maßnahme ist, das Gleichgewicht nicht - wie in der linearen Theorie üblich - am unverformten System, sondern am verformten System anzusetzen. Die nachfolgenden Erläuterungen der Problematik sind weitgehend dem Buch „Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen“ [11] entnommen.

In Abbildung 4-3 ist ein Balkensystem dargestellt, welches sowohl von einer Streckenlast als auch von einer lateral wirkenden Kraft am Loslager belastet wird.

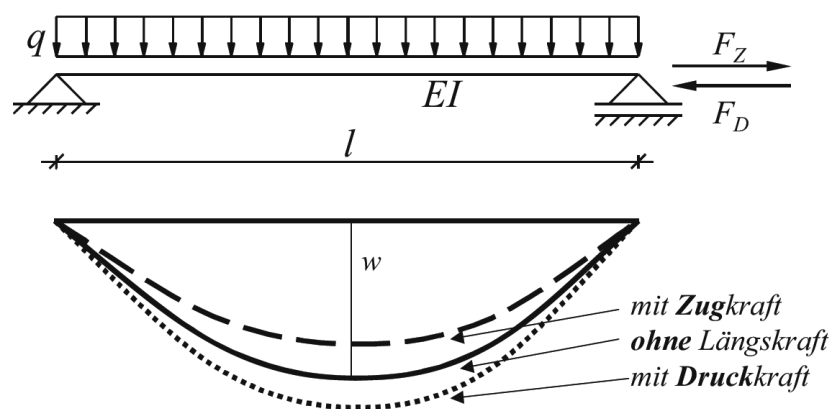


Abbildung 4-3: Balkensystem [11]

Die mittlere Biegelinie ergibt sich rein durch die Streckenlast. Würde man das Gleichgewicht am unverformten Körper ansetzen, hätte die Längskraft keinerlei Auswirkung auf die Durchbiegung. Bringt man diese Kraft jedoch auf den bereits verformten Balken auf, ändert sich das Bild. Die Durchbiegung w wirkt als Hebelarm und es wird ein zusätzliches Moment in den Balken eingebracht.

Zur Veranschaulichung soll nun eine Zugkraft F_Z auf das Loslager des verformten Balkens aufgebracht werden. Das hierdurch verursachte Moment verringert die Durchbiegung, wie auch ohne Rechnung leicht einzusehen ist.

$$\Delta M = -F_Z * w$$

Wird nun eine Druckkraft F_D aufgebracht, tritt der gegenteilige Effekt ein. Die Durchbiegung erhöht sich.

$$\Delta M = F_D * w$$

Es gibt noch eine Reihe weiterer geometriebedingter nichtlinearer Effekte, deren Beschreibung hier jedoch zu weit führen würde, da ihre Auswirkungen auf die in dieser Arbeit durchgeführten Berechnungen relativ gering sind. Bei Interesse sind diese Aspekte sowie deren Herleitung und Einbindung in die Finite-Elemente-Methode in dem bereits am Beginn dieses Kapitels erwähnten Werk [11] zu finden.

4.1.4 Spannungen in Kerben

Werden Bleche mit den in Kapitel 3.2.2 beschriebenen Schweißverfahren überlappend gefügt, bildet sich am Rand der Fügezone eine scharfe Kerbe aus. Die im realen Bauteil auftretenden Spannungen an einer solchen Kerbe können nicht durch Einsatz der klassischen Kontinuumsmechanik allein gewonnen werden, da diese von einem strukturlosen Idealstoff ausgeht und werkstoffbedingte Effekte außer Acht lässt.

Unterwirft man durch Widerstandspunktschweißung kreuzförmig gefügte Blechstreifen einer Zugbelastung nach Abbildung 4-4 (dies ist eine so genannte Cross-Tension-Probe), so könnte man durch die theoretisch gegebene enorme Spannungserhöhung in der Kerbe annehmen, dass die ertragbaren Zugkräfte sehr klein wären.

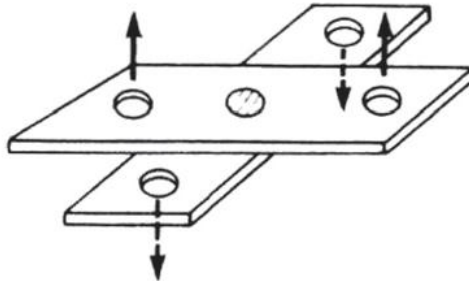


Abbildung 4-4: Cross-Tension-Probe [12]

Im Versuch zeigt sich jedoch, dass die Proben vor dem Bruch erheblichen Belastungen widerstehen. Der Anriss am Kerbgrund erweitert sich bei Belastung nicht in die Schmelzzone hinein, sondern es entsteht eine Rundung durch lokales Fließen des Werkstoffes. Der Bruch erfolgt schließlich senkrecht zur Blechoberfläche entlang der Schmelzzone. Die Ergebnisse eines solchen Versuches sind in Abbildung 4-5 dargestellt. [12]

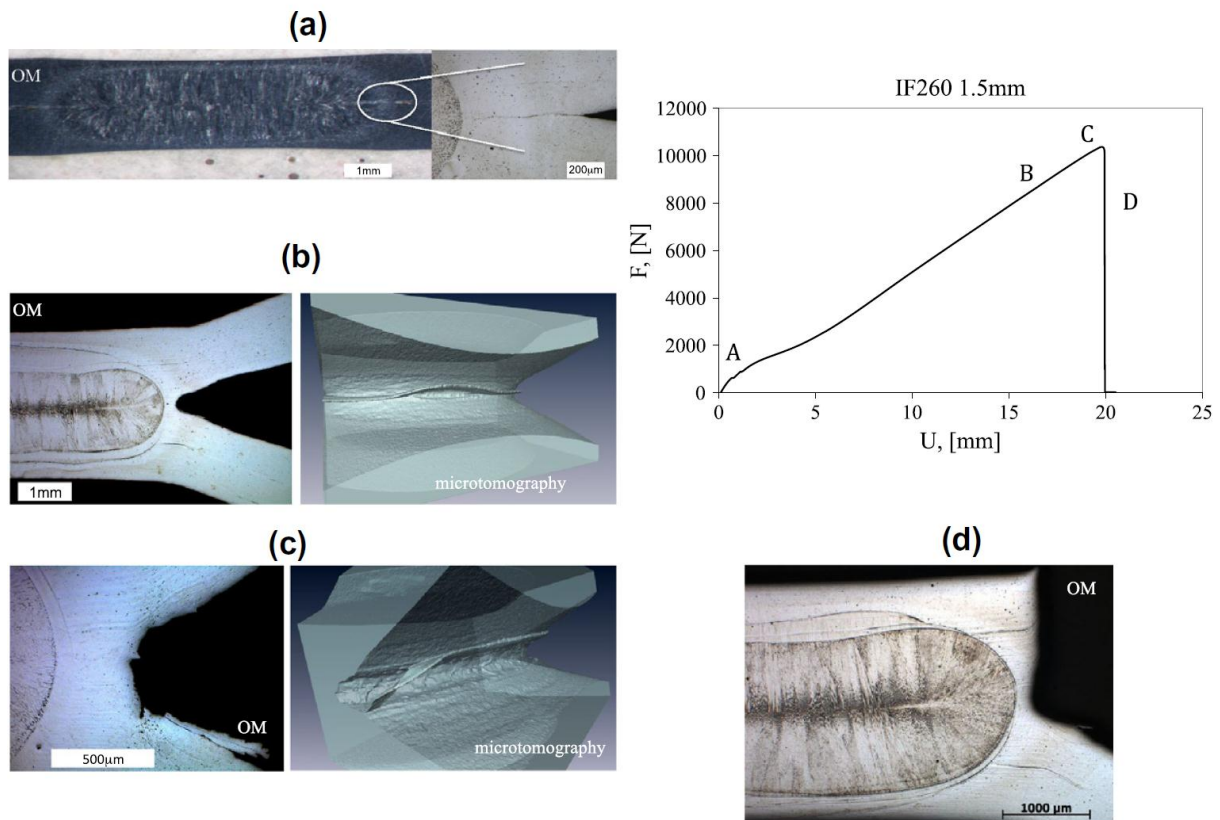


Abbildung 4-5: Ergebnisse eines Cross-Tension-Versuches [12]

Die höhere reale Belastbarkeit von gekerbten Teilen im Vergleich zu den theoretischen Ergebnissen erklärt H. Neuber in dem Artikel „Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen“ [13] durch die Effekte der Mikro- und Makrostützwirkung.

Die Mikrostützwirkung ergibt sich dadurch, dass die den Formzahlen zugrundeliegende Elastizitätstheorie im Bereich der kristallinen Strukturen - und damit in scharfen Kerben - ihre Gültigkeit verliert. Bei Spannungskonzentrationen an Rissen und anderen Kerben wird der betrachtete Bereich einer Struktur sehr klein. Der Spannungszustand ändert sich innerhalb solcher Gebiete stark. Laut H. Neuber [13] erklären sich die dort auftretenden entlastenden Struktureffekte durch die blockweise Abstützung hochbelasteter Stoffbereiche auf ihre Umgebung.

Die Makrostützwirkung ergibt sich durch lokales Fließen des Werkstoffes am Kerbgrund (Abbildung 4-6). Die Plastizität des Werkstoffes führt zu lokalem Fließen in der Kerbe und damit zu einem Absinken der Spannungsspitze. Dadurch wird der mittlere Teil des Stabes stärker belastet und die Randzone entlastet. Dieser Effekt hat für spröde Materialien weniger Bedeutung als für duktile Werkstoffe.

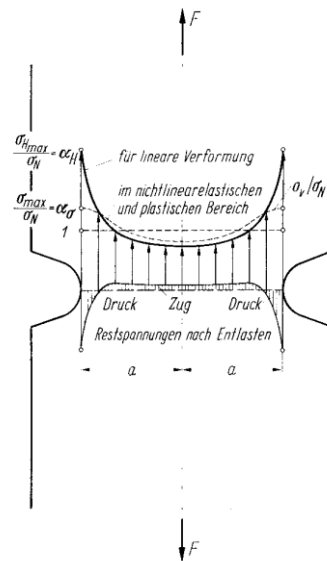


Abbildung 4-6: Makrostützwirkung [13]

H. Neuber [13] schlägt zur Berücksichtigung der spannungsmindernden Werkstoffeigenschaften eine fiktive Vergrößerung des Kerbradius vor. Die praktische Anwendung dieses Konzeptes soll nachfolgend kurz umrissen werden. Die folgenden Zusammenhänge und Bilder sind dem Buch „Ermüdungsfestigkeit“ [14] entnommen.

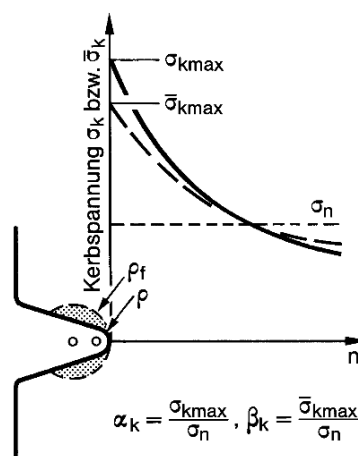


Abbildung 4-7: Fiktiv vergrößerter Kerbradius [14]

Die Überhöhung der Nennspannung an einer Kerbe wird bekanntermaßen durch die Kerbformzahl α_k beschrieben, welche die am Kerbgrund auftretende höchste Spannung zur Nennspannung ins Verhältnis setzt.

$$\alpha_k = \frac{\sigma_{kmax}}{\sigma_n}$$

Die Einführung eines fiktiv vergrößerten Kerbradius ρ_f führt zu einer Verringerung der Spannungsüberhöhung. Mit der so reduzierten Spannung $\bar{\sigma}_{kmax}$ ergibt sich die Kerbwirkungszahl β_k .

$$\beta_k = \frac{\bar{\sigma}_{Kmax}}{\sigma_n}$$

$\bar{\sigma}_{Kmax}$ ist die festigkeitswirksame Spannung, welche den Belastungsgrenzwerten gegenübergestellt werden kann. Im Gebiet der Ermüdungsfestigkeit ist es üblich, Schweißnahtkerben in FE-Modellen durch genormte Radien zu ersetzen. Die so ermittelten Spannungen werden über Schwingversuche mit Wöhlerkurven verknüpft und bieten so ein robustes Modell zur Betriebsfestigkeitsberechnung von geschweißten Bauteilen.

Der fiktive Kerbradius ρ_f wird nach H. Neuber [13] über folgenden Zusammenhang ermittelt:

$$\rho_f = \rho + s * \rho^*$$

Hierbei ist ρ der kleinste Krümmungsradius des Randes an der höchstbeanspruchten Stelle. Der Faktor s ist vom Mehrachsigsigkeitsgrad der Beanspruchung und von der anzuwendenden Festigkeitshypothese abhängig. Er kann anhand einer bei H. Neuber [13] angeführten Tabelle ermittelt werden. Die Ersatzstrukturlänge ρ^* ist von der Art und den Eigenschaften des Werkstoffes sowie dem zeitlichen Verlauf der Belastung abhängig. Daher muss ρ^* für die interessierende Kombination dieser Einflussgrößen durch aufwändige Versuche ermittelt werden. Für viele moderne, hochlegierte Werkstoffe existieren daher keine gesicherten Angaben für die Ersatzstrukturlänge. Das von H. Neuber [13] postulierte Diagramm (Abbildung 4-8) kann Anhaltspunkte für die Abschätzung eines passenden Wertes bieten, ist jedoch sehr allgemein in Bezug auf die Werkstoffbezeichnungen gehalten und sollte daher mit Vorsicht angewandt werden.

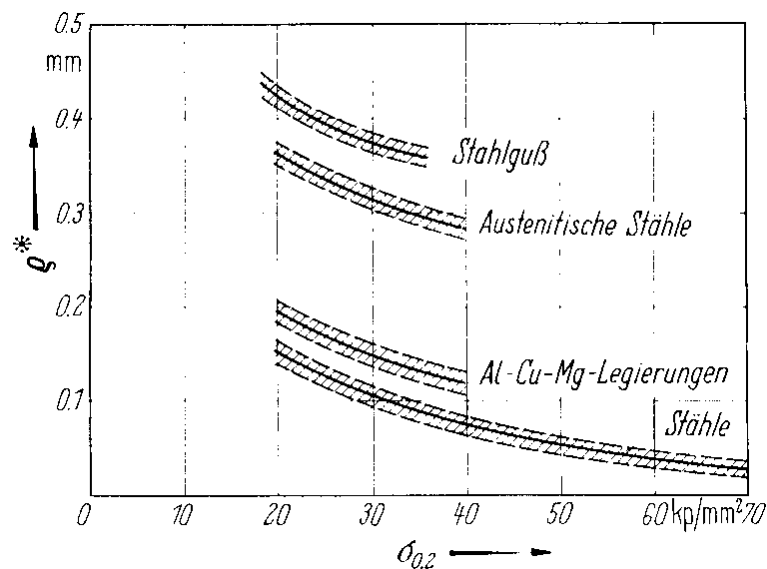


Abbildung 4-8: Ersatzstrukturlänge für verschiedene Werkstoffe [13]

4.2 Konstruktionsbegleitende Berechnungen

Die Auslegung und Berechnung der Module erfolgt in drei Schritten. Zunächst wird die notwendige Schweißnahtfläche ermittelt, welche die durch den Wasserdruck auftretenden Zugspannungen aufnehmen kann. Im Anschluss daran werden die grundlegenden Parameter der Dullungsform mit Hilfe von in Marc/Mentat erstellten rotationssymmetrischen Modellen optimiert. Der Rechenaufwand für solche Modelle ist auch bei sehr feiner Vernetzung relativ gering.

An rotationssymmetrischen Modellen lassen sich die auftretenden Spannungen nur qualitativ und im direkten Vergleich zueinander bewerten. Um einen schlüssigen strukturmechanischen Nachweis zu erbringen sind dreidimensionale Modelle der Module notwendig. Die Erstellung und Berechnung dieser Modelle geht Hand in Hand mit der konstruktiven Gestaltung der Kesselteile. Dies ist ein iterativer Prozess, welcher schließlich zu den in Kapitel 4.2.5 dargestellten Modulen führt.

4.2.1 Randbedingungen

Der Kessel soll für einen maximal zulässigen Betriebsüberdruck von $P_s = 3$ bar ausgelegt werden. Nach DIN EN 303-5 bedeutet dies, dass der Kessel einer Kaltwasserbemessungsprüfung mit einem Druck von $2 * P_s = 6$ bar unterzogen werden muss. Es dürfen dabei keine Undichtheiten und keine wesentlichen Verformungen auftreten. Während der laufenden Fertigung ist jeder Kessel einem Drucktest mit mindestens $1,43 * P_s = 4,29$ bar zu unterziehen. In Anlehnung an diese Vorschriften formulierte das Unternehmen HET die in Tabelle 4-1 aufgelisteten Anforderungen.

Druck	Beschreibung	Anforderungen
3 bar	Maximaler Betriebsdruck	Vergleichsspannungen im gesamten Bauteil unterhalb der 0,2%-Dehngrenze
4,5 bar	Prüfdruck bei laufender Fertigung	Vergleichsspannungen im gesamten Bauteil unterhalb der 0,2%-Dehngrenze
6 bar	Prüfdruck für Abnahme	Vergleichsspannungen im gesamten Bauteil unterhalb der Zugfestigkeit
7,2 bar	Firmeninterner Prüfdruck	Vergleichsspannungen im gesamten Bauteil unterhalb der Zugfestigkeit

Tabelle 4-1: Vorgaben für Druckbelastung

Die Bauteile sollen für alle in Tabelle 4-1 aufgezählten Druckwerte berechnet werden. Wichtig ist hierbei, dass die Vergleichsspannungen bis zu einem Druck von 4,5 bar unter der 0,2%-Dehngrenze und bis zu einem Druck von 7,2 bar unter der Zugfestigkeit bleiben sollen. Die Auswertung erfolgt mit der Vergleichsspannung nach Richard von Mises (Gestaltänderungsenergiehypothese). Diese hat sich als Standard für die Bewertung von allgemeinen Spannungszuständen in duktilen Materialien etabliert.

4.2.2 Materialmodell

Als Werkstoff wird X10CrMoVNb9-1 angenommen. Für die Berechnung wird in Marc/Mentat eine Spannungs-Dehnungs-Kurve aus einem Zugversuch der Deutschen Edelstahlwerke hinterlegt und eine elastisch-plastische Rechnung durchgeführt. Die Spannungs- und Dehnungswerte werden vor der Eingabe in das Berechnungsprogramm nach den in Kapitel 4.1.2 hergeleiteten Vorschriften in wahre Spannung bzw. wahre Dehnung umgerechnet (Abbildung 4-9). Der elastische Bereich wird bis zu einer Vergleichsspannung von 100 N/mm^2 angenommen. Die Berechnung wird für den kalten Kessel durchgeführt, d.h. es werden die für eine Temperatur von 20°C gültigen Materialkennwerte verwendet (Tabelle 4-2). Die Optionen für geometrisch nichtlineare Berechnung werden aktiviert, da bei dünnen Blechstärken relativ starken Verformungen auftreten können.

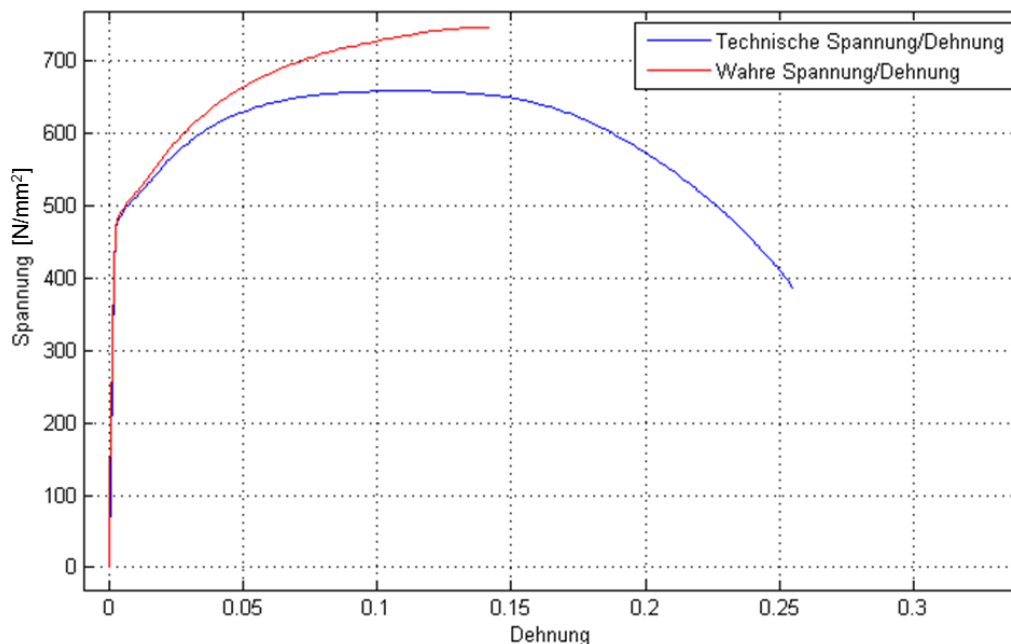


Abbildung 4-9: Spannungs-Dehnungs-Diagramm X10CrMoVNb9-1

E-Modul	Poissonzahl	0,2%-Dehngrenze	Zugfestigkeit
218000 N/mm ²	0,285	488 N/mm ²	659 N/mm ²

Tabelle 4-2: Werkstoffkennwerte X10CrMoVNb9-1

Dieses Spannungs-Dehnungs-Diagramm wurde bereits in der Diplomarbeit von J. Rehl [1] als Grundlage der Berechnungen verwendet. Es ist zu beachten, dass die Deutschen Edelstahlwerke diesen Werkstoff nur zur Herstellung von Langprodukten (Stäben) verwenden. Eine Zugversuchsauswertung einer Probe eines Flachproduktes (Blechs) war trotz Kontaktaufnahme zu entsprechenden Herstellern nicht zu bekommen.

4.2.3 Notwendige Schweißnahtfläche

Die Fügeflächen eines Moduls müssen die durch den Druck auftretenden Zugspannungen aufnehmen. Die Höhe dieser Spannungen lässt sich einfach aus dem Druck und der projizierten Modulfläche ermitteln. Da an diesem Punkt im Entwurfsprozess die Größe der Dullungsköpfe noch nicht festgelegt ist, wird die gesamte Innenfläche des Moduls als druckbeaufschlagte projizierte Fläche angenommen.

$$A_{f_min} = \frac{A_{proj} * p}{R_{p02}} = \frac{(440 \text{ mm} * 440 \text{ mm}) * 0,72 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}}{488 \frac{\text{N}}{\text{mm}^2}} = 286 \text{ mm}^2$$

Die Gesamtlänge der umlaufenden Schweißnaht alleine beträgt ca. 1800 mm, d.h. schon bei einer tragenden Nahtbreite von 1 mm ist die Forderung leicht erfüllt.

4.2.4 Rotationssymmetrische Modelle

Zur Auslegung der Form der Dullungen wird ein rotationssymmetrisches Modell einer Dullung in Marc/Mentat erstellt und berechnet. In Abbildung 4-10 ist ein solches Modell mit den entsprechenden Randbedingungen dargestellt.

Die Rotationsachse befindet sich im Mittelpunkt des Dullungskopfes und ist auf der linken Seite des Modells dargestellt. An dieser Stelle ist das Modell fest eingespannt. Die beiden Bleche bilden einen Hohlraum, welcher durch einen Druck von 7,2 bar beaufschlagt wird. Dies entspricht dem geforderten Auslegungsdruck. Auf der rechten Seite sind die Bleche einem Schiebegelenk entsprechend gelagert.

4.2.4.1 Modellierung von Schweißnahtkerben

Bevor mit der Optimierung der Dullung begonnen werden kann, ist die Frage des Umgangs mit der Kerbe am Rand der Schweißnaht zu klären. Bei Einsatz der in Kapitel 3.2.2 besprochenen Schweißverfahren bildet sich an den Grenzen der Fügezone eines Überlappstoßes eine scharfe, rissartige Kerbe aus. Bildet man diesen Sachverhalt direkt in einem FE-Modell ab, so ergibt sich eine Vernetzung wie in Abbildung 4-10. Die beiden Bleche laufen dort bei einem einzigen Knoten zusammen.

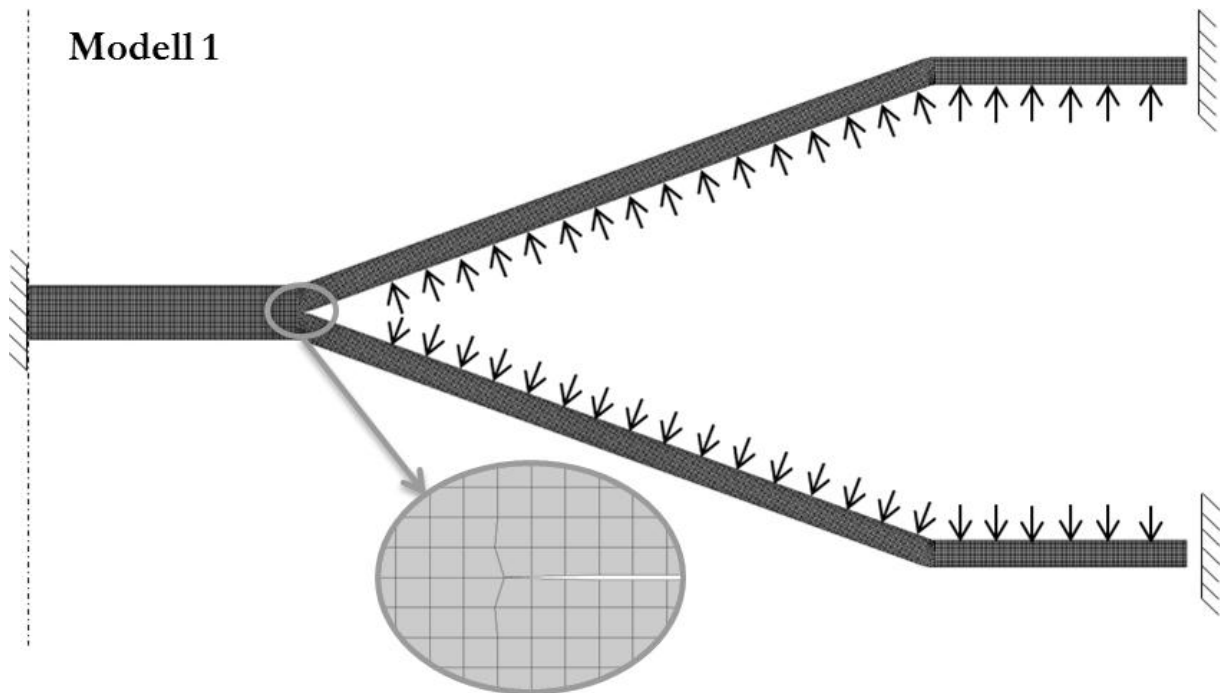


Abbildung 4-10: Rotationssymmetrisches Grundmodell mit Kerbe

Eine so ausgestaltete Kerbe erzeugt bei der Berechnung erhebliche Probleme. Um dies zu illustrieren, wird das Modell aus Abbildung 4-10 mit hinterlegtem Materialmodell elastisch-plastisch gerechnet. Die Feinheit des Netzes wird schrittweise erhöht. Die Spannungsergebnisse steigen mit sinkender Elementgröße immer weiter an, eine Konvergenz ist selbst bei sehr feiner Vernetzung nicht zu erkennen (Abbildung 4-11, Tabelle 4-3). Dies zeigt, dass diese Art der Modellbildung für das vorliegende Problem nicht geeignet ist.

In Kapitel 4.1.4 wurde das Konzept des fiktiv vergrößerten Kerbradius nach H. Neuber [13] erläutert. Es soll überprüft werden, ob dieses Konzept für den vorliegenden Anwendungsfall eine sinnvolle Herangehensweise darstellt.

Die Bemessung des Kerbradius ist unter anderem abhängig vom verwendeten Werkstoff. Für martensitische Stähle im Allgemeinen bzw. X10CrMoVNb9-1 im Speziellen liegen keine Daten für die Ersatzstrukturlänge ρ^* vor. D. Radaj [15] schlägt für die Kerbe am Rand der Fügezone eines widerstandspunktgeschweißten Überlappstoßes einen Radius von 0,25 mm vor. Dies bezieht sich auf einen ferritischen Stahl mit einer 0,2%-Dehngrenze von 300 N/mm^2 .

Der zu wählende Radius sollte ausreichend groß sein, um auch bei grober Vernetzung zuverlässige Ergebnisse zu erhalten. Es sollte jedoch eine zu starke Ausdünnung des Blechs im Bereich der Kerbe vermieden werden, um die Ergebnisse nicht zu verfälschen. Des Weiteren muss die relativ hohe 0,2%-Dehngrenze von X10CrMoVNb9-1 (488 N/mm^2) beachtet werden. Aufgrund dieser Überlegungen wird ein fiktiv vergrößerter Kerbradius von 0,2 mm gewählt. Eine Verifikation dieses Ansatzes durch Versuche ist im Rahmen dieser Arbeit nicht vorgesehen. Werden bei den

Tests der ersten Prototypen wesentliche Unterschiede zu den errechneten Ergebnissen festgestellt, muss der gewählte Ansatz modifiziert werden.

Die Auswertung der Spannungen erfolgt entsprechend der Gestaltänderungsenergiehypothese nach Richard von Mises. Diese hat sich bei duktilen Materialien bewährt und wird auch von H. Neuber [13] explizit als Auswertemethode in fiktiven Kerbradien empfohlen.

Besonderes Augenmerk wird auf die Konvergenz der Spannungsergebnisse gelegt. So muss in Hinblick auf die Erstellung eines dreidimensionalen Modells bereits eine relativ grobe Vernetzung zu zuverlässigen Ergebnissen führen, d.h. eine feinere Vernetzung darf keine starken Änderungen der Spannungen hervorrufen. Um dies zu überprüfen, wird die in Marc/Mentat zur Verfügung stehende adaptive Netzverfeinerung verwendet. Diese Funktion verfeinert das Netz an zuvor angegebenen Stellen, wenn dort ein Spannungsgrenzwert überschritten wird. Über zusätzliche Parameter lässt sich angeben, ob sich die neuen Elementkanten einer Geometrie anpassen sollen, wie hier dem Kerbradius. Wichtig ist hierbei, dass die neu geschaffenen Elementkanten nicht in dahinterliegende Elemente hineinragen. Eine gute Voraussetzung dafür sind ausreichend große und nicht zu stark verzerrte Elemente im Grundnetz.

Im nächsten Schritt wird der gewählte Radius in das Modell aus Abbildung 4-10 eingefügt. Wie bei dem Modell mit der scharfen Kerbe wird das Netz in Schritten verfeinert und die Entwicklung der Spannungsergebnisse beobachtet (Abbildung 4-11). Es zeigt sich, dass die Spannungen nur in sehr geringem Maße von der Elementgröße abhängig sind (Tabelle 4-3). Diese Modellierung bietet somit eine robuste Basis für die folgenden Berechnungen.

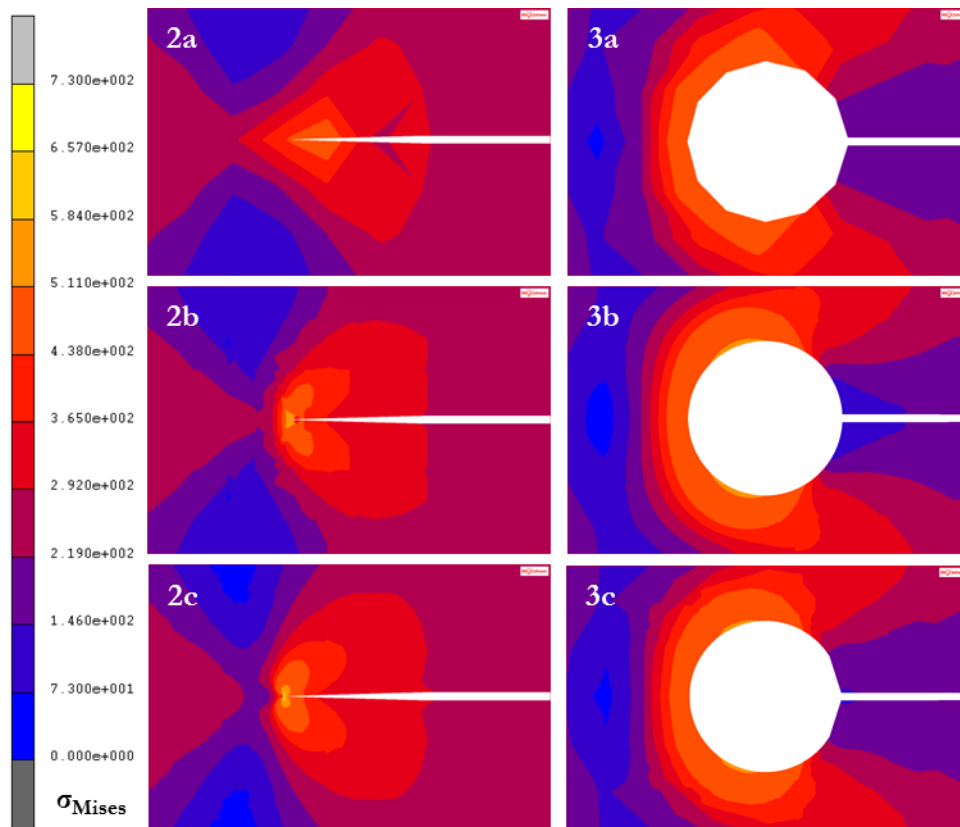


Abbildung 4-11: SpannungspLOTS der Modelle 2 und 3

Modell	Druck [bar]	Materialmodell	Kürzeste Elementkantenlänge [mm]	$\sigma_{V_{max}}$ [N/mm ²]
2a	7,2	elastisch-plastisch	0,1	501
2b	7,2	elastisch-plastisch	0,013	540
2c	7,2	elastisch-plastisch	0,0008	727
3a	7,2	elastisch-plastisch	0,1	506
3b	7,2	elastisch-plastisch	0,013	514
3c	7,2	elastisch-plastisch	0,0008	519

Tabelle 4-3: Numerische Ergebnisse der Modelle 2 und 3

Die Kerbe am Rande der Fügezone ist der höchst belastete Bereich der Dullung. Ziel soll es sein, eine Dullungsform herauszuarbeiten, welche diesen Bereich möglichst gut entlastet. Hierzu sollen am rotationssymmetrischen Modell verschiedene Parameter variiert werden, um ihren Einfluss auf die Belastung der Kerbe einschätzen zu können.

4.2.4.2 Durchmesser des Dullungskopfes

Der Durchmesser der planen Deckfläche der kegelstumpfförmigen Dullung soll als erster Parameter betrachtet werden. Der Gesamtdurchmesser des rotationsymmetrischen Modells soll in den Varianten konstant bleiben, um den Einfluss der Verkleinerung der druckbeaufschlagten Fläche bei Vergrößerung des Kopfdurchmessers abzubilden. In Abbildung 4-12 sind SpannungspLOTS von vier Varianten mit verschiedenen Kopfdurchmessern dargestellt.

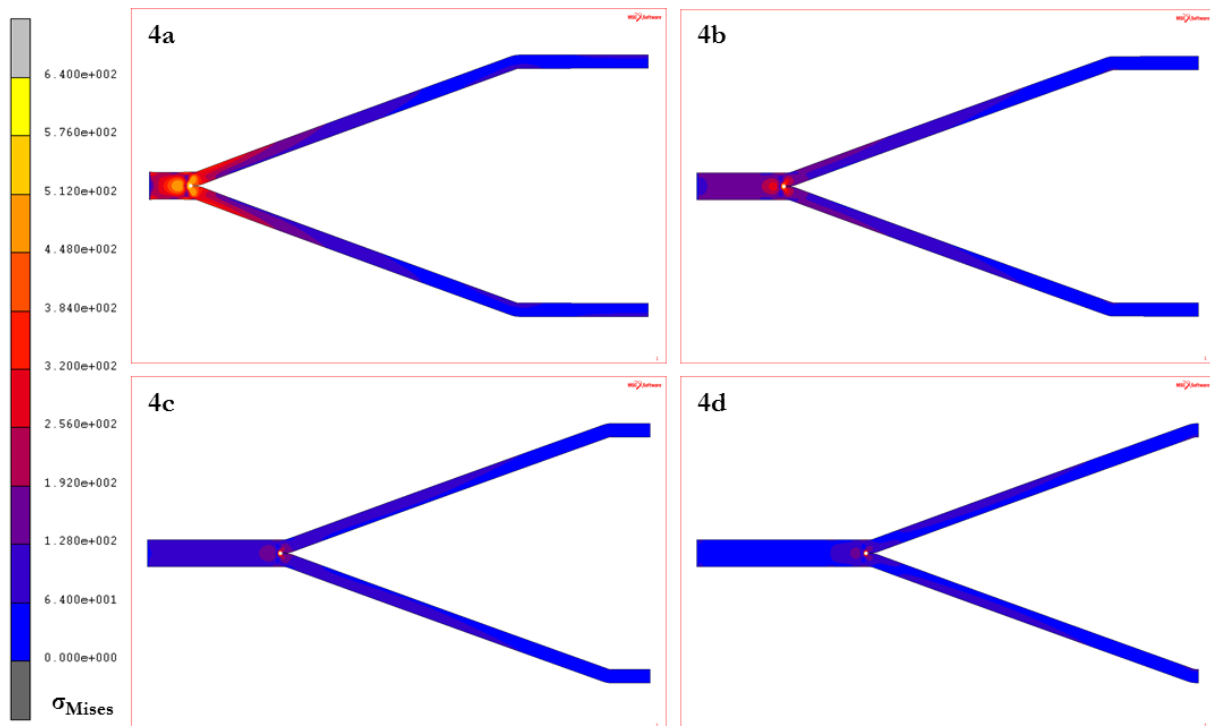


Abbildung 4-12: SpannungspLOTS der Modelle 4a bis 4d

Modell	Druck [bar]	Kopfdurchmesser [mm]	$\sigma_{V_{max}}$ im Kerbgrund [N/mm ²]	$\sigma_{V_{max}}$ in Sekundärzone [N/mm ²]
4a	7,2	10	628	482
4b	7,2	20	519	287
4c	7,2	30	486	192
4d	7,2	38	468	154

Tabelle 4-4: Numerische Ergebnisse der Modelle 4a bis 4d

Wie in den Ergebnissen in Tabelle 4-4 zu sehen ist, sinkt die Spannung im Kerbgrund mit zunehmendem Kopfdurchmesser. Dies erklärt sich nicht nur durch die geringere druckbelastete Fläche bei größerem Kopfdurchmesser und gleichen Gesamtmodellmaßen, sondern auch durch den längeren Schweißnahttrand. Neben der Spannungsspitze im Kerbgrund bildet sich eine sekundäre Zone hoher Spannungen aus, deren Höchstwert etwa 1 mm links von der Kerbe liegt und einen umso geringeren Teil der Kerbspannung beträgt, je größer der Kopfdurchmesser ist. Die reale Fügestelle wird nicht die gesamte Kopffläche umfassen, sondern durch eine ringförmige Naht mit einer gewissen Breite realisiert werden. Der Einfluss der Schweißnahtbreite wird in Kapitel 4.2.4.5 untersucht.

Der Kopf ist nicht direkt von Kühlwasser umspült, sondern muss die aufgenommene Wärme über Wärmeleitung im Metall an die besser gekühlten Bereiche ableiten. Ein zu großer Kopf sollte daher vermieden werden. Da bei einem Durchmesser von 38 mm im Modell 4d nur noch eine geringe Verbesserung der Spannungswerte gegenüber Modell 4c zu erkennen ist, soll in der Konstruktion ein Kopf mit etwa 30 mm Durchmesser angestrebt werden.

4.2.4.3 Blechstärke

Um den Einfluss der Blechstärke zu evaluieren, ist das Modell mit dem fiktiv gekerbten Radius ungeeignet. Mit sinkender Blechdicke wird der querschnittsschwächende Einfluss des kreisförmigen Ausschnittes größer, was unverhältnismäßig steigende Spannungen zur Folge hat. Um dies zu vermeiden, wurden drei Modelle mit verschiedenen Blechstärken und einer scharfen Kerbe erstellt und mit feiner Vernetzung berechnet. Da die Spannungen bereits beim Modell mit der höchsten Blechstärke sehr hoch sind, wird der Druck variiert und als Vergleichsgröße herangezogen. Wie in Tabelle 4-5 zu sehen, ist der ertragbare Druck direkt abhängig von der Blechstärke.

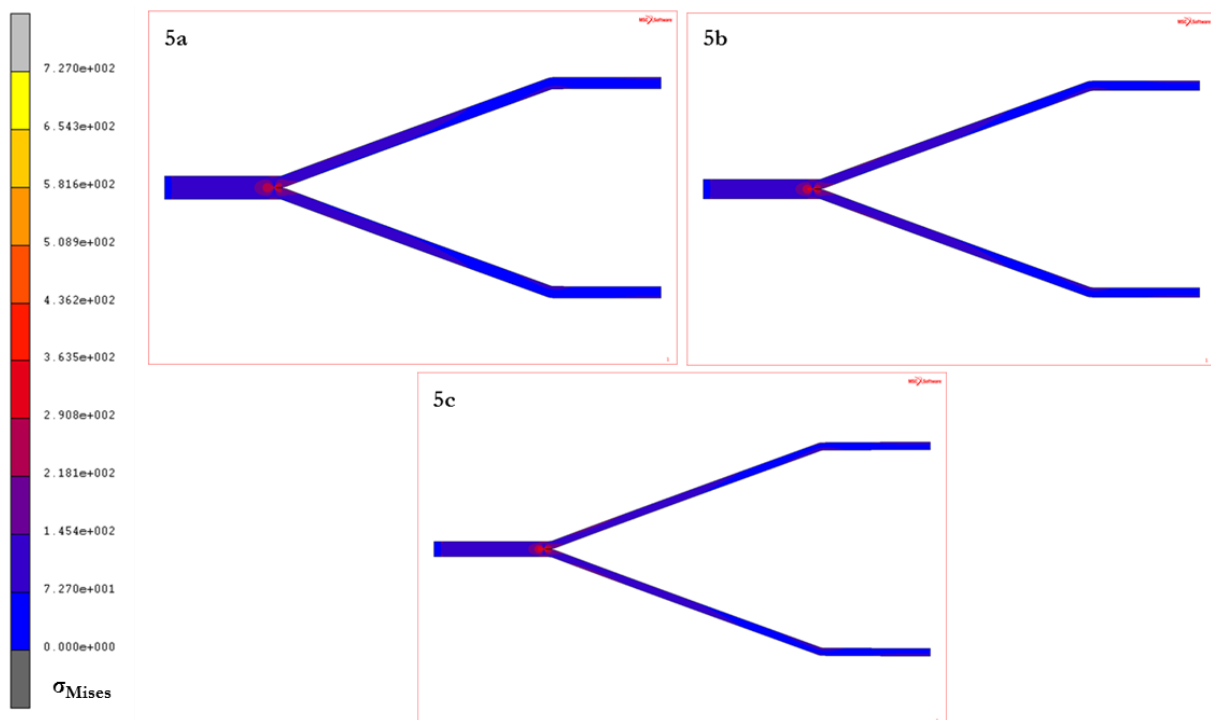


Abbildung 4-13: SpannungspLOTS der Modelle 5a bis 5c

Modell	Blechdicke [mm]	Druck [bar]	$\sigma_{V_{max}}$ [N/mm ²]
5a	1,5	7,2	727
5b	1,25	6	725
5c	1	4,9	728

Tabelle 4-5: Numerische Ergebnisse der Modelle 5a bis 5c

Die Blechdicke muss einen Kompromiss aus mehreren, zum Teil konträren Forderungen darstellen. Auf der einen Seite stehen der Wunsch nach Minimierung der Masse des Kessels sowie einfacher Umformbarkeit der Halbzeuge, auf der anderen Seite hängen die Spannungen in den Kerben direkt von der Blechstärke ab. Die Entscheidung für eine Blechdicke von 1,5 mm ist in Hinblick auf Masseinsparung noch vertretbar und minimiert die Belastung der Kerben.

4.2.4.4 Dullungsform

Da nun Kopfgröße und Blechstärke feststehen, soll die Gestalt der Dullung an sich auf Verbesserungspotential untersucht werden. Die klassische Dullungsform weist einen relativ stumpfen Kegelwinkel auf. Dies führt neben der Verringerung des wasserdurchströmten Volumens zu einer sehr biegesteifen Struktur. Durch vorteilhafte Gestaltung kann diese Biegesteifigkeit stark herabgesetzt werden (Abbildung 4-14).

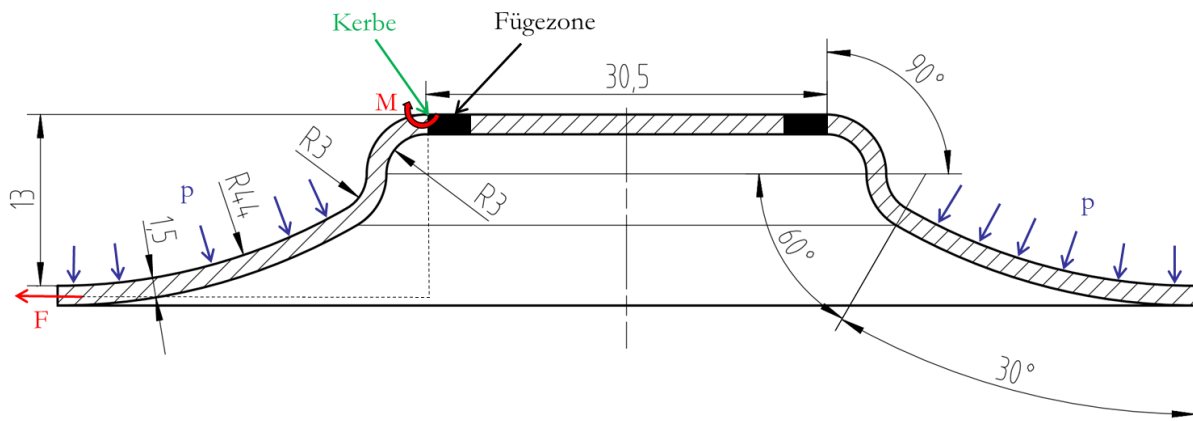


Abbildung 4-14: Optimierte Dullungsform

Diese Formgebung verstärkt durch die stärkere Durchbiegung des Blechs einen Effekt, welcher die Kerbe entlastet. Wird das Blech mit dem Druck p beaufschlagt, ergibt sich durch die Durchbiegung und damit verbundene Längung des Blechs eine Zugkraft F . Durch den Abstand der Kerbe zur Wirklinie dieser Kraft ergibt sich das Moment M , welches der Aufweitung durch den Druck p entgegenwirkt.

Diese Dullung soll durch Berechnung rotationssymmetrischer Modelle mit der klassischen Bauweise verglichen werden. Wichtig ist, dass beide Modelle die gleiche projizierte druckbeaufschlagte Fläche aufweisen. Zunächst werden die Modelle mit einem Druck von 7,2 bar berechnet. Die Ergebnisse zeigen, dass die Höchstspannung in der Kerbe der optimierten Dullung um ca. 6 % geringer ist. Der Höchstwert der Vergleichsdehnungen ist jedoch um 30 % geringer (siehe Abbildung 4-15 und Tabelle 4-6, Modelle 6a und 6b). Der Unterschied erklärt sich durch das nichtlineare Materialmodell.

Soll der Spannungshöchstwert in der Kerbe der klassischen Dullung auf den entsprechenden Wert von Modell 6b gesenkt werden, so muss der Druck auf 5,6 bar verringert werden (siehe Abbildung 4-15 und Tabelle 4-6, Modell 6c). Die Höchstspannung in der optimierten Dullung (Modell 6d) ist bei diesem Druckwert um etwa 24 % geringer, der Unterschied zwischen den Höchstwerten der Vergleichsdehnungen beträgt auch hier etwa 30 %. Der Einfluss des nichtline-

aren Materialmodells ist in diesem Fall aufgrund der deutlich niedrigeren Vergleichsspannungen wesentlich schwächer ausgeprägt.

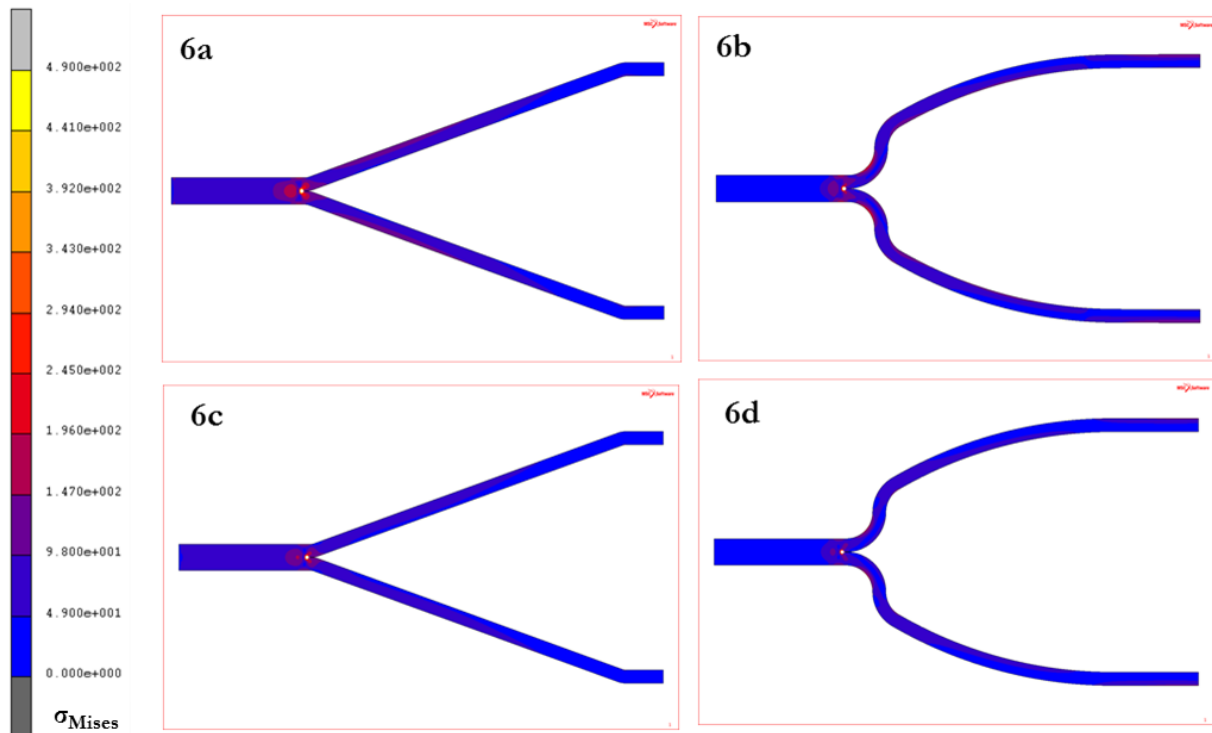


Abbildung 4-15: SpannungspLOTS der Modelle 6a bis 6d

Modell	Druck [bar]	$\sigma_{v_{max}}$ [N/mm ²]	$\epsilon_{v_{max}}$
6a	7,2	486	5,52e-3
6b	7,2	458	3,86e-3
6c	5,6	459	3,88e-3
6d	5,6	351	2,69e-3

Tabelle 4-6: Numerische Ergebnisse der Modelle 6a bis 6d

4.2.4.5 Schweißnahtbreite

In den obigen Modellen wurde stets der gesamte Kopf als Fügezone modelliert. Diese große Fläche durchgehend zu schweißen wäre jedoch schwierig. Dies ist aber auch gar nicht notwendig, da festigkeitsrelevante Spannungen ausschließlich im Bereich der Kerbe auftreten. Eine ringförmige Naht, welche möglichst nahe am Rand des Dullungskopfes eingebracht wird, ist völlig ausreichend.

Die Ergebnisse aus Kapitel 4.2.4.2 weisen auf eine sekundäre Zone hoher Spannungen hin. Dies führt zu der Überlegung, dass eine ringförmige Schweißnaht eine gewisse Breite nicht unterschreiten sollte, um die Belastung der gegenüberliegenden Kerbe möglichst gering zu halten. Auf Basis von Modell 6b aus Kapitel 4.2.4.4 soll dies genauer untersucht werden. Zu diesem Zweck werden Modelle mit einer Fügezone verschiedenen Ausmaßes erstellt. Am inneren Ende der Fügezone wird ein zweiter fiktiver Kerbradius in das Modell eingefügt (Abbildung 4-16).

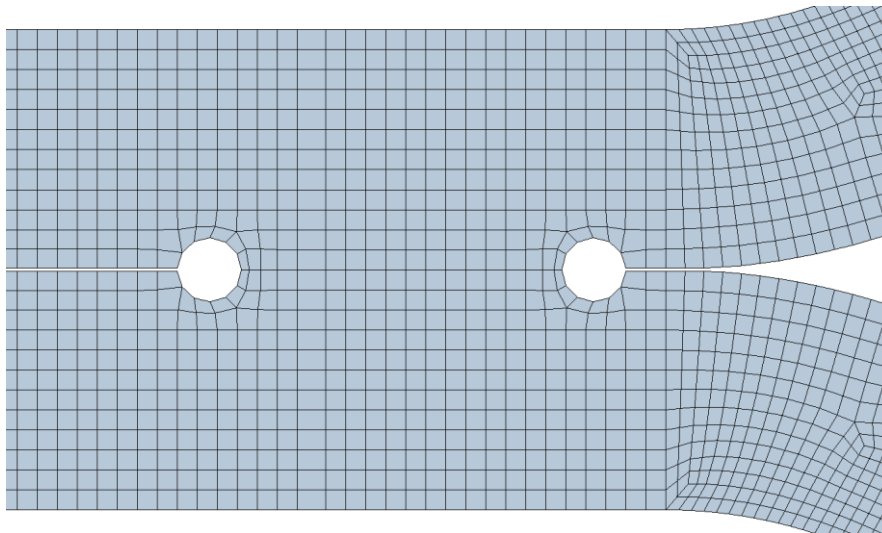


Abbildung 4-16: Beidseitige Schweißnahtkerben

Die Ergebnisse zeigen, dass sehr geringe Schweißnahtbreiten negative Auswirkungen auf die Spannungen in der äußeren Kerbe (rechts) haben und zu hohen Druckspannungen an der inneren Kerbe führen. Idealerweise sollte die Fügezone mindestens 2 mm breit sein. Weitere Analysen zu diesem Thema werden in Kapitel 4.2.5.1 durchgeführt.

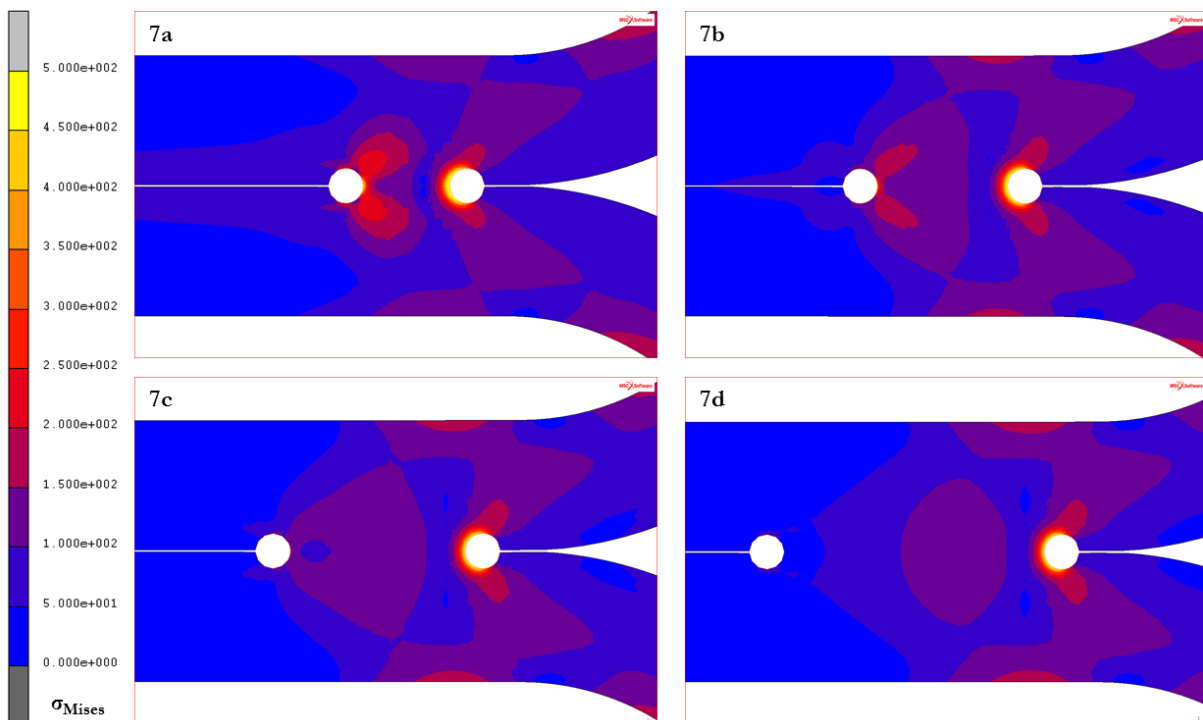


Abbildung 4-17: SpannungspLOTS der Modelle 7a bis 7d

Modell	Druck [bar]	Nahtbreite [mm]	$\sigma_{V_{max}}$ äußere Kerbe [N/mm ²]	$\sigma_{V_{max}}$ innere Kerbe [N/mm ²]
7a	7,2	1	491	459
7b	7,2	1,5	477	322
7c	7,2	2	465	180
7d	7,2	3	464	47

Tabelle 4-7: Numerische Ergebnisse der Modelle 7a bis 7d

4.2.5 Dreidimensionale Modelle

Das rotationssymmetrische Modell ist sehr hilfreich, um verschiedene Varianten der Dullung rasch modellieren, berechnen und vergleichen zu können. Die realen Gegebenheiten im ganzen Bauteil können damit jedoch nicht abgebildet werden. Hierzu sollen dreidimensionale Modelle in Marc/Mentat erstellt werden. Die geplanten Module weisen verschiedene Grade der Symmetrie auf, welche zur Minimierung der notwendigen Rechenzeit genutzt werden sollen.

Durch die sich so ergebenden kleineren Modelle ist eine feinere Vernetzung des fiktiven Kerbradius durch dreidimensionale Elemente möglich. Um das Modell möglichst effizient zu gestalten, werden nur die Bereiche um die Schweißnahtkerben mit dreidimensionalen Elementen vernetzt. Hierbei kommt der Elementtyp 7 als achtknotiger Hexaeder bzw. sechsknotiger Pentaeder zum Einsatz. Die normalen Blechbereiche werden mit weniger rechenintensiven Shell-Elementen vernetzt. Verwendet werden hierfür Elemente vom Typ 75 als vierknotige Quadrate bzw. dreiknotige Dreiecke. Wie an der Anzahl der Knoten bereits zu erkennen ist, werden für alle Elemente lineare Ansatzfunktionen verwendet.

Der Übergang zwischen den Elementtypen wird in Bereiche gelegt, in deren Umgebung keine Spannungsauswertung erfolgen muss. Der Grund dafür ist, dass diese Übergänge und ihre unmittelbaren Nachbarelemente nur wenig zuverlässige Werte liefern. Der Übergang muss nicht von Hand modelliert werden. Dies erledigt Marc/Mentat nach der in Abbildung 4-18 dargestellten Methode automatisch.

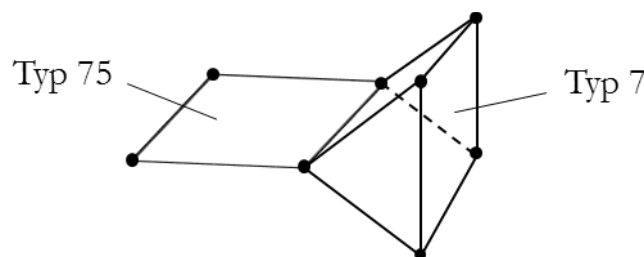


Abbildung 4-18: Übergang von Shell-Elementen zu Solid-Elementen

Die Modellierung des fiktiven Kerbradius mit dreidimensionalen Elementen ist in Abbildung 4-19 dargestellt. Hierfür wird die Kerbe mit zweidimensionalen Elementen vernetzt und anschließend zur Erstellung der Dullungen in 3°-Schritten einmal um die Mittelachse rotiert und zur Erzeugung der Randbereiche in 5 mm-Schritten entlang einer Geraden verschoben. Im Zuge dessen werden die zweidimensionalen Elemente zu dreidimensionalen Elementen expandiert. Eine Expansion der Elemente in kleineren Schritten bringt keine wesentliche Veränderung der Spannungsergebnisse und ist mit erheblich längeren Rechenzeiten verbunden.

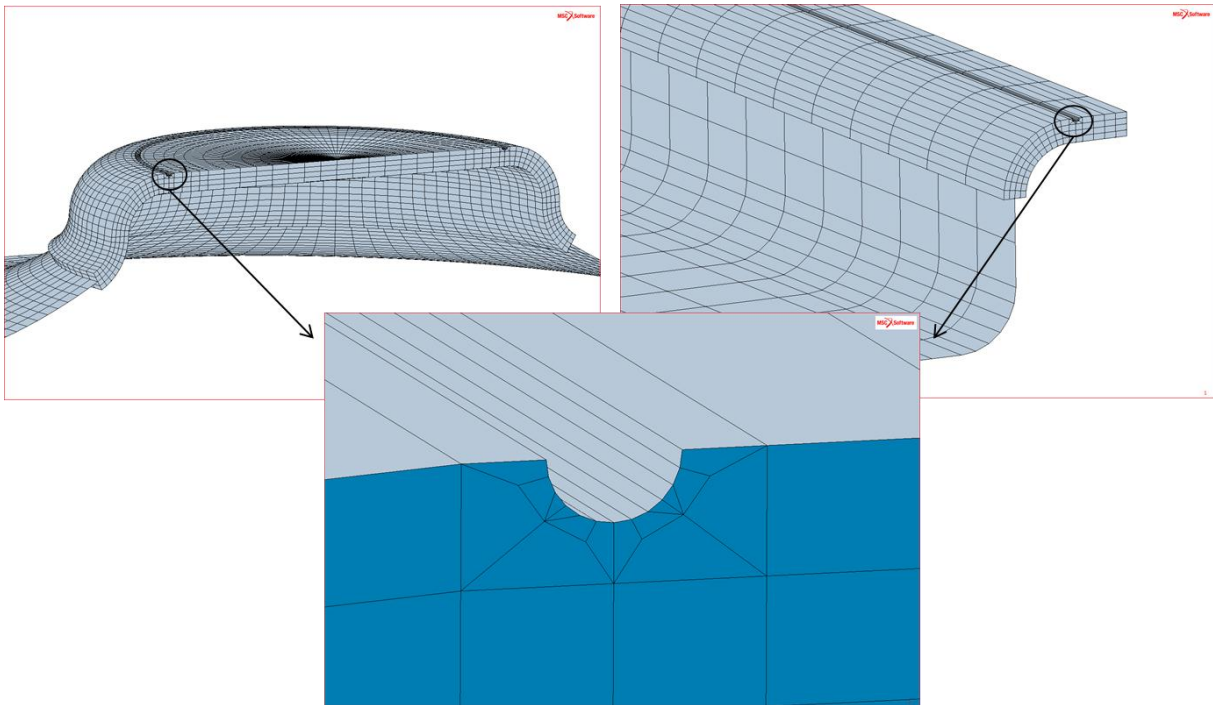


Abbildung 4-19: Modellierung des fiktiven Kerbradius im 3d-Modell

Die Geometrie der Kerbe samt angrenzenden Bereichen ist in Abbildung 4-20 dargestellt. Sie ist in allen Modellen und bei fast allen Einsatzgebieten (Dullung, Berandung, Rauchgasauslass) gleich modelliert. Die einzige Ausnahme bildet die Modellierung des Rohranschlusses in Kapitel 4.2.5.2. Die Knoten an der Oberseite des Blechs sind für die Breite der angenommenen Schweißnaht mit entsprechenden Symmetriebedingungen beaufschlagt.

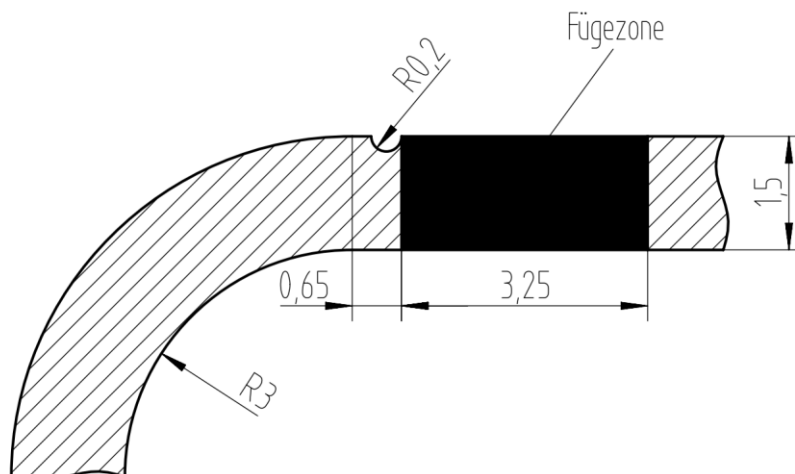


Abbildung 4-20: Geometrie der Schweißnaht und der angrenzende Bereiche

Die Maße des vorhandenen Leichtbaukesselprototyps sollen als Richtwert für den hier entworfenen Kessel gelten (siehe Abbildung 3-15). Die beinahe quadratische Grundform sowie die im Vergleich zur Breite etwa doppelt so große Höhe lassen sich nutzen, um mit möglichst wenigen verschiedenen Modulgrößen auszukommen. Basis für die Konstruktion ist ein quadratisches Modul von 470 mm Kantenlänge. Hiervon abweichend sind ein Modul mit einem integrierten

Rauchgasauslass sowie ein Modul zur Rauchgasumleitung notwendig. Es soll außerdem überprüft werden, welchen Einfluss die Einbringung der notwendigen Rohranschlüsse in die Struktur hat.

Ein weiterer Vorteil der Modulbauweise ist die vereinfachte Berechnung. Bei einem Kessel, bei dem die Brennraumwand als durchgehender Hohlraum ausgeführt ist, ist es unumgänglich ein Gesamtmodell für die FE-Berechnung zu erstellen, da sich keine vorteilhaft verwertbaren Symmetrien ergeben. Die in dieser Arbeit vorgeschlagenen Module können in der Berechnung für sich allein betrachtet werden, was die Nutzung eventueller Symmetrien ermöglicht.

4.2.5.1 Standardmodul

Die Positionen der Dullungen werden so gewählt, dass die Schweißnähte über den Umfang möglichst gleichmäßig belastet werden. Der Rand des Moduls ist sehr steif in Bezug auf Zugbeanspruchung. Werden die äußersten Dullungen zu nahe am Rand platziert, führt dies zu einer stark einseitig ausgeprägten Beanspruchung der Schweißnahtkerbe (Schälbeanspruchung). Basierend auf diesen Erkenntnissen entstand schließlich die in Abbildung 4-21 gezeigte Version des Standardmoduls.

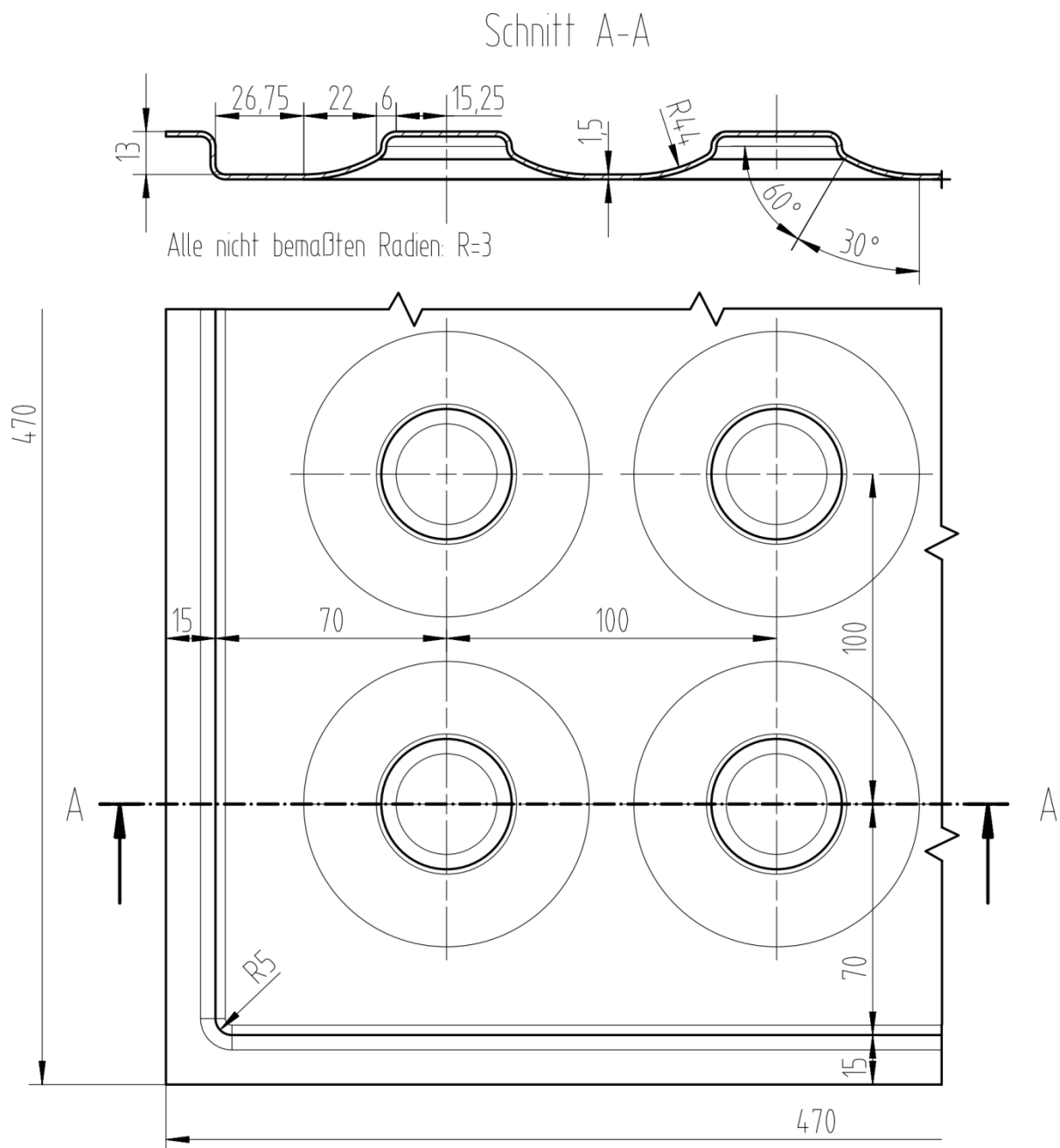


Abbildung 4-21: Standardmodul

Da das geplante Modul eine Symmetrieebene zwischen den Modulhälften sowie zwei Symmetrieebenen normal dazu aufweist, lässt sich an einem Achtelmodell die komplette Berechnung durchführen (Abbildung 4-22).

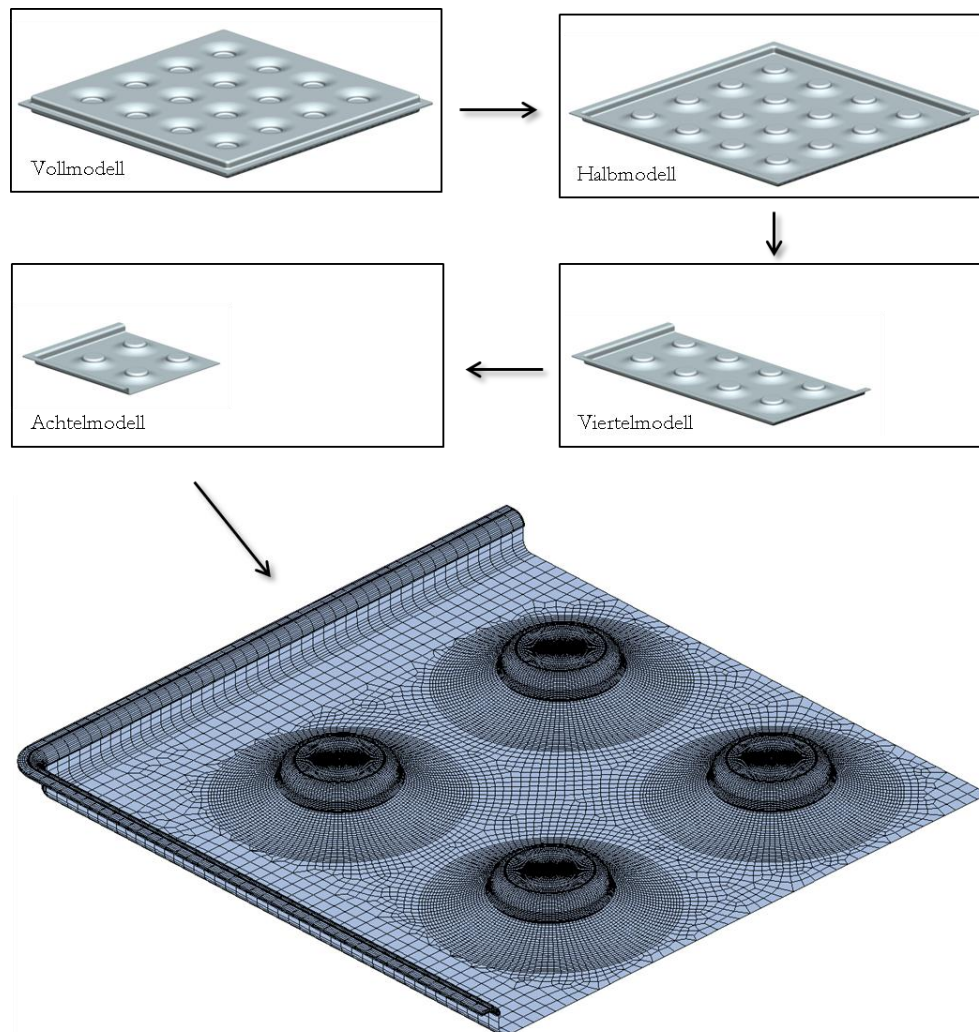


Abbildung 4-22: Achtelmodell des Standardmoduls

Das Modell wurde mit den geforderten Druckwerten beaufschlagt und simuliert. Die Ergebnisse dieser Berechnungen sind in Tabelle 4-8 angegeben. Die Spannungsplots in Abbildung 4-23 sind die Ergebnisse der Simulation mit einer Druckbelastung von 7,2 bar.

In den großflächigen Blechbereichen treten keine festigkeitsrelevanten Spannungen auf. Die Schweißnahtkerben sind im Vergleich dazu relativ hoch belastet, die Spannungen bleiben jedoch unter den geforderten Werten. Die Kerben an den Dullungsköpfen sind relativ gleichmäßig belastet. Die Kerbe an der Berandung des Moduls weist wesentlich geringere Spannungen auf als die entsprechenden Stellen an den Dullungen. Mit sinkenden Druckwerten sinken auch die Spannungswerte entsprechend. Dies ist nicht trivial, da bei ungünstiger Verteilung der Dullungen durchaus unvorteilhafte Spannungszustände entstehen können, deren Höchstwerte schlecht mit den Druckwerten korrelieren.

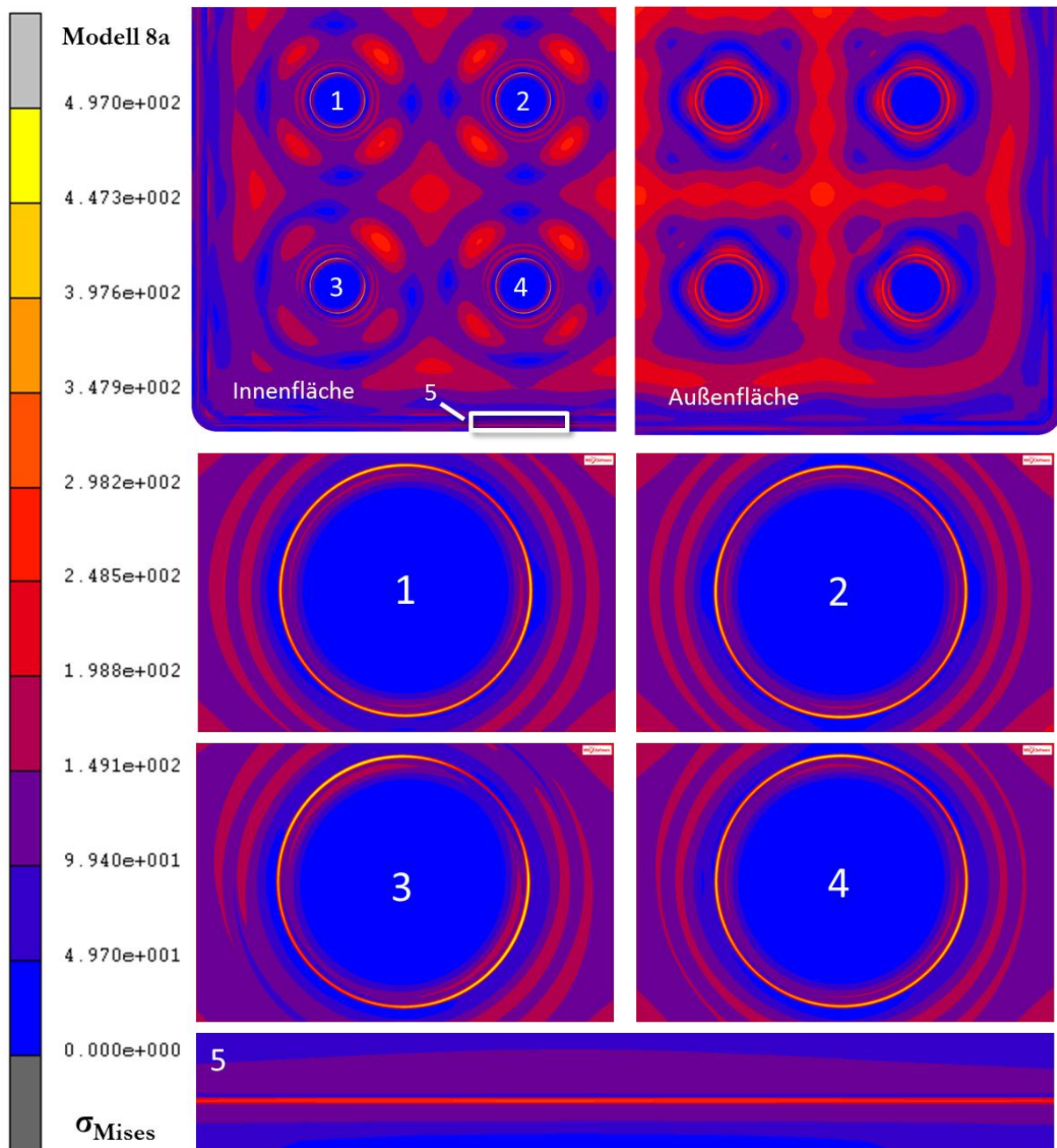


Abbildung 4-23: Spannungsplot des Modells 8a

Modell	Druck [bar]	Schweißnahtbreite [mm]	$\sigma_{V_{max}}$ Dullungen [N/mm ²]	$\sigma_{V_{max}}$ Berandung [N/mm ²]
8a	7,2	3,25	497	306
8b	6	3,25	452	250
8c	4,5	3,25	334	187
8d	3	3,25	224	133

Tabelle 4-8: Numerische Ergebnisse der Modelle 8a bis 8d

Die Ergebnisse in Kapitel 4.2.4.5 lassen eine Abhängigkeit der Kerbspannungen von der Schweißnahtbreite erkennen. Um den Einfluss auf die Spannungsergebnisse im 3d-Modell quantifizieren zu können, werden ausgehend von den Modellen 8a bis 8d zwei Modelle mit einer re-

duzierten Fügezonenbreite von 1 mm bzw. 1,75 mm erstellt und mit den geforderten Druckwerten berechnet.

Bei einer Nahtbreite von 1 mm treten in den Kerben der Dullungen sowie der Berandung deutlich erhöhte Spannungswerte auf (Tabelle 4-9). Bei einer Schweißnahtbreite von 1,75 mm sinken diese Werte in etwa auf das Niveau der Modelle mit der Standardnahtbreite (3,25 mm).

Modell	Druck [bar]	Schweißnahtbreite [mm]	$\sigma_{V_{max}}$ Dullungen [N/mm ²]	$\sigma_{V_{max}}$ Berandung [N/mm ²]
8d	7,2	1,75	497	312
8e	6	1,75	455	254
8f	4,5	1,75	345	190
8g	3	1,75	231	135
8h	7,2	1	508	408
8i	6	1	491	329
8j	4,5	1	413	238
8k	3	1	274	163

Tabelle 4-9: Numerische Ergebnisse der Modelle 8d bis 8k

Um die Zahlenwerte zu illustrieren, sind in Abbildung 4-24 die höchsten auftretenden Spannungen in den Kerben der Dullungen sowie der Berandung über die Druckwerte aufgetragen. Dabei wird eine Auffälligkeit offenbar: Während die Unterschiede der Spannungswerte bei verschiedenen Nahtbreiten in der Berandung mit zunehmendem Druck steigen, gleichen sich die Spannungswerte in den Dullungen mit zunehmendem Druck an. Dies erklärt sich durch das nichtlineare Materialmodell. Ab einer Spannung von etwa 480 N/mm² flacht die Spannungs-Dehnungs-Kurve stark ab.

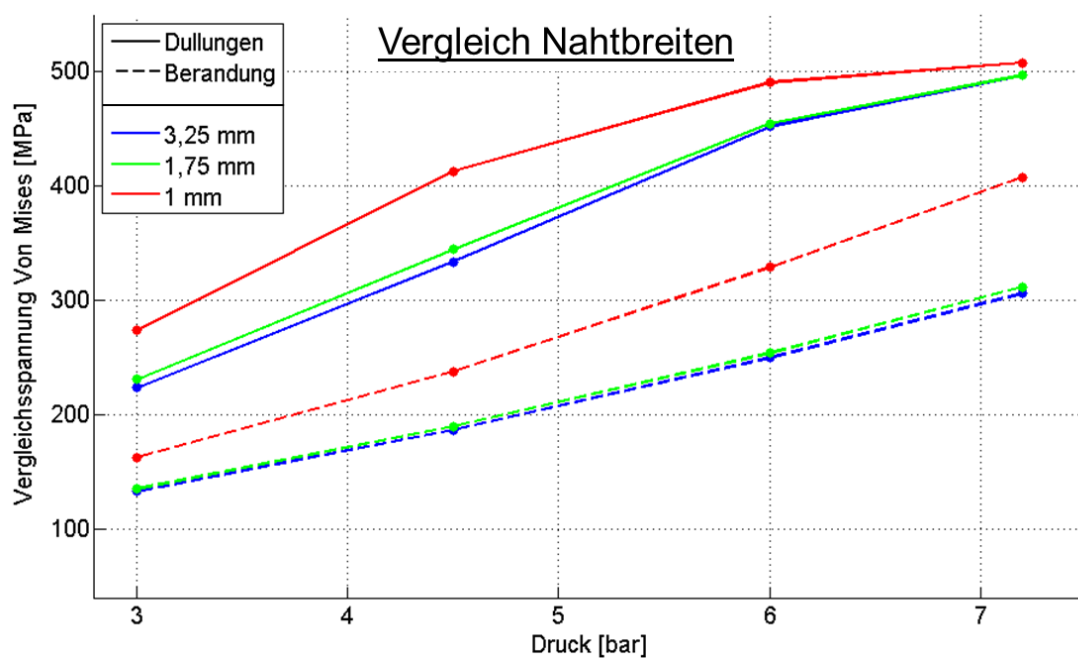


Abbildung 4-24: Vergleich der höchsten Vergleichsspannungen bei verschiedenen Nahtbreiten

Um den Einfluss auf die Spannungsergebnisse abschätzen zu können, wird das in Abbildung 4-25 gezeigte Modul modelliert und berechnet. In Abbildung 4-26 ist die im Modell realisierte Schweißnahtgeometrie dargestellt. Der Kerbradius von 0,2 mm ist hier vollständig ausmodelliert.

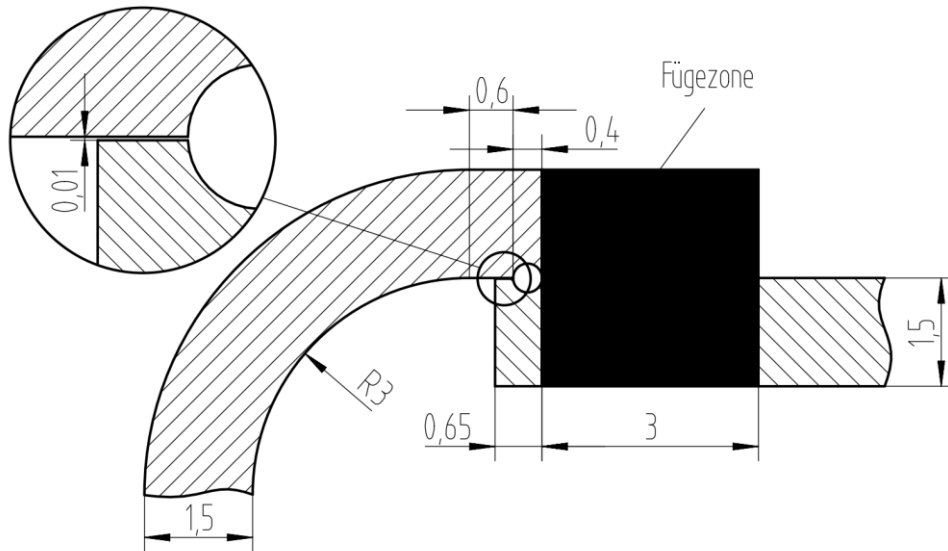


Abbildung 4-26: Schweißnahtgeometrie am Rohranschluss

Die Vernetzung der Umgebung des Rohranschlusses erweist sich aufgrund der auftretenden Geometrien als schwierig. Da Rechenzeiten und Speicherbedarf des Modells jedoch überschaubar sind, stellt eine lokal sehr feine Vernetzung mit Dreiecken kein Problem dar (Abbildung 4-27). Für eine Einschätzung des Einflusses des Rohranschlusses genügt ein Viertelmodell.

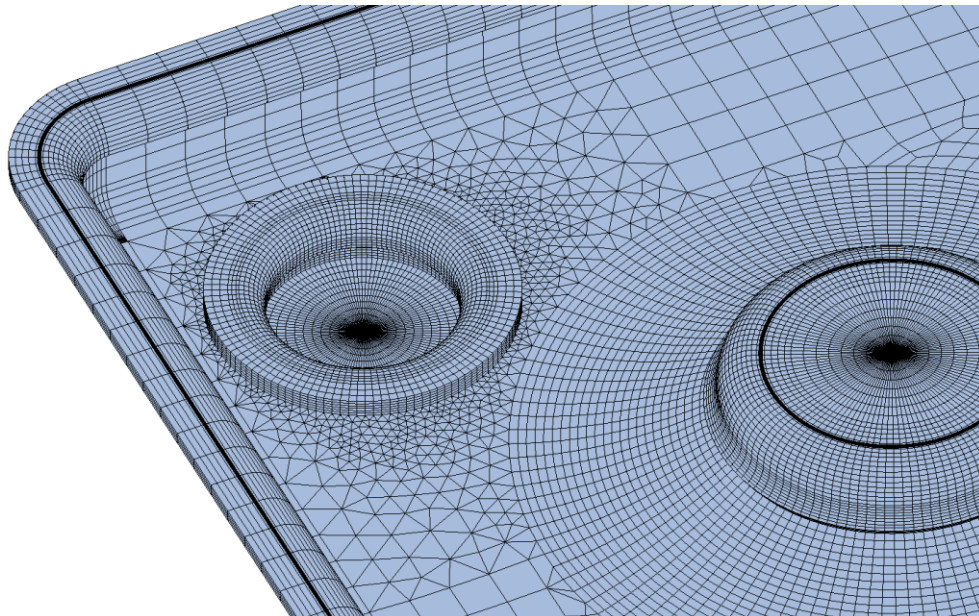


Abbildung 4-27: FE-Modell Rohranschluss

In Abbildung 4-28 sind Spannungsplots der Ergebnisse der Simulation mit 7,2 bar zu sehen. Die Auswirkungen des Rohranschlusses auf die Vergleichsspannungen sind äußerst gering. Zwar ergibt sich in dessen direkter Umgebung eine veränderte Spannungsverteilung, jedoch ohne dass

festigkeitsrelevante Werte erreicht werden. Wie im Schnitt A-A zu erkennen ist, treten an dem neu eingebrachten Kerbradius keine problematischen Spannungswerte auf. Wesentliche Auswirkungen auf die Spannungen in den Dullungen und in der Berandung sind nicht zu erkennen. Die Reaktionskräfte an den Symmetrieebenen unterscheiden sich im Vergleich zu dem Modell ohne Rohranschluss kaum.

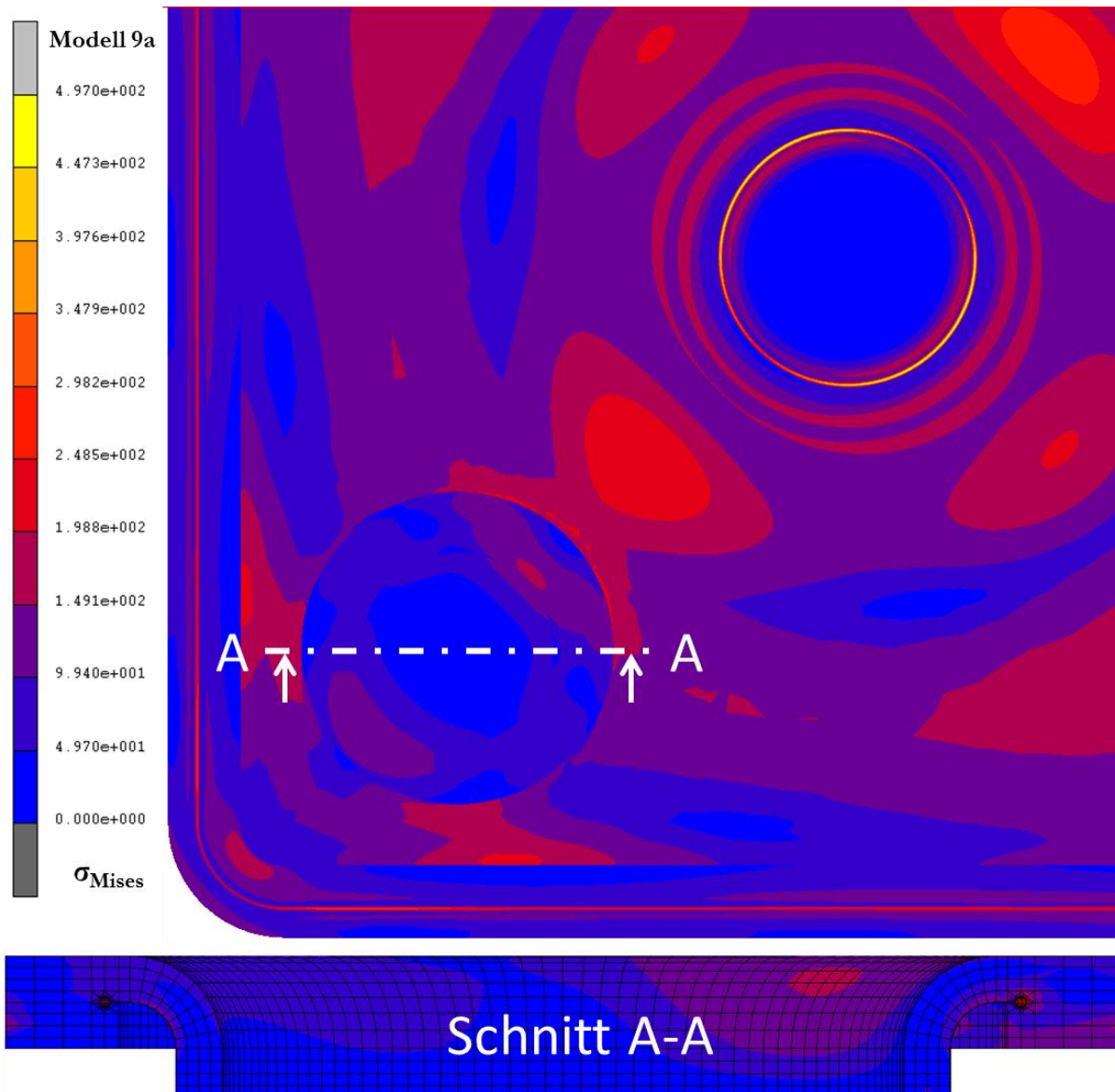


Abbildung 4-28: Spannungsplot des Modells 9a

Modell	Druck [bar]	$\sigma_{V_{max}}$ Dullungen [N/mm ²]	$\sigma_{V_{max}}$ Berandung [N/mm ²]
9a	7,2	497	306
9b	6	451	249
9c	4,5	332	186
9d	3	223	133

Tabelle 4-10: Numerische Ergebnisse der Modelle 9a bis 9d

4.2.5.3 Rauchgasumleitung

Für die Funktion der Rauchgasumleitung ist ein modifiziertes Modul notwendig. Die Außenmaße sind an die entsprechende Struktur im Leichtbaukessel-Prototyp (Kapitel 3.1.2) angelehnt. Die Abstände der Dullungen müssen im Vergleich zum Standardmodul leicht verändert werden. Durch die größeren Abmessungen in Längsrichtung wird eine fünfte Reihe von Dullungen notwendig. In Abbildung 4-29 ist das Modul mit den entsprechenden Maßen dargestellt.

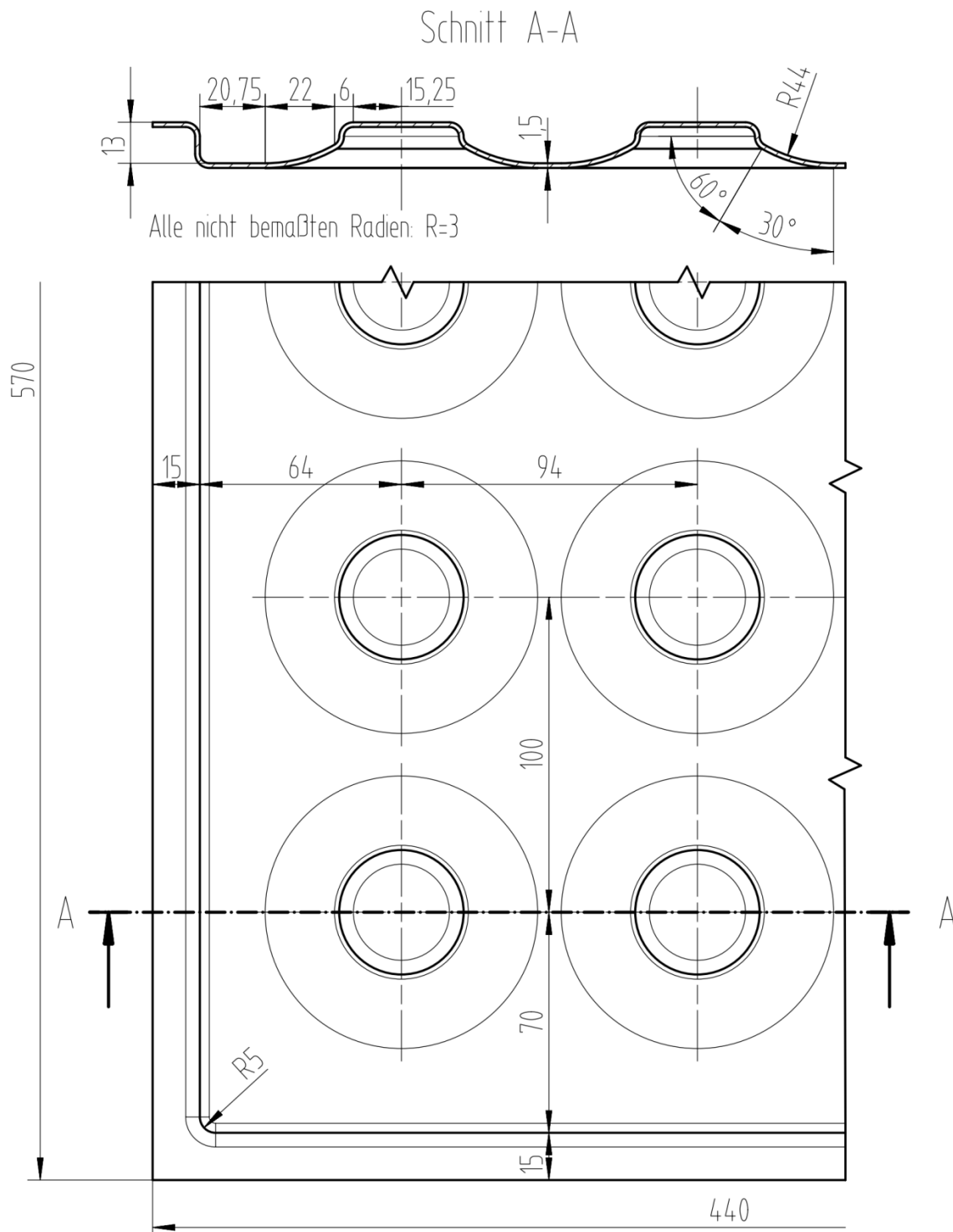


Abbildung 4-29: Modul zur Rauchgasumleitung

Auch dieses Modul wurde als Achtelmodell modelliert, mit den verschiedenen Druckwerten beaufschlagt und berechnet. Eine der Symmetrieebenen geht bei diesem Modell genau durch eine der Dullungsreihen (Abbildung 4-30).

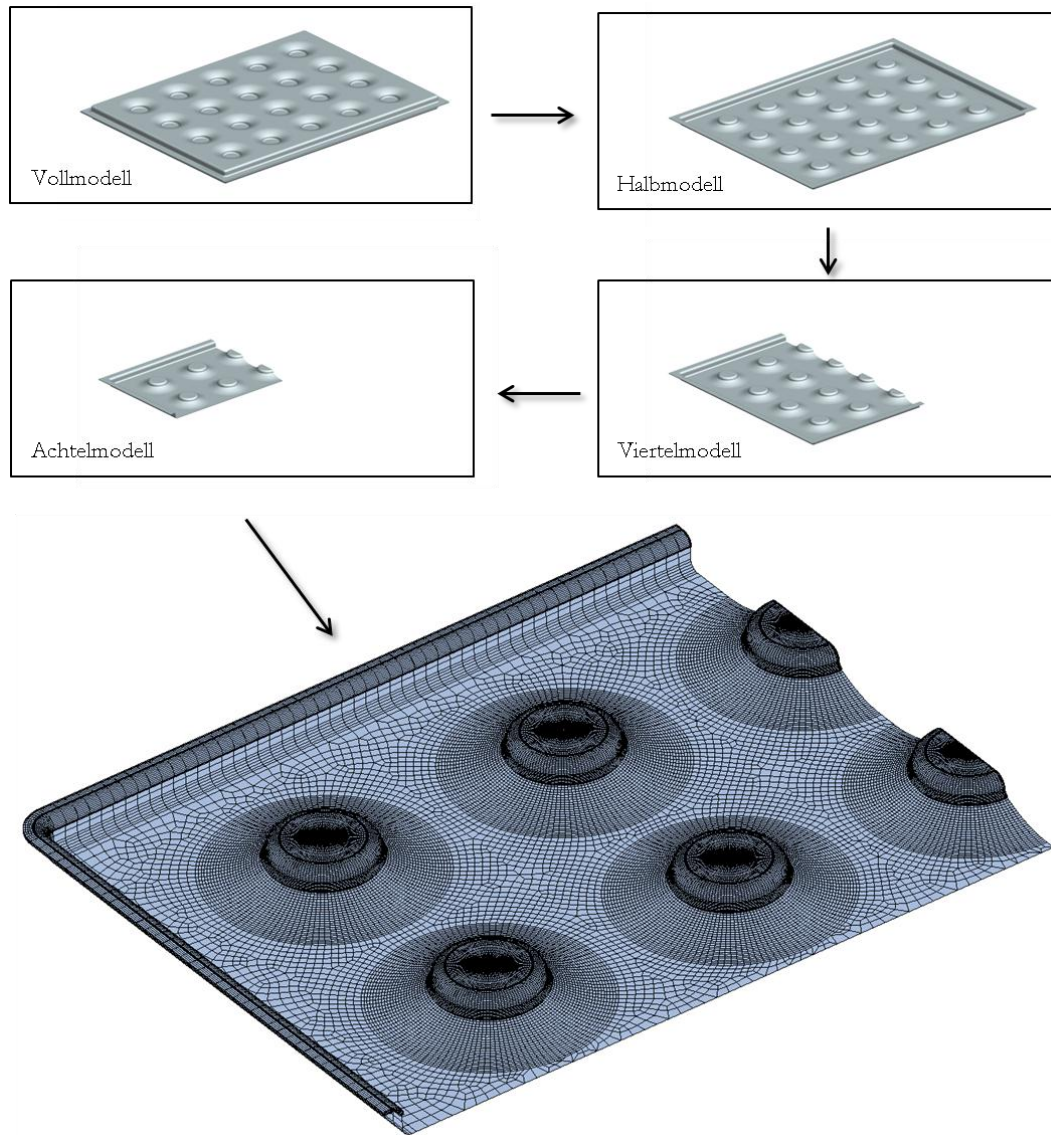


Abbildung 4-30: Achtelmodell der Rauchgasumleitung

Die Ergebnisse (Abbildung 4-31 und Tabelle 4-11) sind jenen des Standardmoduls sehr ähnlich. Auch im vorliegenden Fall treten keine festigkeitsrelevanten Spannungen in den allgemeinen Blechbereichen auf. Die Spannungen an den Dullungen sind etwas höher als die Spannungen in der Berandung. Die Verteilung der Spannungen in den Kerben der Dullungsköpfe ist recht gleichmäßig.

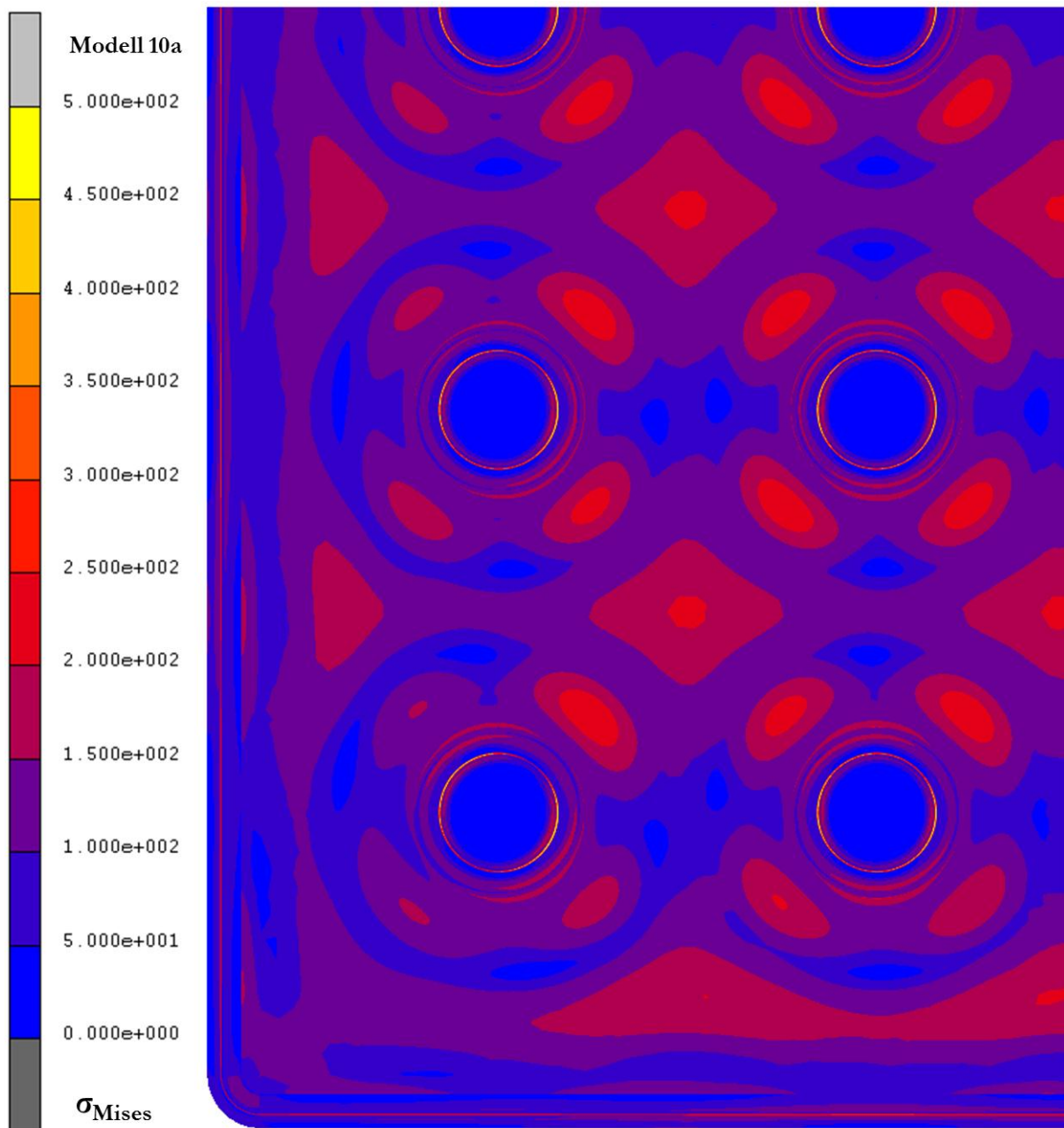


Abbildung 4-31: Spannungsplot des Modells 10a

Modell	Druck [bar]	σ_{Vmax} Dullungen [N/mm ²]	σ_{Vmax} Berandung [N/mm ²]
10a	7,2	499	294
10b	6	483	241
10c	4,5	373	182
10d	3	248	131

Tabelle 4-11: Numerische Ergebnisse der Modelle 10a bis 10d

4.2.5.4 Rauchgasauslass

Um das Rauchgas aus dem Kesselraum leiten zu können, wird ein Modul mit einer Öffnung benötigt. Hierfür wird ein Standardmodul (Kapitel 4.2.5.1) modifiziert. Zwei der Dullungen werden durch eine tiefgezogene Öffnung ersetzt, welche einen Überlapprand zur druckdichten Fügung aufweist. Der entstehende Stoß kann wie die Umrandung des Moduls gefügt werden.

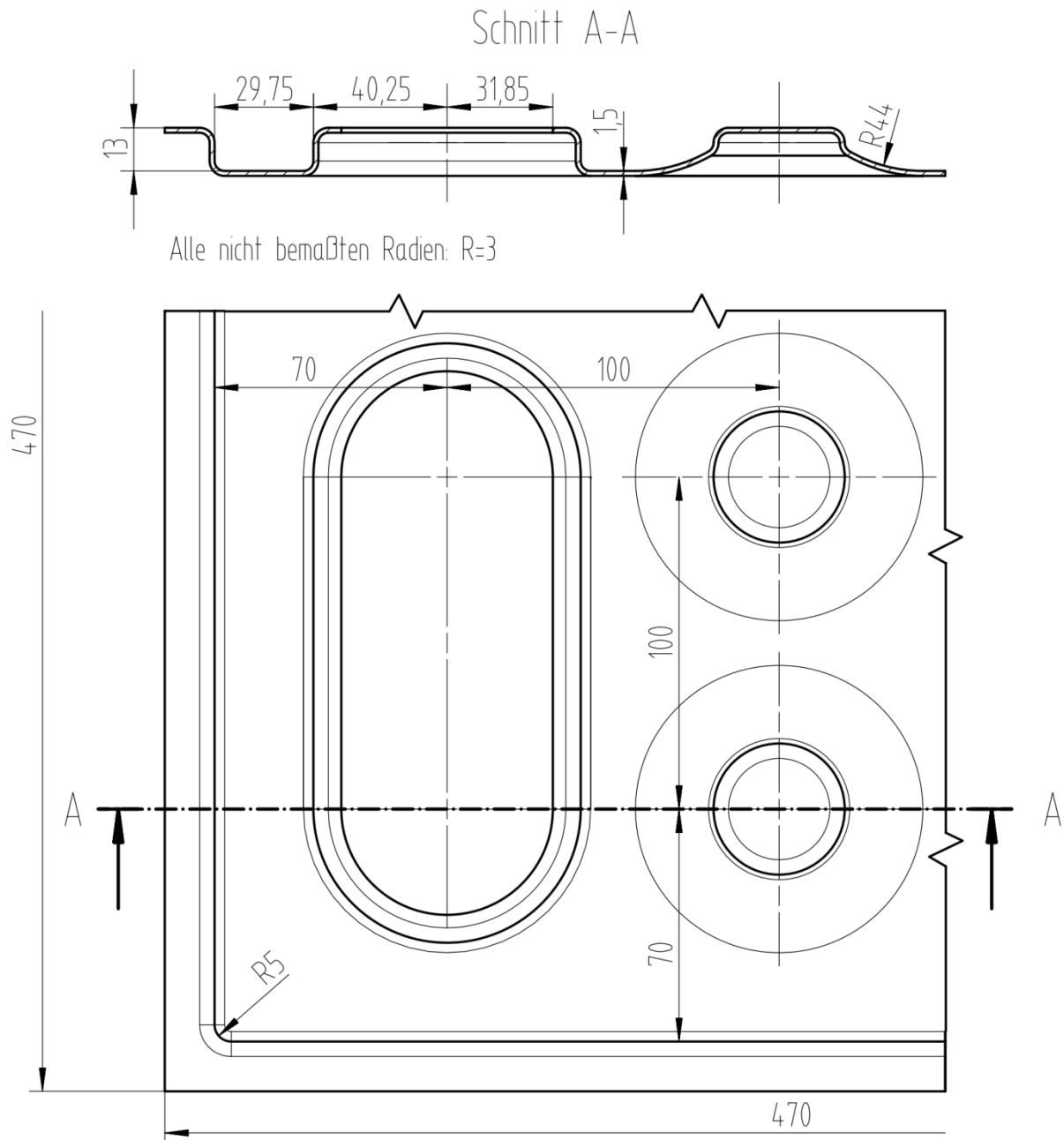


Abbildung 4-32: Modul mit Rauchgasauslass

Die Symmetrieebene zwischen den Modulhälften ist die einzige Vereinfachung, welche hier genutzt werden kann (Abbildung 4-33). Dies führt zu einem recht großen Modell, welches jedoch auf einem leistungsfähigen Rechnerserver in akzeptabler Zeit simuliert werden konnte.

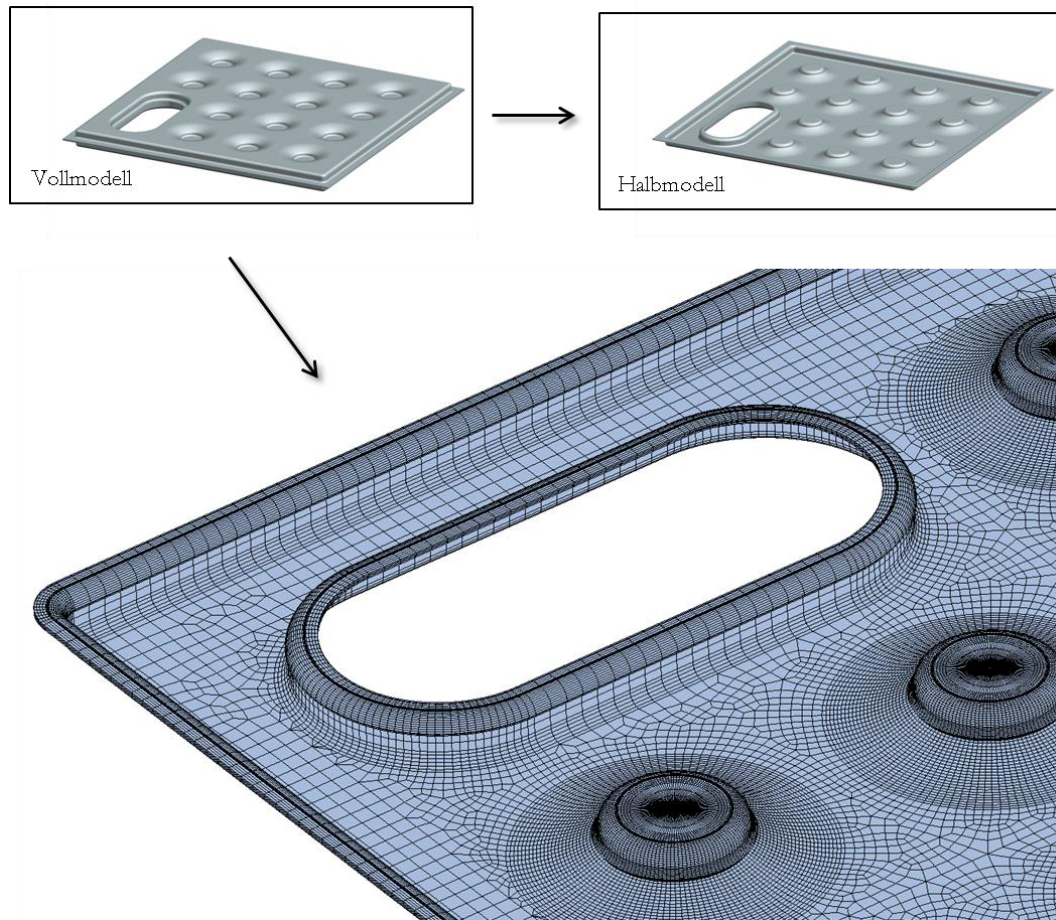


Abbildung 4-33: Halbmodell des Moduls mit Rauchgasauslass

Auch in diesem Fall werden die vier verschiedenen Druckwerte aufgebracht. In Abbildung 4-34 ist das Spannungsschaubild der Simulation mit 7,2 bar zu sehen. An den Dullungsköpfen 1, 2 und 3 treten ungleichmäßige Spannungsverteilungen auf, deren Höchstwerte sich auf der dem Rauchgasauslass abgewandten Seite befinden. Dies wird durch die hohe Steifigkeit des senkrechten Randes des Rauchgasauslasses verursacht. Die Höchstspannungen an diesen Stellen sind bei 7,2 bar nicht wesentlich höher als beim Standardmodul. Die ungleichmäßige Belastung führt jedoch dazu, dass die Spannungswerte bei abnehmenden Druck weniger stark sinken (Tabelle 4-12). An den beiden großen Radien der Öffnung 4 treten ebenfalls recht hohe Spannungen auf. Alle Ergebnisse bleiben unter den geforderten Grenzwerten.

Modell	Druck [bar]	$\sigma_{V_{max}}$ Dullungen [N/mm ²]	$\sigma_{V_{max}}$ Auslass [N/mm ²]	$\sigma_{V_{max}}$ Berandung [N/mm ²]
11a	7,2	504	384	310
11b	6	500	319	253
11c	4,5	429	242	189
11d	3	282	171	134

Tabelle 4-12: Numerische Ergebnisse der Modelle 11a bis 11d

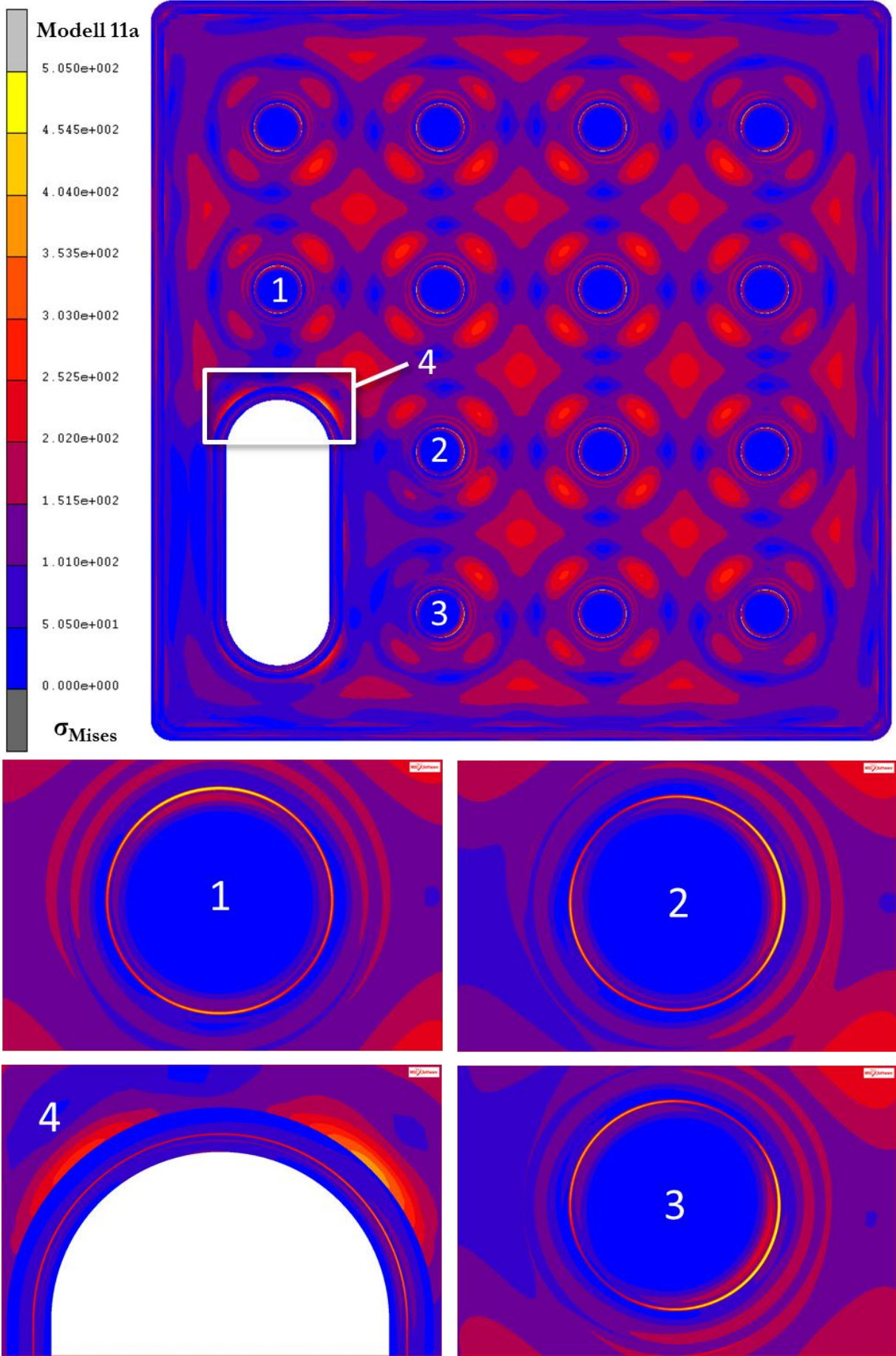


Abbildung 4-34: Spannungsplot des Modells 11a

5 Fertigung

In diesem Kapitel sollen einige grundsätzliche Überlegungen zur Herstellung der vorgeschlagenen Konstruktion angestellt werden. Da die Planung und Ausführung von Fertigungsabläufen stets stark von den im Betrieb vorhandenen Ressourcen abhängig ist, können hier nur verschiedene Alternativen für einzelne Fertigungsschritte besprochen und gegeneinander abgewogen werden.

Beim Entwurf der Teilstrukturen sowie des Gesamtkonzeptes wurde darauf geachtet, dass die Herstellung der Bauteile unter Einsatz prozesssicherer und automatisierbarer Fertigungsverfahren erfolgen kann. Die nachfolgend angestellten Überlegungen konzentrieren sich daher hauptsächlich auf die vorteilhafte Anwendung solcher Verfahren.

Die im Kapitel 4.2.5 besprochenen Module lassen sich zu der in Abbildung 5-1 gezeigten Struktur zusammensetzen. Die Verrohrung zur Herstellung des Wasserflusses ist hier nicht abgebildet, da sich das Unternehmen HET die Ausführung dieses Teils der Konstruktion vorbehalten hat.

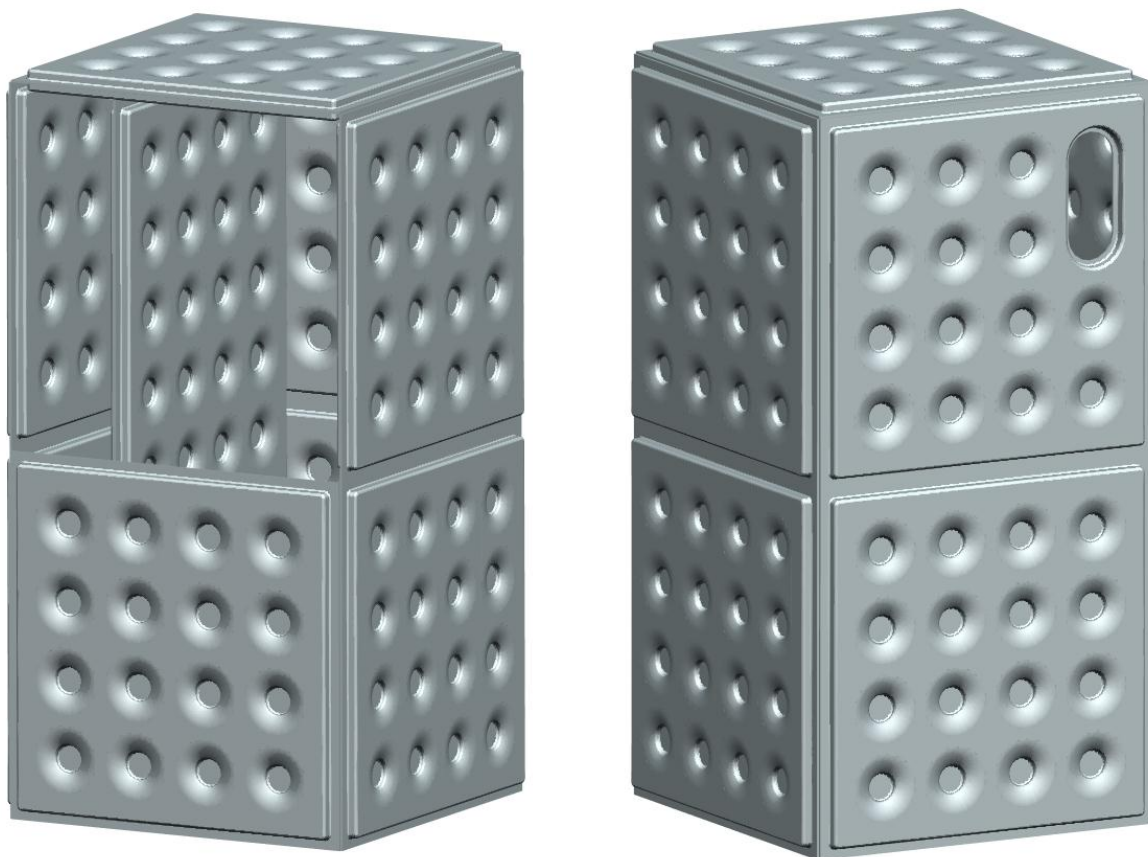


Abbildung 5-1: Brennraumstruktur

5.1 Überlegungen zum Werkstoff

In den bereits geleisteten Vorarbeiten wurde X10CrMoVNb9-1 als gut geeigneter Werkstoff identifiziert (siehe Kapitel 3.1.1.2). Vorschriften für die Anwendung der in Kapitel 3.2.2 angeführten Schweißverfahren sind nicht verfügbar. Vergüten des fertigen Bauteils nach Umformen und Schweißen ist bei der Verwendung von X10CrMoVNb9-1 auf jeden Fall notwendig, um die vorteilhaften mechanischen Eigenschaften wiederherzustellen.

Wie in Kapitel 3.1.1.1 besprochen, bewegen sich die Temperaturen in den kühlwasserführenden Teilen im Bereich von 100°C bis 110°C. Dies bedeutet, dass die gute Zeitstandfestigkeit bei hohen Temperaturen, welche X10CrMoVNb9-1 aufweist, nicht unbedingt benötigt wird. Es ist jedoch zu beachten, dass die geplante Konstruktion Blechflächen aufweist, die nicht von Kühlwasser umspült sind. Diese Bereiche sind im Betrieb höchstwahrscheinlich etwas höheren Temperaturen ausgesetzt, was eine relativ hohe mögliche Einsatztemperatur notwendig macht. Es existieren nur wenige Stähle, welche diese Eigenschaft sowie gute Umformbarkeit, Korrosionsbeständigkeit und mechanische Festigkeit besitzen, ohne dabei auf problemlose Schweißbarkeit verzichten zu müssen. Einige davon sind in Tabelle 5-1 mit ihren wesentlichsten Eigenschaften aufgezählt. Die Werte für Dehn- und Streckgrenze sind die von den Deutschen Edelstahlwerken angegebenen typischen Werte nach entsprechender Wärmebehandlung und liegen zum Teil weit über den Mindestwerten nach Norm.

Werkstoff	0,2%-Dehngrenze [N/mm ²]	Zugfestigkeit [N/mm ²]	Bruchdehnung [%]	Maximale Einsatztemperatur
X2CrNiMoN18-14-3 (1.3952)	450	700	52	700°C
X2CrNiMoN17-13-3 (1.4429)	400	680	45	700°C
X15CrNiSi20-12 (1.4828)	400	675	45	800°C – 1000°C
X3CrNiMoN17-13-3 (1.4910)	475	715	39	700°C

Tabelle 5-1: Korrosionsbeständige Werkstoffe

Diese Stähle weisen Eigenschaften auf, welche zu einer wirtschaftlichen und prozesssicheren Fertigung beitragen können. Zum einen sind sie ohne Vorwärmen schweißbar, zum anderen verlieren sie auch ohne Wärmebehandlung nach dem Schweißen nicht ihre Beständigkeit gegen interkristalline Korrosion. Im Regelfall ist die Beständigkeit gegen äußere Einflüsse bei höherem Chromanteil besser. Eine hohe Bruchdehnung kann bei der Anwendung von Umformverfahren vorteilhaft sein. Der prozesstechnische Vorteil solcher Stähle muss mit dem höheren Legierungszuschlag - er beträgt das Vier- bis Fünffache gegenüber X10CrMoVNB9-1 - abgewogen werden.

5.2 Umformen

Die Grundformen der in dieser Arbeit entworfenen Modulhälften können alleine durch Umformen von Blech hergestellt werden. Dies ermöglicht eine prozesssichere Fertigung mit kurzen Durchlaufzeiten. Wie aufwändig sich das Einbringen der notwendigen Strukturen in das Blech gestaltet, hängt stark vom verwendeten Werkstoff ab. Materialien, welche eine geringe Eignung zur Kaltumformung aufweisen, müssen unter Umständen in einem Warmumformprozess bearbeitet werden. Eine weitere Möglichkeit besteht in der Unterteilung des Umformprozesses in mehrere Schritte, zwischen denen das Bauteil einem Rekristallisationsglühen unterzogen wird.

Die Berandung der Module kann durch ein Tiefziehverfahren hergestellt werden. Dazu ist Werkzeug mit den Maßen des Moduls sowie eine geeignete Presse erforderlich. Dies bedeutet relativ hohe Werkzeugkosten, welche aber durch niedrige Taktzeiten und hohe Prozesssicherheit mehr als ausgeglichen werden können. Nicht zuletzt um diese Werkzeugkosten niedrig zu halten, ist die Beschränkung auf möglichst wenige verschiedene Modulaußenmaße – im vorgeschlagenen Konzept zwei – vorteilhaft.

Das Einbringen der Dullungen in das Blech ist weniger trivial. Hierbei ist ein kombinierter Prozess aus Tiefziehen und Tiefen notwendig, was eine unvermeidbare Ausdünnung des Blechs bedeutet. Die Ausgangsdicke des Blechs sollte im Bereich um die Schweißnähte unbedingt erhalten bleiben, um eine stärkere Aufweitung der dortigen Kerben durch verringerte Steifigkeit des Blechs zu vermeiden.

5.3 Fügen

Die Berandung, die planen Flächen der Dullungsköpfe sowie die fertigen Module untereinander müssen durch Schweißnähte gefügt werden. Hierzu sollten vorteilhafterweise automatisierbare Verfahren zum Einsatz kommen, um diese festigkeitsrelevanten Strukturen in gleichbleibende Qualität herstellen zu können. Einige mögliche Varianten werden nachfolgend besprochen.

5.3.1 Dullungen

Die Dullungen werden an ihrer planen Oberseite – dem Kopf – gefügt. Eine gängiges Verfahren ist, einen kreisrunden Bereich am Kopf der Dullungen auszuschneiden und an den entstandenen Schnittkanten eine Stirnflachnaht einzubringen (Abbildung 5-2). Diese Vorgehensweise verursacht relativ hohen Aufwand, da zusätzliche Arbeitsschritte notwendig sind und die Struktur im Nachhinein wieder gasdicht gemacht werden muss. Der Einsatz der in Kapitel 3.2.2 besprochenen Schweißverfahren erlaubt einen wesentlich wirtschaftlicheren Fertigungsablauf.

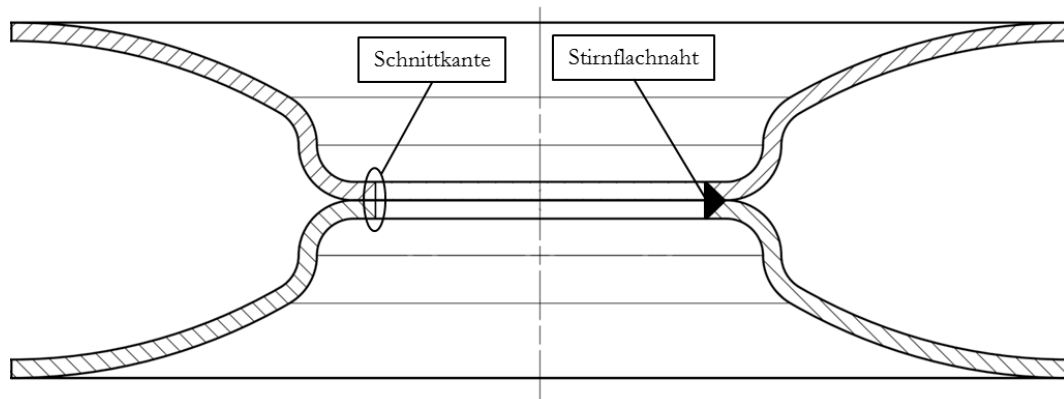


Abbildung 5-2: Stirnflachnaht an einer Dullung

Widerstandpressschweißverfahren sind gut automatisierbar, allerdings ist eine klassische Punktschweißung für den vorliegenden Anwendungsfall ungeeignet. Die erreichbare Größe einer durchgehenden Schweißlinse ist durch die von der eingesetzten Maschine liefer- und ertragbaren Ströme begrenzt und liegt deutlich unterhalb der Größe des Dullungskopfes. Die durchgehende Fügung des Kopfes ist auch gar nicht notwendig. Wie in Kapitel 4.2.4.5 dargelegt, genügt eine ringförmige Naht mit einer gewissen Mindestbreite. Um dies mit einem Widerstandpressschweißverfahren zu erreichen, bieten sich zwei Möglichkeiten an.

Die erste Variante besteht darin, Elektroden in Form eines Hohlzylinders zu verwenden, welche einen Außendurchmesser von etwa 30 mm haben (Abbildung 5-3). Bei den Recherchen zu dieser Arbeit wurde kein Anbieter gefunden, der solche Elektroden im Lieferprogramm hat. Dies bedeutet, dass Spezialanfertigungen notwendig sind und wahrscheinlich keine Erfahrungen seitens der Hersteller mit solchen Elektroden vorliegen. Durch die - im Vergleich zu einer Punktschweißelektrode - große am Werkstück aufliegende Fläche müssen möglicherweise angepasste Strom-Kraft-Programme oder Spezialverfahren wie das Kondensatorentladungsschweißen zum Einsatz kommen.

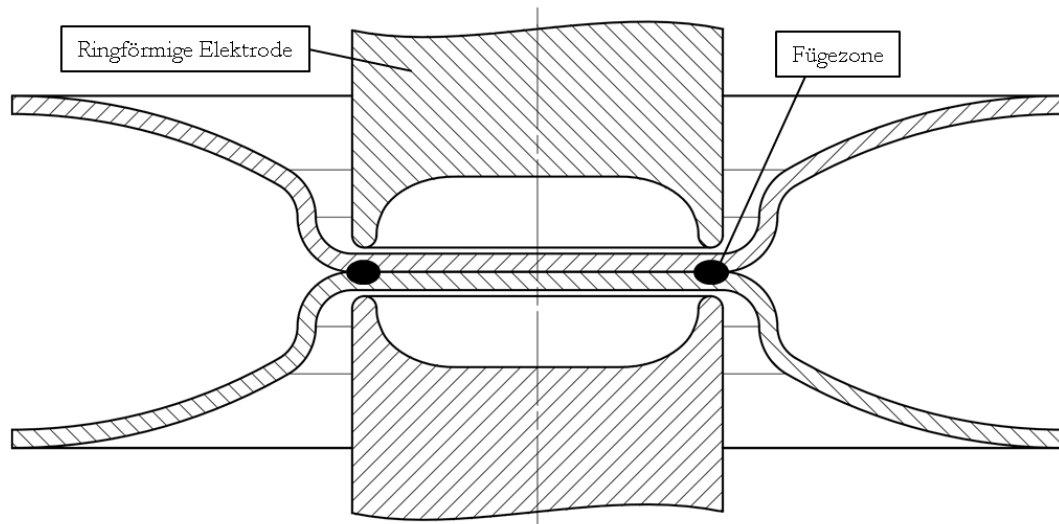


Abbildung 5-3: Ringförmige Elektrode

Die zweite Möglichkeit besteht im Einsatz des Buckelschweißens. Werden ringförmige Buckel in die Dullungsköpfe einer Modulhälfte eingebracht, so können die entstehenden Stöße mit zylinderförmigen Elektroden, welche eine entsprechend große plane Fläche aufweisen, gefügt werden (Abbildung 5-4). Das Buckelschweißen ist ein vielfach erprobtes und erfolgreich eingesetztes Verfahren und sollte mit handelsüblichen Maschinen und Elektroden prozesssicher umsetzbar sein. Auch hier kann das Kondensatorentladungsverfahren zum Einsatz kommen.

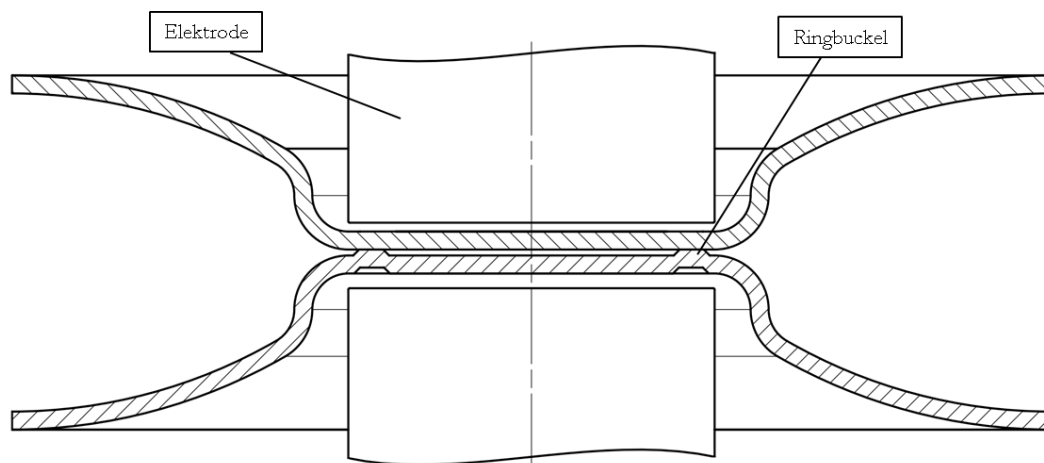


Abbildung 5-4: Ringbuckel an einer Dullung

Die Anwendung von Laserschweißverfahren bietet sich für die vorliegende Aufgabe besonders an. Bei den auftretenden Fugestellen der Modulhälften handelt es sich ausschließlich um Überlappstöße, welche durch mittels Tiefschweißens eingebrachte I-Nähte gefügt werden können (Abbildung 5-5). Damit dies ohne Zusatzstoff geschehen kann, muss durch geeignete Spannvorrichtungen für ein spaltfreies Aufeinanderliegen der Dullungsköpfe gesorgt werden. So könnte ein Modul in einer Aufspannung gefügt werden.

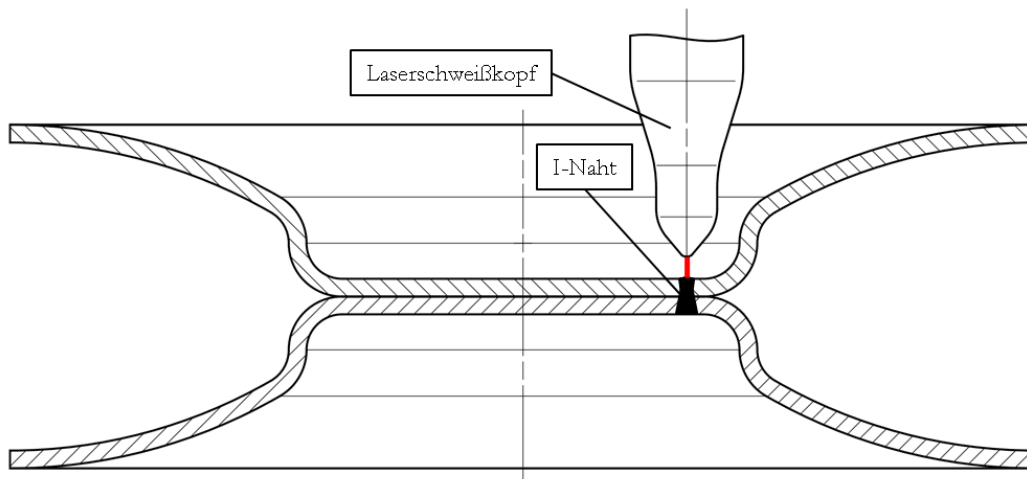


Abbildung 5-5: Laserschweißnaht an einer Dullung

Die Ergebnisse in Kapitel 4.2.4.5 legen nahe, dass die Nahtbreite eine gewisse Breite nicht unterschreiten sollte. Durch Einsatz von Laserschweißverfahren lassen sich sehr schlanke Nähte bei gleichzeitig großer Tiefe fertigen. Dies ist im vorliegenden Fall nicht unbedingt wünschenswert und sollte bei der Fertigungsplanung beachtet werden.

5.3.2 Berandung

An der Berandung liegt ein Überlappstoß vor, welcher durch Zugkraft auf Schalen belastet wird. Dies macht eine Fügestelle möglichst nahe am rechten Winkel wünschenswert, um die Naht nicht durch zusätzliche Momente zu belasten. In Abbildung 5-6 wird dies anhand einer beispielhaft eingebrachten Stirnflachnaht veranschaulicht. Auch die Einbindung des Moduls in den Gesamtkessel ist umso einfacher, je weiter die Fügezone von der Schnittkante der Bleche entfernt ist.

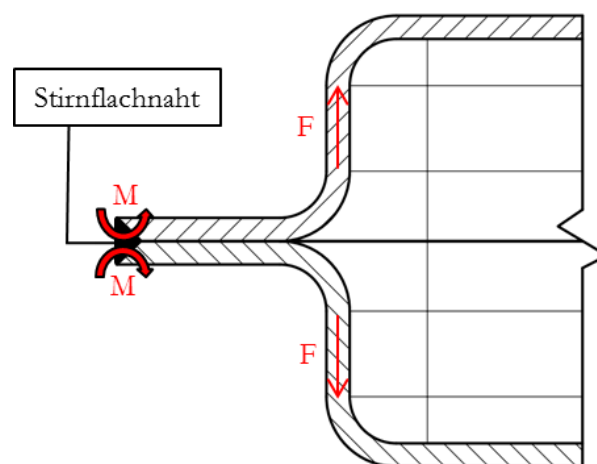


Abbildung 5-6: Kräfte und Momente an der Berandung

Verwendet man beim Widerstandspressschweißen zwei rotierende Walzen als Elektroden, so erhält man das Verfahren des Rollennahtschweißens (siehe Kapitel 3.2.2.1). Durch geeignete

Stromprogramme lässt sich eine wasserdichte Naht fertigen. Die Wärmeeinbringung ist wesentlich höher als bei Laserschweißverfahren, weswegen auf Verzug geachtet werden sollte.

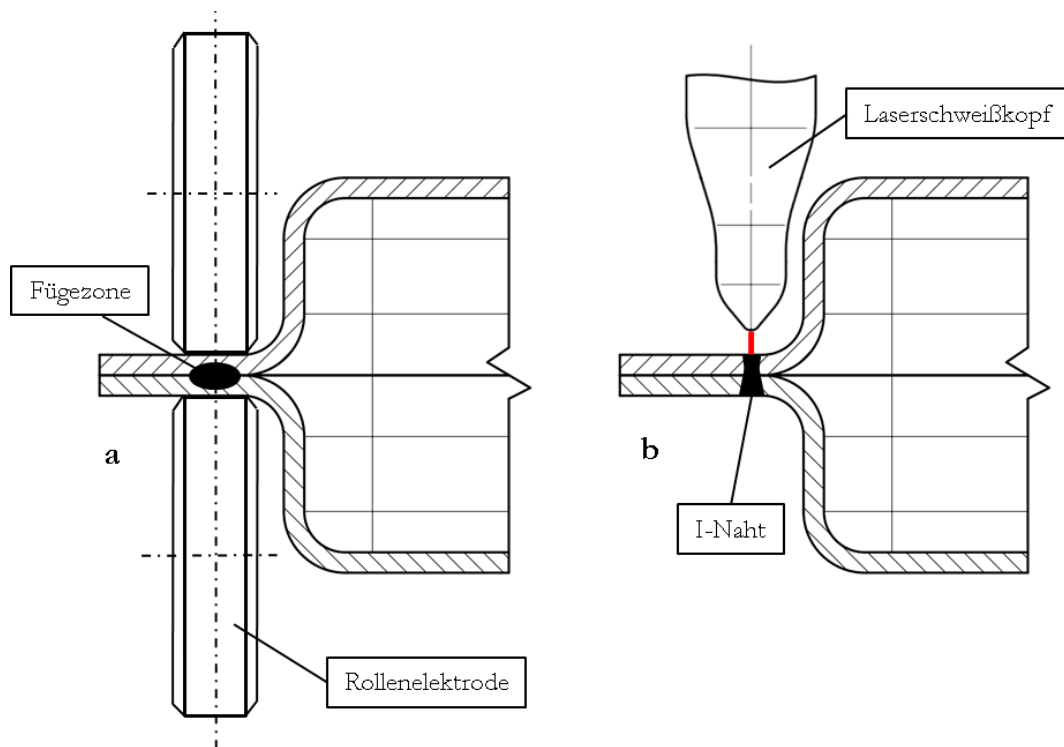


Abbildung 5-7: Schweißverfahren zum Fügen der Berandung

Werden die Dullungen als auch die Berandung per Laserstrahlschweißverfahren gefügt, kann der komplette Vorgang in derselben Aufspannung abgewickelt werden. Dies ist in Hinsicht auf die Verringerung von Rüst- und Durchlaufzeiten besonders vorteilhaft. Es sollte jedoch - wie auch bei den Dullungen - auf eine ausreichende Nahtbreite geachtet werden.

Stellt sich heraus, dass die notwendigen Spaltbreiten zur Herstellung lasergeschweißter Überlappstöße nicht einzuhalten sind, kann durch den Einsatz des Laser-MSG-Hybridschweißverfahrens möglicherweise Abhilfe geschaffen werden (siehe Kapitel 3.2.2.2).

5.3.3 Kessel

Der in Kapitel 3.3.1 konzipierte Aufbau des Kessels erfordert das Fügen der Module untereinander. Diese Schweißverbindungen sind keiner Druckbelastung durch das Kühlwasser ausgesetzt und müssen im Wesentlichen nur die Gasdichtheit sowie die Stabilität des Aufbaus gewährleisten. Nachfolgend sollen einige Möglichkeiten zur Realisierung dieser Verbindungen aufgezeigt werden.

Die Seitenwände sowie die Rückwand des Brennraumes sind aus jeweils zwei Modulen aufgebaut. Es ergibt sich ein Stumpfstoß an den Schnittkanten der Berandungen. In Abbildung 5-8 sind vier Möglichkeiten zum Fügen einer solchen Verbindung dargestellt. Die zur Verbindung der Modul-

hälften notwendige Schweißnaht wurde ebenfalls eingezeichnet. Wurden die Module bereits vor dem Zusammenbau des Kessels wärmebehandelt, muss darauf geachtet werden, dass die mechanischen Eigenschaften dieser Schweißnähte nicht durch erneuten Wärmeeinfluss beeinträchtigt werden.

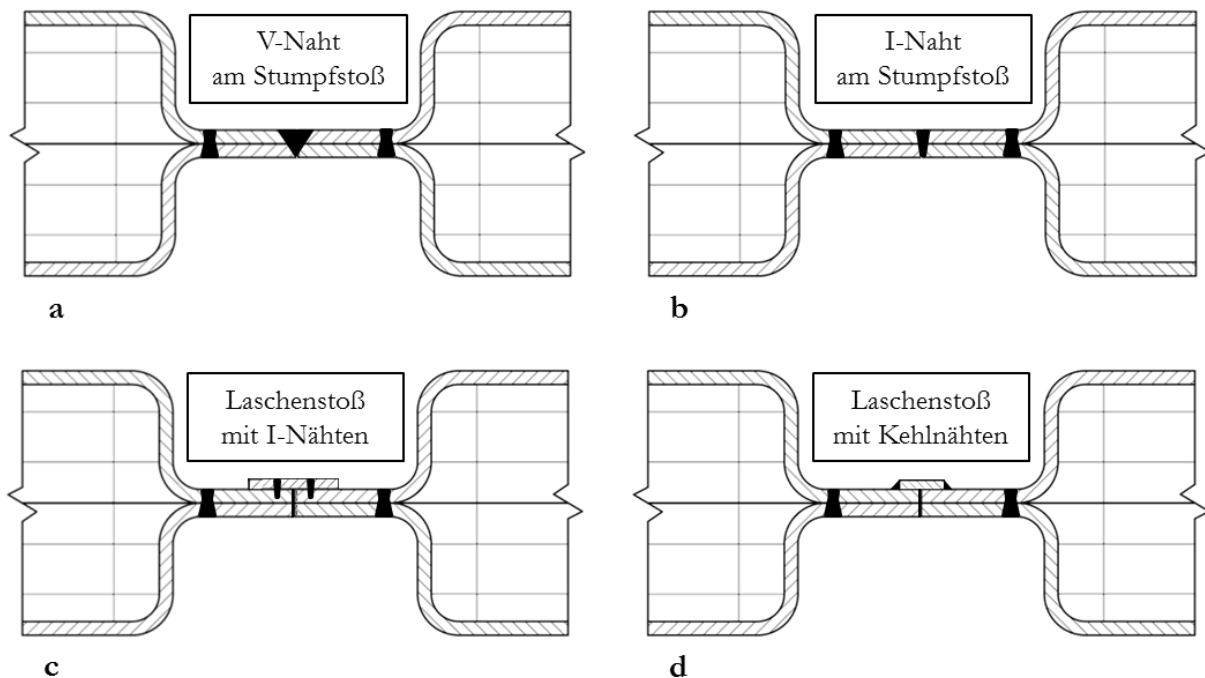


Abbildung 5-8: Ebene Verbindung der Module

Bei der in Abbildung 5-8a gezeigten Variante wird durch ein geeignetes Schweißverfahren mit Zusatzwerkstoff eine V-Naht am Stumpfstoß eingebracht. Dies erfordert eine Nahtvorbereitung durch Abschrägen der Kanten der Berandungen. Es muss auf die Größe der Wärmeeinflusszone geachtet werden.

In Abbildung 5-8b ist der Stumpfstoß mit einer I-Naht gefügt worden. Gelingt es, die Kanten der Berandungen unter Einhaltung geringer Toleranzen zu fertigen - z.B. durch Laserstrahlschneiden direkt nach dem Fügen der Modulhälften – kann hierdurch eine schlanke Naht mit kleiner Wärmeeinflusszone erreicht werden. Dafür kann auch ein Laserstrahlschweißverfahren zum Einsatz kommen. Die ebene Aufspannung der Module ermöglicht die Positionierung der Bauteile auf dem Arbeitstisch einer entsprechenden Maschine.

Dies gilt auch für die Variante in Abbildung 5-8c. Statt durch Fügen des Stumpfstoßes wird die Verbindung hierbei durch eine zusätzliche Blechlasche hergestellt, welche durch I-Nähte mit den jeweiligen Berandungen verbunden wird. Dadurch entfällt die aufwändige Vorbereitung der Nahtstellen am Stumpfstoß. Die Wärmeeinflusszone kann sehr klein gehalten werden.

Soll diese Variante mit einem Lichtbogenschweißverfahren realisiert werden, bietet sich die in Abbildung 5-8d gezeigte Ausführungsform an. Die Blechlasche wird seitlich durch Kehlnähte mit den Berandungen der Module gefügt. Diese Variante ist in Bezug auf die Gefügebeeinflussung der Schweißnähte der Modulberandung kritisch zu betrachten.

Bei der Verbindung der Seitenwände mit der Rückwand sowie dem Deck- und Frontmodul ergeben sich Eckstöße mit rechtwinkliger Ausrichtung der Module zueinander. In Abbildung 5-9 sind vier Ausführungsmöglichkeiten zum Fügen dieser Verbindung zu dargestellt.

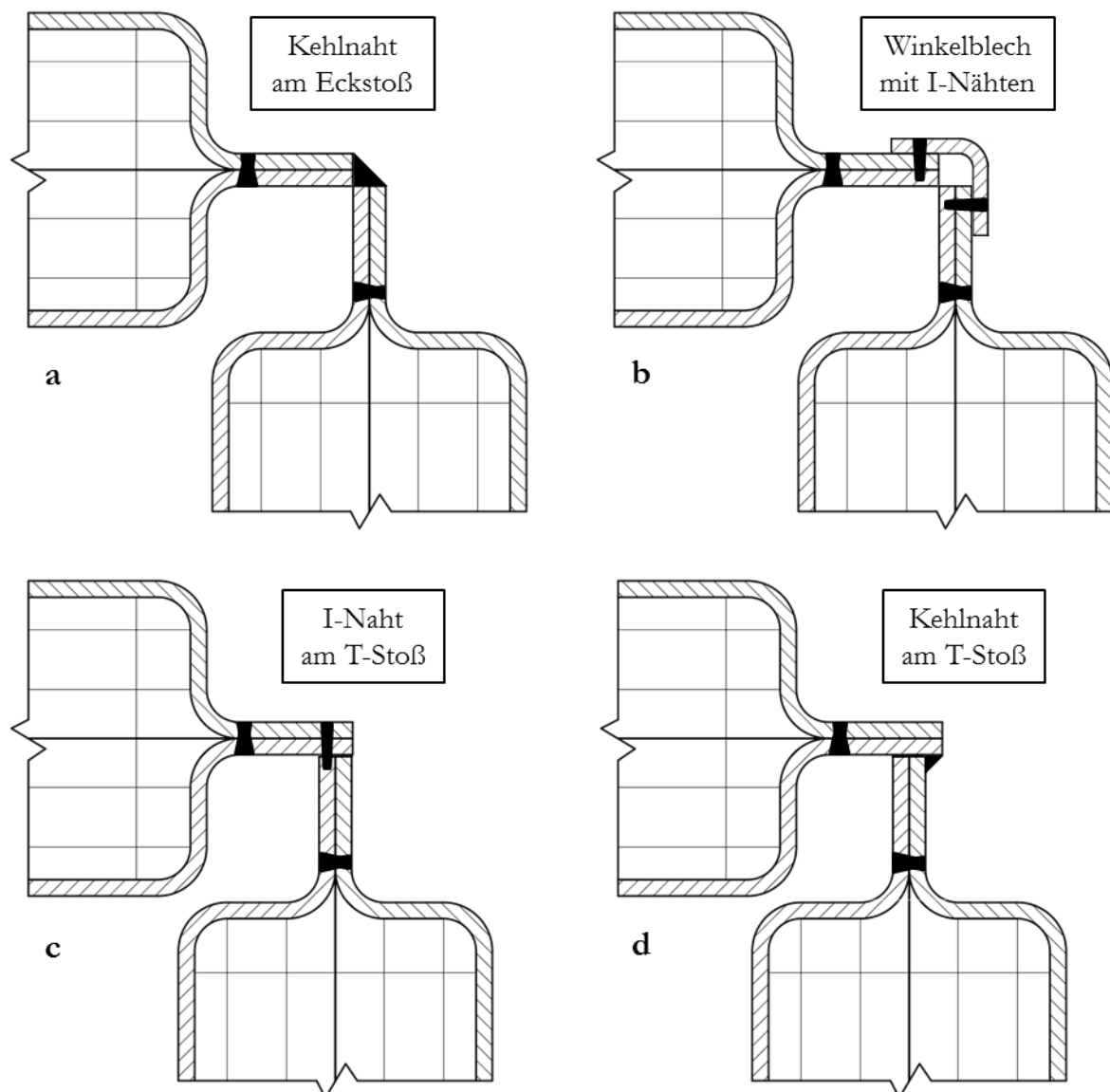


Abbildung 5-9: Rechtwinkelige Verbindung der Module

Bei der Variante in Abbildung 5-9a sind die Module mit einer Kehlnaht gefügt. Dies erfordert den Einsatz von Zusatzwerkstoff und wird daher am ehesten mit einem Lichtbogenschweißverfahren ausgeführt werden. Selbiges gilt für die Kehlnaht am T-Stoß, wie sie in Abbildung 5-9d zu sehen ist.

Stehen flexible Laserschweißanlagen mit ausreichend großem Arbeitsraum zu Verfügung, so können die Module mit minimaler Wärmeeinbringung und hohem Automatisierungsgrad gefügt werden. Bei der Variante in Abbildung 5-9b wird ein Winkelblech durch I-Nähte mit den jeweiligen Berandungen verbunden. Soll auf ein Winkelblech verzichtet werden, so können die Module auch direkt mit einer I-Naht am T-Stoß gefügt werden (Abbildung 5-9c). Dies erfordert jedoch die Einhaltung enger Toleranzen an den Kanten der Berandungen.

6 Zusammenfassung und Ausblick

Ausgehend von den bereits geleisteten Vorarbeiten wurde ein gänzlich neues Konzept für die wassergekühlten Brennraumwände eines holzbefeuerten Zentralheizungskessels entworfen. Durch den modularen Aufbau der Struktur wird die fehleranfällige Herstellung eines durchgehenden, druckbeaufschlagten Hohlraumes vermieden. Die entworfenen Modulhälften lassen sich durch automatisierbare Verfahren umformen und fügen. Dies ist vorteilhaft für die prozesssichere Herstellung und erleichtert die Planung wirtschaftlicher Fertigungsabläufe.

Im Betrieb werden die Module durch den herrschenden Wasserdruck belastet. Die dadurch notwendige Abstützung der Blechflächen wird durch kegelstumpfförmige Einpressungen (Dullungen) bewerkstelligt, welche an einem planen Kopf verschweißt werden. Durch Erstellung und Berechnung von rotationssymmetrischen FE-Modellen wurde die Form dieser Dullungen optimiert. Dank durchdachter Gestaltung konnten die Spannungen in den auftretenden Schweißnahtkerben erheblich reduziert werden.

Um die Spannungen in den Schweißnahtkerben auswerten zu können, wurde – entsprechend dem Konzept von H. Neuber [13] - in den FE-Modellen anstelle einer scharfen Kerbe eine kreisrunde, fiktiv vergrößerte Kerbe eingebracht. Für den Werkstoff X10CrMoVNb9-1 liegen keinerlei Daten für die Abschätzung eines geeigneten Radius vor. Der verwendete Kerbradius von 0,2 mm wurde auf Basis des von D. Radaj [15] vorgeschlagenen Radius von 0,25 mm – allerdings für einen Werkstoff mit geringerer mechanischer Festigkeit – ausgewählt. Eine Absicherung dieser Wahl durch Versuche für die vorliegende Kombination aus Werkstoff, Schweißnahtform und Belastungsart wurde im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt.

Die Erstellung von dreidimensionalen FE-Modellen ergänzte sich mit der Detailgestaltung der Module zu einem iterativen Prozess. Es wurden drei verschiedene Modultypen entworfen. Neben dem Standardmodul wurde ein Modul zur Rauchgasumleitung sowie ein Modul mit integriertem Rauchgasauslass konzipiert und über die Berechnung von FE-Modellen strukturmechanisch optimiert.

Der nächste Schritt im laufenden Forschungsvorhaben von HET Heiz- & Energietechnik wird der Bau und Test von Prototypen der in dieser Arbeit entworfenen Module sein. Dies wird zeigen, ob die durch den fiktiven Kerbradius erzielten Spannungsergebnisse hinreichend genau sind. Sind die Versuche erfolgreich, so kann mit der Einbindung des in dieser Arbeit entwickelten Leichtbaukonzeptes in einen serienreifen Kessel begonnen werden.

Literaturverzeichnis

- [1] J. Rehr, Festigkeitsanalyse verschiedener Leichtbaustrukturen an Heizkesseln, Graz, 2010.
- [2] S. Döring, Pellets als Energieträger, Berlin: Springer-Verlag, 2011.
- [3] A. Pech und K. Jens, Heizung und Kühlung, Wien: Springer-Verlag, 2005.
- [4] M. Kaltschmitt, H. Hartmann und H. Hofbauer, Energie aus Biomasse, Berlin: Springer-Verlag, 2009.
- [5] A. H. Fritz und G. Schulze, Fertigungstechnik, Berlin: Springer-Verlag, 2008.
- [6] F. Klocke und W. König, Fertigungsverfahren 4, Berlin: Springer-Verlag, 2006.
- [7] H. J. Fahrenwaldt und V. Schuler, Praxiswissen Schweißtechnik, Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2011.
- [8] B. Klein, FEM - Grundlagen und Anwendungen der Finite-Element-Methode im Maschinen- und Fahrzeugbau, Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2012.
- [9] J. Rösler, H. Harders und M. Bäker, Mechanisches Verhalten der Werkstoffe, Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2008.
- [10] B. Heine, Werkstoffprüfung - Ermittlung von Werkstoffeigenschaften, München: Carl Hanser Verlag, 2003.
- [11] W. Rust, Nichtlineare Finite-Elemente-Berechnungen, Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2011.
- [12] S. Dancette, D. Fabrègue, V. Massardier, J. Merlin, T. Dupuy und M. Bouzekri, „Experimental and modeling investigation of the failure resistance of Advanced High Strength Steels spot welds,“ *Engineering Fracture Mechanics*, Bd. 78, Nr. 10, p. 2259–2272, 2011.
- [13] H. Neuber, „Über die Berücksichtigung der Spannungskonzentration bei Festigkeitsberechnungen,“ *Konstruktion*, Bd. 20, Nr. 7, pp. 245-251, 1968.
- [14] D. Radaj und M. Vormwald, Ermüdungsfestigkeit, Berlin: Springer-Verlag, 2007.
- [15] D. Radaj, „Stress singularity, notch stress and structural stress at spot-welded joints,“ *Engineering Fracture Mechanics*, Bd. 2, Nr. 34, pp. 495-506, 1989.
- [16] E. Doege und B.-A. Behrens, Handbuch Umformtechnik, Berlin: Springer-Verlag, 2010.

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 2-1: Bestand an Pelletskesseln in Österreich (Quelle: propellets.at)	2
Abbildung 2-2: Preisentwicklung von Heizöl und Holzpellets (Quelle: propellets.at)	3
Abbildung 2-3: Unterschubbefuerter Pelletskessel [3]	3
Abbildung 3-1: CAD-Modell Leichtbaukessel	7
Abbildung 3-2: Ankerstrukturen im Leichtbaukessel	8
Abbildung 3-3: Leichtbaukessel-Prototyp	8
Abbildung 3-4: Maßänderung beim Umformen [5]	10
Abbildung 3-5: Fließkurve für verschiedene Werkstoffe [5]	10
Abbildung 3-6: Verfahrensprinzip Widerstandspunktschweißen [5]	12
Abbildung 3-7: Verfahrensprinzip Buckelschweißen [5]	12
Abbildung 3-8: Ringbuckel [5]	13
Abbildung 3-9: Verfahrensprinzip Rollennahtschweißen [5]	13
Abbildung 3-10: Durch Rollennahtschweißen hergestellte Dichtnaht [5]	14
Abbildung 3-11: Laserstrahlschweißverfahren [7]	14
Abbildung 3-12: Aspekte für ein Gesamtkonzept	15
Abbildung 3-13: Grundstruktur Modul	17
Abbildung 3-14: Fügezone am Überlappstoß der Berandung	17
Abbildung 3-15: Maße des Leichtbaukessels aus 2011	18
Abbildung 3-16: Eckstoß und Stumpfstoß zweier Module	18
Abbildung 3-17: Grundstruktur des Kessels	19
Abbildung 3-18: Rauchgasumleitung	20
Abbildung 3-19: Frontmodul	20
Abbildung 3-20: Grundkonzept Dullungen	21
Abbildung 4-1: Spannungs-Dehnungs-Diagramme [9]	26
Abbildung 4-2: Technische Spannung/Dehnung gegenüber wahrer Spannung/Dehnung	27
Abbildung 4-3: Balkensystem [11]	28
Abbildung 4-4: Cross-Tension-Probe [12]	29
Abbildung 4-5: Ergebnisse eines Cross-Tension-Versuches [12]	30
Abbildung 4-6: Makrostützwirkung [13]	31
Abbildung 4-7: Fiktiv vergrößerter Kerbradius [14]	31
Abbildung 4-8: Ersatzstrukturlänge für verschiedene Werkstoffe [13]	32
Abbildung 4-9: Spannungs-Dehnungs-Diagramm X10CrMoVNb9-1	34
Abbildung 4-10: Rotationssymmetrisches Grundmodell mit Kerbe	36
Abbildung 4-11: Spannungsplots der Modelle 2 und 3	38
Abbildung 4-12: Spannungsplots der Modelle 4a bis 4d	39

Abbildung 4-13: Spannungsplots der Modelle 5a bis 5c	40
Abbildung 4-14: Optimierte Dullungsform.....	41
Abbildung 4-15: Spannungsplots der Modelle 6a bis 6d	42
Abbildung 4-16: Beidseitige Schweißnahtkerben	43
Abbildung 4-17: Spannungsplots der Modelle 7a bis 7d	43
Abbildung 4-18: Übergang von Shell-Elementen zu Solid-Elementen.....	44
Abbildung 4-19: Modellierung des fiktiven Kerbradius im 3d-Modell	45
Abbildung 4-20: Geometrie der Schweißnaht und der angrenzende Bereiche	45
Abbildung 4-21: Standardmodul	47
Abbildung 4-22: Achtelmodell des Standardmoduls.....	48
Abbildung 4-23: Spannungsplot des Modells 8a.....	49
Abbildung 4-24: Vergleich der höchsten Vergleichsspannungen bei verschiedenen Nahtbreiten	50
Abbildung 4-25: Standardmodul mit Rohranschluss	51
Abbildung 4-26: Schweißnahtgeometrie am Rohranschluss	52
Abbildung 4-27: FE-Modell Rohranschluss	52
Abbildung 4-28: Spannungsplot des Modells 9a.....	53
Abbildung 4-29: Modul zur Rauchgasumleitung	54
Abbildung 4-30: Achtelmodell der Rauchgasumleitung	55
Abbildung 4-31: Spannungsplot des Modells 10a	56
Abbildung 4-32: Modul mit Rauchgasauslass.....	57
Abbildung 4-33: Halbmodell des Moduls mit Rauchgasauslass	58
Abbildung 4-34: Spannungsplot des Modells 11a	59
Abbildung 5-1: Brennraumstruktur	60
Abbildung 5-2: Stirnflachnaht an einer Dullung.....	63
Abbildung 5-3: Ringförmige Elektrode.....	64
Abbildung 5-4: Ringbuckel an einer Dullung.....	64
Abbildung 5-5: Laserschweißnaht an einer Dullung	65
Abbildung 5-6: Kräfte und Momente an der Berandung	65
Abbildung 5-7: Schweißverfahren zum Fügen der Berandung	66
Abbildung 5-8: Ebene Verbindung der Module	67
Abbildung 5-9: Rechtwinkelige Verbindung der Module.....	68

Tabellenverzeichnis

Tabelle 2-1: Rauchgasbestandteile bei Verbrennung biogener Brennstoffe [2]	4
Tabelle 3-1: Oberflächentemperaturen von Stahlbauteilen im Kessel	5
Tabelle 4-1: Vorgaben für Druckbelastung	33
Tabelle 4-2: Werkstoffkennwerte X10CrMoVNb9-1	34
Tabelle 4-3: Numerische Ergebnisse der Modelle 2 und 3	38
Tabelle 4-4: Numerische Ergebnisse der Modelle 4a bis 4d	39
Tabelle 4-5: Numerische Ergebnisse der Modelle 5a bis 5c	40
Tabelle 4-6: Numerische Ergebnisse der Modelle 6a bis 6d	42
Tabelle 4-7: Numerische Ergebnisse der Modelle 7a bis 7d	43
Tabelle 4-8: Numerische Ergebnisse der Modelle 8a bis 8d	49
Tabelle 4-9: Numerische Ergebnisse der Modelle 8d bis 8k	50
Tabelle 4-10: Numerische Ergebnisse der Modelle 9a bis 9d	53
Tabelle 4-11: Numerische Ergebnisse der Modelle 10a bis 10d	56
Tabelle 4-12: Numerische Ergebnisse der Modelle 11a bis 11d	58
Tabelle 5-1: Korrosionsbeständige Werkstoffe	61