



Forschungszentrum Karlsruhe
in der Helmholtz-Gemeinschaft

Wissenschaftliche Berichte
FZKA 7270

Festigkeitsanalyse für den Reaktordruckbehälter des High Performance Light Water Reactor (HPLWR)

E. Guelton, K. Fischer

Institut für Kern- und Energietechnik

Dezember 2006

Forschungszentrum Karlsruhe

in der Helmholtz-Gemeinschaft

Wissenschaftliche Berichte

FZKA 7270

Festigkeitsanalyse für den Reaktordruckbehälter
des High Performance Light Water Reactor
(HPLWR)

E. Guelton, K. Fischer

Institut für Kern- und Energietechnik

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH, Karlsruhe

2006

Für diesen Bericht behalten wir uns alle Rechte vor

Forschungszentrum Karlsruhe GmbH
Postfach 3640, 76021 Karlsruhe

Mitglied der Hermann von Helmholtz-Gemeinschaft
Deutscher Forschungszentren (HGF)

ISSN 0947-8620

urn:nbn:de:0005-072703

Zusammenfassung

Festigkeitsanalyse für den Reaktordruckbehälter des High Performance Light Water Reactors (HPLWR)

Der High Performance Light Water Reactor (HPLWR) ist eines der Konzepte des Generation IV Programms. Dieser wird im Unterschied zu aktuellen Leichtwasserreaktoren mit überkritischen Dampfzuständen betrieben, d.h. aufgrund des Betriebsdruckes von 25 MPa strömt das Kühlmedium Wasser, welches auch als Moderator verwendet wird, einphasig durch den Kern. Am Austritt erreicht der Frischdampf Temperaturen über 500 °C. Diese Bedingungen wirken sich erheblich auf das Design und die Auslegung des Reaktordruckbehälters (RDB) aus. Für die Modellierung wird ein Konzept für den RDB verwendet, welches im Aufbau dem Design aktueller Druckwasserreaktoren ähnelt und somit die Verwendung von bewährten Werkstoffen ermöglicht und auch die erwähnten hohen Anforderungen berücksichtigt. Eine erste Druckauslegung zur Abschätzung der Wandstärken und der geometrischen Abmessungen des Behälters wurden für dieses Konzept anhand der KTA-Richtlinien durchgeführt. Die Modellierung bzw. Festigkeitsanalyse, welche nach der Finite-Elemente Methode (FEM) mit dem Programm ANSYS durchgeführt wurde, dient zur Verifizierung dieses Konzeptes. Die kombinierte mechanische und thermische Berechnung lieferte die Primär, Sekundär- und Spitzenspannungen, welche nach den KTA-Richtlinien für die Beanspruchungsstufen 0 (Auslegung) und A (normaler Betriebszustand) für die einzelnen Komponenten bewertet wurden. Die Ergebnisse bestätigen die Abschätzung der Wandstärken, allerdings treten im Bereich der Ein- und Auslassflansche Spannungen in der Nähe der vorgegebenen Grenzwerte auf, so daß bei einer Vergrößerung des Behälters, z.B. für höhere Leistungen, eine Grenzwertüberschreitung möglich ist. Daher werden konstruktive Verbesserungen für diesen Bereich vorgestellt und bewertet. Eine geschicktere Geometrie des Flansches reduziert die Spannungen um bis zu 65%.

Abstract

Stress Analysis of the Reactor Pressure Vessel of the High Performance Light Water Reactors (HPLWR)

The High Performance Light Water Reactor (HPLWR) is one of the concepts of the Generation IV program. The main difference compared to current Light Water Reactors (LWR) results from the supercritical steam condition of the coolant. Due to the supercritical pressure of 25 MPa, water, used as moderator and coolant, flows as a single phase through the core. The temperatures at the outlet are above 500 °C. These conditions have a major impact on the design of the Reactor Pressure Vessel (RPV). For the modelling a RPV concept is proposed, which resembles the design of current LWR and allows the use of approved materials on one side and also meets the additional demands on the other side. A first dimensioning of the RPV wall thicknesses and the geometrical proportions has been performed using the German KTA-guidelines. To verify these results, a stress analysis using the finite element method has been performed with the program ANSYS. The combined mechanical and thermal calculations provide the primary, secondary and peak stresses which are evaluated using the KTA-guidelines design loading (Level 0) and service loading level A for the different components. The results confirm the wall thicknesses estimated by Fischer et al. (2006), but there are peak stresses in the vicinity of the inlet and outlet flanges, which are very close to the allowed design limit. For larger diameters of the RPV those regions will become critical and the stresses might exceed the design limits. Design optimizations for those regions are proposed and evaluated. A readjusted geometry of the inlet flange reduces those stresses by 65%.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	3
2	Prinzipielle Auslegung des Reaktordruckbehälters	7
2.1	Abschätzung der verschiedenen Wandstärken	7
2.2	Beanspruchungsstufen nach KTA 3201.2	9
2.3	Konzept des Auslasses	11
3	FEM-Berechnung des Reaktordruckbehälters	13
3.1	Modellierung	13
3.2	Verifizierung	14
3.3	Beanspruchungsstufe 0	17
3.3.1	Mechanische Randbedingungen	17
3.3.2	Auswertung	20
3.4	Beanspruchungsstufe A	30
3.4.1	Thermische Randbedingungen	31
3.4.2	Auswertung	40
3.5	Zusammenfassung der Ergebnisse	68
3.6	Weitere Untersuchungen	70
4	Optimierung	75
4.1	Problemstellung	75
4.2	Lösungsansätze	77
5	Schlussfolgerung	81
6	Anhang	85
6.1	Anhang 1	85
6.2	Anhang 2	86
6.3	Anhang 3	87
6.4	Anhang 4	88
6.5	Anhang 5	89

Kapitel 1

Einleitung

Der HPLWR (High Performance Light Water Reactor) ist eines der Konzepte des Generation IV Programms. Bei diesem Reaktor handelt es sich um eine Weiterentwicklung bestehender Leichtwasserreaktoren, wobei das Kühlmedium Wasser aufgrund seines überkritischen Zustandes beim Austritt aus dem Kern (Druck von 250 bar, Temperatur über 500°C) einphasig direkt in die Dampfturbine strömt. Vorteile ergeben sich aus der vereinfachten Bauweise ohne Dampferzeuger und Wasserabscheider, sowie der Größenreduktion des Dampfkreislaufs aufgrund der größeren Frischdampfenthalpie im Kern [1]. Durch die Verwendung bekannter und zuverlässiger Technik, wie z.B. dem Turbosatz aktueller überkritischer Kohlkraftwerke, können zudem die Anlagekosten gesenkt werden.

Um die erwähnte hohe Frischdampfenthalpie und somit eine hohe mittlere Kernaustrittstemperatur von über 500°C zu erreichen, ist der bei aktuellen Siedewasserreaktoren verwendete konventionelle Kernaufbau mit aufwärts strömendem Moderatorwasser ungünstig, da sich hier der Frischdampf aus den Brennelementen mit dem Moderatorwasser der Wasserkästen oberhalb des Kerns vermischt, und somit die Austrittstemperatur des Frischdampfes reduziert. Dobashi et al. [2] schlagen daher einen Kern vor, bei dem das Moderatorwasser in den Wasserkästen im Gegenstrom zum Kühlmedium in den Brennelementen, räumlich getrennt vom Frischdampf, von oben nach unten strömt. Berechnungen von Oka et al.[3] deuten an, dass dieser Aufbau auch die erwartete Austrittstemperatur ermöglicht. Konstruktiv wird die Trennung der Massenströme durch ein so genanntes Dampfplenum ermöglicht. Dieses dient einerseits zum Sammeln und Ableiten des Frischdampfes aus den einzelnen Brennelementen zu den Frischdampfleitungen, andererseits wird es dem von oben aus dem Deckelbereich kommenden Moderatorwasser durch spezielle Durchleitungen in das Dampfplenum ermöglicht, in die einzelnen Wasserkästen der Brennelemente ohne Vermischung mit dem Frischdampf zu strömen [4], [5].

Für die gewählte Anordnung mit dem von oben nach unten strömenden Moderatorwasser muss eine entsprechende konstruktive Lösung für die Brennelemente gefunden werden, die diesen Anforderungen gerecht wird. Hofmeister et al.[4] wählen anhand eines Vergleichs des Massenverhältnisses von Moderator zu Strukturmaterial und Moderator und Kühlmedium zu Brennstoff verschiedener Brennelemente eine zweireihige quadratische Anordnung der Brennstäbe mit mittig platziertem Wasserkasten. Aufgrund der geringeren Größe im Vergleich zu Brennelementen aktueller Druckwasserreaktoren, werden jeweils 9 Brennelemente zu Bündeln in 3x3 Anordnung zusammengefasst. Dadurch werden die Abmaße der Druckwasserreaktor(DWR)-Brennelemente erreicht, und es ist möglich, die Steuerstabtechnik dieser Brennelemente für den HPLWR zu übernehmen. Um die auftretenden Bypässe am Dampfplenum sowie am Kopf- und Fußstück der einzelnen Brennelemente zu minimieren, sind spezielle Ring-Dichtungen vorgesehen.

Fischer et al.[6] haben für einen Kern, der das vorgestellte Brennelement mit Dampfplenum verwendet, ein RDB-Konzept entwickelt. Es ähnelt im Aufbau dem Design aktueller Druck-

wasserreaktoren und ermöglicht die Verwendung von bewährten Druckbehälterwerkstoffen wie z.B. 20 MnMoNi 5 5 [5]. Dafür muss gewährleistet sein, dass die Innenseite des RDB nur im Kontakt mit Kühlmedium bei Einlasstemperatur steht, da diese im Temperaturbereich für die Auslegung des Druckbehälters der aktuellen Anlagen liegt. Daher ist das Rohr für die Ableitung des Frischdampfes gegenüber der Wand des RDB thermisch isoliert [5] durch die Verwendung von 2 koaxialen Rohren. Im Innenrohr strömt der Frischdampf zur Dampfturbine, im Außenrohr befindet sich Speisewasser bei Eintrittstemperatur welches das Innenrohr umspült. Mit dieser Anordnung können die auftretenden Wärmespannungen im Behälter minimiert werden. Fischer et al. [6] führten eine erste Druckauslegung zur Abschätzung der Wandstärken und der geometrischen Abmessungen des Behälters nach den KTA Richtlinien [7] durch. Für die Berechnungen wurde eine Vorauswahl für die zu verwendenden Werkstoffe getroffen. Aufgrund der heterogenen Bedingungen innerhalb des RDB wurden die benötigten Werkstoffe anhand der gegebenen Belastungen gewählt. Diese ergeben sich für die verschiedenen Bauteile zum einen aus dem Kontakt mit überkritischem Wasser, welches oxidierende und korrosive Eigenschaften besitzt. Mit den gegebenen Temperaturen (350°C im Kern und bis 500°C im Dampfplenum und Auslass) verstärken sich zusätzlich die oxidierenden Eigenschaften des Wassers. Zum Anderen tritt eine Belastung des Werkstoffes aufgrund der Neutronenbestrahlung auf, welche ausgedehnte Gitterfehlergebiete mit Leerstellen und Zwischengitteratomen in den gewählten Werkstoffen erzeugt und zu Versprödung führt. Für den RDB wurde wie schon erwähnt der Werkstoff 20MnMoNi 5 5 verwendet. Für das Innenrohr und das Außenrohr bietet sich der ferritische Werkstoff P 91 an, neben Vorteilen wie guter Korrosions- und Oxidationsbeständigkeit lässt er sich auch mit dem Behälterwerkstoff gut verschweißen. Aufgrund seiner hohen Festigkeit und dem erwähnten großen Widerstand gegen Korrosion eignet sich P 91 auch sehr gut für Kernkomponenten mit Ausnahme der Brennelement-Hüllrohre, da die Korrosion mit hohen Temperaturen größer als beim verwendeten Werkstoff SS 316 L ist [9]. Das RDB-Konzept von Fischer et al. [6] dient als Grundlage für die Modellierung und die durchgeführte Festigkeitsanalyse. In Abbildung 1.1 ist der konzipierte RDB mit Kerneinbauten in einem 3d-Schnitt dargestellt. Zusätzlich ist die Strömungsführung innerhalb des Behälters durch Pfeile vom Einlass (blau) zum Auslass (rot) dargestellt. Die auftretenden Spannungen werden nach der Finite-Elemente-Methode (FEM) mit dem Programm ANSYS (Classic und Workbench) berechnet und danach mit den zulässigen Spannungen der KTA - Richtlinien 3201.2 [7] bewertet. Dazu wurde eine kombinierte mechanische und thermische Berechnung durchgeführt, um Primär-, Sekundär- und Spitzenspannungen, die sich aufgrund von geometrischen Diskontinuitäten und durch die Verwendung von verschiedenen Materialien innerhalb des Reaktors ergeben, zu erhalten. Die Auswertung erfolgt einmal für den Beanspruchungsfall 0 nach KTA, welcher die Auslegungsbedingungen abdeckt und zusätzlich noch für den Beanspruchungsfall A, in dem die Beanspruchungen im Betriebsfall, d.h. z. B. zyklische Beanspruchungen aufgrund des An- und Abfahrens des Reaktors enthalten sind. Die mechanischen Randbedingungen sind durch den Betriebsdruck von 27,8 MPa sowie den auftretenden Belastungen durch Einspannung, Schwerkraft, Vorspannungen etc. bestimmt. Die Randbedingungen für die thermische Berechnung ergeben sich aus einer vereinfachten Analyse des Wärmestromes und Wärmeübergangs innerhalb der koaxialen Rohranordnung sowie durch die Abschätzung der Temperaturverteilung innerhalb und außerhalb des Behälters. Die für die Abschätzung der Temperaturverteilung benötigten Massenströme werden durch eine vereinfachte Druckverlustberechnung bestimmt. Die Auslegungstemperatur an der Innenseite des RDB beträgt 350 °C [1], der Verlauf für das Auslassrohr wird mittels einer analytischen Berechnung durchgeführt.

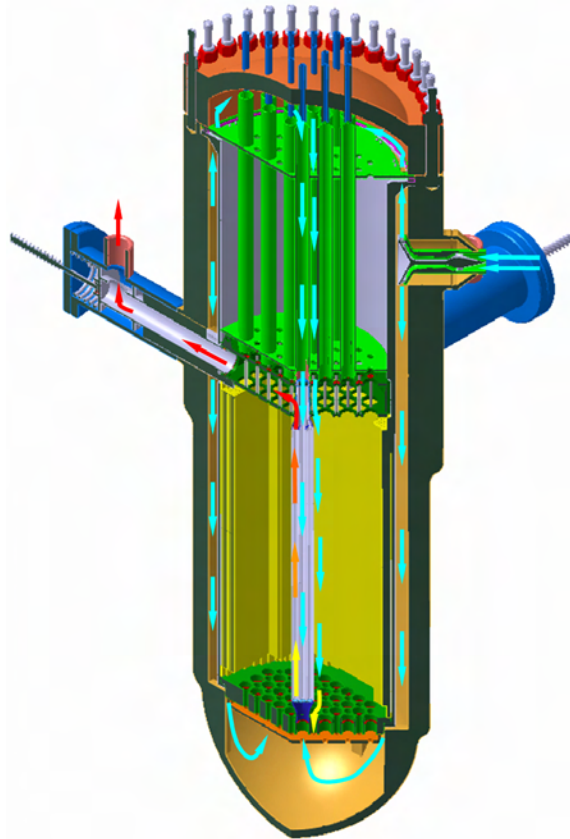


Abbildung 1.1: 3d-Schnitt des Reaktordruckbehälters mit Kerneinbauten mit Strömungsführung, Speisewasser (blaue Pfeile), Frischdampf (rote Pfeile)

Die Ergebnisse bestätigen die Berechnung der Wandstärke nach KTA-Richtlinien, es ergeben sich keine kritischen Belastungen. Da die maximale Wandstärke von 510mm schon jetzt im Grenzbereich für die maximale Schmiededicke heutiger Fertigungsanlagen liegt, wäre es mit dem untersuchten Designkonzept nicht möglich, den Durchmesser des Kerns für z.B. eine Leistungserhöhung oder eine Leistungsdichteverringern zu vergrößern. Daher wurden im 2. Teil der Arbeit Möglichkeiten zur Verringerung der Wandstärke des Druckbehälters untersucht. Da die Wandstärke hauptsächlich von der Art und Anzahl der Durchdringungen (z.B. Flansche, Durchführungen etc.) abhängt, wurden verschiedene Methoden zur Verstärkung der Flansche untersucht, wobei die Wandstärke des Behälters konstant gehalten wurde. Die Optimierungsversuche zeigen, dass durch eine geschicktere Geometrie des Flansches Wandstärkenmaterial des Druckbehälters für eine Vergrößerung des Behälters zur Verfügung gestellt werden kann.

Kapitel 2

Prinzipielle Auslegung des Reaktordruckbehälters

2.1 Abschätzung der verschiedenen Wandstärken

Als Grundlage für die Berechnung diente das Design von Fischer et al. [6]. Hier wurden die Wandstärken unter Innendruck mittels KTA bzw. Kesselformel berechnet. Die Ergebnisse dieser Auslegung sind hier wiedergegeben.

Die Druckauslegung des Behälters erfolgte mit Hilfe der AD-2000 Merkblätter [8]. Diese Merkblätter werden von den in der Arbeitsgemeinschaft Druckbehälter (AD) zusammenarbeitenden Verbänden, wie z.B. VDMA oder VGB, aufgestellt. Sie enthalten sicherheitstechnische Anforderungen, die für die normalen Betriebsverhältnisse des Reaktors zu stellen sind. In Deutschland haben sie den Rang einer Norm für die Druckbehälterauslegung und werden durch die Verbände laufend dem Fortschritt der Technik angepasst. Für die Berechnung werden Randbedingungen, die im 5. Rahmenprogramm zusammengefasst wurden, als Grundlage genutzt. Die folgende Tabelle 2.1 gibt die wichtigsten Kenndaten für den Reaktordruckbehälter nach Squarer et al. [1] wieder.

Kenndaten	
Innendurchmesser(zyklindrischer Teil)	3380 mm
Auslegungsdruck	27,5 MPa
Auslegungstemperatur	350°C
Wandstärke (zyklindrischer Teil)	300 mm
Werkstoff	20 MnMoNi 5 5

Tabelle 2.1: Kenndaten für den Reaktordruckbehälter nach Squarer et al. [1]

Der Auslegungsdruck p_A berechnet sich mit dem Sicherheitsbeiwert S_P für den Auslegungsdruck in % und dem Betriebsdruck p_B in MPa wie folgt :

$$p_A = S_P \cdot p_B \quad (2.1)$$

Für die folgende Auslegung wurde der nach Tabelle 2.1 verwendete Beiwert von 110% auf 115% erhöht, um eine zusätzliche Sicherheit zu erhalten. Damit beträgt der verwendete Auslegungsdruck $p_A = 28,75 \text{ MPa}$. In Merkblatt AD-B0 zur Berechnung von Druckbehältern ist der Auslegungsdruck durch den zulässigen Betriebsdruck festgelegt. Dieser entspricht in unserem Fall dem Auslegungsdruck p_A von 28,75 MPa.

Für die Berechnung nach Merkblatt AD-B0 ist die höchste bei dem jeweiligen Betriebsdruck zu erwartende Wandtemperatur maßgebend. Diese ergibt sich aus der zulässigen Betriebstemperatur sowie einem Zuschlag für die Beheizungsart. Im Fall der Beheizungsflüssigkeit Wasser kann nach AD-B0 Tafel 1 die höchste Temperatur eingesetzt werden. Diese ist nach Tabelle 2.1 auf die Auslegungstemperatur von 350°C festgelegt. Zusätzlich ist noch der Sicherheitsbeiwert S gegen Zugfestigkeit beim Berechnungsdruck nach AD-B0 Tafel 3 festzulegen. Für nahtlose und geschweißte Behälter, wie im vorliegenden Fall, beträgt der Sicherheitsbeiwert 3,5.

Zur Berechnung der einzelnen Wandstärken des Behälters und des Deckels wird der komplette Reaktordruckbehälter in Bereiche gleicher Wandstärke eingeteilt. Auf diese Weise ergeben sich drei verschiedene Bereiche, in denen die Wandstärke entsprechend den zugehörigen AD-2000 Merkblättern ausgelegt wird. Es handelt sich dabei um die Kugelkalotte, ein zylindrischer Bereich ohne Durchbrüche und einen zylindrischen Teil mit Stutzen(Verschwächungen). Mit den Variablen D_a = Außendurchmesser zylindrischer Teil (in mm), K = Festigkeitskennwert des Zylinderwerkstoffs bei Berechnungstemperatur (in N/mm^2), S = Sicherheitsbeiwert beim Auslegungsdruck, v = Faktor zur Berücksichtigung von Verschwächungen ergibt sich die erforderliche Wanddicke s (in mm) bei Zylinderschalen unter innerem Überdruck zu :

$$s = \frac{D_a \cdot p_A}{2 \cdot \frac{K}{S} \cdot v + p_A} \quad (2.2)$$

Bei Kugelschalen unter innerem Überdruck beträgt die erforderliche Wanddicke

$$s = \frac{D_a \cdot p_A}{4 \cdot \frac{K}{S} \cdot v + p_A} \quad (2.3)$$

Diese Berechnungsregeln gelten für glatte Zylinder- und Kugelschalen als Druckbehältermäntel unter innerem Überdruck, bei denen das Verhältnis $\frac{D_a}{D_i} \leq 1,2$ beträgt. Für die einzelnen Bereiche werden nun die beiden Grundgleichungen in angepasster Form angewendet.

- Halbkugelboden (AD-B3)

Die Wanddicke des Halbkugelbodens kann mit $D_a = D_i + 2s$ bestimmt werden. Als Innendurchmesser D_i wird der Wert aus der obenstehenden Tabelle 2.1 verwendet. Damit ergibt sich eine Wanddicke s von 146 mm und damit ein Außendurchmesser der Kugelkalotte von 3672 mm.

- Zylinderschale (AD-B1)

Die Wanddicke der Zylinderschale kann direkt nach Gleichung (2.2) mit $D_a = D_i + 2s$ berechnet werden. Als Innendurchmesser D_i wird ebenfalls der Wert aus Tabelle 2.1 verwendet. Für diesen Bereich ergibt sich eine Wandstärke von 319 mm und damit ein Außendurchmesser von 4018 mm.

- Zylinderschale mit senkrechten Abzweigen (AD-B9)

In diesem Bereich muss die Wanddicke aufgrund der Ausschnitte für die Ein- und Auslässe des Kühlmediums zusätzlich verstärkt werden. Die nachstehenden Berechnungsregeln gelten für runde Ausschnitte in zylindrischen Druckbehältermänteln für die Berechnung der erforderlichen Verstärkung innerhalb der folgenden Grenzen:

$$0,002 \leq \frac{s_e}{D_a} \quad (2.4)$$

wobei s_e die Wanddicke der nicht verstärkten Zylinderschale in mm und D_a der Außendurchmesser der nicht verstärkten Zylinderschale in mm ist. Die Wanddicke s_e wird nach

Formel (2.2) und der Außendurchmesser D_a nach $D_a = D_i + 2s_e$ berechnet. Die Ausschnittsverstärkung erfolgt als scheibenförmige Verstärkung, wobei das zusätzliche Material nicht aufgeschweißt sondern in die Schmiedeform direkt integriert wird. Um die Verschwächung durch die Ausschnitte korrekt wiedergeben zu können, wird der in Merkblatt AD-B9 tabellierte Verschwächungsbeiwert v_a für die Berechnung herangezogen. Für die berechnete Wanddicke s_e von 319 mm kann die verstärkte Wanddicke s_a iterativ bestimmt werden. Für die erforderliche Wanddicke am Ausschnittsrand ergibt sich somit ein Wert von 460 mm und ein Außendurchmesser D_{av} des verstärkten zylindrischen Bereichs von 4300 mm. Aufgrund der benötigten Auflagefläche für die Dichtungen sowie die Dehnschrauben des Druckbehälterdeckels wird dieser Durchmesser erhöht auf 4400 mm. Die maximale Wandstärke beträgt somit 510 mm.

Für den Deckelbereich mit seinen Durchbrüchen für die Steuerstäbe wird in gleicher Weise wie für die Flanschverstärkungen beschrieben verfahren. Damit ergibt sich eine Wandstärke des kugelförmigen Bereichs von 204 mm.

2.2 Beanspruchungsstufen nach KTA 3201.2

Innerhalb der KTA 3201.2 ist der Festigkeitsnachweis der untersuchten Komponente in 2 Schritten zu erbringen. Als erstes ist eine Dimensionierung wie unter Kapitel 2 beschrieben erforderlich. In einem zweiten Schritt erfolgt die Analyse des mechanischen Verhaltens gemäß der definierten Lastfallklassen. Diese ergeben sich aus den Ereignissen der Gesamtanlage welche in in Zuständen und Zustandsänderungen der Systeme resultieren. Jedem der Lastfälle wird komponentenspezifisch eine Beanspruchungsstufe zugeordnet, welche die Werte für die zulässigen Spannungen enthält. Die Lastfallklassen lassen sich folgendermaßen unterteilen:

- Auslegungsfälle
Lastfälle, die maximale primäre Beanspruchungen in den Bauteilen unter normalen Betriebsbedingungen hervorrufen
- Normale Betriebsfälle
Betriebszustände oder Betriebszustandsänderungen, für die die Anlage bei funktionsfähigem Zustand der Systeme vorgesehen ist. Dazu zählen z.B. das Anfahren des Reaktors, Vollastbetrieb, Teillastbetrieb und Abfahren des Reaktors.
- Prüffälle
Sie umfassen die Erstdruckprüfung, sowie wiederkehrende Druck- und Dichtheitsprüfungen.

Zusätzlich enthält die Vorschrift auch Vorgaben für Störfälle, zu denen Notfälle und Schadensfälle gehören. Diese Untersuchungen würden den Rahmen der Arbeit überschreiten, der Schwerpunkt der Analyse liegt auf den ersten beiden Lastfallklassen. Die Prüffälle sind erst für die endgültige Auslegung relevant und werden daher in der Analyse ebenfalls nicht berücksichtigt. Nach dem KTA-Regelwerk [7] handelt es sich somit um die Beanspruchungsstufen 0 und A.

Für jede Beanspruchungsstufe sind 2 Grenzwerte zu berücksichtigen. Der erste ist der Kennwert S_m , für allgemeine Belastungen, der zweite ist S_a für die Berücksichtigung der Ermüdung (S_a steht für die zulässige halbe Vergleichsspannungsschwingbreite, weitere Informationen sind in den Anhängen 1 bis 3 zu finden). Sie beide hängen jeweils vom verwendeten Werkstoff und den Temperaturrandbedingungen ab.

- $S_m = \min\left(\frac{R_{p0,2}(T)}{1,5}, \frac{R_m(T)}{2,7}, \frac{R_m(RT)}{3}\right)$
- $S_a = 572$ MPa für 1000 Zyklen (für ferritische Werkstoffe, nach KTA 3201.2 Tabelle 7.8-2, Anhang 2)

Für den Reaktordruckbehälter wird das Material 20MnMoNi 5 5 festgelegt. Die anderen Bauteile werden mit dem ferritischen Werkstoff X 10 CrMoVNb 9 1 (P91) ausgeführt. Eine genaue Auflistung der Materialeigenschaften ist in Anhang 5 zu finden [11], [12]. Die unten angeführten Tabellen geben lediglich Werte an, die benötigt werden um S_m für die unterschiedlichen Komponenten und Materialien zu berechnen (T = Temperatur, RT = Raumtemperatur).

Bereich	T(°C)	Breite(mm)	$R_{p0,2}(T)$	$R_m(T)$	$R_m(RT)$	$S_m(\text{MPa})$
Zylindermantel (verstärkt)	350	510	315	640	648	210
Zylindermantel (Kernbereich)	350	319	330	583	648	216
Kugelkalotte	350	145,5	350	583	648	215

Tabelle 2.2: Festigkeitskennwerte $R_{p0,2}(T), R_m(T), R_m(RT)$ für den Reaktordruckbehälter in Abhängigkeit der Wanddicke für die Berechnung von S_m

Komponente	T(°C)	$R_{p0,2}(T)$	$R_m(T)$	$R_m(RT)$	$S_m(\text{MPa})$
Flanschfortsatz	400	431	535	713	198
Außenrohr (Auslass)	400	431	535	713	198
Innenrohr (heiße Leitung)	500	385	483	713	179

Tabelle 2.3: Festigkeitskennwerte $R_{p0,2}(T), R_m(T), R_m(RT)$ für das Außenrohr (Auslass), Flanschfortsatz und das Innenrohr (heiße Leitung) in Abhängigkeit der Wanddicke für die Berechnung von S_m

Für die Beanspruchungsstufe 0 werden alle primären Belastungen (statische Belastungen) berücksichtigt, also diejenigen Beanspruchungen, die sich aus der Wirkung des Auslegungsdrucks und zusätzlicher Auslegungslasten ergeben. Die primären Belastungen sind als diejenigen Spannungen definiert, die das Gleichgewicht mit äußeren Kraftgrößen herstellen. Im vorliegenden Fall ergeben sich als primäre Belastungen nur der Innendruck und das Eigengewicht der einzelnen Komponenten. Gemäß KTA 3201.2 [7] ergeben sich damit folgende Bedingungen für die Auslegung:

- $P_m < S_m$ (P_m : Primäre Membranspannung, lokal oder global)
- $P_m + P_b < 1,5 * S_m$ (P_b : Primäre Biegespannung)

Für die Beanspruchungsstufe A werden zusätzlich alle sekundären Belastungen berücksichtigt. Diese ergeben sich zum Einen aufgrund von geometrischen Unstetigkeiten, die in Zusammenhang mit der Verwendung von Werkstoffen mit unterschiedlichen Elastizitätsmodulen und damit unterschiedlichen Wärmedehnungen zu Verspannungen führen. Zum Anderen berücksichtigen Sie transiente Belastungen wie Druck, Temperatur und mechanische Lasten aber auch dynamische Belastungen. Sollte die Fließgrenze des Materials überschritten werden, treten aufgrund dieser Belastungen Verformungen am Bauteil auf.

Als sekundäre Belastungen treten im vorliegenden Fall nur die thermischen Belastungen aufgrund der unterschiedlichen Temperaturen auf. Die Grenzwerte für die sekundären Belastungen sind gemäß KTA 3201.2 [7] folgendermaßen festgelegt:

- $P_m + P_b + Q < 3 \cdot S_m$ (Q : Sekundäre Spannungen)
- $P_m + P_b + Q + F < 2 \cdot S_a$ (F : Spannungsspitzen; diese Art von Spannungen haben keine merklichen Verformungen zur Folge und sind in Verbindung mit sekundären Spannungen nur für die Ermüdung von Bedeutung)

2.3 Konzept des Auslasses

Der im Dampfplenum gesammelte Frischdampf verlässt über eines der vier am Umfang des Druckbehälters angeordneten Innenrohre über die Auslässe den Reaktor-druckbehälter (siehe Abbildung 1.1, Seite 5) mit einer mittleren Austrittstemperatur von 500°C , um dann der Hochdruckturbinen zugeführt zu werden. Der Strömungsverlauf ist in Abbildung 2.1 für ein exemplarisches Innenrohr mit Hilfe von roten Pfeilen dargestellt. In Abbildung 2.2 ist ein Querschnitt des RDB in Höhe der Auslässe gezeigt, rote Pfeile markieren den Weg des Frischdampfes vom Dampfplenum (grün) zu einem der Auslässe.

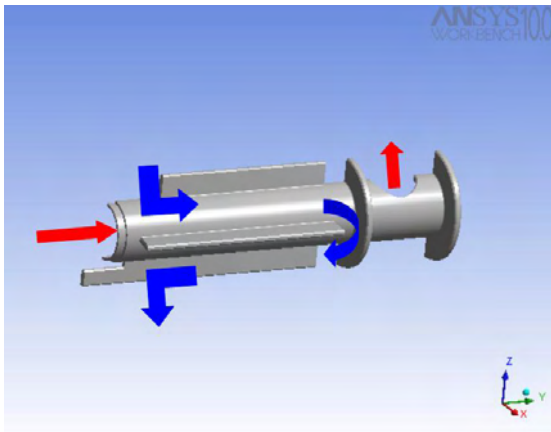


Abbildung 2.1: Innenrohr (heiße Leitung) mit dargestelltem Verlauf der Strömung im Innenrohr (rote Pfeile) und Aussenrohr (blaue Pfeile)

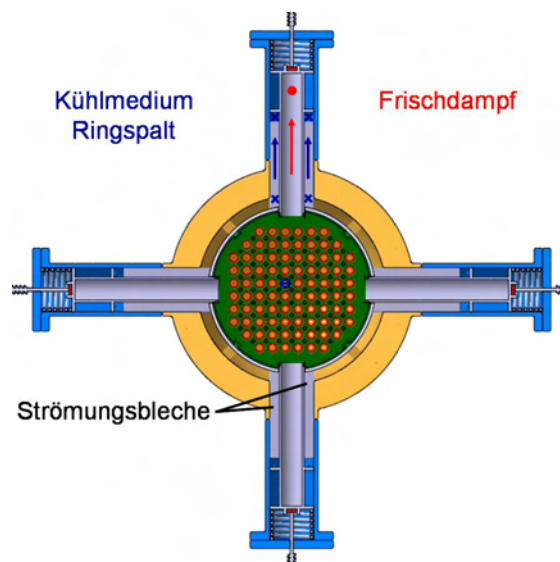


Abbildung 2.2: 3d-Schnitt des RDB in Höhe der Auslässe mit eingezeichnetem Strömungsverlauf von Frischdampf (rot) und Kühlmedium (blau)

Das Speisewasser fließt vom Einlass, welcher sich oberhalb des Auslasses befindet, über den Ringspalt nach unten, um dann zum Teil den mit blauen Pfeilen markierten Pfad in Abbildung 2.1 um die Strömungsbleche herum zu nehmen. Über den Grad der Versperrung über den Querschnitt des Ringspaltes und damit mit der Änderung des Druckverlustes über den Querschnitt wird der anteilige Massenstrom für die einzelnen Auslässe geregelt. Das Speisewasser strömt mit einer Temperatur von 280°C im Ringspalt nach unten und wird dann durch die Umspülung des heißen Innenrohres aufgewärmt. Dieser Speisewasserstrom dient als Isolierung der heißen Leitung (Innenrohr) gegenüber dem Auslassflansch des RDB. So können thermische Dehnungen

und Verspannungen im Wandbereich des RDB minimiert werden, die sich sonst negativ auf die Dichtfläche und damit die Dichtheit des RDB-Deckels auswirken könnten. Die Aufheizung des Speisewassermassenstrom wird durch eine vereinfachte Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten bestimmt. Sollte der gegebene Massenstrom um das Innerrohr nicht groß genug für eine ausreichende Kühlung sein, werden die hier gezeigten Bereiche der Strömungsbleche im Ringspalt entsprechend vergrößert.

Die Innenrohre dienen gleichzeitig zur Positionierung und Lagerung des Dampfplenums. Dafür ist bei jedem Innenrohr das untere Strömungsblech mit einer Verlängerung versehen, auf die das Dampfplenum abgesetzt wird. Für den Ein- und Ausbau können die Innenrohre mit Hilfe eines Elektromotors über die in Abbildung 2.3 dargestellten Schneckengetriebe in axialer Richtung innerhalb des Aussenrohres bewegt werden. Nachdem das Dampfplenum auf den Halterungen abgesetzt wurde, werden die Rohre nach innen verfahren um die Lage zu fixieren. Die Dicke der Verlängerung wurde mit Hilfe einer Handrechnung von Fischer et al. [6] abgeschätzt. Damit das Innenrohr während des Betriebs in einer fixierten Position verbleibt und nicht aufgrund der thermischen Dehnungen seine Lage ändert, ist eine Feder angebracht, die das Innenrohr gegen einen Anschlag drückt und das Schneckengetriebe entlastet. Sie hält das Innenrohr unter einer definierten Vorspannung. (siehe Abbildung 2.3)

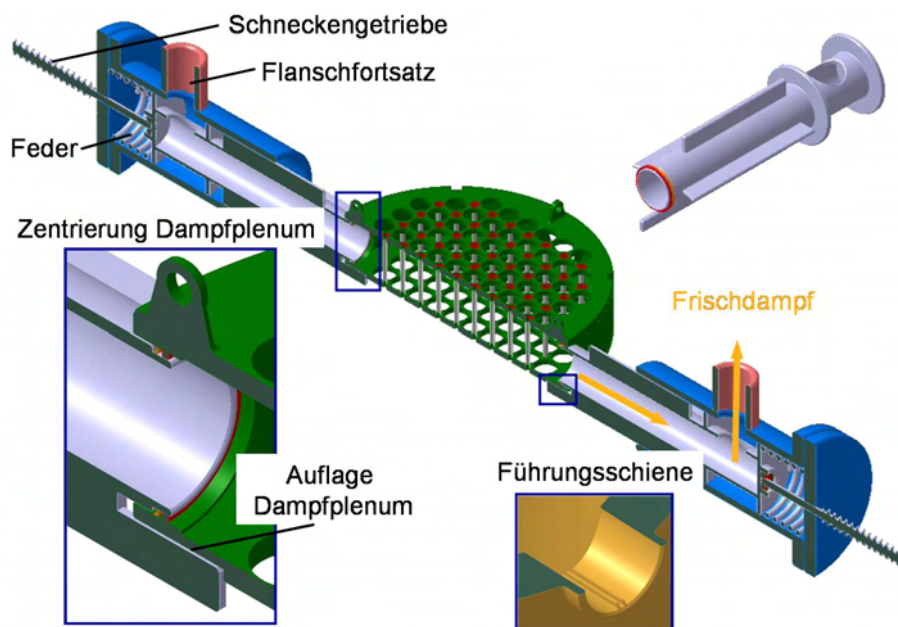


Abbildung 2.3: 3d Schnitt des Dampfplenums und der Innenrohre mit Verlängerungen und Führungsschienen

Kapitel 3

FEM-Berechnung des Reaktordruckbehälters

3.1 Modellierung

In dieser Analyse wird nur ein Teil des Reaktorkonzepts von Fischer et al. [6] modelliert. Dies sind der Reaktordruckbehälter, die heiße Leitung, das Aussenrohr des Auslasses und der Flanschfortsatz. Andere Bauteile, wie der Stahlreflektor, der Kern mit den einzelnen Brennelement-Bündeln, der Kernbehälter, die Steuerstabführungen, das Dampfplenum und der RDB-Deckel werden nur über die Randbedingungen berücksichtigt, ohne modelliert zu werden. Der Deckel mit seinen Durchbrüchen für die Steuerstäbe und die Steuerstabführungen wird in einer getrennten Analyse modelliert, die Ergebnisse sind am Ende dieses Kapitels aufgeführt. Zur weiteren Vereinfachung der Geometrie und des Rechenaufwandes wird die symmetrische Anordnung der Auslässe genutzt. Zur vollständigen Abbildung der Beanspruchungen reicht es aus, ein Achtel der Geometrie zu modellieren. Dies ist in Abbildung 3.1 dargestellt. Die erste Symmetrieebene schneidet die Mitte des Auslasses mit Innenrohr, während die zweite Begrenzung des Achtels die Mitte des Einlasses durchschneidet. Zur einfacheren Modellierung der Ausgleichsfeder, welche sich am Ende des Innenrohres befindet, wird als Ersatzgeometrie ein Hohlzylinder festgelegt. Im Unterschied zum Konzept von Fischer et al. ist der Abschlussdeckel für das Außenrohr des Auslasses nicht flach sondern als halbkugelförmiger Deckel ausgeführt. Da auch dieser Bereich einem Innendruck von 25 MPa standhalten muss, ist dies die günstigste Form. Die Kontaktbedingungen zwischen den verschiedenen Teilen sind so realistisch wie möglich über die Reibungskoeffizienten und Oberflächengüten für die einzelnen Materialien festgelegt. Die einzelnen Werte sind in Anhang 3 zu finden.

Die Vernetzung der einzelnen Komponenten der Achtelgeometrie wird automatisch von Workbench erzeugt. Für die durchgeführten Verfeinerungen ergeben sich zwischen 8000 und 127 764 Elemente. Die einzelnen Bauteile sind mit 10-Node Quadratic Tetrahedron (Solid 87) Elementen vernetzt. Die Feder wird wegen ihrer Geometrie mit 20-Node Quadratic Hexaedron (Solid 90) aufgebaut. Die verschiedenen Kontakte werden mit Quadratic Triangular Contact und Target festgelegt (CONTA 174;TARGET 170). Nur der Kontakt mit der Feder wird mit Quadrilateral Contact und target festgelegt(auch CONTA 174;TARGET 170). Zur näheren Erläuterung ist in Anhang 2 die Zusammenfassung der Vernetzung für die Analyse der Spannungspitzen im Auslass angeführt.

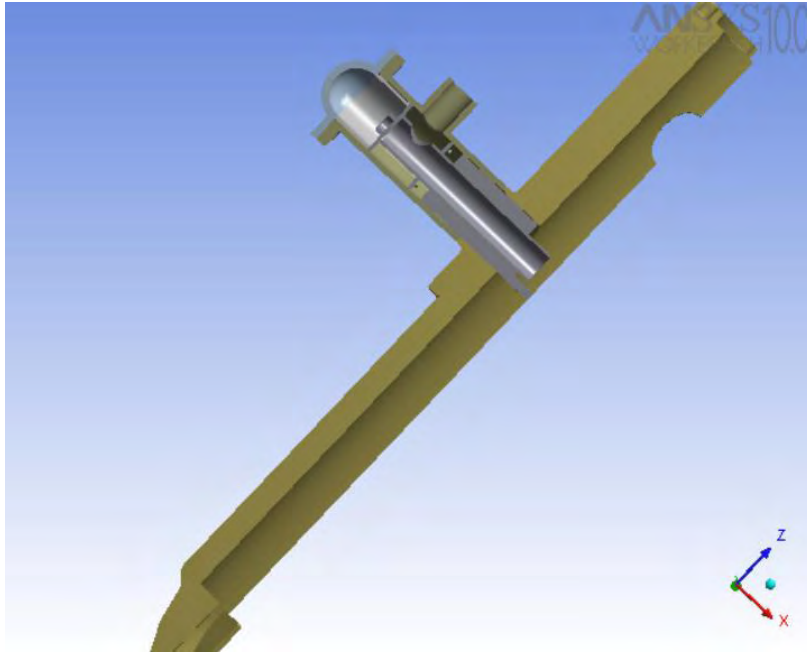


Abbildung 3.1: Achtelgeometrie des modellierten RDB mit Auslass

3.2 Verifizierung

Zur Überprüfung der berechneten Spannungsverteilung wird für jede Analyse in den Bereichen mit Spannungsspitzen eine Netzverfeinerung nach der folgenden Methode durchgeführt. Zuerst wird das Geometriemodell mit einem groben Netz versehen, um die allgemeine Verteilung der Spannungen zu erhalten. Dann wird in den Bereichen mit Diskontinuitäten allmählich verfeinert. Für die Verfeinerung ergeben sich zwei Fälle. Entweder bleiben die Spitzenspannungen bei zunehmender Verfeinerung im gleichen Wertebereich, dann handelt es sich um Spannungen, die aufgrund der aufgeprägten Beanspruchungen vorhanden sind. Im anderen Fall steigen die Spannungen mit zunehmender Verfeinerung und beschränken sich auf einen immer kleiner werdenden Bereich, hier liegt dann eine Singularität vor. Diese Spannungen treten vor allem in Kerben oder in Bereichen mit sehr kantiger Geometrie auf und können z.B. durch eine Ausrundung der entsprechenden Geometrie verringert werden. Diese Spannungen bauen sich in der Realität bei der Verwendung von duktilen Werkstoffen auch aufgrund von Plastifizierungseffekten ab. Diese wurden aber mit dem FEM-Programm nicht simuliert. Daher werden Bereiche, bei denen es sich um eine Singularität handelt für die Auswertung nicht mit einbezogen. Im folgenden wird die Vorgehensweise anhand eines Beispiels erläutert. Es handelt sich um einen der vier Anschläge für die heiße Leitung. Auf diesen Anschlag wirken die Kräfte durch die Feder sowie die auftretenden Belastungen durch die thermischen Randbedingungen. Der betrachtete Bereich befindet sich am Übergang zur Innenwand des Auslassrohres. Der Übergang vom Anschlag zum Auslassrohr ist durch eine Ausrundung ausgeführt. In Abbildung 3.2 ist in der rechten oberen Ecke die heiße Leitung mit Auslassrohr und Anschlag dargestellt. Der untersuchte Bereich ist mit einem roten Kreis gekennzeichnet. In der Auswertung sind Vergleichsspannungen aufgetragen, die in einer Farbskala von dunkelblau (0 MPa) bis rot (1500 MPa) angezeigt werden. In dieser ersten Auswertung ist zu erkennen, daß die Werte in den 4 Eckbereichen am Fuß des Anschlags einen hohen Wert von ca. 800 - 900 MPa annehmen. Diese Stichproben sind durch die Werte in den Fähnchen gekennzeichnet.

In einem zweiten Schritt erfolgt nun die Verfeinerung des Netzes in dem interessierenden

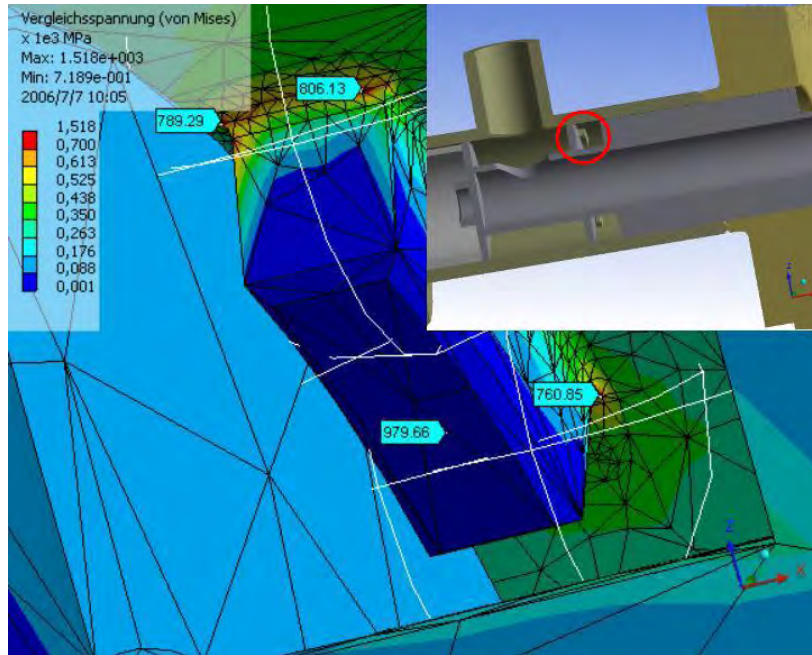


Abbildung 3.2: Ansicht des untersuchten Bereichs im Auslass (Abbildung oben rechts) und Auswertung der Vergleichsspannungen mit Stichproben (Fähnchen)

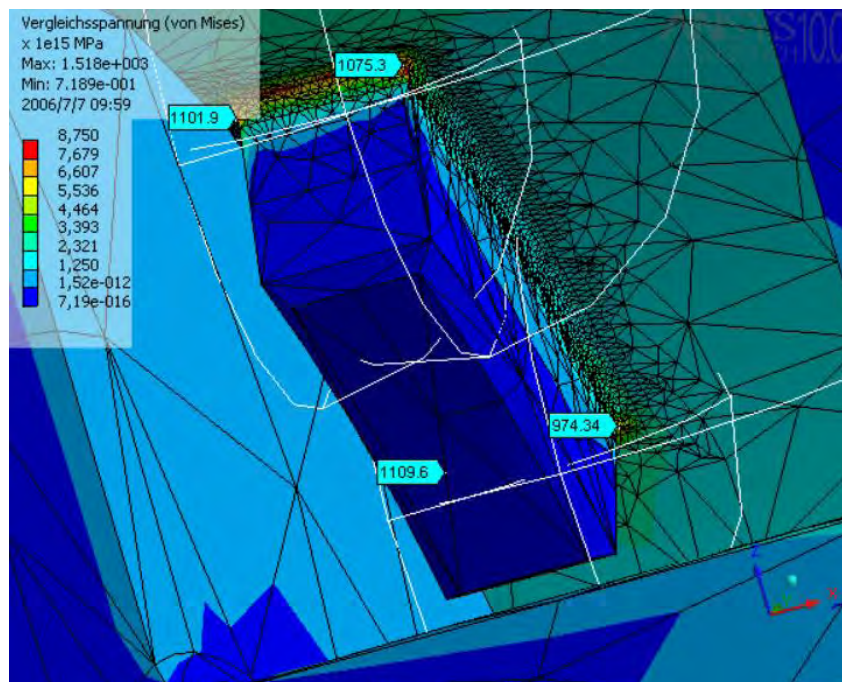


Abbildung 3.3: Erste Verfeinerung des unteren Bereichs des Anschlags auf eine Elementgröße von 1mm

Bereich im unteren Teil des Anschlags. In Abbildung 3.3 ist eine erste Verfeinerung auf eine Elementgröße von 1 mm erfolgt, wobei sich die Werte auf ca. 1000 - 1100 MPa erhöhen. Nach einer zweiten Verfeinerung, bei der die Elementgröße auf 0,5mm reduziert wird steigen die Werte weiter, und befinden sich jetzt im Maximum bei ca. 1800 MPa. Dies ist in Abbildung 3.4

dargestellt.

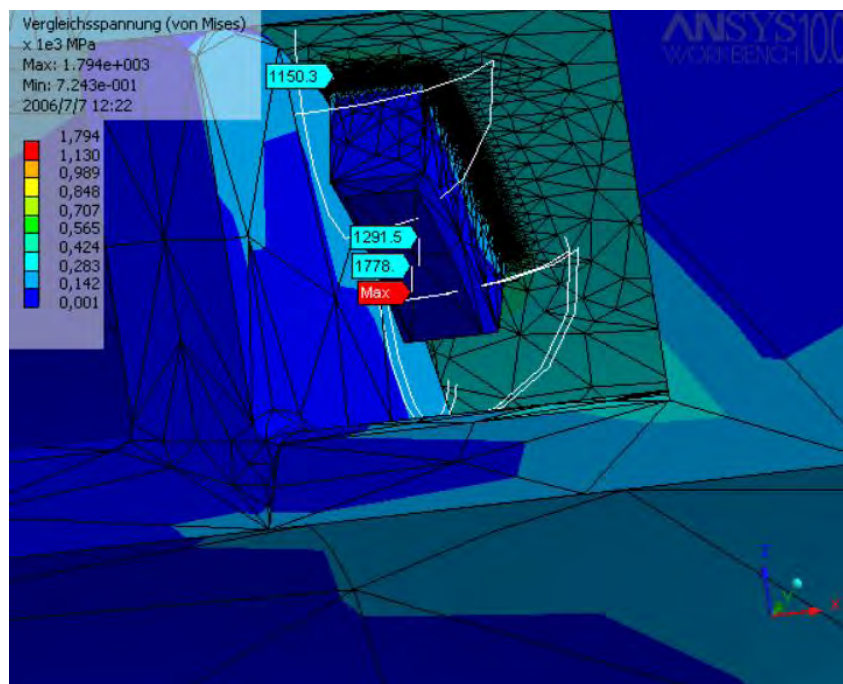


Abbildung 3.4: Zweite Verfeinerung des unteren Bereichs des Anschlags auf eine Elementgröße von 0.5mm

Nach dieser zweiten Verfeinerung ist die Spannung noch höher, jedoch auf einer kleineren Fläche. Es handelt sich somit um eine unrealistische Spannungsspitze, die für die Auswertung nicht betrachtet wird. Auf eine realistische Modellierung wurde an dieser Stelle verzichtet, da angenommen wird, dass eine reale Spannungsspitze vermeidbar sein wird. Ähnliche Singularitäten treten in der Kugelkalotte an den Führungsklötzen für den Kernbehälter, am Übergang vom Außenrohr des Auslasses zum Flanschfortsatz, an den Strömungsblechen der heißen Leitung sowie den Verlängerungen und an der Führungsschiene der heißen Leitung im Auslassflansch auf. Eine Zusammenstellung der Singularitäten ist in Abbildung 3.5 zu sehen, die Bereiche sind mit roten Kreisen markiert. Die Abfolge beginnt im Uhrzeigersinn von links oben.

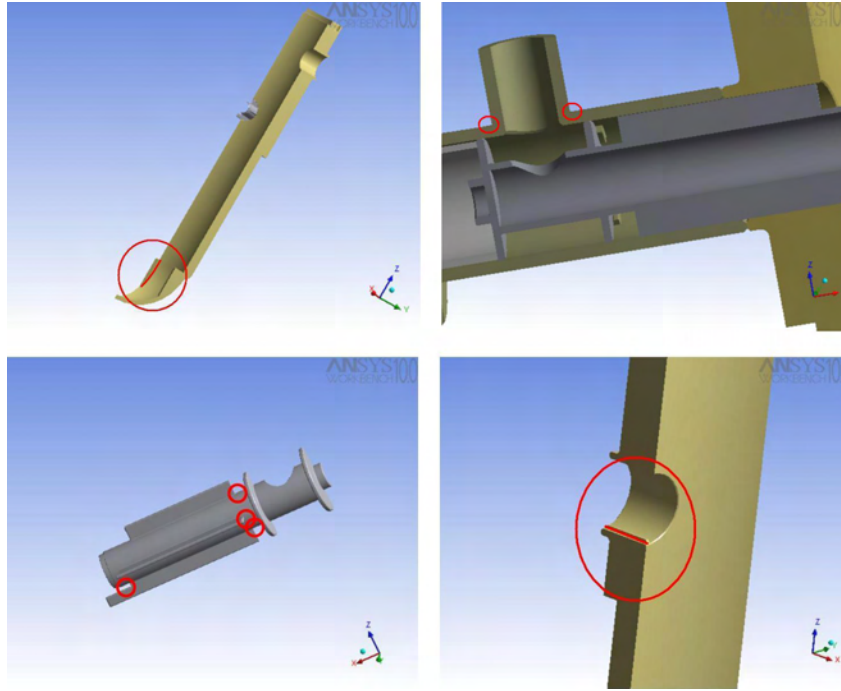


Abbildung 3.5: Zusammenstellung der Singularitäten im betrachteten Geometriemodell

In allen anderen Fällen, in denen Spannungsspitzen auftreten, wird die Verfeinerung solange verdoppelt, bis der Spannungsunterschied zwischen den einzelnen Schritten kleiner als 10 MPa wird. Sobald dies der Fall ist, kann man annehmen, dass die Berechnung der Realität entspricht.

3.3 Beanspruchungsstufe 0

Darunter sind Lastfälle zu verstehen, die maximale primäre Beanspruchungen in den Bauteilen unter normalen Betriebsbedingungen hervorrufen. In diesem Fall wird die auftretende Membranspannung und Biegespannung betrachtet und bewertet.

3.3.1 Mechanische Randbedingungen

Der Behälter wird so gelagert, dass Dehnungen und Verformungen in radialer Richtung ungehindert möglich sind. Daher wird als erste Lagerung die Schnittfläche des Behälters mit dem Auslass als reibungsfreie Lagerung angenommen. Dies ist in Abbildung 3.6 durch die lila Einfärbung markiert. Die Fixierung der Lage in z-Richtung erfolgt durch eine reibungsfreie Lagerung in Höhe des Absatzes unterhalb der Auslassrohre. Hier wird der Behälter in der Realität durch ein Betonfundament mit Halterung fixiert. Daher ist, wie in Abbildung 3.7 zu sehen, der ringförmige Bereich des Absatzes als reibungsfreie Lagerung definiert um Festkörperbewegungen zu verhindern.

Die Druckrandbedingung für den Innendruck wird wie bei den Berechnungen von Fischer et al. [6] konservativ mit einem Druck von 28,8 MPa angenommen. Dieser Druck wirkt auf die Innenseiten des Reaktordruckbehälters, des Aussenrohres des Auslasses, des Flanschfortsatzes des Deckels vom Aussenrohr sowie auf die Innen- und Aussenseite der heißen Leitung. In den nachfolgenden Abbildungen 3.8, 3.9 und 3.10 sind diese Druckrandbedingungen dargestellt. Für den Raum hinter der Abzweigung mit dem Flanschfortsatz wird der gleiche Druck wie für den Innenbereich des Außenrohres des Auslasses angenommen, da trotz der vorhandenen Dichtung

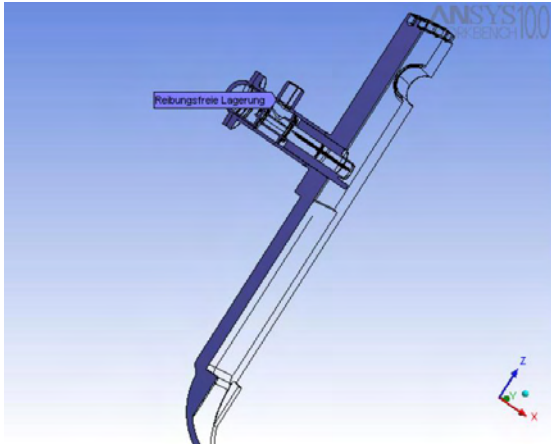


Abbildung 3.6: Mechanische Randbedingungen :Reibungsfreie Lagerung im Schnitt

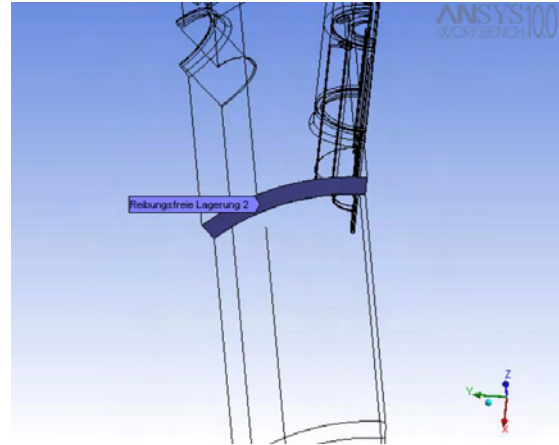


Abbildung 3.7: Mechanische Randbedingungen :Reibungsfreie Lagerung, um Behälter iso-statisch zu verankern

über eine längere Zeit mit Leckage zu rechnen ist. Der Druck in dem Raum und damit an der Innenseite des Deckels beträgt daher nach einer bestimmten Anfangszeit ebenfalls 28,8 MPa. Dadurch wird die Feder keine großen Kräfte aufnehmen müssen, daher ist die vereinfachte Darstellung als Zylinder mit einer festgelegten Federsteifigkeit gerechtfertigt.

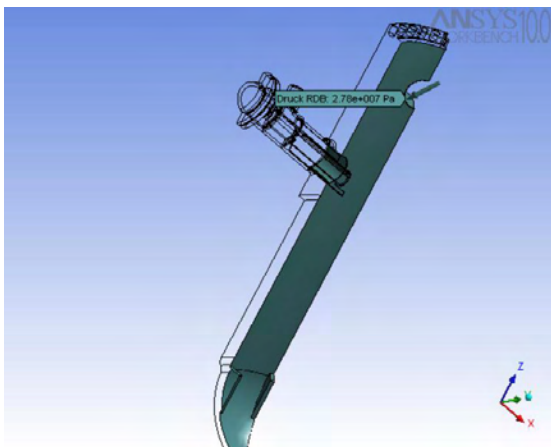


Abbildung 3.8: Mechanische Randbedingungen :Innendruck des RDB

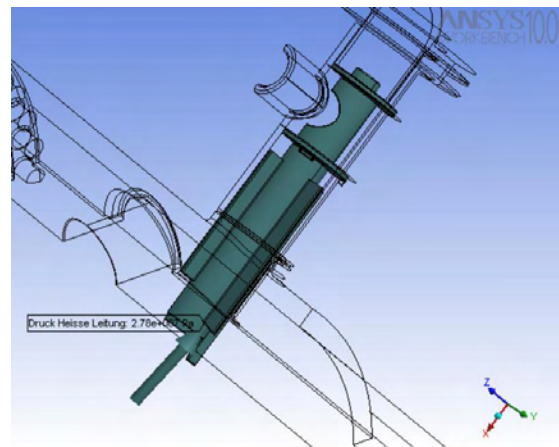


Abbildung 3.9: Mechanische Randbedingungen :Innen- und Außendruck der heißen Leitung

Für die Kerneinbauten, die in der Modellierung nicht abgebildet werden, ist als Randbedingung deren Gesamtgewicht auf dem Druckbehälterflansch anzugeben. Der Flansch trägt das Gewicht der Lochplatte, der Kerntrageplatte, des Kerns mit seinen Brennelementbündeln, das Federelement, die Steuerstabführungen, den Stahlreflektor und den Kernbehälter. Das Gesamtgewicht ergibt sich nach [6] zu 244 t. Das Gewicht der einzelnen Komponenten ist in Tabelle 3.1 wiedergegeben. Die Auflagefläche des Behälterflansches beträgt $1,49 \text{ m}^2$. Damit ergibt sich eine Druckrandbedingung von 1,6 MPa. In Abbildung 3.11 ist diese Belastung am Modell dargestellt.

Des Weiteren muss die Oberseite des Behälterflansches mit den Bohrungen für die Dehnschrauben das Gewicht des Deckels, der Dehnschrauben und der Schraubenmuttern tragen. In Tabelle 3.2 sind die einzelnen Komponenten mit ihrem Eigengewicht angegeben. Das Gesamt-

Kerneinbauten	Gewicht in t
Kernbehälter	44,3
Stahlreflektor	63,6
Steuerstabführungen	18,8
Federelement	0,4
Kern	106,8
Kerntrageplatte	7,8
Lochplatte	2,3
Gesamtgewicht	244

Tabelle 3.1: Gewicht der einzelnen Kernkomponenten und Einbauten mit resultierendem Gesamtgewicht in t

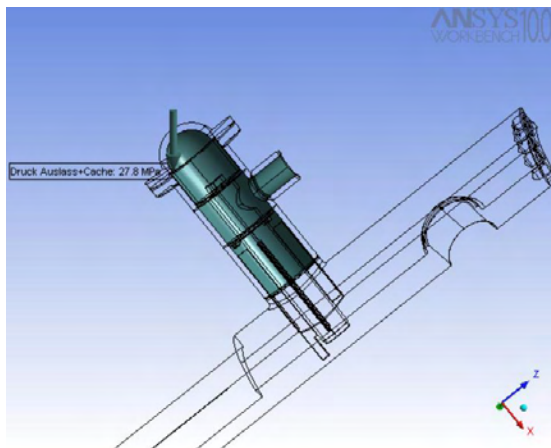


Abbildung 3.10: Mechanische Randbedingungen :Innendruck am Auslass und Deckel

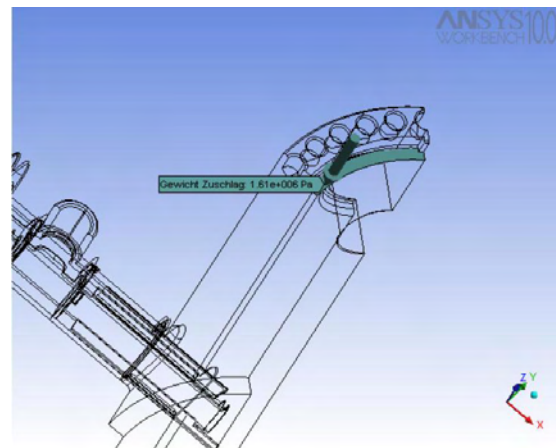


Abbildung 3.11: Mechanische Randbedingungen :Modellierung des Gewichtes der Kerneinbauten am RDB-Flansch

gewicht beträgt 65,25 t und ist auf eine Fläche von 2,579 m² verteilt. Damit ergibt sich ein Belastungsdruck von 0,2481 MPa. Dieser wird auf die in Abbildung 3.12 gezeigten Fläche als Randbedingung angesetzt.

Komponente	Gewicht in t
RDB Deckel	51,7
40* RDB Dehnschraube	jede 0,295
40* RDB Schraubenmutter	jede 0,044
Gesamtgewicht	65,25

Tabelle 3.2: Gewicht der Komponenten des Deckels und resultierendes Gesamtgewicht

Aufgrund des Innendruckes von 27,8 MPa ergeben sich noch weitere Randbedingungen für den Flanschfortsatz des Auslasses und für den Flansch des RDB-Deckels. Die nichtmodellerte Leitung für den Frischdampf erzeugt am Außenrand des Flanschfortsatzes einen Druckrandbedingung die sich aufgrund des Innendruckes und der zur Verfügung stehenden Fläche der Außenhülle des Flanschfortsatzes ergibt. Dies kann durch die folgende Gleichung ausgedrückt werden:

$$P_e = P_i * \frac{S_i}{S_e} \quad (3.1)$$

wobei P_e der gewünschte Druck in MPa, P_i der innere Druck in MPa, S_i die innere Rohrquerschnittsfläche in m^2 , S_e die Querschnittsfläche der Rohrwand in m^2 ist. In Abbildung 3.13 ist diese Belastung als Kraft angegeben, welche sich nach $P_i * S_i$ zu $2,67 * 10^6 N$ ergibt.

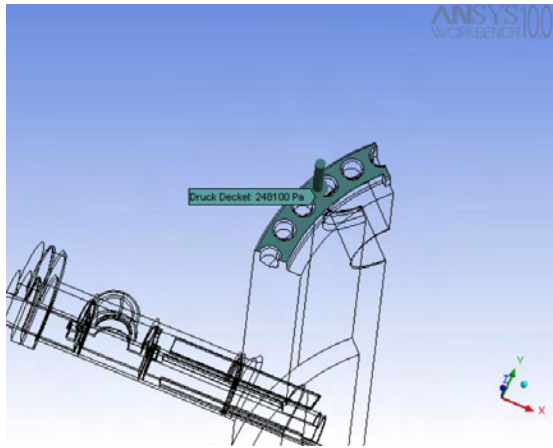


Abbildung 3.12: Mechanische Randbedingungen :Modellierung des Gewichtes des Deckels

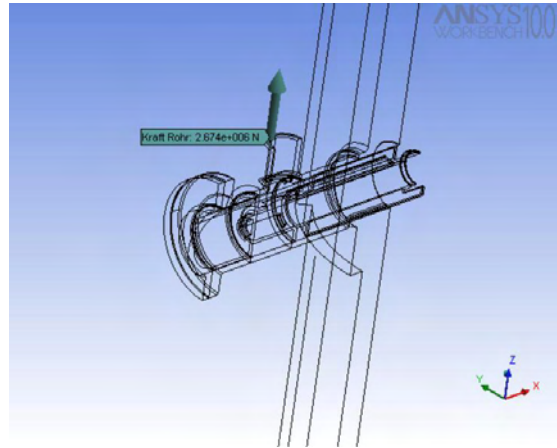


Abbildung 3.13: Mechanische Randbedingungen : Innendruck am Flanschfortsatz

Der Innendruck wirkt auch auf die Innenseite des RDB-Deckels, der diese Belastung über die Muttern und Schrauben an den Deckelflansch des Behälters weitergibt. Mit der Formel (3.1) ergibt sich für die in Abbildung 3.14 dargestellte Flanschfläche eine Belastung von 6,7 MPa in positiver z-Richtung.

Eine letzte Randbedingung ergibt sich für das Innenrohr. Die vier radial angeordneten heißen Leitungen tragen das Dampfplenum mit einem Gewicht von 4116,25 kg mit Hilfe der Verlängerungen an den unterseitig angebrachten Verlängerungen (siehe Abbildung 2.3, Seite 12). Da im Modell nur ein Innenrohr dargestellt ist, und dieses nur im Halbschnitt, muss die resultierende Kraft entsprechend aufgeteilt werden. Für eine konservative Abschätzung wird angenommen, dass das ganze Plenum nur auf der Verlängerung aufliegt. Dieser Fall wird nur mit einer sehr geringen Wahrscheinlichkeit beim Einbau auftreten, gibt aber eine zusätzliche Sicherheit für die Auslegung. Die Kraft für die Randbedingung auf die Verlängerung ergibt sich somit zu 20190 N. In Abbildung 3.15 ist der angenommene Kraftangriffspunkt, welcher sich für eine möglichst konservative Betrachtung an der Spitze der Verlängerung befindet, mit angenommener Kraft in positiver z-Richtung, dargestellt.

3.3.2 Auswertung

Die Auslegung des RDB erfolgte durch Handrechnungen, welche die primären Membranspannungen für die betrachteten Komponenten an der am stärksten belasteten Stelle lieferten. Die Ergebnisse der Auswertung für die Beanspruchungsstufe O sollten daher mit diesen Ergebnissen gut übereinstimmen. Die FEM-Simulation liefert zusätzliche Ergebnisse, da hier für die gesamte Geometrie Werte für die primären Membranspannungen errechnet und dargestellt werden. Zur Linearisierung der einzelnen untersuchten Bereich wird ANSYS CLASSIC verwendet, da hier eine entsprechende Auswertungsroutine implementiert ist. In allen betrachteten Fällen werden zuerst Netzverfeinerungen für die interessierenden Bereiche durchgeführt um sicherzustellen, dass es sich nicht um Singularitäten handelt. Nach der Verifizierung werden repräsentative Schnitte

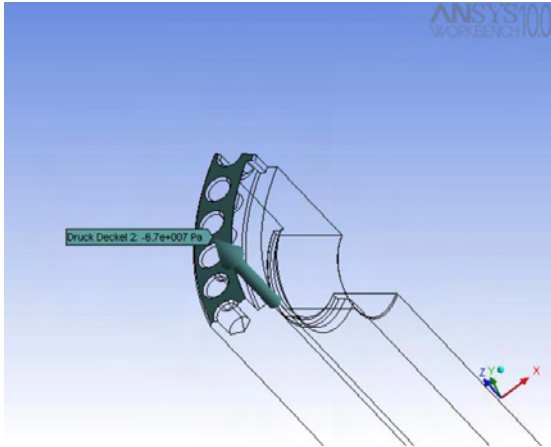


Abbildung 3.14: Mechanische Randbedingungen: Innendruck des Deckels auf den Flansch des Behälters

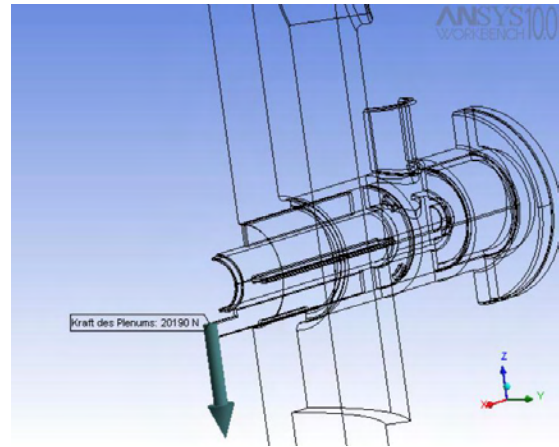


Abbildung 3.15: Mechanische Randbedingungen: Modellierung des Gewichtes des Dampfplenums

durch das Bauteil gelegt, um eine Linearisierung der von Mises Spannungsverteilung durchzuführen. Diese Schnitte erfolgen überwiegend über die Wanddicke des entsprechenden Bauteils. In ANSYS Classic wird die Schnittlinie anhand von zwei Endpunkten festgelegt, die Linearisierung und Auswertung erfolgt dann entlang dieser Linie an 20 Punkten [13]. Somit erhält man eine ausführliche Auswertung der Vergleichsspannungsverteilung.

In Abbildung 3.16 ist ein Ausschnitt der Geometrie für die heiße Leitung mit Verlängerung in einer Über-Kopf Darstellung zur besseren Veranschaulichung mit den erhaltenen von-Mises Spannungsverteilungen dargestellt. Geringe Spannungen sind in blau, die höchste Spannung von 90 MPa ist in rot dargestellt. In Abbildung 3.17 ist eine Vergrößerung des höchstbelasteten Bereichs, welcher sich an der Unterseite der Verlängerung für die Auflage des Dampfplenums befindet, dargestellt.

Zur Auswertung wird ein Schnitt durch die Verlängerung entlang des höchstbelasteten Bereichs durchgeführt (siehe Abbildung 3.18) und dann eine Schnittlinie auf dieser Fläche für die Linearisierung festgelegt. In Abbildung 3.19 ist die Verteilung der Primärspannungen (Membrane, rot), der Membran- und Biegespannungen (Mem+Bend, grün) sowie der resultierenden Spannungen (Total, blau) dargestellt. Auf der Ordinate sind die Spannungen in MPa, auf der Abzisse die Weglänge entlang der Schnittlinie aufgetragen.

Wie für einen eingespannten Biegebalken zu erwarten, ergibt sich eine Spannungsverteilung in der dargestellten Art, wobei die Aufteilung zu gleichen Teilen auf Membran- und Biegespannung erfolgt. Die maximale Membranspannung von 45 MPa tritt am Rand, also an der Oberseite der Verlängerung auf, genauso wie die kombinierte Membran- und Biegespannung von 83,5 MPa. Damit ergibt sich für die Auswertung:

$$P_m = 45 \text{ MPa} < 178,79 \text{ MPa}$$

$$P_m + P_b = 83,5 \text{ MPa} < 268,33 \text{ MPa}$$

In beiden Fällen befinden sich die auftretenden maximalen Spannungen innerhalb des vorgegebenen Bereichs. Zusätzlich werden auch noch die Verformungen des Bauteils für die gegebenen Belastungen von ANSYS berechnet. Das Design der heißen Leitung sieht im unbelasteten Fall einen Spalt zwischen den Strömungsblechen der heißen Leitung und der Innenwand des RDB-Flansches vor, um eine radiale Bewegung des Innenrohres innerhalb des Außenrohres zu

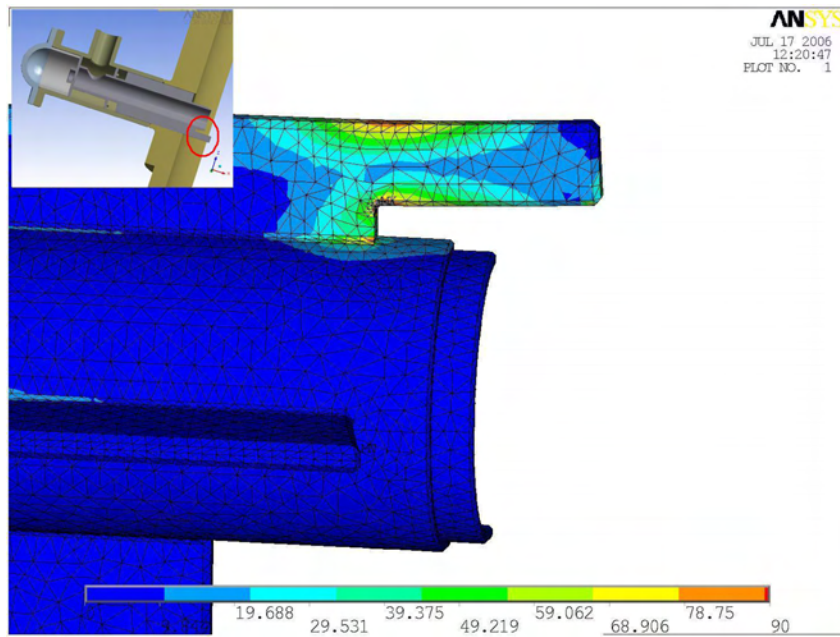


Abbildung 3.16: Ausschnitt des Modells für die heiße Leitung mit Verlängerung, hier in der Über-Kopf Perspektive zur besseren Darstellung

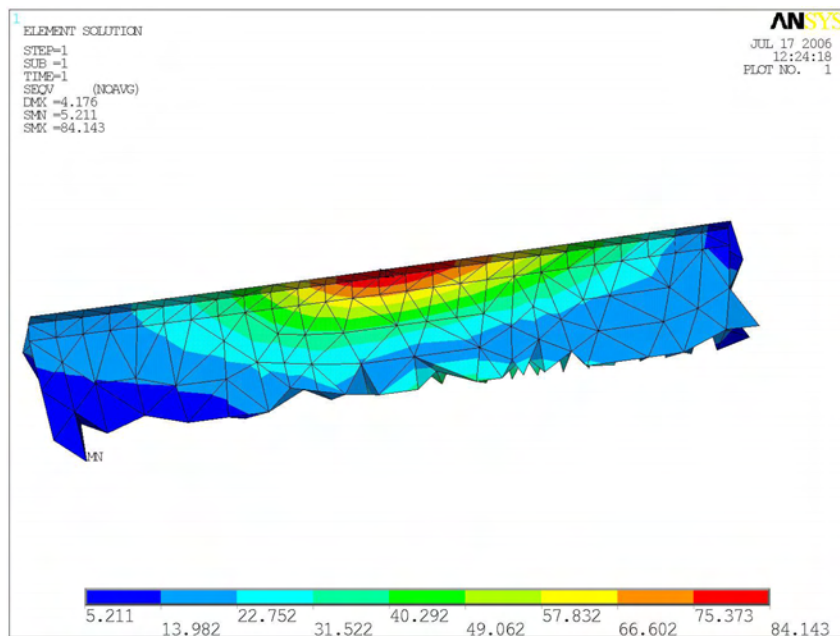


Abbildung 3.17: Vergrößerung des höchstbelasteten Bereichs an der Unterseite der Verlängerung

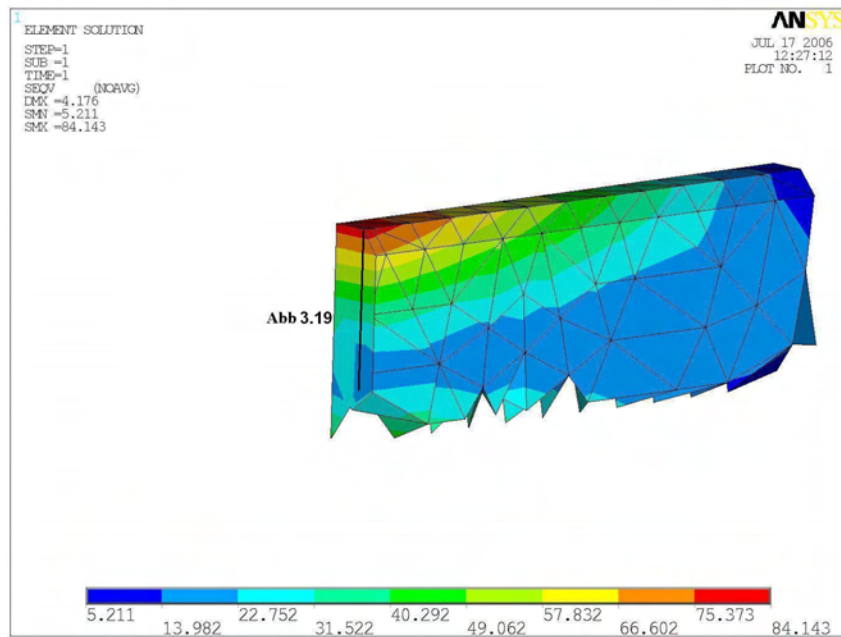


Abbildung 3.18: Schnitt durch die Verlängerung entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneter Schnittlinie für die durchgeführte Linearisierung

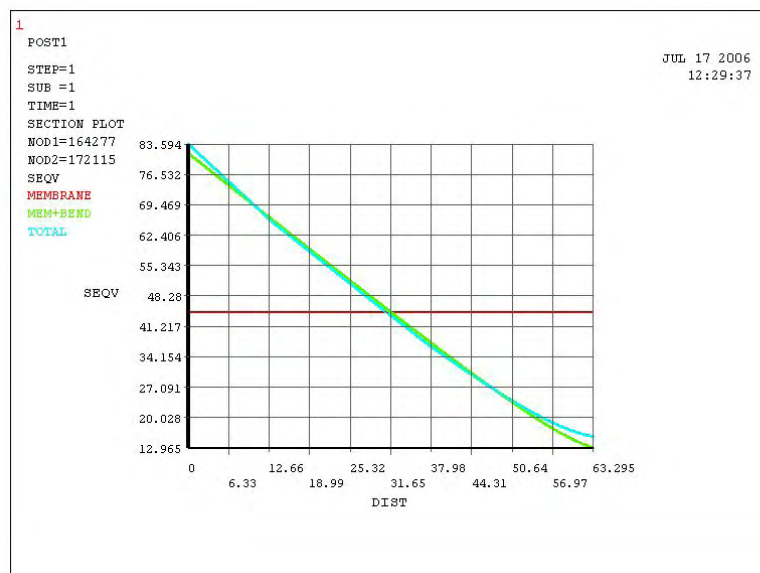


Abbildung 3.19: Für den Schnitt in Abbildung 3.18 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Primärspannungen über die Schnittlänge

ermöglichen. Trotz der berechneten Verformung der heißen Leitung ist dieser Spalt noch vorhanden. Seine Breite von 5mm reduziert sich allerdings im belasteten Fall auf 1,4 mm. Die Belastung aufgrund des Innendruckes wirkt sich auf die heiße Leitung nicht aus, da auch das umgebende Kühlmedium diesen Druck besitzt. Daher ergeben sich die auftretenden Spannungen einzig aufgrund der Belastung durch das Gewicht des Dampfplenums.

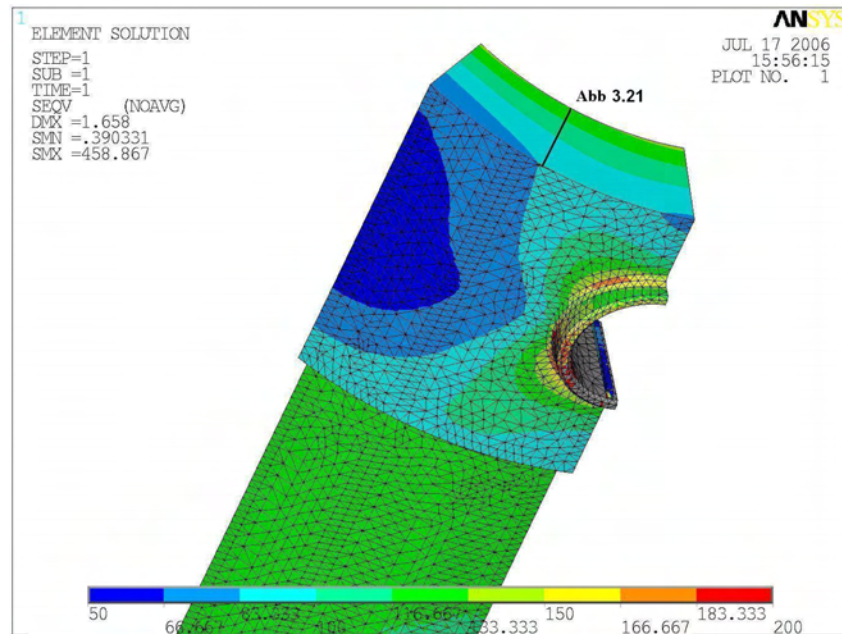


Abbildung 3.20: Schnitt durch den verstärkten Bereich des RDB oberhalb des Auslasses entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneter Schnittlinie für die durchgeführte Linearisierung

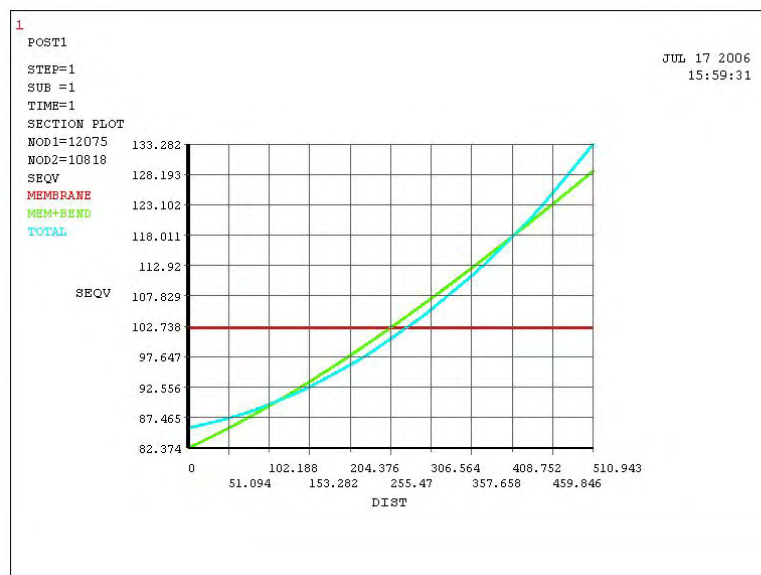


Abbildung 3.21: Für den Schnitt in Abbildung 3.20 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Primärspannungen über die Schnittlänge

Der Reaktordruckbehälter ist entsprechend der unterschiedlichen Wandstärken in drei zu untersuchende Bereiche eingeteilt. In Abbildung 3.20 ist der obere, verstärkte Bereich des Behälters mit Auslassflansch dargestellt. Spannungsspitzen treten am Ein- und Auslass am Übergang der Flansche in den Behälter aufgrund der Kerbwirkung auf. Diese werden für diese Auswertung nicht berücksichtigt, in einem späteren Kapitel wird allerdings näher auf die auftretenden Spannungen eingegangen. Für den ungestörten Bereich wird ein Schnitt und eine Schnittlinie für die Linearisierung oberhalb der Auslässe wie in Abbildung 3.20 dargestellt, ausgewählt. In Abbildung 3.21 sind die resultierenden Spannungen über der Wandstärke aufgetragen. Die Spannungen innerhalb der Wand befinden sich weit unterhalb des entsprechenden Grenzwertes S_m :

$$P_m = 102,73 \text{ MPa} < 210 \text{ MPa}$$

$$P_m + P_b = 125,2 \text{ MPa} < 315 \text{ MPa}$$

Die geringen Biegespannungsanteile resultieren lediglich aus den Verschwächungen, die der Ein- und Auslass darstellen.

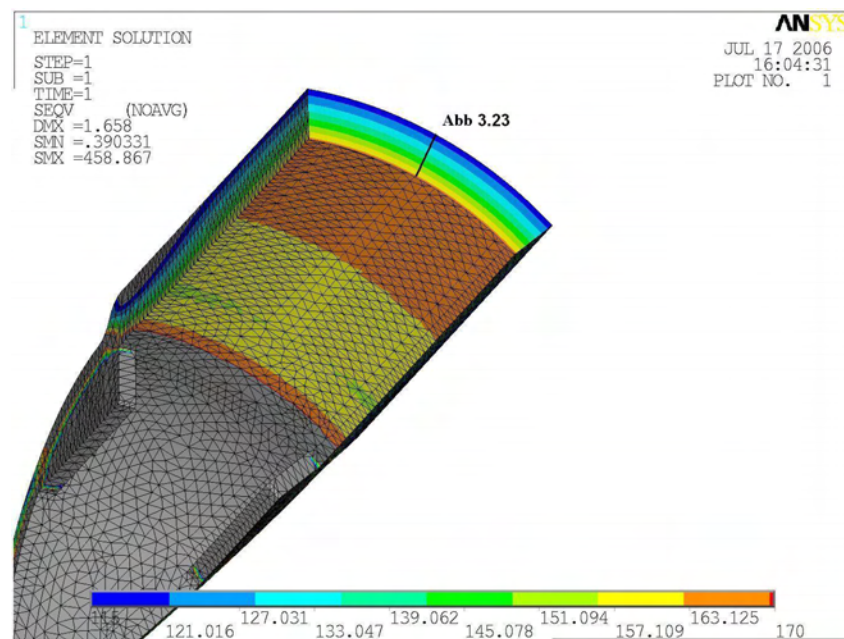


Abbildung 3.22: Schnitt durch den Kernbereich des RDB entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneter Schnittlinie für die durchgeführte Linearisierung

Für den Kernbereich des RDB wird, wie in Abbildung 3.22 dargestellt, ein Schnitt knapp unterhalb des Absatzes für die Auswertung genommen. Die Ergebnisse der durchgeführten Linearisierung der eingezeichneten Schnittlinie sind in Abbildung 3.25 zu sehen. Da im Vergleich zum verstärkten Teil des RDB hier die Wanddicke geringer ausgeführt ist, ergeben sich höhere Spannungen. Die maximale Membranspannung liegt bei 140 MPa, der maximale Wert für die Membran- und Biegespannung bei 165 MPa. Somit ergibt sich mit dem entsprechenden Wert für S_m :

$$P_m = 140 \text{ MPa} < 215,9 \text{ MPa}$$

$$P_m + P_b = 165 \text{ MPa} < 323,85 \text{ MPa}$$

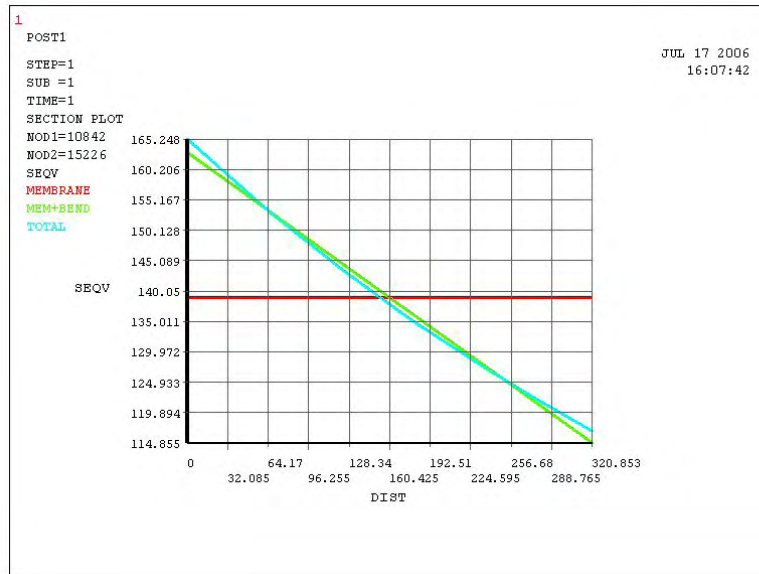


Abbildung 3.23: Für den Schnitt in Abbildung 3.22 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Primärspannungen über die Schnittlänge

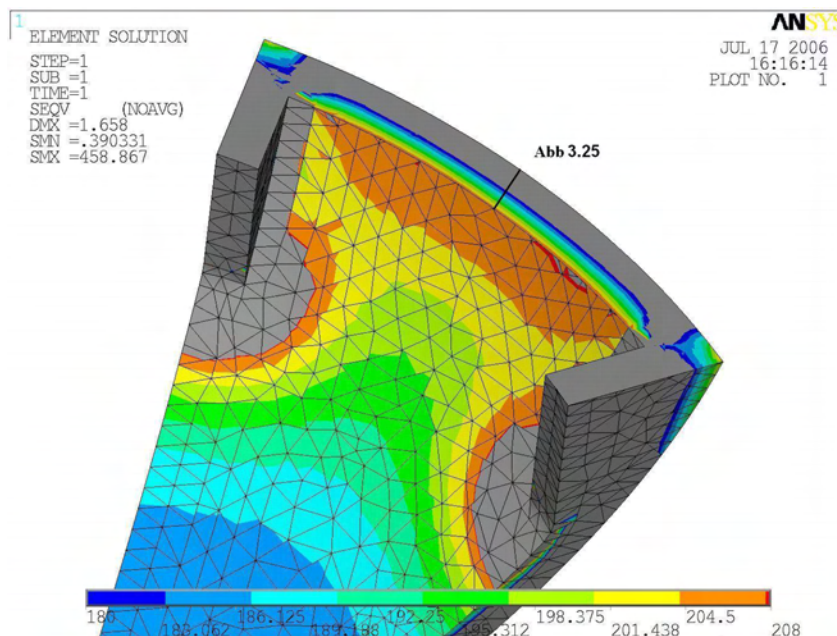


Abbildung 3.24: Schnitt durch die Kugelkalotte des RDB entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneter Schnittlinie für die durchgeführte Linearisierung

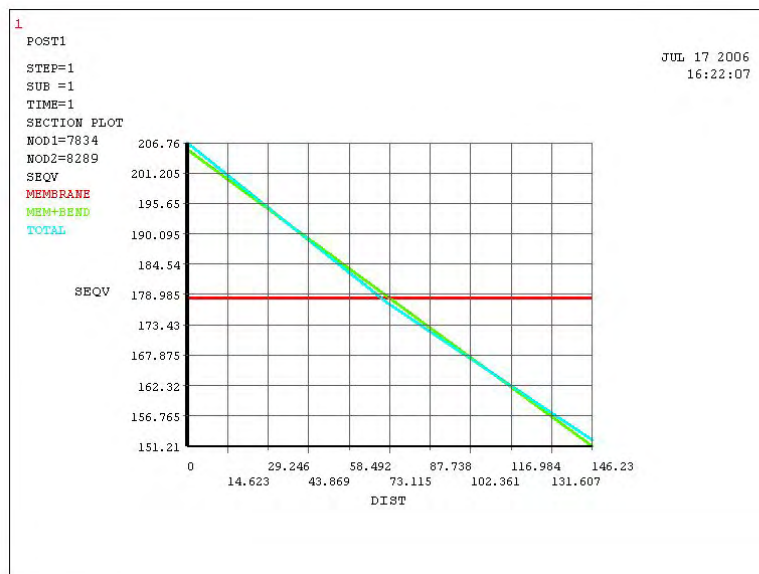


Abbildung 3.25: Für den Schnitt in Abbildung 3.24 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Primärspannungen über die Schnittlänge

Für den Bereich der Kugelkalotte (siehe Abbildung 3.24) treten im Bereich der seitlichen Führungen für den Kernbehälter am Übergang zur Kugelkalotte wieder Spitzenspannungen aufgrund der Kerbwirkung auf. Diese sind hier ausgeblendet, um nur den ungestörten Bereich für die Analyse betrachten zu können. Das Auswertungsschaubild für die Linearisierung entlang der Schnittlinie ist in Abbildung 3.25 dargestellt. Für die Kugelkalotte ist die Wanddicke noch geringer, daher sind die auftretenden Spannungen noch höher als bei den bisher betrachteten Bereichen, für die Maxima gilt:

$$P_m = 178,9 \text{ MPa} < 215,9 \text{ MPa}$$

$$P_m + P_b = 206,76 \text{ MPa} < 323,85 \text{ MPa}$$

An den vier Auslassflanschen des RDB befindet sich das Auslassrohr und der Flanschfortsatz, welcher die Verbindung vom Druckbehälter zur Heißdampfleitung darstellt. In Abbildung 3.26 ist der interessierende Teil des Auslassrohres mit Innenzentrierung für die heiße Leitung zu sehen. In rot ist das Maximum der von Mises-Spannung im Bereich unterhalb des Flanschfortsatzes zu erkennen. Hier erfolgt der Schnitt für die Analyse des Bauteiles (siehe Abbildung 3.27). Für die Auswertung werden zwei Schnittlinien angebracht, Schnittlinie A geht direkt durch das Spannungsmaximum von Innen- zu Aussenwand, Schnittlinie B ist im ungestörten Bereich von Innen-zu Aussenwand eingezeichnet. Die Verteilung der Spannungen ist für Schnitt A in Abbildung 3.28 und für Schnitt B in Abbildung 3.29 zu erkennen.

Schnitt A zeigt eine Spitzenspannung, die im Vergleich zu Schnitt B um einiges höher liegt. Allerdings ist diese Spannung nicht repräsentativ für das zylindrische Rohr, liegt aber immer noch im Bereich den S_m vorgibt. Für die Auswertung wird Schnitt B verwendet, die Maximalspannungen ergeben sich folgendermaßen:

$$P_m = 140 \text{ MPa} < 198,15 \text{ MPa}$$

$$P_m + P_b = 165 \text{ MPa} < 297,23 \text{ MPa}$$

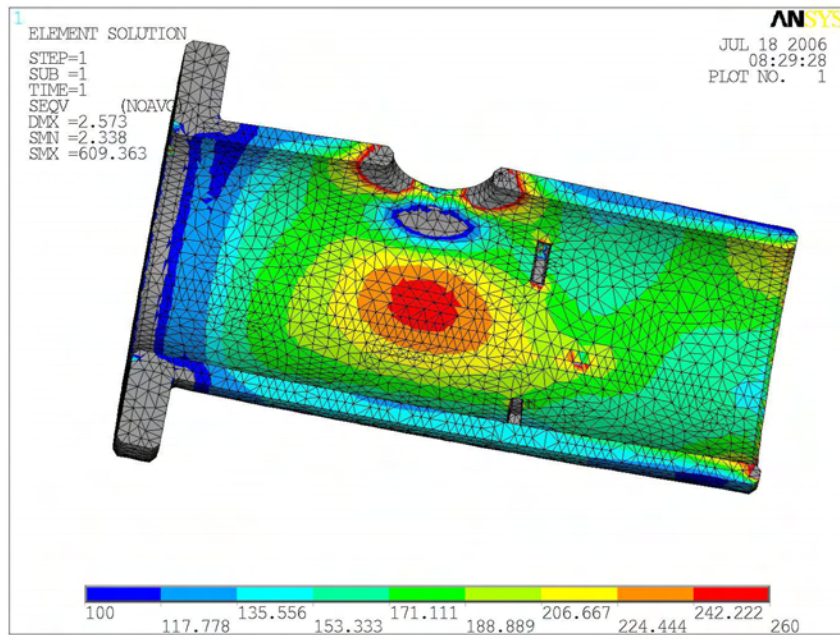


Abbildung 3.26: Darstellung des Auslassaußenrohres mit Innenzentrierung für die heiße Leitung mit Spannungsverteilung in MPa

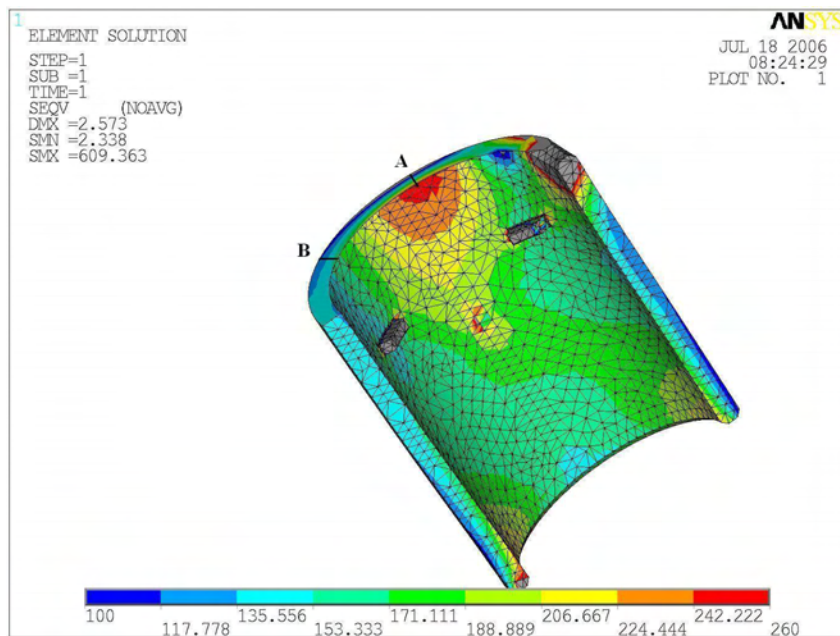


Abbildung 3.27: Schnitt durch das Außenrohr des Auslasses des RDB entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneten Schnittlinien A und B für die durchgeführten Linearisierungen

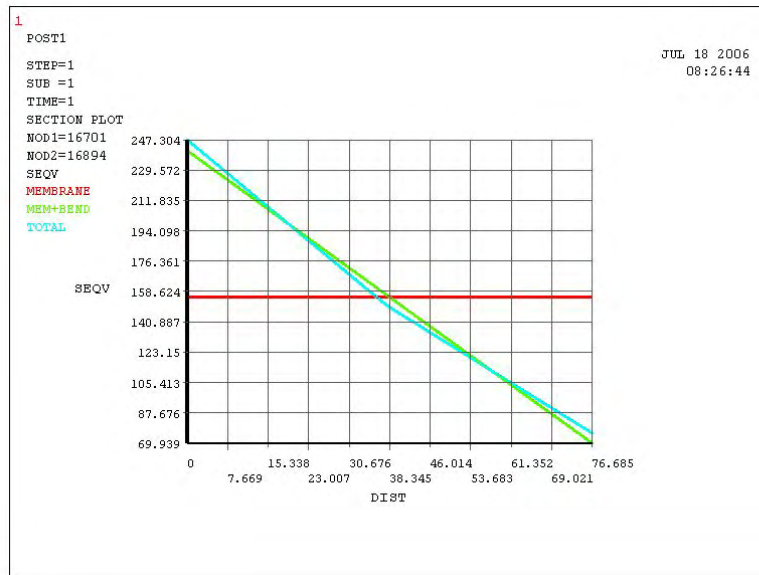


Abbildung 3.28: Für den Schnitt A in Abbildung 3.27 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Primärspannungen über die Schnittlänge

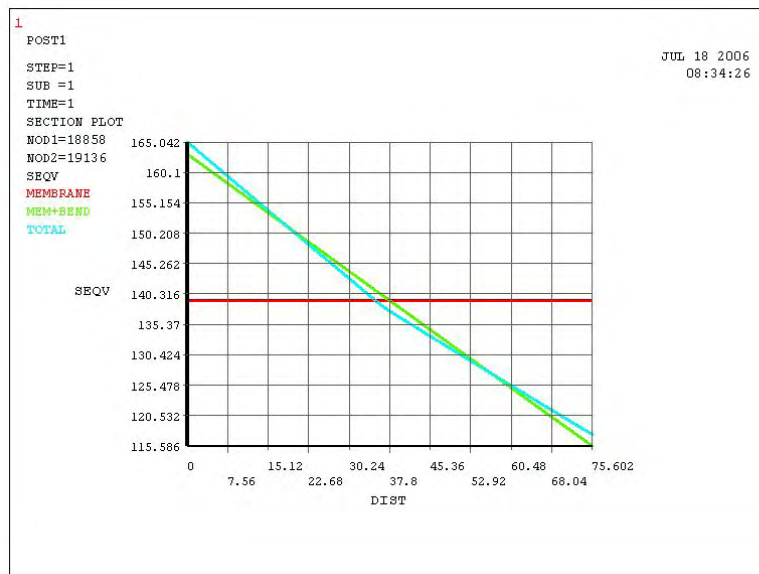


Abbildung 3.29: Für den Schnitt B in Abbildung 3.27 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Primärspannungen über die Schnittlänge

Aufgrund des Innendruckes als vorherrschende Beanspruchung treten Biegespannungen nur in sehr geringem Maße auf und können auf die Verschwächung durch die Öffnung für den Flanschfortsatz zurückgeführt werden.

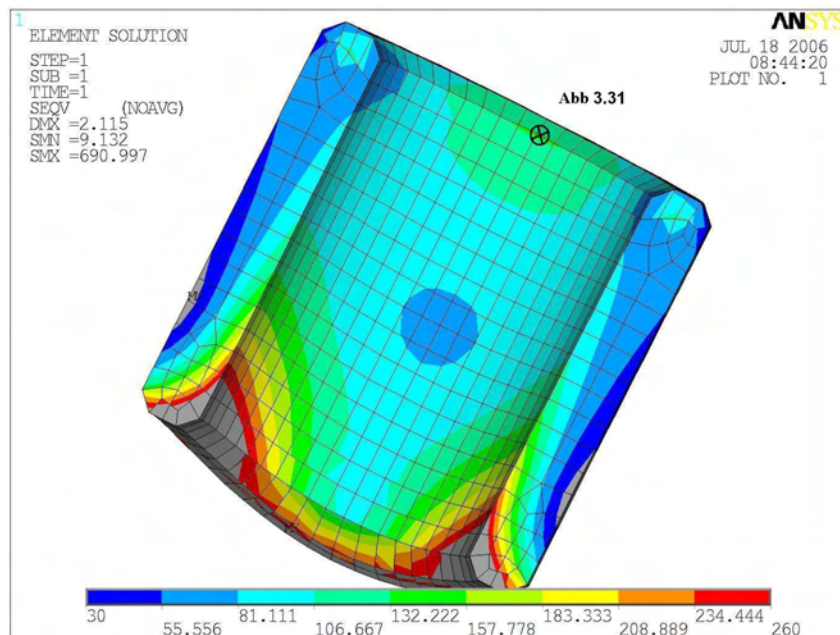


Abbildung 3.30: Schnitt durch den Flanschfortsatz des Auslassrohres entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneter Schnittlinie senkrecht zur Betrachtungsebene für die durchgeführte Linearisierung

In Abbildung 3.30 ist der Flanschfortsatz in einem Halbschnitt zu erkennen. Die Auswertung und Linearisierung erfolgt im oberen Bereich des Flanschfortsatzes, wobei die Schnittlinie senkrecht zur Betrachtungsebene dargestellt ist. In Abbildung 3.31 ist das Ergebnis der Linearisierung zu sehen. Im ungestörten Bereich bleiben die Spannungen weit unterhalb des gegebenen S_m Wertes. Der Verlauf der resultierenden Spannung in blau zeigt Besonderheiten und verläuft sehr unregelmäßig. Dies ergibt sich aus der Verteilung der Elemente des Netzes zwischen den zwei Endpunkten der Linearisierungsgeraden. Je größer hier die Schwankungen sind, umso ungenauer wird das Ergebnis und damit die Auswertung. Im vorliegenden Fall für die primären Spannungen ist das Netz genug verfeinert, im Falle der Spannungsspitzen (Beanspruchung A) müsste die Zahl der Elemente in diesem Bereich erhöht werden. Für die maximalen Spannungen ergibt sich:

$$P_m = 85 \text{ MPa} < 198,15 \text{ MPa}$$

$$P_m + P_b = 124 \text{ MPa} < 297,23 \text{ MPa}$$

3.4 Beanspruchungsstufe A

Für die Beanspruchungsstufe A werden zusätzlich alle sekundären Belastungen berücksichtigt. Als sekundäre Belastungen treten im vorliegenden Fall nur die thermischen Belastungen aufgrund der unterschiedlichen Temperaturen auf. Diese werden im Folgenden über die Abschätzung der verschiedenen Massenströme und der daraus resultierenden Konvektionen ermittelt.

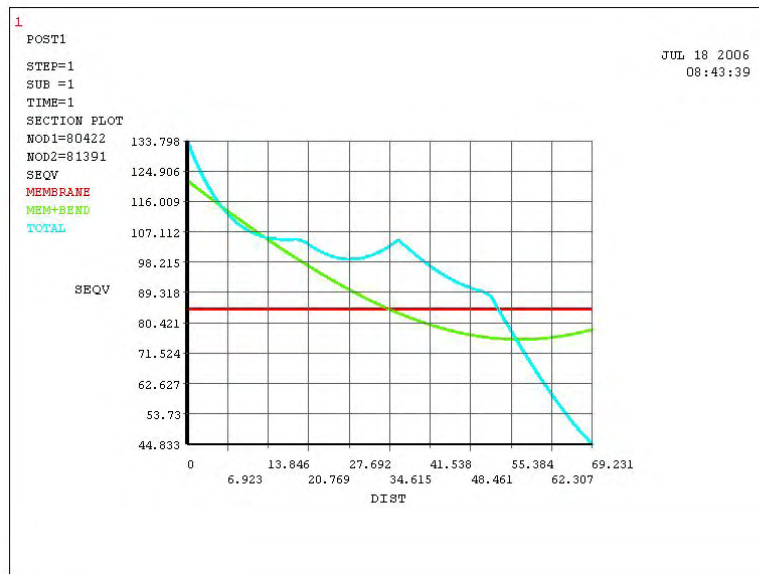


Abbildung 3.31: Für den Schnitt in Abbildung 3.30 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Primärspannungen über die Schnittlänge

3.4.1 Thermische Randbedingungen

Zur Modellierung der verschiedenen Konvektionen als thermische Randbedingungen wird zuerst für jeden der auftretenden Fälle der Wärmeübergangskoeffizient berechnet. Hierfür sind die einzelnen auftretenden Massenströme notwendig. Diese ergeben sich über eine Druckverlustberechnung für die betrachteten Komponenten, in diesem Fall der Ringspalt und die Außenströmung der heißen Leitung.

Druckverlust der Ringspaltströmung in Höhe der Auslässe

Durch die Strömungsbleche der heißen Leitung wird ein Teil des im Ringspalt nach unten fließende Kühlmediums gezwungen, den Umweg über die Strömungsbleche um die heiße Leitung herum zu nehmen (Abbildung 2.2, Seite 11). Dies ist nur gewährleistet, wenn der Druckverlust dieses Umweges mindestens gleich dem des durch die Blockade der 8 Strömungsbleche hervorgerufene Druckverlustes im Ringspalt ist.

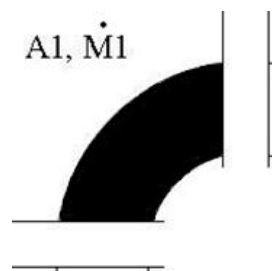


Abbildung 3.32: Viertelquerschnitt des Ringspalt mit Versperrung durch die heiße Leitung mit Strömungsblechen

In Abbildung 3.32 ist ein Viertel des Ringspalt mit zwei Strömungsblechen dargestellt. Die in schwarz dargestellte, durchströmte Fläche berechnet sich mit dem Außendurchmesser des

Ringspaltes von 1,85m, dem Innendurchmesser von 1,503m und der Breite des Innenrohres von 0,8m folgendermaßen:

$$A_1 = \frac{1}{4}(\pi * 1,85^2 - \pi * 1,503^2) - 0,8 * (1,85 - 1,503)$$

$$A_1 = 0,636m^2$$

Durch die auftretende Versperrung tritt ein Druckverlust auf. Die Geometrie kann äquivalent in folgender Weise, wie in Abbildung 3.33 zu sehen, dargestellt werden.

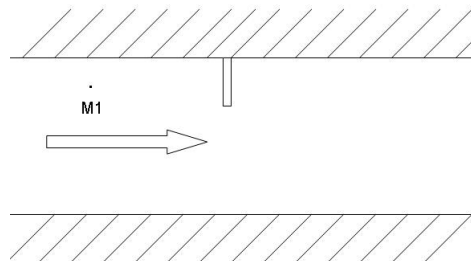


Abbildung 3.33: Ersatzquerschnitt zur Ermittlung des Druckverlustes im Ringspalt

Somit ist der Kanal mit einem bestimmten Anteil versperrt. Dieser Anteil kann durch einen Faktor $(1 - \alpha)$ berechnet werden, wobei

$$\alpha = \frac{A_1}{\frac{1}{4}\pi * (1,85^2 - \pi * 1,503^2)} = 69,6\%$$

ist. Der Ringspalt ist somit um 30,37% geschlossen. Unter der Annahme, dass kein zusätzlicher Druckverlust durch Reibung auftritt berechnet sich Δp_1 nach [14]:

$$\Delta p_1 = C_1 * \frac{\dot{M}_1^2}{2 * \rho * A_1^2}$$

wobei $C_1 \in [1, 4; 2, 6; hier C_1 \approx 2]$ [15] und $\rho(280^\circ C, 250 \text{ bar}) = 777kg.m^{-3}$

Druckverlust der Aussenströmung um die heiße Leitung

Die Geometrie der Aussenströmung mit dem Strömungsquerschnitt für die Einströmung ist in Abbildung 3.34 dargestellt.

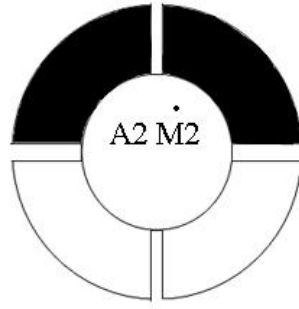


Abbildung 3.34: Querschnitt der heißen Leitung mit Aussenrohr, betrachtete Einströmung ist in schwarz dargestellt

Für die in schwarz dargestellte Querschnittsfläche A_2 ergibt sich mit dem Innendurchmesser des Aussenrohres von 0,8m, dem Aussendurchmesser der heißen Leitung von 0,46m und der Dicke des Strömungsblechs von 0,17m:

$$A_2 = \frac{1}{2} \left(\frac{\pi * 0,8^2}{4} - \frac{\pi * 0,46^2}{4} \right) - 4 * 0,025 * 0,17$$

$$A_2 = 0,151m^2$$

Der hydraulische Durchmesser d_{h2} ergibt sich nach [15] zu:

$$d_{h2} = \frac{4 * A_2}{F_2} = \frac{4 * A_2}{\frac{\pi * 0,8}{2} + \frac{\pi * 0,46}{2} + 2 * 0,17} = 0,26m$$

Der Druckverlust Δp_2 setzt sich in diesem Fall aus der Reibung und der Umlenkung der Strömung zusammen. Für eine Reynoldszahl $< 10^6$, berechnet sich der zusammengesetzte Druckverlust nach [15] zu:

$$\Delta p_2 = \left(\frac{\lambda * L}{d_{h2}} + \xi_{krümer} \right) * \frac{\dot{M}_2^2}{2 * \rho * A_2^2}$$

wobei λ in folgender Form abgeschätzt werden kann:

$$\lambda \approx \frac{0,309}{\log\left(\frac{Re}{7}\right)^2}$$

da das tatsächliche λ größer ist als $\frac{0,309}{\log\left(\frac{10^6}{7}\right)} = 0,01163$.

Somit ergibt sich der Reibungsverlust mit der Lauflänge L der Strömung von 1,875m zu:

$$\frac{\lambda * L}{d_{h2}} = \frac{\lambda * 2 * 1,875}{d_{h2}} = 0,17$$

Die Verluste $\xi_{krümmern}$ durch die Krümmung setzt sich aus drei verschiedenen Krümmern, wie in Abbildung 3.35 gezeigt zusammen.

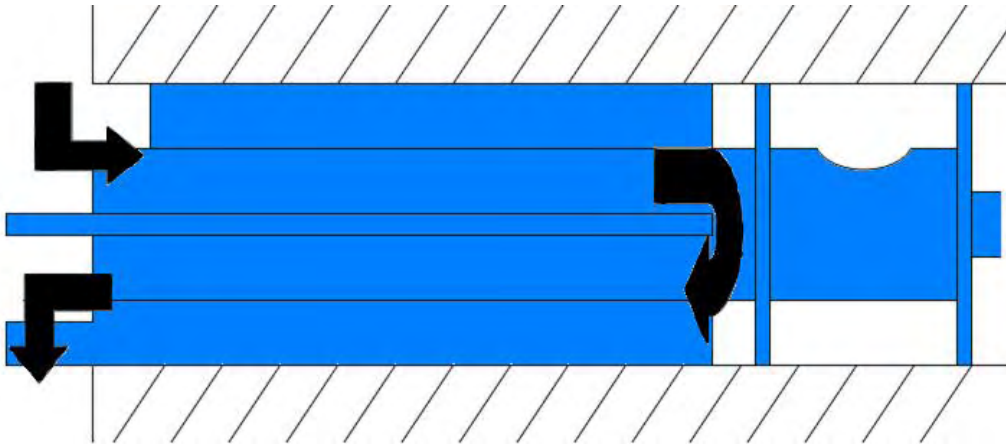


Abbildung 3.35: Verlauf der Aussenströmung, die drei schwarzen Pfeile stellen die einzelnen Krümmern dar

In diesem Fall sind es 2 Krümmern mit Rechteckquerschnitt und einer Umlenkung von 90° und einem Krümmern mit einer Umlenkung von 180° . Nach [15] ergeben sich die Verluste zu:

$$\xi_{krümmern} = 1,6 + 1,6 + 3,2 = 6,4$$

und der Druckverlust Δp_2 zu:

$$\Delta p_2 = C_2 * \frac{\dot{M}_2^2}{2 * \rho * A_2^2}$$

$$\text{mit } C_2 \geq 6,57$$

Die beiden errechneten Druckverluste werden nun gleich gesetzt um die Massenströme zu ermitteln:

- $\dot{M}_1 + \dot{M}_2 = 0,75 * \dot{M}_{gesamt} * \frac{1}{4}$ (vom gesamten Massenstrom gehen 75% nach unten, und es wird hier nur eine der vier Leitungen berücksichtigt)
- $\Delta p_1 = \Delta p_2$
- somit ergibt sich:
 - $\dot{M}_1 = 191,86 \text{ kgs}^{-1}$
 - $\dot{M}_2 = 25,13 \text{ kgs}^{-1}$

Die Geschwindigkeiten ergeben sich wie folgt:

$$v_1 = \frac{\dot{M}_1}{\rho * A_1} = 0,388 \text{ m s}^{-1}$$

$$v_2 = \frac{\dot{M}_2}{\rho * A_2} = 0,214 \text{ m s}^{-1}$$

Für die Berechnung der Wärmeübergangskoeffizienten nach [15] wird nun noch die Reynoldszahl benötigt:

Für das Außenrohr:

$$Re_2 = \frac{\rho_2 * v_2 * d_{h2}}{\mu_2}$$

mit $\rho_2 = 777 \text{ kg s}^{-1}$ und $\mu_2(280^\circ\text{C}, 250 \text{ bar}) = 9,91 * 10^{-5} \text{ kg m}^{-1} \text{ s}^{-1}$ ergibt sich

$$Re_2 = 43,6 * 10^4$$

Für das Innenrohr der heißen Leitung:

$$v_{Innenrohr} = \frac{\dot{M}_{gesamt}}{4 * \rho(500^\circ\text{C}, 250\text{bar}) * F_{Innenrohr}} = \frac{1160}{4 * 89,75 * \pi * \frac{0,38^2}{4}} = 28,5 \text{ m.s}^{-1}$$

$$Re_{Innenrohr} = \frac{89,75 * 28,5 * 0,38}{3,06 * 10^{-5}}$$

mit $\mu(500^\circ\text{C}, 250 \text{ bar}) = 3,06 * 10^{-5} \text{ kg m}^{-1} \text{ s}^{-1}$ ergibt sich für die Reynoldszahl

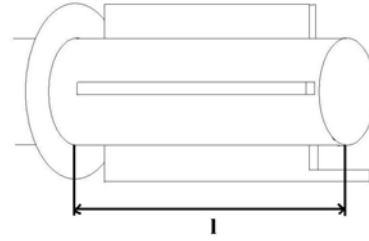
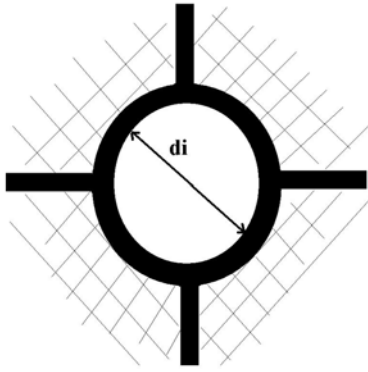
$$Re_{Innenrohr} = 3,17 * 10^7$$

Berechnung des Wärmeübergangskoeffizienten für das Innenrohr der heißen Leitung

Für das innere Rohr wird die folgende Gleichung für eine konstante Wandtemperatur und eine konstante Wärmestromdichte nach WärmeAtlas-GA5 [15] verwendet:

$$Nu = Nu_m \left(\frac{Pr}{Pr_w} \right)^{0,11}, \quad Pr_w \text{ wird geschätzt.}$$

$$Nu_m = \frac{\frac{\xi}{8} * Re * Pr}{1 + 12,7 * \sqrt{\frac{\xi}{8}} * (Pr^{\frac{2}{3}} - 1)} * \left(1 + \left(\frac{d_i}{l} \right)^{\frac{2}{3}} \right)$$



$$Pr = 1,142$$

$Pr_w \in [0,8; 2,2]$ wenn $T_w \in [280; 500]$ (in °C), das heißt: $\frac{Pr}{Pr_w} \in [0,53; 1,46]$

$$\xi = (1,8 * \log(Re) - 1,5)^{-2}$$

$$\xi = 6,94 \cdot 10^{-3}$$

$$\frac{d_i}{l} = 0,2026$$

$Nu_m = 4,08 \cdot 10^4$ und da $Nu_1 \in [38000; 43000]$, wird $Nu = 4 \cdot 10^4$ verwendet.

$Nu = \frac{\alpha * d}{\lambda}$ und $\lambda(500^\circ, 250 \text{ bar}) = 0,100 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ damit:

$$\alpha_1 = 10526 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$$

Diese Wärmeübergangszahl wurde vereinfacht auch für den Ausströmstutzen und sogar für den Totraum der Feder und des Flanschdeckels verwendet. Da das Rohr in diesem Bereich außen kaum gekühlt ist, ist keine genaue Berechnung erforderlich. In Abbildung 3.36 ist die thermische Randbedingung mit dem entsprechenden Wert für α für die Innenseite der heißen Leitung, den Übergang zum Flanschfortsatz und den Flanschdeckel dargestellt.

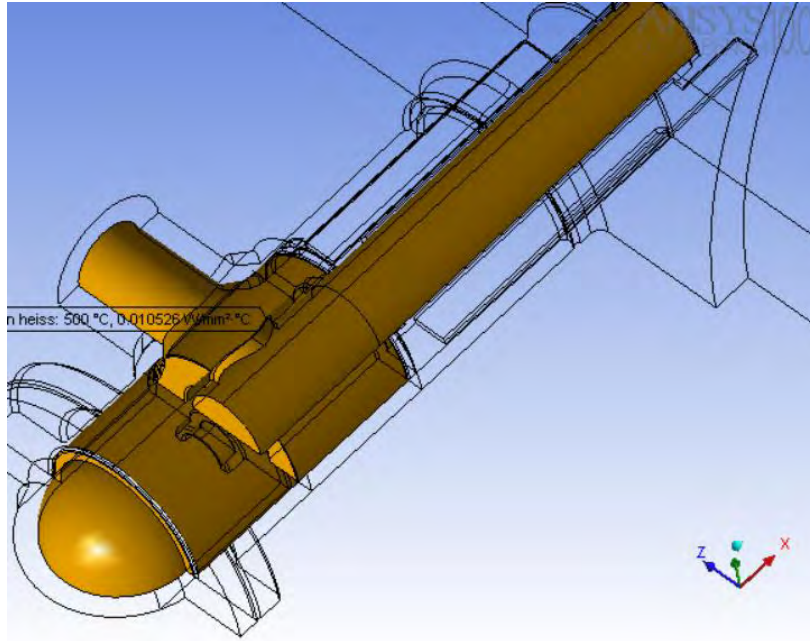


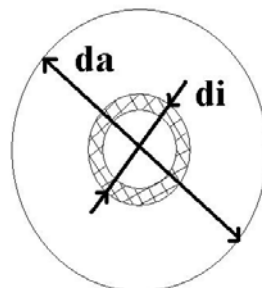
Abbildung 3.36: Thermische Randbedingungen : Wärmekonvektion α für die Innenseite der heißen Leitung, den Übergang zum Flanschfortsatz und den Flanschdeckel in gelb dargestellt

Für das Aussenrohr wird die Gleichung für zwei konzentrische Rohre, wobei das Innenrohr wärmegeädämmt ist, nach WärmeAtlas-Gb3 [15] verwendet:

$$Nu = Nu_m \left(\frac{Pr}{Pr_w} \right)^{0,11}$$

mit

$$Nu_m = (1 - 0,14 * \left(\frac{d_i}{d_a} \right)^{0,6}) \frac{\frac{\xi}{8} * Re * Pr}{1 + 12,7 * \sqrt{\frac{\xi}{8}} * (Pr^{\frac{2}{3}} - 1)} * (1 + \left(\frac{d_h}{l} \right)^{\frac{2}{3}})$$



mit $\xi = 0,01336$; $\frac{d_a}{d_i} = 1,74$; $\frac{d_h}{l} = 0,1386$; $Pr = 0,8$ und $\frac{Pr}{Pr_w} \in [0,36; 1]$

somit ergibt sich $Nu_m = 715,68$
 und $Nu_2 \in [639,6; 715]$, es wird $Nu = 677$ genommen

$Nu = \frac{\alpha * d}{\lambda}$ und $\lambda(280^\circ, 250 \text{ bar}) = 0,61 \text{ Wm}^{-1}\text{K}^{-1}$ und:

$$\alpha_2 = 897,7 \text{ Wm}^{-2}\text{K}^{-1}$$

In Abbildung 3.37 ist die thermische Randbedingung mit dem entsprechenden Wert für α für die Außenseite der heißen Leitung und die Strömungsbleche dargestellt.

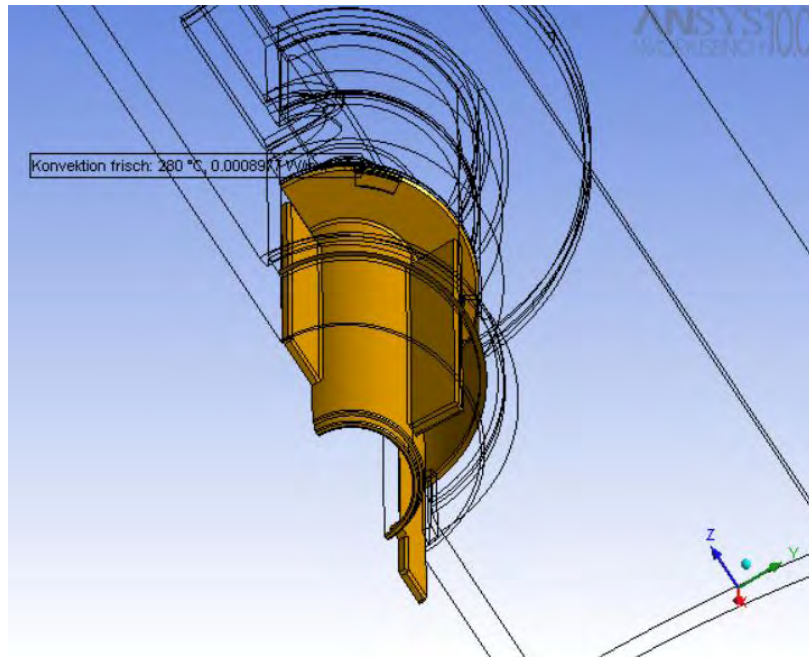


Abbildung 3.37: Thermische Randbedingungen : Wärmekonvektion α für die Aussenseite der heißen Leitung und die Strömungsbleche in gelb dargestellt

Schließlich wird noch der Wärmeübergangskoeffizient für den Ringspalt des RDB nach Wärmeatlas-Gb6 [15] berechnet:

$$Nu_m = \frac{\frac{\xi}{8} * Re * Pr}{1 + 12,7 * \sqrt{\frac{\xi}{8}} * (Pr^{\frac{2}{3}} - 1)} * (1 + (\frac{dh}{l})^{\frac{2}{3}}), \text{ wobei } l \text{ die Höhe des RDB ist}$$

mit $Re = \frac{\rho_1 * v_1 * dh}{\mu_1} = 2,11 * 10^6$; $\rho_1 = 777 \text{ kgm}^{-3}$; $v_1 = 0,388 \text{ ms}^{-1}$; $dh = 2 * s = 2 * (1,85 - 1,503)$; $\mu_1 = 9,91 * 10^{-5}$

$\xi = 0,0102$ und somit:

$$Nu = 2308$$

$$\alpha = 2029 \text{ WK}^{-1}\text{m}^{-2}$$

In Abbildung 3.38 ist die thermische Randbedingung mit dem entsprechenden Wert für α für die Innenseite des RDB und der Flansche dargestellt.

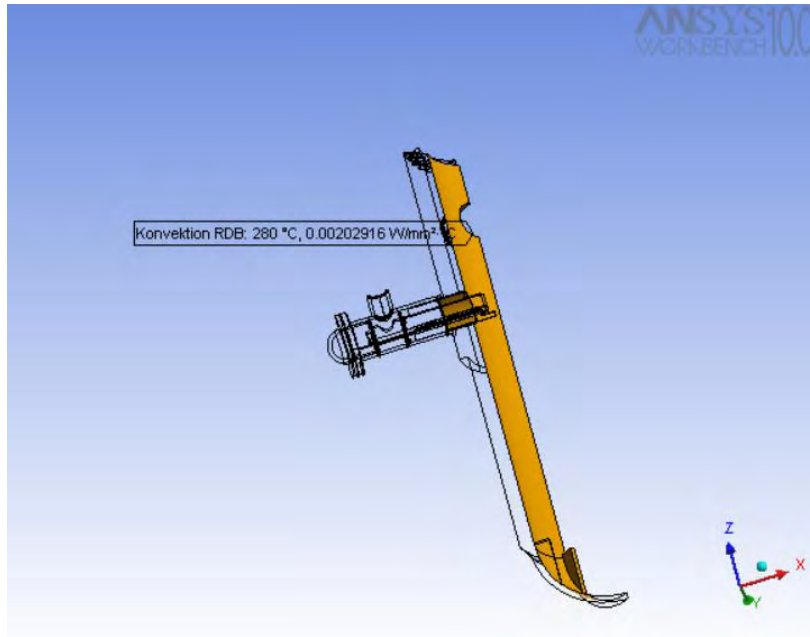


Abbildung 3.38: Thermische Randbedingungen : Wärmekonvektion α für die die Innenseite des RDB und der Flansche in gelb dargestellt

Nun muss noch die freie Konvektion mit der Umgebung festgelegt werden. Eine Abschätzung des Koeffizienten nach [13] ergibt für eine Temperatur von 150°C einen Wert für α von $1 \cdot 10^{-5} \text{WK}^{-1} \text{mm}^{-2}$. In Abbildung 3.39 ist die thermische Randbedingung mit dem entsprechenden Wert für α für die Aussenseite des RDB dargestellt.

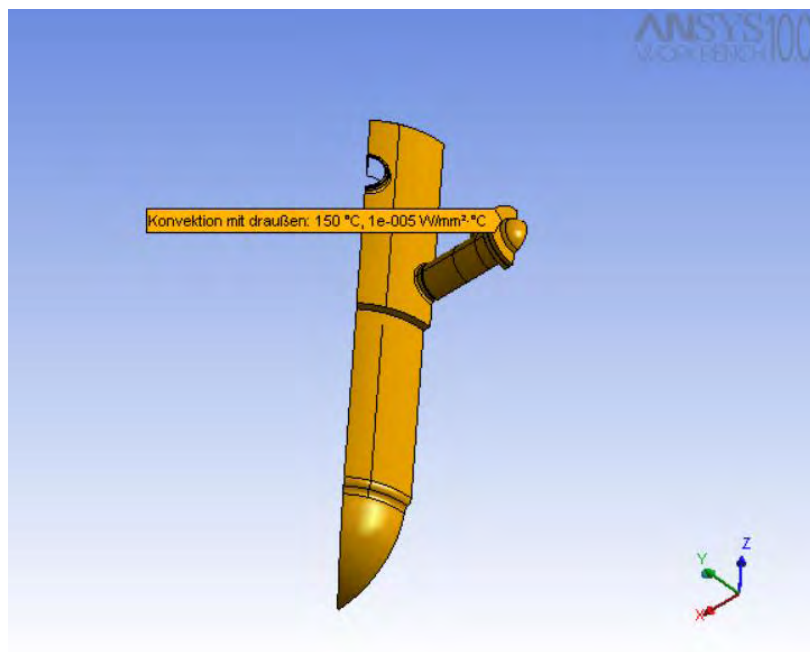


Abbildung 3.39: Thermische Randbedingungen : Wärmekonvektion α für die die Aussenseite des RDB in gelb dargestellt

3.4.2 Auswertung

Sekundäre Spannungen

Mit derselben Methode wie für Beanspruchungsstufe 0 wird die Auswertung und Linearisierung der Vergleichsspannungen für die sekundären Spannungen durchgeführt. In Abbildung 3.40 ist ein Ausschnitt der Geometrie für den RDB zu sehen. Dargestellt ist ein Schnitt durch den verstärkten Bereich des RDB entlang des auszuwertenden Bereichs mit drei repräsentativen Schnittlinien für die durchgeführte Linearisierung. Geringe Spannungen sind in blau, die höchste Spannung von 130 MPa ist in rot dargestellt. In Abbildung 3.41 bis Abbildung 3.43 sind die durchgeführten Linearisierungen mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge zu sehen. Die Linearisierung in Abbildung 3.43 zeigt die höchsten Belastungen, allerdings sind diese im Vergleich zu den primären Spannungen nur unwesentlich höher. Der Einfluss der Temperatur ist also ziemlich klein für die Beanspruchung der Behälterwand. Die Spannungen innerhalb der Wand befinden sich weit unterhalb des entsprechenden Grenzwertes S_m :

$$P_m + P_b + Q < 143,541 \text{ MPa} < 630 \text{ MPa}$$

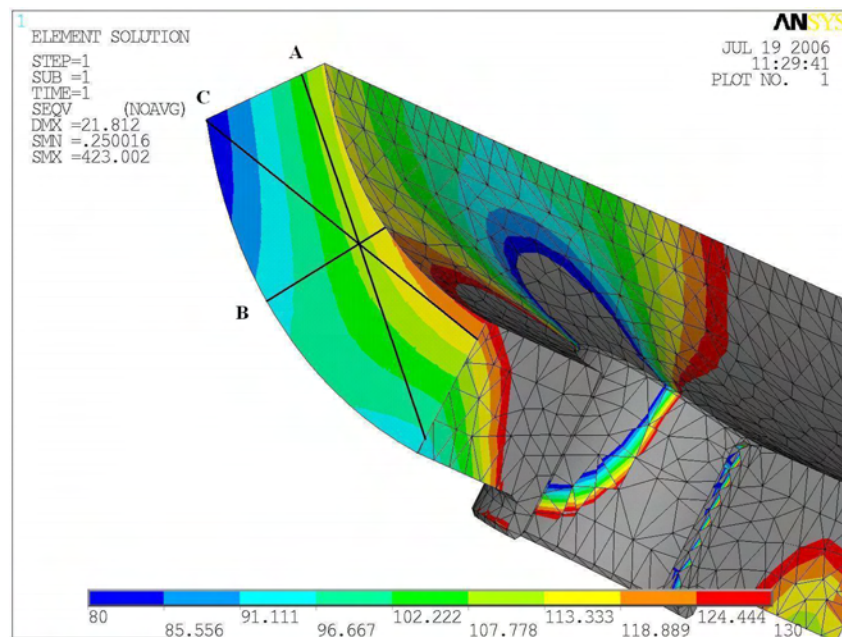


Abbildung 3.40: Schnitt durch den verstärkten Bereich des RDB oberhalb des Austrittsflansches entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneten Schnittlinien A,B,C für die durchgeführte Linearisierung

Für den Kernbereich des RDB wird, wie in Abbildung 3.44 dargestellt, ein Schnitt knapp unterhalb des Absatzes für die Auswertung genommen. Die Ergebnisse der durchgeführten Linearisierung der eingezeichneten Schnittlinien A und B sind in Abbildung 3.45 bzw. Abbildung 3.46 zu sehen. Da im Vergleich zum verstärkten Teil des RDB hier die Wanddicke geringer ausgeführt ist, ergeben sich höhere Spannungen. Der maximale Wert für die sekundären Spannungen liegt bei 173 MPa, also weit entfernt von dem entsprechenden Wert für S_m :

$$P_m + P_b + Q < 173,12 \text{ MPa} < 647,7 \text{ MPa}$$

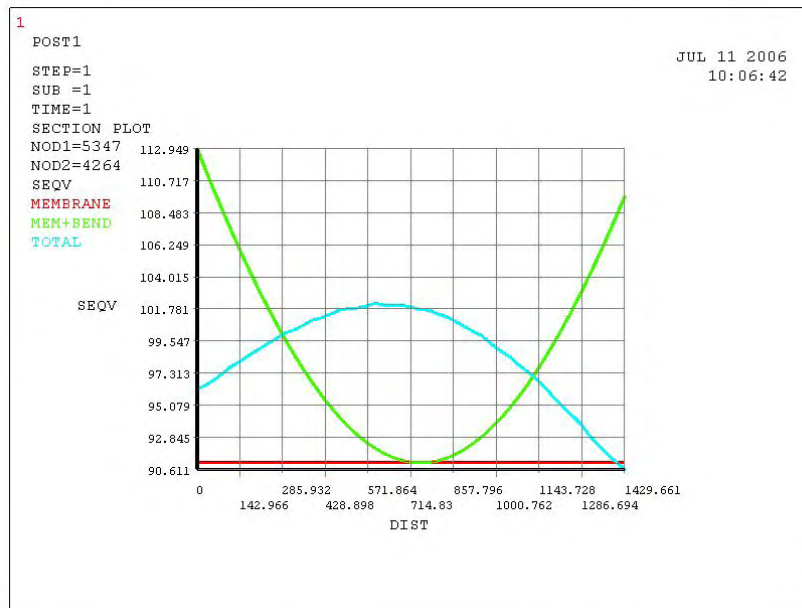


Abbildung 3.41: Für den Schnitt A in Abbildung 3.40 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

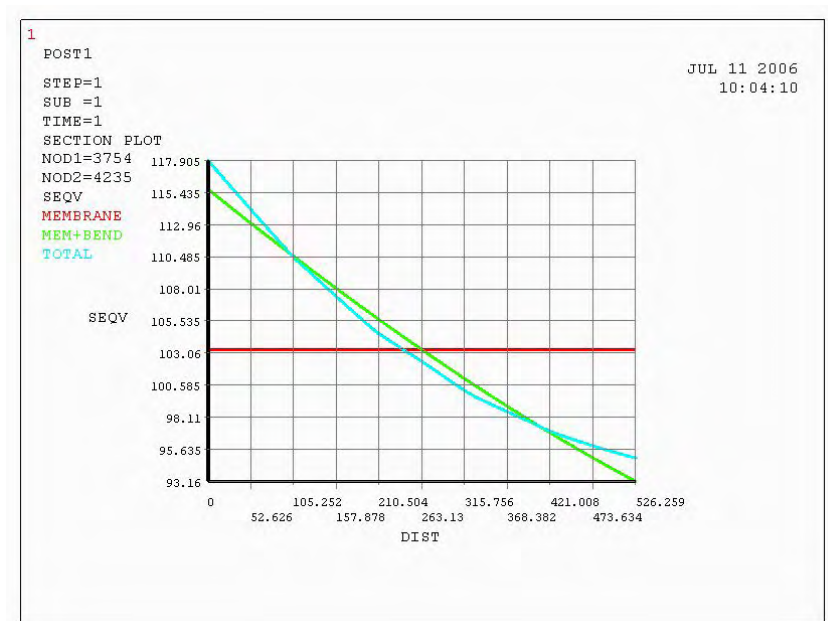


Abbildung 3.42: Für den Schnitt B in Abbildung 3.40 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

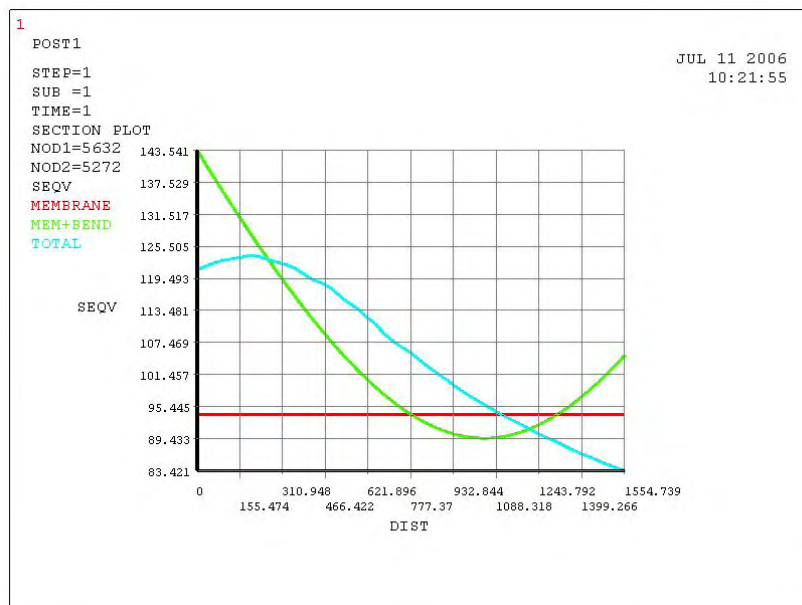


Abbildung 3.43: Für den Schnitt C in Abbildung 3.40 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

Für den Bereich der Kugelkalotte (siehe Abbildung 3.47) treten im Bereich der seitlichen Führungen für den Kernbehälter am Übergang zur Kugelkalotte wieder Spitzenspannungen aufgrund der Kerbwirkung auf. Die Auswertungsschaubilder für die Linearisierung entlang der Schnittlinien sind in Abbildung 3.48 und Abbildung 3.49 dargestellt. Für die Kugelkalotte ist die Wanddicke noch geringer, daher sind die auftretenden Spannungen noch höher als bei den bisher betrachteten Bereichen, für die Maxima gilt:

$$P_m + P_b + Q < 210\text{MPa} < 647,7\text{MPa}$$

Für den Druckbehälter hat die thermische Dehnung einen sehr geringen Einfluss auf die Vergleichspannungsverteilung. Der Grenzwert S_m liegt in allen Fällen viel höher als die sekundären Beanspruchungen, daher spielen hier die primären Belastungen eine größere Rolle für die Auslegung. Selbst mit verringerten Wandstärken wäre eine Einhaltung der Grenzwerte möglich. Für den verstärkten Bereich des Reaktors könnten sie fast um die Hälfte reduziert werden (der Grad der Ausnutzung ist immer kleiner als 49%). Die Biegung spielt hier keine merkliche Rolle da sie immer klein bleibt.

In Abbildung 3.50 ist ein Ausschnitt der Geometrie für die heiße Leitung mit Verlängerung mit den erhaltenen von-Mises Spannungsverteilungen dargestellt. Geringe Spannungen sind in blau, die höchste Spannung von 400 MPa ist in rot dargestellt. In Abbildung 3.51 ist ein Schnitt durch den mittleren Bereich der heißen Leitung entlang des höchstbelasteten Bereichs mit den Schnittlinien A (Abbildung 3.52) und B (Abbildung 3.53) für die durchgeführte Linearisierung gezeigt.

Die Rolle der Temperatur ist hier viel größer. Die Innenseite der heißen Leitung hat eine Temperatur von fast 500°C, die Außenseite des Rohres mit Strömungsblechen hat eine Temperatur von nur 280°C. Im Inneren der Rohrwand liegt die Temperatur bei ungefähr 400°C.

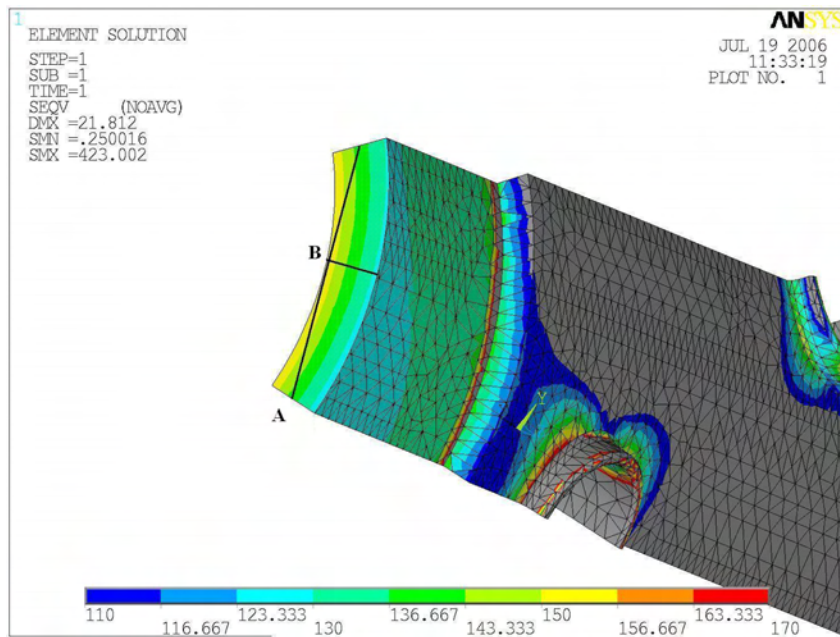


Abbildung 3.44: Schnitt durch den Kernbereich des RDB entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneten Schnittlinien A,B für die durchgeführte Linearisierung

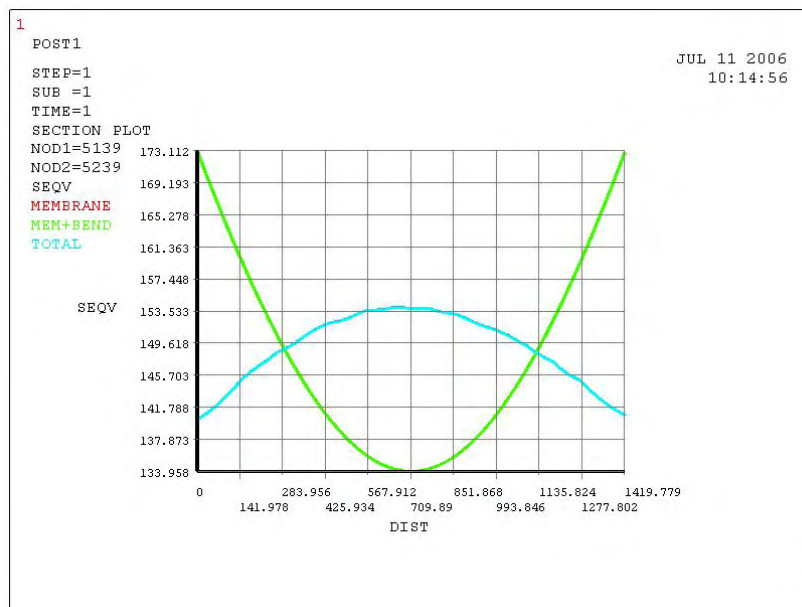


Abbildung 3.45: Für den Schnitt A in Abbildung 3.44 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

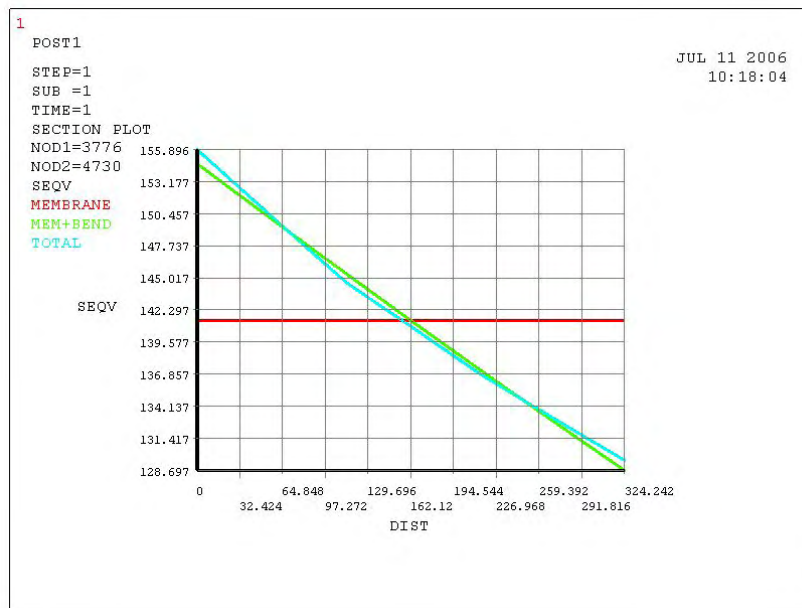


Abbildung 3.46: Für den Schnitt B in Abbildung 3.44 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

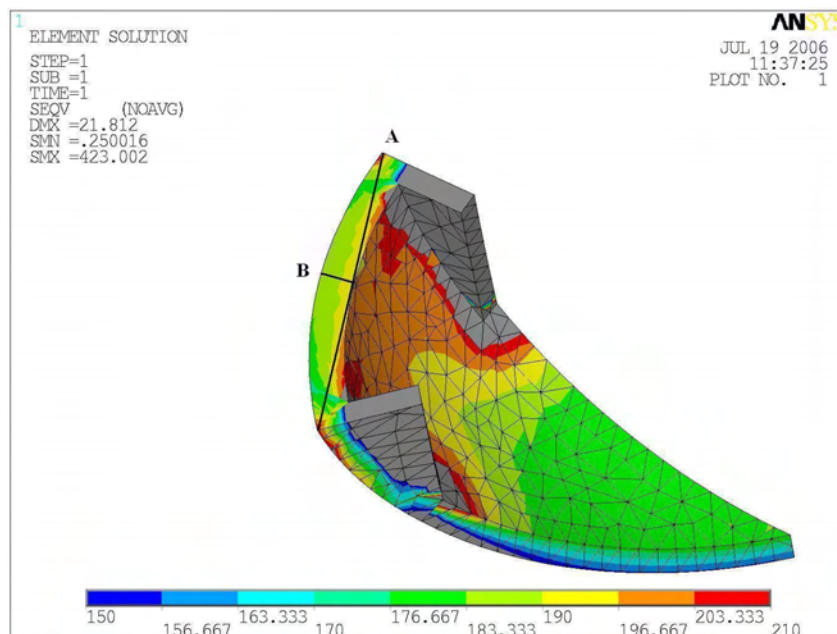


Abbildung 3.47: Schnitt durch die Kugelkalotte des RDB entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneten Schnittlinien A,B für die durchgeführte Linearisierung

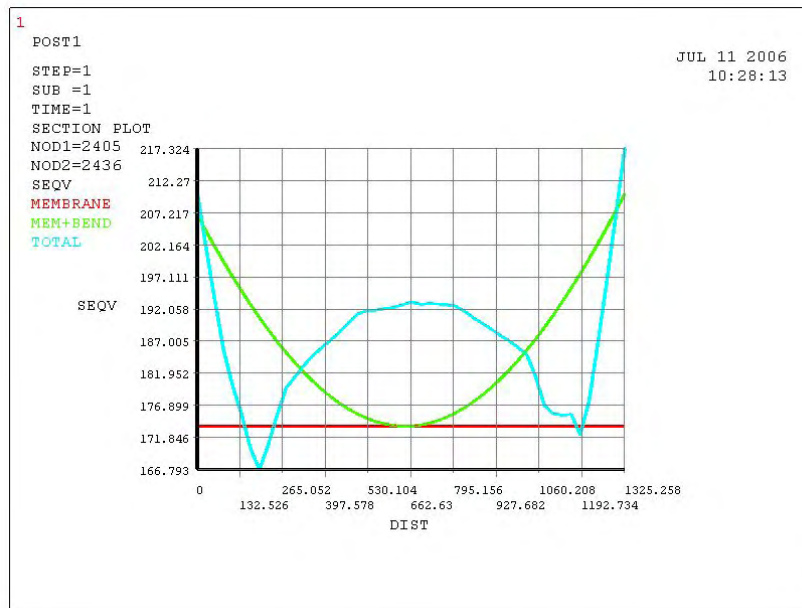


Abbildung 3.48: Für den Schnitt A in Abbildung 3.47 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

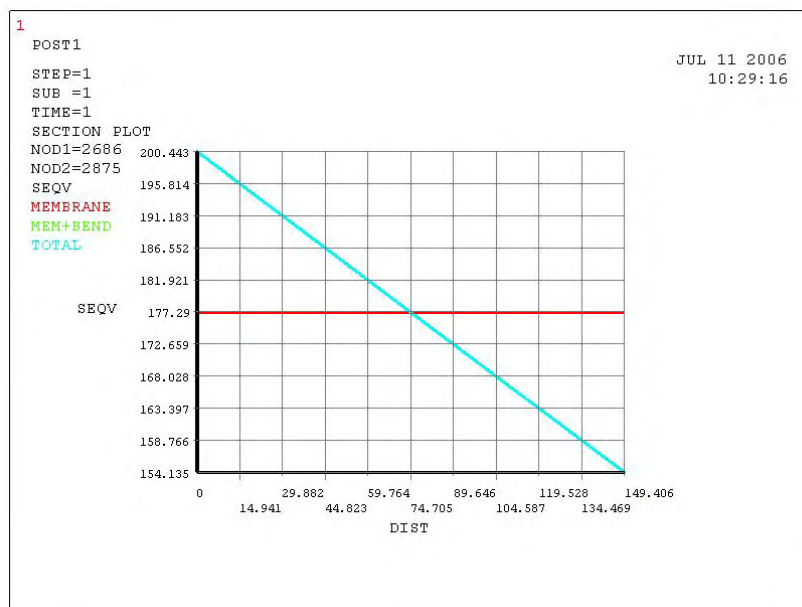


Abbildung 3.49: Für den Schnitt B in Abbildung 3.47 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

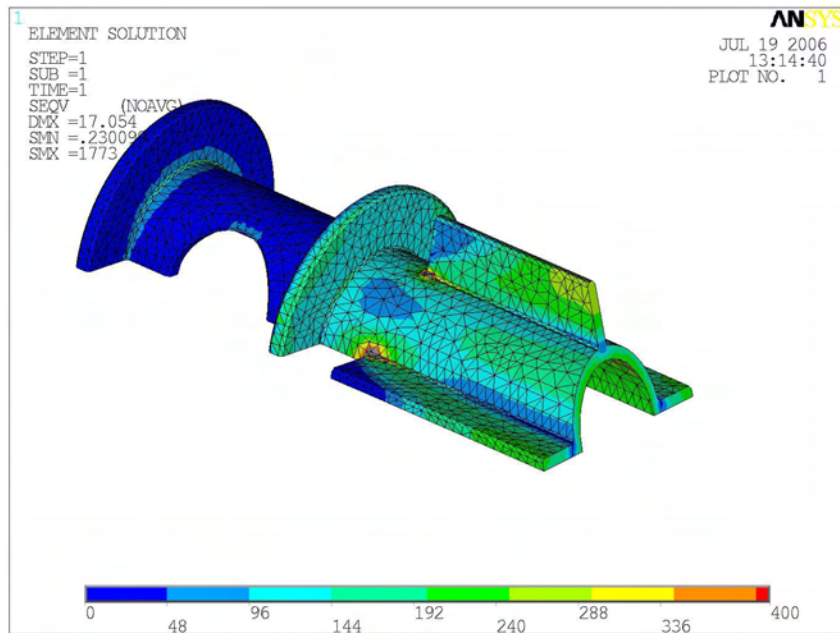


Abbildung 3.50: Ausschnitt des Modells der heißen Leitung mit Verlängerung und dargestellter Verteilung der von-Mises Vergleichsspannung

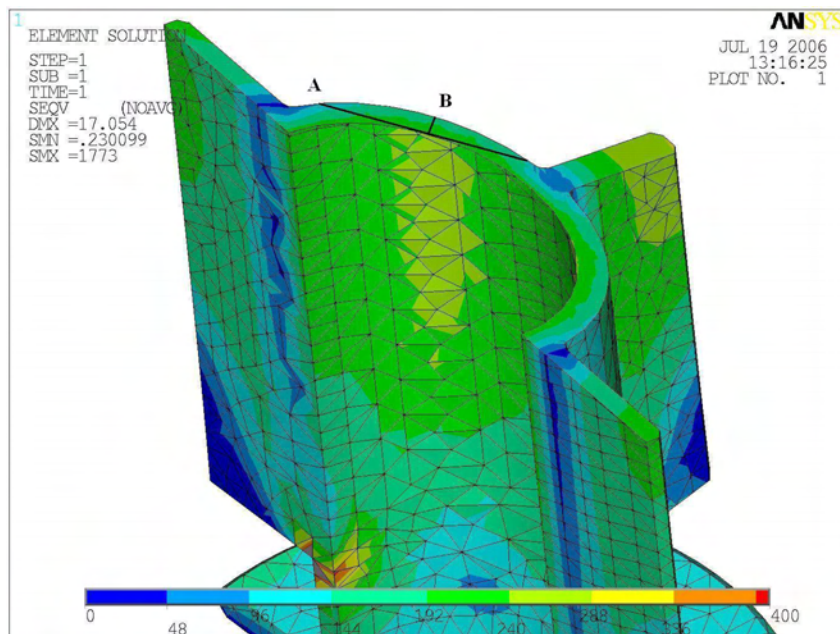


Abbildung 3.51: Schnitt durch die heiße Leitung entlang des höchstbelasteten Bereichs im mittleren Bereich mit eingezeichneten Schnittlinien A und B für die durchgeführte Linearisierung

Aufgrund dieses hohen Temperaturgradienten ergeben sich hohe thermische Spannungen. Für den mittleren Schnitt ergeben sich die maximalen Beanspruchungen zu:

$$P_m + P_b + Q < 250\text{MPa} < 536,7\text{MPa}$$

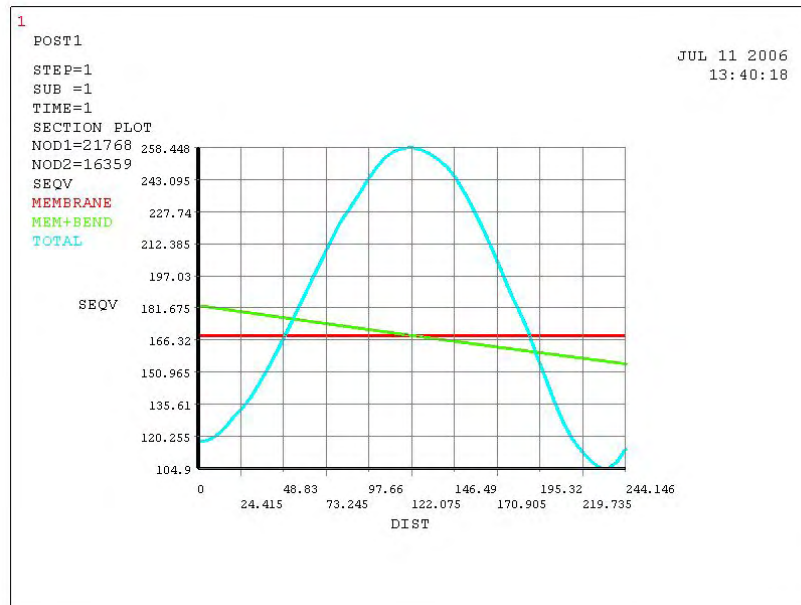


Abbildung 3.52: Für den Schnitt A in Abbildung 3.51 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

Zusätzlich wird nun noch der ungestörte Bereich der heißen Leitung untersucht. Dazu wird, wie in Abbildung 3.54 dargestellt, die heiße Leitung im vorderen Bereich für die Linearisierung geschnitten. Die Auswertung der Schnittlinien A und B kann in den Abbildungen 3.55 und 3.56 nachvollzogen werden.

Die Spitzenspannungen im vorderen Bereich an den Strömungsblechen sind hier nicht zu berücksichtigen, da sie durch Singularitäten zustande kommen und keine merkliche Verformung zur Folge haben aufgrund des duktilen Materials. Deshalb bleiben hier die Spannungen weit unterhalb des Grenzwertes. Der Grad der Ausnutzung des Materials steigert sich mit der Berücksichtigung der Temperatur auf 46,6%.

$$P_m + P_b + Q < 158,9\text{MPa} < 536,7\text{MPa}$$

In Abbildung 3.57 ist der interessierende Teil des Auslassrohres mit Innenzentrierung für die heiße Leitung zu sehen. In rot ist das Maximum der von Mises-Spannung im Bereich der Zentrierung zu erkennen. Hier erfolgt der Schnitt für die Analyse des Bauteiles mit den zwei Schnittlinien A und B. Schnittlinie A verläuft tangential, Schnittlinie B radial zur Wand. Die Verteilung der Spannungen ist für Schnitt A in Abbildung 3.58 und für Schnitt B in Abbildung 3.59 zu erkennen. Der Auslass besitzt auch ein sehr inhomogenes Temperaturfeld, die Temperatur geht auch hier von 280 bis 500°C. Daraus resultieren hohe thermische Spannungen, besonders in Bereichen mit großem Temperaturunterschied. Der Schnitt ist konservativ festgelegt, am Rand

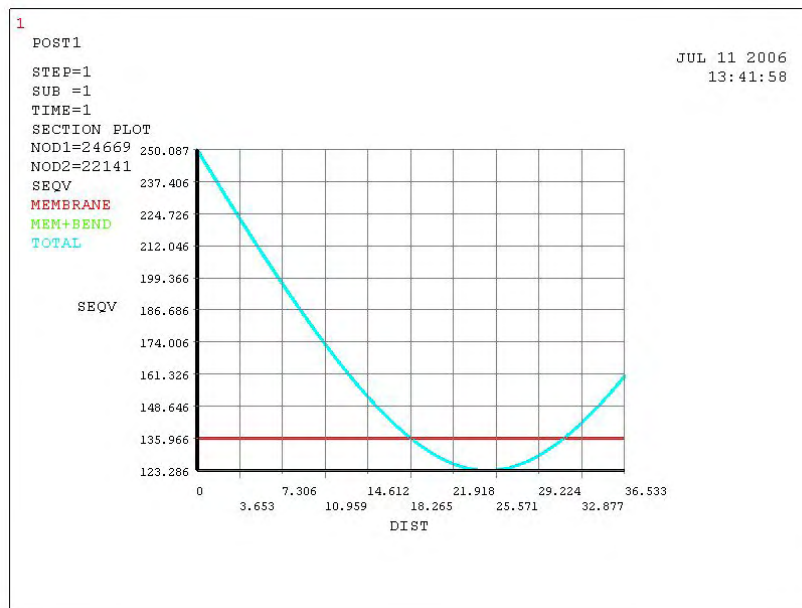


Abbildung 3.53: Für den Schnitt B in Abbildung 3.51 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

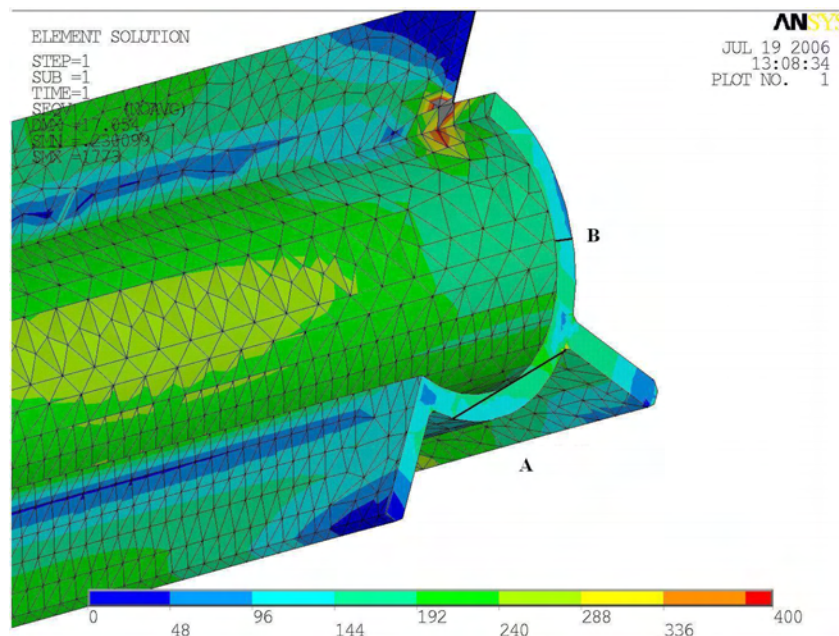


Abbildung 3.54: Schnitt durch den vorderen Bereich der heißen Leitung entlang des ungestörten Bereichs mit eingezeichneten Schnittlinien A und B für die durchgeführte Linearisierung

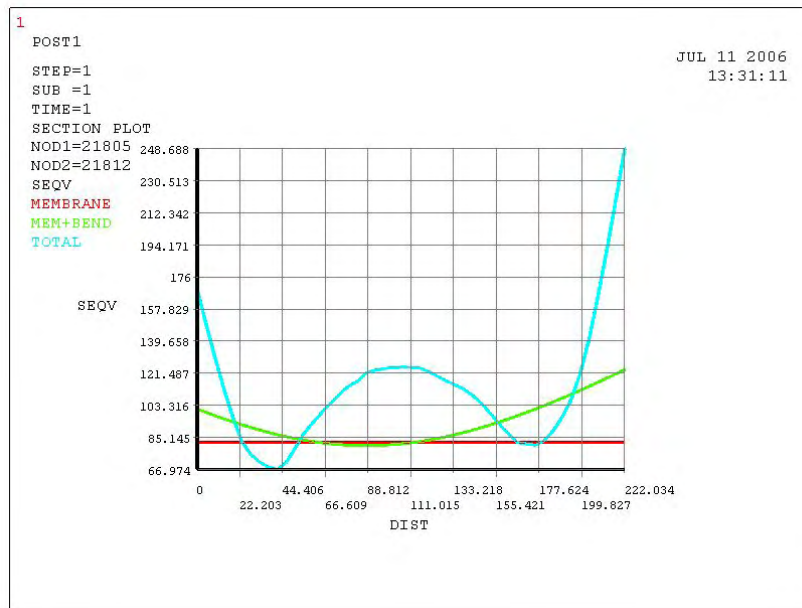


Abbildung 3.55: Für den Schnitt A in Abbildung 3.54 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

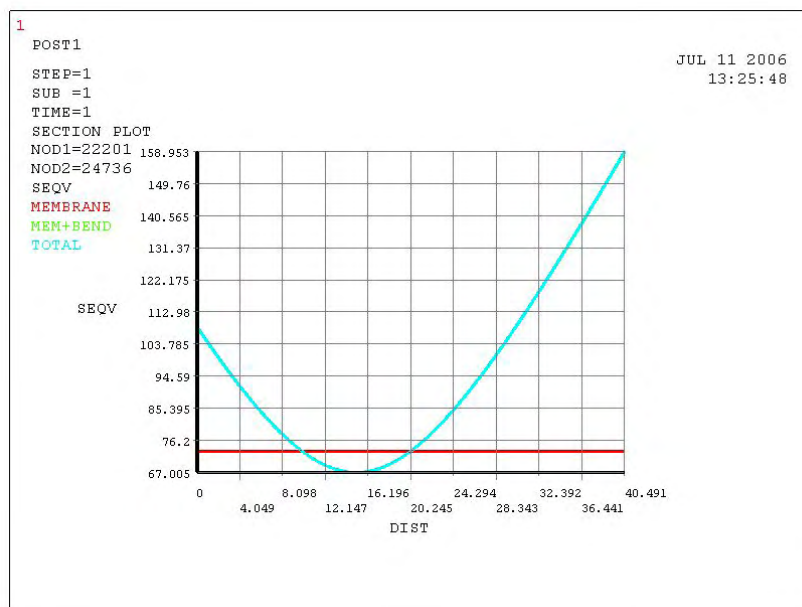


Abbildung 3.56: Für den Schnitt B in Abbildung 3.54 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

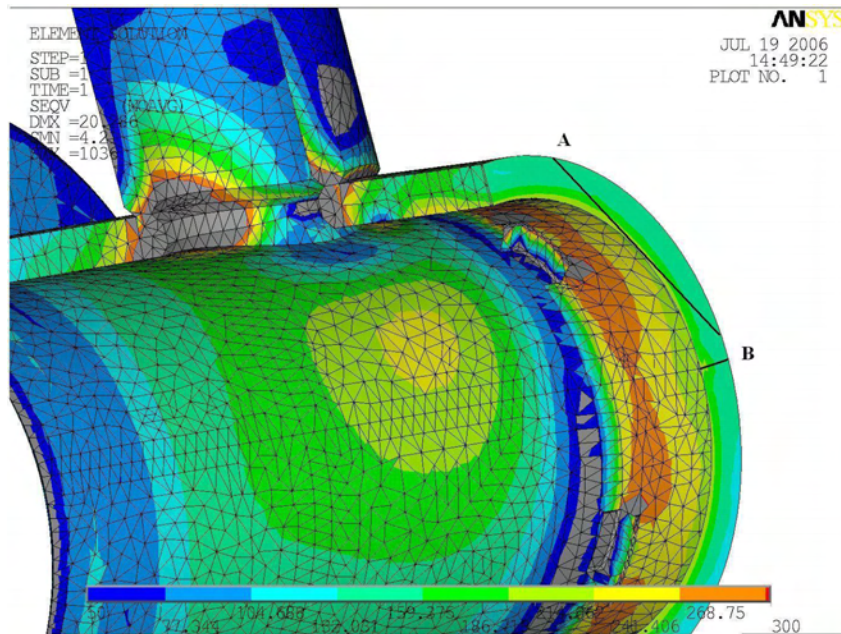


Abbildung 3.57: Schnitt durch das Aussenrohr des Auslasses des RDB entlang des interessierenden Bereichs mit eingezeichneten Schnittlinien A und B für die durchgeführte Linearisierung

der höchsten Spannungen und repräsentiert die sekundären Spannungen in diesem Fall am besten. Trotz der hohen thermischen Dehnung sind die auftretenden Spannungen nicht so hoch. Für den Auslass sind daher die primären Spannungen entscheidender für die Auslegung als die sekundären Spannungen (Grad der Ausnutzung von 70,6% im Vergleich zu 46,3% für den Fall der sekundären Spannungen).

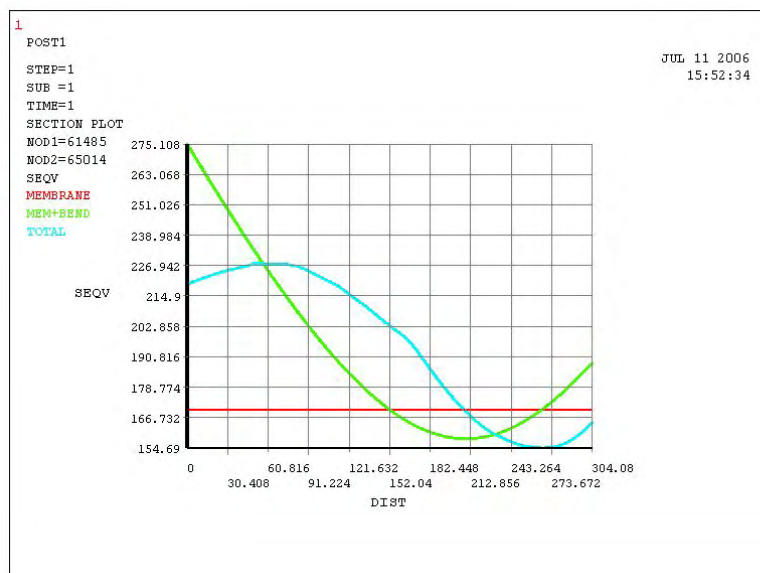


Abbildung 3.58: Für den Schnitt A in Abbildung 3.57 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

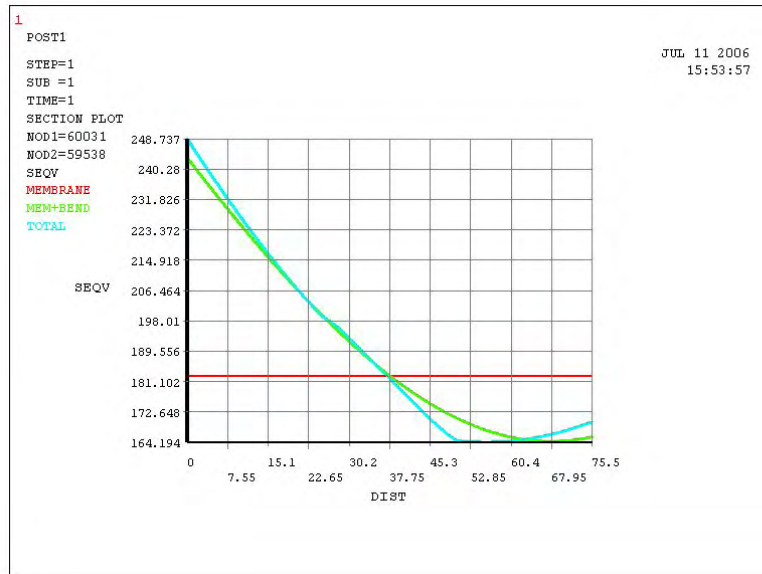


Abbildung 3.59: Für den Schnitt B in Abbildung 3.57 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

$$P_m + P_b + Q < 275\text{MPa} < 594\text{MPa}$$

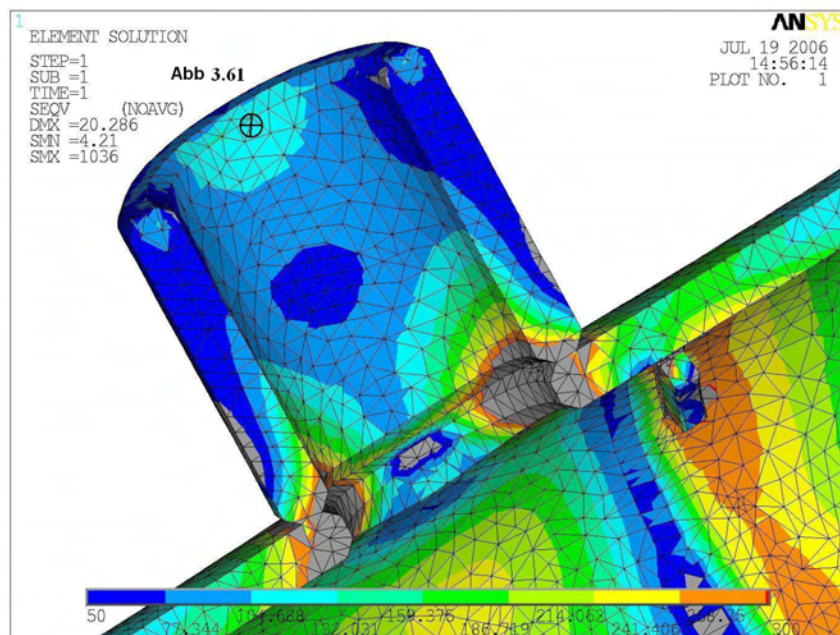


Abbildung 3.60: Schnitt durch den Flanschfortsatz des Auslassrohres entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneter Schnittlinie senkrecht zur Betrachtungsebene für die durchgeführte Linearisierung

In Abbildung 3.60 ist der Flanschfortsatz in einem Halbschnitt zu erkennen. Die Auswertung und Linearisierung erfolgt im oberen Bereich des Flanschfortsatzes, wobei die Schnittlinie

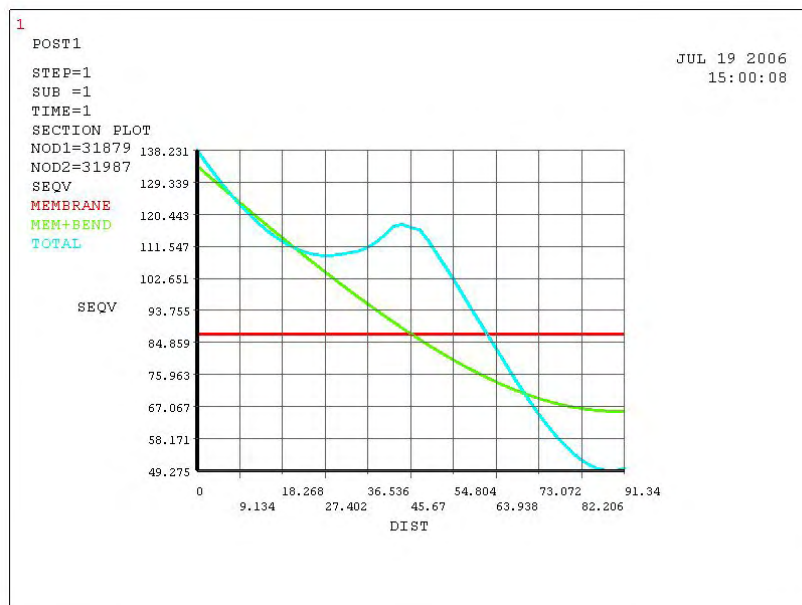


Abbildung 3.61: Für den Schnitt in Abbildung 3.60 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneten Sekundärspannungen über die Schnittlänge

senkrecht zur Betrachtungsebene dargestellt ist. Im ungestörten Bereich bleiben die Spannungen weit unterhalb des gegebenen S_m Wertes. Dieses Bauteil besitzt eine konstante Temperatur von 500°C , dies führt zur Steigerung der Vergleichspannung im Vergleich zur Beanspruchungsstufe 0. Das Profil der Vergleichspannungsverteilung bleibt aber gleich. Für die maximalen Spannungen ergibt sich:

$$P_m + P_b + Q < 135\text{MPa} < 594\text{MPa}$$

Spannungspitzen

Die Untersuchung der Spitzenspannungen erfolgt ebenfalls nach der Vorgabe der KTA-Vorschriften [9]. Das betrachtete Modell besitzt eine große Anzahl von Bereichen mit Spitzenspannungen. Allerdings sind von diesen nur einige entscheidend für die Bewertung der Festigkeit des Bauteil. Diese werden im Folgenden näher betrachtet. Im Bereich der Spitzenspannung, also im gestörten Bereich des Bauteiles wird ein feines Netz festgelegt, welches eine genau Auswertung der Spitzenspannungen erlaubt. Im ungestörten Bereich kann das Netz sehr grob bleiben ohne dass das Ergebnis an Genauigkeit abnimmt. In jedem Schnitt werden drei Kurven festgelegt. Der Grenzwert für die Spitzenspannung (als TOTAL in den Kurven bezeichnet) ist für eine Beanspruchung von 1000 Zyklen berechnet. In Abbildung 3.62 ist ein Schnitt durch den rechten Flanschbereich des Aussenrohres mit einer Netzverfeinerung zur Kante hin zu erkennen. Im höchstbelasteten Bereich werden von der Kante aus in strahlenförmiger Anordnung drei Schnittlinien A,B und C festgelegt um die entsprechende Linearisierung der Spannungen durchzuführen. Die Auswertung der Schnittlinien ist in den Abbildungen 3.63, 3.64 und 3.65 für den jeweiligen Schnitt zu sehen.

Wie zu erkennen ist, teilt sich die Gesamtspannung lediglich in Membranspannung und in Spitzenspannung auf, es gibt keinen Biegespannungsanteil. Obwohl die Spannungen sehr hoch sind, bleiben sie klein im Vergleich zum festgelegten Grenzwert für S_a .

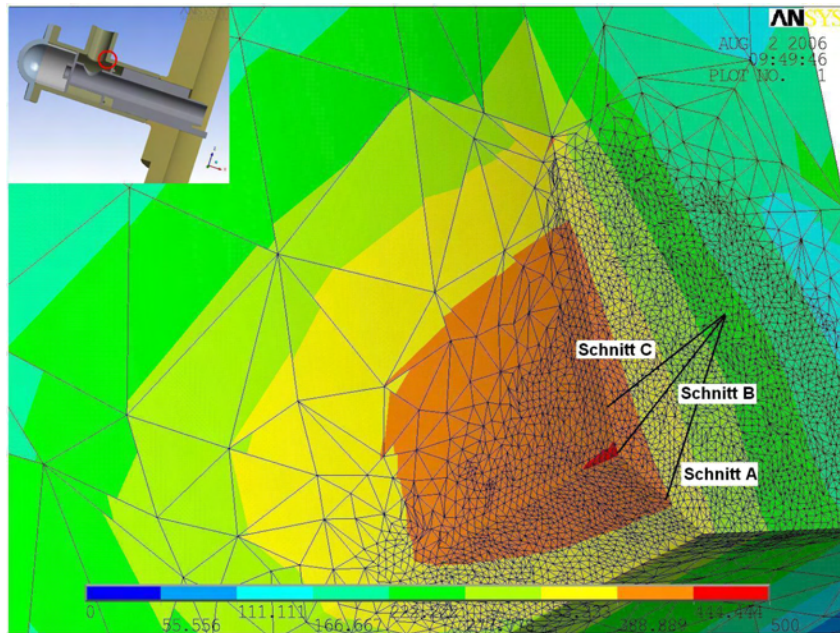


Abbildung 3.62: Schnitt durch den rechten Flanschbereich des Aussenrohres entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneten Schnittlinien A,B und C für die durchgeführte Linearisierung

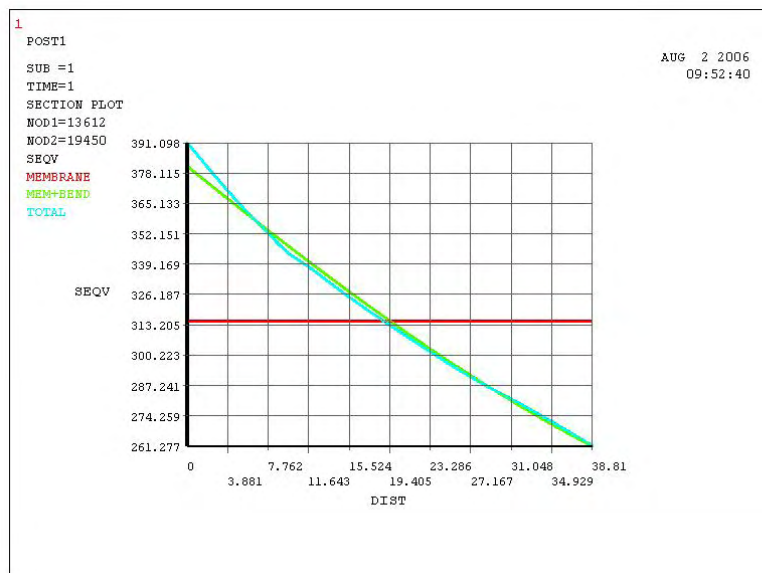


Abbildung 3.63: Für den Schnitt A in Abbildung 3.62 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichneter Spitzenspannung (Total) über die Schnittlänge

$$P_m + P_b + Q + F < 448MPa < 1100MPa$$

Erwartungsgemäß befindet sich das Maximum der Spitzenspannung auf der mittleren Schnittlinie B, verursacht durch die Symmetrie der Geometrie.

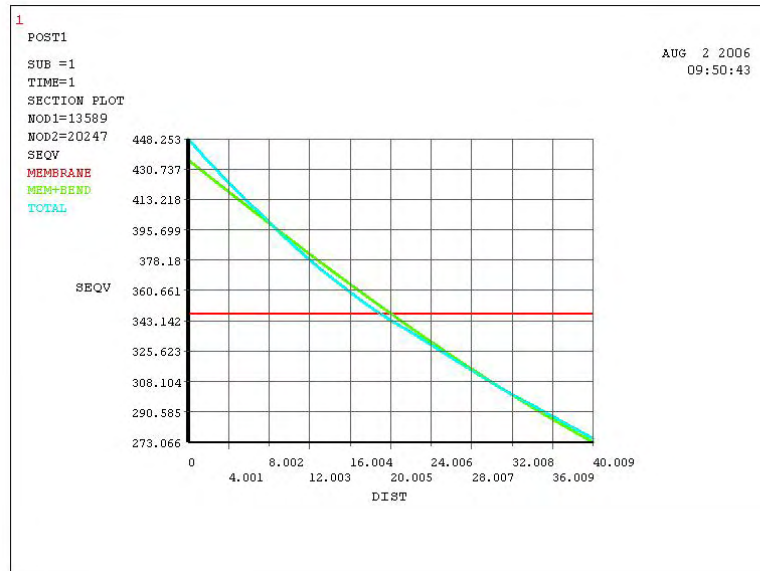


Abbildung 3.64: Für den Schnitt B in Abbildung 3.62 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

Die gleiche Untersuchung erfolgt für den linken Flanschbereich des Aussenrohres. Auch hier wird ein Schnitt durch den höchstbelasteten Bereich durchgeführt und entsprechend zur Kante hin eine Netzverfeinerung durchgeführt (siehe Abbildung 3.66). Die Auswertung der drei strahlenförmig gelegten Schnittlinien A,B und C kann in den Abbildungen 3.67, 3.68 und 3.69 nachverfolgt werden.

Wie zu erkennen ist, weist das Vergleichsspannungsprofil hier einen ähnlichen Verlauf auf wie im rechten Flanschbereich des Aussenrohres. Auch hier tritt die Maximalspannung im Bereich der Schnittlinie B auf und somit ergibt sich mit S_a :

$$P_m + P_b + Q + F < 541MPa < 1100MPa$$

Auch im Bereich des Ein- und Auslasses am Druckbehälter selbst treten große Spitzenspannungen auf. Diese ergeben sich wie schon bei der Betrachtung des Flanschbereiches des Aussenrohres aufgrund der Verschwächung des Zylinders durch die Bohrung und der damit verbundenen Spannungserhöhung. Zusätzlich wirkt sich noch die erhöhte Temperatur aus, allerdings ist diese im Bereich der Ein- und Auslässe des RDB nicht so maßgebend wie im Bereich der heißen Leitung im Auslassrohr. In Abbildung 3.70 ist ein Schnitt durch den oberen Flanschbereich des Auslasses entlang des höchstbelasteten Bereichs dargestellt. Die Linearisierung für die Schnittlinien A, B und C ist in den Abbildungen 3.71, 3.72 und 3.73 dargestellt.

Im Bereich des Auslasses befindet sich die heiße Leitung, die sich aufgrund der auftretenden hohen Temperaturen ausdehnt und somit bei Kontakt mit dem Auslassbereich eine Spannungserhöhung verursachen würde. Da aber der Spalt zwischen heißer Leitung und Flansch entsprechend

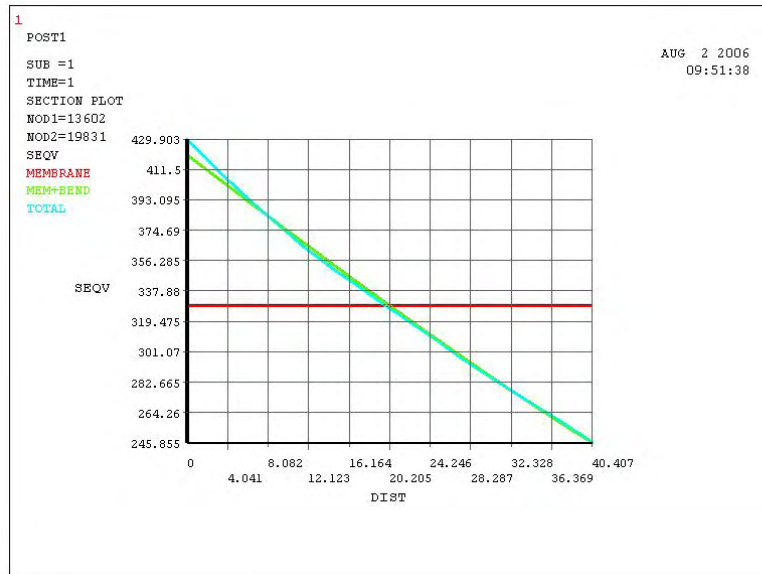


Abbildung 3.65: Für den Schnitt C in Abbildung 3.62 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

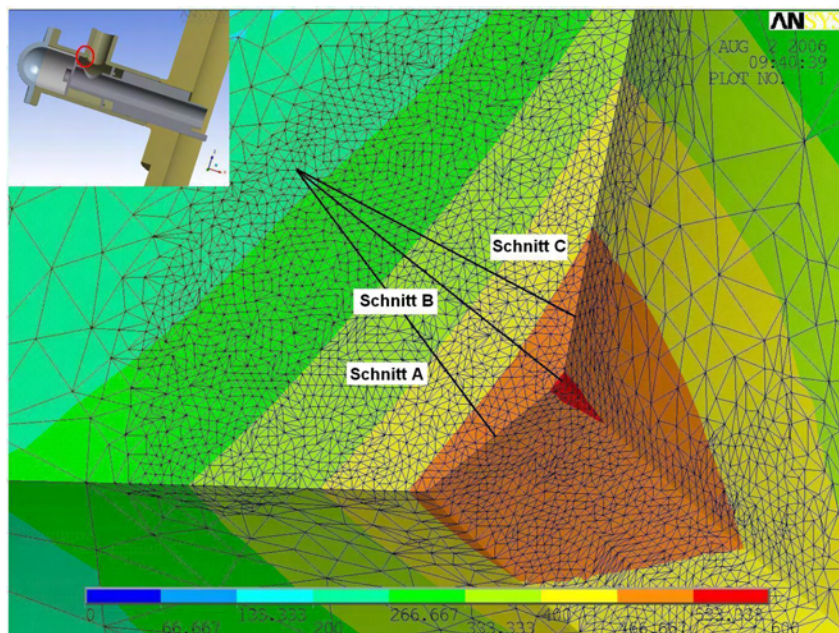


Abbildung 3.66: Schnitt durch den linken Flanschbereich des Aussenrohres entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneten Schnittlinien A,B und C für die durchgeführte Linearisierung

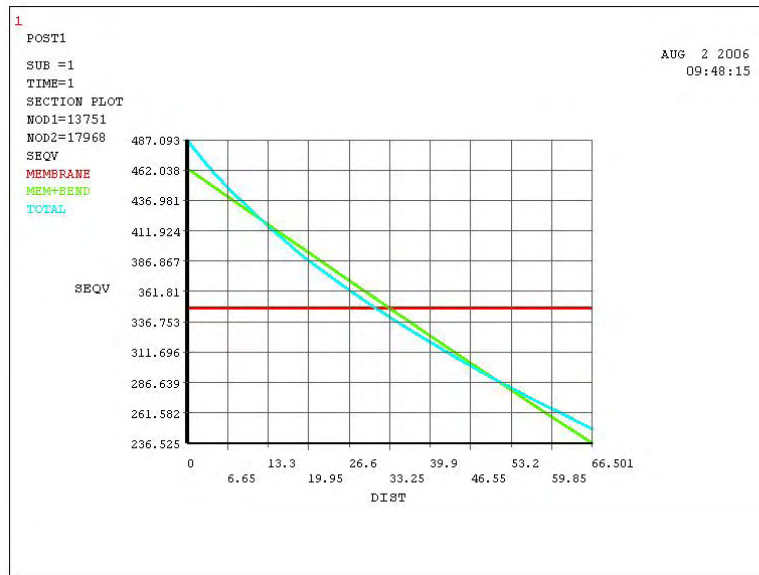


Abbildung 3.67: Für den Schnitt A in Abbildung 3.66 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

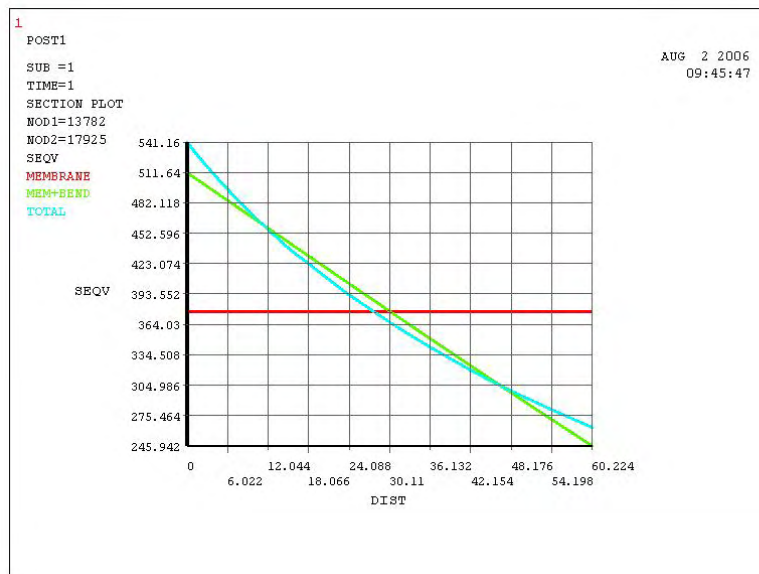


Abbildung 3.68: Für den Schnitt B in Abbildung 3.66 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

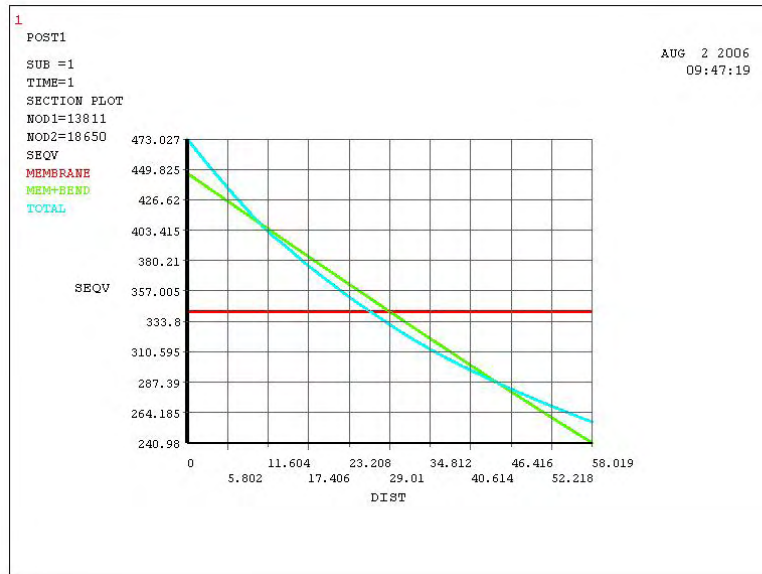


Abbildung 3.69: Für den Schnitt C in Abbildung 3.66 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

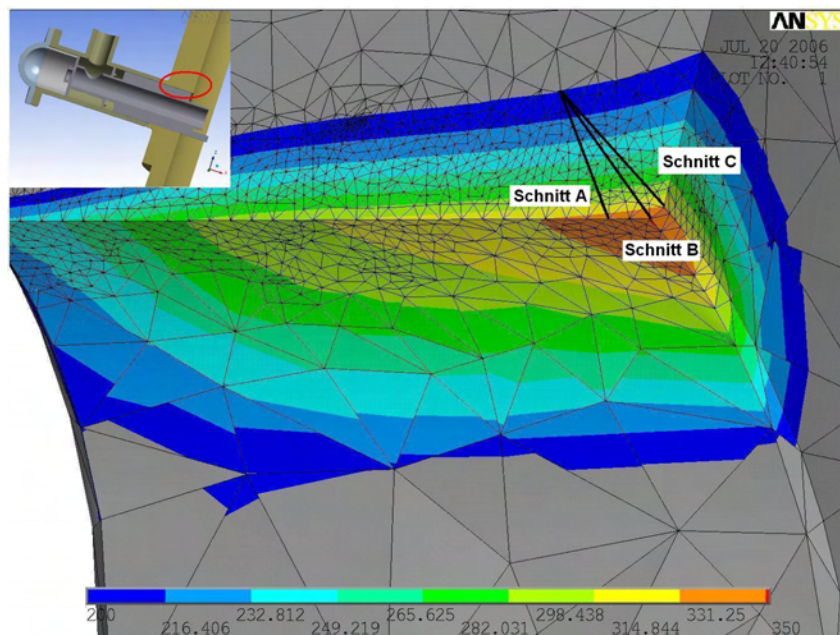


Abbildung 3.70: Schnitt durch den oberen Flanschbereich des RDB-Auslasses entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneten Schnittlinien A,B und C für die durchgeführte Linearisierung

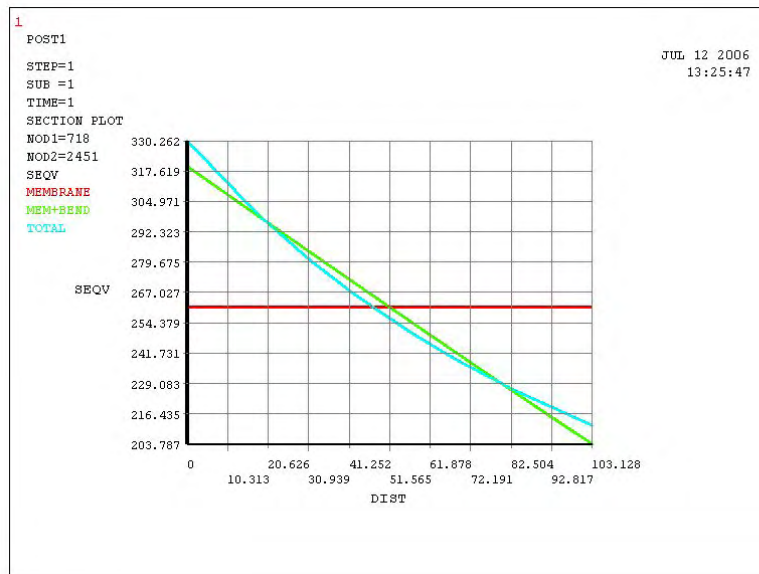


Abbildung 3.71: Für den Schnitt A in Abbildung 3.70 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

dimensioniert ist, so dass auch im Betrieb eine ausreichende Reserve zur Verfügung steht treten in diesem Bereich keine zusätzlichen Spannungen auf. Die maximale Spannung tritt im Bereich der Schnittlinie B mit einem Wert von 334,9 MPa auf.

$$P_m + P_b + Q + F < 335MPa < 1100MPa$$

Im unteren Bereich des Flansches des RDB-Auslasses ergibt sich aufgrund der Führungsschiene für die heiße Leitung ein anderes Bild. In Abbildung 3.74 ist der Flansch mit Führungsschiene dargestellt. Es ist ersichtlich das der Bereich mit den maximalen von-Mises Vergleichsspannungen entlang der Unterkante der Führungsschiene verläuft. Dies ist noch einmal in vergrößerter Form in Abbildung 3.75 dargestellt. Diese Spannungsspitzen ergeben sich aufgrund von Singularitäten entlang dieser Kante.

Für die Auswertung wird dieser Bereich daher nicht berücksichtigt, die Auswertung erfolgt entlang der Schnittlinien A, B und C (siehe Abbildungen 3.76 , 3.77 und 3.78. Für diese kann davon ausgegangen werden, dass keine Beeinflussung durch die Spannungsspitzen der Führungsschiene mehr vorliegt. Die erfolgte Verfeinerung konnte nicht weiter verbessert werden, da die Kapazitäten des verwendeten Prozessors hierfür nicht ausreichten. Daher ist der Profilverlauf für den Schnitt C sehr un stetig. Trotzdem kann der Maximalwert für die Spitzenspannung mit 332,4 MPa bestimmt werden. Auch hier liegt der Grenzwert für S_a wieder viel höher:

$$P_m + P_b + Q + F < 332MPa < 1100MPa$$

Für den oberen Bereich des RDB-Einlasses (siehe Abbildung 3.79 ergibt sich ein ähnliches Bild wie für den oberen Bereich des Auslasses, die maximale Spannung tritt im Bereich der Schnittlinie B (siehe Abbildung 3.81) mit 366,3 MPa auf.

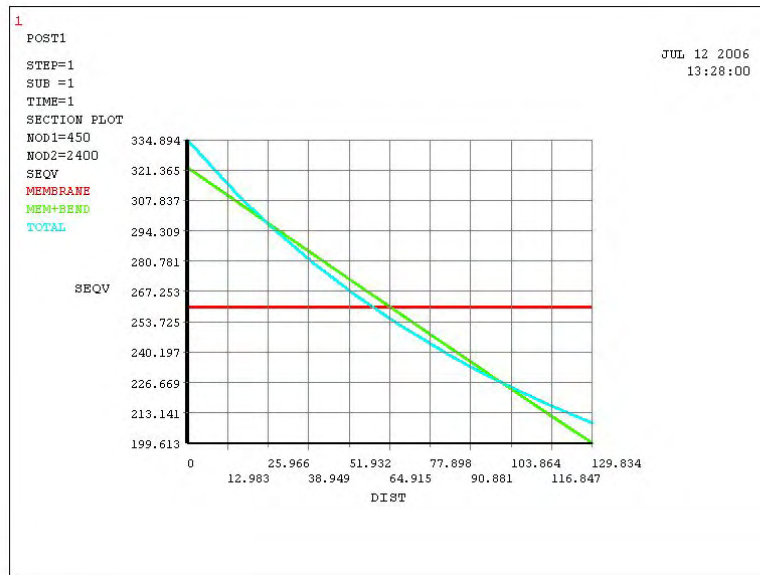


Abbildung 3.72: Für den Schnitt B in Abbildung 3.70 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

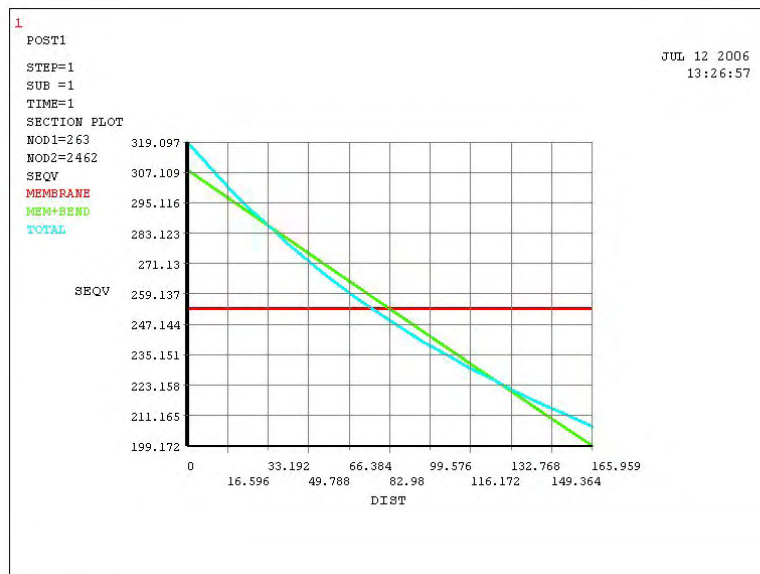


Abbildung 3.73: Für den Schnitt C in Abbildung 3.70 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

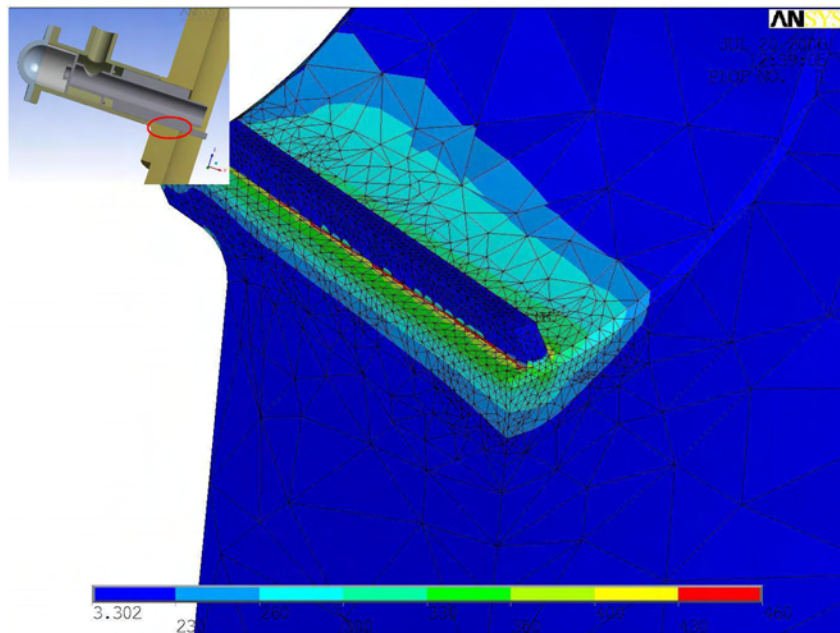


Abbildung 3.74: Darstellung der von-Mises Vergleichsspannung für den unteren Flanschbereich des RDB-Auslasses mit Führungsschiene

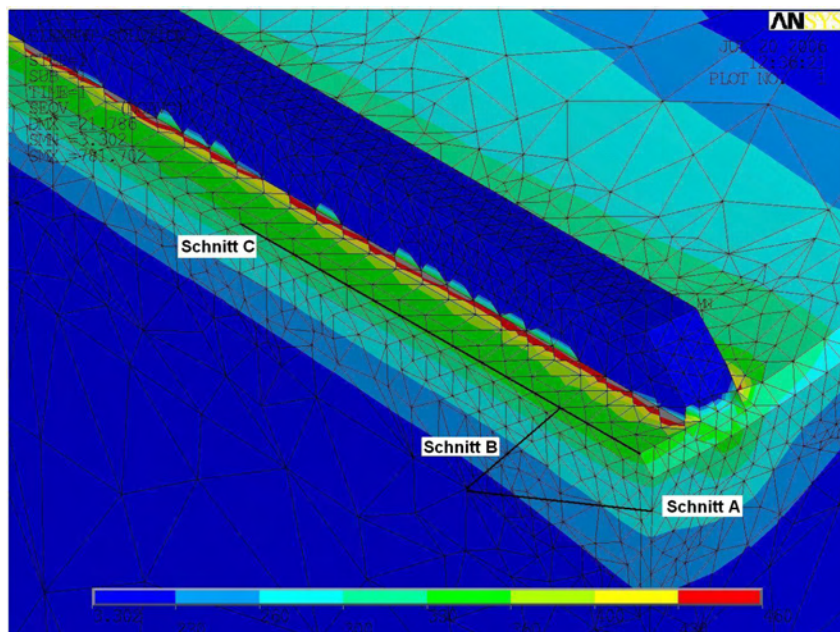


Abbildung 3.75: Vergrößerung des höchstbelasteten Bereichs entlang der Führungsschiene mit den eingezeichneten Schnittlinien A,B und C für die durchgeführte Linearisierung

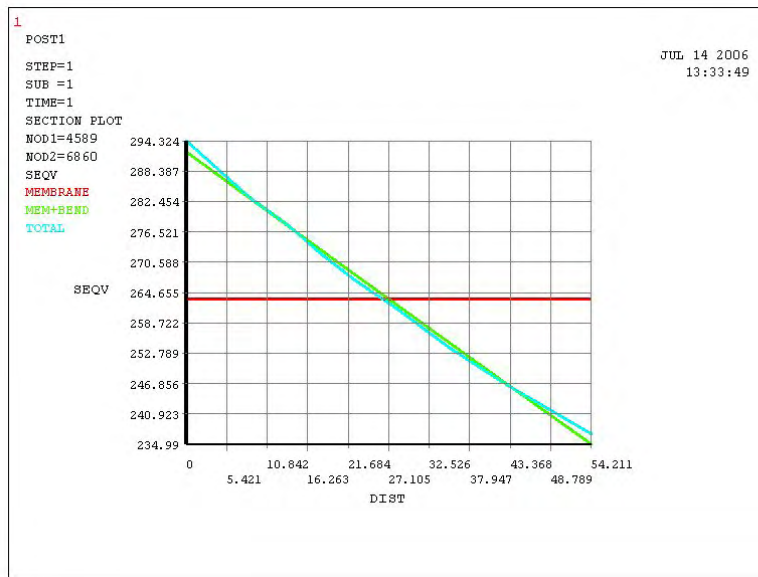


Abbildung 3.76: Für den Schnitt A in Abbildung 3.75 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

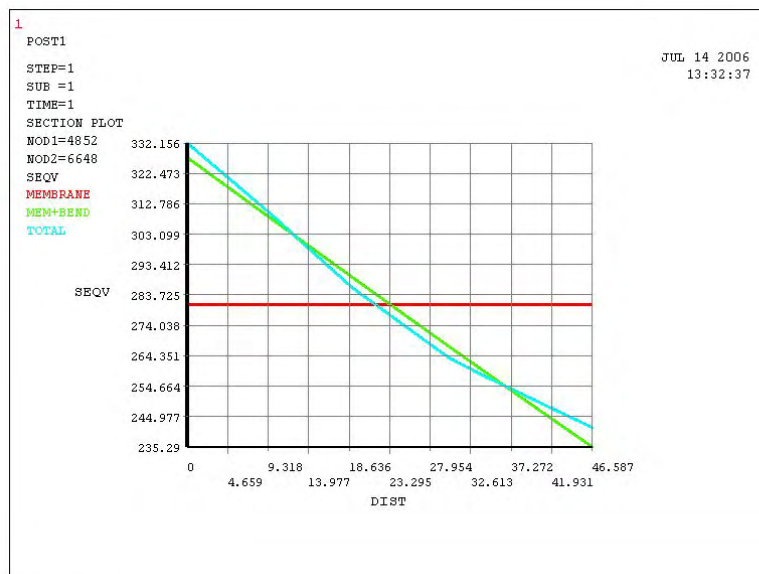


Abbildung 3.77: Für den Schnitt B in Abbildung 3.75 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

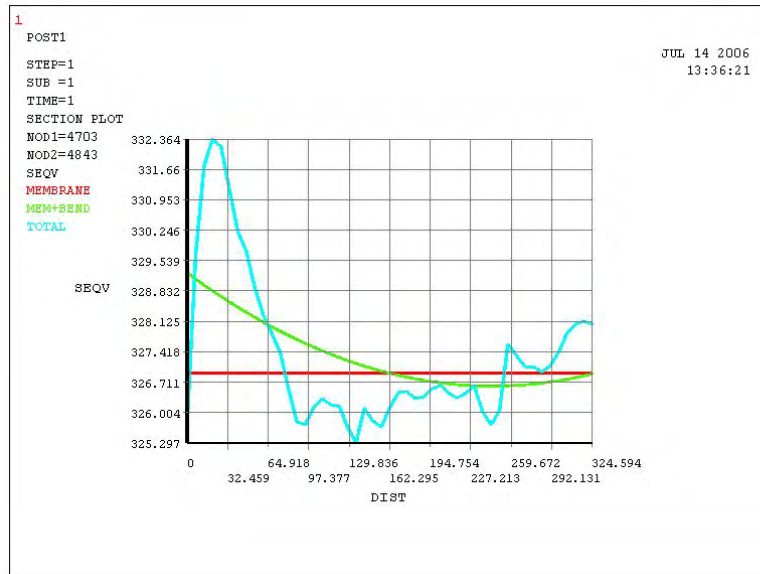


Abbildung 3.78: Für den Schnitt C in Abbildung 3.75 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

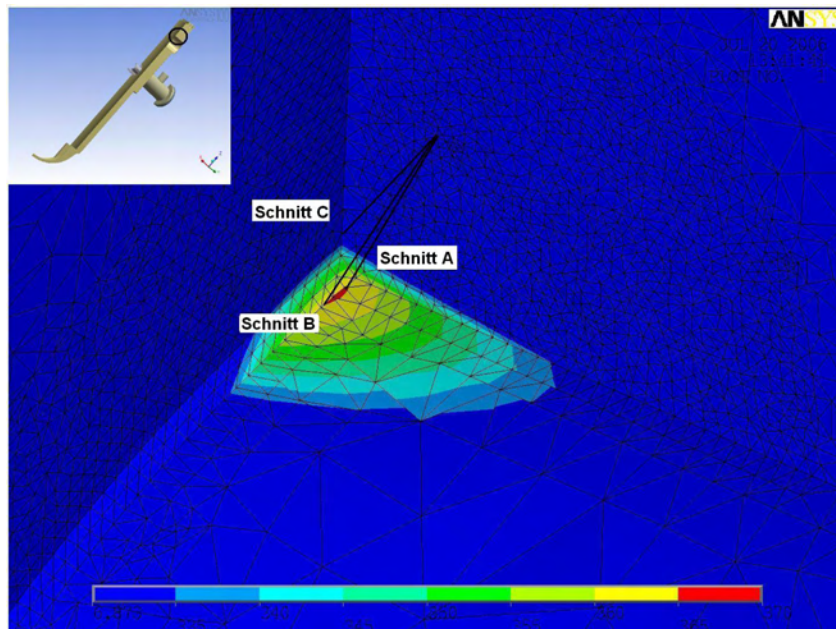


Abbildung 3.79: Schnitt durch den oberen Flanshbereich des RDB-Einlasses entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneten Schnittlinien A,B und C für die durchgeführte Linearisierung

$$P_m + P_b + Q + F < 366MPa < 1100MPa$$

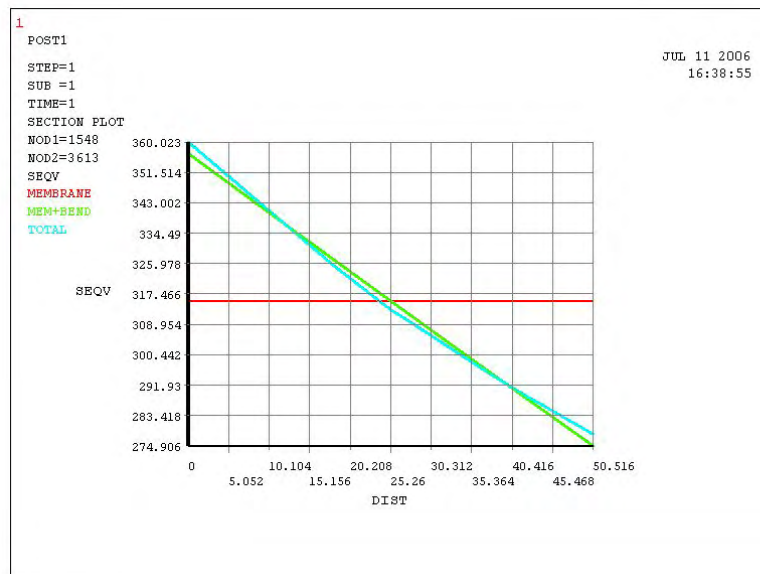


Abbildung 3.80: Für den Schnitt A in Abbildung 3.79 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

Für den unteren Bereich des Einlasses ergibt sich aufgrund der ähnlichen Geometrie und der gleichen thermischen und mechanischen Belastungen ein ähnlicher Verlauf wie für die Oberseite. In Abbildung 3.83 ist der Schnitt durch den unteren Bereich des Flansches entlang der höchsten Belastung dargestellt. Die Linearisierung erfolgt wieder über drei Schnitte A, B und C. Die Auswertung ist in Abbildung 3.84, 3.85 bzw. 3.86 zu sehen.

Es ergibt sich im Bereich der Schnittlinie B (siehe Abbildung 3.85) ein Maximum von 354 MPa, welches aber wieder weit unterhalb des Grenzwertes liegt:

$$P_m + P_b + Q + F < 354MPa < 1100MPa$$

In Abbildung 3.87 ist ein Halbschnitt der heißen Leitung mit den auftretenden von-Mises Vergleichsspannungen dargestellt. Es ist zu erkennen, dass im Bereich des seitlichen Strömungsbleches die maximale Spannung auftritt. Diese ergibt sich aufgrund der thermischen Dehnung der heißen Leitung ist aber im Vergleich zur Beanspruchungstufe 0 nur um einen geringen Betrag höher. Dieser Bereich ist in Abbildung 3.88 vergrößert dargestellt, die Linearisierung erfolgt entlang der eingezeichneten Schnittlinie.

In Abbildung 3.89 ist die Spannungsverteilung entlang der Schnittlinie zu erkennen, es ergibt sich ein Spannungsmaximum von 289 MPa. Dies ist noch weit vom Maximalwert von 1100 MPa entfernt, allerdings muss berücksichtigt werden, dass die heiße Leitung schon mit einer großen thermischen Belastung beaufschlagt ist.

$$P_m + P_b + Q + F < 289MPa < 1100MPa$$

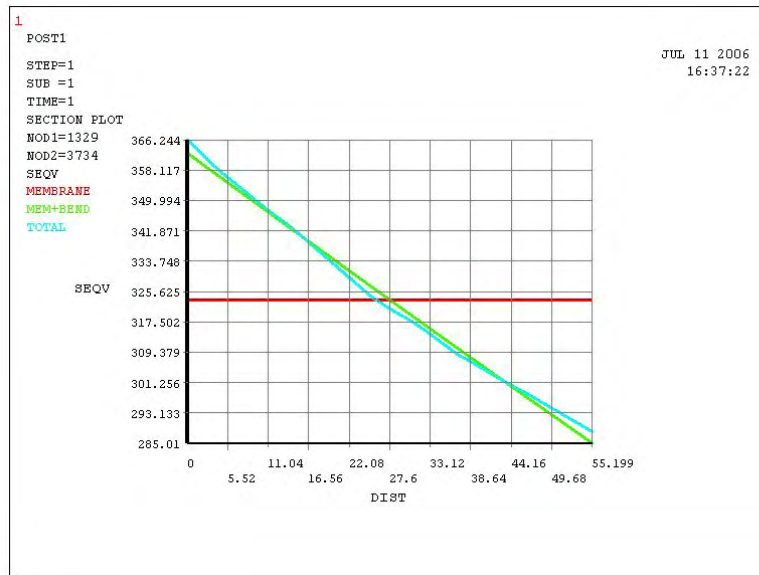


Abbildung 3.81: Für den Schnitt B in Abbildung 3.79 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

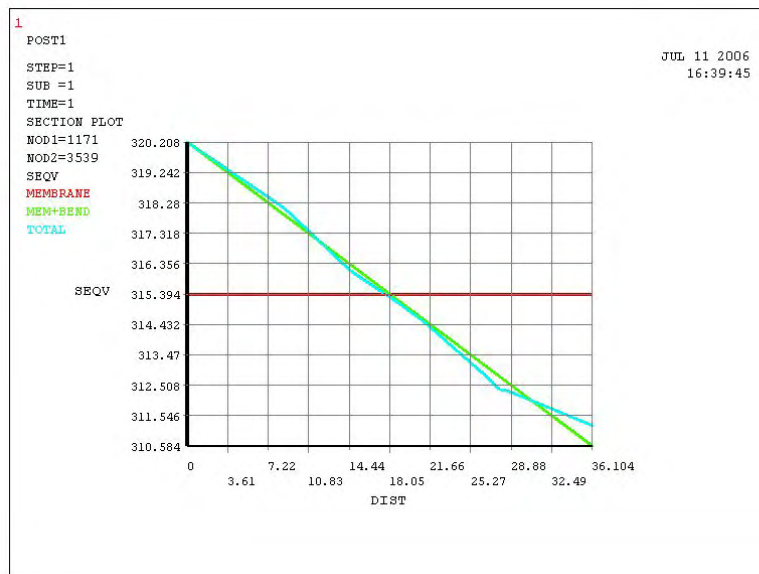


Abbildung 3.82: Für den Schnitt C in Abbildung 3.79 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

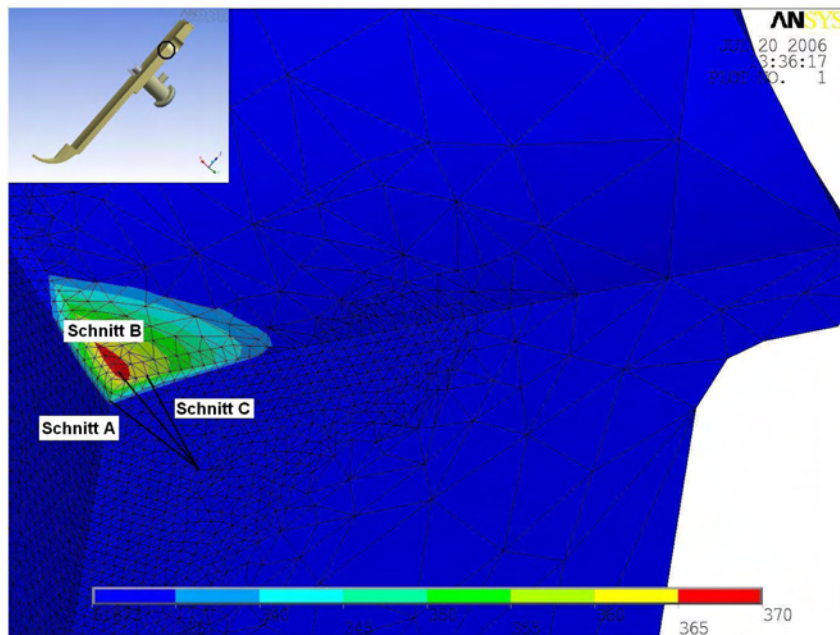


Abbildung 3.83: Schnitt durch den unteren Flanschbereich des RDB-Einlasses entlang des höchstbelasteten Bereichs mit eingezeichneten Schnittlinien A,B und C für die durchgeführte Linearisierung

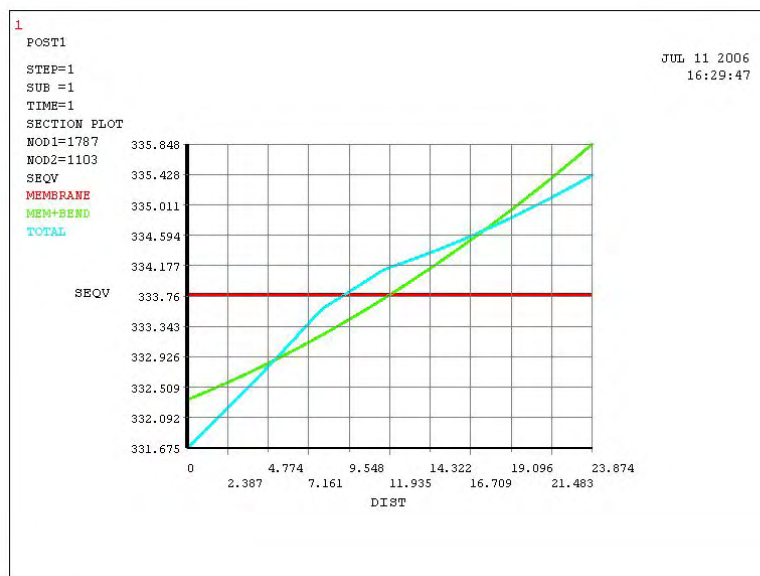


Abbildung 3.84: Für den Schnitt A in Abbildung 3.83 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

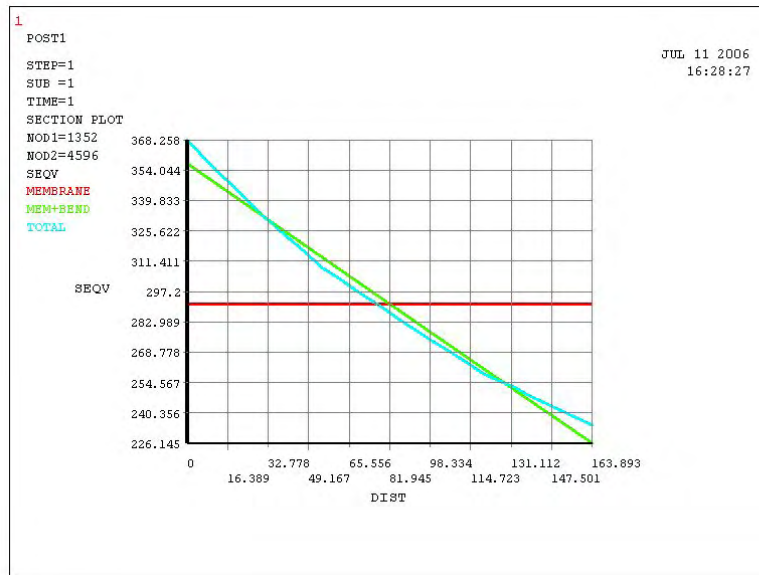


Abbildung 3.85: Für den Schnitt B in Abbildung 3.79 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

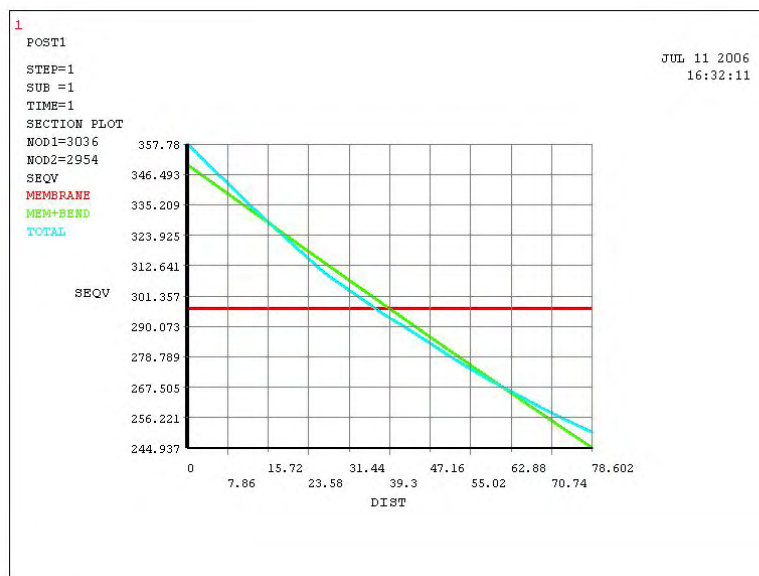


Abbildung 3.86: Für den Schnitt C in Abbildung 3.79 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

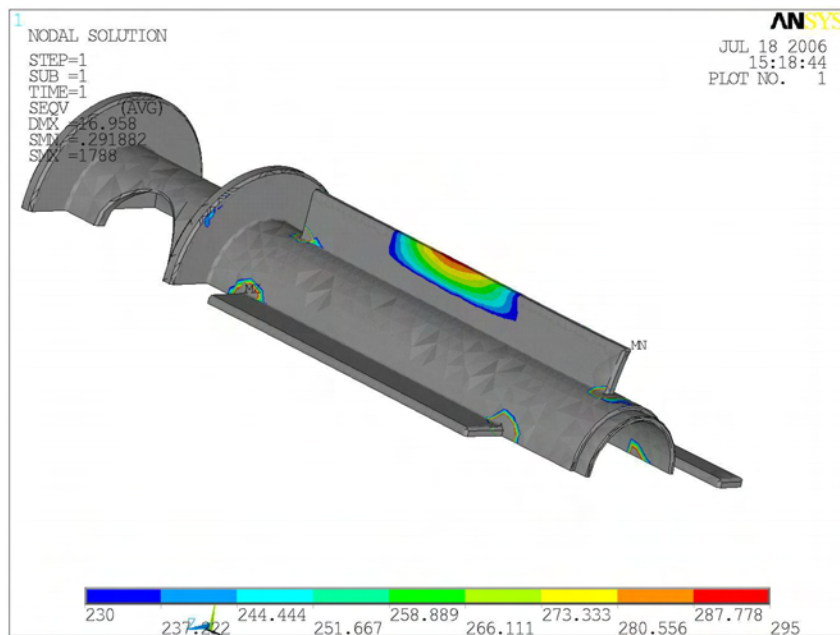


Abbildung 3.87: Ausschnitt des Modells für die heiße Leitung und Verlängerung mit dargestellter Verteilung der von-Mises Vergleichsspannung

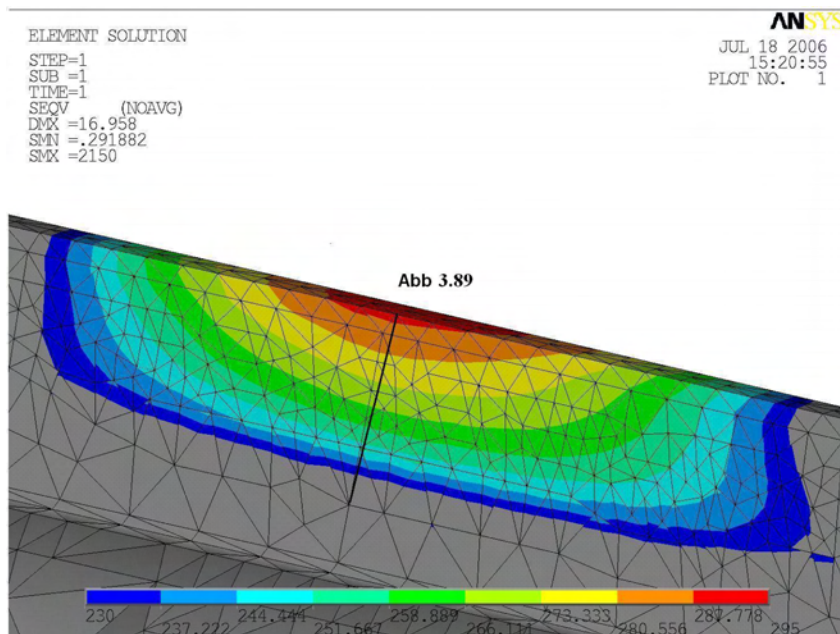


Abbildung 3.88: Vergrößerung des höchstbelasteten Bereichs der heißen Leitung entlang des Strömungsblechs mit den eingezeichneten Schnittlinie für die durchgeführte Linearisierung

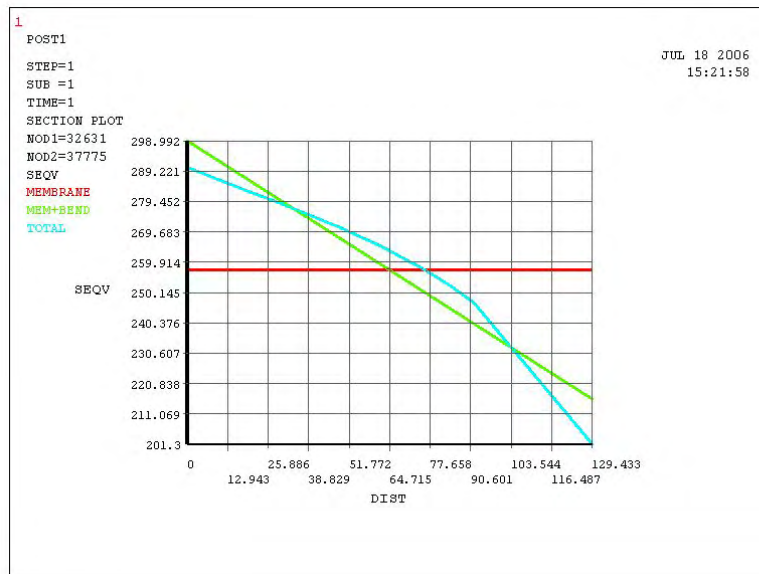


Abbildung 3.89: Für den Schnitt in Abbildung 3.88 durchgeführte Linearisierung mit eingezeichnetem eingezeichnetem Spannungsverlauf über die Schnittlänge

3.5 Zusammenfassung der Ergebnisse

In Tabelle 3.3 sind die für die jeweils betrachtete Spannung (primär oder sekundär) einer Komponente die berechneten maximalen Werte σ_{max} in N/mm^2 gegeben und der entsprechend zulässigen Spannung σ_{zul} in N/mm^2 gegenübergestellt. Aus dem Quotienten der vorhandenen Spannung σ_{max} und der maximal zulässigen Spannung σ_{zul} ergibt sich dann der Grad der Ausnutzung des Materials in Prozent. Die berücksichtigten Spannungen sind wie folgt bezeichnet:

- P_m : Primäre Membranspannung, lokal oder global
- P_b : Primäre Biegespannung
- Q : Sekundäre Spannungen
- F : Spannungsspitzen

Es ist ersichtlich, daß z.B. für den verstärkten Bereich des RDB für den derzeitigen Durchmesser für die Membran und Biegespannung noch eine Reserve von ca. 50 % bzw. 60% vorhanden ist. Da im Rahmen des Projekts auch Kerne mit einem größeren Durchmesser in Betracht gezogen werden, kann zum Einen dieses vorhandene Material benutzt werden um den Innendurchmesser des Druckbehälters weiter zu vergrößern, zum Anderen kann die Dicke der RDB-Wand weiter erhöht werden. Allerdings ist die Wandstärke durch die gegebenen Fertigungstechnologien beschränkt, d.h. es ist erwünscht die maximale Wandstärke auf ein Minimum zu reduzieren. Im nächsten Kapitel wird nun untersucht, in wieweit eine Reduzierung über die Optimierung des Designs möglich ist. Generell ist das vorhandene Design mit einer ausreichenden Sicherheit dimensioniert, in allen Fällen ist der Grad der Ausnutzung bei max. 80 % oder darunter. Für die sekundären Spannungen bewegt sich dieser Wert sogar um die 50 %.

	berücksichtigte Spannungen (MPa)	Max. vorhandene Spannung (MPa) σ_{max}	Zulässige Spannung σ_{zul} (MPa)(1000 Zyklen für S_a)	Grad der Ausnutzung (%)
verstärkter Bereich RDB	P_m	102,73	$S_m=210$	49%
	$P_m + P_b$	125,2	$1,5 * S_m=315$	39,7%
	$P_m + P_b+Q$	143,5	$3 * S_m=630$	22,7%
	$P_m + P_b+Q+F$	368	$2 * S_a=1100$	33,48%
Kernbereich RDB	P_m	140	$S_m=215,9$	65,1%
	$P_m + P_b$	165	$1,5 * S_m=323,85$	50,9%
	$P_m + P_b+Q$	173	$3 * S_m=647,7$	26,7%
	$P_m + P_b+Q+F$	334	$2 * S_a=1100$	30,3%
RDB Kugelschale	P_m	178,9	$S_m=215,9$	82,8%
	$P_m + P_b$	206,8	$1,5 * S_m=323,9$	63,8%
	$P_m + P_b+Q$	210	$3 * S_m=647,7$	32,4%
	$P_m + P_b+Q+F$	-	$2 * S_a=1100$	-
Aussenrohr (Auslass)	P_m	140	$S_m=198$	70,6%
	$P_m + P_b$	165	$1,5 * S_m=297$	55,5%
	$P_m + P_b+Q$	275	$3 * S_m=594$	46,3%
	$P_m + P_b+Q+F$	541	$2 * S_a=1100$	49,2%
Heiße Leitung	P_m	45	$S_m=178,9$	25,1%
	$P_m + P_b$	83,5	$1,5 * S_m=268,3$	31,1%
	$P_m + P_b+Q$	250	$3 * S_m=536,7$	46,6%
	$P_m + P_b+Q+F$	289	$2 * S_a=1100$	26,3%
Flanschfortsatz	P_m	85	$S_m=198$	42,9%
	$P_m + P_b$	124	$1,5 * S_m=297$	41,7%
	$P_m + P_b+Q$	135	$3 * S_m=594$	22,7%
	$P_m + P_b+Q+F$	-	$2 * S_a=1100$	-

Tabelle 3.3: Zusammenfassung der Ergebnisse der Festigkeitsanalyse für die verschiedenen Komponenten

3.6 Weitere Untersuchungen

In Kapitel 3.4.1 wurden die verschiedenen Konvektionen für die heiße Leitung, die Innenseite des RDB und das Aussenrohr berechnet. Diese ergeben nach der Berechnung mit ANSYS WORKBENCH das in Abbildung 3.90 und Abbildung 3.91 dargestellte Temperaturfeld.

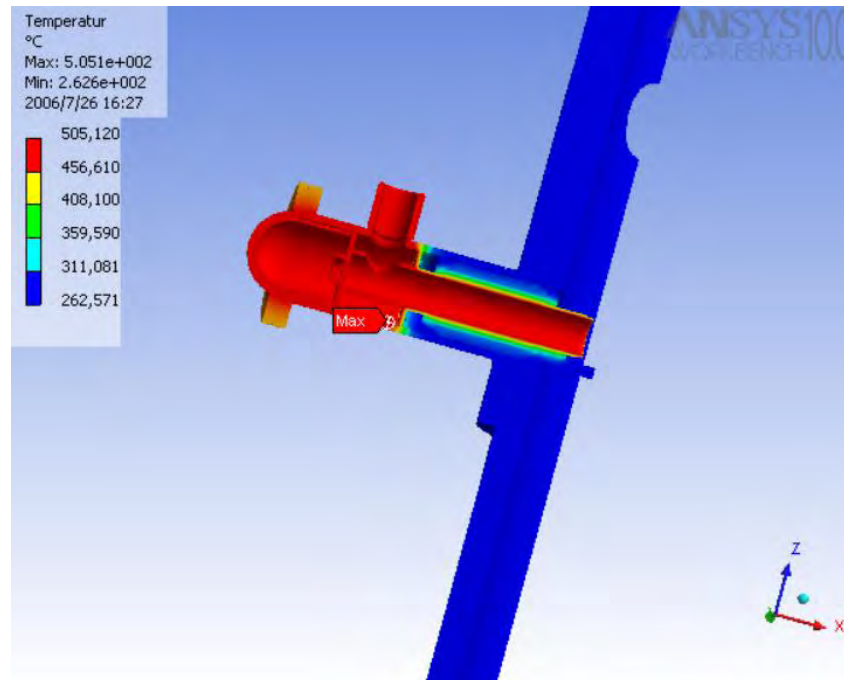


Abbildung 3.90: Darstellung des errechneten Temperaturfeldes in °C im Schnitt für den RDB, die heiße Leitung und das Aussenrohr mit Flanschfortsatz

Es ist zu erkennen, dass im Bereich der heißen Leitung eine sehr inhomogene Temperaturverteilung auftritt. Dies ist auf die Randbedingungen mit einer Temperatur des Frischdampfes von 500 °C im Inneren der heißen Leitung und einer Temperatur des umgebenden Kühlmediums von 280 °C zurückzuführen. Die hohe Temperatur baut sich im Bereich des Rohres über die Strömungsbleche nach außen zur Innenseite des Auslassflansches des RDB konstant ab, so dass in diesem Bereich nur noch Temperaturen im Bereich von 280 °C vorliegen (siehe Abbildung 3.92). Somit ist gezeigt, dass der berechnete Kühlmassenstrom im Aussenrohr ausreicht, um eine Trennung der hohen Temperaturen der heißen Leitung vom Auslassflansch des RDB zu gewährleisten.

Im Bereich des Aussenrohres sowie des Flanschfortsatzes stellt sich aufgrund des Kontaktes der Innenseite mit dem Frischdampf eine konstant hohe Temperatur ein, welche nur aufgrund der Aussenbedingungen von 150 °C graduell abnimmt. Auch im Bereich des Deckels des Aussenrohres stellt sich diese hohe Temperatur ein, da nach einer bestimmten Ausgleichszeit auch der hier zur Verfügung stehende Raum komplett mit Frischdampf angefüllt ist. Auf der Innenseite des RDB stellt sich wie in Abbildung 3.92 zu sehen, eine konstante Temperatur von 280 °C ein, allerdings wird hier auch von einer konstanten Temperatur des Kühlmediums von 280 °C ausgegangen, die im realen Betrieb aufgrund der verschiedenen warmen Massenströme nicht vorhanden ist. Aufgrund der unterschiedlichen Temperaturen an Ein- und Auslass ergibt sich für den Flanschbereich des RDB eine thermische Verformung, welche sich auf die Dichtheit der O-Ringe im Deckel auswirken kann. Wichtig ist vor allem die Differenz der thermischen Verformungen oberhalb des Bereichs des Auslasses im Vergleich zum Einlass.

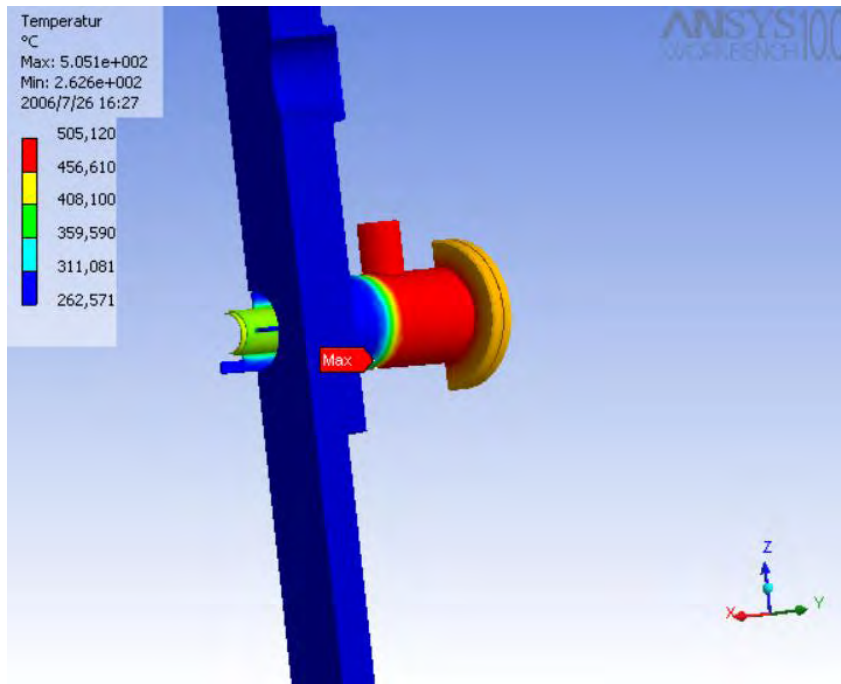


Abbildung 3.91: Aussenansicht des errechneten Temperaturfeldes in °C für den RDB, die heiße Leitung und das Aussenrohr mit Flanschfortsatz

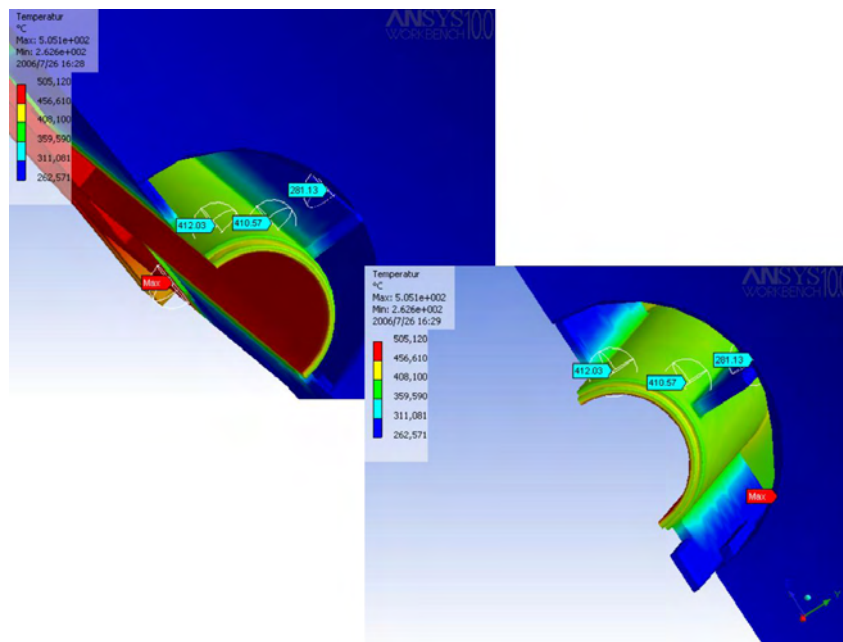


Abbildung 3.92: Vergrößerung für den Bereich der heißen Leitung mit berechneter Temperaturverteilung

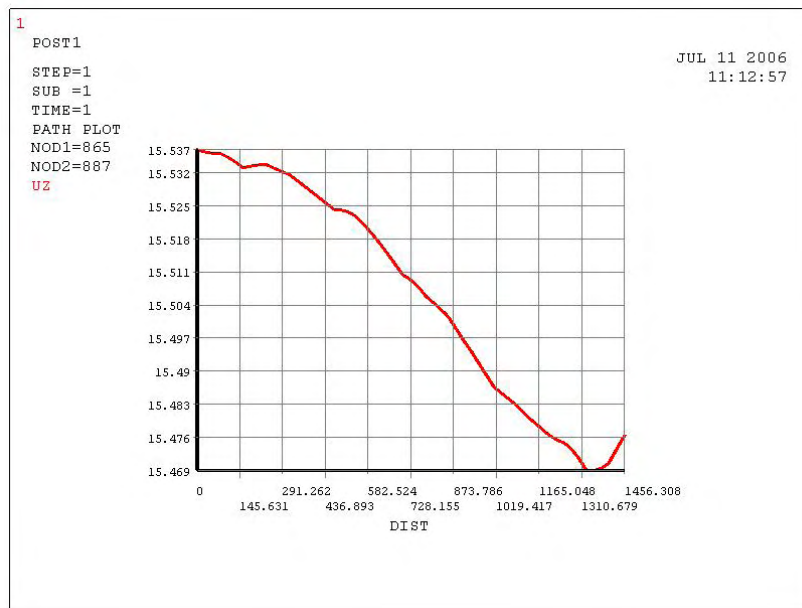


Abbildung 3.93: Verlauf der Verformung des RDB-Materials im Bereich der Dichtfläche für den Deckel für ein Achtel des RDB-Umfangs

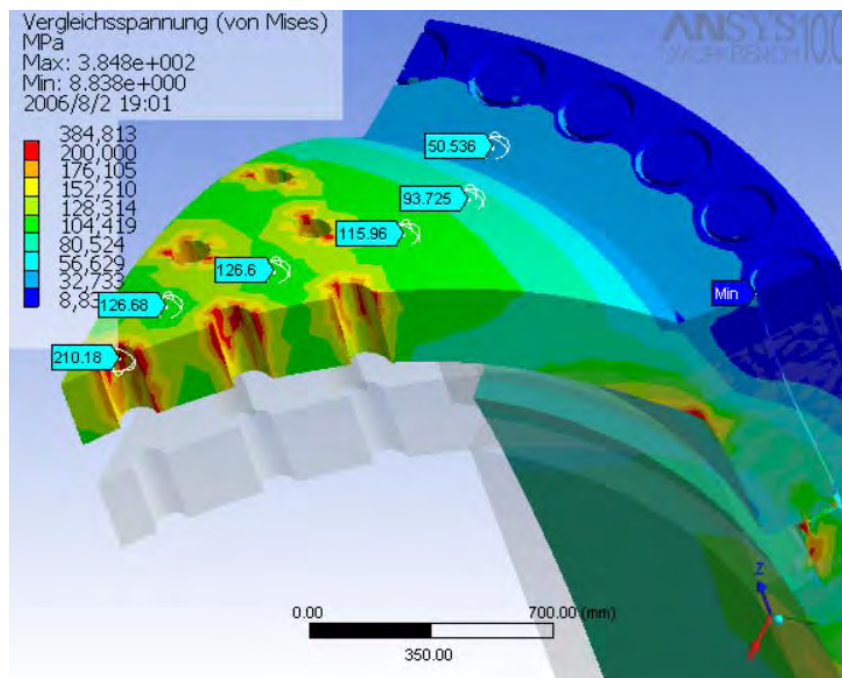


Abbildung 3.94: Deckelgeometrie mit Bohrungen für die Steuerstäbe und von-Mises Vergleichsspannungsverteilung

In Abbildung 3.93 ist der Verlauf der Verformung des RDB-Materials im Bereich der Dichtfläche für den Deckel für ein achtel des RDB-Umfangs zu sehen. Die minimale Verschiebung tritt wie erwartet oberhalb des Einlasses mit 15,469 auf, das Maximum befindet sich oberhalb des Auslasses mit einem Wert von 15,537 mm. Da es sich um einen annähernd linearen Verlauf handelt ergibt die Differenz der beiden Werte einen maximalen Unterschied von 0.068mm. Dieser Wert ist ausreichend gering, um eine Beeinflussung auf die Dichtigkeit des RDB-Deckelbereichs auszuschließen. In einem nächsten Schritt wird noch der Deckelbereich des RDB untersucht. Hier ergeben sich Inhomogenitäten in der Spannungsverteilung aufgrund der Verschwächungen durch die Führungsrohre der Steuerstäbe. Die Anzahl dieser Bohrungen liegt noch nicht fest, da eine Berechnung der Leistungsverteilung des Kerns mit Abbrand erst noch erfolgen muss. Das ANSYS-Modell in Abbildung 3.94 zeigt daher nur ein Beispiel für die Anordnung der Steuerstäbe bzw. Bohrungen im Kalottenbereich des Deckels. Es ist ausreichend, ein Achtel der kompletten Geometrie zu modellieren, da auch die Bohrungen symmetrisch angeordnet sind. Die Auswertung zeigt, dass die Spitzenspannungen mit maximal 210 MPa weit vom Grenzwert S_a mit 1100 MPa entfernt sind.

Kapitel 4

Optimierung

Das vorgestellte Konzept für den Reaktordruckbehälter geht von einer Anzahl von 88 Brennelementbündeln für den Kern aus. Damit sind die geometrischen Abmaße für den Innendurchmesser des Kernbehälters sowie der Innendurchmesser des Druckbehälters festgelegt und man erhält die berechnete maximale Wandstärke im verstärkten Bereich des Zylinders von 510 mm. Die maximale Schmiededicke heutiger Fertigungsanlagen für einen Innendurchmesser des Ringes bis zu 6m liegt im Bereich von 600mm, daher ist der maximale Innendurchmesser des Behälters für den vorliegenden Druck durch diesen Wert begrenzt. In einem nächsten Schritt soll die Größe und Anordnung des Kerns verändert werden, um zum Beispiel eine veränderte Leistungsdichte und Leistungsverteilung zu erreichen. Dadurch würde sich der Innendurchmesser des RDB vergrößern und die Wandstärke müsste entsprechend größer dimensioniert werden. In dieser Analyse wurde gezeigt, dass für eine Vergrößerung noch Reserven in der Wandstärke vorhanden sind, allerdings nur in einem sehr kleinen Bereich. Daher sollen hier nun Möglichkeiten aufgezeigt werden, wie am vorhandenen Design die Wandstärke vor allem im verstärkten Bereich weiter reduziert werden kann. Ziel ist es, das Verhältnis zwischen Wanddicke und Innendurchmesser zu reduzieren. Dadurch werden die Spitzenspannungen in diesem Bereich, verursacht durch die Öffnungen der Ein- und Auslässe, den zulässigen Grenzwert von S_a überschreiten. Im folgenden Abschnitt wird untersucht, welche Faktoren Einfluss auf diese Spitzenspannungen haben und wie sie reduziert werden können.

4.1 Problemstellung

Die auftretenden Spitzenspannungen an den Flanschen des RDB setzen sich aus zwei überlagerten Beanspruchungen zusammen. Wie in Abbildung 4.1 zu sehen ist, ergeben sich Spannungserhöhungen aufgrund der vorhandenen Verschwächung durch den Einlass und die Randbedingung des Innendrucks. Dabei ist die Tangentialspannung σ_t wie folgt definiert:

$$\sigma_t = P_i * \frac{2*r_i}{r_a - r_i}$$

wobei P_i der Innendruck in MPa, r_i der Innendurchmesser und r_a der Aussendurchmesser in m ist. Die senkrecht dazu verlaufende Längsspannung σ_l ist nach

$$\sigma_l = P_i * \frac{2*r_i^2}{r_a^2 - r_i^2}$$

definiert.

Das Verhältnis der beiden Spannungen zueinander ergibt eine ungefähr zweimal so hohe Spannung für σ_t wie für σ_l :

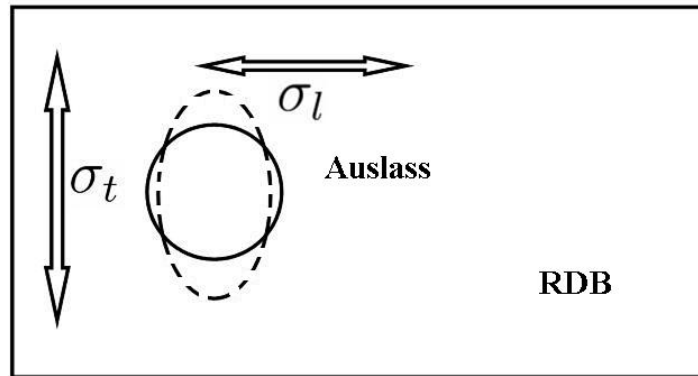


Abbildung 4.1: Auftretende Tangential- und Längsspannungen an der Bohrung der Behälterwand aufgrund des Innendruckes und angedeutete Verformung (unterbrochene Linie)

$$\frac{\sigma_t}{\sigma_l} = 2 * \frac{r_a + r_i}{r_i} > 2$$

Somit verformt sich die Bohrung in ovaler Form (siehe Abbildung 4.1, unterbrochene Linie) wobei die Spitzenspannungen an den beiden Enden auftreten. Die zweite Beanspruchung ergibt sich aufgrund des Innendruckes. Dieser Druck wirkt auf alle Innenwände, also in diesem Fall auf die Behälterinnenseite und die Innenseite des Flanschrohres. Dies ist in Abbildung 4.2 mit schwarzen Pfeilen dargestellt. Der Innendruck verformt die Auslässe, so dass eine Ausbeulung nach außen auftritt. Dadurch ergibt sich eine zusätzliche Spannung an den mit rot markierten Stellen am Übergang von der Behälterwand zum Flanschrohr, die dann der ersten Beanspruchung überlagert ist und zu den erwähnten hohen Spitzenspannungen führt.

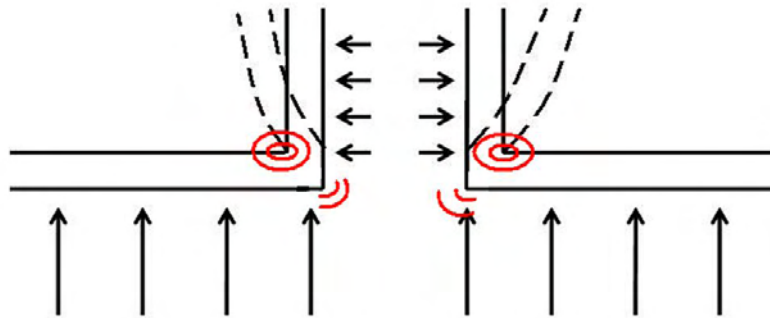


Abbildung 4.2: Beanspruchung der Behälterwand und des Flanschrohres durch den Innendruck (schwarze Pfeile) mit auftretenden Spitzenspannungen an den mit rot markierten Stellen

4.2 Lösungsansätze

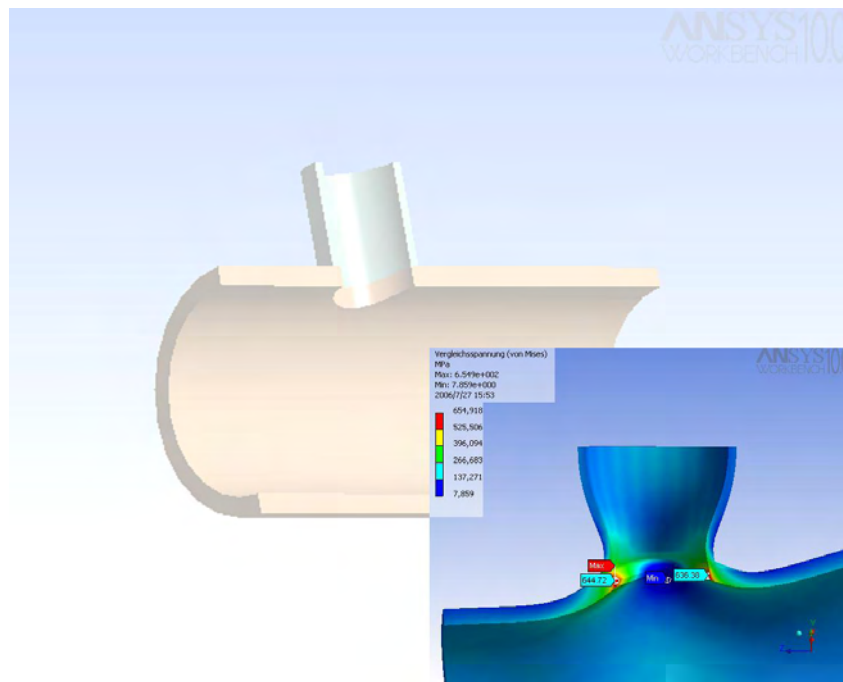


Abbildung 4.3: Vereinfachte Geometrie des Zylinders mit angeflanschem Rohr mit Berechnung der Von-Mises Spannung und Darstellung der auftretenden Verformungen in 500-facher Vergrößerung

Im folgenden werden verschiedene Möglichkeiten zur Reduzierung der Spitzenspannungen vorgestellt und qualitativ bewertet. Dafür wird eine vereinfachte Geometrie, die aus einem Zylinder mit angeflanschem Rohr besteht, verwendet. Die Abmaße entsprechen denen des Auslassrohres mit angeflanschem Flanschfortsatz. Dies ist in Abbildung 4.3 in der ursprünglichen, im bisherigen Modell verwendeten Form dargestellt. In der rechten Bildhälfte ist für dieses vereinfachte Modell die Berechnung der Von-Mises Spannung für den Innendruck von 250 bar zu sehen, die auftretenden Verformungen sind hier, wie auch in den folgenden Abbildungen mit einer 500-fachen Vergrößerung dargestellt.

Die Spitzenspannungen betragen hier im Bereich des Übergangs maximal 655 MPa. Dieser Wert ist mit den schon durchgeführten Berechnungen vergleichbar (541 MPa im Übergang). Als erste Maßnahme wird die Ausbeulung der Wand des Flanschfortsatzes reduziert. Dazu wird die Wandstärke des Rohres verdoppelt und zusätzlich mit einer außen angebrachten, um den Übergang verlaufenden Fase versehen. Wie in Abbildung 4.4 im oberen Bild zu erkennen ist, reduzieren sich damit die Spitzenspannungen auf 488 MPa, dies entspricht einer Reduzierung um 25,5%. Bei einer weiteren Vergrößerung der Wandstärke auf das Dreifache des ursprünglichen Wertes ergibt sich sogar eine Reduzierung um 37,5% auf 409 MPa.

Zur Reduzierung des Anteils an der Spitzenspannung durch die vorhandene Verschwächung werden verschiedene Ansätze vorgestellt. Eine Möglichkeit die Auswirkung der Verschwächung auf den umgebenden Behälter zu reduzieren, ist die Anbringung einer ringförmigen Verstärkung an der Innenseite der Zylinderwand. Dies ist in Abbildung 4.5 dargestellt, wobei als Grundlage die Geometrie des optimierten Modells aus Abbildung 4.4 verwendet wird. Wie zu erkennen ist, reduziert sich der Maximalwert auf 223,6 MPa. Dies entspricht einer Reduzierung der Spitzenspannung um 65,9 % im Vergleich zur Anfangsgeometrie oder einer Reduzierung um 28,4%

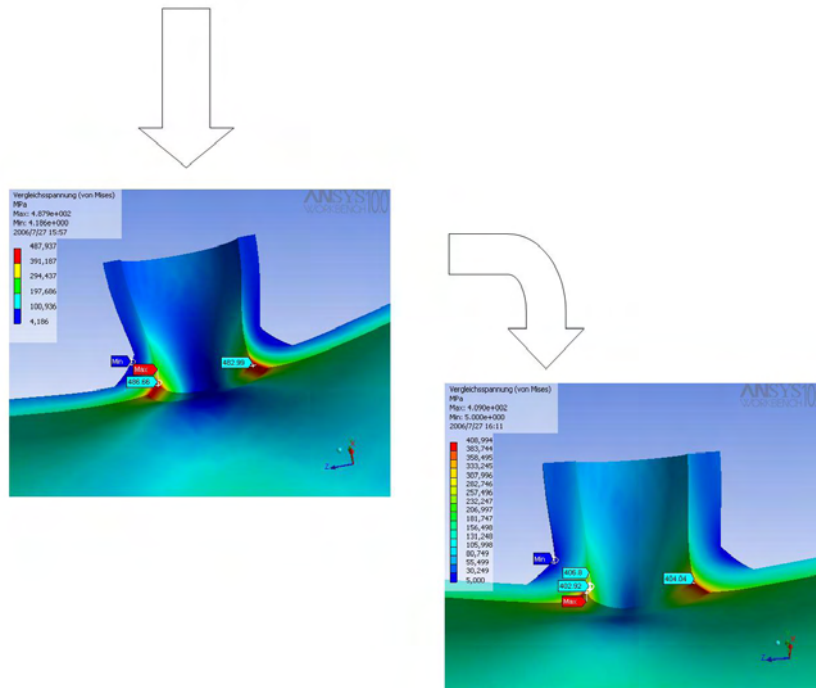


Abbildung 4.4: Darstellung des Zylinders mit angeflanschttem Rohr mit verdoppelter Wandstärke und zusätzlicher Fase (obere Abbildung) und Verdreifachung der Wandstärke (untere Abbildung)

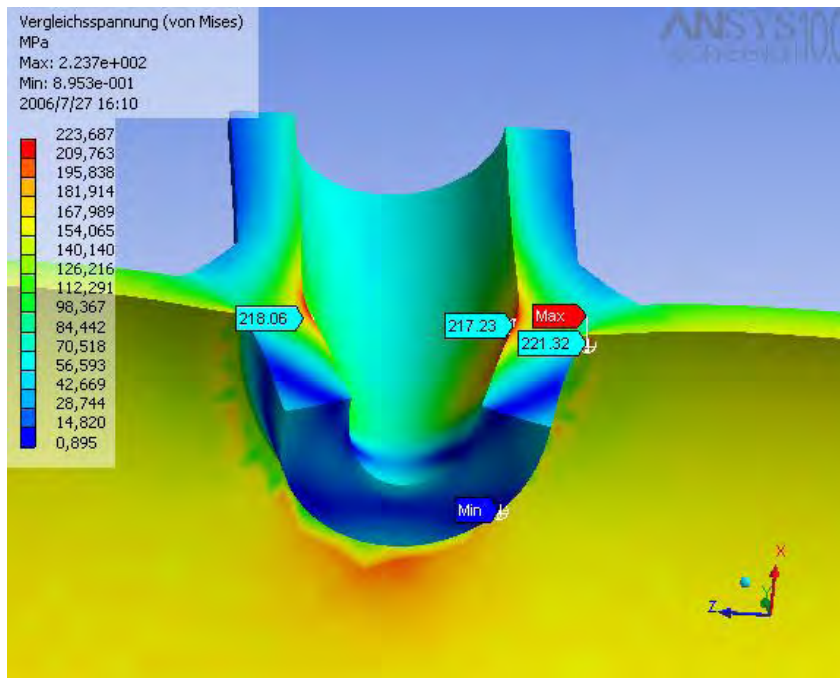


Abbildung 4.5: Darstellung des Zylinders mit angeflanschttem Rohr und ringförmiger Verstärkung innerhalb des Zylinders

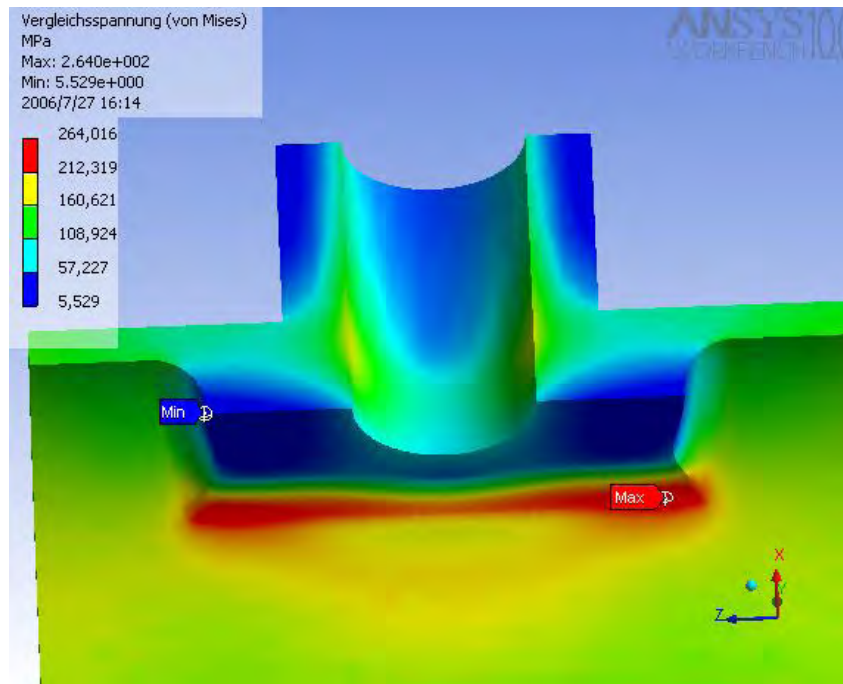


Abbildung 4.6: Darstellung des Zylinders mit angeflanschem Rohr und ringförmiger Verstärkung innerhalb des Zylinders in einer breiteren Ausführung im Vergleich zu Abbildung 4.5

Geometrie	Vorhandene von Mises Spannung (MPa)	Reduzierung der Spitzen- spannung um X%
Abb 4.3	655	0%
Abb 4.4	488	25,5%
	409	37,5%
Abb 4.5	223,6	65,9%
Abb 4.6	264	59,7%
Abb 4.7	251,8	61,6%
	241,39	63,2%

Tabelle 4.1: Zusammenfassung der Verbesserungen

im Vergleich zu der Geometrie in Abbildung 4.4. Damit ist der Einfluss der Aussparung fast komplett aufgehoben, allerdings ergeben sich durch die Anordnung im Innenraum des Zylinders Nachteile, da dort weniger Platz vorhanden ist und so z.B. im Fall des Auslassrohres eine Beeinträchtigung des Verfahrensweges der heißen Leitung auftritt.

Daher wird in einem zweiten Schritt dieser Ring breiter ausgeführt, um diesen Nachteil zu reduzieren (siehe Abbildung 4.6. Mit dieser Maßnahme ergeben sich eine maximale Spitzen-
spannung von 264 MPa und damit eine Reduzierung von 59,7 %. Eine weitere Möglichkeit der Verbesserung ist in Abbildung 4.7 dargestellt. Hier wird das Rohr des Flanschfortsatzes einfach um einen bestimmten Betrag nach innen in den Zylinder geschoben und dann vom Rohrende her mit der Zylinderwand verbunden. Dies ergibt eine Reduzierung der Spitzenspannung um 61,6% im Vergleich zur Anfangsgeometrie. Wird zusätzlich eine Fase wie in Abbildung 4.3 angebracht (siehe unteres Bild in Abbildung 4.7), ergibt sich ein weiterer Zugewinn, allerdings ist

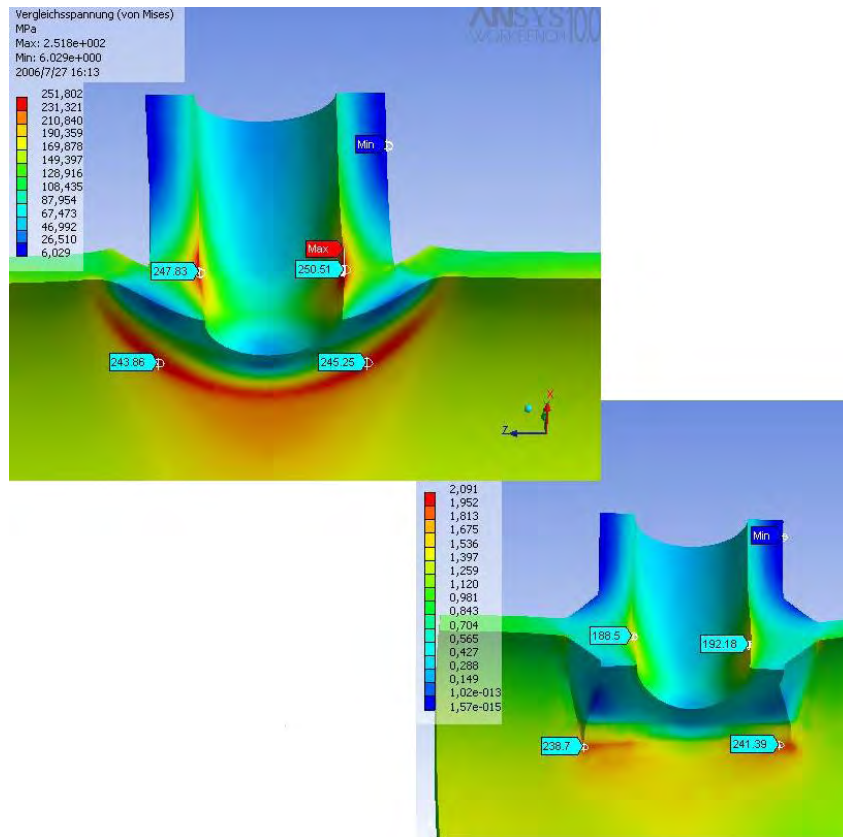


Abbildung 4.7: Darstellung des Zylinders mit eingeschobenem Rohr zur Reduzierung der Spitzenspannungen (obere Abbildung) und mit zusätzlicher Fase (untere Abbildung)

dieser mit 1,6% nicht sehr hoch. In Tabelle 4.1 sind die Ergebnisse der einzelnen Optimierungsstufen noch einmal zusammengefasst. Die Ringverstärkung an der Innenseite des Zylinders in Kombination mit der Verstärkung und Anfasung des Flanschfortsatzes ergibt die besten Ergebnisse. Der Nachteil des erhöhten Platzbedarfs kann durch eine Verbreiterung des Ringes kompensiert werden, im Fall des Aussenrohres bietet sich die Verstärkung des Flanschfortsatzes ohne gleichzeitige Anbringung des Innenringes an.

Kapitel 5

Schlussfolgerung

Die im Rahmen dieser Arbeit durchgeführte Festigkeitsanalyse des Reaktordruckbehälters des High Performance Light Water Reactors mit Hilfe des Finite-Elemente Programms ANSYS bestätigt, dass für den gegebenen Innendurchmesser von 3,38m und einer maximalen Wandstärke von 52 cm im verstärkten Bereich die durch das KTA-Regelwerk vorgegebenen Grenzwerte eingehalten werden. Dies gilt für die Analyse der Beanspruchungsstufen O und A, welche der Auslegung und den normalen Betriebsbedingungen entsprechen.

Die Ergebnisse zeigen, dass das vorhandene Material noch nicht bis an die Grenzen ausgelastet ist, vor allem im Bereich der zylindrischen Verstärkung. Es ist daher möglich, den Durchmesser des RDB noch weiter zu vergrößern bis in den Bereich heutiger Fertigungsgrenzen, der einerseits durch einen maximalen Durchmesser von ca. 5m auf der anderen Seite aber auch durch eine maximale Wandstärke von 60cm festgelegt ist. Da die Wandstärke proportional mit dem Durchmesser steigt ist die Grenze der maximalen Wandstärke schneller erreicht und stellt somit den limitierenden Faktor dar.

In dieser Arbeit werden daher Optimierungsmöglichkeiten für die Reduzierung der Beanspruchungen im verstärkten Bereich vorgestellt und bewertet. Eine innenliegende ringförmige Verstärkung um die Verschwächung der Flanschbohrung herum in Kombination mit einer Wandstärkenerhöhung des Flanschrohres konnte als beste Lösung gefunden werden. Die Beanspruchungen sind hier bis zu 65% geringer als in der Ausgangsgeometrie. Für weitere Analysen empfiehlt es sich, die Abhängigkeit der Beanspruchung von der Vergrößerung der Wandstärkendicke zu untersuchen um dann eine bestmögliche Optimierung der vorhandenen Geometrie durchführen zu können.

Zusätzlich zur mechanischen Analyse wurde auch eine thermische Analyse durchgeführt. Diese zeigt, dass das Prinzip des Doppelrohres im Bereich des Auslasses zur Isolierung der heißen Leitung funktioniert. Die eingebrachten Strömungsbleche zur Umlenkung der Strömung des Ringspaltes weisen eine genügend hohe Versperrung auf, um eine stetige Umströmung der heißen Leitung mit kaltem Kühlmedium zu garantieren. Dadurch ergibt sich eine geringstmögliche Beeinflussung auf den Auslassbereich des RDB und somit auf den Deckelflansch. Die Verformung der Dichtfläche des Deckelflansches aufgrund der unterschiedlichen Temperaturen befindet sich in einem so geringen Maß, dass eine Beeinflussung der Dichtwirkung ausgeschlossen werden kann.

Literaturverzeichnis

- [1] D. Squarer, T. Schulenberg, D. Struwe, Y. Oka, D. Bittermann, N. Askan, C. Maraczy, R. Kyrki-Rajamäki, A. Souyri, P. Dumaz, High Performance Light Water Reactor, Nuclear Engineering and Design, 221, (2003), S. 167-180
- [2] K. Dobashi, Y. Oka, S. Koshizuka, Conceptual Design of a High Temperature Power Reactor Cooled and Moderated by Supercritical Light Water, Ann. Nucl. Energy, Vol.25, No. 8, (1998), S. 487-505
- [3] Y. Oka, S. Koshizuka, Concept and Design of a Supercritical-Pressure, Direct-Cycle Light Water Reactor, Nuclear Technology, 103, (1993), S. 295-302
- [4] J. Hofmeister, T. Schulenberg, J. Starflinger, Optimization of a Fuel Assembly for a HPLWR, Proceedings ICAPP 05, Seoul 15-19 Mai 2005, Paper 5077
- [5] D. Bitterman, D. Squarer, T. Schulenberg, Y. Oka, P. Kyri-Rajamäki, N. Aksan, C. Maraczy, A. Souyri, Potential Plant Characteristics of a High Performance Light Water Reactor (HPLWR), Proceedings ICAPP 03, Cordoba 2003
- [6] K. Fischer, Auslegung des RDB eines HPLWR, Interner Bericht IKET-Nr. 7/05, 2005
- [7] KTA 3201.2, Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren, Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung, Fassung 6/69 mit Berichtigung vom 13.07.00
- [8] AD-2000 Merkblätter, Merkblatt B0-B9, Berechnung von Druckbehältern, Ausgabe Juli 2003
- [9] G.S. Was und T.R. Allen, Time, Temperature and Dissolved Oxygen Dependence of Oxidation of Austenitic and Ferritic-Martensitic Alloys in Supercritical Water, Proceedings of ICAPP 05, Seoul 15-19 Mai 2005, Paper 5690
- [10] H. Baues und G. Kistenmacher, unveröffentlichter Bericht, 1981
- [11] F. Brühl, Verhalten des 9 %-Chromstahles X10CrMoVNb 9 1 im Kurz- und Langzeitversuch, Teil 1: Grundwerkstoff, VGB KRAFTWERKSTECHNIK, 69, (1989), S. 1214-1231
- [12] K. Fischer, unveröffentlichter Bericht, 2006
- [13] E. Bechler, private Mitteilung, 2006
- [14] W. Bohl, Technische Strömungslehre, Vogel-Verlag Würzburg, 1971, S.75-105
- [15] Verein Deutscher Ingenieure, VDI Wärme Atlas, Springer Verlag Berlin, 1997, Sektion L

Kapitel 6

Anhang

6.1 Anhang 1

Beanspruchungsstufen		Auslegungsstufe (Stufe 0)	Betriebsstufen				
			Stufe A	Stufe B	Stufe P ²⁾	Stufe C ⁴⁾	Stufe D
primäre Spannungen	P_m	S_m	—	$1,1 \cdot S_m$	$0,9 \cdot R_{p0,2PT}$	$R_{p0,2T}$ ³⁾	$0,7 \cdot R_{mT}$
	P_l	$1,5 \cdot S_m$	—	$1,65 \cdot S_m$	$1,35 \cdot R_{p0,2PT}$	$1,5 \cdot R_{p0,2T}$ ³⁾	R_{mT}
	$P_m + P_b$ oder $P_l + P_b$	$1,5 \cdot S_m$	—	$1,65 \cdot S_m$	$1,35 \cdot R_{p0,2PT}$	$1,5 \cdot R_{p0,2T}$ ³⁾	R_{mT}
primäre plus sekundäre Spannungen	P_e	—	$3 \cdot S_m$ ¹⁾	$3 \cdot S_m$ ^{1) 5)}	—	—	—
	$P_m + P_b + P_e + Q$ oder $P_l + P_b + P_e + Q$	—	$3 \cdot S_m$ ¹⁾	$3 \cdot S_m$ ^{1) 5)}	—	—	—
primäre plus sekundäre Spannungen plus Spannungsspitzen	$P_m + P_b + P_e + Q + F$ oder $P_l + P_b + P_e + Q + F$	—	$D \leq 1,0;$ $2 \cdot S_a$	$D \leq 1,0;$ $2 \cdot S_a$ ⁶⁾	—	—	—

Die aufgeführten Werkstoffkennwerte sind als Mindestwerte einzusetzen.
Bei Anwendung der komponentenspezifischen Analyse des mechanischen Verhaltens gemäß Abschnitt 8 gelten die dort angegebenen Grenzen.

1) Bei Überschreiten der Grenze von $3 \cdot S_m$ ist eine elastisch plastische Analyse unter Berücksichtigung der Lastspiele durchzuführen (siehe Abschnitt 7.8.1). Diese kann unter den zugehörigen Voraussetzungen eine vereinfachte elastisch plastische Analyse gemäß Abschnitt 7.8.4 sein.

2) Bei Überschreitung der Zahl 10 sind die über 10 hinausgehenden Lastspiele in die Ermüdungsanalyse gemäß den Stufen A und B einzubeziehen.

3) Jedoch nicht mehr als 90% der Werte der Stufe D.

4) Bei Überschreitung der Zahl 25 sind die über 25 hinausgehenden Lastspiele in die Ermüdungsanalyse gemäß den Stufen A und B einzubeziehen.

5) Diese Nachweise sind nicht in den Fällen vorgeschrieben, in denen Beanspruchungen der Lastfälle NF und SF aus Gründen der Funktionsfähigkeit oder aus anderen Gründen in diese Betriebsstufe eingestuft wurden.

6) Der Ermüdungsnachweis ist nicht in den Fällen vorgeschrieben, in denen Beanspruchungen der Lastfälle NF und SF aus Gründen der Funktionsfähigkeit oder aus anderen Gründen dieser Betriebsstufe zugeordnet wurden und diese Lastfälle der Gruppe von 25 Lastspielen der Stufe C angehören, für die keine Ermüdungsanalyse erforderlich ist.

Tabelle 7.7-4: Zulässige Werte für Vergleichsspannungen und Vergleichsspannungsschwingbreiten aus den Spannungskategorien bei Durchführung einer linear-elastischen Analyse des mechanischen Verhaltens bei Verwendung von ferritischen Stählen außer Stahlgruß.

6.2 Anhang 2

Bild	Zulässige halbe Vergleichsspannungsschwingbreite S_a ¹⁾²⁾																
	bei zulässiger Lastspielzahl \hat{n}																
	1·10 ¹	2·10 ¹	5·10 ¹	1·10 ²	2·10 ²	5·10 ²	1·10 ³	2·10 ³	5·10 ³	1·10 ⁴	1,2·10 ^{4*}	2·10 ⁴	5·10 ⁴	1·10 ⁵	2·10 ⁵	5·10 ⁵	1·10 ⁶
7.8-1: Kurve Zugfestigkeit 790 - 900 N/mm ²	2900	2210	1590	1210	931	689	538	427	338	303	296	248	200	179	165	152	138
7.8-1: Kurve Zugfestigkeit ≤ 550 N/mm ²	4000	2830	1900	1410	1070	724	572	441	331	262	—	214	159	138	114	93,1	86,2
7.8-2	4480	3240	2190	1650	1280	938	752	614	483	407	—	352	293	259	228	197	179
7.8-3: Kurve max. Nennspannung ³⁾ ≤ 2,7 · S _m	7930	5240	3100	2210	1550	986	689	490	310	234	—	186	152	131	117	103	93,1
7.8-3: Kurve max. Nennspannung ³⁾ = 3,0 · S _m	7930	5240	3100	2070	1415	842	560	380	230	155	—	105	73	58	49	42	36,5

¹⁾ Den hier aufgeführten Werten für S_a liegen die jeweils in den Bildern 7.8-1, 7.8-2 und 7.8-3 angegebenen E-Moduli zugrunde.

²⁾ Zwischen den Tabellenwerten darf bei doppeltlogarithmischer Darstellung linear interpoliert werden (im doppeltlogarithmischen Diagramm: Geradenstücke zwischen den Stützpunkten). Ist für einen gegebenen Wert $S_a = S$ die zugehörige Lastspielzahl \hat{n} zu ermitteln, dann geschieht dies mit Hilfe der benachbarten Stützwerte $S_j < S < S_i$ und $n_j > n > n_i$ wie folgt:

$$\hat{n} / \hat{n}_i = \left(\hat{n}_j / \hat{n}_i \right)^{\log \frac{S_i}{S} / \log \frac{S_i}{S_j}}$$

Beispiel: gegeben: Stahl entsprechend Zugfestigkeit ≤ 550 N/mm², $S_a = 370$ N/mm²
daraus folgt: $S_i = 441$ N/mm², $S_j = 331$ N/mm², $\hat{n}_i = 2 \cdot 10^3$, $\hat{n}_j = 5 \cdot 10^3$

$$\hat{n} / 2000 = (5000 / 2000)^{\log \frac{441}{370} / \log \frac{441}{331}}$$

$$\hat{n} = 3500$$

³⁾ Nennspannung = Zugspannung + Biegespannung

* Dieser Stützpunkt ist zwecks genauerer Darstellung des Kurvenverlaufs zusätzlich angegeben.

Tabelle 7.8-2: Wertetabelle für die Ermüdungskurven der Bilder 7.8-1, 7.8-2 und 7.8-3

6.3 Anhang 3

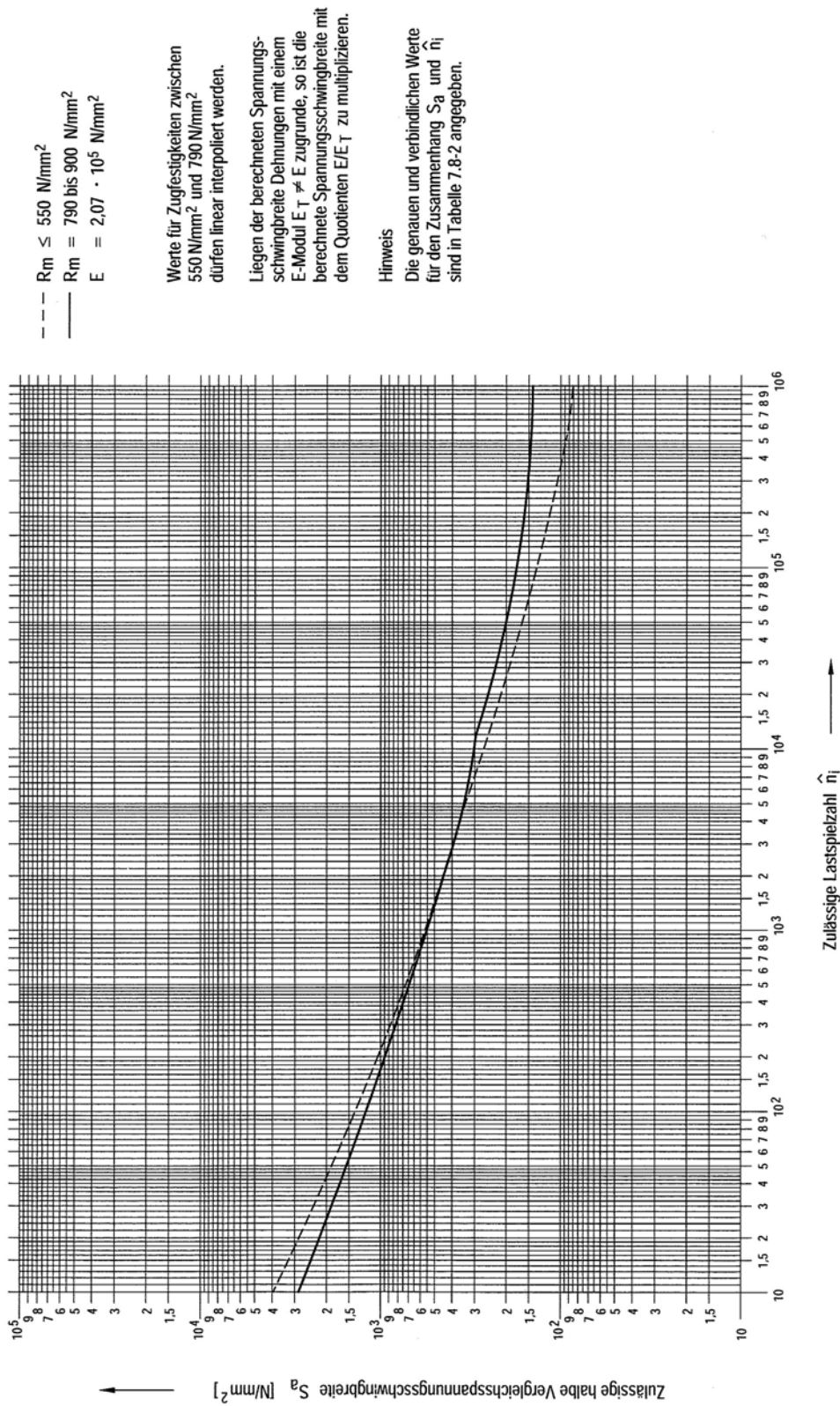


Bild 7.8-1: Ermüdungskurven für ferritische Stähle

6.4 Anhang 4

Importübersicht

TABELLE 1—FE-Modellübersicht

Beschreibung	Menge
Gesamtzahl der Knoten	60499
Gesamtzahl der Elemente	30611
Gesamtzahl der Körperelemente	29611
Gesamtzahl der Kontaktelemente	1000
Gesamtzahl der Schweißpunktelemente	0
Elementtypen	6
Koordinatensysteme	0
Materialien	3
Dicken	0
Schichtkörper	0
Stangeneigenschaften	0
Stabeigenschaften	0
Balkeneigenschaften	0
Masseneigenschaften	0
Federeigenschaften	0
Komponenten	4
Kontaktflächen	8
Schweißpunkte	0
Gleichungen mit Zwangsbedingungen	0
Zwangsbedingungen	0
Kräfte	0
Drücke	0

TABELLE 2—Übersicht über die Körper

Körpername	Knoten	Elemente
RDB	4688	2591
Heisse Leitung	7876	4003
Feder	428	50
Cache	396	174
Auslass	46911	22793

TABELLE 3—Übersicht über die Elementtypen

Name des generischen Elementtyps	NASTRAN-Name	ANSYS-Name	ABAQUS-Name	Beschreibung
10-Node Quadratic Tetrahedron	Solid87	10-Node Tetrahedral Thermal Solid		
20-Node Quadratic Hexahedron	Solid90	20-Node Hexahedral Thermal Solid		
Quadratic Quadrilateral Contact	Conta174	Hi-order Surface to Surface Contact		
Quadratic Quadrilateral Target	Targe170	Surface Contact Target		
Quadratic Triangular Contact	Conta174	Hi-order Surface to Surface Contact		
Quadratic Triangular Target	Targe170	Surface Contact Target		

TABELLE 4

Probleme durch Importvorgänge

1. Finished processing

6.5 Anhang 5



Projekt

Autor

Edouard Guelton

Betreff

Modellierung des RDB

Angefertigt für:

Kai Fischer, IKET

Projekt erstellt

Montag, 3. Juli 2006 um 14:29:11

Projekt zuletzt geändert

Mittwoch, 2. August 2006 um 12:55:58

Bericht erstellt

Mittwoch, 2. August 2006 um 13:54:16

Verwendete Software

[ANSYS 10.0](#)

Datenbasis

C:\Dokumente und Einstellungen\Guelton\Eigene Dateien\Studienarbeit Edouard Guelton\thermisch+meka\rdb.dsdb

Projekt	1
1. Übersicht	3
2. Einleitung	4
3. Szenario 1	5
3.1. "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert"	5
3.1.1. Kontakt	5
3.1.2. Netz	6
3.2. "Randbedingungen"	6
3.2.1. Thermische Lasten	6
3.3. "Lösung"	7
3.3.1. Thermische Ergebnisse aus Temperaturlast	7
4. Szenario 2	9
4.1. "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert"	9
4.1.1. Kontakt	9
4.1.2. Netz	10
4.2. "Thermische Spannung"	10
4.2.1. "Thermische Bedingung"	11
4.2.2. Strukturmechanische Lasten	11
4.2.3. Strukturmechanische Lagerungen	11
4.3. "Lösung"	12
4.3.1. Strukturmechanische Ergebnisse.....	12
4.3.2. Stichprobenergebnisse.....	13
Anhänge	14
A1. Szenario 1 Abbildung	14
A2. Szenario 2 Abbildung	14
A3. Definition von "Baustahl"	14
A4. Definition von "20MnMoNi 5 5"	16
A5. Definition von "P91"	19
A6. Verteilung dieses Berichts.....	24

1. Übersicht

In diesem Bericht werden Konstruktions- und Analysedaten dokumentiert, die mit der CAE-Software ANSYS® erstellt und gepflegt werden. Jedes nachstehend aufgeführte Szenario stellt eine komplette technische Simulation dar.

Szenario 1

- Auf Grundlage von DesignModeler assembly "[C:\Dokumente und Einstellungen\Guelton\Eigene Dateien\Studienarbeit Edouard Guelton\thermisch+meka\rdp_modifié v1.1.agdb](#)".
- Zurückzuführen auf [Körperkontakt](#) und [thermische Lasten](#).
- Berechnet [thermischer](#)-Ergebnisse.
- Keine [Konvergenzkriterien](#) definiert.
- Keine [Warnkriterien](#) definiert.
- Im [Szenario 1](#) weiter unten finden Sie weitere Einzelheiten und [Anhang A1](#) die zugehörigen Abbildungen.

Szenario 2

- Auf Grundlage von DesignModeler assembly "[C:\Dokumente und Einstellungen\Guelton\Eigene Dateien\Studienarbeit Edouard Guelton\thermisch+meka\rdp_modifié v1.1.agdb](#)".
 - Zurückzuführen auf [Körperkontakt](#), [Beschleunigung](#), [strukturmechanische Lasten](#) und [strukturmechanische Lagerungen](#).
 - Berechnet [thermischer](#) und [strukturmechanischer](#)-Ergebnisse.
 - Keine [Konvergenzkriterien](#) definiert.
 - Keine [Warnkriterien](#) definiert.
 - Im [Szenario 2](#) weiter unten finden Sie weitere Einzelheiten und [Anhang A2](#) die zugehörigen Abbildungen.
-

2. Einleitung

Die ANSYS CAE-Software (CAE, Computer-Aided Engineering) wurde in Verbindung mit 3D-CAD-Volumengeometrie (CAD, Computer-Aided Design) verwendet, um das Verhalten mechanischer Körper unter thermischen/strukturmechanischen Belastungsbedingungen zu simulieren. ANSYS setzt automatisierte FEA-Technologien (FEA, Finite-Elemente-Analyse) von [ANSYS, Inc.](#) ein, um die in diesem Bericht aufgelisteten Ergebnisse zu erstellen.

Jedes nachstehend vorgestellte Szenario stellt eine komplette technische Simulation dar. Die Definition einer Simulation beinhaltet bekannte Faktoren einer Konstruktion, wie die Materialeigenschaften der einzelnen Körper, Kontaktverhalten zwischen Körpern (in einer Baugruppe) sowie die unterschiedlichen Typen und Größen der Lastbedingungen. Anhand der Simulationsergebnisse lässt sich feststellen, wie Körper sich verhalten und wie die Konstruktion eventuell verbessert werden kann. Mehrere Szenarien ermöglichen einen Vergleich der Ergebnisse, die bei unterschiedlichen Lastbedingungen, Materialien oder geometrischen Konfigurationen erzielt werden.

Konvergenz- und Warnkriterien können für alle Ergebnisse definiert werden. Sie können als Richtlinien dienen, um die Qualität der berechneten Ergebnisse zu bewerten. Weiterhin lässt sich mit diesen Kriterien ermitteln, in welchem Maße die Werte im Kontext der bekannten Konstruktionsanforderungen annehmbar sind.

- *Mit dem Lösungsverlauf* lässt sich die Qualität der Ergebnisse einschätzen, indem ermittelt wird, wie die Werte sich bei sukzessiven Iterationen zur Lösungsverfeinerung ändern. *Konvergenzkriterien* legen einen spezifischen Grenzwert für die zulässige Änderung fest, die bei einem Ergebnis zwischen den Iterationen auftreten darf. Ergebnisse, die diese Kriterien erfüllen, werden als "konvergent" bezeichnet.
- Mit *Warnkriterien* werden "zulässige" Bereiche für die Ergebniswerte definiert. Warnbereiche stellen in der Regel bekannte Aspekte der Konstruktionspezifikationen dar.

Alle Werte sind in Einheiten des SI-Systems "*Metrisch (mm, kg, N, °C, s, mV, mA)*" angegeben.

Hinweis

Eine Konstruktion sollte nicht ausschließlich auf Grundlage der Daten in diesem Bericht akzeptiert oder verworfen werden. Ziehen Sie bei der Bewertung von Konstruktionen nicht nur diese Informationen heran, sondern berücksichtigen Sie auch Daten aus Experimenten sowie die praktische Erfahrung von Konstrukteuren und Berechnungsingenieuren. Bei qualitätsorientierten technischen Konstruktionen ist in der Regel eine abschließende physikalische Testphase erforderlich, um aufgrund der gemessenen Präzision die tatsächliche strukturmechanische Integrität zu überprüfen.

3. Szenario 1

3.1. "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert"

"heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert" erhält Geometrie von DesignModeler Baugruppe "C:\Dokumente und Einstellungen\Guelton\Eigene Dateien\Studienarbeit Edouard Guelton\thermisch+meke\rdb_modifié v1.1.agdb".

- Der Rahmen für alle positionierten Körper im Modell misst 4.958,0 mal 1.649,63 mal 11.735,5 mm entlang den globalen X-, Y- und Z-Achsen.
- Die Gesamtmasse des Modells beträgt 53.984,68 kg.
- Das Gesamtvolumen des Modells beträgt $6,89 \times 10^9$ mm³.

Name	Material	Nichtlinearer Materialeinfluss	Rahmen(mm)	Masse (kg)	Volumen (mm ³)	Knoten	Elemente
"RDB"	"20MnMoNi 55"	Ja	2.331,0, 1.649,63, 11.735,5	49.577,21	$6,32 \times 10^9$	31159	19424
"Heisse Leitung"	"P91"	Ja	2.875,0, 400,0, 800,0	834,09	$1,07 \times 10^8$	89609	53024
"Auslass"	"P91"	Ja	2.177,0, 750,0, 1.725,5	2.532,96	$3,26 \times 10^8$	84643	54882
"Feder"	"Baustahl"	Ja	560,0, 389,94, 780,0	204,37	$2,6 \times 10^7$	428	50
"Cache"	"P91"	Ja	450,0, 750,0, 1.500,0	836,05	$1,08 \times 10^8$	406	182

3.1.1. Kontakt

- "Kontakt" verwendet eine Toleranz von 0,0 for automatic detection.

Name	Typ	Reibungskoeffizient	Assoziierte Körper	Scope	Normal Stiffness	Kontaktfindung	Behavior	Update Stiffness	Formulation	Kontaktbehandlung	Versatz hinzufügen	Wärmeleitfähigkeit
"RDB Zu Heisse Leitung"	Reibungs behaftet	0,15	"RDB" und "Heisse Leitung"	Fläche , Fläche	Program mgesteuert	Automatisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalty-Verfahren	Versatz hinzufügen	0,0 mm	Program mgesteuert
"RDB Zu Auslass"	Verbund	Nicht zutreffend	"RDB" und "Auslass"	Fläche , Fläche	Program mgesteuert	Automatisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalty-Verfahren	Nicht zutreffen d	Nicht zutreffen d	Program mgesteuert
"Heisse Leitung Zu Auslass"	Reibungs behaftet	0,15	"Heisse Leitung" und "Auslass"	Fläche , Fläche	Program mgesteuert	Automatisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalty-Verfahren	Versatz hinzufügen	0,0 mm	Program mgesteuert

									ren			
"Heisse Leitung Zu Feder"	Verbund	Nicht zutreffend	"Heisse Leitung" und "Feder"	Fläche , Fläche	Programmgesteuert	Automatisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalty-Verfahren	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	Programmgesteuert
"Auslass Zu Feder"	Reibungs frei	Nicht zutreffend	"Auslass" und "Feder"	Fläche , Fläche	Programmgesteuert	Automatisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalty-Verfahren	Versatz hinzufügen	0,0 mm	Programmgesteuert
"Auslass Zu Cache"	Verbund	Nicht zutreffend	"Auslass" und "Cache"	Fläche , Fläche	Programmgesteuert	Automatisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalty-Verfahren	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	Programmgesteuert
"Feder Zu Cache"	Verbund	Nicht zutreffend	"Feder" und "Cache"	Fläche , Fläche	Programmgesteuert	Automatisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalty-Verfahren	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	Programmgesteuert
"Kontakt bereich"	Reibungs behaftet	0,15	"RDB" und "Heisse Leitung"	Fläche , Fläche	Programmgesteuert	Manuell	Symmetrisch	Never	Pure Penalty-Verfahren	Versatz hinzufügen	0,0 mm	Programmgesteuert

3.1.2. Netz

- "Netz", assoziiert mit "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert" ist eingestellt auf eine allgemeine Relevanz von 0.
- "Netz" enthält 206245 Knoten und 127562 Elemente.

Tabelle 3.1.2.1. Netzdarstellungssteuerungen

Name	Typ	Elementgröße	Fest	Kanten-Verhalten	Assoziierte Körper
"Elementgröße"	Volumendarstellung	30,0 mm	Nicht zutreffend	Keine Krümmungs-/Nachbarschaftsverfeinerung	"Heisse Leitung"

Tabelle 3.1.2.2. Kontaktelementgröße

Name	Typ	Wert	Kontaktname
"Kontaktelementgröße"	Elementgröße	20,0 mm	"Heisse Leitung Zu Auslass"
"Kontaktelementgröße 2"	Elementgröße	20,0 mm	"RDB Zu Heisse Leitung"

3.2. "Randbedingungen"

Simulationstyp ist auf 'Statisch' eingestellt

Analysetyp = Statische thermische Analyse

"Randbedingungen" enthält alle definierten Lastbedingungen für "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert" in diesem Szenario.

3.2.1. Thermische Lasten

Name	Typ	Umgebungstemperatur	Wärmeübergangskoeffizient	Reaktion	Assoziierte Körper
"Konvektion RDB"	Konstant	280,0 °C	$2,03 \times 10^{-3}$	22.862,51 W	"RDB"
"Konvektion heiss"	Konstant	500,0 °C	0,01	143.718,13 W	"Heisse Leitung", "Auslass" und "Cache"
"Konvektion frisch"	Konstant	280,0 °C	$8,98 \times 10^{-4}$	-128.992,63 W	"Heisse Leitung" und "Auslass"
"Konvektion mit draußen"	Konstant	150,0 °C	$1,0 \times 10^{-5}$	-37.588,01 W	"RDB", "Heisse Leitung", "Auslass" und "Cache"

3.3. "Lösung"

Solver-Typ = Programmgesteuert

Schwache Federn = Programmgesteuert

Große Verformung = Aus

Auswahl für Ergebnisdateinamen = Programmgesteuert

Name der Ergebnisdatei = C:\Dokumente und Einstellungen\Guelton\Eigene Dateien\Studienarbeit Edouard Guelton\thermisch+meke\rdb_10.rth

"Lösung" enthält die berechnete Antwort für "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert" bei den Belastungsbedingungen, die an folgender Stelle definiert sind: "Randbedingungen".

- Die Berechnungen für die thermische Ausdehnung verwenden eine konstante Referenztemperatur von 22,0 °C für alle Körper in "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert". Theoretisch entsteht bei einer gleichmäßigen Temperatur von 22,0 °C no der thermischen Ausdehnung oder Zusammenziehung keine Dehnung.

3.3.1. Thermische Ergebnisse aus Temperaturlast

Name	Bereich	Minimum	Maximum	Min. bei	Max. bei	Warnkriterien
"Temperatur"	Alle Körper in "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert"	256,52 °C	500,89 °C	RDB	Feder	Keine Angabe
"(Gesamt-)Wärmestromdichte"	Alle Körper in "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert"	$4,37 \times 10^{-13}$ W/mm ²	0,38 W/mm ²	Heisse Leitung	Heisse Leitung	Keine Angabe

- Konvergenzverfolgung nicht aktiviert.

4. Szenario 2

4.1. "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert"

"heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert" erhält Geometrie von DesignModeler Baugruppe "C:\Dokumente und Einstellungen\Guelton\Eigene Dateien\Studienarbeit Edouard Guelton\thermisch+meke\rdb_modifié v1.1.agdb".

- Der Rahmen für alle positionierten Körper im Modell misst 4.958,0 mal 1.649,63 mal 11.735,5 mm entlang den globalen X-, Y- und Z-Achsen.
- Die Gesamtmasse des Modells beträgt 53.984,68 kg.
- Das Gesamtvolumen des Modells beträgt $6,89 \times 10^9$ mm³.

Tabelle 4.1.1. Körper

Name	Material	Nichtlinearer Materialeinfluss	Rahmen(mm)	Masse (kg)	Volumen (mm ³)	Knoten	Elemente
"RDB"	"20MnMoNi 55"	Ja	2.331,0, 1.649,63, 11.735,5	49.577,21	$6,32 \times 10^9$	31159	19424
"Heisse Leitung"	"P91"	Ja	2.875,0, 400,0, 800,0	834,09	$1,07 \times 10^8$	89609	53024
"Auslass"	"P91"	Ja	2.177,0, 750,0, 1.725,5	2.532,96	$3,26 \times 10^8$	84643	54882
"Feder"	"Baustahl"	Ja	560,0, 389,94, 780,0	204,37	$2,6 \times 10^7$	428	50
"Cache"	"P91"	Ja	450,0, 750,0, 1.500,0	836,05	$1,08 \times 10^8$	406	182

4.1.1. Kontakt

- "Kontakt" verwendet eine Toleranz von 0,0 for automatic detection.

Tabelle 4.1.1.1. Kontaktbedingungen

Name	Typ	Reibungskoeffizient	Assoziierte Körper	Scope	Normal Stiffness	Kontaktfindung	Behavior	Update Stiffness	Formulation	Kontaktbehandlung	Versatz hinzufügen
"RDB Zu Heisse Leitung"	Reibungs behaftet	0,15	"RDB" und "Heisse Leitung"	Fläche , Fläche	Program mgesteuert	Autom atisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalt y-Verfahren	Versatz hinzufügen	0,0 mm
"RDB Zu Auslass"	Verbund	Nicht zutreffend	"RDB" und "Auslass"	Fläche , Fläche	Program mgesteuert	Autom atisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalt y-Verfahren	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend
"Heisse Leitung Zu Auslass"	Reibungs behaftet	0,15	"Heisse Leitung" und "Auslass"	Fläche , Fläche	Program mgesteuert	Autom atisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalt y-Verfahren	Versatz hinzufügen	0,0 mm

									ren		
"Heisse Leitung Zu Feder"	Verbund	Nicht zutreffend	"Heisse Leitung" und "Feder"	Fläche , Fläche	Programmgesteuert	Automatisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalty-Verfahren	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend
"Auslass Zu Feder"	Reibungs frei	Nicht zutreffend	"Auslass" und "Feder"	Fläche , Fläche	Programmgesteuert	Automatisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalty-Verfahren	Versatz hinzufügen	0,0 mm
"Auslass Zu Cache"	Verbund	Nicht zutreffend	"Auslass" und "Cache"	Fläche , Fläche	Programmgesteuert	Automatisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalty-Verfahren	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend
"Feder Zu Cache"	Verbund	Nicht zutreffend	"Feder" und "Cache"	Fläche , Fläche	Programmgesteuert	Automatisch	Symmetrisch	Never	Pure Penalty-Verfahren	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend
"Kontakt bereich"	Reibungs behaftet	0,15	"RDB" und "Heisse Leitung"	Fläche , Fläche	Programmgesteuert	Manuell	Symmetrisch	Never	Pure Penalty-Verfahren	Versatz hinzufügen	0,0 mm

4.1.2. Netz

- "Netz", assoziiert mit "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert" ist eingestellt auf eine allgemeine Relevanz von 0.
- "Netz" enthält 206245 Knoten und 127562 Elemente.

Tabelle 4.1.2.1. Netzdarstellungssteuerungen

Name	Typ	Elementgröße	Fest	Kanten-Verhalten	Assoziierte Körper
"Elementgröße"	Volumendarstellung	30,0 mm	Nicht zutreffend	Keine Krümmungs-/Nachbarschaftsverfeinerung	"Heisse Leitung"

Tabelle 4.1.2.2. Kontaktelementgröße

Name	Typ	Wert	Kontaktname
"Kontaktelementgröße"	Elementgröße	20,0 mm	"Heisse Leitung Zu Auslass"
"Kontaktelementgröße 2"	Elementgröße	20,0 mm	"RDB Zu Heisse Leitung"

4.2. "Thermische Spannung"

Simulationstyp ist auf 'Statisch' eingestellt

Analysetyp = Statische strukturmechanische Analyse

"Thermische Spannung" enthält alle definierten Lastbedingungen für "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert" in diesem Szenario.

Erdanziehungskraft - Erdanziehungskraft

- Größenordnung: 9.806,65 mm/s²
- Vektor: [0,0 mm/s² x, 0,0 mm/s² y, 9.806,65 mm/s² z] in the Globales Koordinatensystem

4.2.1. "Thermische Bedingung"

Bedingung = Ungleichmäßige Temperatur

Thermische Randbedingungen = Randbedingungen

Zeit = 0,0 s

4.2.2. Strukturmechanische Lasten

Tabelle 4.2.2.1. Strukturmechanische Lasten

Name	Typ	Größe	Vektor	Reaktionskraft	Reaktionskraft (Vektorplot)	Assoziierte Körper
"Druck RDB"	Druck	27,8 MPa	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	"RDB"
"Druck Heisse Leitung"	Druck	27,8 MPa	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	"Heisse Leitung"
"Druck Auslass+Cache"	Druck	27,8 MPa	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	"Auslass" und "Cache"
"Gewicht Zuschlag"	Druck	1,61 MPa	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	"RDB"
"Druck Deckel"	Druck	0,25 MPa	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	"RDB"
"Kraft Rohr"	Last auf einer Fläche	$2,67 \times 10^6$ N	[0,0 N x, 0,0 N y, $2,67 \times 10^6$ N z]	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	"Auslass"
"Kraft des Plenums"	Last auf einer Kante	20.190,0 N	[0,0 N x, 0,0 N y, -20.190,0 N z]	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	"Heisse Leitung"
"Druck Deckel 2"	Druck	-67,0 MPa	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	"RDB"

4.2.3. Strukturmechanische Lagerungen

Tabelle 4.2.3.1. Structural Supports

Name	Typ	Reaktionskraft	Reaktionskraft (Vektorplot)	Reaktionsmoment	Reaktionsmoment (Vektorplot)	Assoziierte Körper
"Reibungsfreie Lagerung"	Reibungsfreie Lagerung	$4,12 \times 10^8$ N	[$3,66 \times 10^8$ N x, $-1,88 \times 10^8$ N y, $1,18 \times 10^6$ N z]	$7,4 \times 10^{11}$ N·mm	[- $2,87 \times 10^{11}$ N·mm x, - $6,12 \times 10^{11}$ N·mm y, $-3,0 \times 10^{11}$ N·mm z]	"RDB", "Heisse Leitung", "Auslass", "Feder" und "Cache"
"Reibungsfreie Lagerung 2"	Reibungsfreie Lagerung	$9,88 \times 10^6$ N	[$1,64 \times 10^6$ N x, 547.279,21 N y, $9,72 \times 10^6$ N z]	$1,72 \times 10^9$ N·mm	[- $2,68 \times 10^8$ N·mm x, $-1,68 \times 10^9$ N·mm y, $-1,97 \times 10^8$ N·mm z]	"RDB"

HINWEIS: Wenn ein Körper mindestens zwei Lagerungen mit einer gemeinsamen Kante oder einem gemeinsamen Eckpunkt enthält, gehen Sie bei der Bewertung der aufgelisteten Reaktionskräfte an diesen

Lagerungen vorsichtig vor. Zur Berechnung der Reaktionskräfte gehören die Kräfte, die entlang der Randkanten und Eckpunkte wirken. Wenn verschiedene Lagerungen Kanten und Eckpunkte gemeinsam haben, besteht möglicherweise kein Gleichgewicht der Kräftesumme.

Tabelle 4.2.3.2. Schwache Federn		
Schritt	Reaktionskraft (Größe)	Reaktionskraft (Vektorplot)
Schritt 1	6,52 N	[6,33 N x, -0,59 N y, -1,44 N z]

4.3. "Lösung"

Solver-Typ = Programmgesteuert

Schwache Federn = Programmgesteuert

Große Verformung = Aus

"Lösung" enthält die berechnete Antwort für "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert" bei den Belastungsbedingungen, die an folgender Stelle definiert sind: "Thermische Spannung".

Mindestens ein Körper ist möglicherweise nicht mit genug Randbedingungen versehen, so dass sich Starrkörperbewegungen ergeben. Es wurden schwache Federn eingesetzt, um eine Lösung zu erzielen.

- Die Berechnungen für die thermische Ausdehnung verwenden eine konstante Referenztemperatur von 22,0 °C für alle Körper in "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert". Theoretisch entsteht bei einer gleichmäßigen Temperatur von 22,0 °C no der thermischen Ausdehnung oder Zusammenziehung keine Dehnung.

4.3.1. Strukturmechanische Ergebnisse

Tabelle 4.3.1.1. Werte							
Name	Bereich	Ausrichtung	Minimum	Maximum	Min. bei	Max. bei	Warnkriterien
"Vergleichsspannung"	Alle Körper in "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert"	Global	0,26 MPa	1.779,41 MPa	Heisse Leitung	Heisse Leitung	Keine Angabe
"Gesamtverformung"	Alle Körper in "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert"	Global	4,31 mm	23,71 mm	Heisse Leitung	RDB	Keine Angabe
"Thermische Dehnung"	Alle Körper in "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert"	X Achse	$2,92 \times 10^{-3}$ mm/mm	$5,91 \times 10^{-3}$ mm/mm	Auslass	Cache	Keine Angabe
"Strukturmechanischer Fehler"	Alle Körper in "heisse L.verfeinert+auslass des RDB verfeinert"	Global	$8,64 \times 10^{-7}$	139.072,53	Auslass	RDB	Keine Angabe

- Konvergenzverfolgung nicht aktiviert.

4.3.2. Stichprobenergebnisse

Name	Geometrie	Orientation	Positionsmethode	Ausgabe	X-Position	Y-Position	Z-Position	Z-Achse (mm)
<i>"Stichprobe"</i> - <i>"Stichproben-Tool"</i>	1 Kante	Nicht zutreffend	Geometrie Selection	Maximum	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	16,89
<i>"Stichprobe 2"</i> - <i>"Stichproben-Tool"</i>	1 Kante	Nicht zutreffend	Geometrie Selection	Minimum	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	Nicht zutreffend	16,84

Anhänge

A1. Szenario 1 Abbildung

Keine Abbildungen verfügbar.

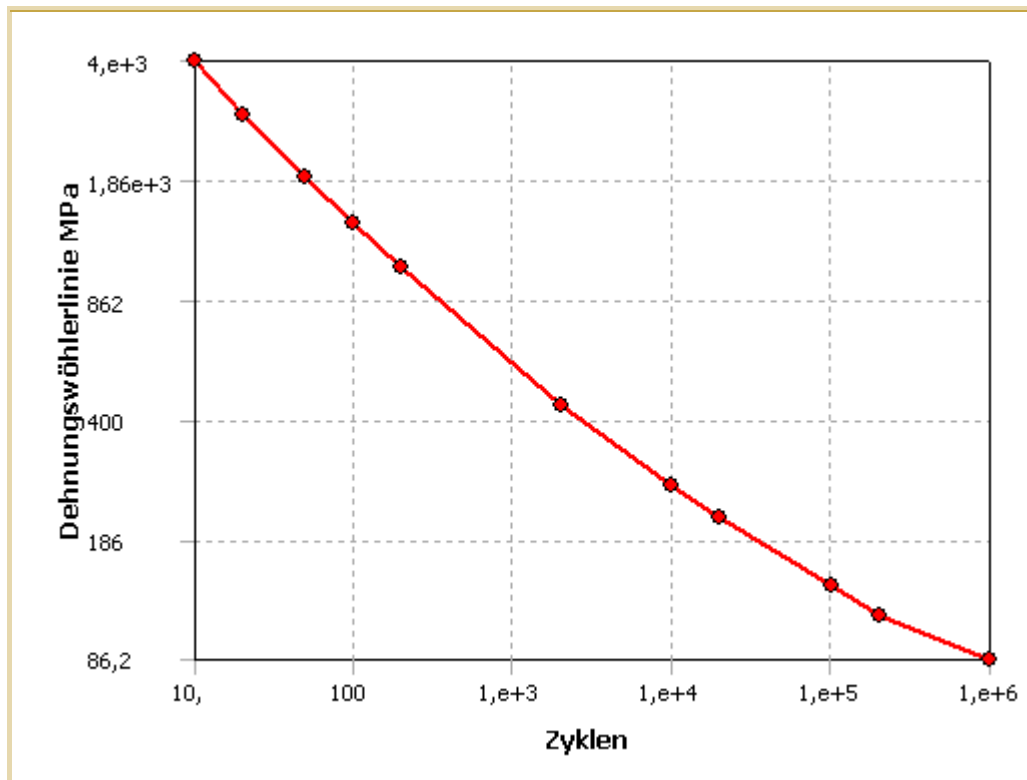
A2. Szenario 2 Abbildung

Keine Abbildungen verfügbar.

A3. Definition von "Baustahl"

Name	Wert
Druckfestigkeit	0,0 MPa
Druck-Streckgrenze	250,0 MPa
Dichte	$7,85 \times 10^{-6}$ kg/mm ³
Querkontraktionszahl	0,3
Zug-Streckgrenze	250,0 MPa
Max. Zugfestigkeit	460,0 MPa
E-Modul	200.000,0 MPa
Thermischer Ausdehnungskoeffizient	$1,2 \times 10^{-5}$ 1/°C
Spezifische Wärme	434,0 J/kg·°C
Wärmeleitfähigkeit	0,06 W/mm·°C
Relative Permeabilität	10.000,0
Spezifischer elektrischer Widerstand	$1,7 \times 10^{-4}$ Ohm·mm

Tabelle A3.2. Dehnungswöhlerlinie



Mittelwert 0,0

Tabelle A3.3. "Dehnungswöhlerlinie"

Zyklen	Dehnungswöhlerlinie
10,0	3.999,0 MPa
20,0	2.827,0 MPa
50,0	1.896,0 MPa
100,0	1.413,0 MPa
200,0	1.069,0 MPa
2.000,0	441,0 MPa
10.000,0	262,0 MPa
20.000,0	214,0 MPa
100.000,0	138,0 MPa
200.000,0	114,0 MPa
1.000.000,0	86,2 MPa

Tabelle A3.4. "Dehnungen-Lebensdauer Parameter"

Festigkeitskoeffizient	920,0 MPa
Festigkeitsexponent	-0,11
Verformungskoeffizient	0,21
Verformungsexponent mm/mm	-0,47
Zyklischer Festigkeitskoeffizient	1.000,0 MPa
Zyklischer Verfestigungsexponent	0,2

A4. Definition von "20MnMoNi 5 5"

Tabelle A4.1. "20MnMoNi 5 5" Constant Properties

Name	Wert
Dichte	$7,84 \times 10^{-6}$ kg/mm ³
Querkontraktionszahl	0,3

Tabelle A4.2. E-Modul

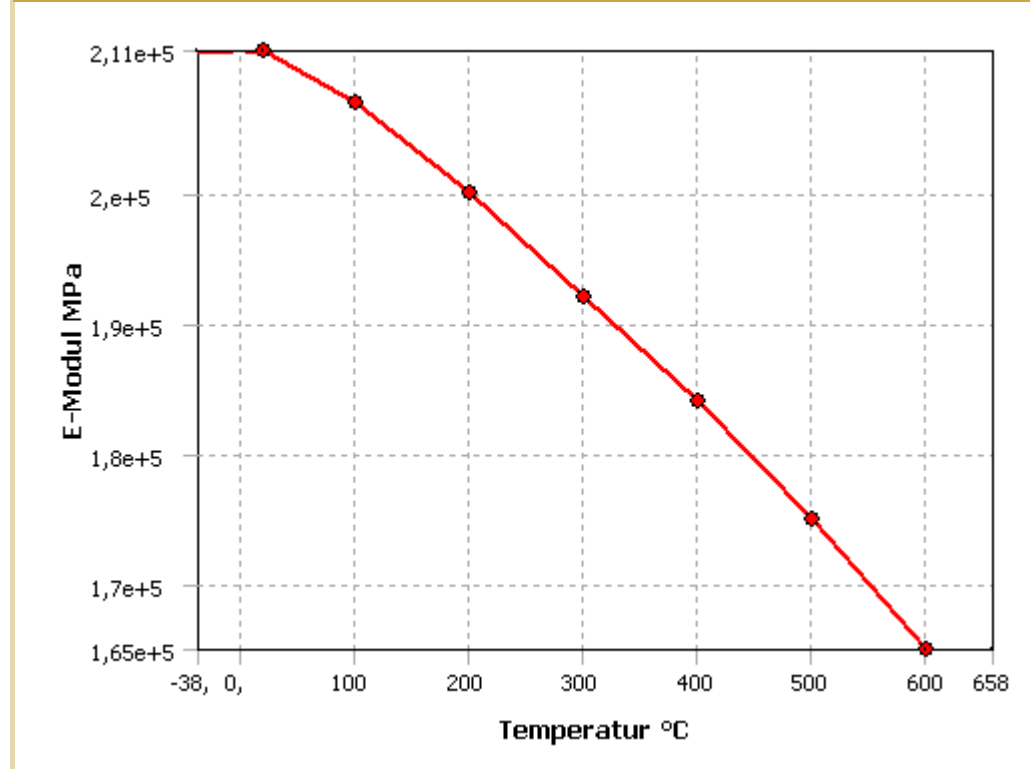


Tabelle A4.3. "E-Modul"

Temperatur °C	E-Modul MPa
20,0	211.000,0
100,0	207.000,0
200,0	200.000,0
300,0	192.000,0
400,0	184.000,0
500,0	175.000,0
600,0	165.000,0

Tabelle A4.4. Thermischer Ausdehnungskoeffizient

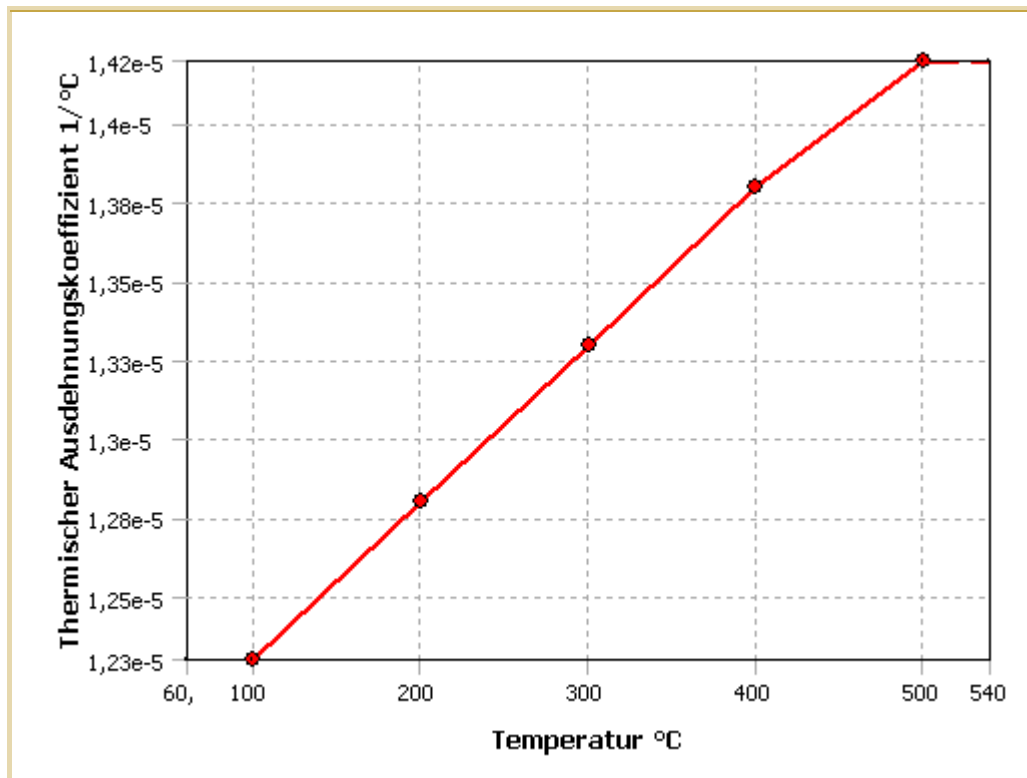


Tabelle A4.5. "Thermischer Ausdehnungskoeffizient"

Temperatur °C	Thermischer Ausdehnungskoeffizient 1/°C
100,0	$1,23 \times 10^{-5}$
200,0	$1,28 \times 10^{-5}$
300,0	$1,33 \times 10^{-5}$
400,0	$1,38 \times 10^{-5}$
500,0	$1,42 \times 10^{-5}$

Tabelle A4.6. Spezifische Wärme

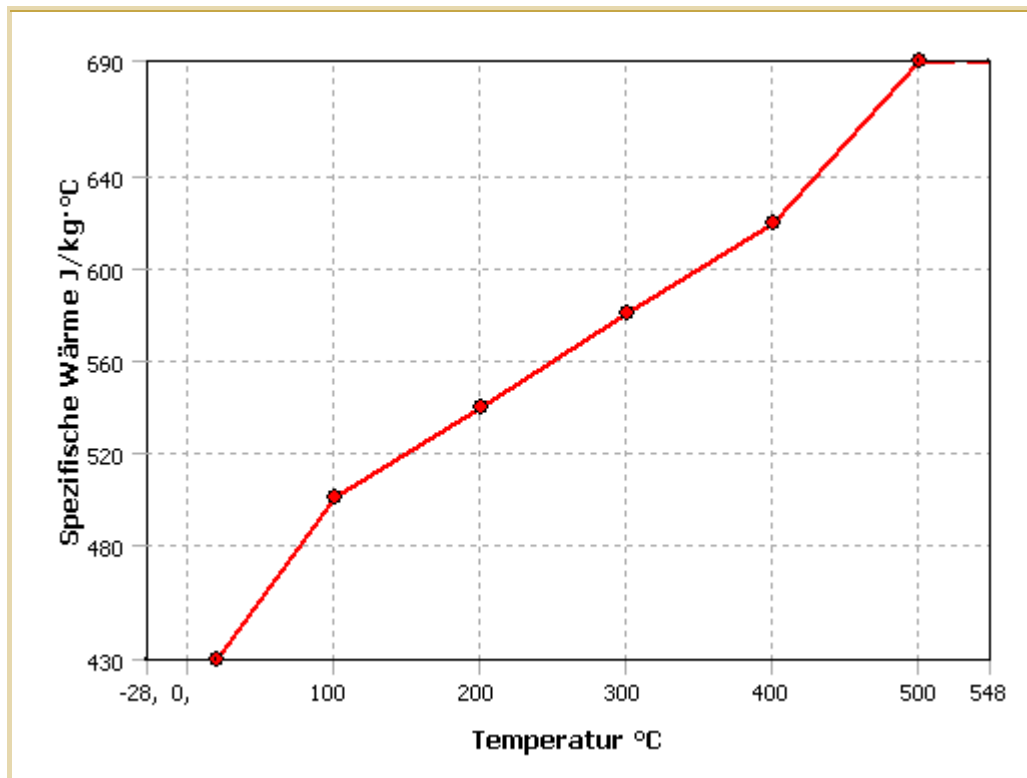
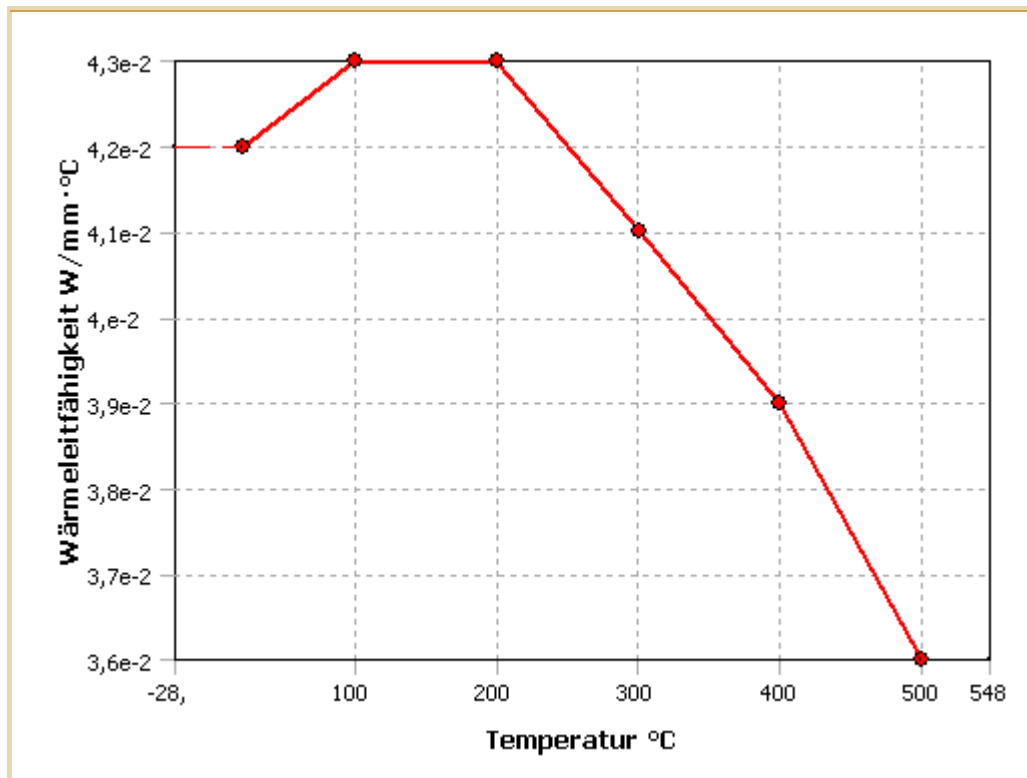


Tabelle A4.7. "Spezifische Wärme"

Temperatur °C	Spezifische Wärme J/kg·°C
20,0	430,0
100,0	500,0
200,0	540,0
300,0	580,0
400,0	620,0
500,0	690,0

Tabelle A4.8. Wärmeleitfähigkeit



Temperatur °C	Wärmeleitfähigkeit W/mm·°C
20,0	0,04
100,0	0,04
200,0	0,04
300,0	0,04
400,0	0,04
500,0	0,04

A5. Definition von "P91"

Name	Wert
Dichte	$7,77 \times 10^{-6} \text{ kg/mm}^3$
Querkontraktionszahl	0,3

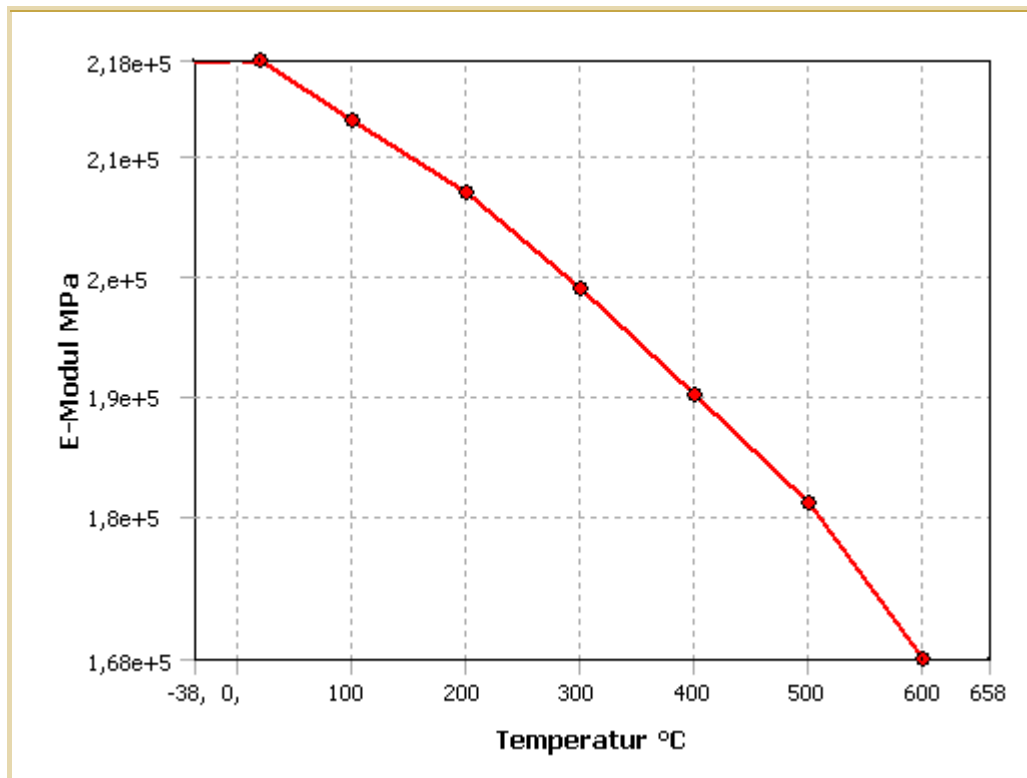


Tabelle A5.3. "E-Modul"

Temperatur °C	E-Modul MPa
20,0	218.000,0
100,0	213.000,0
200,0	207.000,0
300,0	199.000,0
400,0	190.000,0
500,0	181.000,0
600,0	168.000,0

Tabelle A5.4. Thermischer Ausdehnungskoeffizient

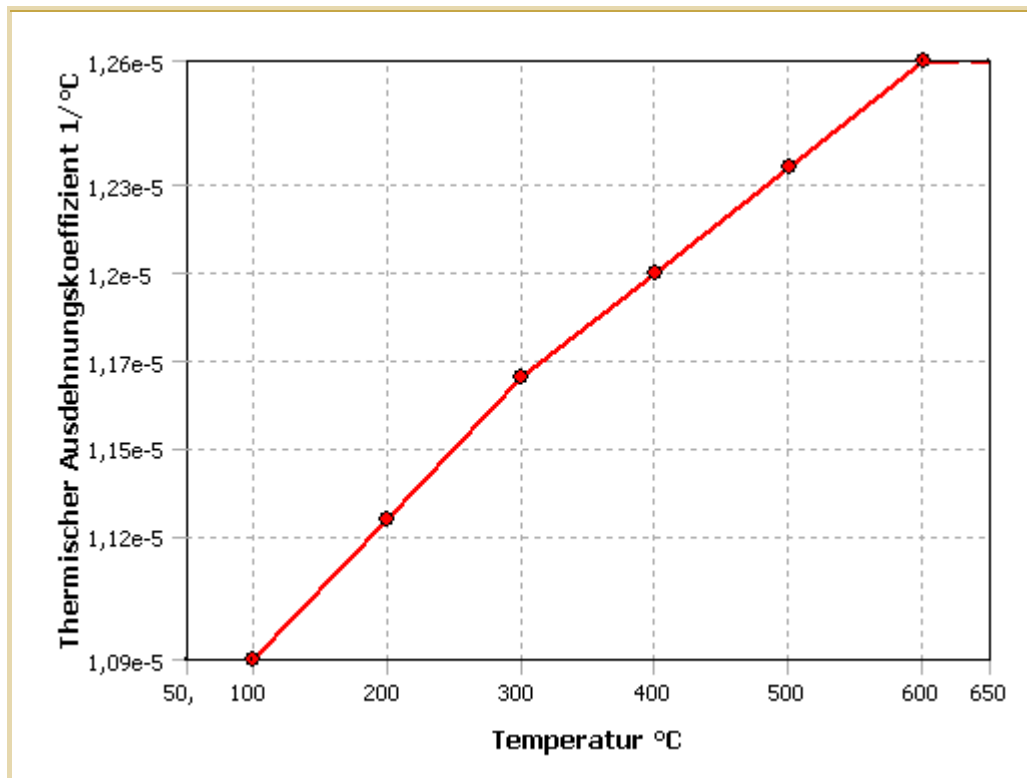


Tabelle A5.5. "Thermischer Ausdehnungskoeffizient"

Temperatur °C	Thermischer Ausdehnungskoeffizient 1/°C
100,0	1,09 × 10 ⁻⁵
200,0	1,13 × 10 ⁻⁵
300,0	1,17 × 10 ⁻⁵
400,0	1,2 × 10 ⁻⁵
500,0	1,23 × 10 ⁻⁵
600,0	1,26 × 10 ⁻⁵

Tabelle A5.6. Spezifische Wärme

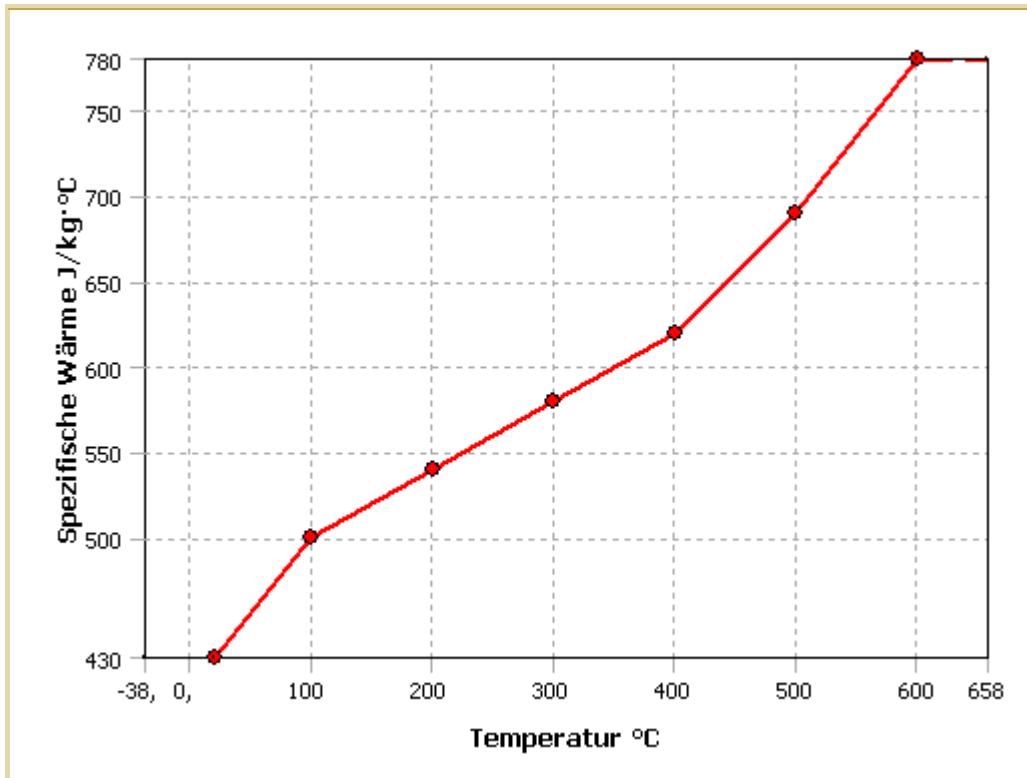


Tabelle A5.7. "Spezifische Wärme"

Temperatur °C	Spezifische Wärme J/kg·°C
20,0	430,0
100,0	500,0
200,0	540,0
300,0	580,0
400,0	620,0
500,0	690,0
600,0	780,0

Tabelle A5.8. Wärmeleitfähigkeit

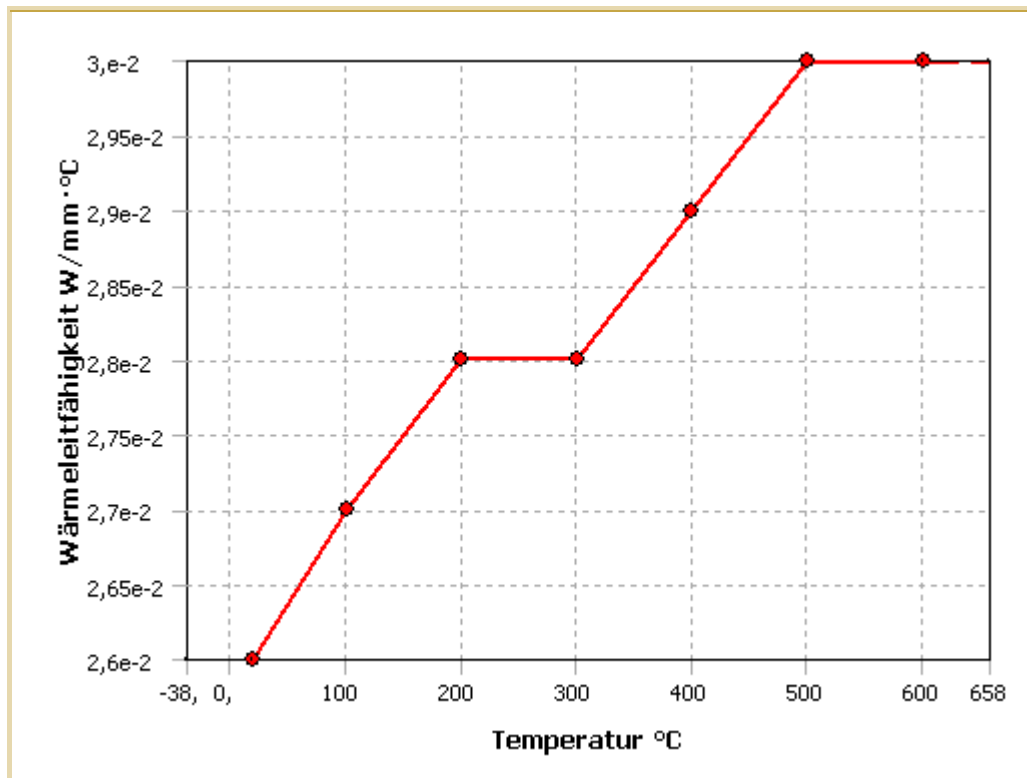


Tabelle A5.9. "Wärmeleitfähigkeit"

Temperatur °C	Wärmeleitfähigkeit W/mm·°C
20,0	0,03
100,0	0,03
200,0	0,03
300,0	0,03
400,0	0,03
500,0	0,03
600,0	0,03

A6. Verteilung dieses Berichts

In der folgenden Tabelle werden die Dateien aufgelistet, die eingeschlossen werden müssen, wenn dieser Bericht auf einem Internet- oder Intranet-Webserver bereitgestellt oder an einen anderen Speicherort verschoben werden soll. Speichern Sie alle Dateien im gleichen Ordner wie die HTML-Seite.

Dieser Bericht wurde ursprünglich in folgendem Ordner erstellt: "C:\Dokumente und Einstellungen\Guelton\Eigene Dateien\Studienarbeit Edouard Guelton\thermisch+meka\".

Tabelle A6.1. In diesem Bericht enthaltene Dateien	
Dateiname	Beschreibung
"bericht_fem_berechnungen.htm"	Diese HTML-Seite.
"StyleSheet.css"	Die kaskadierende Formatvorlage, mit der die HTML-Seite formatiert wird.
"AnsCompanyLogo.gif"	Das ANSYS Bild, das oben auf der Titelseite angezeigt wird.
"Table0001.png"	Table A3.2. "Alternating Stress" Dehnungswöhlerlinie
"Table0002.png"	Table A4.2. "Young's Modulus" E-Modul
"Table0003.png"	Table A4.4. "Thermal Expansion" Thermischer Ausdehnungskoeffizient
"Table0004.png"	Table A4.6. "Specific Heat" Spezifische Wärme
"Table0005.png"	Table A4.8. "Thermal Conductivity" Wärmeleitfähigkeit
"Table0006.png"	Table A5.2. "Young's Modulus" E-Modul
"Table0007.png"	Table A5.4. "Thermal Expansion" Thermischer Ausdehnungskoeffizient
"Table0008.png"	Table A5.6. "Specific Heat" Spezifische Wärme
"Table0009.png"	Table A5.8. "Thermal Conductivity" Wärmeleitfähigkeit