

Strukturdynamische Untersuchungen eines Sicherheitsbehälters vom Typ Konvoi

3609R01375

Anforderungen an den
Nachweis der Wirksamkeit von
H₂-Rekombinatoren auf der
Basis ergänzender analytischer
Untersuchungen

Strukturdynamische Untersuchungen eines Sicherheitsbehälters vom Typ Konvoi

Bericht zum Vorhaben:
"Anforderungen an den Nachweis
der Wirksamkeit von
H2-Rekombinatoren auf der Basis
ergänzender analytischer
Untersuchungen"

P. Bachmann
P. Eisert
H. Grebner
J. Sievers

Dezember 2011

Auftrags-Nr.: 858010

Anmerkung:

Das diesem Bericht zu Grunde liegende FE-Vorhaben 3609R01375 wurde im Auftrag des Bundesministeriums für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit durchgeführt. Die Verantwortung für den Inhalt dieser Veröffentlichung liegt beim Auftragnehmer.

Der Bericht gibt die Auffassung und Meinung des Auftragnehmers wieder und muss nicht mit der Meinung des Auftraggebers übereinstimmen.

Kurzfassung

Der Sicherheitsbehälter (SHB) von deutschen Druckwasserreaktoren besteht aus einer kugelförmigen Stahlschale und hat die Aufgabe, im Falle von Betriebsstörungen oder des Auftretens von Auslegungsstörfällen wie z.B. einem Kühlmittelverluststörfall als leckdichte Barriere gegen die Freisetzung von Spaltprodukten in die Umgebung zu wirken. Zur Bewertung, ob unter unfallbedingten Belastungen durch Innendruck- und Temperaturerhöhung die Integrität des Sicherheitsbehälters als leckdichte Barriere gefährdet ist, sind strukturmechanische Berechnungen, bei denen die Bestimmung von Sicherheitsmargen gegenüber dem Integritätsverlust bzw. die Grenztragfähigkeit des Sicherheitsbehälters im Vordergrund stehen, erforderlich. Im Rahmen einer Stellungnahme des RSK-Ausschusses „Anlagen- und Systemtechnik“ zu Fragen des BMU zum Risiko des Versagens des Sicherheitsbehälters durch Wasserstoffreaktionen wurden bezüglich strukturmechanischer Untersuchungen Kenntnislücken festgestellt.

Zur Einschätzung des strukturdynamischen Verhaltens des Sicherheitsbehälters einer Konvoi-Anlage bei unterstellten Beanspruchungen durch Wasserstoffverbrennungen bzw. –detonationen wurden im Rahmen des Vorhabens 3609R01375 (AP 3) strukturdynamische elastoplastische Berechnungen mit dem für derartige Fragestellungen erprobten Finite Elemente Rechenprogrammsystem ADINA durchgeführt. Charakteristische Lastannahmen wurden aus verfügbaren Versuchsergebnissen als peakförmige Druck- und Temperaturverläufe festgelegt. Weiterhin wurden Annahmen zur druck- und temperaturbeaufschlagten Fläche des Sicherheitsbehälters aus, im Rahmen des Vorhabens durchgeführten, thermohydraulischen Berechnungen der GRS zur Wasserstoffkonzentration abgeleitet.

Mit den rotationssymmetrischen Modellen wurden im Wesentlichen Berechnungen unter Verwendung der festgelegten Druck- und Temperaturtransienten und mit den dreidimensionalen Modellen Variationen der Druckbelastung ohne Temperatureinfluss, insbesondere bezüglich der Impulsdauer und des Maximaldruckes, durchgeführt. Die Belastungen wurden im oberen Bereich des Behälters einerseits symmetrisch andererseits auch unsymmetrisch zur Mittelachse aufgebracht.

Bei den kurzzeitigen peakartigen Druckbelastungsvarianten (Anstiegszeit 10 ms bis zur Maximallast 0.4 MPa) ohne Temperatureinfluss ergaben sich Schwingungen des lastbeaufschlagten Teils des Behälters mit Schwingungsdauern, die im Bereich des vierfachen der Anstiegszeit bis zur Maximallast liegen. Dabei bleiben die berechneten Ver-

gleichsspannungen im elastischen Bereich und erreichen maximal etwa 87 % der Streckgrenze.

Bei den peakartigen Druckbelastungen mit längerer Impulsdauer (Anstiegszeit 600 ms bis zu Maximallast 0.4 MPa) aber ohne Temperatureinfluss verhält sich der Sicherheitsbehälter nahezu quasistatisch, wobei die maximalen Vergleichsspannungen im elastischen Bereich bleiben und etwa 67 % der Streckgrenze erreichen. Bei den peakartigen Druckbelastungen mit 1 MPa Maximaldruck werden bei Variation der Impulsbreite im Bereich 16 – 100 ms maximal 0.5 % plastische Dehnung für die Impulsbreite 32 ms erreicht. Bei weiterer Steigerung des maximalen Drucks und damit zunehmender plastischer Dehnung sind dynamischen Rechnungen zu Druckpeaks mit großen Impulsdauern (≥ 100 ms) bzw. die quasistatische Rechnung abdeckend und führen bei 2 MPa Maximaldruck zu maximal etwa 7 % plastischen Dehnungen.

Bei elastoplastischen Berechnungen zu Lastfällen mit Temperaturbelastung ist zu beachten, dass der kritischste Bereich nicht der mit den höchsten Spannungen ist, sondern der, der den geringsten Abstand zur temperaturabhängigen Materialkenngröße des Bewertungskriteriums hat. Die beispielhafte Bewertung der Analyse mit überlagerter Temperatur und Druck für den längeren Peak (Anstiegszeit 600 ms bis zur Maximallast 0.4 MPa) ergibt nach dem Spannungskriterium, dass eine lokale Schädigung (an der Innenoberfläche der Stahlschale) an den Stellen mit hoher Temperatur (d.h. größer ca. 700 °C) nicht ausgeschlossen werden kann. Für Aussagen bezüglich Ausschluss eines lokalen Versagens in Form einer Leckage an solchen Stellen sind zusätzlich ggf. bruchmechanische Untersuchungen erforderlich.

Die im Rahmen des Vorhabens 3609R01375 (AP 1 und AP 2) durchgeführten und separat dokumentierten thermohydraulischen Berechnungen mit COCOSYS mit H₂-Verbrennung ergeben Lastannahmen für strukturmechanische Untersuchungen, die durch die in diesem Bericht beschriebenen Berechnungen, insbesondere zu der längeren Impulsdauer abgedeckt sind. Demnach werden für diese Lastannahmen mit den hier betrachteten Analysemodellen nur Spannungen im elastischen Bereich erwartet.

Insgesamt wurde im Rahmen des Vorhabens eine Analysemethodik bereitgestellt und erprobt, die für die Bewertung von Lastannahmen zur H₂-Verbrennung bzw. – Detonation geeignet ist.

Abstract

The containment of German Pressurized Water Reactors has the shape of a spherical steel shell with the objective to act in the event of operational failures or occurrence of design basis incidents, like e.g. loss of coolant accidents, as leak-tight barrier against the release of fission products into the environment. For the evaluation, whether in case of severe accident loads due to increase of internal pressure and temperature the integrity of the containment as leak-tight barrier is endangered, structure mechanical calculations are necessary, in which the determination of safety margins against the loss of integrity respectively the limit load bearing capacity of the containment constitutes a priority. Within the frame of an official statement of the German Reactor Safety Commission (RSK) subcommittee "Plant and System Engineering" to questions raised by the Federal Ministry for the Environment, Nature Conservation and Nuclear Safety (BMU) about the risk of containment failure through hydrogen reactions, it emerged that the knowledge regarding structure mechanics examinations is not comprehensive enough.

For the assessment of the structure dynamical behaviour of a KONVOI plant containment at postulated loads due to hydrogen combustions respectively detonations, structure dynamical elastoplastic calculations were conducted with the Finite Element computer code ADINA, having been tested for such issues, within the frame of project 360R01375 (WP 3).

Characteristic loading assumptions were determined as peak-like pressure and temperature sequences from already available test results. Furthermore, assumptions on the surface part of the containment loaded by pressure and temperature, derived from thermo-hydraulic calculations of hydrogen concentrations, conducted by GRS within the framework of the project.

Calculations with rotationally symmetric models were carried out by applying the determined pressure- and temperature transients while with the 3-dimensional models variations of pressure load without temperature influence were calculated especially in regards to impulse duration and maximum pressure. The loads were applied in the upper region of the containment either symmetrical as also asymmetrical towards the central axis.

A short-period peak-like pressure load variations (rise time 10 ms up to maximum load 0.4 MPa) without temperature influence, oscillations of the local loaded part of the containment occurred with oscillation periods laying within the range of four-times of the rise time up to the maximum load. The calculated equivalent stresses remain in the elastic area and reach maximally about 87 % of the yield strength. At peak-like pressure loads with longer impulse duration (rise time 600 ms up to maximum load 0.4 MPa) but without temperature influence, the containment behaves nearly quasi-static, whereby the maximum equivalent stresses remain in the elastic area and reach about 67 % of the yield strength. At peak-like pressure loads with 1 MPa maximum pressure and a variation of the impulse width between 16 – 100 ms, 0.5 % plastic strain for impulse width 32 ms will be maximally reached. When the maximum pressure rises further, accompanied by increasing plastic strain, dynamic calculations of pressure peaks with large impulse durations (≥ 100 ms) respectively the quasi-static calculation are enveloping and lead to maximally approx. 7 % plastic strain at a maximum pressure of 2 MPa.

It should be noted with elasto-plastic calculations of loading conditions including temperature loads that the most critical area is not the one with the highest stresses, but the one with the least distance to the temperature-dependent material parameter of the evaluation criteria. The exemplary evaluation of the analysis with combined temperature and pressure loads for the longer peak (rise time 600 ms up to maximum load 0.4 MPa) indicates according to the stress criteria that a local damage (at the inner surface of the containment structure) at positions with high temperature (i.e. greater than about 700 °C) cannot be excluded. For statements on the exclusion of a local failure in form of a leakage at such locations additional respectively fracture mechanical investigations are necessary.

The thermo-hydraulic calculations with COCOSYS with H₂-combustion conducted and separately documented within the framework of the project 360R01375 (WP 1&2), result in load assumptions for structural mechanical investigations, which are covered through the calculations described in this report, especially for the longer impulse duration. Consequently, for these load assumptions in the analysis models considered here only strains in the elastic area are expected.

Within the framework of the project an analysis method was presented and tested, suitable for the evaluation of loading conditions for H₂-combustions respectively detonations.

Inhaltsverzeichnis

1	Motivation.....	1
2	Entwicklung von Finite-Element-Modellen	3
2.1	Abmessungen.....	3
2.2	Materialdaten.....	4
2.3	Annahmen zur Beanspruchung.....	8
2.4	Rotationssymmetrische Modelle	12
2.5	Dreidimensionale Modelle.....	13
3	Ausgewählte Berechnungsergebnisse	19
3.1	Eigenfrequenzen.....	19
3.1.1	Rotationssymmetrische Modelle	19
3.1.2	Dreidimensionale Modelle.....	22
3.2	Wärmeleitrechnungen mit rotationssymmetrischen Modellen.....	26
3.3	Strukturmechanische Resultate mit rotationssymmetrischen Modellen	28
3.3.1	Reine Druckbelastung	28
3.3.2	Überlagerte Druck- und Temperaturbelastung	33
3.4	Strukturdynamische Resultate mit 3D-Modellen bei symmetrischer Belastung	37
3.5	Strukturdynamische Resultate mit 3D-Modellen bei unsymmetrischer Belastung	47
3.5.1	Resultate für „schräge“ Last (45°)	47
3.5.2	Resultate für „horizontale“ Last (90°)	56
3.5.3	Zusammenfassung der Rechnungen mit unsymmetrischer Belastung	61
4	Quantifizierung von Sicherheitsmargen gegenüber Versagen des Sicherheitsbehälters	62
4.1	Bewertungsmethoden.....	62
4.2	Bewertung nach dem Dehnungskriterium	63
4.3	Bewertung nach dem Spannungskriterium.....	66
5	Zusammenfassung	70

Abbildungsverzeichnis

Abb. 2.1-1	Reaktorgebäude eines DWR vom Typ Konvoi	3
Abb. 2.2-1	Spannungs-Dehnungs-Kurve für 15 MnNi 6 3 bei 100°C (nach /HÖF 01/)	4
Abb. 2.2-2	Spannungs-Dehnungs-Kurve für 15 MnNi 6 3 bei Raumtemperatur für die Eingabe in ADINA	5
Abb. 2.2-3	Bilineare Spannungs-Dehnungs-Kurven für 15 MnNi 6 3 bei verschiedenen Temperaturen (nach /DIN 04/)	5
Abb. 2.2-4	Bilineare Spannungs-Dehnungs-Kurven für 15 MnNi 6 3 bei verschiedenen Temperaturen (nach /EIS 10/)	6
Abb. 2.2-5	Abhängigkeit der Gleichmaßdehnung von der Temperatur	7
Abb. 2.2-6	Abhängigkeit des E-Moduls von der Temperatur	7
Abb. 2.2-7	Abhängigkeit des Wärmeausdehnungskoeffizienten von der Temperatur	8
Abb. 2.3-1	Postulierte Temperaturpeaks	9
Abb. 2.3-2	Postulierte Temperaturpeaks (Ausschnitt aus Abb. 2.3-1).....	10
Abb. 2.3-3	Postulierte Druckpeaks	10
Abb. 2.3-4	Gemessene Druckverläufe für H ₂ -Verbrennungen bei unterschiedlichem Dampfgehalt (aus EPR 10/)	11
Abb. 2.3-5	Gemessene (TMI-2) und berechnete Druckverläufe für H ₂ -Verbrennungen (aus /EPR 10/)	11
Abb. 2.4-1	Rotationssymmetrisches Modell A mit Beton und Styropor (grün: Beton, rot: Styropor, blau: Stahlsicherheitsbehälter)	12
Abb. 2.4-2	Einteilung der Elemente in Wanddickenrichtung, Ausschnitt aus Modell für Wärmeleitungsrechnung.....	13
Abb. 2.5-1	Dreidimensionales 90°-Modell mit Randbedingungen, seitliche Ansicht.....	14
Abb. 2.5-2	Dreidimensionales 90°-Modell mit Randbedingungen, Ansicht von außen	14
Abb. 2.5-3	Dreidimensionales 180°-Modell mit Randbedingungen, Ansicht von oben.....	15
Abb. 2.5-4	Dreidimensionales 180°-Modell mit Randbedingungen, räumliche Ansicht von außen	16

Abb. 2.5-5	Dreidimensionales 360°-Modell mit Randbedingungen, seitliche Ansicht von außen	16
Abb. 2.5-6	Dreidimensionales 360°-Modell mit Randbedingungen, Ansicht von oben.....	17
Abb. 2.5-7	Dreidimensionales 360°-Modell mit Randbedingungen, räumliche Ansicht von außen	17
Abb. 2.5-8	Dreidimensionales 1-Radiant-Modell mit Randbedingungen, Ansicht von oben.....	18
Abb. 3.1-1	Erste Eigenform des rotationssymmetrischen Modells A (Frequenz 13.7 Hz)	20
Abb. 3.1-2	Zweite Eigenform des rotationssymmetrischen Modells A (Frequenz 24.4 Hz)	20
Abb. 3.1-3	Dritte Eigenform des rotationssymmetrischen Modells A (Frequenz 26.7 Hz)	21
Abb. 3.1-4	Vierte Eigenform des rotationssymmetrischen Modells A (Frequenz 27.6 Hz)	21
Abb. 3.1-5	Fünfte Eigenform des rotationssymmetrischen Modells A (Frequenz 28.0 Hz)	22
Abb. 3.1-6	Erste Eigenform beim 360°-Modell 3 (Frequenz 6.8 Hz, hellblau: verformter Behälter)	23
Abb. 3.1-7	Zweite Eigenform beim 360°-Modell 3 (Frequenz 6.8 Hz, hellblau: verformter Behälter)	24
Abb. 3.1-8	Dritte Eigenform beim 360°-Modell 3 (Frequenz 14.2 Hz, hellblau: verformter Behälter)	24
Abb. 3.1-9	Vierte Eigenform beim 360°-Modell 3 (Frequenz 18.7 Hz, hellblau: verformter Behälter)	25
Abb. 3.1-10	Fünfte Eigenform beim 360°-Modell 3 (Frequenz 21.9 Hz, hellblau: verformter Behälter)	25
Abb. 3.2-1	Berechnete Temperaturverteilung 0.0102 s nach Beginn der postulierten H ₂ -Detonation gemäß Abb. 2.3-2.....	26
Abb. 3.2-2	Berechneter radialer Temperaturverlauf im Zenit des Sicherheitsbehälters für 8 ms und 10 ms nach Beginn der H ₂ -Detonation	27

Abb. 3.2-3	Berechnete Temperaturverteilung 0.615 s nach Beginn der H ₂ -Verbrennung gemäß Abb. 2.3-1.....	27
Abb. 3.2-4	Berechneter radialer Temperaturverlauf im Zenit des Sicherheitsbehälters für 0.6 s, 0.75 s, 1.5 s und 3.6 s nach Beginn der H ₂ -Verbrennung.....	28
Abb. 3.3-1	Verformter (hellblau) und unverformter Modellausschnitt 10, 20 und 30 ms nach Peakbeginn für die kurze Peakdauer (60 ms, 0.4 MPa Maximaldruck gemäß Abb. 2.3-2, Vergrößerungsfaktor der Verschiebungen: 50).....	29
Abb. 3.3-2	Verformter (hellblau) und unverformter Modellausschnitt 10, 20 und 30 ms nach Peakbeginn für die kurze Peakdauer (60 ms, 1.0 MPa Maximaldruck, Vergrößerungsfaktor der Verschiebungen: 20).....	29
Abb. 3.3-3	Radiale Verschiebung am obersten Punkt des Sicherheitsbehälters für die kurze Peakdauer und beide Maximaldrücke.....	30
Abb. 3.3-4	Effektivspannung am Auswertepunkt des Maximalwertes (Punkt Q und R, siehe Abb. 3.3-1 und Abb. 3.3-2) im Sicherheitsbehälter für die kurze Peakdauer und beide Maximaldrücke.....	30
Abb. 3.3-5	Verformter (hellblau) und unverformter Modellausschnitt 600 ms nach Peakbeginn für die längere Peakdauer (3.65, 0.4 MPa Maximaldruck, Vergrößerungsfaktor der Verschiebungen: 30).....	31
Abb. 3.3-6	Verformter (hellblau) und unverformter Modellausschnitt 600 ms nach Peakbeginn für die längere Peakdauer (3.65, 1 MPa Maximaldruck, Vergrößerungsfaktor der Verschiebungen: 10).....	31
Abb. 3.3-7	Radiale Verschiebung am obersten Punkt des Sicherheitsbehälters (Punkt P, siehe Abb. 2.4-1) für die längere Peakdauer und beide Maximaldrücke.....	32
Abb. 3.3-8	Effektivspannung am Auswertepunkt des Maximalwertes (Punkt S und T, siehe Abb. 3.3-5 und Abb. 3.3-6) im Sicherheitsbehälter für die längere Peakdauer und beide Maximaldrücke.....	32
Abb. 3.3-9	Verformtes (hellblau) und unverformtes rotationssymmetrisches Modell des Sicherheitsbehälters vor Beginn des Belastungspeaks (kürzerer Peak, Verformungsvergrößerungsfaktor 20).....	33
Abb. 3.3-10	Ausschnitt des verformten (hellblau) und unverformten rotationssymmetrischen Modells des Sicherheitsbehälters 10 ms	

	nach Beginn des Belastungspeaks (kürzerer Peak, Verformungsvergrößerungsfaktor 20)	34
Abb. 3.3-11	Ausschnitt des verformten (hellblau) und unverformten rotationssymmetrischen Modells des Sicherheitsbehälters 20 ms nach Beginn des Belastungspeaks (kürzerer Peak, Verformungsvergrößerungsfaktor 20)	34
Abb. 3.3-12	Radiale Verschiebung am obersten Punkt des Sicherheitsbehälters (Punkt P, siehe Abb. 2.4-1) für die kürzere Peakdauer und die Überlagerung von Druck- und Temperaturpeak	35
Abb. 3.3-13	Maximale akkumulierte plastische Dehnungen (Punkt U, siehe Abb. 2.4-1) im Sicherheitsbehälter über der Zeit ab Beginn des Lastpeaks für die kürzere Peakdauer und die Überlagerung von Druck- und Temperaturpeak	35
Abb. 3.3-14	Ausschnitt des verformten (hellblau) und unverformten rotationssymmetrischen Modells des Sicherheitsbehälters 0.6 s nach Beginn des Belastungspeaks (längerer Peak, Verformungsvergrößerungsfaktor 20)	36
Abb. 3.3-15	Akkumulierte plastische Dehnung (Punkt V, siehe Abb. 2.4-1) im Behälter über der Zeit ab Beginn des Lastpeaks für die längere Peakdauer und die Überlagerung von Druck- und Temperaturpeak.....	36
Abb. 3.4-1	Vertikale Verschiebung des höchsten Modellknotens für den kurzen Druck-peak bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	37
Abb. 3.4-2	Vergleichsspannungen in einem Integrationspunkt am Rand der druckbeaufschlagten Fläche mit dem Maximalwert für den kurzen Druckpeak bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	38
Abb. 3.4-3	Vergleichsspannungen zum Zeitpunkt des Druckmaximums (0.6 s) für den langen Druckpeak bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ² , Verformungsfaktor 100.....	39
Abb. 3.4-4	Vertikale Verschiebung des höchsten Modellknotens für den langen Druck-peak bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	39
Abb. 3.4-5	Vergleichsspannungen in einem Integrationspunkt nahe des Randes der druckbeaufschlagten Fläche mit maximalem Wert für den langen Druck-peak bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	40

Abb. 3.4-6	Radiale Verschiebung des höchsten Modellknotens für den Druckpeak mit 16 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	41
Abb. 3.4-7	Vergleichsspannungen und akkumulierte plastische Dehnungen in einem Integrationspunkt nahe der Mitte der druckbeaufschlagten Fläche mit maximalen Werten für den Druckpeak mit 16 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	41
Abb. 3.4-8	Vertikale Verschiebung des höchsten Modellknotens für den Druckpeak mit 32 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	42
Abb. 3.4-9	Vergleichsspannungen und akkumulierte plastische Dehnungen in einem Integrationspunkt nahe der Mitte der druckbeaufschlagten Fläche mit maximalen Werten für den Druckpeak mit 32 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	42
Abb. 3.4-10	Vertikale Verschiebung des höchsten Modellknotens sowie eines Knotens mit maximaler Verschiebung für den Druckpeak mit 70 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	43
Abb. 3.4-11	Vergleichsspannungen und akkumulierte plastische Dehnungen in einem Integrationspunkt nahe des Randes der druckbeaufschlagten Fläche mit maximalen Werten für den Druckpeak mit 70 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	43
Abb. 3.4-12	Vertikale Verschiebung des höchsten Modellknotens sowie eines Knotens mit maximaler Verschiebung für den Druckpeak mit 100 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	44
Abb. 3.4-13	Vergleichsspannungen und akkumulierte plastische Dehnungen in einem Integrationspunkt am Rand der druckbeaufschlagten Fläche mit maximalen Werten für den Druckpeak mit 100 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	44

Abb. 3.4-14	Maximale radiale Verschiebung im Zenit für die verschieden langen Druck-peaks mit 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	45
Abb. 3.4-15	Maximale Vergleichsspannung für die verschieden langen Druckpeaks mit 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	45
Abb. 3.4-16	Maximale akkumulierte plastische Dehnung für die verschieden langen Druckpeaks mit 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	46
Abb. 3.4-17	Vergleich der maximalen plastischen Dehnungen für verschiedene Integraldauern und Druckmaximalwerte.....	47
Abb. 3.5-1	Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den kurzen Druckpeak mit 0.4 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 250 m ²	48
Abb. 3.5-2	Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den kurzen Druckpeak mit 0.4 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 250 m ²	49
Abb. 3.5-3	Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den langen Druckpeak mit 0.4 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 250 m ²	49
Abb. 3.5-4	Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den langen Druckpeak mit 0.4 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 250 m ²	50
Abb. 3.5-5	Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den kurzen Druckpeak mit 0.4 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	50
Abb. 3.5-6	Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den kurzen Druckpeak mit 0.4 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	51
Abb. 3.5-7	Vergleichsspannung und Verformung zum Zeitpunkt 0.019 s für den 32 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ² , Verformungsfaktor 50.....	52
Abb. 3.5-8	Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den 16 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	52

Abb. 3.5-9	Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 16 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	53
Abb. 3.5-10	Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den 32 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	53
Abb. 3.5-11	Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 32 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	54
Abb. 3.5-12	Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den 70 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	54
Abb. 3.5-13	Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 70 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	55
Abb. 3.5-14	Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den 100 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	55
Abb. 3.5-15	Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 100 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	56
Abb. 3.5-16	Vergleichsspannung und Verformung zum Zeitpunkt 0.025 s für den 32 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ² , Verformungsfaktor 20	57
Abb. 3.5-17	Zeitverlauf für radiale Verschiebung im Mittelpunkt der Lastfläche für den 16 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	57
Abb. 3.5-18	Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 16 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	58
Abb. 3.5-19	Zeitverlauf für die radiale Verschiebung im Mittelpunkt der Lastfläche für den 32 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	58

Abb. 3.5-20	Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 32 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	59
Abb. 3.5-21	Zeitverlauf für die radiale Verschiebung im Mittelpunkt der Lastfläche für den 70 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	59
Abb. 3.5-22	Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 70 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	60
Abb. 3.5-23	Zeitverlauf für die radiale Verschiebung im Mittelpunkt der Lastfläche für den 100 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	60
Abb. 3.5-24	Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 100 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m ²	61
Abb. 4.2-1	Lage des Maximalwerts der akkumulierten plastischen Vergleichsdehnung zurzeit 0.6 s	64
Abb. 4.2-2	Vergleich der akkumulierten plastischen Vergleichsdehnung mit der Gleichmaßdehnung geteilt durch die Spannungsmehrachsigkeit für Analyse mit längerem Druckpeak und 1 MPa Maximaldruck.....	65
Abb. 4.2-3	Ausschnitt aus Abb. 4.2-2	65
Abb. 4.3-1	Lage der Auswertepunkte im Modell (P1: Punkt mit höchster Vergleichsspannung in den ersten 2 s, P2: Punkt mit höchster Temperatur, P3: Vergleichspunkt).....	66
Abb. 4.3-2	Berechnete Temperaturen für die 3 Integrationspunkte (Lage siehe Abb. 4.3-1) für die Analyse mit längerem Belastungspeak	67
Abb. 4.3-3	Berechnete Vergleichsspannungen für die 3 Integrationspunkte (Lage siehe Abb. 4.3-1) für die Analyse mit längerem Belastungspeak.....	67
Abb. 4.3-4	Berechnete Vergleichsspannung für den Integrationspunkt P1 (Lage siehe Abb. 4.3-1) im Vergleich mit der Fließspannung und der zugeordneten Temperatur für die Analyse mit längerem Belastungspeak	68
Abb. 4.3-5	Berechnete Vergleichsspannung für den Integrationspunkt P3 (Lage siehe Abb. 4.3-1) im Vergleich mit der Fließspannung und der	

zugeordneten Temperatur für die Analyse mit längerem Belastungspeak	68
---	----

Tabellenverzeichnis

Tab. 3.1-1	Eigenfrequenzen 1 bis 10 für die 3 rotationssymmetrischen Modelle	19
Tab. 3.1-2	Eigenfrequenzen 1 bis 10 für dreidimensionale Modelle	22

1 Motivation

Der Sicherheitsbehälter (SHB) von deutschen Druckwasserreaktoren besteht aus einer kugelförmigen Stahlschale und hat die Aufgabe, im Falle von Betriebsstörungen oder des Auftretens von Auslegungsstörfällen wie z.B. einem Kühlmittelverluststörfall als leckdichte Barriere gegen die Freisetzung von Spaltprodukten in die Umgebung zu wirken. Er ist gegen derartige Belastungen so ausgelegt, dass in der Struktur keine Beanspruchungen auftreten, die über die elastischen Eigenschaften des SHB-Werkstoffs hinausgehen. Treten jedoch auslegungsüberschreitende Belastungen auf, wie sie z.B. durch einen Kernschmelzunfall hervorgerufen werden können, wird das Material des SHB ggf. bis zur Plastifizierung beansprucht, die je nach Art der Belastung örtlich begrenzt oder größerflächig auftreten kann.

Zur Bewertung, ob unter unfallbedingten Belastungen durch Innendruck- und Temperaturerhöhung die Integrität des Sicherheitsbehälters als leckdichte Barriere gefährdet ist, sind deshalb strukturmechanische Berechnungen erforderlich. Bei den Belastungen wird hierbei aus strukturmechanischer Sicht zwischen quasistatischen Belastungen, z.B. infolge kontinuierlich verhältnismäßig langsam ansteigenden Innendrucks (vergleichbar zum Kühlmittelverluststörfall), und dynamischen Belastungen unterschieden, wie sie bei schnellen, turbulenten Wasserstoffverbrennungen auftreten können. Bei den strukturmechanischen Untersuchungen steht dabei die Bestimmung von Sicherheitsmargen gegenüber dem Integritätsverlust für Belastungstransienten bzw. die Grenztragfähigkeit des Sicherheitsbehälters im Vordergrund.

In der Vergangenheit sind exemplarische Untersuchungen zur Auswirkung möglicher Belastungen aus Wasserstoffverbrennungen als Folge schwerer Unfälle mit Kernschmelzen auf die Integrität des Sicherheitsbehälters auf Basis überwiegend vereinfachter Verfahren bzw. aufgrund der damals gegenüber den heutigen Möglichkeiten begrenzten Rechenkapazität mit stark vereinfachten Analysemodellen und Lastannahmen durchgeführt worden, um Schwachstellen zu identifizieren (Risikostudie Phase B /GRS 90/, Vorhaben RS 960 /HÖF 97/, SR 2306 /SON 01/). Die Untersuchungen zur Grenztragfähigkeit des Sicherheitsbehälters vom Typ Biblis B /GRS 90/ stützten sich dabei auf rotationssymmetrischen, quasistatischen und dynamischen Finite-Elemente-Analysen ab. Das Grenztragverhalten des Sicherheitsbehälters einer Konvoi-Anlage /HÖF 01/ wurde auf Basis einer Δ -Studie zwischen der detaillierter untersuchten Anlage Biblis B und einer Konvoi-Referenzanlage unter ausschließlicher Berücksichtigung quasistatischer Lastansätze sowie den Unterschieden in der Wanddicke und dem Ma-

terial abgeschätzt. Eine einfache Übertragbarkeit der Ergebnisse von einem Sicherheitsbehälter auf den anderen ist unter diesen Umständen insbesondere im Bereich der zahlreichen Störstellen (z.B. „Einspannung im Beton“, Kontakt mit „umlaufenden Betonkonsolen“, „Verstärkungsronden Frischdampfleitung“, „Übergang Personenschleuse Kugelschale“, ...) jedoch nur dann möglich, wenn die Beanspruchungen im Material den linear-elastischen Bereich nicht verlassen. Die Reserven bis zur Grenztragfähigkeit (Plastifizierung des Materials bis in den Bereich erster Schädigungen der Struktur) werden in diesem Fall jedoch nicht ausgeschöpft. Insofern sind Aussagen zur Grenzbelastung eines Sicherheitsbehälters nur durch Detailuntersuchungen mit z.B. Finite-Elemente-Analysen zu erlangen, wenn die Eigenschaften des Materials bis zum Bruch (Plastifizierung) und der konkreten Konstruktion, insbesondere im Bereich von Störstellen berücksichtigt werden. Arbeiten zum Einfluss von Störstellen auf das strukturelle Tragverhalten des Sicherheitsbehälters werden im Rahmen des Forschungsprojekts RS1197 durchgeführt.

Als Ergebnis von Beratungen des RSK-Ausschusses „Anlagen- und Systemtechnik“, im Rahmen einer Stellungnahme zu Fragen des BMU zum Risiko des Versagens des Sicherheitsbehälters durch Wasserstoffreaktionen /SCH 07/, das auf Basis der Untersuchungen der GRS zu den Sicherheitsbehältern Biblis B /GRS 90/ und Konvoi-Anlage /HÖF 01/ sowie exemplarischen Berechnungen des FZK /KRI 03/ abgeschätzt wurde, wurden Kenntnislücken festgestellt, die durch erweiterte strukturmechanische Untersuchungen abgedeckt werden sollen. Die im Folgenden beschriebenen Untersuchungen umfassen die im Rahmen des Arbeitspunktes AP 3 des Vorhabens 3609R01375 /GRS 09/ durchgeführten Arbeiten und erzielten Ergebnisse. Dabei werden insbesondere die entwickelten Finite-Element-Modellen des Sicherheitsbehälters dargestellt und exemplarische Berechnungen zur Grenztragfähigkeit des Sicherheitsbehälters bei peakartigen Belastungen beschrieben.

2 Entwicklung von Finite-Element-Modellen

Im Folgenden werden die geometrischen Abmessungen des Sicherheitsbehälters vom Typ Konvoi sowie die eingesetzten Materialien und deren Daten sowie die Annahmen zur Belastung beschrieben und die im Rahmen des Vorhabens entwickelten rotationsymmetrischen und dreidimensionalen Finite-Element-Modelle dargestellt.

2.1 Abmessungen

Eine schematische Querschnittszeichnung des Reaktorgebäudes mit Sicherheitsbehälter eines Konvoi-Typs ist in Abb. 2.1-1 dargestellt. Der kugelförmige Sicherheitsbehälter hat einen Radius von 28 m bei einer Wanddicke von 38 mm. Er ist aus dem Stahl 15 Mn Ni 6 3 hergestellt.

Wie aus Abb. 2.1-1 ersichtlich ist der Sicherheitsbehälter im unteren Bereich in eine Betonstruktur eingebettet. Auf die genaue Konstruktion dieser Einbettung wird im Kapitel 2.4 eingegangen.

Die Durchdringungen des Sicherheitsbehälters (z.B. Materialschleuse) werden bei den im Rahmen des Vorhabens entwickelten Finite-Element-Modellen nicht berücksichtigt.

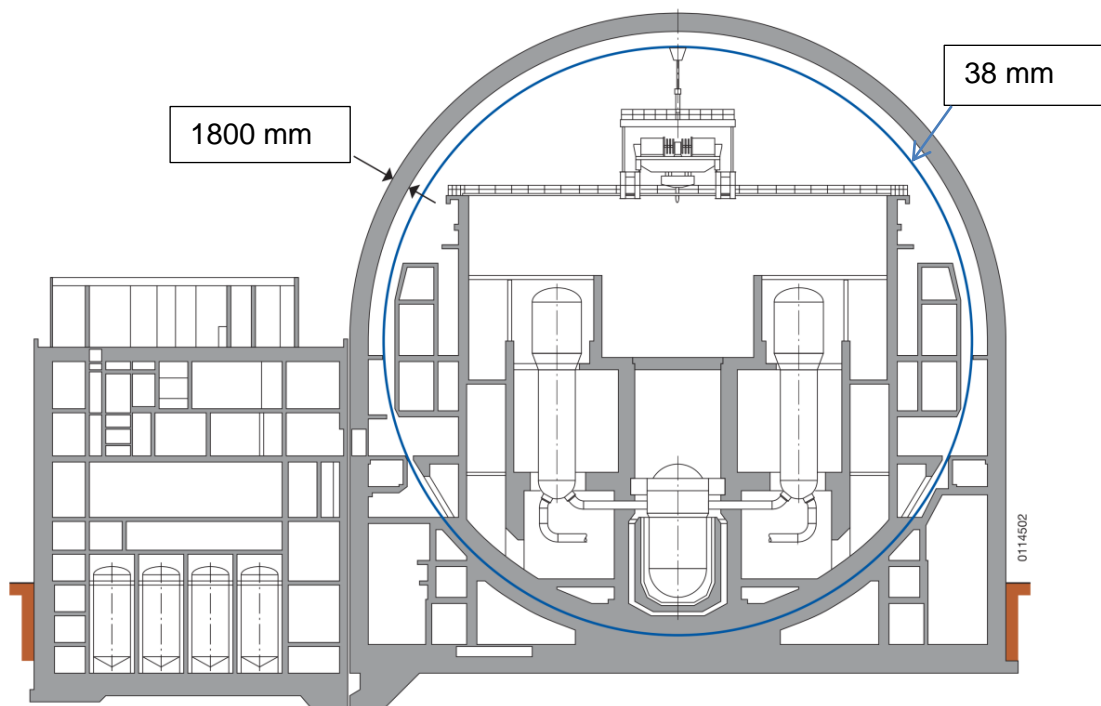


Abb. 2.1-1 Reaktorgebäude eines DWR vom Typ Konvoi

2.2 Materialdaten

Für den Sicherheitsbehälterstahl liegt eine „technische“ Spannungsdehnungskurve, d.h. die Spannungen sind auf den Anfangsquerschnitt der Werkstoffprobe bezogen, für 100°C vor /HÖF 01/, die bis zur Gleichmaßdehnung in eine „wahre“ Spannungsdehnungskurve, d.h. bei den Spannungen ist die Querschnittsveränderung der Werkstoffprobe berücksichtigt, umgerechnet wurde (siehe Abb. 2.2-1). Die wahre Spannungsdehnungskurve aus Abb. 2.2-1 wurde für die Eingabe in das Finite-Element-Programm ADINA /ADI 09/ leicht verändert (siehe Abb. 2.2-2).

Für Unfallszenarien mit unterstellter H₂-Detonation sind auch Materialdaten für höhere Temperaturen erforderlich. Diese müssen mit Hilfe geeigneter Verfahren abgeleitet werden. Hierfür stehen 2 Möglichkeiten zur Verfügung.

Zum einen können nach /DIN 04/ mit Hilfe der dort angegebenen Faktoren temperaturabhängige Streckgrenzen- und Bruchspannungswerte aus den für 100°C gegebenen Größen abgeleitet werden. Zur Vereinfachung werden in diesem Fall bilineare Spannungs-Dehnungs-Kurven verwendet (siehe Abb. 2.2-3).

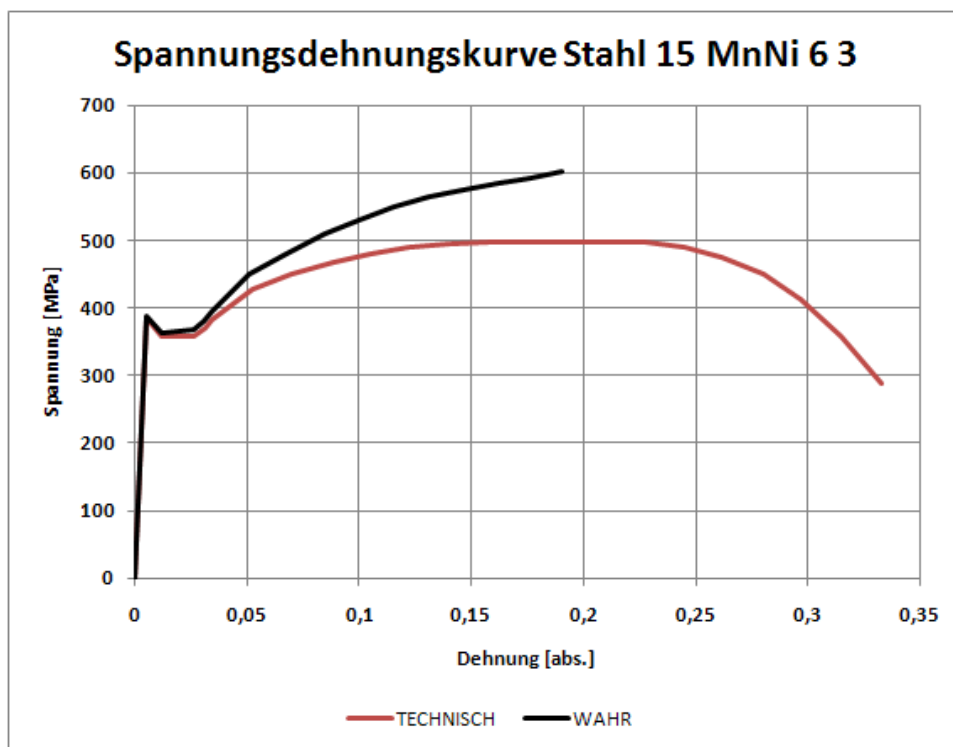


Abb. 2.2-1 Spannungs-Dehnungs-Kurve für 15 MnNi 6 3 bei 100°C (nach /HÖF 01/)

Diese Kurven wurden bei den später dargestellten Berechnungen mit höheren Temperaturen benutzt. Da die Faktoren in /DIN 04/ für Baustähle abgeleitet sind, soll bei den weiteren Berechnungen eine andere Ableitung verwendet werden.

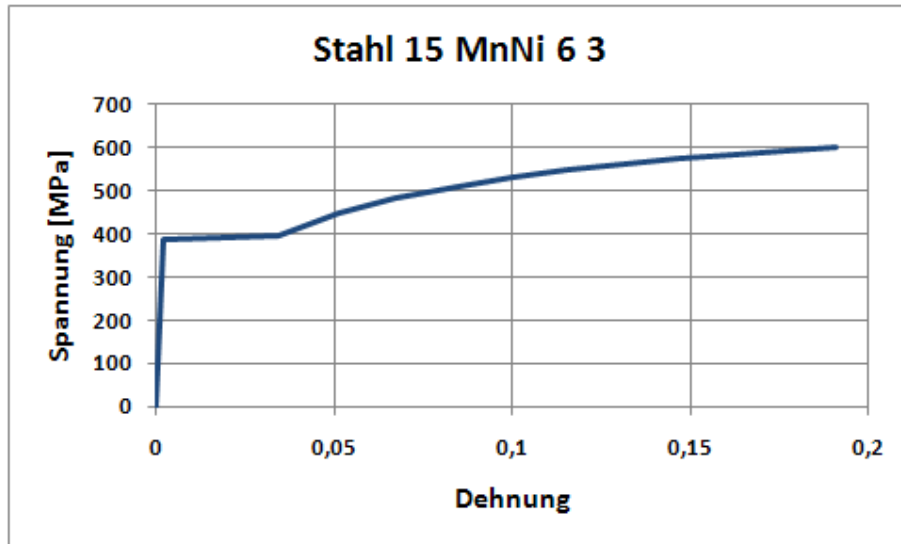


Abb. 2.2-2 Spannungs-Dehnungs-Kurve für 15 MnNi 6 3 bei Raumtemperatur für die Eingabe in ADINA

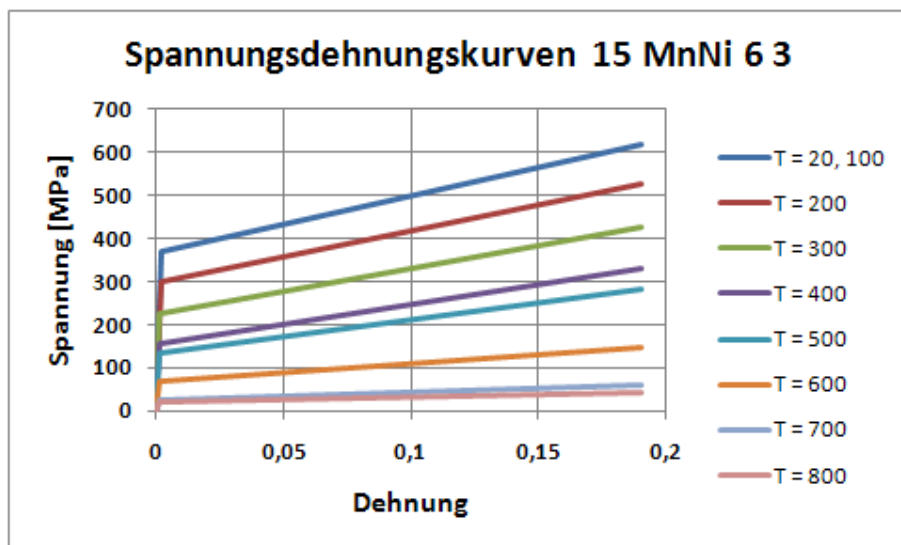


Abb. 2.2-3 Bilineare Spannungs-Dehnungs-Kurven für 15 MnNi 6 3 bei verschiedenen Temperaturen (nach /DIN 04/)

Dabei wird ein ähnliches temperaturabhängiges Verhalten bei 15 MnNi 6 3 wie beim Reaktorstahl 20 MnMoNi 5 5, der für Reaktor-druckbehälter und Hauptkühlmittelleitungen eingesetzt wird, zugrunde gelegt. Für den 20 MnMoNi 5 5 sind Materialwerte für

einen großen Temperaturbereich bekannt (siehe /MPA 99/, /MPA 05/). Aus dem Verhältnis der entsprechenden Werte bei 100°C wurden dann die in Abb. 2.2-4 gezeigten bilinearen Spannungs-Dehnungs-Kurven abgeleitet /EIS 10/.

Dabei ist insbesondere auch berücksichtigt, dass die Gleichmaßdehnung temperaturabhängig ist und speziell bei 500 - 700°C stark abnimmt. Abb. 2.2-5 zeigt die Abhängigkeit der Gleichmaßdehnung von der Temperatur für 15 MnNi 6 3 nach /EIS 10/. Außerdem unterscheiden sich die Spannungsdehnungskurven der beiden Fälle wesentlich in der Streckgrenze, die nach /EIS 10/ insbesondere im mittleren Temperaturbereich wesentlich höher liegen. Auch der Tangentenmodul zeigt ein unterschiedliches Verhalten. Während er nach /DIN 04/ gleichmäßig abnimmt, ist er nach /EIS 10/ bei 700°C höher als bei kleineren und größeren Temperaturen.

Die Abnahme des E-Moduls mit der Temperatur nach /EIS 10/ ist in Abb. 2.2-6 gezeigt.

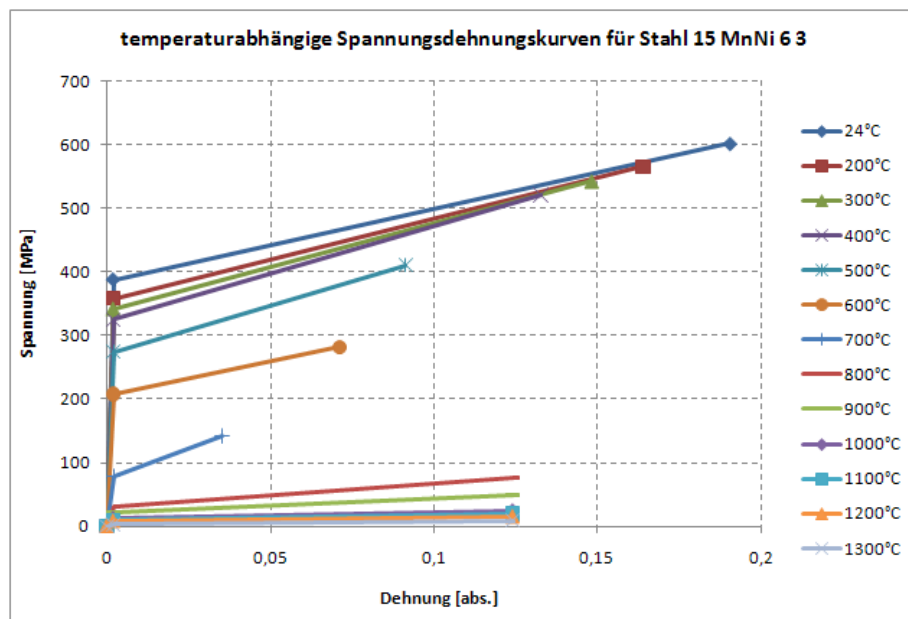


Abb. 2.2-4 Bilineare Spannungs-Dehnungs-Kurven für 15 MnNi 6 3 bei verschiedenen Temperaturen (nach /EIS 10/)

Die Temperaturabhängigkeit des Wärmeausdehnungskoeffizienten wird ebenfalls berücksichtigt. Da für den Werkstoff 15 MnNi 6 3 keine Werte vorliegen, werden die Daten von 20 MnMoNi 5 5 nach /SCH 01/ verwendet. Abb. 2.2-7 zeigt die Temperaturabhängigkeit der verwendeten Werte.

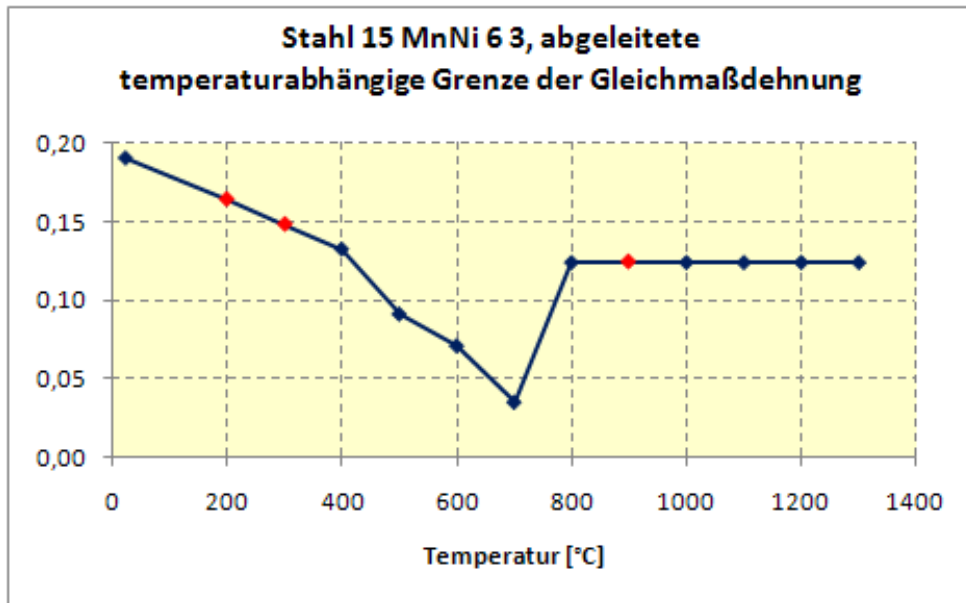


Abb. 2.2-5 Abhängigkeit der Gleichmaßdehnung von der Temperatur

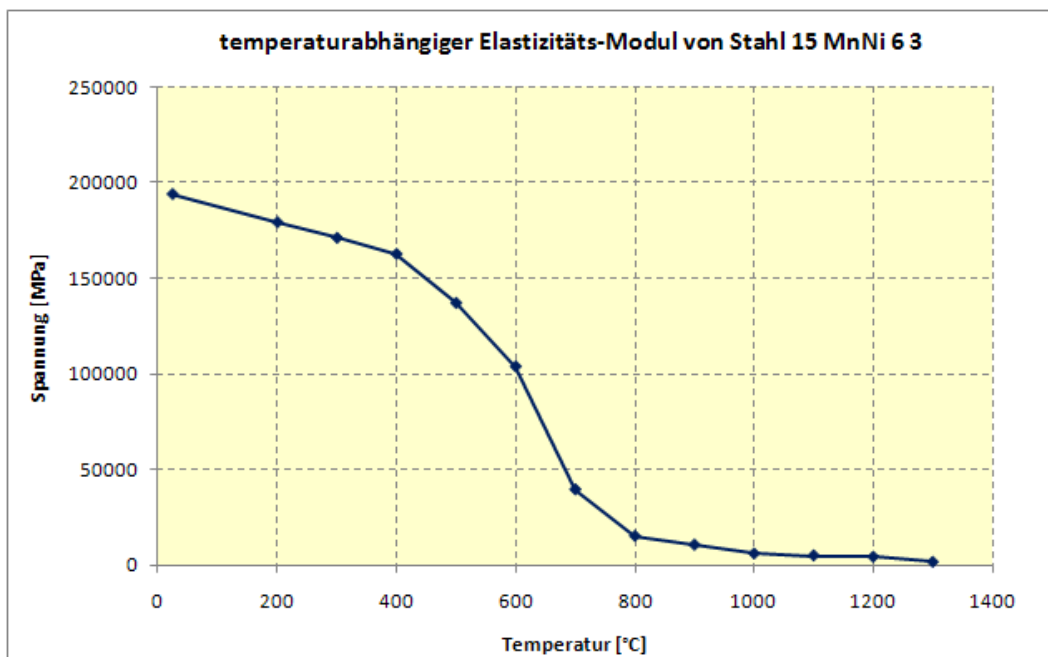


Abb. 2.2-6 Abhängigkeit des E-Moduls von der Temperatur

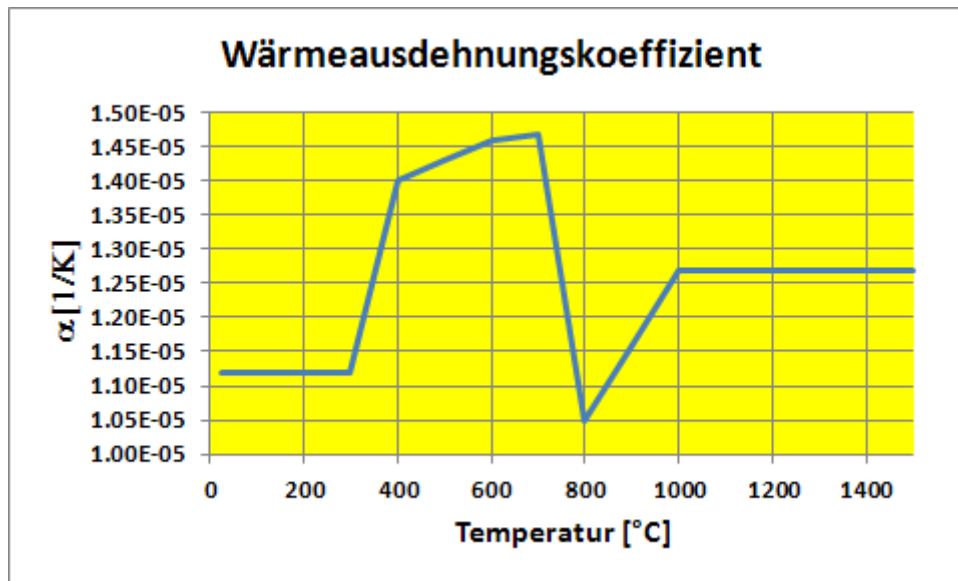


Abb. 2.2-7 Abhängigkeit des Wärmeausdehnungskoeffizienten von der Temperatur

In einem Teil der Finite-Element-Modelle wird auch ein Ausschnitt der Betonstruktur simuliert, die die Stahlkugel im unteren Bereich einschließt. Zwischen Beton und Stahl gibt es dabei in einem Teilabschnitt auch eine Zwischenlage aus Styropor.

Für die Betonteile wurde in Anlehnung an frühere Arbeiten ein nichtlineares Modell mit $E = 31600 \text{ MPa}$ und einer Zugfestigkeit von 3.6 MPa gewählt, der Styropor wird mit einem bilinearen Modell mit einer Streckgrenze von 0.7 MPa und E - bzw. Tangenten-Modul von 1.4 bzw. 0.04 MPa simuliert.

Bei den Wärmeleitungsrechnungen wird entsprechend den Gegebenheiten für Stahl eine Wärmeleitfähigkeit von 40 W/(Km) und eine spezifische Wärmekapazität von $4.1 \cdot 10^6 \text{ N/(m}^2 \text{ K)}$ angenommen. Dabei wird die Temperaturabhängigkeit der physikalischen Werkstoffparameter vernachlässigt.

2.3 Annahmen zur Beanspruchung

Eine H_2 -Verbrennung oder –Detonation führt im Sicherheitsbehälter zu einem Druck- und Temperaturanstieg abhängig vom Ort der Zündung in einem Teil des Innenraums (Anlagenräume) oder im ganzen Behälterinneren. Je nach H_2 -Konzentration und Raumbedingungen, d.h. insbesondere dem Vorhandensein von Hindernissen, ergeben sich dabei unterschiedliche Flammgeschwindigkeiten und damit unterschiedliche Zeitverläufe von Druck und Temperatur. Diesbezüglich zeigen H_2 -Verbrennungs-

experimente dann hohe Flammgeschwindigkeiten und somit einen schnellen Druckanstieg, wenn Hindernisse in regelmäßigen Abstand vorhanden sind.

Als Resultat einer Expertenbefragung /SCH 10/, /BAN 10/ wurde basierend auf thermohydraulischen Berechnungen ein Szenario angenommen, bei dem sich der entstehende Wasserstoff im Dombereich des Sicherheitsbehälters sammelt und dort erhöhte zündfähige Konzentrationen bildet. Für die rotationssymmetrischen Modelle wurde eine infolge postulierter Wasserstoffverbrennung druckbeaufschlagte Fläche der SHB-Stahlschale mit einem Radius von ~7.6 m symmetrisch zur Mittelachse (Oberfläche 187 m²) angenommen. Bei den Analysen mit dem 3D-Modell wurde sowohl die Größe als auch die Lage der druckbeaufschlagten Fläche variiert.

Je nachdem ob angenommen wird, dass der Wasserstoff innerhalb des SHB detoniert oder verbrennt, ergibt sich ein unterschiedlich schneller Anstieg der Temperatur an der Stahloberfläche. Aus Experimenten (z.B. ENACCEF-Versuche, siehe /SCH 10a/) lassen sich typische Anstiegszeiten für Druck und Temperatur von 10 ms bzw. 600 ms für Detonation bzw. Verbrennung ableiten. Als Peakdauer wurde für die H₂-Detonation 60 ms (Anstieg 10 ms) und für die H₂-Verbrennung 3.6 s (Anstieg 600 ms) angenommen. Als Maximalwerte für Druck und Temperatur wurden jeweils 0.4 MPa und 1200°C angenommen. Abb. 2.3-1 und Abb. 2.3-2 zeigen die beiden angenommenen Temperaturzeitverläufe der peakartigen Wärmebelastung. Die gleichen Anstiegszeiten werden für die Überdruckverläufe angenommen. Dies ist in Abb. 2.3-3 gezeigt.

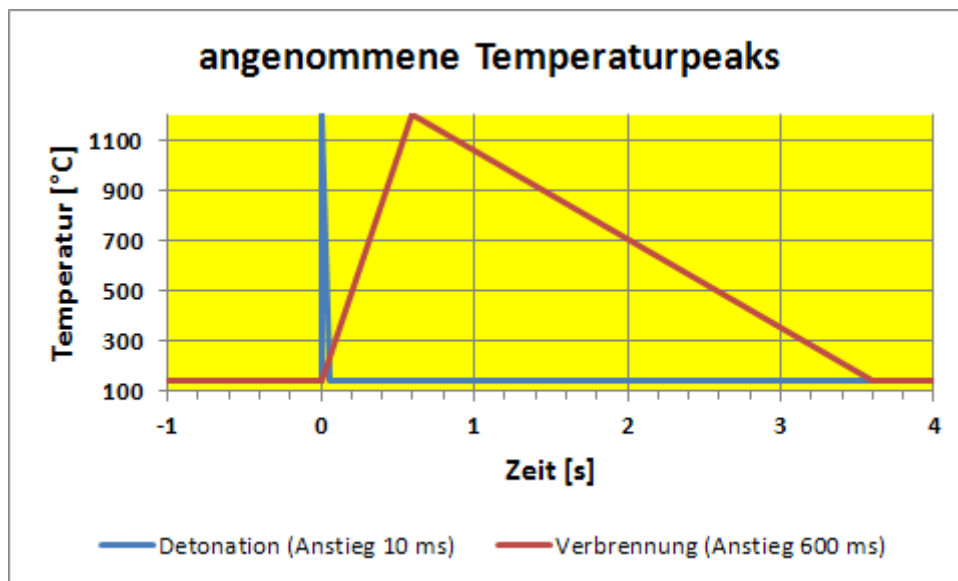


Abb. 2.3-1 Postulierte Temperaturpeaks

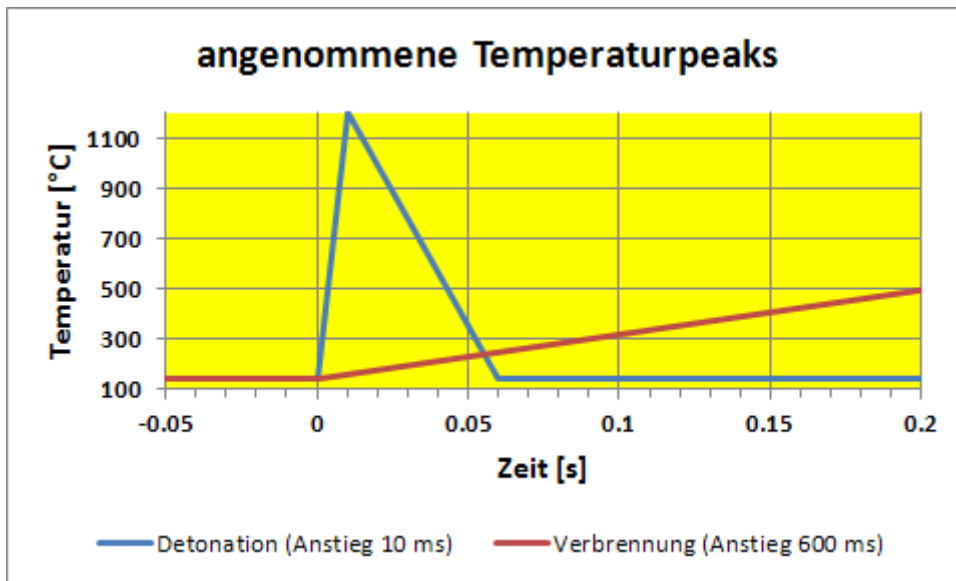


Abb. 2.3-2 Postulierte Temperaturpeaks (Ausschnitt aus Abb. 2.3-1)

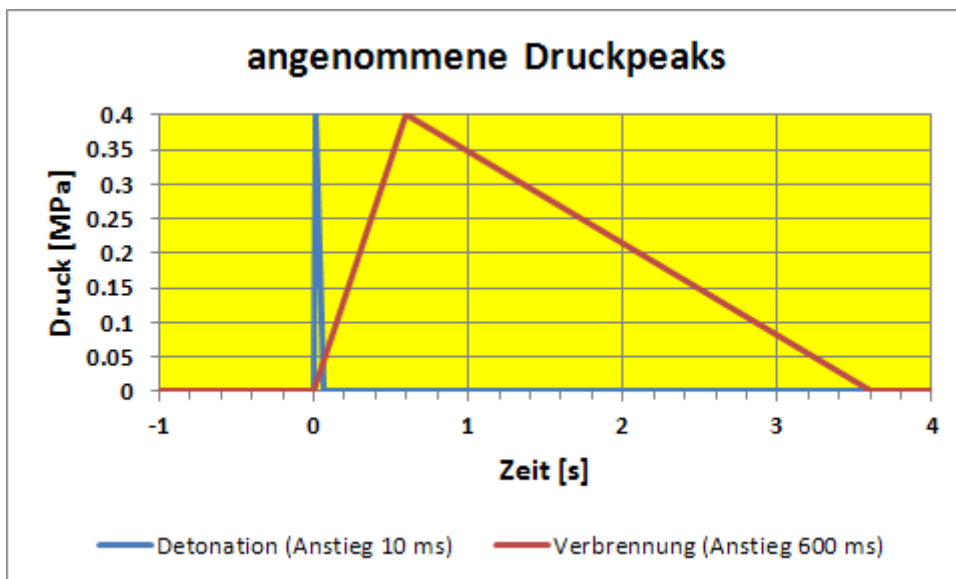


Abb. 2.3-3 Postulierte Druckpeaks

Längere Anstiegszeiten im Bereich 3 – 10 s werden für Verbrennungsfälle sowie den Unfallablauf in TMI-2 in dem Bericht /EPR 10/ angegeben. Als Beispiel sind in Abb. 2.3-4 und Abb. 2.3-5 zwei Abbildungen aus /EPR 10/ wiedergegeben.

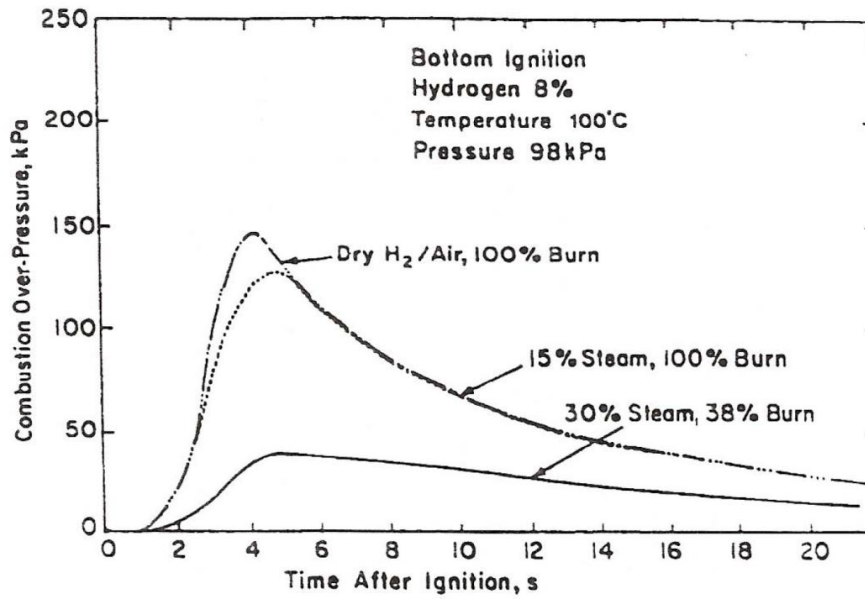


Abb. 2.3-4 Gemessene Druckverläufe für H₂-Verbrennungen bei unterschiedlichem Dampfgehalt (aus EPR 10/)

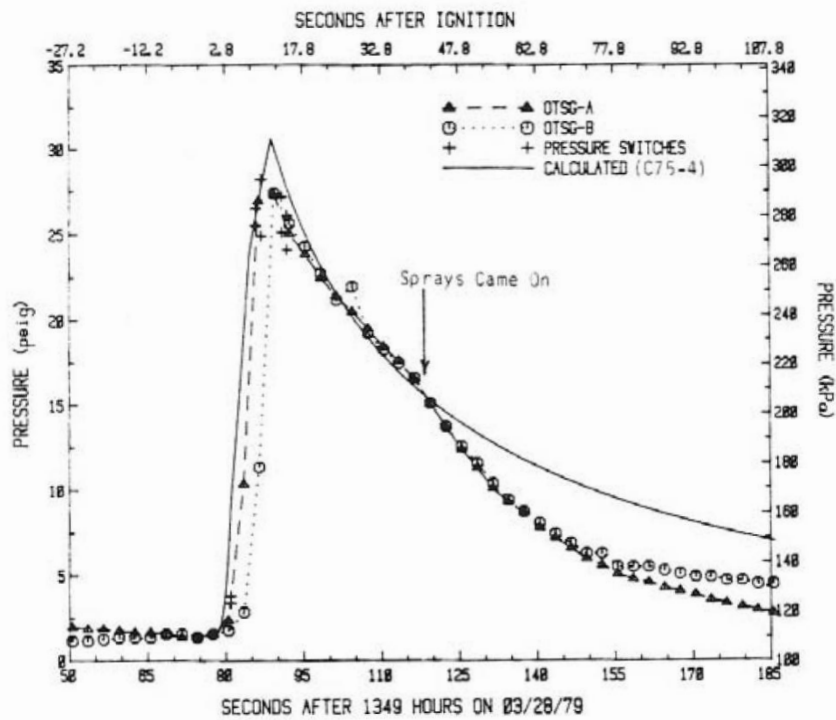


Abb. 2.3-5 Gemessene (TMI-2) und berechnete Druckverläufe für H₂-Verbrennungen (aus /EPR 10/)

2.4 Rotationssymmetrische Modelle

In Anlehnung an frühere Arbeiten /HÖF 88/ wurden einige rotationssymmetrische Modelle entwickelt, mit denen die Auswirkungen peakartiger Temperatur- und Druckbelastungen untersucht wurden.

Beim Modell A wurde wie in Abb. 2.4-1 gezeigt auch ein Teil der Betoneinbettung sowie die Styroporzwischenlage simuliert. Die beiden Finite-Elemente-Modelle B und C bestehen jeweils nur aus einem Teil des Stahlsicherheitsbehälters. Beim Modell B ist das untere Ende des Modells an der Stelle, an der das untere Ende des Styroporeinschubs liegt (siehe Abb. 2.4-1). Das untere Ende des Modells C stimmt mit der Oberkante des Betonbereichs überein.

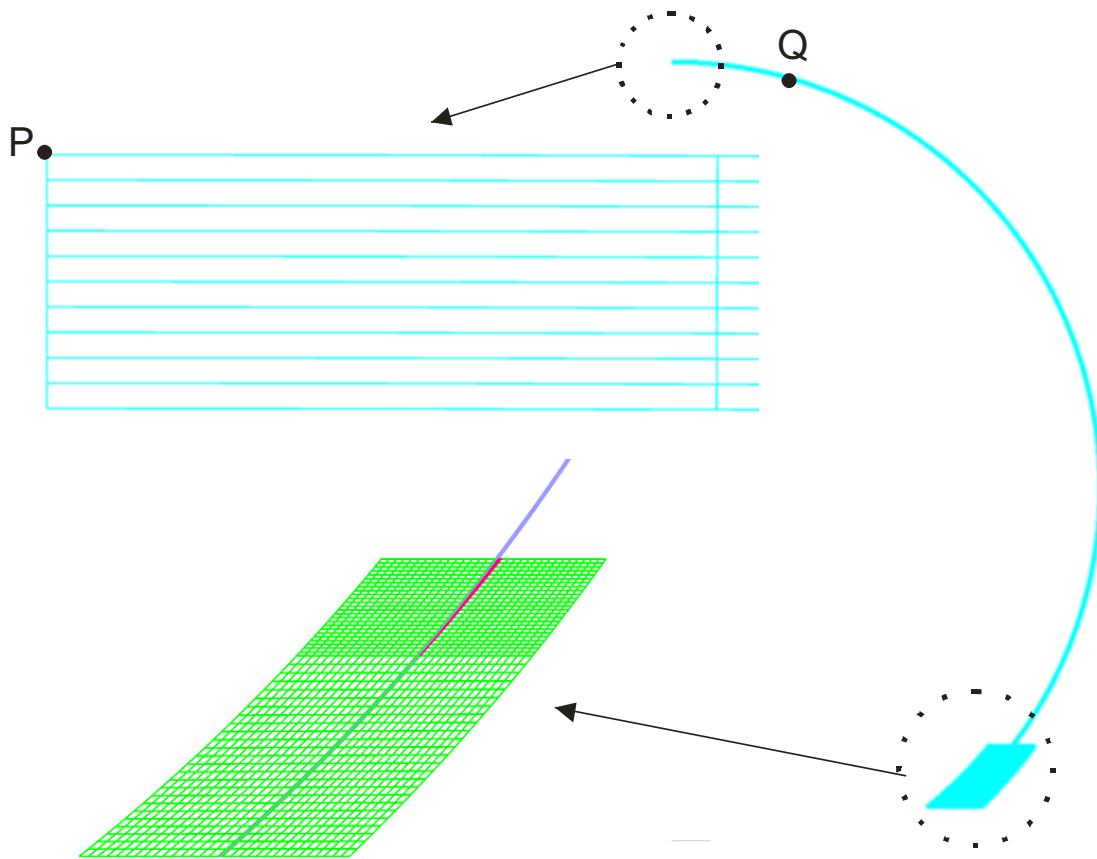


Abb. 2.4-1 Rotationssymmetrisches Modell A mit Beton und Styropor (grün: Beton, rot: Styropor, blau: Stahlsicherheitsbehälter)

Für die Wärmeleitungsrechnungen wurde eine feinere Unterteilung der Modelle in Wanddickenrichtung vorgenommen, um die steilen Temperaturgradienten angemessen nachzubilden. Beispielhaft ist in Abb. 2.4-2 ein Modellausschnitt dargestellt.

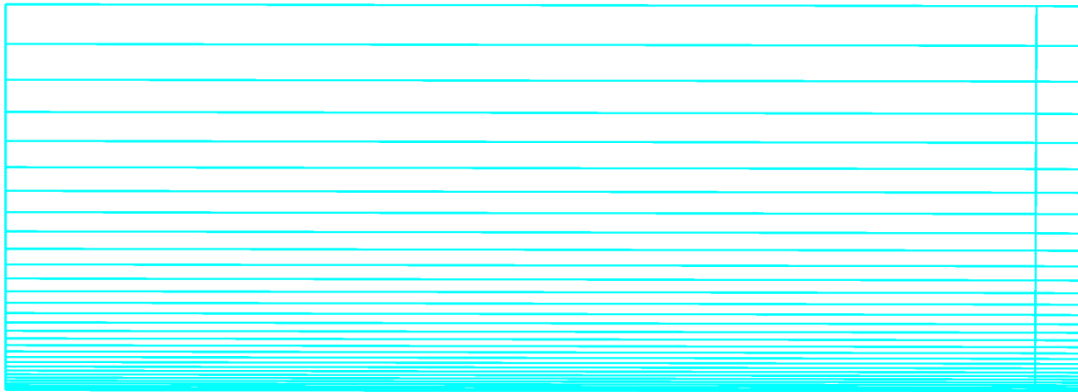


Abb. 2.4-2 Einteilung der Elemente in Wanddickenrichtung, Ausschnitt aus Modell für Wärmeleitungsrechnung

Die verwendeten Randbedingungen der mechanischen Berechnungen sind für alle Modelle gleich. Die unterste Modellkante wird jeweils in alle Richtungen fixiert. Bei der Mittellinie oben werden die horizontalen Verschiebungen unterdrückt. Für die Wärmeleitungsrechnungen werden die Temperaturen auf der Innenoberfläche der Modelle vorgeschrieben.

2.5 Dreidimensionale Modelle

Die entwickelten dreidimensionalen Finite-Element-Modelle des Sicherheitsbehälters unterscheiden sich hauptsächlich durch die Ausdehnung in Umfangsrichtung. Zur Ausnutzung von Symmetriebedingungen wurde zunächst ein Modell mit einer Umfangserstreckung von 90° erstellt. Eine Seitenansicht sowie eine räumliche Ansicht jeweils mit Blick von außen auf das Modell sind in Abb. 2.5-1 und Abb. 2.5-2 gezeigt.

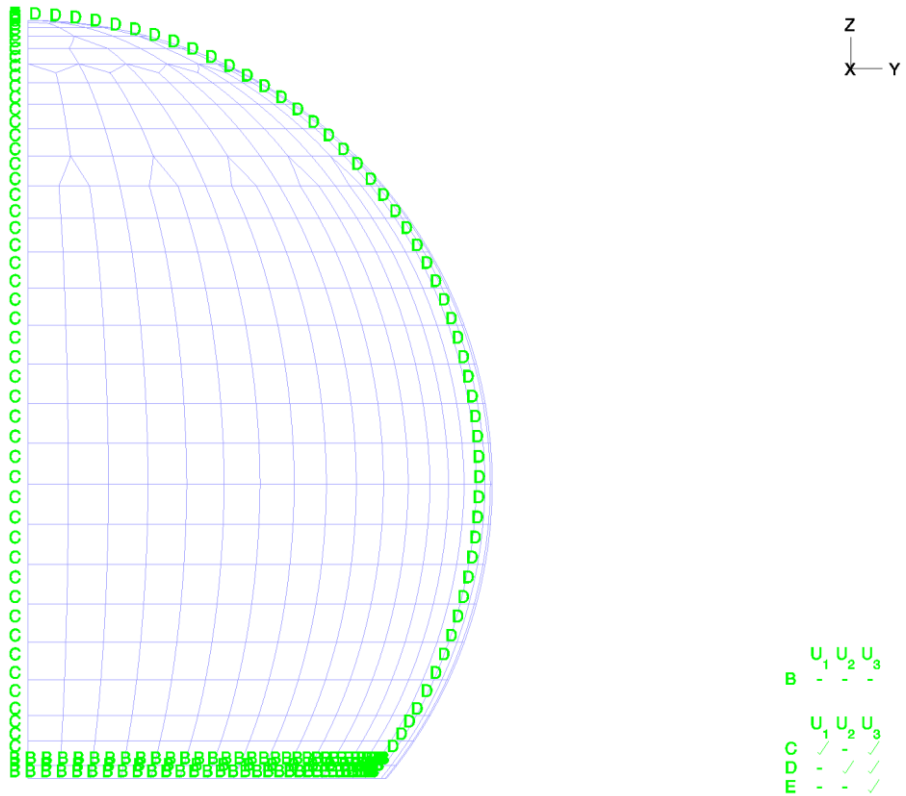


Abb. 2.5-1 Dreidimensionales 90°-Modell mit Randbedingungen, seitliche Ansicht

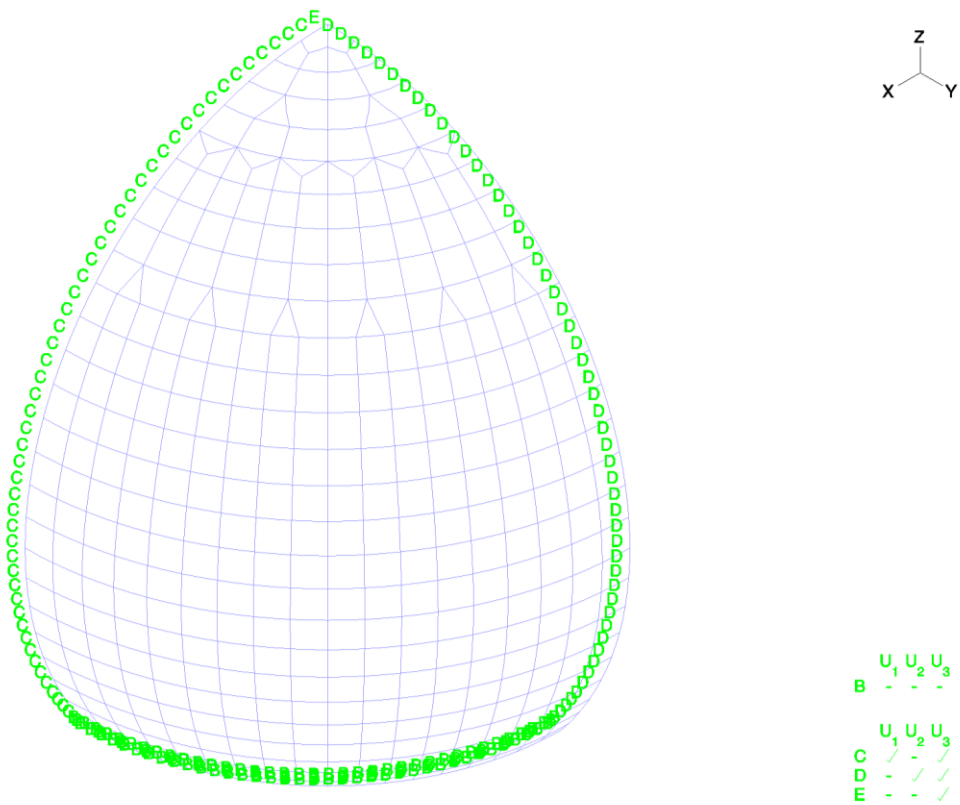


Abb. 2.5-2 Dreidimensionales 90°-Modell mit Randbedingungen, Ansicht von außen

Die nächste Entwicklungsstufe war ein 180°-Modell, das in Abb. 2.5-3 in der Ansicht von oben und in Abb. 2.5-4 in einer räumlichen Ansicht gezeigt ist.

Wegen der Erfassung aller möglichen Eigenschwingungsformen und eventueller nicht symmetrischer Belastungen wurde auch ein 360°-Modell entwickelt. Dieses ist in Abb. 2.5-5 bis Abb. 2.5-7 in verschiedenen Ansichten gezeigt.

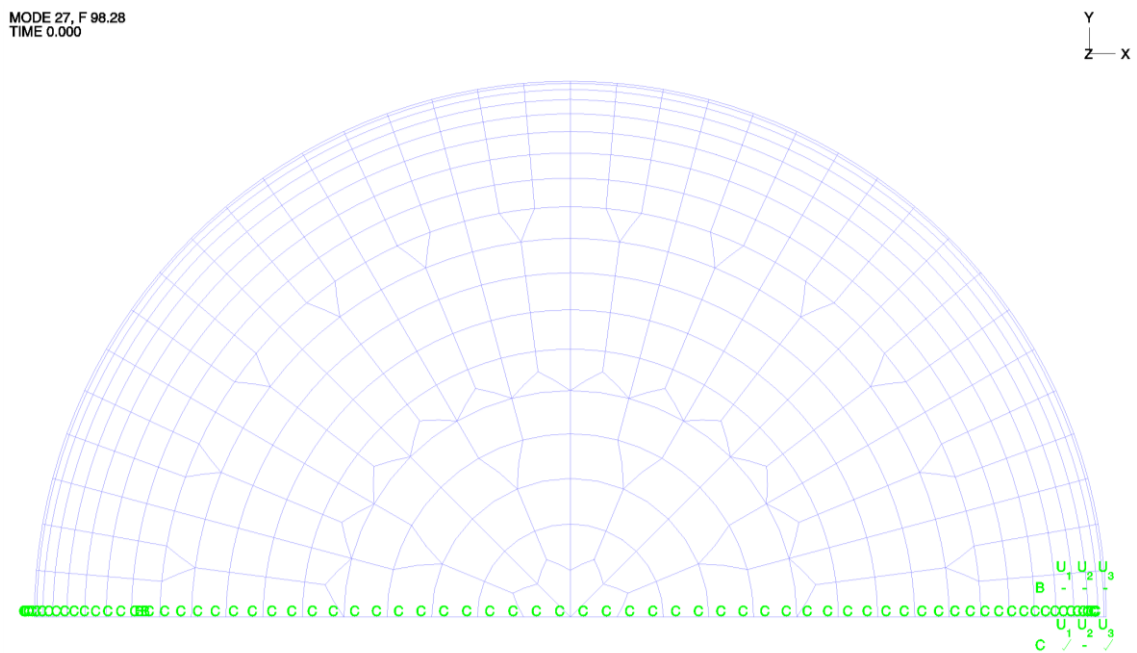


Abb. 2.5-3 Dreidimensionales 180°-Modell mit Randbedingungen, Ansicht von oben

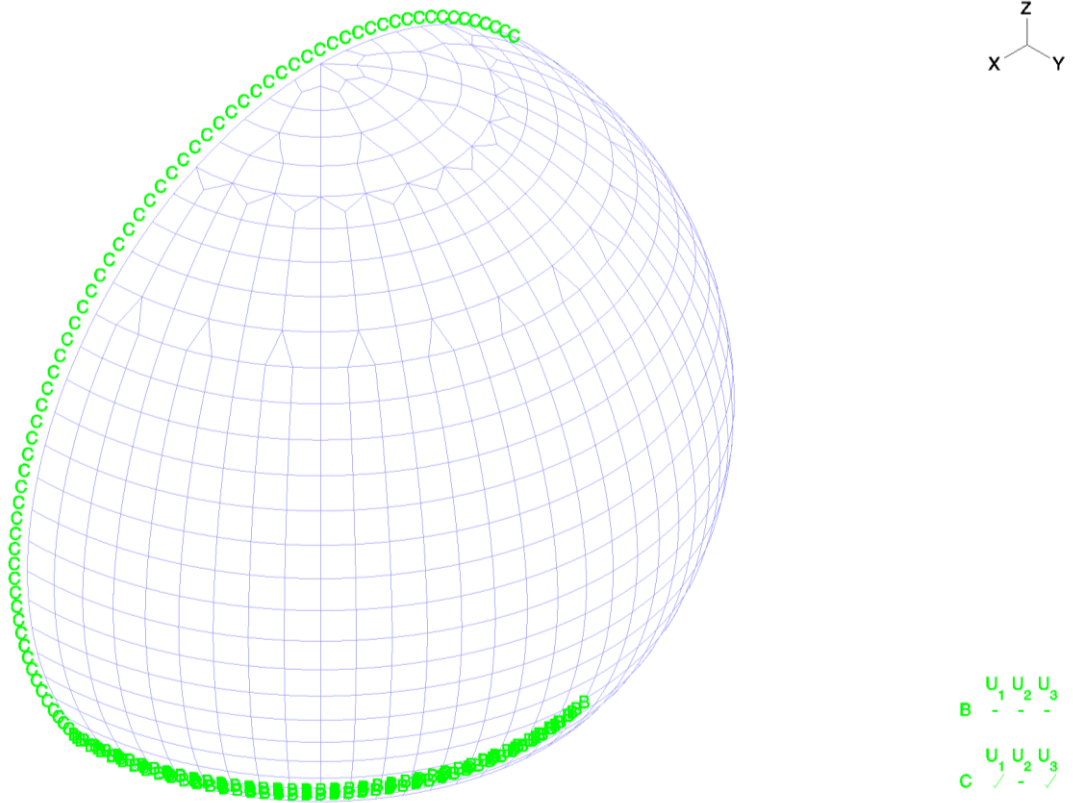


Abb. 2.5-4 Dreidimensionales 180°-Modell mit Randbedingungen, räumliche Ansicht von außen

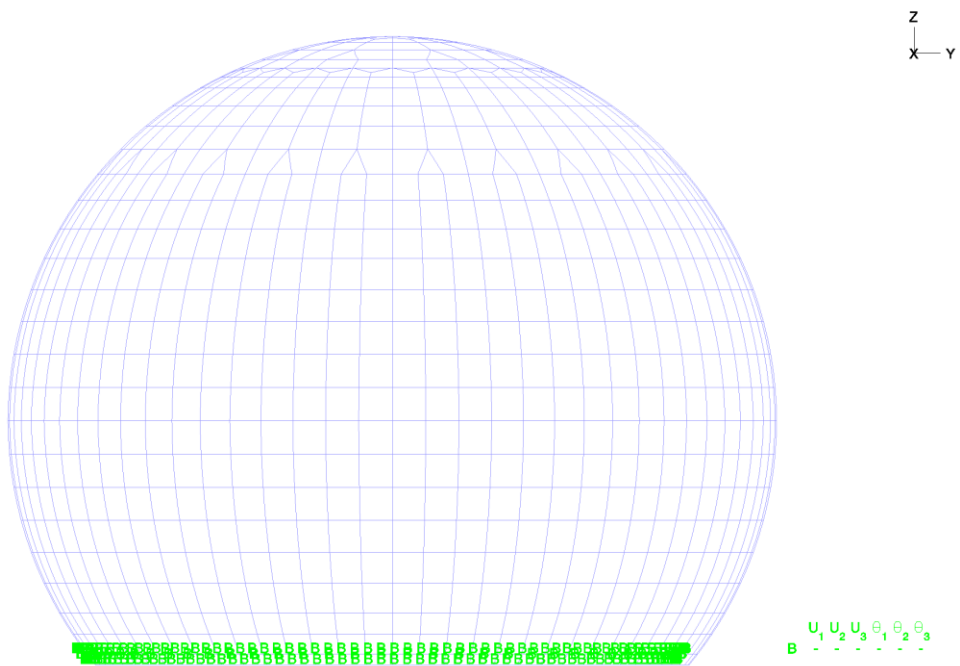


Abb. 2.5-5 Dreidimensionales 360°-Modell mit Randbedingungen, seitliche Ansicht von außen

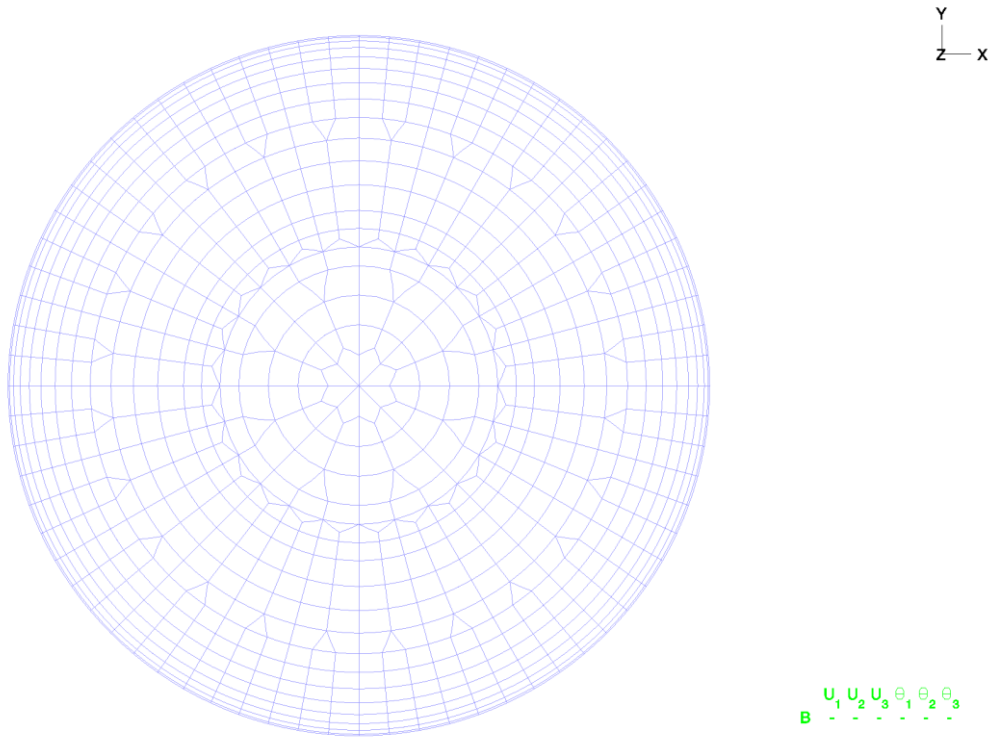


Abb. 2.5-6 Dreidimensionales 360°-Modell mit Randbedingungen, Ansicht von oben

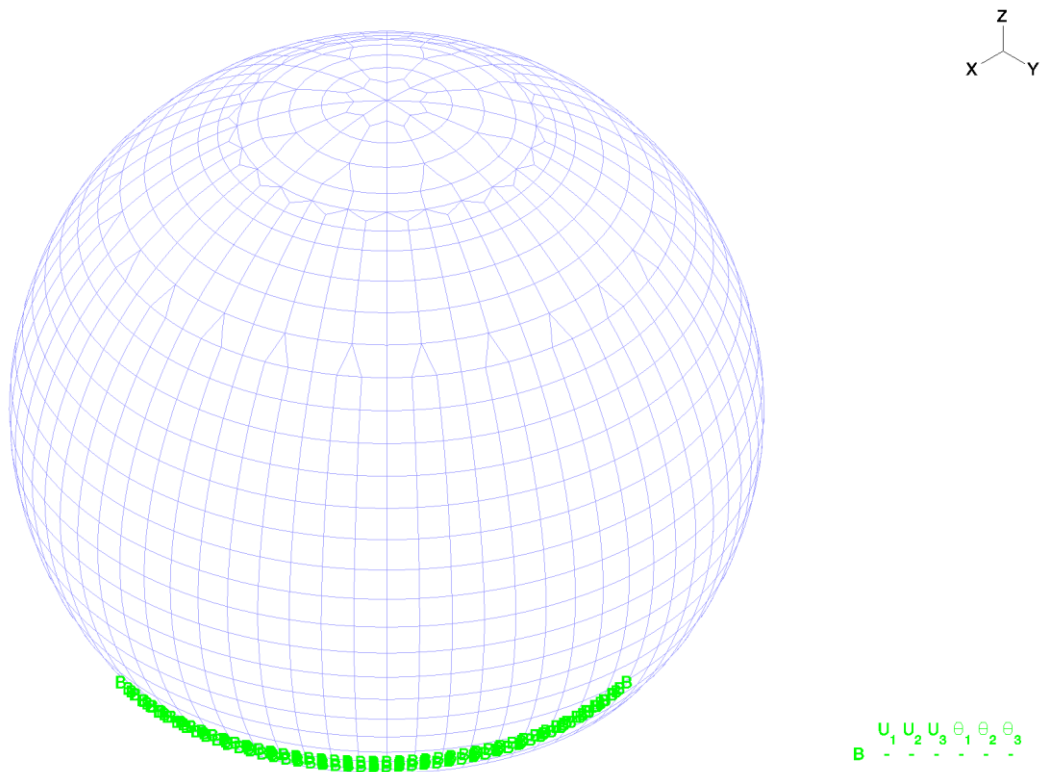


Abb. 2.5-7 Dreidimensionales 360°-Modell mit Randbedingungen, räumliche Ansicht von außen

Für Vergleiche mit den rotationssymmetrischen Modellen wurde außerdem das in Abb. 2.5-8 gezeigte dreidimensionale Modell mit dem Umfang von einem Radianten (ca. 57°) erstellt.

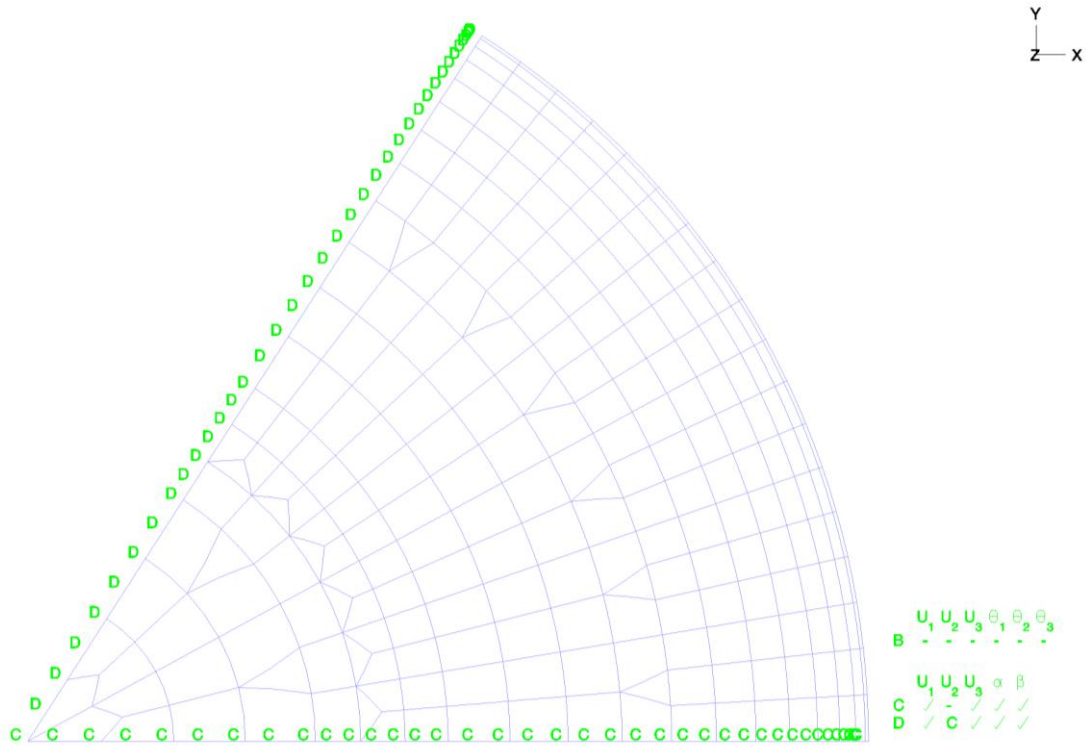


Abb. 2.5-8 Dreidimensionales 1-Radian-Modell mit Randbedingungen, Ansicht von oben

Das untere Ende aller Modelle stimmt mit dem unteren Ende des Styroporeinsatzes überein (siehe Abb. 2.4-1). Im darüber liegenden Bereich bis zum oberen Ende der Betoneinfassung sind alle entsprechenden Knoten der Behälterelemente vollständig gefesselt.

Alle gezeigten Modelle sind mit Schalenelementen modelliert. Ergänzend wurde das 360°-Modell auch aus dreidimensionalen Kontinuumselementen aufgebaut. Dabei wurde die Behälterwand in Dickenrichtung mit einem Element oder mit 3 bzw. 5 Elementen simuliert.

3 Ausgewählte Berechnungsergebnisse

Im Folgenden werden ausgewählte Ergebnisse der Eigenfrequenzberechnungen, der rotationssymmetrischen Wärmeleitberechnungen sowie der 2- und 3-dimensionalen strukturmechanischen Berechnungen dargestellt. Die Berechnungen wurden mit dem Finite-Element-Programmsystem ADINA /ADI 09/ durchgeführt.

3.1 Eigenfrequenzen

Aufgrund der unterschiedlichen Verformungsmöglichkeiten ergeben sich für die rotationssymmetrischen und die dreidimensionalen Modelle unterschiedliche Eigenformen.

3.1.1 Rotationssymmetrische Modelle

Für die 5 niedrigsten Eigenfrequenzen des Modells A sind in Abb. 3.1-1 bis Abb. 3.1-5 die berechneten Eigenschwingungsformen dargestellt. Die Eigenformen für die beiden anderen Modelle sind ähnlich, die Frequenzen unterscheiden sich geringfügig. Die niedrigsten 10 Eigenfrequenzen für alle 3 Modelle sind in Tab. 3.1-1 zusammengestellt.

Tab. 3.1-1 Eigenfrequenzen 1 bis 10 für die 3 rotationssymmetrischen Modelle

Nummer	Frequenz [Hz]		
	Modell A	Modell B	Modell C
1	13.7	13.3	14.0
2	24.4	24.2	24.4
3	26.7	26.6	26.8
4	27.6	27.5	27.6
5	28.0	28.0	28.0
6	28.3	28.2	28.3
7	28.4	28.4	28.4
8	28.5	28.5	28.5
9	28.6	28.6	28.6
10	28.7	28.7	28.7

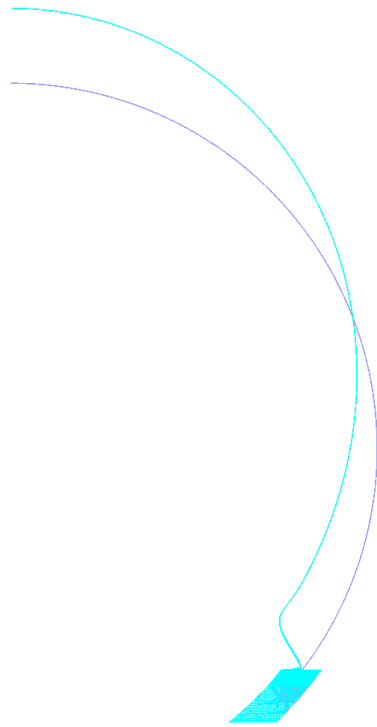


Abb. 3.1-1 Erste Eigenform des rotationssymmetrischen Modells A
(Frequenz 13.7 Hz)

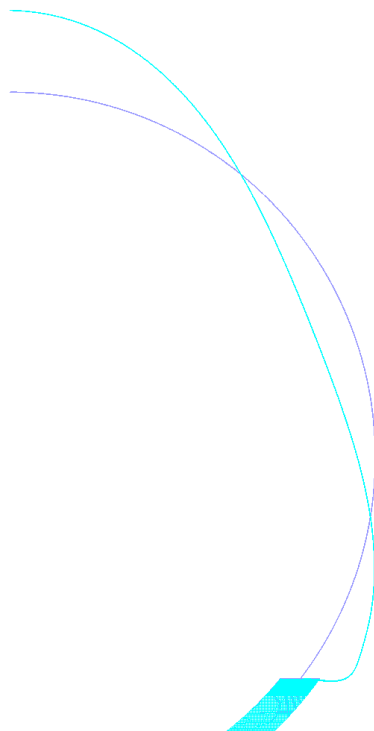


Abb. 3.1-2 Zweite Eigenform des rotationssymmetrischen Modells A
(Frequenz 24.4 Hz)

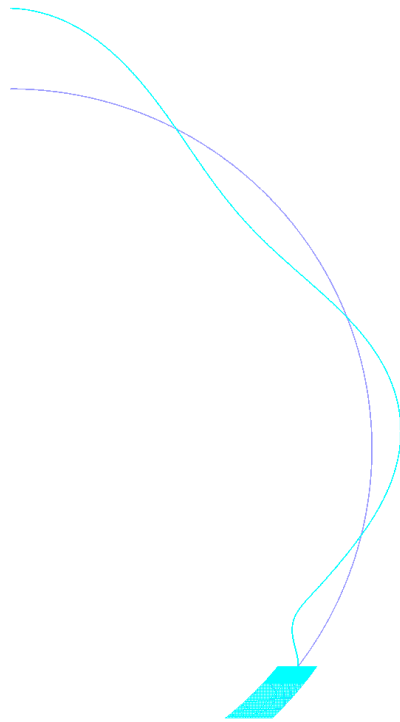


Abb. 3.1-3 Dritte Eigenform des rotationssymmetrischen Modells A
(Frequenz 26.7 Hz)

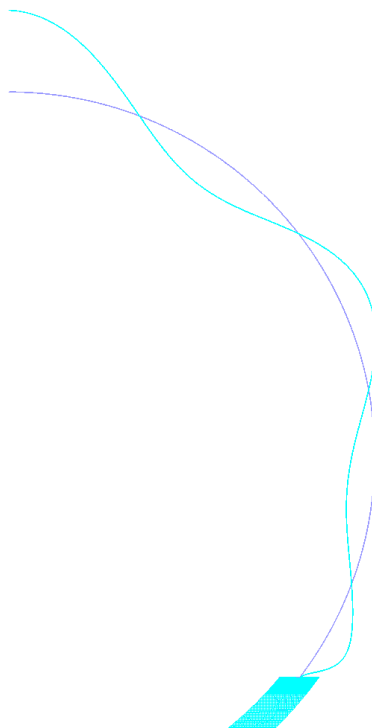


Abb. 3.1-4 Vierte Eigenform des rotationssymmetrischen Modells A
(Frequenz 27.6 Hz)

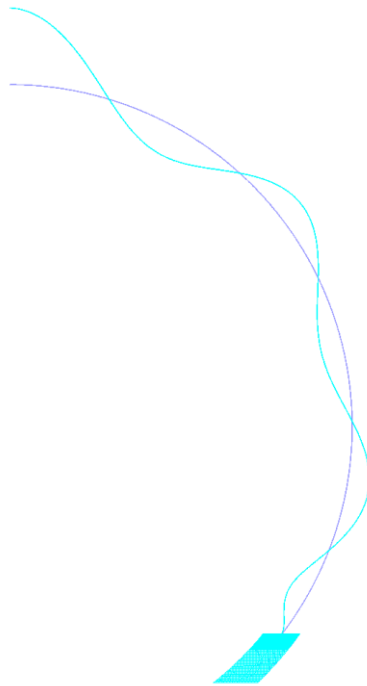


Abb. 3.1-5 Fünfte Eigenform des rotationssymmetrischen Modells A (Frequenz 28.0 Hz)

3.1.2 Dreidimensionale Modelle

Für die Ermittlung der kleinsten Eigenfrequenzen können nur die 360°-Modelle herangezogen werden. In Tab. 3.1-2 sind die zehn kleinsten Eigenfrequenzen für drei verschiedene 360°-Varianten sowie zum Vergleich mit den Ergebnissen der Tab. 3.1-1 Resultate für ein 1-Radiant-Modell dargestellt.

Tab. 3.1-2 Eigenfrequenzen 1 bis 10 für dreidimensionale Modelle

Nummer	Frequenz [Hz]			
	Modell 1* (360°)	Modell 2** (360°)	Modell 3*** (360°)	1-Radiant-Modell
1	6.3	6.8	6.8	14.0
2	6.3	6.8	6.8	23.9
3	13.6	14.1	14.2	24.5
4	17.9	18.6	18.7	25.8
5	21.5	21.7	21.9	26.6
6	21.5	21.7	21.9	27.1
7	22.9	23.1	23.2	27.3

Nummer	Frequenz [Hz]			
	Modell 1* (360°)	Modell 2** (360°)	Modell 3*** (360°)	1-Radiant- Modell
8	22.9	23.1	23.2	27.3
9	24.2	24.5	24.5	27.6
10	25.2	25.6	25.7	-

*: Schalenelemente, Fesselung nur am untersten Rand, **: Kontinuumselemente, 5 Elemente über die Wand, ***: Kontinuumselemente, 1 Element über die Wand

In Abb. 3.1-6 bis Abb. 3.1-10 werden die Eigenformen für die niedrigsten 5 Eigenwerte für Modell 3 gezeigt. Vergleicht man die Werte für das dreidimensionale 1-Radiant-Modell mit den Resultaten des entsprechenden rotationssymmetrischen Modells B (siehe Tab. 3.1-1), so ergeben sich teilweise gute Übereinstimmung aber auch Unterschiede, da das dreidimensionale Modell mehr Verformungsmöglichkeiten hat als das rotationssymmetrische Modell.

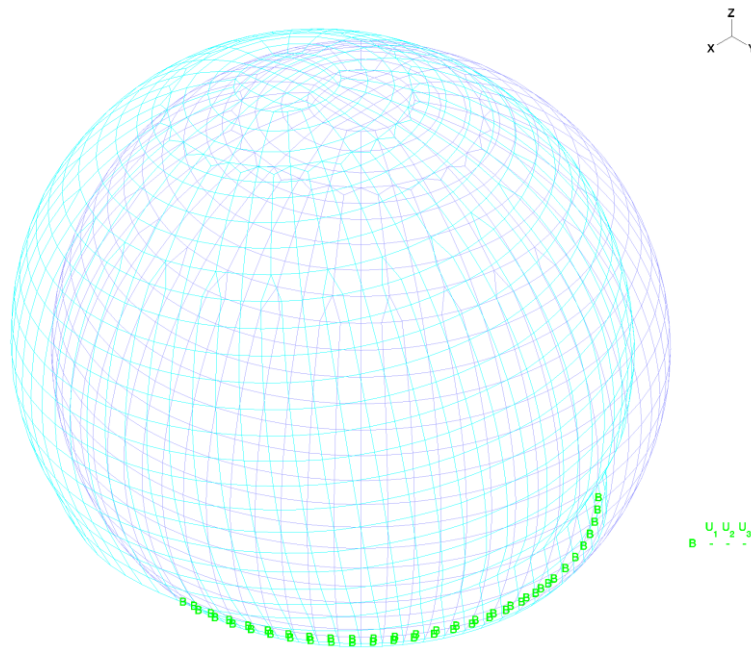


Abb. 3.1-6 Erste Eigenform beim 360°-Modell 3 (Frequenz 6.8 Hz, hellblau: verformter Behälter)

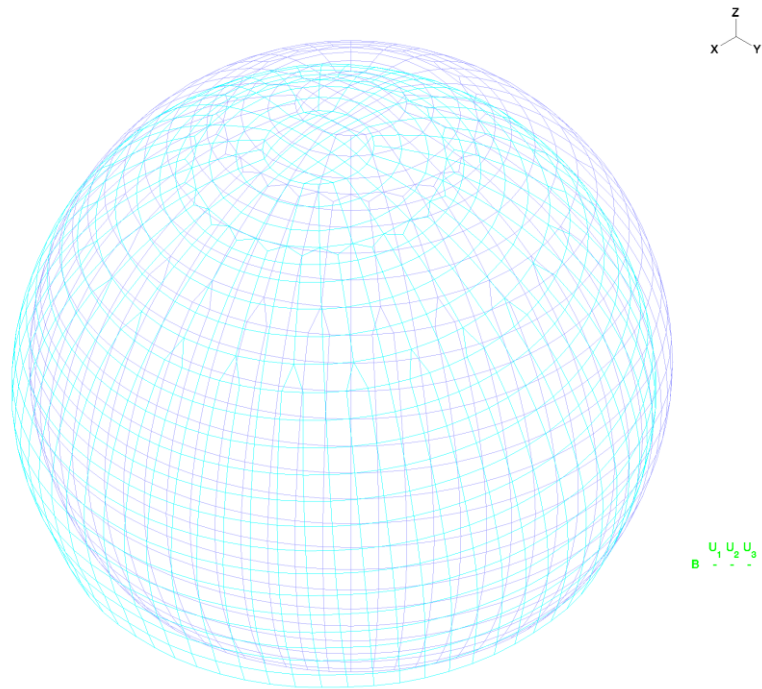


Abb. 3.1-7 Zweite Eigenform beim 360°-Modell 3 (Frequenz 6.8 Hz, hellblau: verformter Behälter)

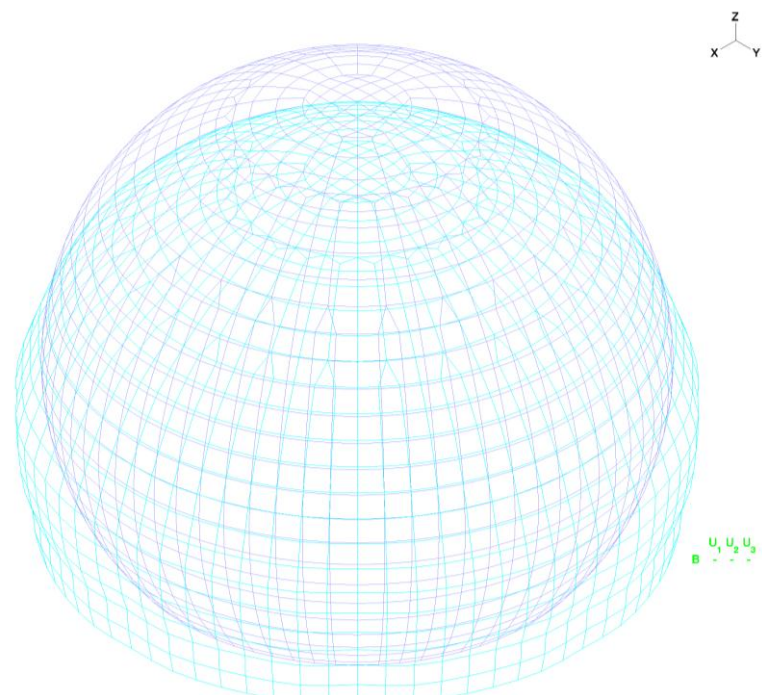


Abb. 3.1-8 Dritte Eigenform beim 360°-Modell 3 (Frequenz 14.2 Hz, hellblau: verformter Behälter)

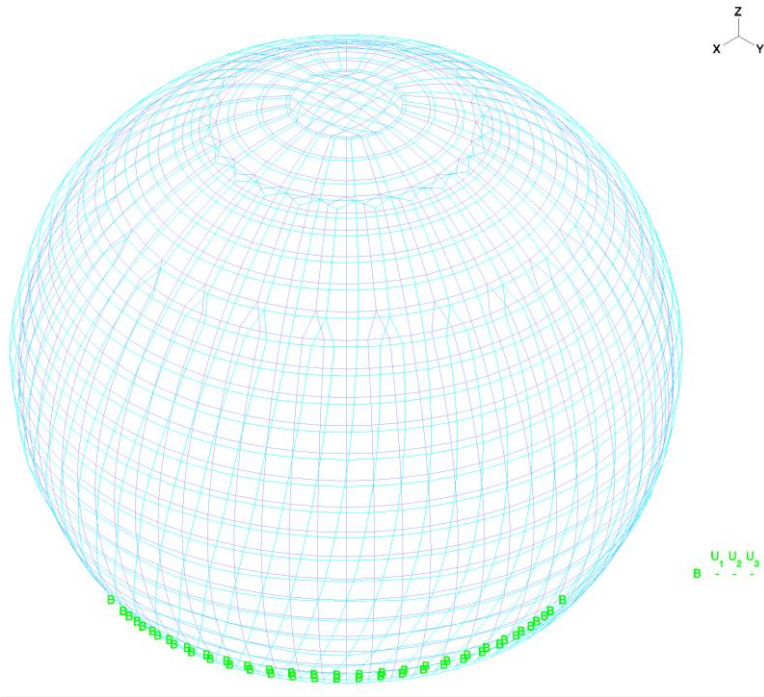


Abb. 3.1-9 Vierte Eigenform beim 360°-Modell 3 (Frequenz 18.7 Hz, hellblau: verformter Behälter)

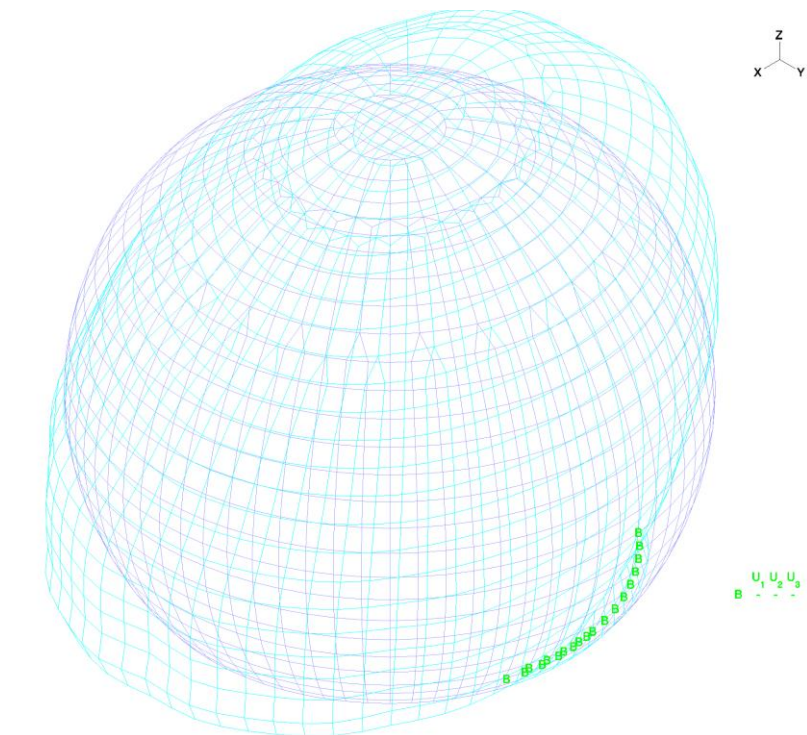


Abb. 3.1-10 Fünfte Eigenform beim 360°-Modell 3 (Frequenz 21.9 Hz, hellblau: verformter Behälter)

3.2 Wärmeleitrechnungen mit rotationssymmetrischen Modellen

Für die Wärmeleitrechnungen wurde die Innenoberfläche des Behältermodells zunächst langsam auf 140°C aufgeheizt. Danach wurden im oberen Bereich auf einer Fläche mit dem Radius 7.6 m (siehe Abschnitt 2.3) Temperaturbelastungen gemäß der in Abb. 2.3-1 und Abb. 2.3-2 dargestellten Temperaturpeaks aufgebracht. Die Temperaturvorgabe wird dabei als vorgeschriebene Temperatur auf die Knoten der Innenwand aufgegeben.

In Abb. 3.2-1 und Abb. 3.2-2 werden zunächst Resultate der Wärmeleitrechnung mit dem kurzen Temperaturpeak (siehe Abb. 2.3-2), der eine H₂-Detonation beschreiben soll, gezeigt.

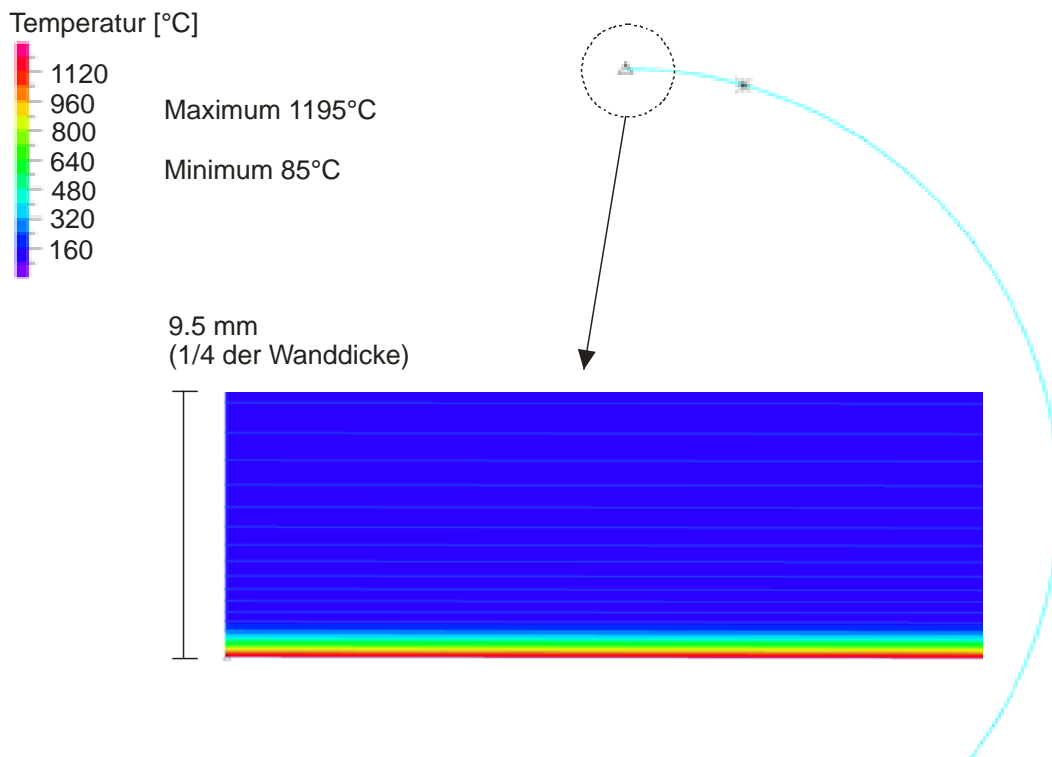


Abb. 3.2-1 Berechnete Temperaturverteilung 0.0102 s nach Beginn der postulierten H₂-Detonation gemäß Abb. 2.3-2

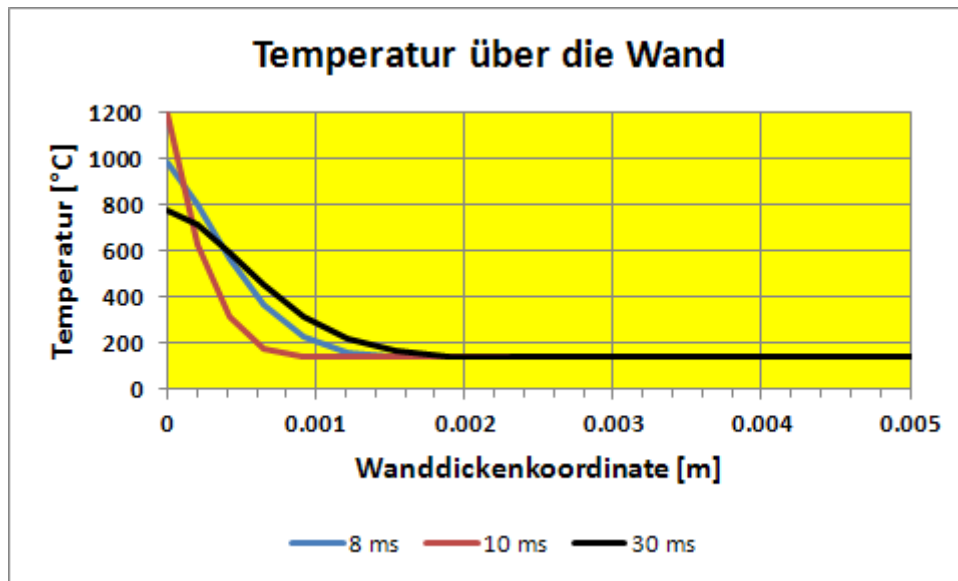


Abb. 3.2-2 Berechneter radialer Temperaturverlauf im Zenit des Sicherheitsbehälters für 8 ms und 10 ms nach Beginn der H₂-Detonation

Abb. 3.2-3 und Abb. 3.2-4 enthalten Ergebnisse der Wärmeleitrechnung für den längeren Temperaturpeak (siehe Abb. 2.3-1), der eine Wasserstoffverbrennung beschreiben soll.

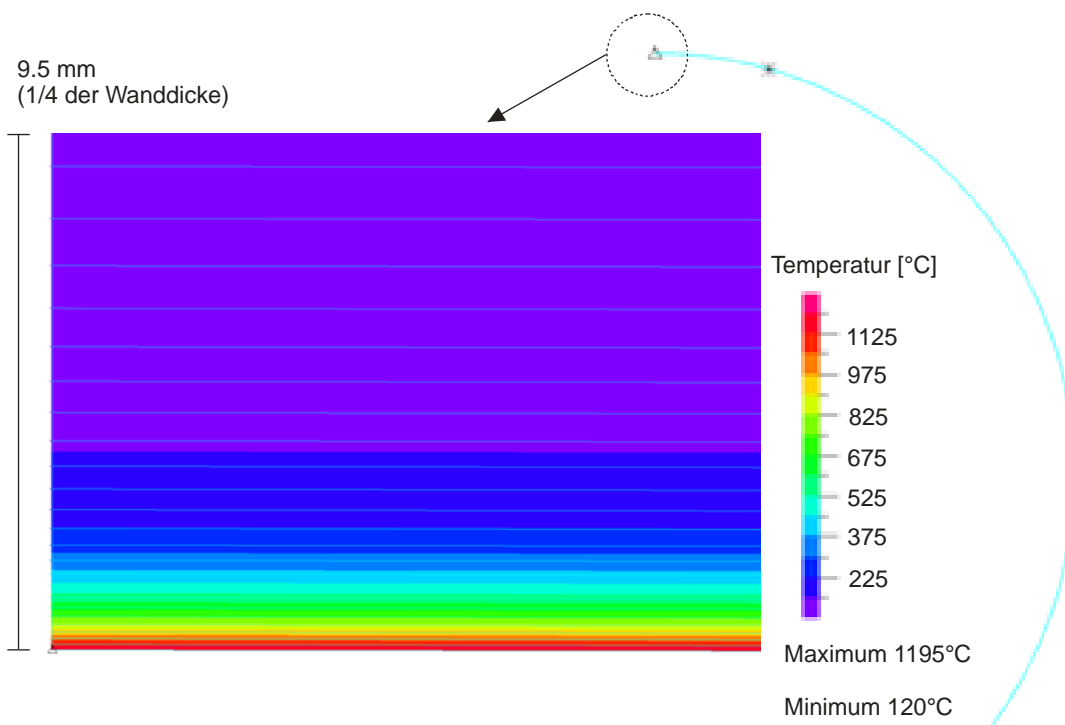


Abb. 3.2-3 Berechnete Temperaturverteilung 0.615 s nach Beginn der H₂-Verbrennung gemäß Abb. 2.3-1

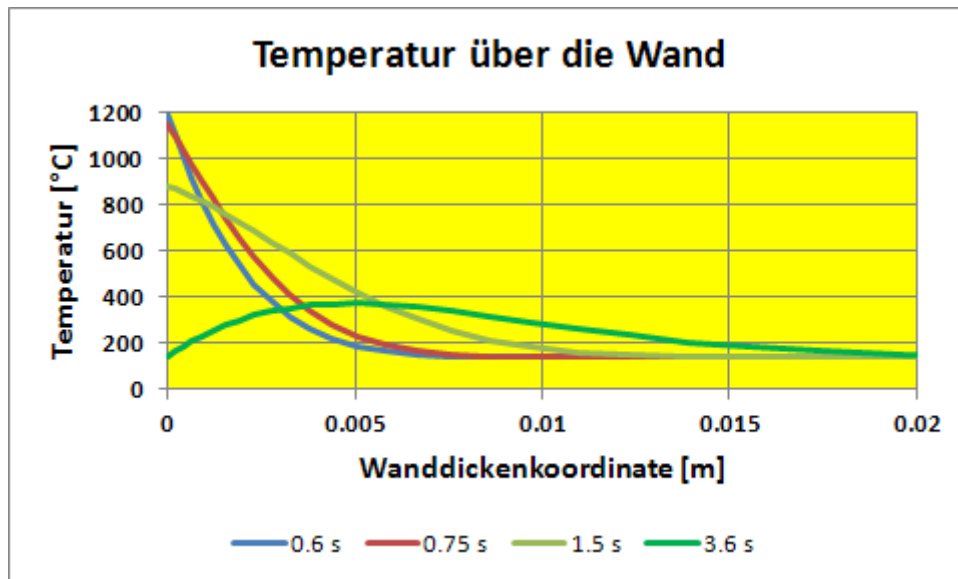


Abb. 3.2-4 Berechneter radialer Temperaturverlauf im Zenit des Sicherheitsbehälters für 0.6 s, 0.75 s, 1.5 s und 3.6 s nach Beginn der H₂-Verbrennung

Die Ergebnisse zeigen, dass bei der postulierten H₂-Detonation wesentlich erhöhte Temperaturen (d.h. größer als 200°C) nur im Bereich von 2 mm, d.h. etwa 5 % der Wanddicke nahe der Innenoberfläche auftreten. Bei der postulierten H₂-Verbrennung hat dieser Wandstärkenbereich eine Ausdehnung von 15 mm, d.h. etwa 40 % der Wanddicke.

3.3 Strukturmechanische Resultate mit rotationssymmetrischen Modellen

3.3.1 Reine Druckbelastung

Neben den Berechnungen mit den oben beschriebenen Temperatur- und Druckbelastungen (siehe Abb. 2.3-1 bis Abb. 2.3-3) wurden zunächst Analysen mit den Druckpeaks von Abb. 2.3-3 durchgeführt, wobei Materialdaten für Raumtemperatur verwendet wurden. Zusätzlich zu dem Druckmaximum von 0.4 MPa Überdruck wurden auch Berechnungen mit einem maximalen Druck von 1 MPa durchgeführt.

Abb. 3.3-1 und Abb. 3.3-2 zeigen die Verformung zu verschiedenen Zeiten im oberen Bereich des Sicherheitsbehälters für den kurzen Peak gemäß Abb. 2.3-3, die eine postulierte H₂-Detonation beschreibt.

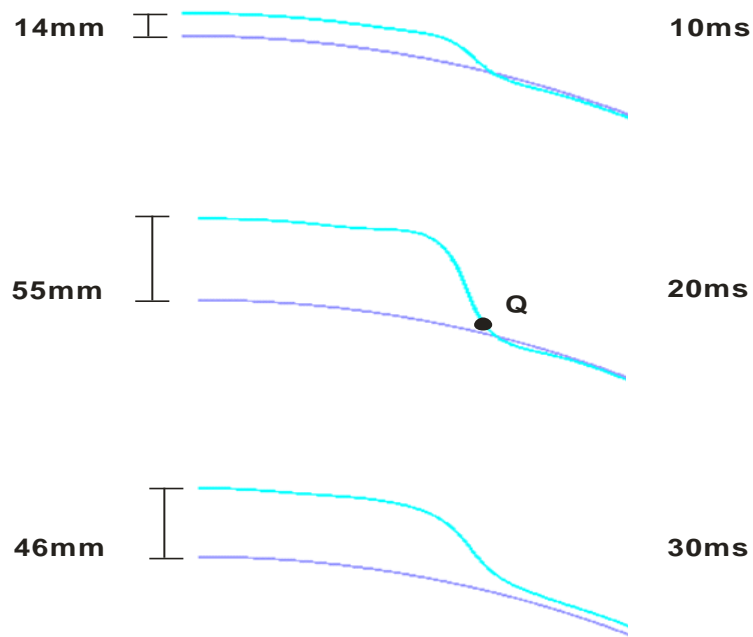


Abb. 3.3-1 Verformter (hellblau) und unverformter Modellausschnitt 10, 20 und 30 ms nach Peakbeginn für die kurze Peakdauer (60 ms, 0.4 MPa Maximaldruck gemäß Abb. 2.3-2, Vergrößerungsfaktor der Verschiebungen: 50)

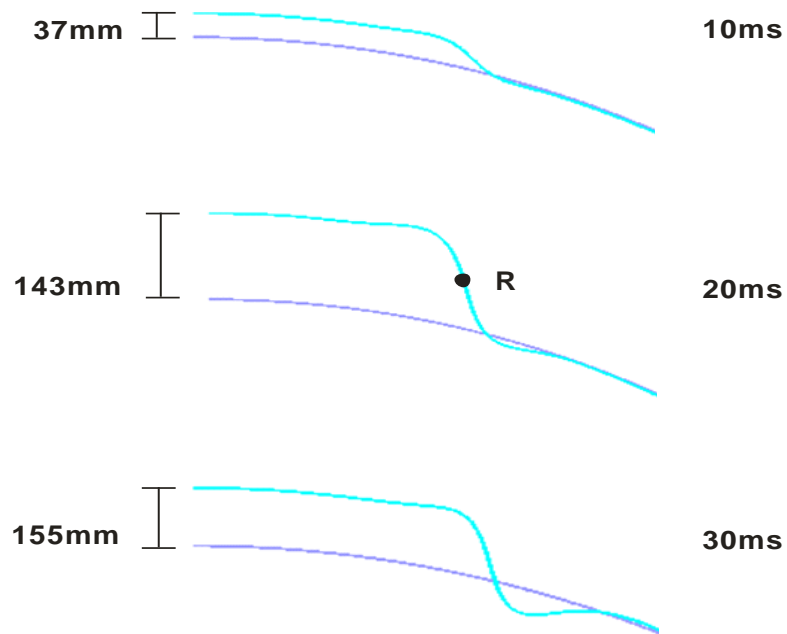


Abb. 3.3-2 Verformter (hellblau) und unverformter Modellausschnitt 10, 20 und 30 ms nach Peakbeginn für die kurze Peakdauer (60 ms, 1.0 MPa Maximaldruck, Vergrößerungsfaktor der Verschiebungen: 20)

In Abb. 3.3-7 und Abb. 3.3-8 werden Zeitverläufe von Verschiebung und Vergleichsspannung an 2 typischen Modellpunkten gezeigt.

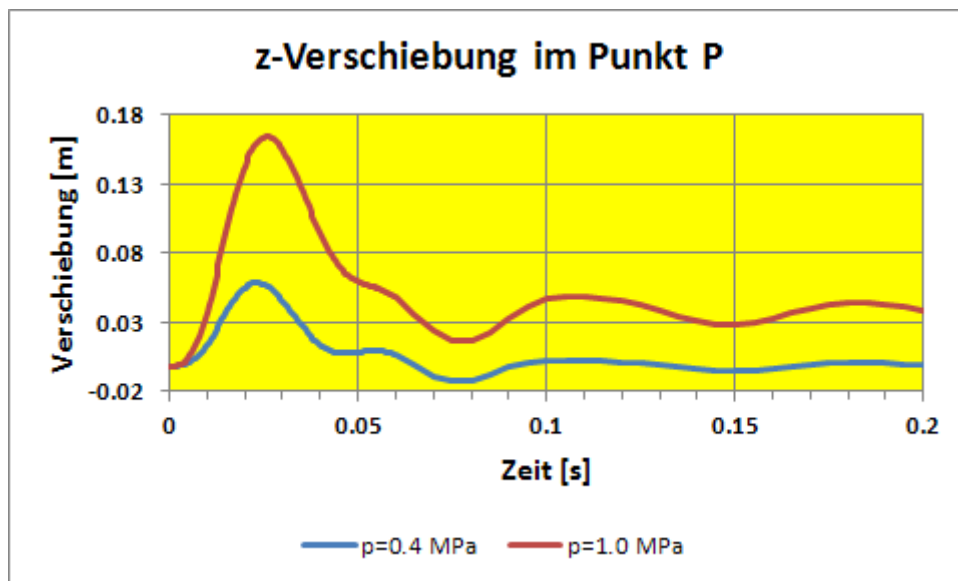


Abb. 3.3-3 Radiale Verschiebung am obersten Punkt des Sicherheitsbehälters für die kurze Peakdauer und beide Maximaldrücke

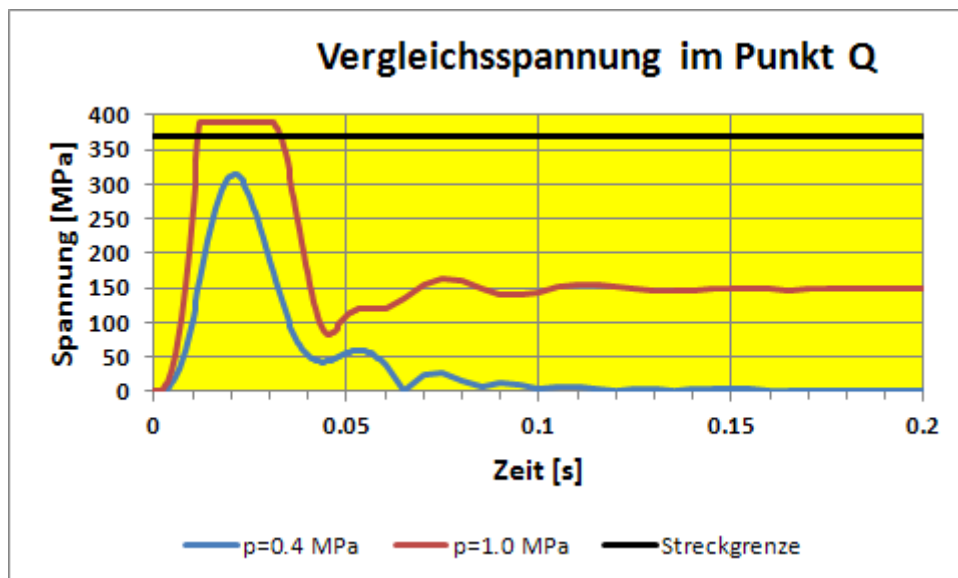


Abb. 3.3-4 Effektivspannung am Auswertepunkt des Maximalwertes (Punkt Q und R, siehe Abb. 3.3-1 und Abb. 3.3-2) im Sicherheitsbehälter für die kurze Peakdauer und beide Maximaldrücke

Der zeitliche Verlauf der radialen Verschiebungen in Abb. 3.3-3 zeigt den strukturdynamischen Effekt, dass die maximale Verschiebung nach ca. 25 ms, d.h. ca. 15 ms nach Erreichen des Druckmaximums, erreicht wird.

Die Ergebnisse zeigen, dass die maximalen Vergleichsspannungen für die peakartige Druckbelastung mit Maximaldruck 0.4 MPa linear elastisch bleiben und bei Maximaldruck von 1.0 MPa die Streckgrenze in einem lokal begrenzten Bereich erreicht wird. Methoden und beispielhafte Anwendung zur Bewertung der Ergebnisse bezüglich Quantifizierung von Sicherheitsmargen gegenüber Versagen des Sicherheitsbehälters sind in Kapitel 4 enthalten.

Für den längeren Druckpeak mit Anstiegszeit 600 ms sind ausgewählte Berechnungsergebnisse in Abb. 3.3-5 bis Abb. 3.3-8 dargestellt.

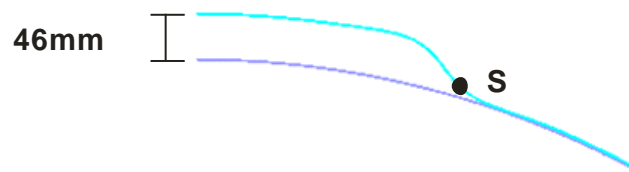


Abb. 3.3-5 Verformter (hellblau) und unverformter Modellausschnitt 600 ms nach Peakbeginn für die längere Peakdauer (3.65, 0.4 MPa Maximaldruck, Vergrößerungsfaktor der Verschiebungen: 30)

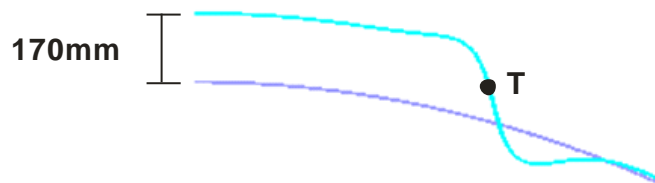


Abb. 3.3-6 Verformter (hellblau) und unverformter Modellausschnitt 600 ms nach Peakbeginn für die längere Peakdauer (3.65, 1 MPa Maximaldruck, Vergrößerungsfaktor der Verschiebungen: 10)

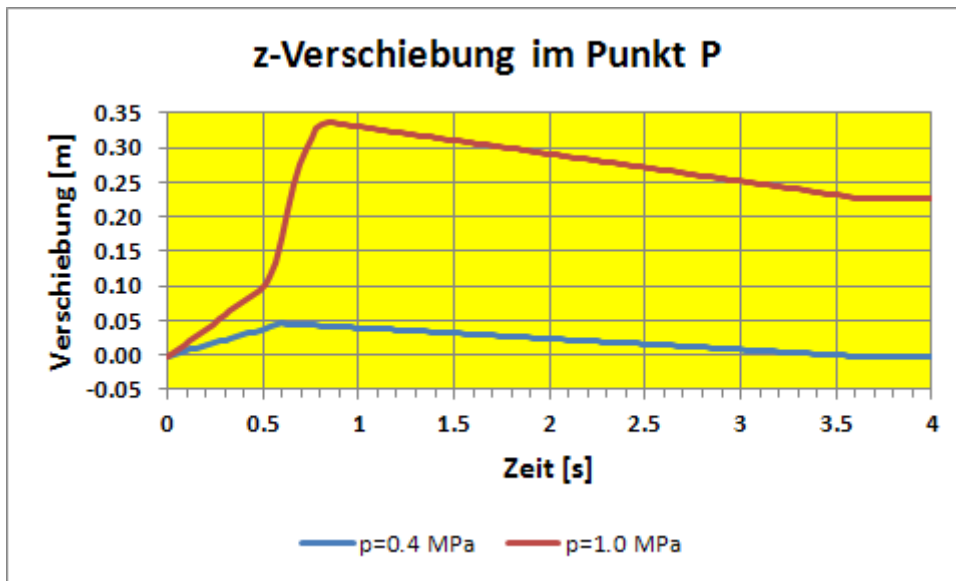


Abb. 3.3-7 Radiale Verschiebung am obersten Punkt des Sicherheitsbehälters (Punkt P, siehe Abb. 2.4-1) für die längere Peakdauer und beide Maximaldrücke

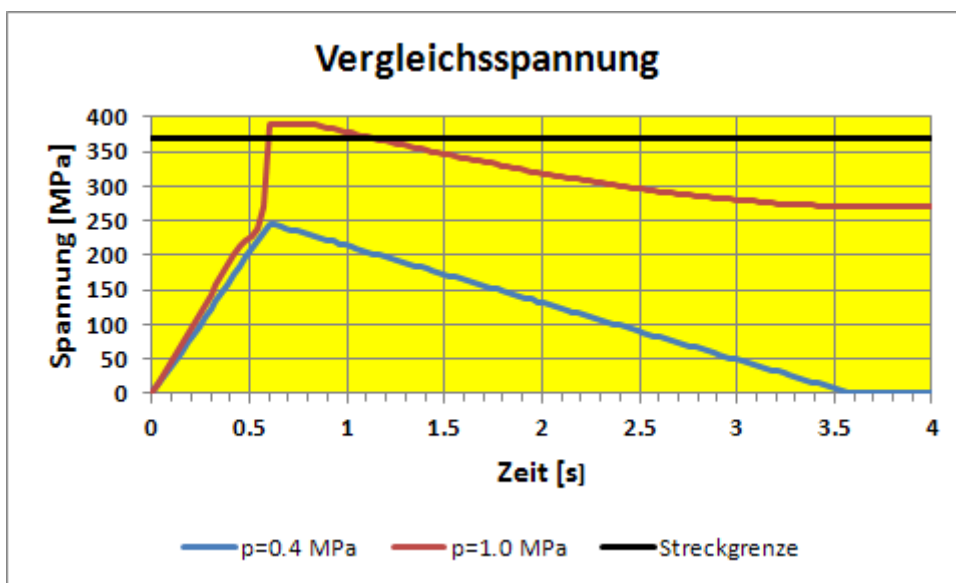


Abb. 3.3-8 Effektivspannung am Auswertepunkt des Maximalwertes (Punkt S und T, siehe Abb. 3.3-5 und Abb. 3.3-6) im Sicherheitsbehälter für die längere Peakdauer und beide Maximaldrücke

Bei den kurzzeitigen Belastungsvarianten (Anstiegszeit bis zur Maximallast 10 ms) ergaben sich Schwingungen des lastbeaufschlagten Teils des Behälters mit einer Anfangsfrequenz von etwa 20 Hz. Vergleichbare Ergebnisse wurden auch bei den Analysen mit überlagerter Beanspruchung und bei den dreidimensionalen Modellen (siehe Abschnitt 3.4) gefunden mit Anfangsfrequenzen bis etwa 25 Hz, d.h. die Schwingungs-

dauer liegt im Bereich des vierfachen der Anstiegszeit bis zum Lastmaximum. Aufgrund der Beschränkung der Beanspruchung auf einen Teil der Behälterinnenfläche unterscheiden sich die hier entstehenden Schwingungsformen stark von den in Abschnitt 3.1 beschriebenen Eigenschwingungen.

Weiterhin zeigen die Ergebnisse, dass die maximale radiale Verschiebung im Lastfall mit der langen Peakdauer, d.h. im H₂-Verbrennungsfall, etwa doppelt so groß ist wie im Lastfall mit der kurzen Peakdauer.

3.3.2 Überlagerte Druck- und Temperaturbelastung

Mit den aus den Wärmeleitrechnungen gewonnenen Temperaturverteilungen und den angenommenen Druckpeaks wurden Berechnungen des strukturellen Verhaltens des Sicherheitsbehälters durchgeführt, wobei die beschriebenen temperaturabhängigen Materialdaten (siehe Abb. 2.2-4) verwendet wurden. Im Folgenden werden ausgewählte Berechnungsergebnisse für die beiden Belastungsvarianten gemäß Abb. 2.3-1 bis Abb. 2.3-3 dargestellt. Zunächst werden Ergebnisse für die Analyse des kürzeren Belastungspeaks (Peakdauer 50 ms) vorgestellt. Abb. 3.3-9 bis Abb. 3.3-11 zeigen Darstellungen der berechneten Verformung.

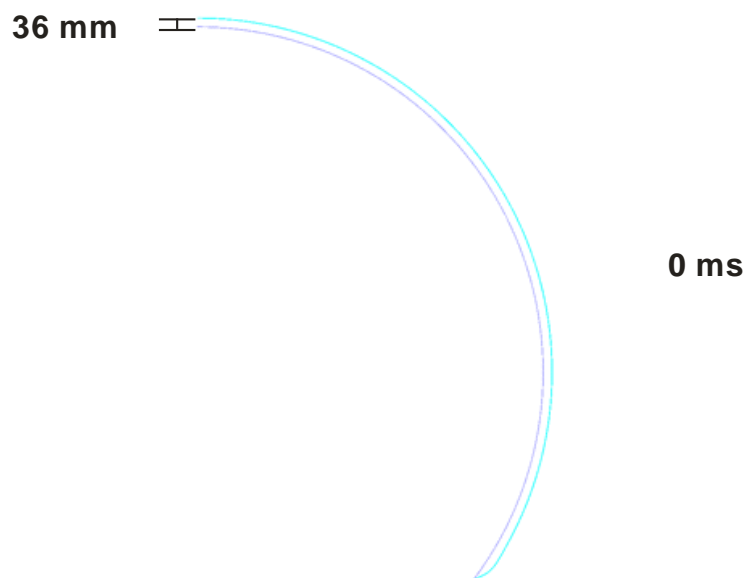


Abb. 3.3-9 Verformtes (hellblau) und unverformtes rotationssymmetrisches Modell des Sicherheitsbehälters vor Beginn des Belastungspeaks (kürzerer Peak, Verformungsvergrößerungsfaktor 20)

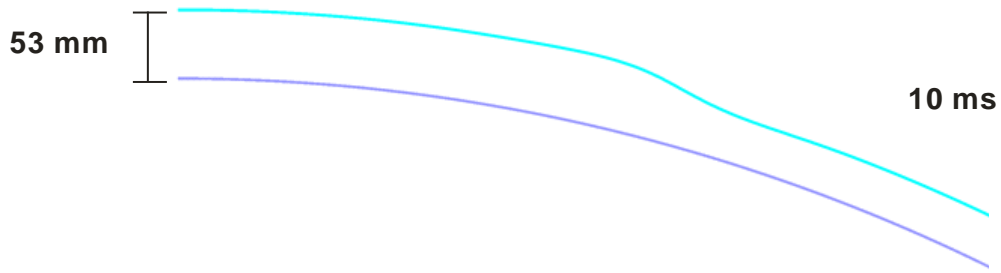


Abb. 3.3-10 Ausschnitt des verformten (hellblau) und unverformten rotationssymmetrischen Modells des Sicherheitsbehälters 10 ms nach Beginn des Belastungspeaks (kürzerer Peak, Verformungsvergrößerungsfaktor 20)

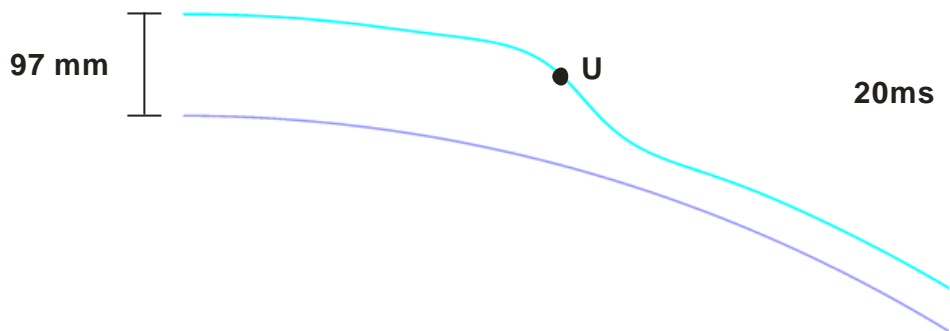


Abb. 3.3-11 Ausschnitt des verformten (hellblau) und unverformten rotationssymmetrischen Modells des Sicherheitsbehälters 20 ms nach Beginn des Belastungspeaks (kürzerer Peak, Verformungsvergrößerungsfaktor 20)

Der Zeitverlauf der vertikalen Verschiebung im obersten Modellpunkt (Punkt P, siehe Abb. 2.4-1) vom Zeitpunkt des Beginns des Belastungspeaks an ist in Abb. 3.3-12 dargestellt.

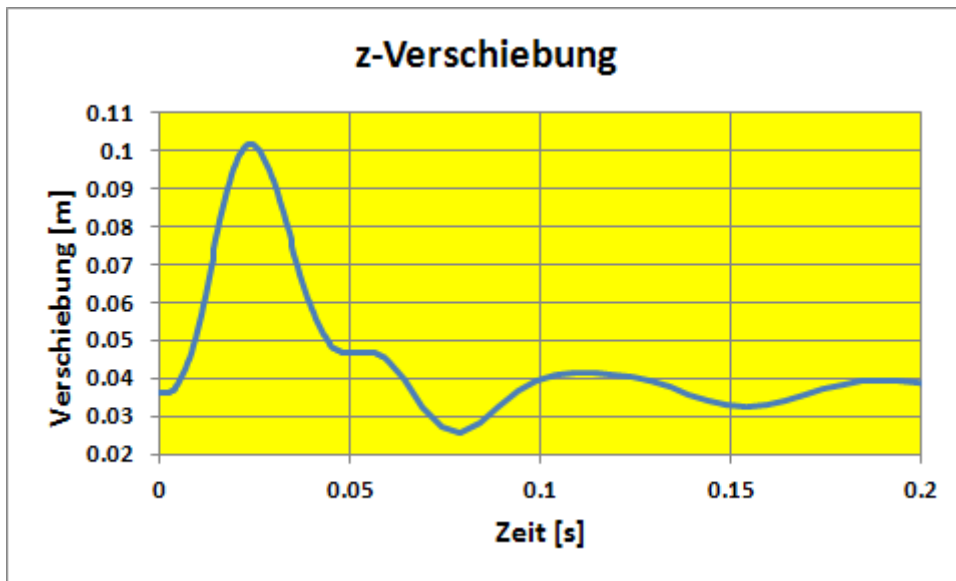


Abb. 3.3-12 Radiale Verschiebung am obersten Punkt des Sicherheitsbehälters (Punkt P, siehe Abb. 2.4-1) für die kürzere Peakdauer und die Überlagerung von Druck- und Temperaturpeak

Abb. 3.3-13 zeigt den zeitlichen Verlauf der akkumulierten plastischen Dehnung an dem Ort des Sicherheitsbehältermodells, an dem im Berechnungszeitraum von 1 s das absolute Maximum von etwa 0.8 % erreicht wird. Diese Dehnungen liegen deutlich unterhalb anzunehmender Versagensdehnungen.

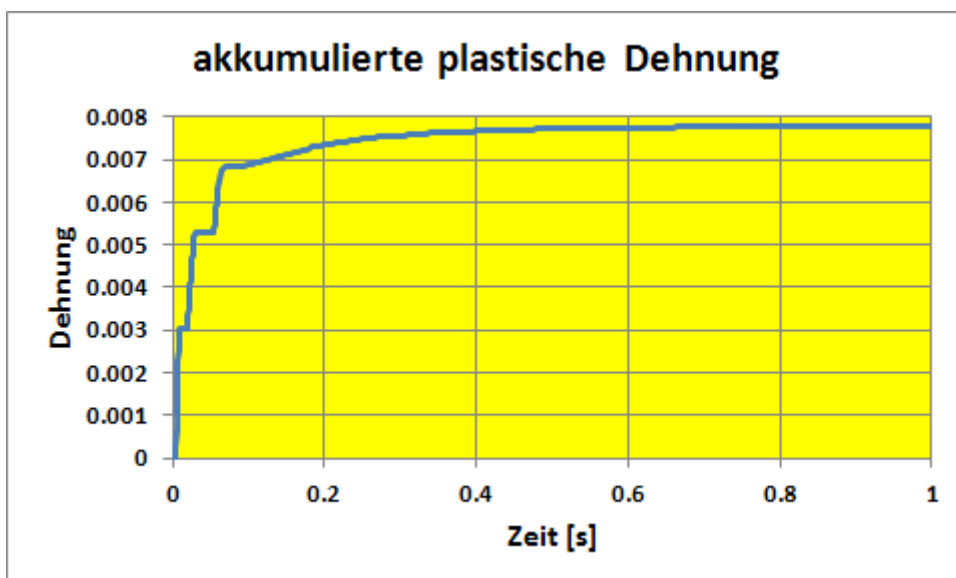


Abb. 3.3-13 Maximale akkumulierte plastische Dehnungen (Punkt U, siehe Abb. 2.4-1) im Sicherheitsbehälter über der Zeit ab Beginn des Lastpeaks für die kürzere Peakdauer und die Überlagerung von Druck- und Temperaturpeak

Im Folgenden werden Resultate der Analyse mit dem längeren Belastungspeak dargestellt. Abb. 3.3-14 zeigt einen Ausschnitt des verformten Modells zurzeit 0.6 s.

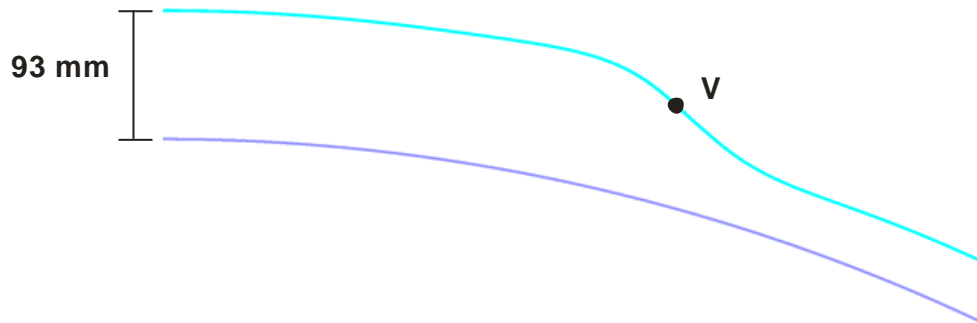


Abb. 3.3-14 Ausschnitt des verformten (hellblau) und unverformten rotationssymmetrischen Modells des Sicherheitsbehälters 0.6 s nach Beginn des Belastungspeaks (längerer Peak, Verformungsvergrößerungsfaktor 20)

Abb. 3.3-15 zeigt den zeitlichen Verlauf der plastischen Dehnung am Ort des Maximums (hier knapp 4 %). Die Bewertung der berechneten Dehnungen im Vergleich zu angenommenen Versagensdehnungen ist in Kapitel 4 enthalten.

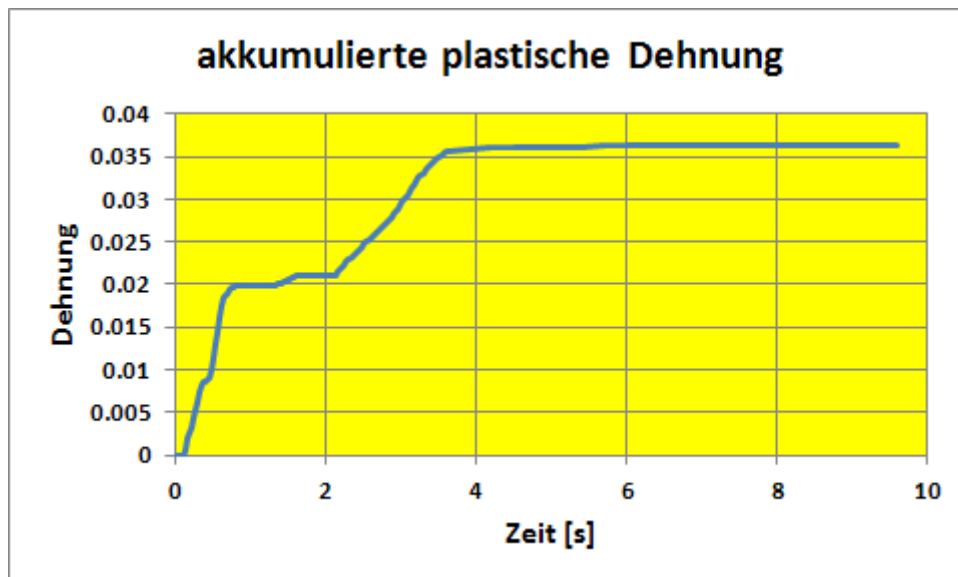


Abb. 3.3-15 Akkumulierte plastische Dehnung (Punkt V, siehe Abb. 2.4-1) im Behälter über der Zeit ab Beginn des Lastpeaks für die längere Peakdauer und die Überlagerung von Druck- und Temperaturpeak

3.4 Strukturdynamische Resultate mit 3D-Modellen bei symmetrischer Belastung

Im Folgenden werden Ergebnisse von Analysen mit 3D-Modellen vorgestellt, bei denen zum einen die gleichen Druckpeaks wie bei den Rechnungen mit den rotationssymmetrischen Modellen (siehe Abb. 2.3-3), aber ohne Temperatureinfluss verwendet werden und zum anderen eine Parameterstudie hinsichtlich der Peakbreite bei einem festen Maximalwert (1 MPa) durchgeführt wird. Hierbei wird ein Peak mit gleicher Anstiegs- und Abfallzeit verwendet. Die Last wird dabei in Anlehnung an die Ausführungen in Abschnitt 2.3 auf eine Kreisfläche der Größe 187 m² (symmetrisch zur vertikalen Achse) im Zenit des Sicherheitsbehälters aufgebracht.

In Abb. 3.4-1 und Abb. 3.4-2 sind zunächst ausgewählte Resultate der Analyse für den kurzzeitigen Druckpeak dargestellt. Dabei wurde ein Modell aus 3D-Kontinuumsmodellen verwendet, bei dem in Wanddickenrichtung jeweils ein Element angeordnet ist.

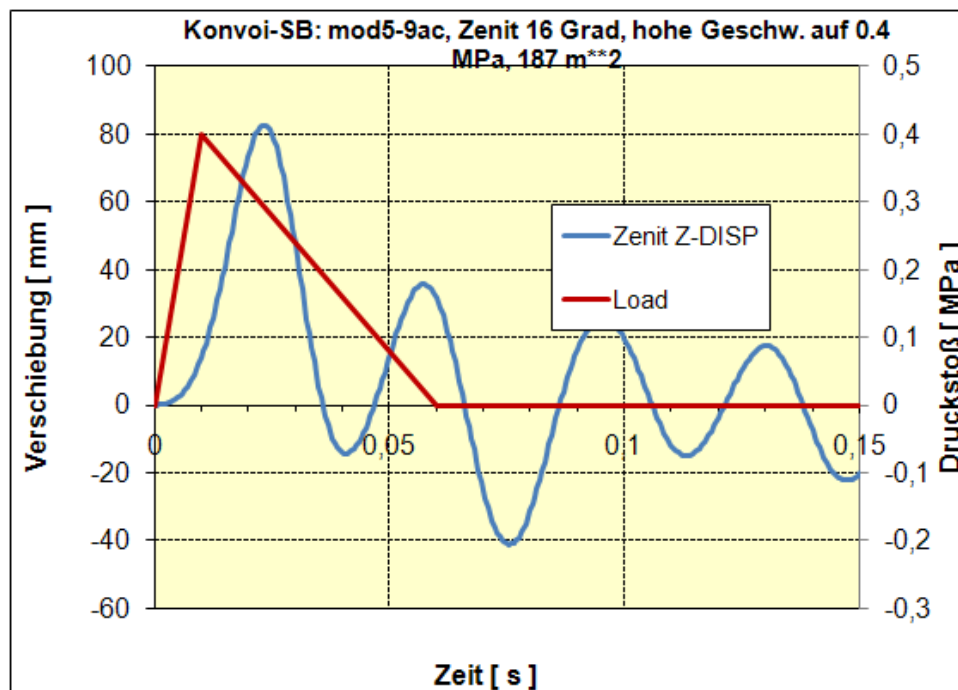


Abb. 3.4-1 Vertikale Verschiebung des höchsten Modellknotens für den kurzen Druckpeak bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

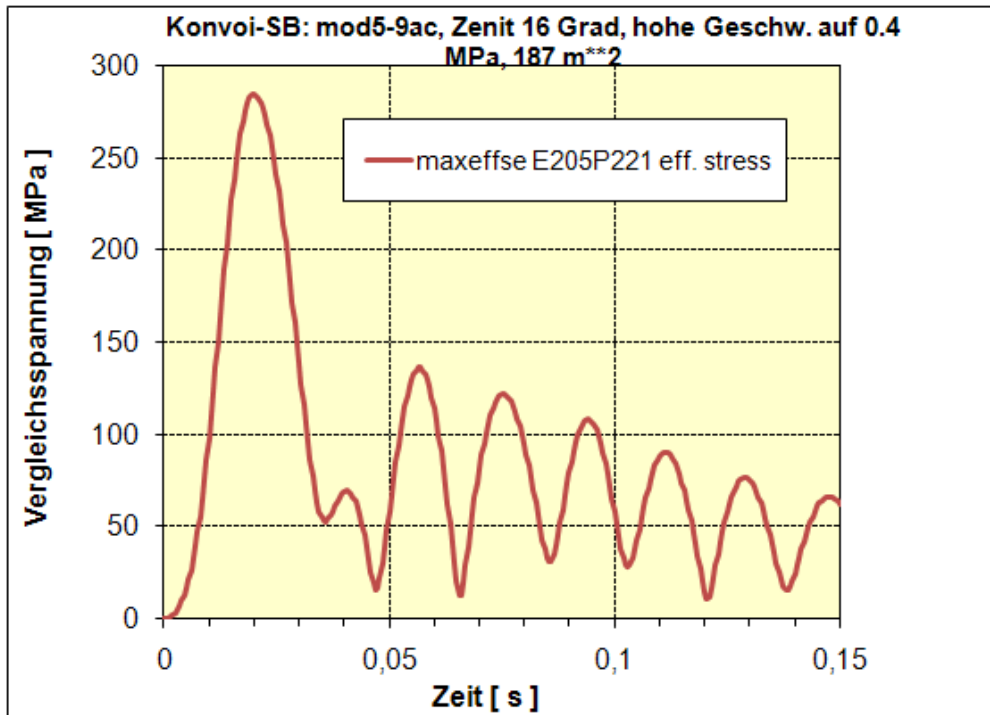


Abb. 3.4-2 Vergleichsspannungen in einem Integrationspunkt am Rand der druckbeaufschlagten Fläche mit dem Maximalwert für den kurzen Druckpeak bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

Ausgewählte Ergebnisse für den längeren Druckpeak sind in Abb. 3.4-3 bis Abb. 3.4-5 gezeigt. Grundsätzlich bestätigen die 3D-Analyseergebnisse die Ergebnisse der rotationssymmetrischen Analysen.

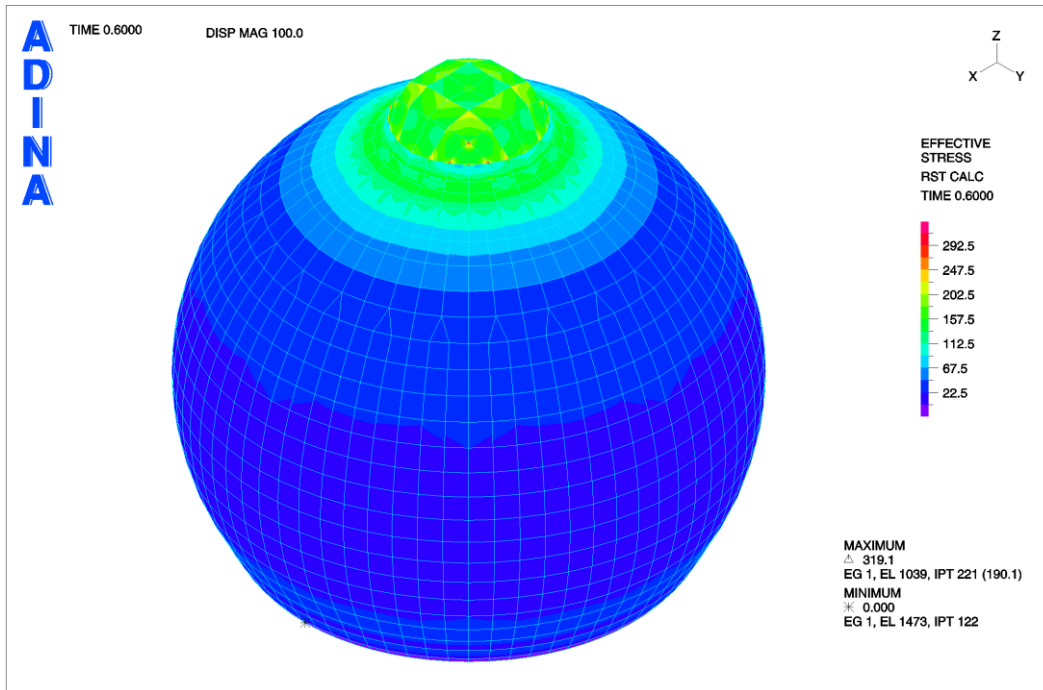


Abb. 3.4-3 Vergleichsspannungen zum Zeitpunkt des Druckmaximums (0.6 s) für den langen Druckpeak bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m², Verformungsfaktor 100

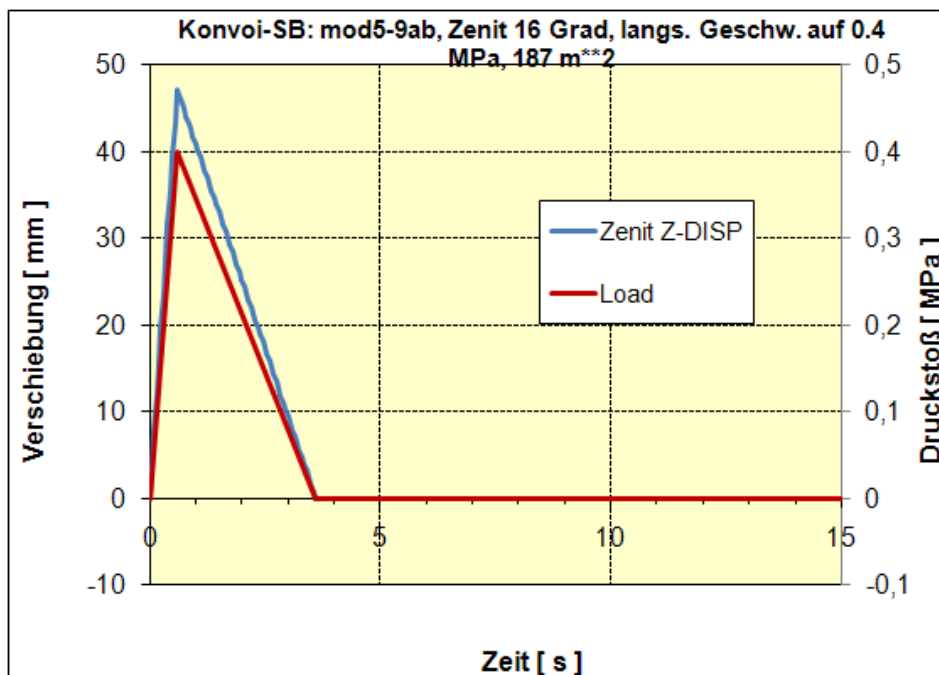


Abb. 3.4-4 Vertikale Verschiebung des höchsten Modellknotens für den langen Druckpeak bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

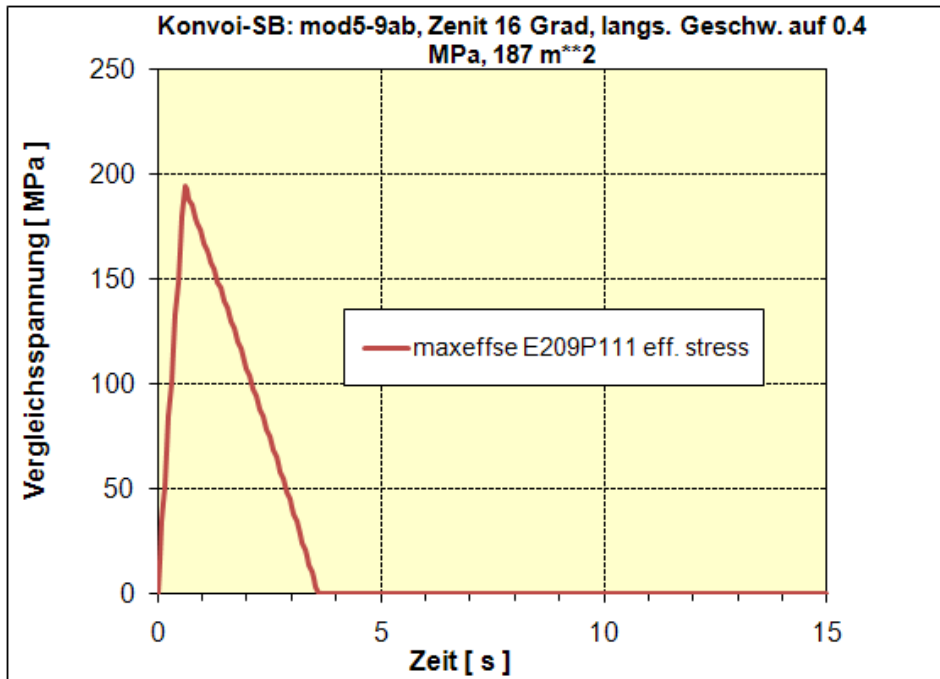


Abb. 3.4-5 Vergleichsspannungen in einem Integrationspunkt nahe des Randes der druckbeaufschlagten Fläche mit maximalem Wert für den langen Druckpeak bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

Zur Bestimmung der dynamischen Beanspruchungen des Sicherheitsbehälters wurde eine Parameterstudie durchgeführt, bei der sowohl der Maximalwert als auch die Dauer des Druckpeaks variiert wurden. Der Druckpeak wurde dabei symmetrisch angenommen, d.h. mit gleicher Anstiegs- und Abfallzeit. Als Impulsdauern wurden 16 ms, 32 ms, 70 ms und 100 ms betrachtet. Im Folgenden werden ausgewählte Resultate für einen Druckmaximalwert von 1 MPa und die Beanspruchungsfläche von 187 m² dargestellt. In den folgenden Abb. 3.4-6 bis Abb. 3.4-17 werden jeweils die radialen Verschiebungen im Zenit sowie maximale Vergleichsspannungen und akkumulierte plastische Dehnungen für die 4 angenommenen Impulsdauern dargestellt.

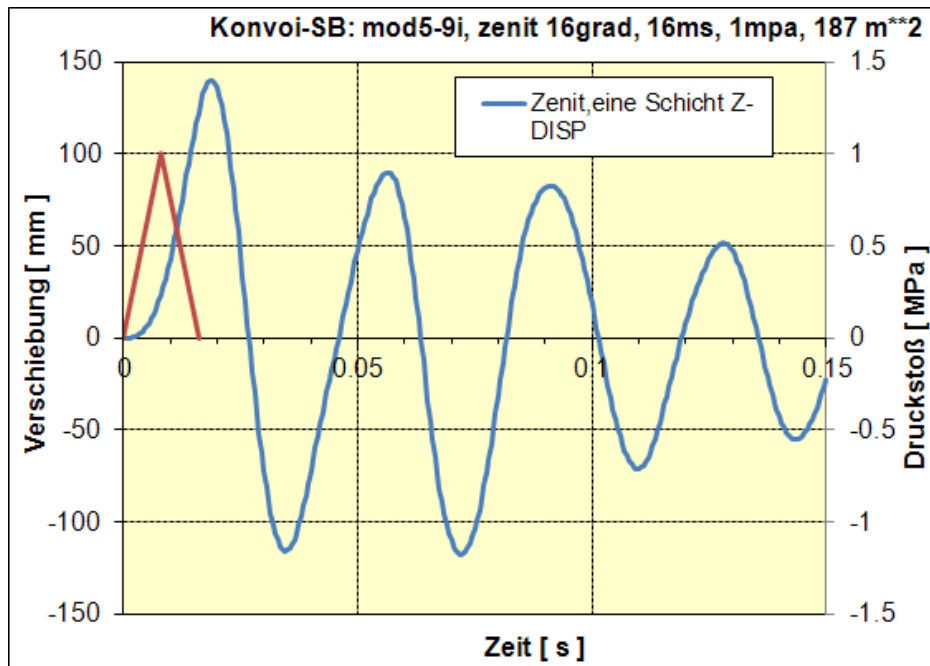


Abb. 3.4-6 Radiale Verschiebung des höchsten Modellknotens für den Druckpeak mit 16 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

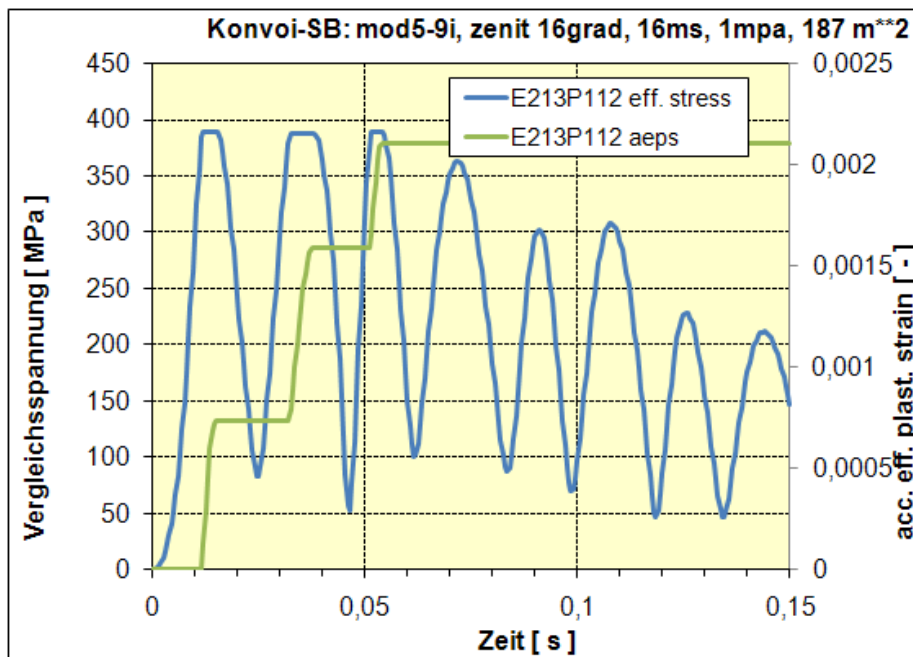


Abb. 3.4-7 Vergleichsspannungen und akkumulierte plastische Dehnungen in einem Integrationspunkt nahe der Mitte der druckbeaufschlagten Fläche mit maximalen Werten für den Druckpeak mit 16 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

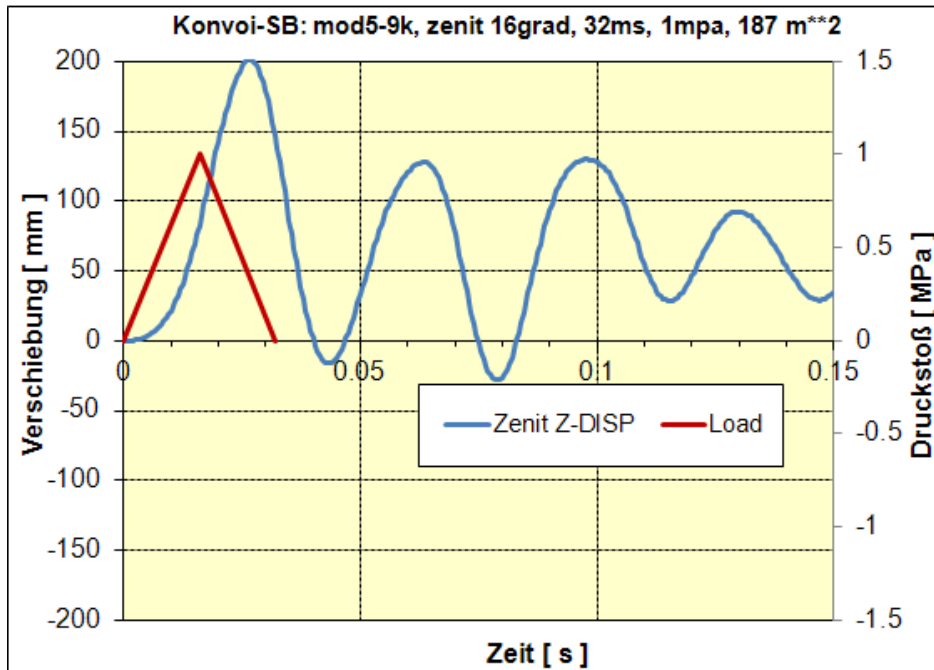


Abb. 3.4-8 Vertikale Verschiebung des höchsten Modellknotens für den Druckpeak mit 32 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

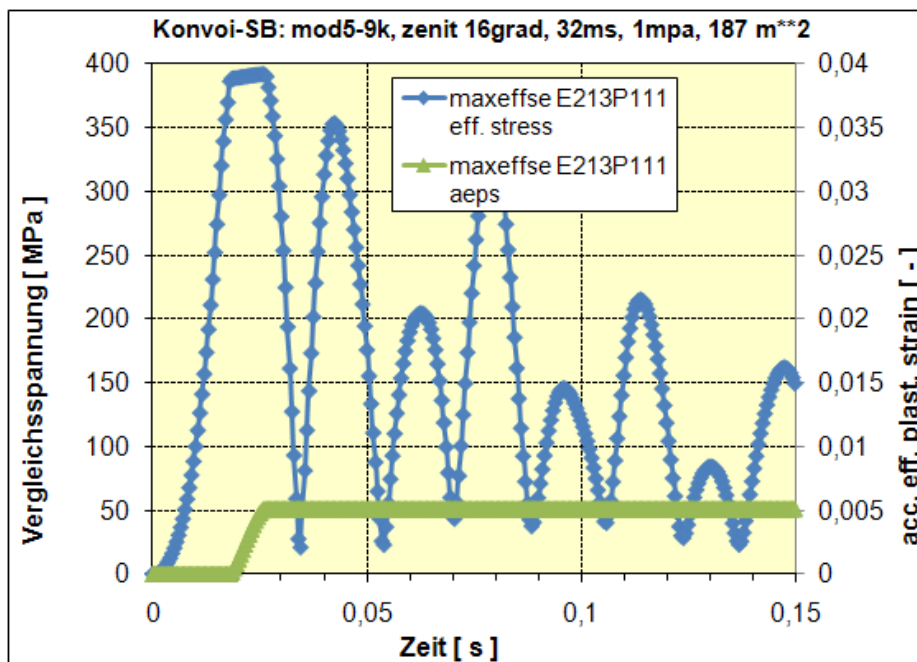


Abb. 3.4-9 Vergleichsspannungen und akkumulierte plastische Dehnungen in einem Integrationspunkt nahe der Mitte der druckbeaufschlagten Fläche mit maximalen Werten für den Druckpeak mit 32 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

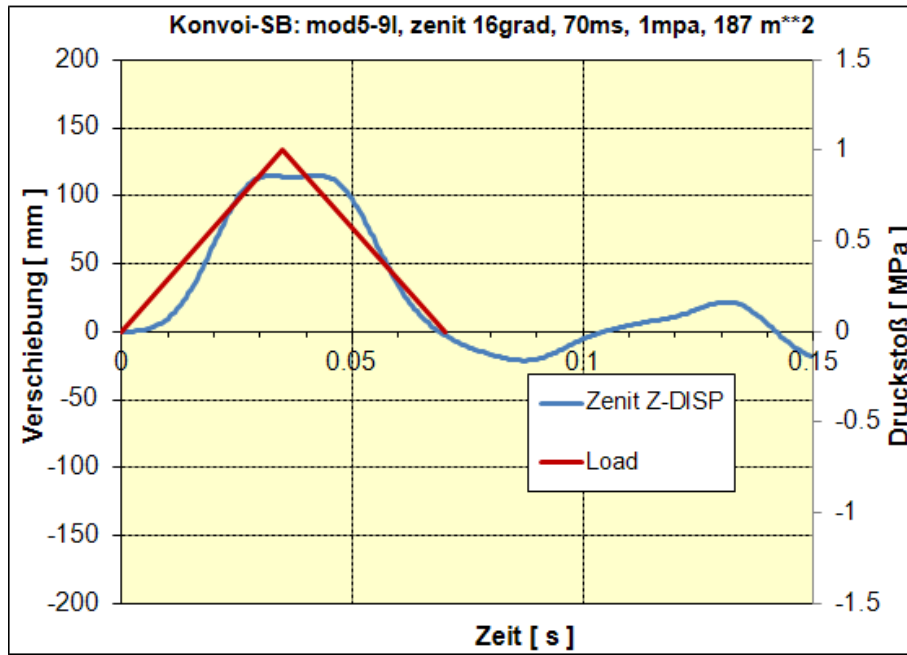


Abb. 3.4-10 Vertikale Verschiebung des höchsten Modellknotens sowie eines Knotens mit maximaler Verschiebung für den Druckpeak mit 70 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

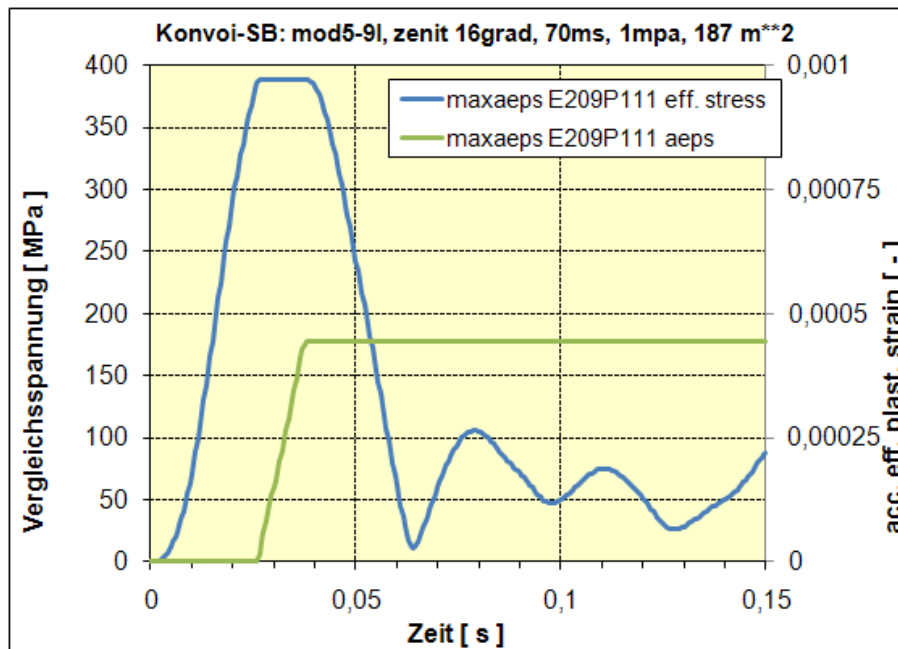


Abb. 3.4-11 Vergleichsspannungen und akkumulierte plastische Dehnungen in einem Integrationspunkt nahe des Randes der druckbeaufschlagten Fläche mit maximalen Werten für den Druckpeak mit 70 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

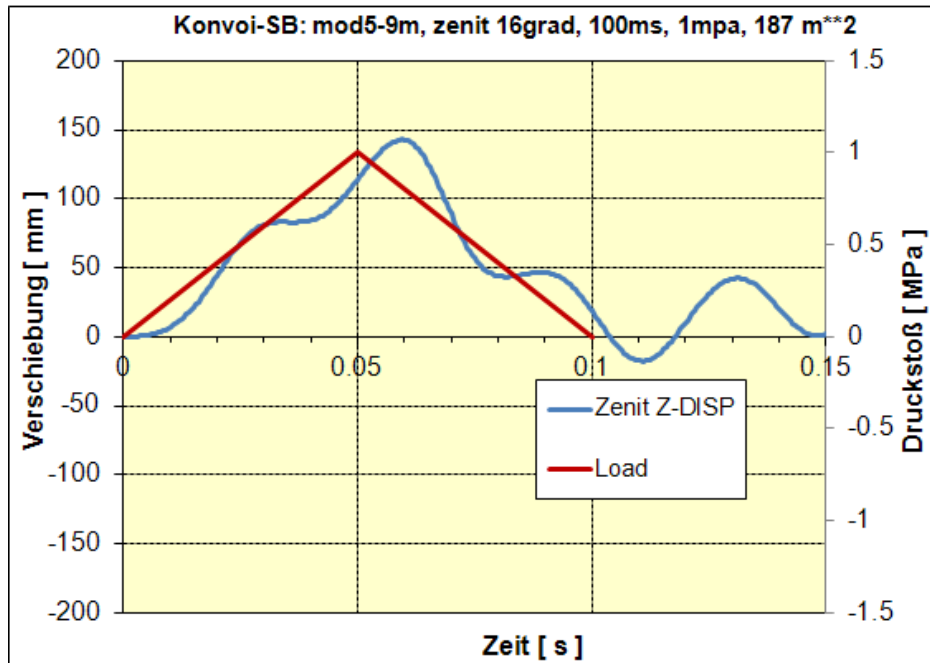


Abb. 3.4-12 Vertikale Verschiebung des höchsten Modellknotens sowie eines Knotens mit maximaler Verschiebung für den Druckpeak mit 100 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

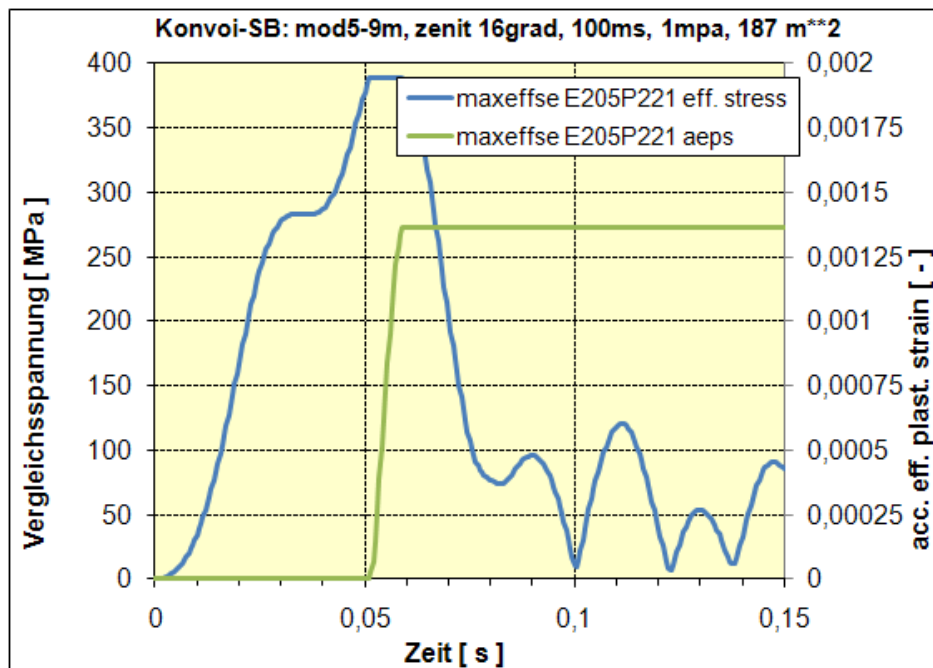


Abb. 3.4-13 Vergleichsspannungen und akkumulierte plastische Dehnungen in einem Integrationspunkt am Rand der druckbeaufschlagten Fläche mit maximalen Werten für den Druckpeak mit 100 ms Dauer und 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

Zum Vergleich sind in Abb. 3.4-14 bis Abb. 3.4-16 die jeweiligen Maximalwerte für die verschiedenen Peakdauern gegenübergestellt.

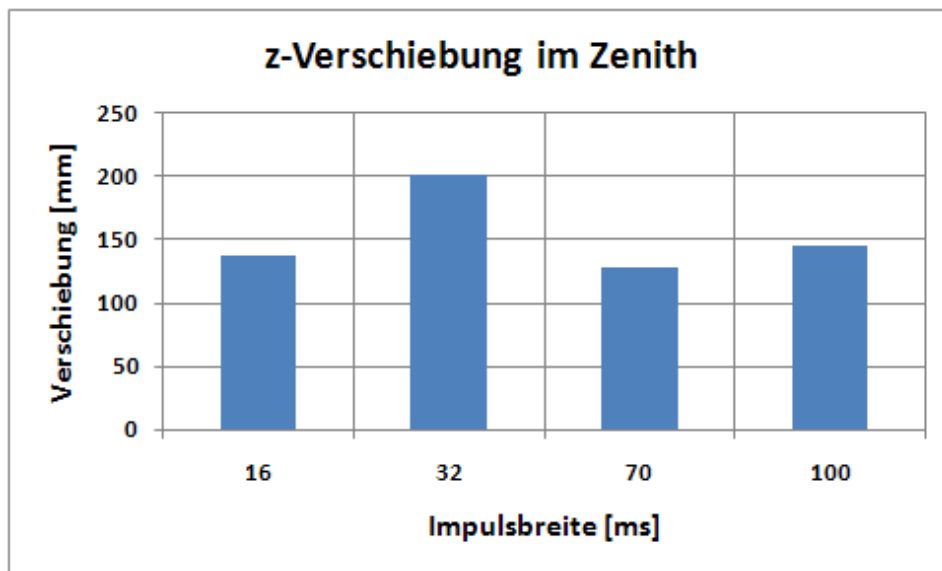


Abb. 3.4-14 Maximale radiale Verschiebung im Zenit für die verschieden langen Druckpeaks mit 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

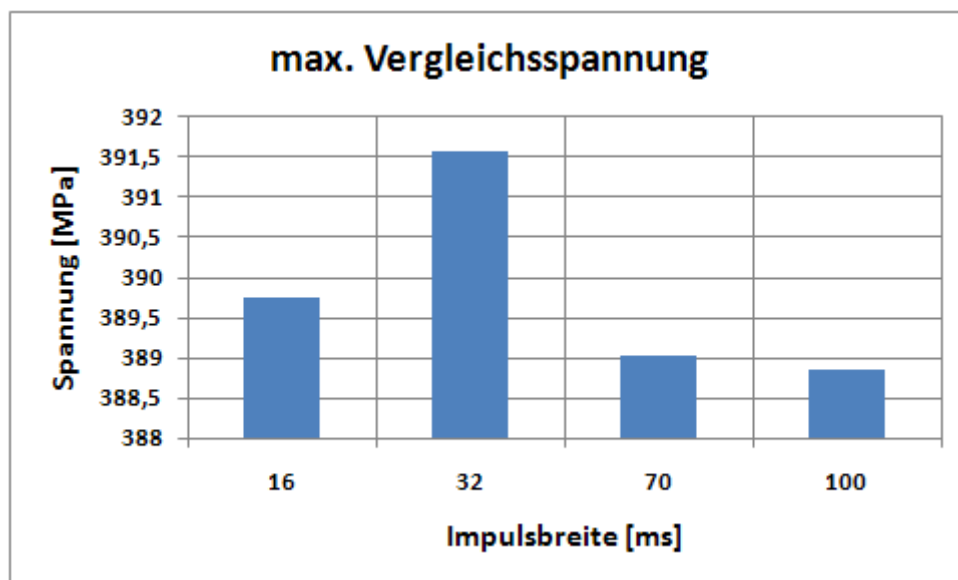


Abb. 3.4-15 Maximale Vergleichsspannung für die verschieden langen Druckpeaks mit 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

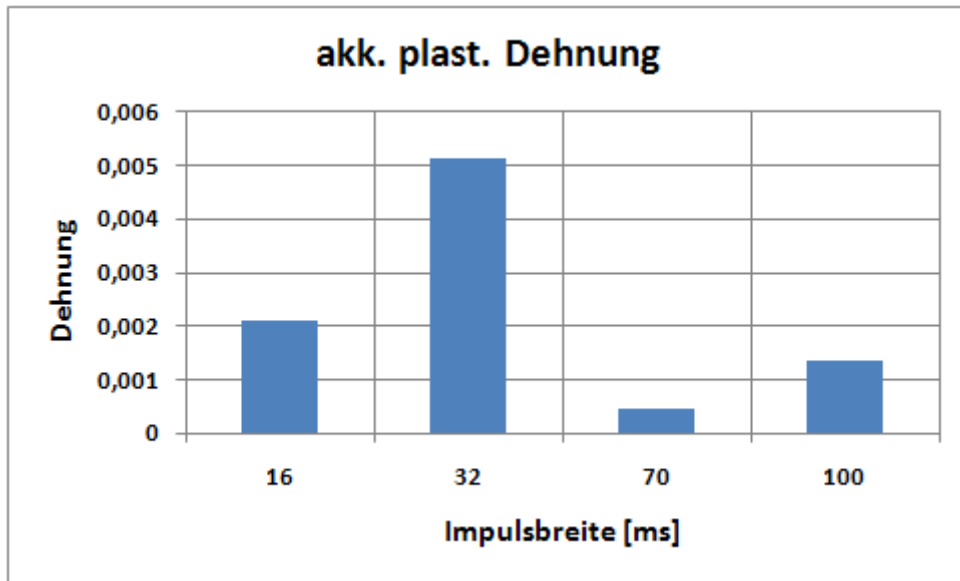


Abb. 3.4-16 Maximale akkumulierte plastische Dehnung für die verschiedenen langen Druckpeaks mit 1 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

Abb. 3.4-17 zeigt einen Vergleich der maximalen plastischen Dehnungen für die betrachteten Impulsdauern und Druckmaximalwerte. Dabei wird deutlich, dass bei den peakartigen Druckbelastungen mit 1 MPa Maximaldruck bei Variation der Impulsbreite im Bereich 16 – 100 ms maximal 0.5 % plastische Dehnung für die Impulsbreite 32 ms erreicht wird. Bei weiterer Steigerung des maximalen Drucks und damit zunehmender plastischer Dehnung ist die quasistatische Rechnung bzw. Druckpeaks mit großen Impulsdauern (≥ 100 ms) abdeckend. Diese Rechnungen führen bei 2 MPa Maximaldruck zu maximal etwa 7 % plastischen Dehnungen.

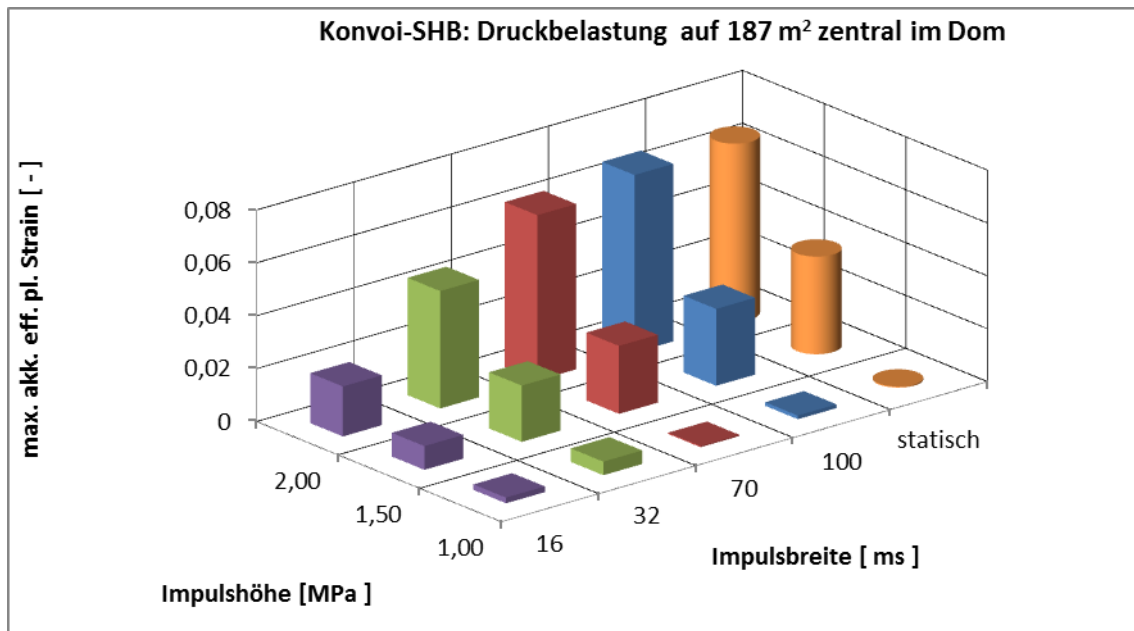


Abb. 3.4-17 Vergleich der maximalen plastischen Dehnungen für verschiedene Integraldauern und Druckmaximalwerte

3.5 Strukturdynamische Resultate mit 3D-Modellen bei unsymmetrischer Belastung

Der wesentliche Vorteil der 3D-Modelle liegt darin, dass damit auch Belastungsszenarien betrachtet werden können, bei denen keine axialsymmetrisch gelegene Belastungsfläche zugrunde gelegt wird. In den hier beschriebenen Untersuchungen wurden zwei Varianten bezüglich Lage der Belastungsfläche auf der Innenoberfläche des Sicherheitsbehälters betrachtet. Dabei bildet der vom Mittelpunkt des kugelförmigen Sicherheitsbehälters ausgehende Strahl durch den Mittelpunkt der Belastungsfläche mit der vertikalen Achse durch den Sicherheitsbehälterkugelmittelpunkt einen Winkel von 45° bzw. 90°. Die betrachteten Lastvariationen stimmen im „schrägen“ Lastfall (45°) mit denjenigen bei symmetrischer Belastung überein, beim waagrechten Fall (90°) wurden lediglich die Varianten mit 1 MPa-Druckmaximum untersucht.

3.5.1 Resultate für „schräge“ Last (45°)

Zunächst wurden ausgewählte Ergebnisse der Rechnungen mit den in Abschnitt 2.3 beschriebenen Drucklastfunktionen (siehe Abb. 2.3-3) mit dem Maximalwert von 0.4 MPa und kurzer (10 ms) bzw. langer (600 ms) Anstiegszeit gezeigt. Für den Fall mit kurzer Anstiegszeit wurden Rechnungen mit 2 unterschiedlich großen Belastungsflä-

chen (250 m² bzw. 187 m² in Übereinstimmung mit der in Abschnitt 2.3 diskutierten Fläche) durchgeführt, für die lange Anstiegszeit nur mit der größeren Fläche.

Für alle 3 Fälle werden im Folgenden in Abb. 3.5-1 bis Abb. 3.5-6 jeweils Zeitverläufe der Verschiebungen im Mittelpunkt der Belastungsfläche gezeigt und Vergleichsspannungen jeweils in dem Integrationspunkt an dem Maximalwerte vorliegen.

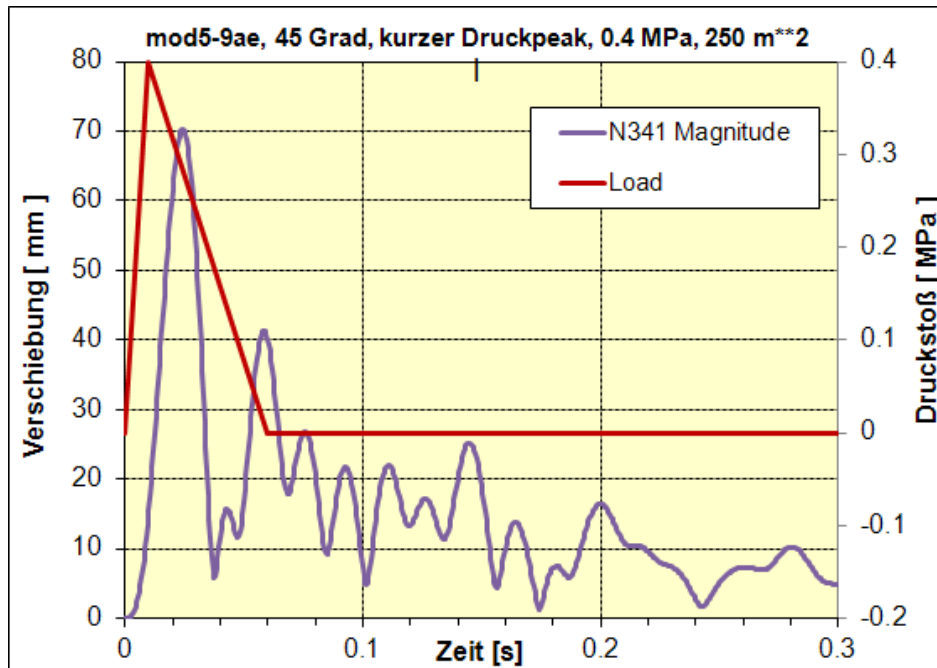


Abb. 3.5-1 Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den kurzen Druckpeak mit 0.4 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 250 m²

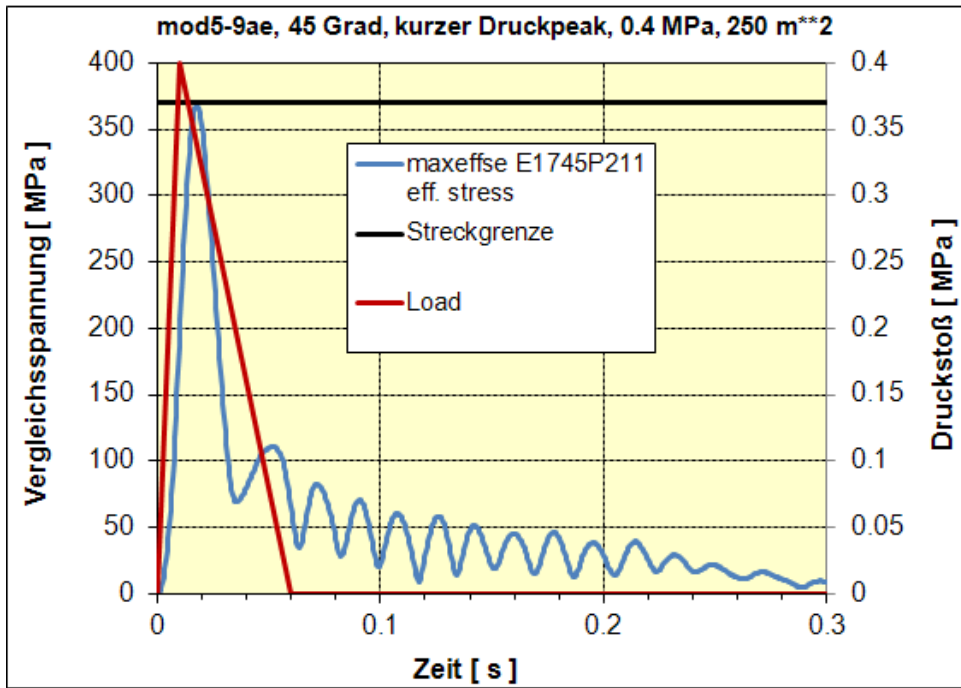


Abb. 3.5-2 Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den kurzen Druckpeak mit 0.4 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 250 m²

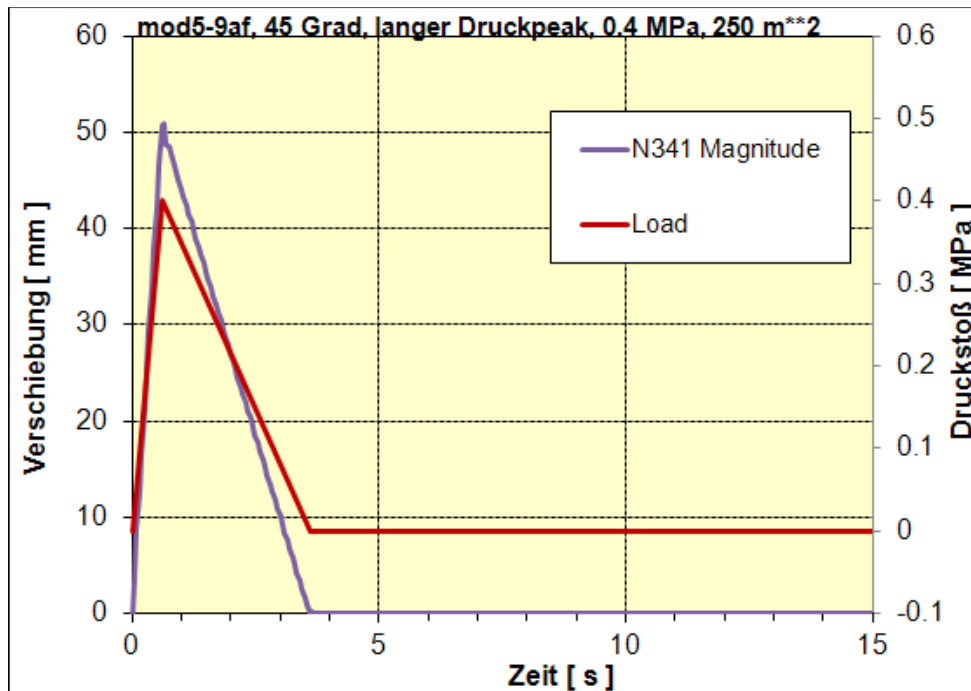


Abb. 3.5-3 Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den langen Druckpeak mit 0.4 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 250 m²

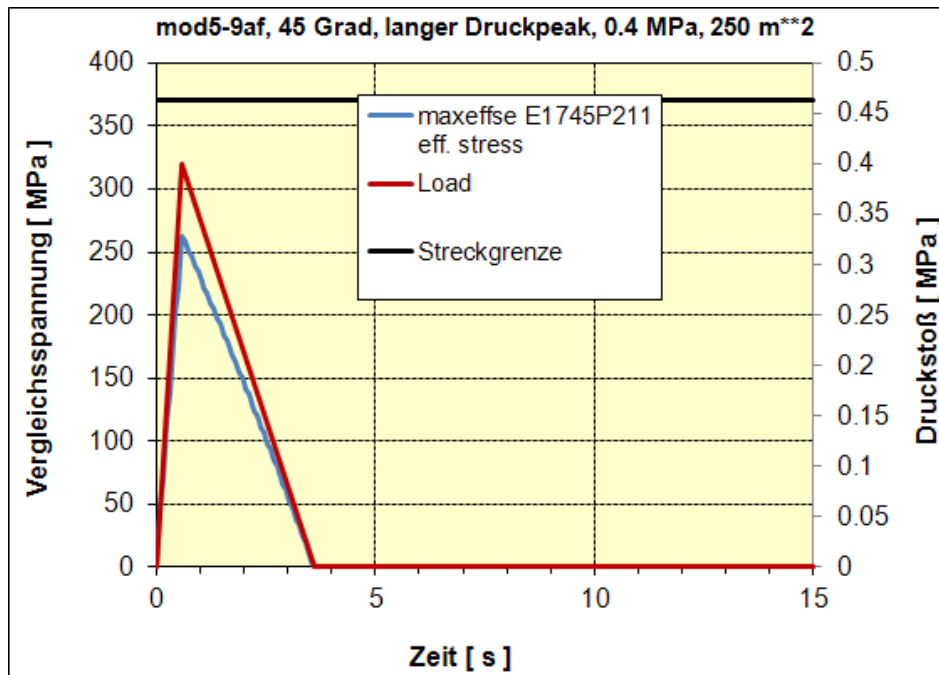


Abb. 3.5-4 Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den langen Druckpeak mit 0.4 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 250 m²

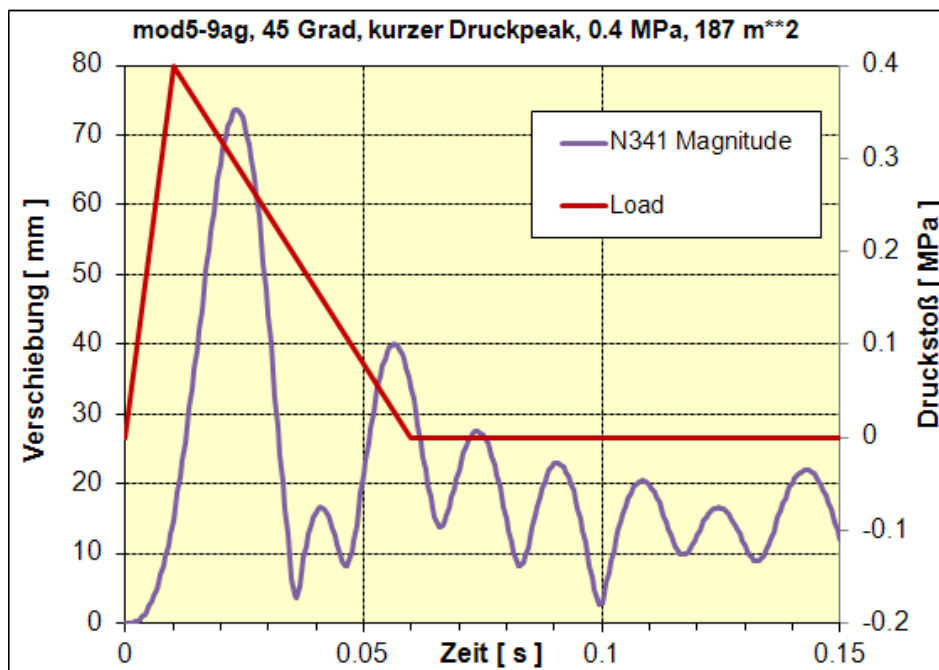


Abb. 3.5-5 Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den kurzen Druckpeak mit 0.4 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

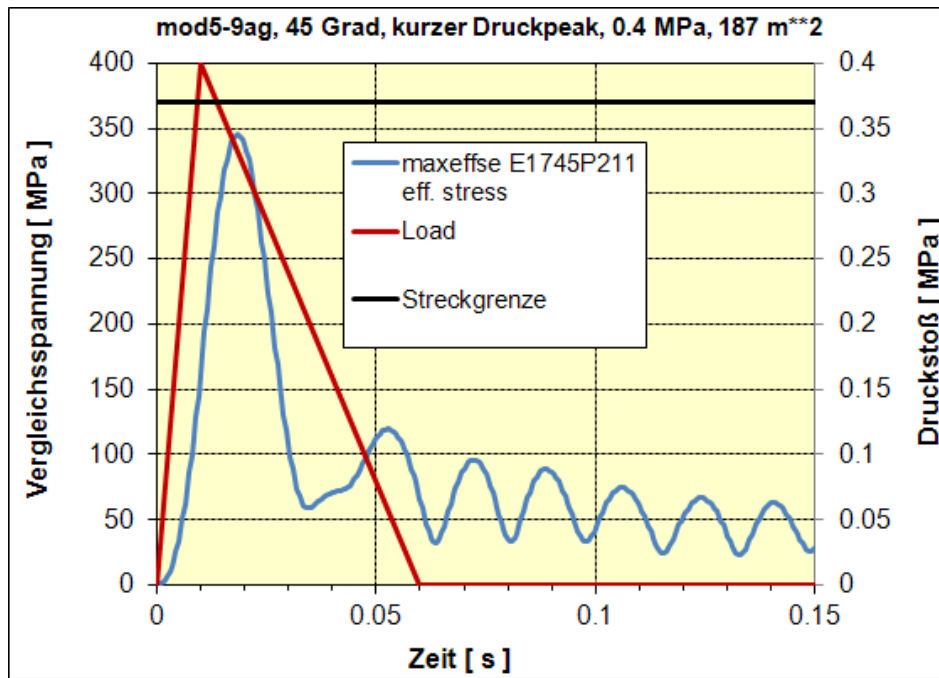


Abb. 3.5-6 Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den kurzen Druckpeak mit 0.4 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

Neben den Peaks mit 0.4 MPa Maximaldruck wurden auch für die „schräge“ Lastaufbringung Berechnungen mit Druckverläufen von jeweils 1 MPa Maximalwert und unterschiedlichen Peakbreiten durchgeführt. Ausgewählte Ergebnisse sind in Abb. 3.5-7 bis Abb. 3.5-15 dargestellt. Abb. 3.5-7 zeigt zunächst eine Gesamtansicht des Sicherheitsbehälters mit Verformung und Vergleichsspannung für den Fall mit 32 ms Peakbreite. Abb. 3.5-8 bis Abb. 3.5-15 stellen ausgewählte Zeitverläufe für Verschiebungen und Vergleichsspannungen dar.

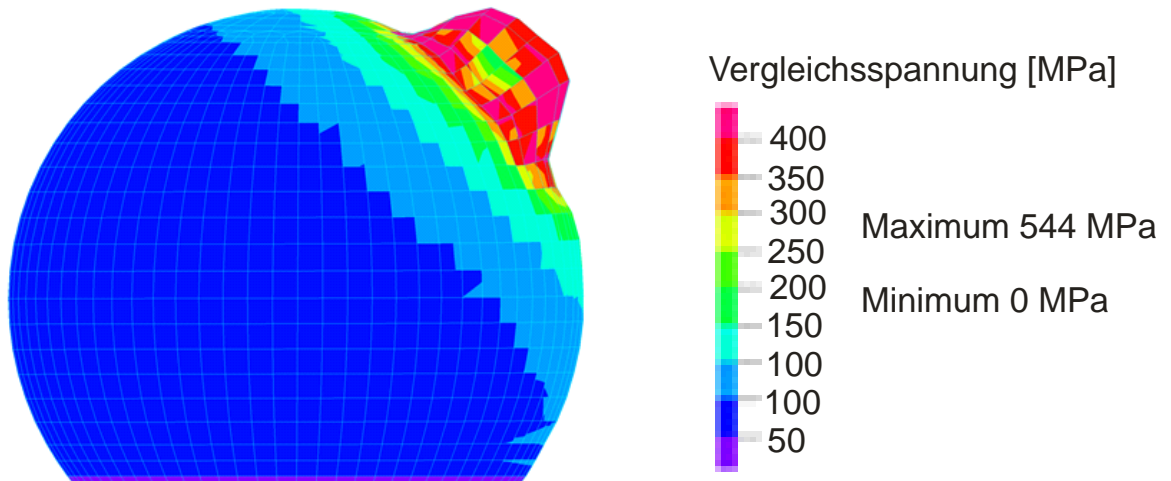


Abb. 3.5-7 Vergleichsspannung und Verformung zum Zeitpunkt 0.019 s für den 32 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m², Verformungsfaktor 50

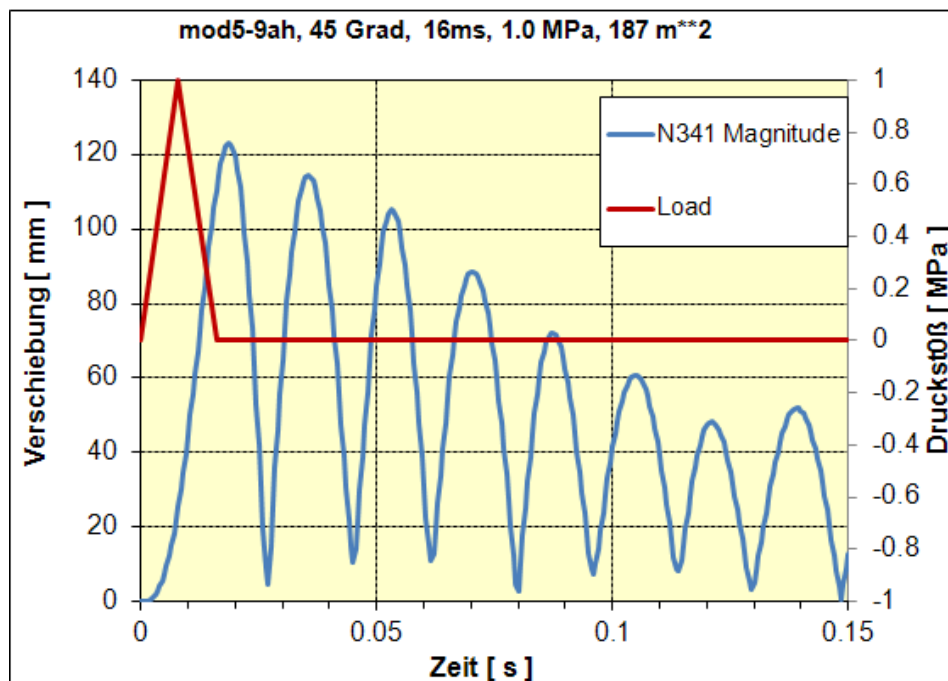


Abb. 3.5-8 Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den 16 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

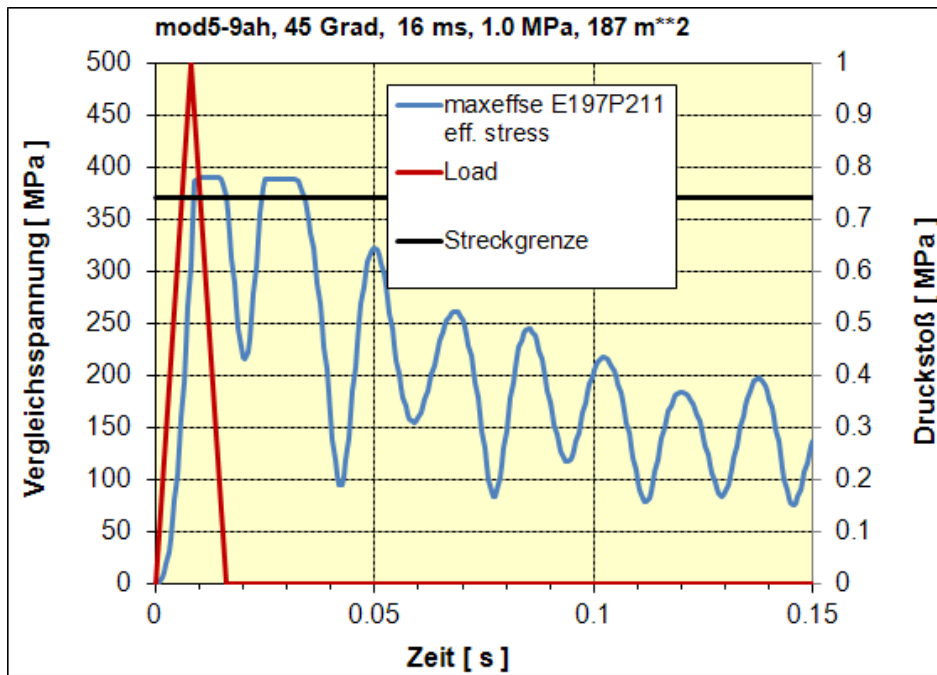


Abb. 3.5-9 Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 16 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

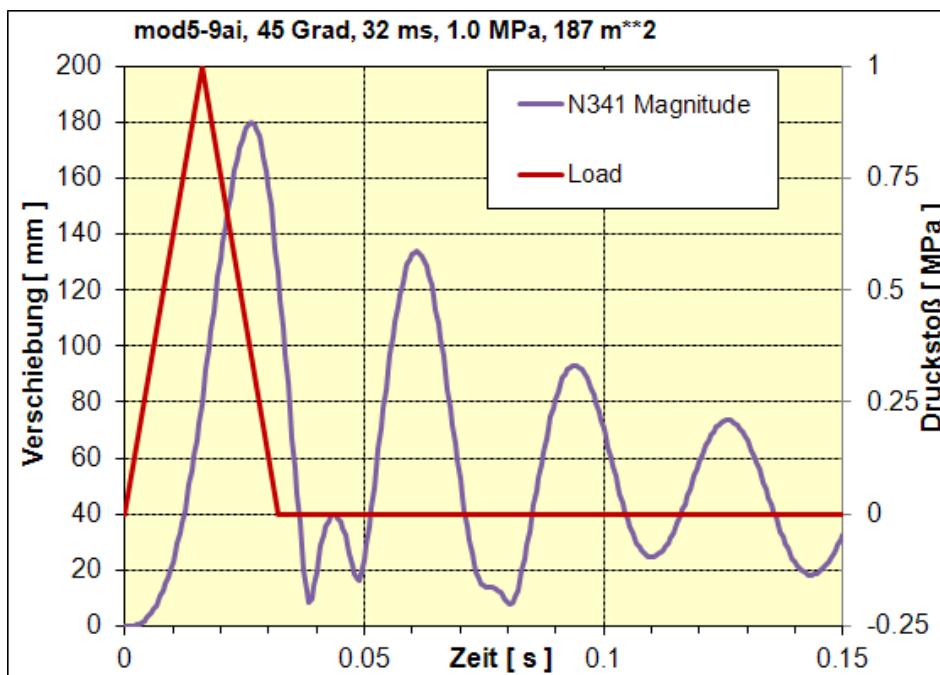


Abb. 3.5-10 Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den 32 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

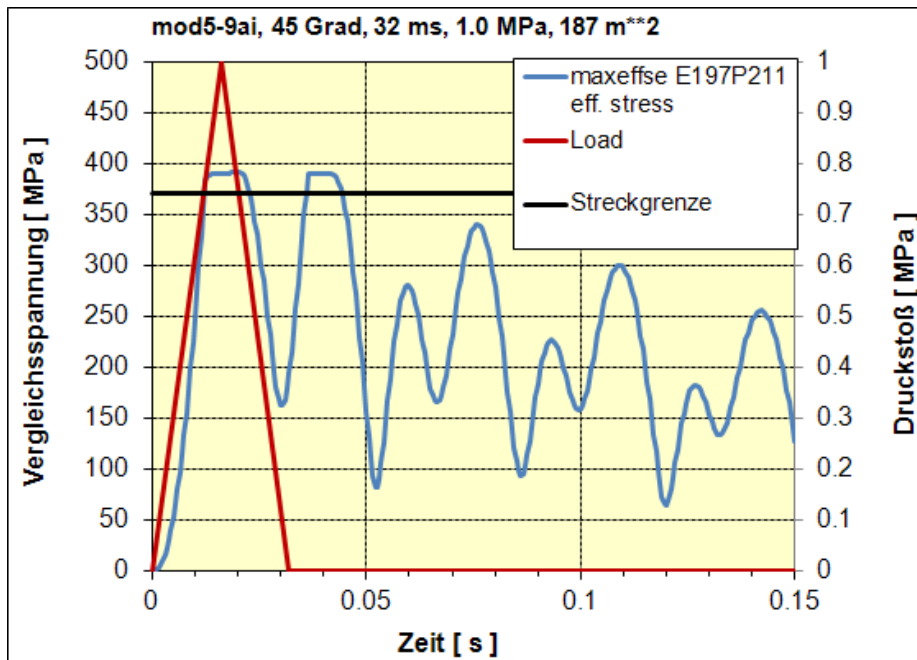


Abb. 3.5-11 Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 32 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

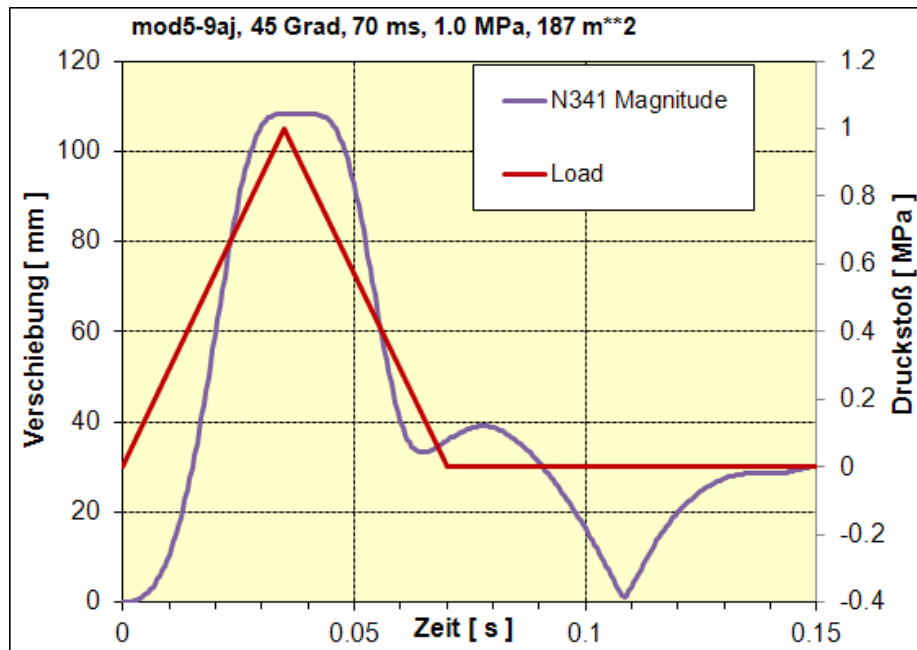


Abb. 3.5-12 Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den 70 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

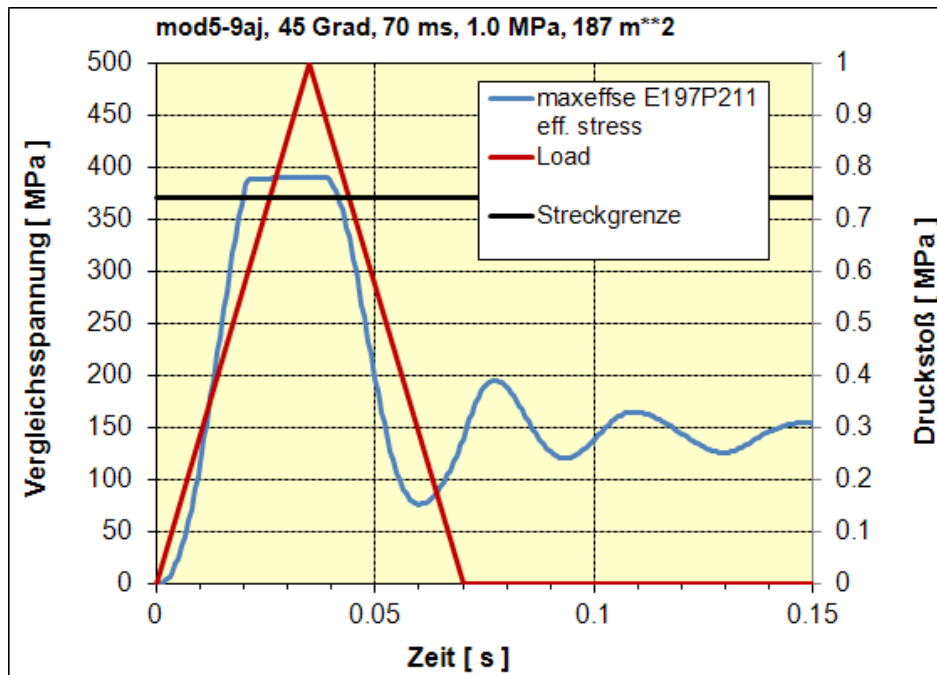


Abb. 3.5-13 Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 70 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

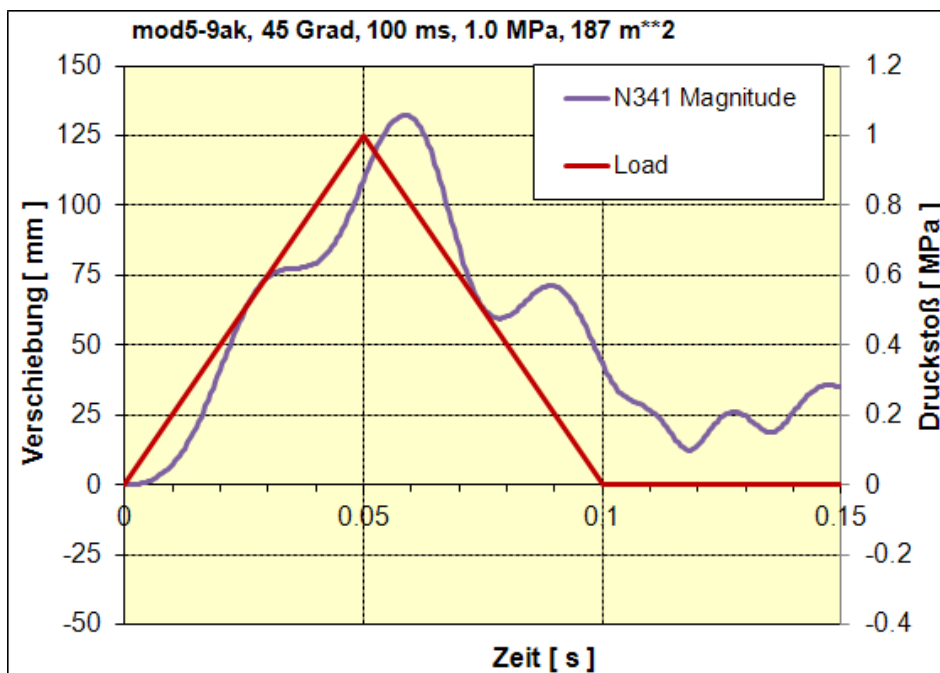


Abb. 3.5-14 Zeitverlauf für die radiale Verschiebung (Absolutbetrag) im Mittelpunkt der Lastfläche für den 100 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

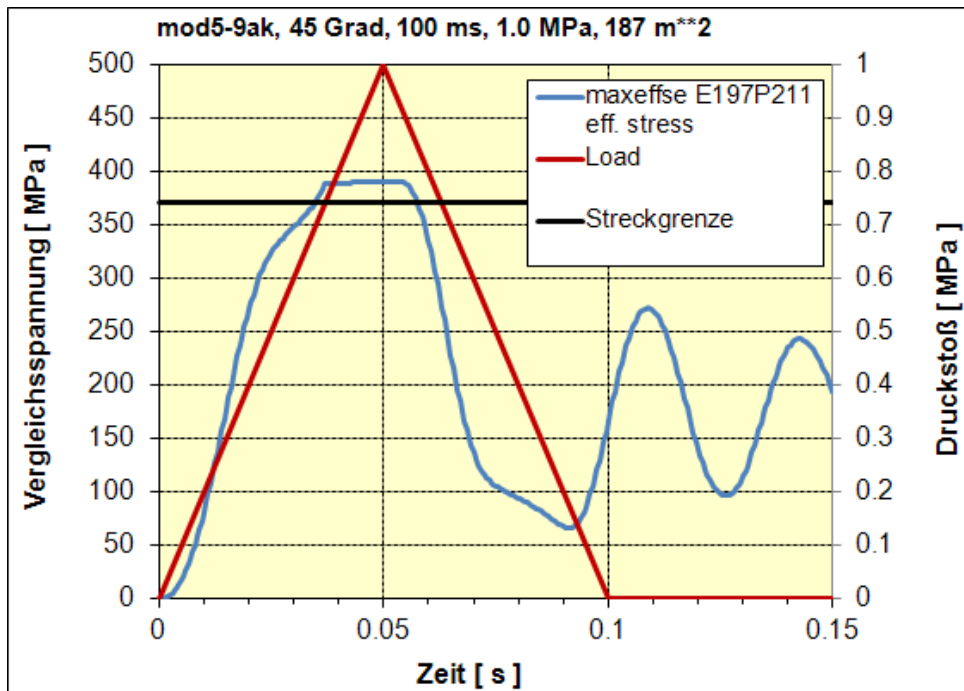


Abb. 3.5-15 Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 100 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

3.5.2 Resultate für „horizontale“ Last (90°)

Für die waagrechte Lastaufbringung wurden lediglich Berechnungen mit Druckverläufen von jeweils 1 MPa Maximalwert und unterschiedlichen Peakbreiten durchgeführt. Ausgewählte Ergebnisse sind in Abb. 3.5-16 bis Abb. 3.5-24 dargestellt. Abb. 3.5-16 zeigt zunächst eine Gesamtansicht des Sicherheitsbehälters mit Verformung (Faktor 20) und Vergleichsspannung für den Fall mit 32 ms Peakbreite zum Zeitpunkt 25 ms.

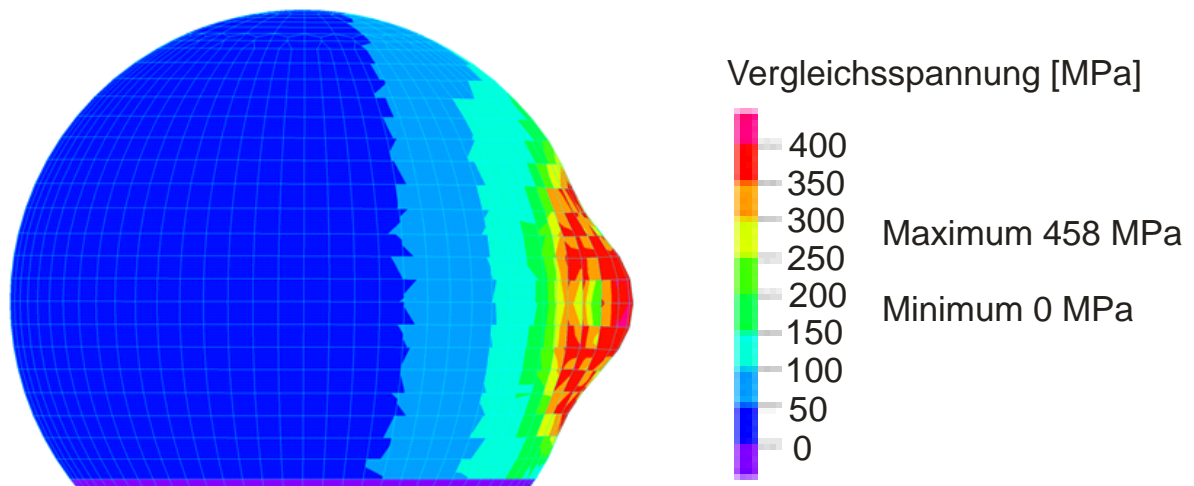


Abb. 3.5-16 Vergleichsspannung und Verformung zum Zeitpunkt 0.025 s für den 32 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m², Verformungsfaktor 20

Abb. 3.5-17 bis Abb. 3.5-24 stellen ausgewählte Zeitverläufe für Verschiebungen und Vergleichsspannungen dar.

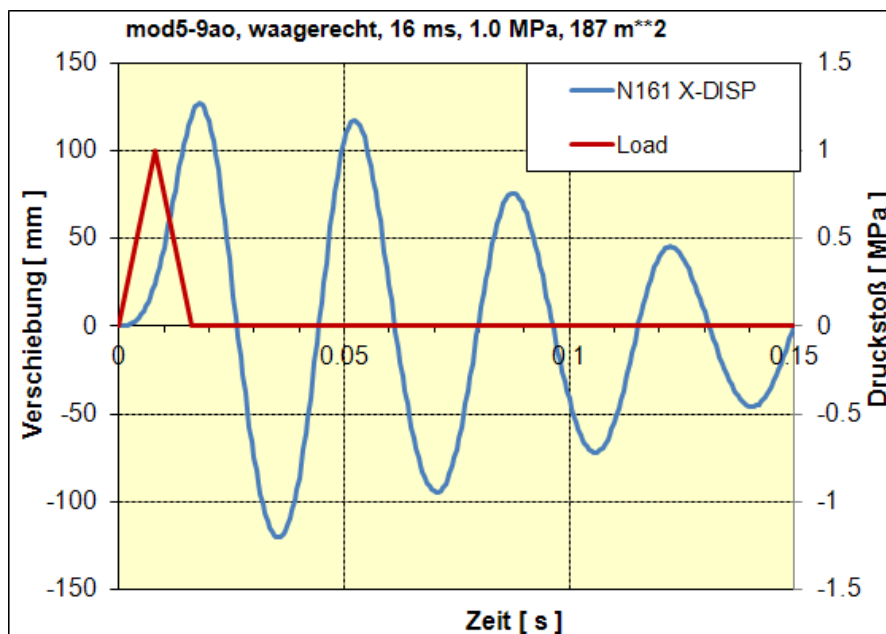


Abb. 3.5-17 Zeitverlauf für radiale Verschiebung im Mittelpunkt der Lastfläche für den 16 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

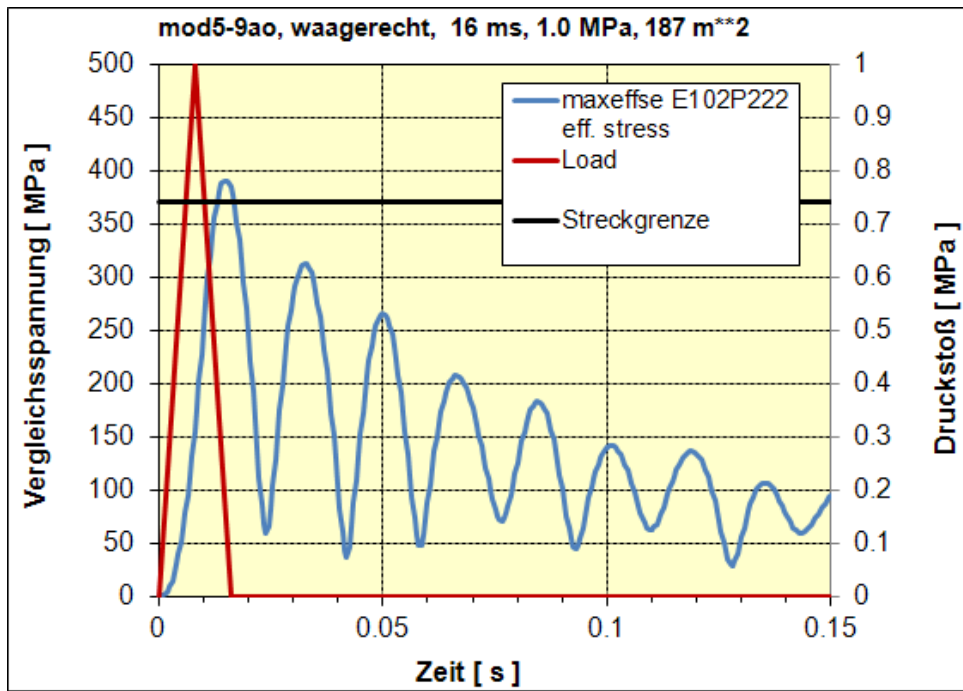


Abb. 3.5-18 Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 16 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

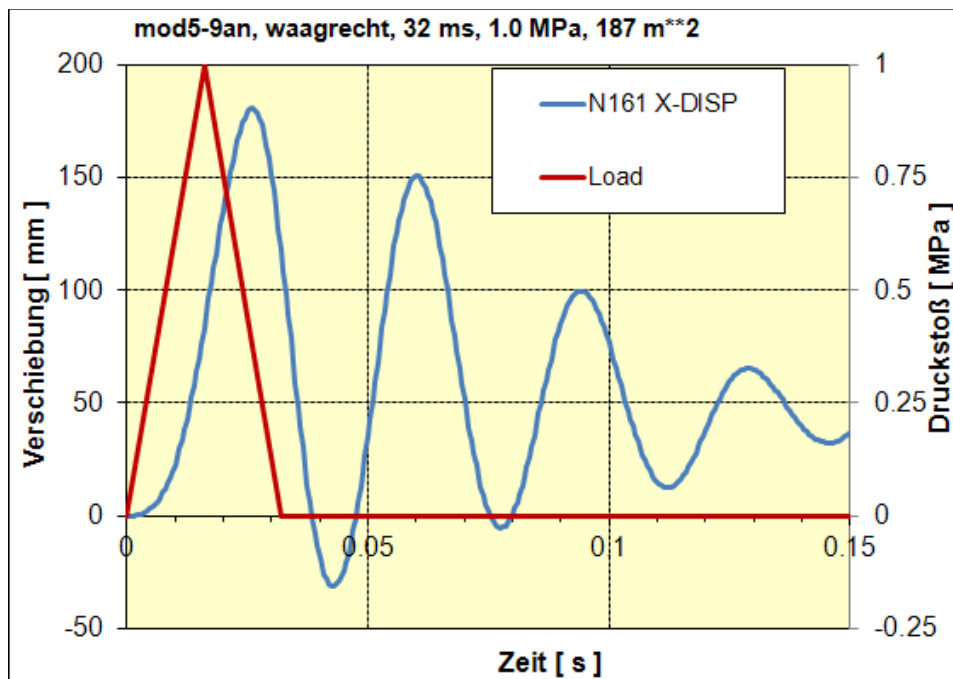


Abb. 3.5-19 Zeitverlauf für die radiale Verschiebung im Mittelpunkt der Lastfläche für den 32 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

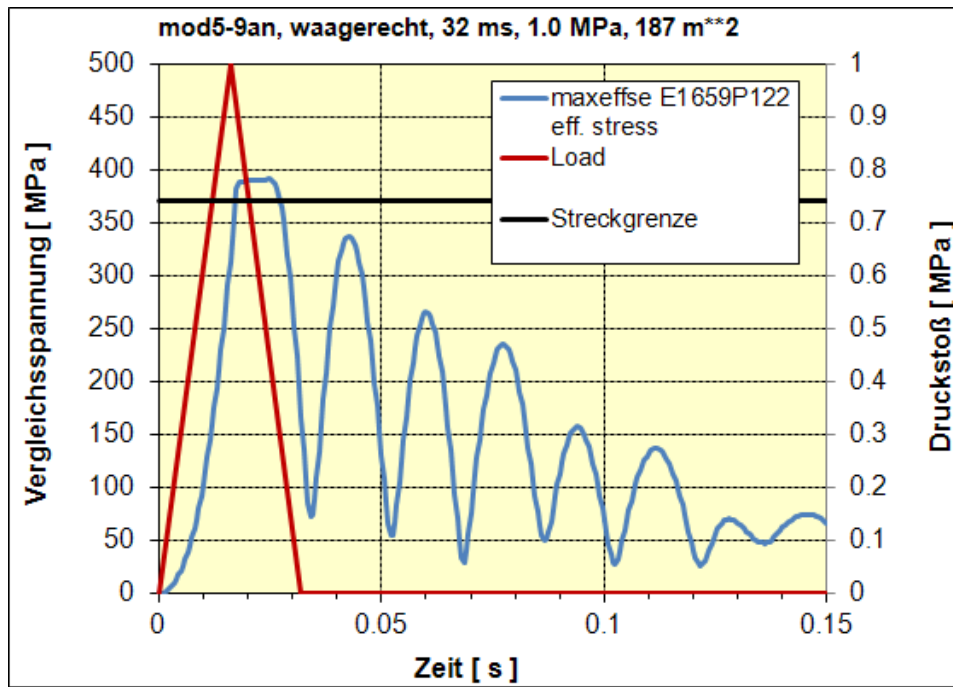


Abb. 3.5-20 Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 32 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

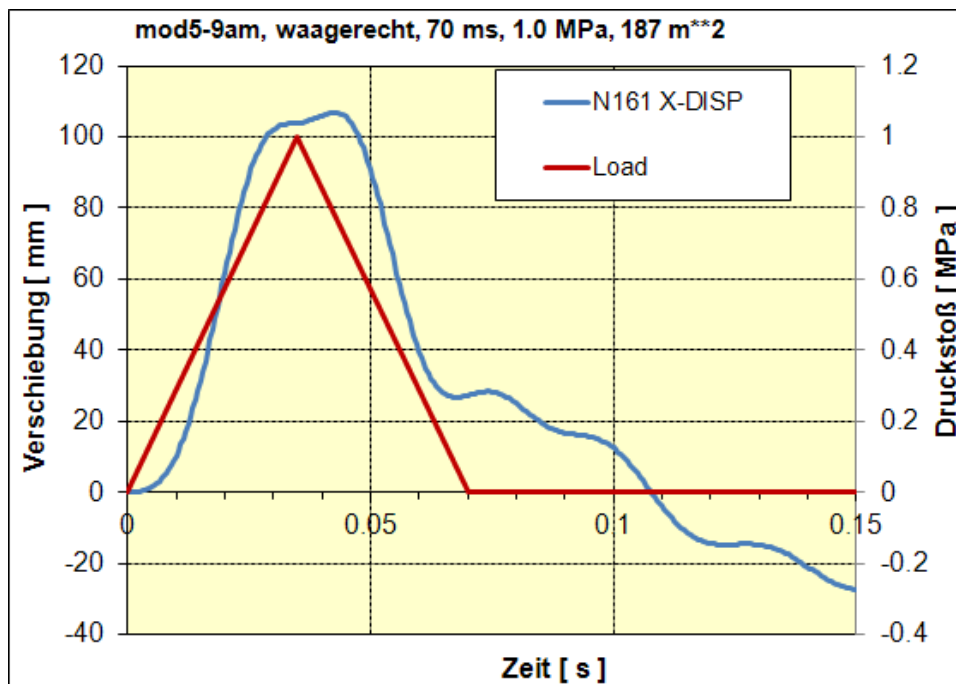


Abb. 3.5-21 Zeitverlauf für die radiale Verschiebung im Mittelpunkt der Lastfläche für den 70 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

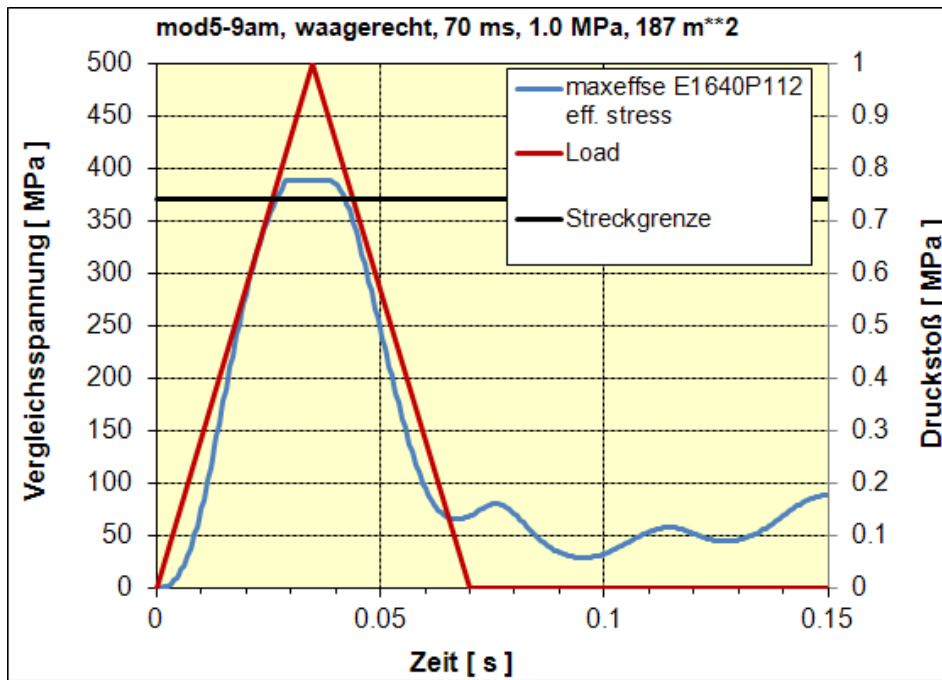


Abb. 3.5-22 Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 70 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

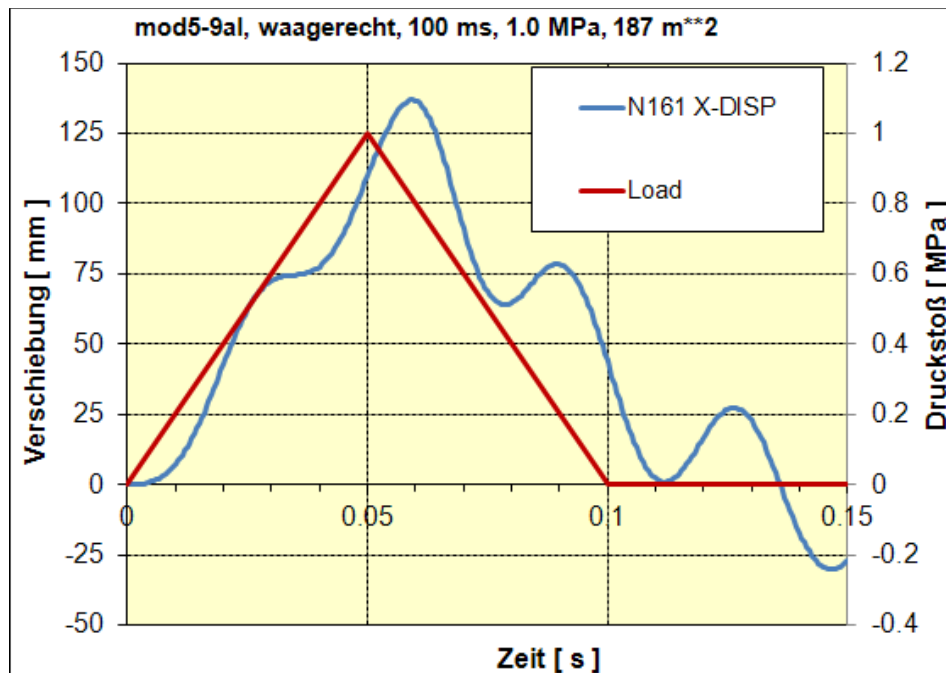


Abb. 3.5-23 Zeitverlauf für die radiale Verschiebung im Mittelpunkt der Lastfläche für den 100 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

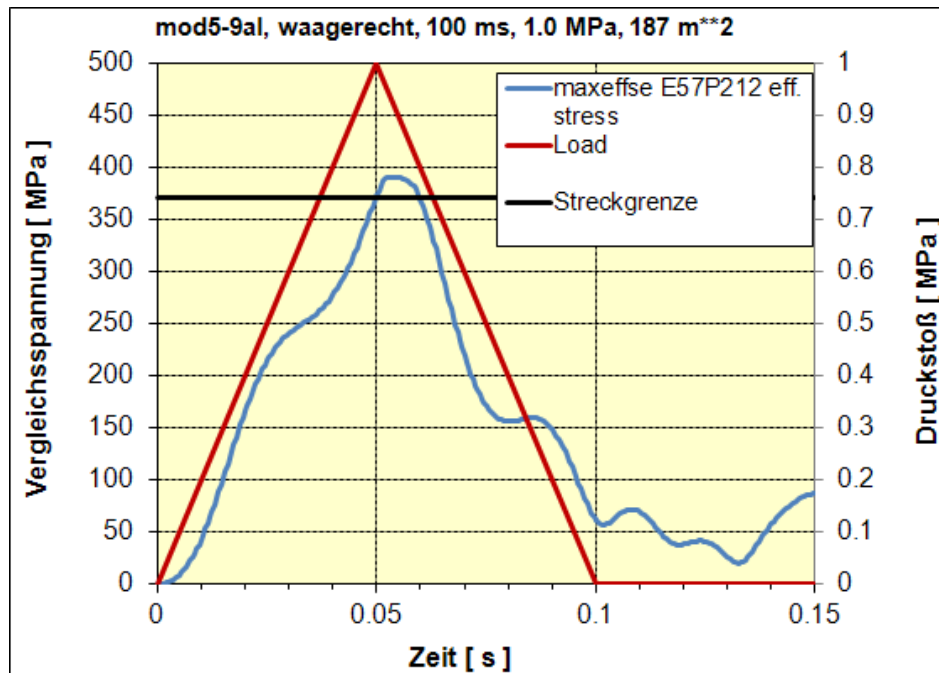


Abb. 3.5-24 Zeitverlauf für die Vergleichsspannung im Punkt mit dem maximalen Wert für den 100 ms breiten Druckpeak mit 1.0 MPa Druckmaximum bei einer Beanspruchungsfläche von 187 m²

3.5.3 Zusammenfassung der Rechnungen mit unsymmetrischer Belastung

Die untersuchten Varianten der Belastungslage beim 3D-Modell werden von dem dynamischen Verhalten der druckbeaufschlagten Fläche bestimmt und zeigen daher gegenüber den Analysen mit symmetrischer Belastung keine wesentlichen Änderungen. Für die Lastfälle mit Druckpeaks bis 0.4 MPa Maximalwert ohne Temperaturpeak ergeben sich maximale Vergleichsspannungen unterhalb der Streckgrenze, d.h. das dynamische Verhalten des Sicherheitsbehälters bleibt linear elastisch. Für die Fälle mit Druckpeaks bis 1.0 MPa Maximalwert ergeben sich maximale Vergleichsspannungen, die die Streckgrenze geringfügig überschreiten. Die ausgewiesenen plastischen Dehnungen bleiben in allen Fällen unter 1 %, d.h. ein Versagen des Sicherheitsbehälters ist nicht zu erwarten.

4 Quantifizierung von Sicherheitsmargen gegenüber Versagen des Sicherheitsbehälters

4.1 Bewertungsmethoden

Zur Quantifizierung von Sicherheitsmargen gegenüber Versagen des Sicherheitsbehälters werden zum einen die aus Abb. 2.2-3 und Abb. 2.2-4 ersichtlichen temperaturabhängigen Werte der Gleichmaßdehnung ε_g herangezogen. Um Versagen auszuschließen, müssen die berechneten Vergleichsdehnungen die Bedingung (z.B. nach /FLA 95/ oder /JU 84/)

$$\varepsilon_v < \frac{\varepsilon_g}{TF}$$

erfüllen. TF ist dabei der Spannungsmehrachsigkeitsfaktor, der nach folgender Formel berechnet wird:

$$TF = \frac{\sigma_{xx} + \sigma_{yy} + \sigma_{zz}}{\sigma_v}$$

σ_v ist die Vergleichsspannung nach von Mises.

Um auch Einflüsse durch Schweißnähte, eventuell vorhandene Risse und Wanddickenänderungen vereinfacht zu berücksichtigen kann obige Formel erweitert werden zu:

$$\varepsilon_v < \frac{\varepsilon_g}{TF} \cdot f_1 \cdot f_2 \cdot f_3$$

Die Faktoren sind dann geeignet festzulegen.

Die dargestellte Vorgehensweise wurde in der GRS bereits mehrfach eingesetzt, z.B. in der Risikostudie Phase B /GRS 90/ oder in Untersuchungen zur Grenztragfähigkeit in /GRE 88/, /GRE 01/ und /ARN 11/.

Daneben gibt es noch die Möglichkeit, die Bewertung bezüglich Versagen der Komponente mittels der berechneten Spannungen gemäß der folgenden Beziehung vorzunehmen:

$$\sigma_v < \sigma_f$$

Die Fließspannung σ_f wird dabei temperaturabhängig aus $R_{p0,2}$ und R_m bestimmt:

$$\sigma_f = \frac{1}{2} (R_{p0,2} + R_m)$$

Diese Vorgehensweise wird durch experimentelle Resultate z.B. nach /BAT 87/ gestützt.

Für beide Bewertungsmethoden wird im Folgenden ein Anwendungsbeispiel mit Hilfe der Ergebnisse von Analysen mit rotationssymmetrischen Modellen (siehe Abschnitt 3.3) beschrieben.

4.2 Bewertung nach dem Dehnungskriterium

Hierfür wird die Analyse mit dem rotationssymmetrischen Modell ohne Temperaturpeak und mit dem längeren Druckpeak sowie dem Maximaldruck 1 MPa verwendet (vergl. Abschnitt 3.3.1 und Abb. 3.3-5 bis Abb. 3.3-8).

Ausgewertet wird hier exemplarisch derjenige Integrationspunkt, an dem in dem untersuchten Zeitbereich der Maximalwert der akkumulierten plastischen Vergleichsdehnung auftritt. Dieses in ADINA direkt verfügbare Ergebnis kann anstelle der Vergleichsdehnung verwendet werden, da es bis auf elastische Anteile mit der Vergleichsdehnung übereinstimmt.

Abb. 4.2-1 zeigt die Lage und Größe des Maximums zurzeit 0.6 s sowie einen vergrößerten Ausschnitt an der Position des Maximums.

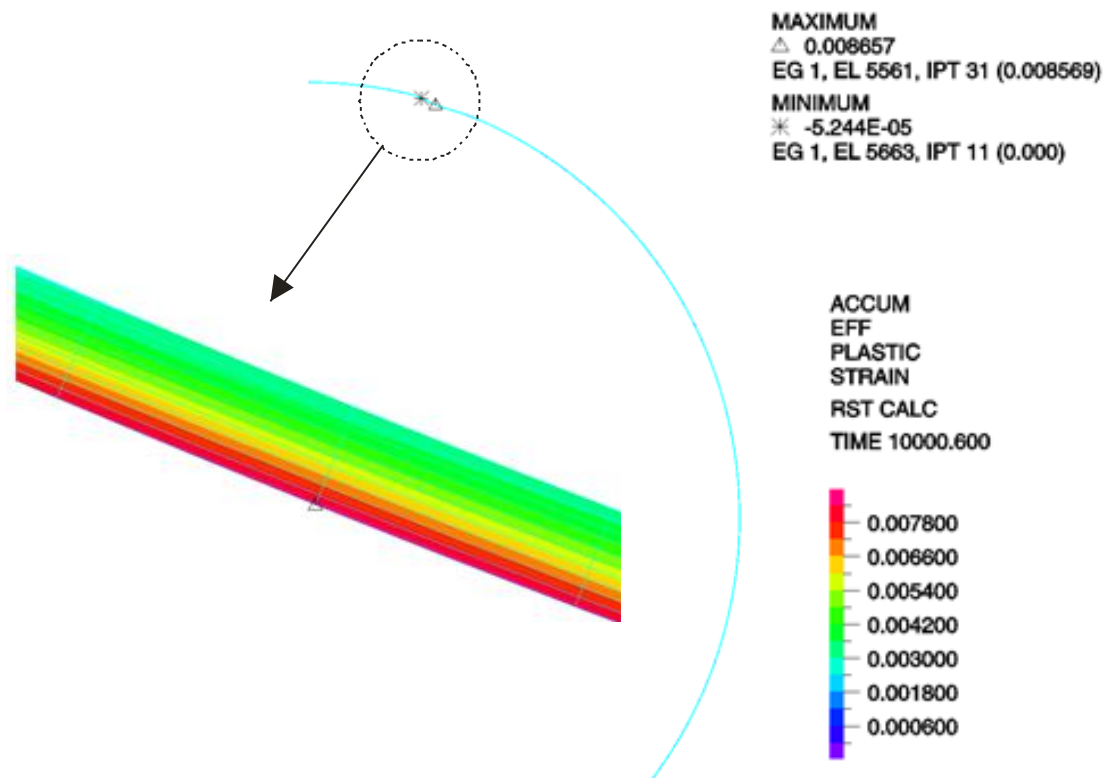


Abb. 4.2-1 Lage des Maximalwerts der akkumulierten plastischen Vergleichsdehnung zurzeit 0.6 s

Neben der Vergleichsdehnung wird am gleichen Integrationspunkt auch die Spannungsmehrachsigkeit gemäß der Formel in Abschnitt 4.1 berechnet. Abb. 4.2-2 zeigt das Ergebnis der Auswertung. Die Kurve Gleichmaßdehnung durch Spannungsmehrachsigkeit liegt im Bereich des Minimums etwa um den Faktor 2,8 über der maximalen Vergleichsdehnung.

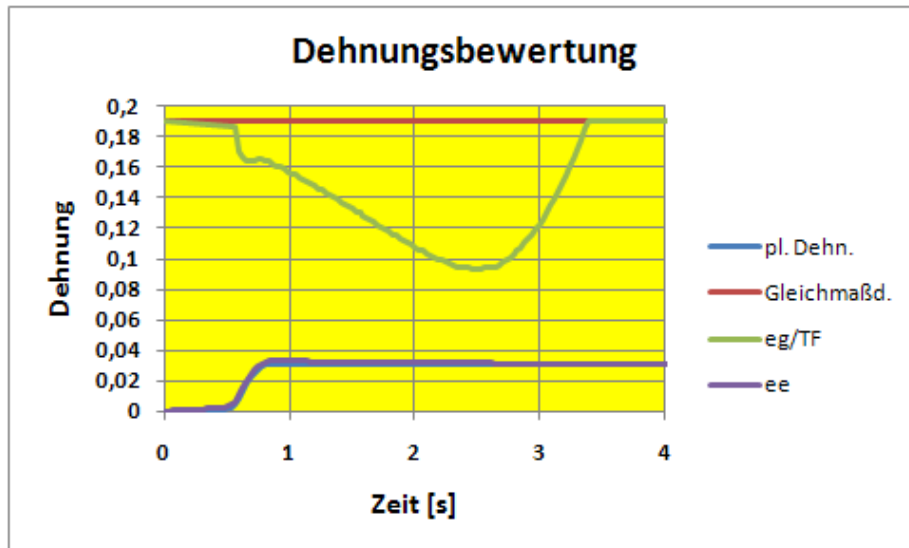


Abb. 4.2-2 Vergleich der akkumulierten plastischen Vergleichsdehnung mit der Gleichmaßdehnung geteilt durch die Spannungsmehrsichtigkeit für Analyse mit längerem Druckpeak und 1 MPa Maximaldruck

Neben der akkumulierten plastischen Dehnung ist in Abb. 4.2-2 auch die exakt berechnete Vergleichsdehnung „ee“ dargestellt, die wie der Ausschnitt in Abb. 4.2-3 zeigt nur geringfügig von der plastischen Dehnung abweicht.

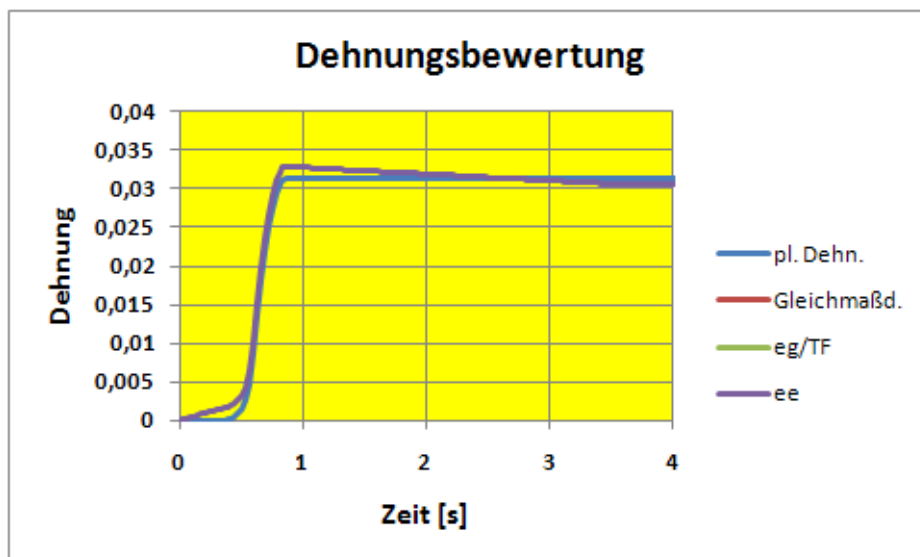


Abb. 4.2-3 Ausschnitt aus Abb. 4.2-2

4.3 Bewertung nach dem Spannungskriterium

Hierfür wurde exemplarisch eine Analyse mit dem rotationssymmetrischen Modell mit Temperaturbelastung und der längeren Peakbreite (Maximaldruck 0.4 MPa) betrachtet (vergleiche Abschnitt 3.3.2, Abb. 3.3-14 und Abb. 3.3-15).

Für die Bewertung nach dem Spannungskriterium werden hier drei Integrationspunkte (P1, P2 und P3, siehe Abb. 4.3-1) an der Innenoberfläche auf der druckbeaufschlagten Fläche ausgewählt, wobei P2 und P3 während des Belastungspeaks eine hohe Temperaturbelastung erfahren (siehe Abb. 4.3-2). Für diesen Zeitraum verringert sich die lokale Fließspannung an den beiden Punkten gemäß Abschnitt 2.2 deutlich. Am Punkt P1 wird in den ersten 2 s die höchste Vergleichsspannung erreicht (siehe Abb. 4.3-3).

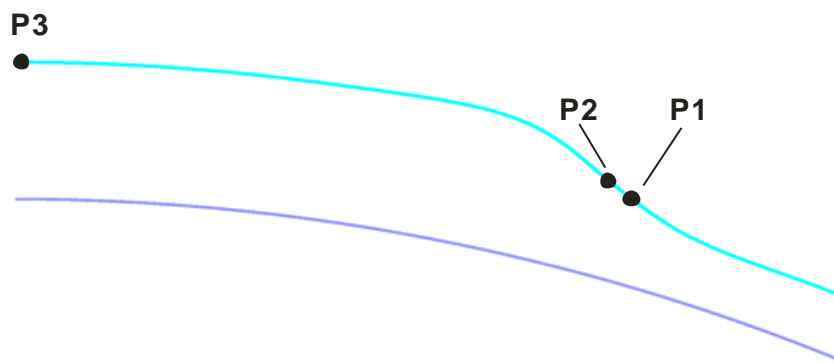


Abb. 4.3-1 Lage der Auswertepunkte im Modell (P1: Punkt mit höchster Vergleichsspannung in den ersten 2 s, P2: Punkt mit höchster Temperatur, P3: Vergleichspunkt)

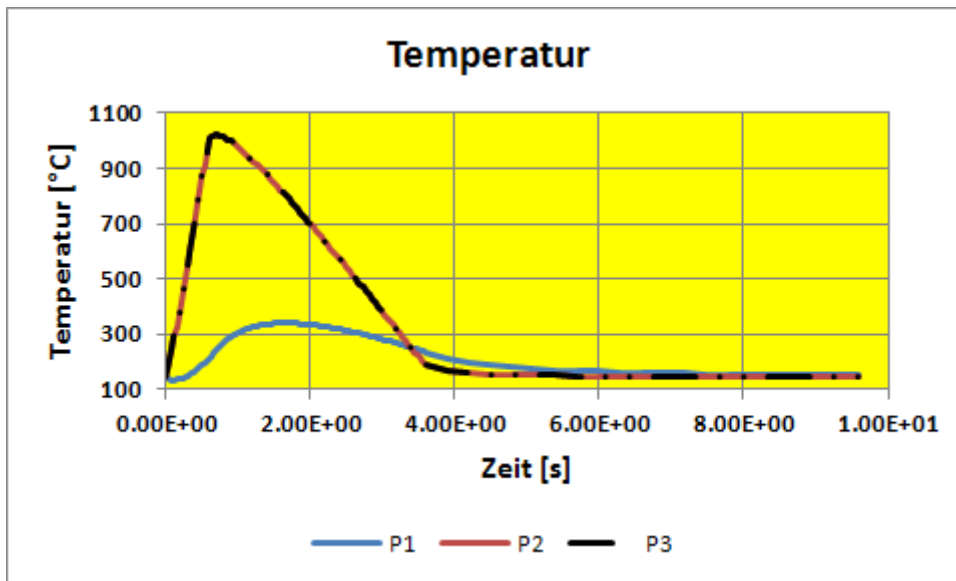


Abb. 4.3-2 Berechnete Temperaturen für die 3 Integrationspunkte (Lage siehe Abb. 4.3-1) für die Analyse mit längerem Belastungspeak

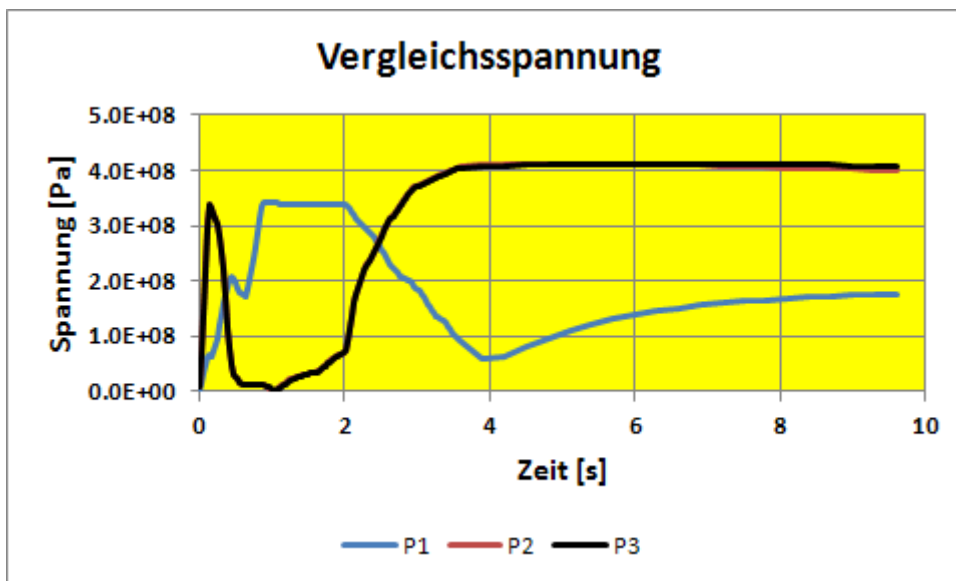


Abb. 4.3-3 Berechnete Vergleichsspannungen für die 3 Integrationspunkte (Lage siehe Abb. 4.3-1) für die Analyse mit längerem Belastungspeak

Da die Temperatur- und Vergleichsspannungsverläufe für die Punkte P2 und P3 nahezu deckungsgleich sind, wird von diesen Punkten lediglich der Punkt P3 zur weiteren Bewertung herangezogen. Abb. 4.3-4 und Abb. 4.3-5 zeigen für die Punkte P1 und P3 jeweils die zeitlichen Verläufe der lokalen Vergleichsspannung und der, aus der Temperaturabhängigkeit abgeleiteten, lokalen Fließspannung sowie der lokalen Temperatur.

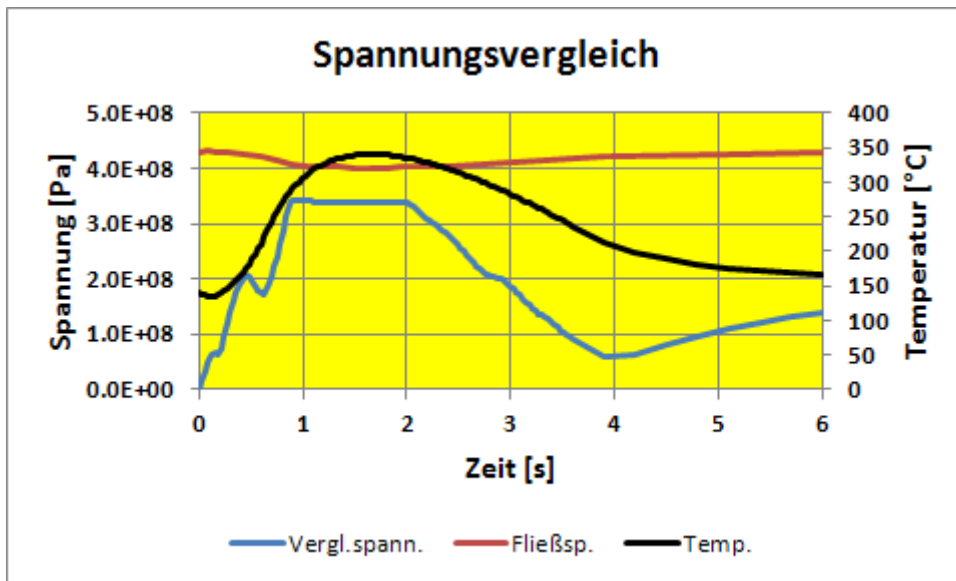


Abb. 4.3-4 Berechnete Vergleichsspannung für den Integrationspunkt P1 (Lage siehe Abb. 4.3-1) im Vergleich mit der Fließspannung und der zugeordneten Temperatur für die Analyse mit längerem Belastungspeak

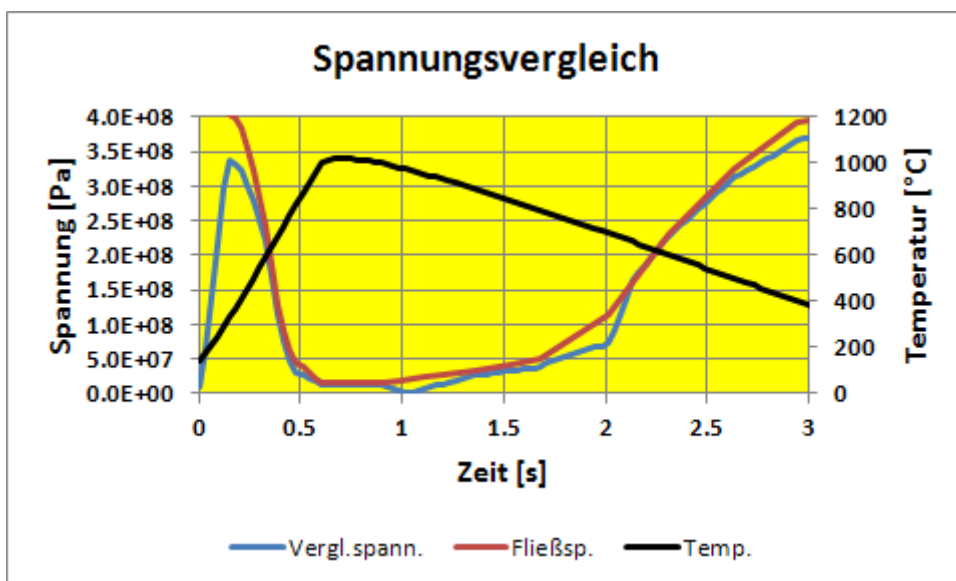


Abb. 4.3-5 Berechnete Vergleichsspannung für den Integrationspunkt P3 (Lage siehe Abb. 4.3-1) im Vergleich mit der Fließspannung und der zugeordneten Temperatur für die Analyse mit längerem Belastungspeak

Für den Punkt P1 (siehe Abb. 4.3-4) liegt die berechnete Vergleichsspannung während der gesamten Berechnungszeit unterhalb der lokalen Fließspannung, wobei der Abstand im Zeitbereich von etwa 1 s bis 2 s am kleinsten ist. Die berechneten Vergleichsspannungen im Auswertepunkt P3 erreichen nach etwa 0.4 s die Fließspannung bei

etwa 700°C, d.h. im betrachteten Integrationspunkt kann ein lokales Versagen des Containments nicht ausgeschlossen werden.

5 Zusammenfassung

Zur Einschätzung des strukturdynamischen Verhaltens des Sicherheitsbehälters einer Konvoi-Anlage bei unterstellten Beanspruchungen durch Wasserstoffverbrennungen und –detonationen wurden rotationssymmetrische und dreidimensionale Finite-Element-Modelle des Sicherheitsbehälters entwickelt und entsprechende Materialdaten, insbesondere temperaturabhängige Spannungs-Dehnungskurven bereitgestellt.

Charakteristische Lastannahmen, die eine H₂-Detonation bzw. eine H₂-Verbrennung beschreiben, wurden aus verfügbaren Versuchsergebnissen als peakförmige Druck- und Temperaturverläufe festgelegt. Weiterhin wurden Annahmen zur druck- und temperaturbeaufschlagten Fläche des Sicherheitsbehälters aus, im Rahmen des Vorhabens durchgeführten, thermohydraulischen Berechnungen der GRS zur Wasserstoffkonzentration abgeleitet /BAN 12/.

Die strukturdynamischen elastoplastischen Berechnungen wurden mit dem für derartige Fragestellungen erprobten Finite Elemente Rechenprogrammsystem ADINA durchgeführt.

Mit den rotationssymmetrischen Modellen wurden im Wesentlichen Berechnungen unter Verwendung der festgelegten Druck- und Temperaturtransienten und mit den dreidimensionalen Modellen Variationen der Druckbelastung ohne Temperatureinfluss, insbesondere bezüglich der Impulsdauer und des Maximaldruckes, durchgeführt. Die Belastungen wurden im oberen Bereich des Behälters einerseits symmetrisch andererseits auch unsymmetrisch zur Mittelachse aufgebracht.

Bei den kurzzeitigen peakartigen Druckbelastungsvarianten (Anstiegszeit 10 ms bis zur Maximallast 0.4 MPa) ohne Temperatureinfluss ergaben sich Schwingungen des lastbeaufschlagten Teils des Behälters mit einer Schwingungsdauer, die im Bereich des vierfachen der Anstiegszeit bis zur Maximallast liegen. Dabei bleiben die berechneten Vergleichsspannungen im elastischen Bereich und erreichen maximal etwa 87 % der Streckgrenze.

Bei den peakartigen Druckbelastungen mit längerer Impulsdauer (Anstiegszeit 600 ms bis zur Maximallast 0.4 MPa) aber ohne Temperatureinfluss verhält sich der Sicherheitsbehälter nahezu quasistatisch, wobei die maximalen Vergleichsspannungen im elastischen Bereich bleiben und etwa 67 % der Streckgrenze erreichen.

Bei den peakartigen Druckbelastungen mit 1 MPa Maximaldruck werden bei Variation der Impulsbreite im Bereich 16 – 100 ms maximal 0.5 % plastische Dehnung für die Impulsbreite 32 ms erreicht. Bei weiterer Steigerung des maximalen Drucks und damit zunehmender plastischer Dehnung sind dynamischen Rechnungen zu Druckpeaks mit großen Impulsdauern (≥ 100 ms) bzw. die quasistatische Rechnung abdeckend und führen bei 2 MPa Maximaldruck zu maximal etwa 7 % plastischen Dehnungen.

Bei elastoplastischen Berechnungen zu Lastfällen mit Temperaturbelastung ist zu beachten, dass der kritischste Bereich nicht der mit den höchsten Spannungen ist, sondern der, der den geringsten Abstand zur temperaturabhängigen Materialkenngröße des Bewertungskriteriums hat. Die beispielhafte Bewertung der Analyse mit überlagerter Temperatur und Druck für den längeren Peak (Anstiegszeit 600 ms bis zur Maximallast 0.4 MPa) ergibt nach dem Spannungskriterium, dass eine lokale Schädigung (an der Innenoberfläche der Stahlschale) an den Stellen mit hoher Temperatur (d.h. größer ca. 700 °C) nicht ausgeschlossen werden kann. Für Aussagen bezüglich Ausschluss eines lokalen Versagens in Form einer Leckage an solchen Stellen sind zusätzlich ggf. bruchmechanische Untersuchungen erforderlich.

Die im Rahmen des Vorhabens durchgeführten und separat dokumentierten thermohydraulischen Berechnungen mit COCOSYS mit H₂-Verbrennung /BAN 12/ ergeben Lastannahmen für strukturmechanische Untersuchungen, die durch die in diesem Bericht beschriebenen Berechnungen, insbesondere zu der längeren Impulsdauer abgedeckt sind. Demnach werden für diese Lastannahmen mit den hier betrachteten Analysemodellen nur Spannungen im elastischen Bereich erwartet.

Die im Rahmen des Vorhabens durchgeführten und in /BAN 12/ beschriebenen thermohydraulischen Berechnungen mit COCOSYS mit H₂-Verbrennung ergeben bei diesen lokalen H₂-Verbrennungsvorgängen kurzzeitige Druckanstiege, die unterhalb ~0,5 bar liegen. Die dafür benötigte Zeit liegt zwischen 15 s (ND-Fall Zündung 8 Vol.% H₂, Druckanstieg ~0,25 bar), 30 s (MBL-Fall, Zündung bei 10 Vol.% H₂, Druckanstieg ~0,5 bar) und 80 s (ND-Fall „worst-case Szenario“, Druckanstieg ~0,42 bar). Für diese Lastannahmen wurden keine detaillierten strukturmechanischen Untersuchungen durchgeführt, da sie insbesondere durch die Untersuchungen zu dem langen Peak mit einer Impulsbreite von 3,6 s) mit maximaler Druckdifferenz von 0.4 MPa abgedeckt sind, d.h. mit den hier betrachteten Analysemodellen würden sich dabei nur Spannungen im elastischen Bereich ergeben.

Insgesamt wurde im Rahmen des Vorhabens eine Analysemethodik bereitgestellt und erprobt, die für die Bewertung von Lastannahmen zur H₂-Verbrennung bzw. – Detonation geeignet ist.

6 Literatur

- /ADI 09/ ADINA User Interface, Version 8.6, 2009 with ADINA – A Finite Element Program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis, ADINA-T – for the heat transfer of solids, ADINA-IN/-Plot – for pre- and postprocessing
- /ARN 11/ Arndt, J., Sievers, J.: “Failure assessment methodology for piping under high temperature and pressure due to creep and plastification”, 21st International Conference on Structure Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 21), Div II: paper 127, New Delhi, November 2011
- /BAN 10/ Band, S.: Persönliche Mitteilung, Februar 2010
- /BAN 12/ Band, S., S. Schwarz, M. Sonnenkalb: Nachweis der Wirksamkeit von H₂-Rekombinatoren auf der Basis ergänzender analytischer Untersuchungen mit COCOSYS für die Referenzanlage GKN-2, GRS-A-3652, März 2012
- /BAT 87/ Battelle Columbus: Degraded piping program – Phase II. 6th Program Report, 1987
- /DIN 04/ DIN EN 1992-1-2: Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken – Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall; Deutsche Fassung EN 1992-1-2:2004
- /EIS 10/ Eisert, P.: Materialmodell für Stahl 15 MnNi 6 3. GRS, Technische Notiz, 2010
- /EPR 10/ Technical Foundation of Reactor Safety – Knowledge Base for Resolving Severe Accident Issues, EPRI, Final Report, 2010
- /FLA 95/ Flanders, H.E.: Strain limit criteria to predict failure. Report WSRC-MS-95-0402, Westinghouse Savannah River Company, 1995
- /GRE 01/ Grebner, H., Eisert, P., Sievers, J.: Grenzbelastbarkeit einer DWR-Kühlkreislaufschleife bei einem Kernschmelzszenario mit hoher Temperatur und hohem Druck. GRS-A-2912, 2001

- /GRE 88/ Grebner, H., Diekmann, P., Höfler, A.: FE-Analyse zur Untersuchung der Grenztragfähigkeit eines Rohrbogens im System TH 50 Z 01, Biblis A. GRS, Technische Notiz, 1988
- /GRS 09/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH: 3609R01375, Anforderungen an den Nachweis der Wirksamkeit von H₂-Rekombinatoren auf der Basis ergänzender analytischer Untersuchungen. AG-Nr. 2988, 11.11.2009, Rev. 1
- /GRS 90/ Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH
Deutsche Risikostudie Kernkraftwerke Phase B,
Verlag TÜV Rheinland, 1990
- /HÖF 01/ Höfler, A.: Einschätzungen zum Grenztragverhalten des Sicherheitsbehälters einer Konvoi-Anlage. GRS-V-SR 2306-5/2001, 2001
- /HÖF 88/ Höfler, A., Eisert, P.: Verhalten des Sicherheitsbehälters bei auslegungsüberschreitenden statischen und dynamischen Belastungen. GRS-A-1560/1, 1988
- /HÖF 97/ Höfler, A., Gruner, P., Azodi, D., Eisert, P., Beliczey, S.:
Sicherheitsanalytische Untersuchungen zu schweren Störfällen in SWR,
Abschnitt 5: Strukturmechanische Analysen.
GRS-Abschlussbericht des Vorhabens RS 960, GRS-A-2519, Band 2, 1998
- /JU 84/ Ju, F.D., Butler, T.A.: Review of proposed failure criteria for ductile materials. NUREG/CR-3644, 1984
- /KRI 03/ Krieg, R., Dolensky, B., Göller, B., Breitung, W., Redlinger, R., Roysl, P.:
Assessment of the load carrying capacities of a spherical pressurized water reactor steel containment under a postulated hydrogen detonation
Nuclear Technology, Vol. 141, p. 109 - 121, Feb. 2003
- /MPA 05/ Beschreibung des Kurzzeitstandverhaltens bei auslegungsüberschreitenden Temperaturen bis 1200°C auf der Basis von Schädigungsmechanismen, MPA-Stuttgart Abschlussbericht zum Vorhaben Nr. 1501257, September 2005

- /MPA 99/ Ermittlung und Modellierung des Werkstoffverhaltens von Reaktorbaustählen unter mehrachsialer Beanspruchung für den auslegungsüberschreitenden Temperaturbereich von 400°C bis 1000°C, MPA-Stuttgart Abschlussbericht zum Vorhaben Nr. 1501010, Juni 1999
- /MUN 90/ Munz, D.: Allgemeine bruchmechanische Beziehungen und Leck-vor-Bruch-Verhalten. In: Bruchmechanik druckbeanspruchter Bauteile (Hrsg. H. P. Keller), 1990, S. 3-54
- /MUN 90a/ Munz, D., Müller, S.: Bruchmechanische Bewertung von Großbauteilen, dargestellt am Beispiel der Sicherheitshülle eines Druckwasserreaktors. In: Bruchmechanik druckbeanspruchter Bauteile (Hrsg. H. P. Keller), 1990, S. 241-260
- /SCH 01/ Schimpfke, T., Bachmann, P., Sievers, J.: Verformung der RDB-Bodenkalotte und Bestimmung von Versagensort und –zeitpunkt, GRS-A-2932, 2001
- /SCH 07/ Schwinges, B., Eisert, P., Löffler, H., Sievers, J., Sonnenkalb, M., Allelein, H.-J.: Stellungnahme zu Fragen des BMU zur Erhöhung des Risikos eines Sicherheitsbehälterversagens durch Wasserstoffreaktionen infolge der Zündwirkung autokatalytischer Rekombinatoren bei Unfällen. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, Technische Notiz, April 2007
- /SCH 10/ Schramm, B.: Persönliche Mitteilung, März 2010
- /SCH 10a/ Schramm B., Stewering, J., Sonnenkalb, M.: Qualifizierung von CFX für die Simulation der Thermohydraulik im Sicherheitseinschluss, GRS-A-3554, 2010
- /SON 01/ Sonnenkalb, M., et. al.
Bewertung von Maßnahmen des anlageninternen Notfallschutzes zur Schadensbegrenzung für LWR, Abschlussbericht zum Vorhaben SR-2306. GRS-A-2921, September 2001

Verteiler

Druckexemplare:

Bundesministerium für Umwelt, Naturschutz und Reaktorsicherheit

Referat RS I 3 (Herrn Ludwig) 4 x

Bundesamt für Strahlenschutz

Abteilung Z (Herrn Möller) 1 x

Kernkraftwerk Neckarwestheim (GKN-2)

Herrn Schwarz 1 x

Physikerbüro Bremen

Herrn Brettner 1 x

GRS

Bibliothek (hog) 1 x

Autoren

(bnn, grb, siv) je 1 x

Gesamt 11 x

PDF-Version:

Bundesamt für Strahlenschutz

AG-F (Herrn Dr. Volland)

Kernkraftwerk Neckarwestheim (GKN-2)

Herr Ehlkes

GRS

Geschäftsführer (wfp, stj)
Bereichsleiter (erv, paa, prg, rot, stc, ver, zir)
Abteilungsleiter / PL (som)
Projektcontrolling (roo)
Autoren (arn, grb, siv, bas, scz, klh, wff)
TECDO (wev)

**Gesellschaft für Anlagen-
und Reaktorsicherheit
(GRS) mbH**

Schwertnergasse 1
50667 Köln
Telefon +49 221 2068-0
Telefax +49 221 2068-888

Forschungszentrum
85748 Garching b. München
Telefon +49 89 32004-0
Telefax +49 89 32004-300

Kurfürstendamm 200
10719 Berlin
Telefon +49 30 88589-0
Telefax +49 30 88589-111

Theodor-Heuss-Straße 4
38122 Braunschweig
Telefon +49 531 8012-0
Telefax +49 531 8012-200

www.grs.de