

# Analyse und Optimierung von Verbundstützenkonstruktionen bei hochdynamischen Einwirkungen aus Nahdetonationen

Stefan Trometer

Oktober 2014





Technische Universität München  
Ingenieurfacultät Bau Geo Umwelt  
Lehrstuhl für Metallbau

# Analyse und Optimierung von Verbundstützenkonstruktionen bei hochdynamischen Einwirkungen aus Nahdetonationen

Stefan Trometer

Vollständiger Abdruck der von der Ingenieurfacultät Bau Geo Umwelt der Technischen  
Universität München zur Erlangung des akademischen Grades eines

Doktor-Ingenieurs

genehmigten Dissertation.

Vorsitzender: Univ.-Prof. Dr.-Ing. F. Duddeck

Prüfer der Dissertation:

1. Univ.-Prof. Dr.-Ing. M. Mensinger
2. Univ.-Prof. Dr.-Ing. habil. G. H. Müller

Die Dissertation wurde am 11.03.2014 bei der Technischen Universität München eingereicht und durch die Ingenieurfacultät Bau Geo Umwelt am 15.09.2014 angenommen.





# Kurzfassung

Numerische Methoden ermöglichen die Analyse der Bauteilreaktion von Verbundstützenkonstruktionen infolge hochdynamischer Einwirkungen aus Nahdetonationen. Bei Einhaltung spezieller Kriterien zeigen Verbundstützenquerschnitte einen sehr hohen Bauteilwiderstand gegen diese außergewöhnlichen Einwirkungen. Anhand von experimentellen Referenzwerten wird ein allgemeingültiges Verfahren für die Verifizierung der Druckwellensimulation abgeleitet und an einem repräsentativen Beispiel, auch bezüglich der Einflüsse auf die Bauteilreaktion, diskutiert. Durch umfangreiche Sensitivitätsuntersuchungen werden spezielle Einflüsse auf die dynamische Bauteilantwort mit Hilfe realitätsnaher dreidimensionaler Modelle analysiert und Besonderheiten aufgezeigt. Des Weiteren werden Beanspruchungskonzentrationen identifiziert und Versagensmechanismen abgeleitet. Das Potential möglicher Vereinfachungen der Simulation wird benannt und erläutert. Auf Basis der Versagensmechanismen wird erstmals eine statistikbasierte Optimierung von Systemparametern durchgeführt, die zu einer deutlichen Reduktion der Beanspruchungskonzentrationen führt. Neben der allgemeinen Steigerung der Widerstandsfähigkeit gegen Nahdetonationseinwirkungen gelingt es, Versagensmechanismen wie das Schubversagen am Fußpunkt zu vermeiden und gleichzeitig Auflagerreaktionen zu reduzieren.



# Abstract

Numerical methods enable the analysis of the dynamic response of composite column structures under highly dynamic impact from close-range detonations. Within certain criteria composite column cross-sections show a very high resistance against these exceptional shock impacts. A generalized method can be derived from using experimental references for the verification of the pressure wave simulation. It will be discussed with a representative example and in relation to the influences on the response of the structural element. On the basis of comprehensive sensitivity studies special influences on the dynamic response of realistic three-dimensional models are analysed and specific characteristics are shown. Load concentration phenomena are identified and failure criteria are derived from them. In addition, the potential of possible simplifications of the simulation is revealed. For the first time, a statistical optimization of system parameters based on failure criteria is presented. The results show a considerable reduction in load concentration phenomena. Besides the general increase of resistance to impacts from close-range detonations, it is possible to simultaneously avoid failure criteria like the shear failure at the base point and to reduce bearing reactions.



# Vorwort

Während meiner Tätigkeit als wissenschaftlicher Mitarbeiter am Lehrstuhl für Metallbau der Technischen Universität München in den Jahren 2008 bis 2014 gelang es, den Forschungsbereich Explosionsschutz im Bauwesen durch mehrere nationale und internationale Drittmittelprojekte und Stipendien zu etablieren. In diesem Umfeld ist die vorliegende Forschungsarbeit entstanden.

Mein Dank geht an alle, die mich in dieser Zeit wohlwollend begleitet, unterstützt und gefördert haben. Meinem Doktorvater Herrn Prof. Dr.-Ing. Martin Mensinger gilt mein besonderer Dank für die Betreuung der Dissertation und den Erstbericht. Die fachlichen Diskussionen und die wertvollen Anregungen sowie seine uneingeschränkte Unterstützung bei der Umsetzung der Forschungsideen waren eine Bereicherung für meine Arbeit. Außerdem möchte ich mich für die sehr lehrreichen und abwechslungsreichen Jahre am Lehrstuhl, die vielseitigen Einblicke in den Bereich der Forschung, für seine freundschaftliche und offene Art und nicht zuletzt für sein großes Vertrauen in meine Arbeit bedanken.

Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Gerhard Müller möchte ich für die freundliche Übernahme des Zweitberichts danken. Herrn Prof. Dr.-Ing. habil. Fabian Duddeck gilt mein Dank für die Übernahme des Prüfungsvorsitzes. Herzlich bedanken möchte ich mich auch bei meinem Mentor, Prof. Dr.-Ing. Roman Kemmler, den ich während unserer gemeinsamen Zeit im Büro Schlaich Bergermann und Partner kennen und schätzen lernte und dessen Meinung und Expertise mir stets eine große Hilfe waren. Meinen Kollegen möchte ich für die bereichernde gemeinsame Zeit am Lehrstuhl danken.

Zuletzt möchte ich mich auch ganz besonders bei meiner Familie und meinen Freunden für ihre Geduld, Unterstützung und Motivation bedanken. Sie standen mir stets mit Rat und Tat zur Seite und trugen so ganz maßgeblich zum Gelingen der Arbeit bei.

München, im Oktober 2014

Stefan Trometer



# Inhaltsverzeichnis

<b>1</b>	<b>Einleitung</b>	<b>1</b>
1.1	Motivation und Zielsetzung . . . . .	1
1.2	Stand der Forschung . . . . .	2
1.3	Effizienz des Verbundstützenquerschnitts . . . . .	4
1.4	Inhaltliche Gliederung und thematische Abgrenzung . . . . .	5
1.5	Sicherheitsüberlegungen . . . . .	6
<b>2</b>	<b>Charakteristika von Detonationsdruckwellen</b>	<b>7</b>
2.1	Grundlagen . . . . .	7
2.1.1	Die Detonationsdruckwelle . . . . .	7
2.1.2	Maßstabseffekt . . . . .	9
2.1.3	Reflexionsphänomene . . . . .	9
2.1.4	Diskussion von Referenzquellen . . . . .	11
2.1.5	Numerische Lösungsverfahren . . . . .	15
2.2	Detonationsszenarien . . . . .	20
2.2.1	Szenarien im urbanen Umfeld . . . . .	21
2.2.2	Szenarien im Kontext des Gebäudeumfelds . . . . .	24
2.2.3	Nahdetonationsszenarien exponierter Objekte . . . . .	24
2.2.4	Vereinfachte Lastansätze . . . . .	26
2.3	Verifizierung der Druckwellensimulation . . . . .	26
2.3.1	Beschreibung des allgemeingültigen Verfahrens . . . . .	27
2.3.2	Anwendung auf die gewählten Detonationsszenarien . . . . .	30
2.3.3	Schlussfolgerungen . . . . .	33
2.4	Druckwelleneinwirkung auf die Stützenoberfläche . . . . .	33
2.4.1	Modellierung von Modell 1 (Sz1) . . . . .	34
2.4.2	Auswertung von Modell 1 (Sz1) . . . . .	37
2.4.3	Modellierung von Modell 2 bis 5 (Sz1) . . . . .	42
2.4.4	Auswertung von Modell 2 bis 5 (Sz1) . . . . .	43
2.4.5	Modellierung und Auswertung von Modell 6 bis 9 (Sz2 bis Sz5) . . . . .	44
2.4.6	Anwendung der Lastmodelle bei der Bauteilanalyse . . . . .	48
2.5	Globale Einwirkungskomponenten . . . . .	50
2.5.1	Beschreibung des Verfahrens . . . . .	51
2.5.2	Auswertung der Szenarien Sz1 und Sz3 . . . . .	52

<b>3</b>	<b>Charakteristika des Stützensystems</b>	<b>59</b>
3.1	Definition des Stützenmodells . . . . .	59
3.1.1	Querschnittsdefinition . . . . .	59
3.1.2	Materialwahl und Festigkeiten . . . . .	60
3.1.3	Elementarsysteme und Systemabmessungen . . . . .	62
3.2	Querschnittstragfähigkeit . . . . .	63
3.2.1	Außergewöhnliche Bemessungssituation . . . . .	63
3.2.2	Vollplastische Querschnittsinteraktion . . . . .	64
3.2.3	Querkrafteinfluss . . . . .	65
3.2.4	Stahlanteil des Querschnitts . . . . .	66
3.2.5	Nachweis gegen lokales Beulen des Hohlprofils . . . . .	66
3.2.6	Verbundsicherung . . . . .	67
3.3	Baupraktische Bemessung . . . . .	67
3.3.1	Toleranzen und Imperfektionen . . . . .	67
3.3.2	Bestimmung der Biegesteifigkeiten . . . . .	68
3.3.3	Knicknachweis nach dem Ersatzstabverfahren . . . . .	68
3.3.4	Traglastbestimmung nach Theorie II. Ordnung . . . . .	69
3.3.5	Ausnutzung der Umschnürung . . . . .	70
3.4	Numerische Traglastanalyse . . . . .	72
3.4.1	Vorgehen und Modellierung . . . . .	73
3.4.2	Verwendete Materialmodelle . . . . .	75
3.4.3	Traglastanalyse der Elementarsysteme . . . . .	78
<b>4</b>	<b>Bauteilanalyse unter Detonationseinwirkung</b>	<b>85</b>
4.1	Allgemeines . . . . .	86
4.1.1	Stützenmodell . . . . .	86
4.1.2	Materialmodelle . . . . .	88
4.1.3	Statische Belastung . . . . .	90
4.1.4	Aufbringung des Vorspannzustandes . . . . .	90
4.1.5	Detonationseinwirkung . . . . .	93
4.2	Auswertung des Referenzmodells . . . . .	94
4.2.1	Detonationseinwirkung auf das Bauteil . . . . .	95
4.2.2	Horizontale Systemverformungen . . . . .	96
4.2.3	Horizontale Systemgeschwindigkeiten . . . . .	97
4.2.4	Vertikale Systemverformung und Auflagerreaktion . . . . .	99
4.2.5	Biegebeanspruchungen am Stützenkopf und in der Feldmitte . . . . .	100
4.2.6	Horizontale Auflagerreaktionen . . . . .	102
4.2.7	Beanspruchungen im Stahlrohr . . . . .	103
4.2.8	Beanspruchungen im Betonkern . . . . .	105
4.2.9	Rechenaufwand . . . . .	107
4.3	Einflüsse aus der axialen Vorspannung . . . . .	107
4.3.1	Abbildung der axialen Vorspannung . . . . .	107
4.3.2	Auswirkungen des Vorspanngrades . . . . .	114
4.4	Einflüsse aus der Bauteilmodellierung . . . . .	115
4.4.1	Abbildung der Kontaktfuge . . . . .	116
4.4.2	Bauteildiskretisierung . . . . .	117
4.4.3	Geometrische Ersatzimperfektion . . . . .	119



4.4.4	Ausnutzung der Symmetrie . . . . .	124
4.5	Einflüsse aus der Abbildung der Detonationseinwirkung . . . . .	124
4.5.1	Diskretisierung der Detonationseinwirkung . . . . .	124
4.5.2	Fluid-Struktur-Kopplung . . . . .	127
4.5.3	Detonationsintensität . . . . .	129
4.6	Diskussion der Ergebnisse . . . . .	144
4.6.1	Modellsensitivitäten . . . . .	144
4.6.2	Versagensmechanismen . . . . .	145
4.6.3	Ausgangspunkt der Optimierungsuntersuchungen . . . . .	146
4.6.4	Rechenaufwand . . . . .	147
<b>5</b>	<b>Systemoptimierung</b>	<b>149</b>
5.1	Parameterdefinition . . . . .	150
5.2	Sensitivitätsanalyse und Metamodell . . . . .	154
5.2.1	Vorgehen und Strategie . . . . .	154
5.2.2	Auswertung der Parametersensitivitäten . . . . .	156
5.2.3	Auswertung des Metamodells . . . . .	160
5.2.4	Diskussion der Ergebnisse . . . . .	173
5.3	Minimierung der Beanspruchungskonzentrationen . . . . .	174
5.3.1	Optimierungsstrategie und Zielfunktion . . . . .	174
5.3.2	Auswertung der Ergebnisse . . . . .	175
5.3.3	Verifizierung der Ergebnisse . . . . .	177
5.3.4	Diskussion der Ergebnisse . . . . .	179
5.4	Minimierung von Bauteilbeanspruchungen und Auflagerreaktionen . . . . .	179
5.4.1	Zielkonflikt und Optimierungsstrategie . . . . .	179
5.4.2	Auswertung der Ergebnisse . . . . .	180
5.4.3	Verifizierung der Ergebnisse . . . . .	182
5.4.4	Diskussion der Ergebnisse . . . . .	182
<b>6</b>	<b>Zusammenfassung</b>	<b>185</b>
6.1	Resümee . . . . .	185
6.2	Ausblick . . . . .	188
	<b>Literaturverzeichnis</b>	<b>191</b>
<b>A</b>	<b>Druckwelleneinwirkung</b>	<b>203</b>
A.1	Umrechnungsfaktoren . . . . .	203
A.2	Referenzwerte für hemisphärische Detonationen . . . . .	203
A.3	Auswertung der Verifizierung . . . . .	205
A.4	Herleitung der globalen Einwirkungskomponenten . . . . .	205
A.5	Speed-Up Parallelisierung . . . . .	207
<b>B</b>	<b>Allgemeine Knicklängenbestimmung</b>	<b>211</b>
B.1	Parametermodell des nachgiebig gelagerten Balkens . . . . .	211
B.2	Knickbedingung des nachgiebig gelagerten Biegestabes . . . . .	212
B.3	Sensitivitätsanalyse des Parameterraums . . . . .	213
B.4	Metamodell des nachgiebigen Stabes . . . . .	213
B.5	Schlussfolgerungen . . . . .	217

<b>C Bauteilanalyse</b>	<b>219</b>
C.1 Materialkennwerte . . . . .	219
C.2 Modalanalyse . . . . .	220
C.3 Wellenausbreitung im Kontinuum . . . . .	221
C.4 Lage und Nummerierung der Messpunkte . . . . .	226
C.5 Ergebnistabellen . . . . .	226
<b>D Sensitivitätsanalyse und Optimierung</b>	<b>231</b>
D.1 Definition einer logarithmischen Input-Variable . . . . .	232
D.2 Sampling und Auswertung der Sensitivitätsanalyse . . . . .	232
D.3 Auswertung der Optimierungsuntersuchungen . . . . .	232

# Glossar

ALHS	Advanced Latin Hypercube Sampling
CoI	Coefficient of Importance
CoP	Coefficient of Prognosis
CFD	Computational Fluid Dynamics
CFL	Courant Friedrichs Lewy
DGL	Differentialgleichung
DoD	Department of Defense
DoE	Design of Experiment
EA	Evolutionary Algorithms
EC	Eurocode
EoS	Equation of State
ES	Elementarsystem
FCT	Flux-Corrected Transport
FSI	Fluid-Struktur-Interaktion
GOK	Geländeoberkante
IED	Improved Explosive Devices
JC	Johnson Cook
JWL	Jones Wilkings Lee
KSL	Knickspannungslinie
LoD	Level of Detail
MCS	Monte Carlo Simulation
MLS	Moving Least Square
MME	Multi Material Eulerian
MOP	Metamodel of Optimal Prognoses
NOA	Nature-inspired Optimization Algorithms
NURBS	Non-uniform Rational B-Splines
PSO	Particle Swarm Optimization
QK	Querschnittsklasse
RHT	Riedel Hiermaier Thoma
RP	Referenzpunkt
Sz	Szenario
TNT	Trinitrotoluol
UFC	Unified Facilities Criteria
VBIED	Vehicle Borne Improved Explosive Devices
WEZ	Wärmeeinflusszone
ZB	Zoning Box



# Notation

## Lateinische Variablen

$a_c$	Elementgröße
$a_{c,ZB}$	Elementgröße der Netzverdichtung
$A$	Materialparameter
$A_i$	Querschnittsfläche
$B$	Materialparameter
$BC_i$	Auflagerbedingung
$c_i$	Wellengeschwindigkeit und Auflagersteifigkeit
$c_r$	Reflexionsfaktor der Detonationsdruckwelle
$\bar{c}_i$	Bezogene Auflagersteifigkeit
$C$	Materialparameter
$C_i$	Spezifische Wärme
$d_i$	Wanddicke
$D$	Betonschädigung
$D_i$	Durchmesser
$Damp$	Dämpfung
$Disp_i$	Verformung
$e$	Spezifische innere Energie
$e_N$	Exzentrizität
$E$	Elastizitätsmodul
$EI$	Biegesteifigkeit
$EI_{eff}$	Effektivwert der Biegesteifigkeit
$EPS_i$	Effektive plastische Dehnungen
$f$	Eigenfrequenz
$f_i$	Festigkeit
$ForDam_i$	Dämpfungskraft
$ForRec_i$	Auflagerreaktion
$G$	Schubmodul
$G_f$	Bruchenergie
$h$	Höhe
$h_{det}$	Detonationshöhe
$h_{pl}$	Plattendicke
$h_v$	Vertiefung
$H$	Bauteilhöhe
$i$	Impuls der Detonationsdruckwelle

$i_{so}$	Spitzenimpuls der einfallenden Detonationsdruckwelle
$i_{ro}$	Spitzenimpuls der reflektierten Detonationsdruckwelle
$\bar{i}$	Skalierter Impuls der Detonationsdruckwelle
$I_x$	Resultierende Impulskomponente
$I_i$	Trägheitsmoment
$K$	Kompressionsmodul
$K_e$	Korrekturbeiwert für die Rissbildung von Beton
$K_i$	Materialparameter
$L$	Systemlänge
$L_{cr}$	Knicklänge
$n$	Zweiachsiges Druckfestigkeitssteigerungs- und Verfestigungsexponent
$\vec{n}_c$	Vektor der Elementanzahl
$\vec{n}_{c,ZB}$	Vektor der Elementanzahl im Bereich der Netzverdichtung
$N_{cr}$	Ideale Knicklast nach Euler
$N_{cr,eff}$	Effektivwert der idealen Knicklast
$N_i$	Normalkraft
$N_{lim}$	Traglast
$m$	Temperaturrexponent
$M_i$	Biegemoment
$p$	Hydrostatischer Druck
$p_0$	Umgebungsdruck
$p_{so}$	Spitzenüberdruck der einfallenden Detonationsdruckwelle
$p_{ro}$	Spitzenüberdruck der reflektierten Detonationsdruckwelle
$P_x$	Resultierende Druckkomponente
$r$	Radius
$R$	Detonationsabstand
$R_i$	Materialparameter
$s$	Linearer Hugoniot-Steigungskoeffizient
$s_i$	Sehnenlänge
$Spring_i$	Federsteifigkeit
$t_a$	Ankunftszeit der Detonationsdruckwelle
$\bar{t}$	Skalierte Ankunftszeit
$\Delta t$	Zeitschritt
$T$	Einwirkungs- und Periodendauer
$T_i$	Temperatur
$T_o^+$	Dauer der Überdruckphase
$T_o^-$	Dauer der Unterdruckphase
$\bar{T}$	Skalierte Dauer der Druckphase
$u_i$	Umfangslänge
$u_p$	Partikelgeschwindigkeit
$U_s$	Geschwindigkeit der Schockfront
$v_{det}$	Detonationsgeschwindigkeit
$\vec{v}_{sym}$	Symmetrischer Volumenvektor des Luftraums
$\vec{v}_{sym,0}$	Symmetrischer Volumenvektor des Ausgangsmodells
$\vec{v}_{ZB}$	Volumenvektor des Luftraums im Bereich der Netzverdichtung
$V_i$	Querkraft
$Velo_i$	Geschwindigkeit

$w$	Verformung
$W$	Explosivstoffmenge in TNT-Äquivalent
$x$	X-Koordinate
$x_{ref}$	Referenzwert
$x_{sim}$	Ergebnis der Simulation
$\Delta x_{log}$	Logarithmischer Fehler
$\Delta x_{rel}$	Relativer Fehler
$y$	Y-Koordinate
$z$	Z-Koordinate
$Z$	Skalierter Detonationsabstand

## Griechische Variablen

$\alpha$	Imperfektionsbeiwert des Knicknachweises
$\alpha_c$	Abminderungsfaktor für Verbundstützenquerschnitte
$\alpha_i$	Nachgiebigkeit des statischen Systems
$\alpha_M$	Reduktionsfaktor der Grenzmomentebeanspruchung
$\beta$	Knicklängenbeiwert
$\chi$	Abminderungsfaktor für stabilitätsgefährdete Bauteile
$\delta$	Stahlanteil des Verbundstützenquerschnitts
$\delta_i$	Dilatanzfaktor von Beton
$\epsilon$	Eigenwert
$\epsilon_i$	Dehnung
$\dot{\epsilon}_i$	Dehnrage
$\varphi$	Ursprungswinkel der Z-Achse
$\gamma$	Isentropenkoeffizient
$\gamma_i$	Teilsicherheitsbeiwert
$\Gamma$	Grüneisenkoeffizient
$\eta_i$	Umschnürungseinfluss
$\lambda$	Erste Lamé-Konstante
$\bar{\lambda}$	Schlankheitsgrad
$\mu$	Reibungskoeffizient und zweite Lamé-Konstante
$\nu$	Querkontraktionszahl
$\rho$	Dichte
$\sigma_i$	Spannung
$\tau$	Schubspannung
$\omega$	Materialparameter und Eigenkreisfrequenz
$\Omega_i$	Ver- und Entfestigungsparameter





# Abbildungsverzeichnis

2.1	Charakteristische Druckverläufe der einfallenden und reflektierten Druckwelle (links) und die daraus abgeleiteten charakteristischen Impulsverläufe (rechts) . . . . .	8
2.2	Entwicklung und Vergleich des Reflexionsfaktors nach KINNEY & GRAHAM [86] und UFC 3-340-02 [154] in Abhängigkeit vom einfallenden Überdruck (links) und vom skalierten Abstand (rechts) . . . . .	10
2.3	Vergleich von Referenzwerten für den einfallenden Überdruck $p_{so}$ (oben) und Vergleich der Abweichungen bezogen auf KINNEY & GRAHAM [86] (unten) . . . . .	13
2.4	Skalierte Einwirkungscharakteristika sphärischer Detonationen auf Basis der UFC 3-340-02 [154] . . . . .	14
2.5	Darstellung des Zusammenhangs zwischen Druck und Dichte für die JWL EoS aus [1] . . . . .	17
2.6	Vergleich von Detonationsparametern von PROSAIR mit Referenzwerten nach KINGERY BULMASH [85] in Abhängigkeit vom skalierten Abstand aus [56] . . . . .	19
2.7	Simulationsmodell mit Luftraum, Detonationszentrum und Messpunkten (oben) und mechanisches Geometriemodell des urbanen Szenarios aus der Geodatenbasis (unten) . . . . .	22
2.8	Dreidimensionale Darstellung der Druckwellenausbreitung im Stadtmodell zu unterschiedlichen Zeitpunkten und in unterschiedlichen Ansichten . . . .	23
2.9	Auswertung der Druckverteilung an Schnittebenen im Luftraum zu diskreten Zeitpunkten in Querrichtung (links) und in Längsrichtung (rechts) . . .	23
2.10	Darstellung eines manuell angepassten Gebäudeobjektes in LoD3 (rechts oben), Integration des Gebäudes in den Stadtmodellausschnitt in LoD2 (links) und Darstellung des abgeleiteten Detonationsszenarios des Gebäudeumfelds (rechts unten) . . . . .	25
2.11	Definition der Nahdetonationsszenarien in Abhängigkeit der Geometrieparameter . . . . .	26
2.12	Definition von Referenzpunkten für die gewählten Nahdetonationsszenarien (links) und Ableitung der standardisierten Ersatzmodelle (rechts) . . . . .	27
2.13	Ableitung der Teilmodelle M1 bis M4 für die Verifizierung der Druckwellensimulation an RP 1 und RP 2 . . . . .	28
2.14	Auswertung der Verifizierung der Modelldiskretisierung für ANSYS AUTODYN (oben) und PROSAIR (unten) . . . . .	31
2.15	Abmessungen des Eulerraums in ANSYS AUTODYN in $[mm]$ . . . . .	35

2.16	Querschnitt des Eulerraums von Modell 1 mit der lokalen Netzverdichtung um den Stützenquerschnitt (links); Darstellung der orthogonalen Grenzfläche des Eulerraums am Übergang zum Stützenquerschnitt (rechts) . . . . .	35
2.17	Druckverläufe aller Messpunkte von Modell 1 über die gesamte Simulationszeit (links); Lage der Messpunkte im Modell (rechts) . . . . .	37
2.18	Druckverläufe (links) und Impulsverläufe (rechts) der Messpunkte (1) bis (11) im Fußbereich von Modell 1 . . . . .	38
2.19	Druckverläufe (links) und Impulsverläufe (rechts) der Messpunkte (15) bis (20) im Bereich des Stützenkopfes von Modell 1 . . . . .	38
2.20	Druckverteilung in der Symmetrieebene des Eulerraums von Modell 1 zu diskreten Zeitpunkten (von oben links nach unten rechts) . . . . .	39
2.21	Druckverteilung auf der Grundfläche ( $h = 0 m$ ) im Zeitbereich zwischen $0,6 ms$ und $1,0 ms$ (links) und in Höhe des Detonationspunktes ( $h = 1 m$ ) im Zeitbereich zwischen $0,45 ms$ und $1,0 ms$ (rechts) von Modell 1 . . . . .	40
2.22	Druckwelleneinwirkung auf die Bauteiloberfläche von Modell 2 im Bereich zwischen $5 bar$ und $50 bar$ . . . . .	44
2.23	Druckverläufe (links) und Impulsverläufe (rechts) der Messpunkte (1) bis (11) im Fußbereich (oben) und der Messpunkte (15) bis (20) im Bereich des Stützenkopfes (unten) von Modell 2 . . . . .	45
2.24	Druckverläufe (links) und Impulsverläufe (rechts) der Messpunkte (1) bis (11) im Fußbereich (oben) und der Messpunkte (15) bis (20) im Bereich des Stützenkopfes (unten) von Modell 3 . . . . .	46
2.25	Druckverläufe (links) und Impulsverläufe (rechts) der Messpunkte (1) bis (11) im Fußbereich (oben) und der Messpunkte (15) bis (20) im Bereich des Stützenkopfes (unten) von Modell 4 . . . . .	47
2.26	Druckverläufe der Messpunkte (1) bis (20) von Modell 9 . . . . .	48
2.27	Druckverläufe (links) und Impulsverläufe (rechts) der Messpunkte (1) bis (11) im Fußbereich (oben) und der Messpunkte (15) bis (20) im Bereich des Stützenkopfes von Modell 9 (unten) . . . . .	49
2.28	Herleitung der globalen Einwirkungskomponenten am Stützenquerschnitt und Definition der Auswertepunkte über den Umfang . . . . .	50
2.29	Verläufe der Einwirkungskomponenten $P_x$ (oben) und $I_x$ (unten) für Szenario Sz1 in Abhängigkeit von der Höhe $h$ . . . . .	53
2.30	Grafische Darstellung der globalen Einwirkungskomponente $P_x$ in Form von Höhenliniendiagrammen in Abhängigkeit von Zeit und Stützhöhe für Szenario Sz1 . . . . .	54
2.31	Grafische Darstellung der globalen Einwirkungskomponente $P_x$ in Form von Lastflächen in Abhängigkeit von Zeit und Stützhöhe für Szenario Sz3 . . . . .	54
2.32	Maximale Amplituden der globalen Einwirkungskomponenten von Szenario Sz1 über die Stützhöhe in Abhängigkeit von den Reflexionsphänomenen (oben); Zeitpunkte der auftretenden Amplituden in Abhängigkeit von den Reflexionsphänomenen (unten) . . . . .	56
2.33	Maximale Amplituden der globalen Einwirkungskomponenten für Szenario Sz1 über die Stützhöhe mit den Reflexionen an Grundfläche und Decke (oben), ohne Deckenreflexion (mittig) und ohne Reflexion an Grundfläche und Decke (unten) . . . . .	57

3.1	Definition der betrachteten Elementarsysteme . . . . .	62
3.2	Vollplastische Interaktionsbeziehung zwischen Normalkraft und Biegemoment für den gewählten Verbundstützenquerschnitt . . . . .	65
3.3	Abminderung der Streckgrenze infolge der Querkraftauslastung . . . . .	66
3.4	Ansetzbare Umschnürung nach EC 4 in Abhängigkeit vom Schlankheitsgrad $\bar{\lambda}$ ohne Berücksichtigung einer Lastausmitte . . . . .	71
3.5	Simulationsabfolge dargestellt in Form von verknüpften Analyse-Modulen auf der Projektseite von ANSYS, bestehend aus der Modelldefinition, der Bestimmung des Einheitsspannungszustandes, der linearen Beulanalyse, der Aufbringung der geometrischen Ersatzimperfektion und der Traglastiteration	73
3.6	Symmetrisches Geometriemodell der Traglastiteration (links) und Standardvernetzung (rechts) . . . . .	74
3.7	Darstellung der singulären Fließbedingungen nach DRUCKER & PRAGER im Oktaeder-Spannungsraum (links) und räumliche Darstellung mit Bezug zum Hauptspannungsraum (rechts) nach SCHLEGEL [136] aus [157] . . . . .	77
3.8	Ver- und Entfestigung des Betons im Druck- und Zugbereich . . . . .	77
3.9	Last-Verformungs-Kurven der idealen Stützengeometrie und der Elementarsysteme ES 1 bis ES 4 . . . . .	79
3.10	Auswertung des Traglastzustandes des Stahlrohres für die ideale Stützengeometrie mit überhöhter Darstellung der Verformung . . . . .	80
3.11	Auswertung des Traglastzustandes des Betonkerns für die ideale Stützengeometrie mit überhöhter Darstellung der Verformung . . . . .	81
3.12	Verteilung der plastischen Dehnungen des Stahlrohrs (oben) und des Betonkerns (unten) für die Elementarsysteme ES 1 bis ES 4 im Traglastzustand mit überhöhter Darstellung der Verformung . . . . .	82
4.1	Simulationsabfolge dargestellt in Form von verknüpften Analyse-Modulen auf der Projektseite von ANSYS, ausgehend vom mechanischen Modell (links) über die Aufbringung des axialen Vorspannzustandes und die Modellvorbereitung für die explizite Analyse hin zur Übergabe des Modells an den expliziten Solver AUTODYN (rechts) . . . . .	87
4.2	Vorspannzustand infolge einer Axiallast von 50 % der plastischen Querschnittskapazität, dargestellt durch die Verformungen in X- und Y-Richtung, die Vergleichsspannungen im Stahlrohr und durch die Hauptdruckspannungen im Betonkern der impliziten Simulation . . . . .	91
4.3	Vorspannzustand für eine Axiallast von 50 % nach der Harmonisierung zu Beginn der expliziten Simulation, dargestellt durch die Verformungen in X- und Y-Richtung, die Vergleichsspannungen im Stahlrohr und die Hauptdruckspannungen im Betonkern . . . . .	92
4.4	Harmonisierung des Vorspannzustandes der expliziten Simulation für die vertikale Auflagerreaktion (links), das Abklingen von horizontalen Auflagerreaktionen (mittig) und die vertikale Verformung am Stützenkopf (rechts)	92
4.5	Zeitlicher Verlauf der auf die Stützenoberfläche einwirkenden globalen Kraft aus dem über die Oberfläche integrierten Druck der Einwirkung für Szenario Sz1 (links) und der aus dem Kraftverlauf integrierten globalen Impulseinwirkung auf das System (rechts) . . . . .	95

4.6	Verlauf der horizontalen Systemverformungen über den gesamten Zeitbereich (links) und mit Fokus auf die ersten 20 <i>ms</i> (rechts) . . . . .	96
4.7	Verlauf der horizontalen Systemverformungen zu diskreten Zeitpunkten über die Stützenhöhe . . . . .	97
4.8	Visualisierung der horizontalen Systemverformung über die Zeit in Form einer Höhenlinienberechnung für die ersten beiden Halbwellen (33 <i>ms</i> ) . . .	98
4.9	Verlauf der horizontalen Systemgeschwindigkeiten über den gesamten Zeitbereich (links) und mit Fokus auf die ersten 20 <i>ms</i> (rechts) . . . . .	99
4.10	Verlauf der vertikalen Verformung des Systempunktes am Stützenkopf (links) und der vertikalen Auflagerreaktion am Stützenfuß (rechts) . . . . .	100
4.11	Vertikale Verformung des Stützenkopfes vorne (Pkt. 11), in der Mitte (Pkt. 22) und hinten (Pkt. 33) über den gesamten Zeitbereich (links) und mit Fokus auf die ersten 10 <i>ms</i> (rechts) . . . . .	101
4.12	Vertikale Verformung in der Feldmitte vorne (Pkt. 6), in der Mitte (Pkt. 17) und hinten (Pkt. 28) über den gesamten Zeitbereich (links) und mit Fokus auf die ersten 20 <i>ms</i> (rechts) . . . . .	101
4.13	Verlauf der horizontalen Auflagerreaktionen am oberen und unteren Systempunkt für den gesamten Zeitbereich (links) und mit Fokus auf die ersten 20 <i>ms</i> (rechts) . . . . .	102
4.14	Auswertung der Vergleichsspannungsverteilung im Stahlrohr bei 1,6 <i>ms</i> , 4,8 <i>ms</i> (Spitzenwert), 7,6 <i>ms</i> und 14,8 <i>ms</i> . . . . .	104
4.15	Verlauf der Längsspannungen der über das Stahlrohr gleichmäßig verteilten Messpunkte (links) und der Vergleichsspannungen (rechts) . . . . .	104
4.16	Auswertung der Hauptdruckspannungen im Betonkern bei 1,0 <i>ms</i> , 4,8 <i>ms</i> , 12,6 <i>ms</i> (Spitzenwert) und 13,8 <i>ms</i> . . . . .	106
4.17	Verlauf der Längsspannungen der über den Betonkern gleichmäßig verteilten Messpunkte (links) und der Hauptdruckspannungen (rechts) . . . . .	106
4.18	Verlauf der vertikalen Verformung am Stützenkopf für das System [Kraft   50 %] (links) und das System [Verformung   50 %] (rechts) . . . . .	110
4.19	Vergleich der vertikalen Verformungsamplituden am Stützenkopf (links) und der negativen Amplituden der horizontalen Systemverformungen (rechts) in Abhängigkeit von System und Vorspanngrad . . . . .	110
4.20	Verlauf der vertikalen Auflagerreaktionen für das System [Kraft   50 %] (links) und das System [Verformung   50 %] (rechts) . . . . .	111
4.21	Vergleich der Amplituden der vertikalen Auflagerreaktion am Fußpunkt (links) und Vergleich der Abweichungen von der Vorspannung am Ende der Simulation (rechts) in Abhängigkeit von System und Vorspanngrad . . .	111
4.22	Negative Amplituden der horizontalen Auflagerreaktion am Fußpunkt (links) und am Stützenkopf (rechts) in Abhängigkeit von System und Vorspanngrad	113
4.23	Vergleichsspannungsamplituden für das Stahlrohr (links) und relative Differenzen zum Referenzsystem [Masse] (rechts) in Abhängigkeit von System und Vorspanngrad . . . . .	113
4.24	Hauptdruckspannungsamplituden für den Betonkern (links) und relative Differenzen zum Referenzsystem [Masse] (rechts) in Abhängigkeit von System und Vorspanngrad . . . . .	113
4.25	Bauteildiskretisierung für eine nominale Elementgröße von 20 <i>mm</i> (links) und 10 <i>mm</i> (rechts) . . . . .	117

4.26	Simulationsabfolge dargestellt in Form von verknüpften Analyse-Modulen auf der Projektseite von ANSYS, ausgehend vom mechanischen Modell über die Bestimmung des Einheitsspannungszustandes, die lineare Beulanalyse und die Übergabe des Modells in die APDL-Umgebung (oben), gefolgt von der Aufbereitung der imperfekten Geometrie, der Aufbringung des axialen Vorspannzustandes, der Modellvorbereitung für die explizite Analyse und der Übergabe des Modells an den expliziten Solver AUTODYN (unten) . . . . .	119
4.27	Überhöhte Darstellung des Vorspannzustandes von Modell Nr. 16 [Imp   Reib   20 mm] mit geometrischer Imperfektion und der nachgiebigen Kontaktformulierung: Abbildung der Vergleichsspannungen im Stahlrohr (links), der Hauptdruckspannungen im Betonkern (mittig links) und der horizontalen Verformungszunahme (mittig rechts) sowie von Detailausschnitten, die die einseitige Trennung zwischen Rohr und Betonkern in der Feldmitte (rechts oben) und im Fußbereich (rechts unten) veranschaulichen . . . . .	121
4.28	Verlauf der horizontalen Systemverformungen zu diskreten Zeitpunkten über die Stützhöhe von Analysemodell Nr. 12 . . . . .	122
4.29	Visualisierung der horizontalen Systemverformung über die Zeit in Form einer Höhenlinienberechnung für die ersten beiden Halbwellen (30 ms) von Modell Nr. 12 . . . . .	123
4.30	Gegenüberstellung der Modelle mit Ausnutzung der Symmetrie und Abbildung des Eulerraums (links), mit Abbildung der Einwirkung über das Last-Array ohne Eulerraum (mittig) und ohne Ausnutzung der Symmetriebedingung (rechts) . . . . .	125
4.31	Vergleich der integrierten Kräfteinwirkungen auf die Stützenoberfläche für die Detonationsszenarien Sz1 bis Sz5 der Modelle Nr. 20 bis Nr. 23 . . . . .	130
4.32	Verlauf der horizontalen Systemverformungen über den gesamten Zeitbereich (links) und mit Fokus auf die ersten 20 ms (rechts) für Modell Nr. 23 . . . . .	131
4.33	Verlauf der horizontalen Systemverformungen zu diskreten Zeitpunkten über die Stützhöhe von Modell Nr. 23 . . . . .	131
4.34	Visualisierung der horizontalen Systemverformung über die Zeit in Form einer Höhenlinienberechnung für die ersten beiden Halbwellen (36 ms) für Modell Nr. 23 . . . . .	132
4.35	Gegenüberstellung der maximalen Bauteilverformungen (überhöht) für die verschiedenen Detonationsszenarien (Sz1   Sz2   Sz3   Sz4   Sz5) . . . . .	133
4.36	Vergleich der normierten (links) und absoluten (rechts) einhüllenden Bauteilverformung für die untersuchten Detonationsszenarien . . . . .	134
4.37	Gegenüberstellung der normierten globalen Einwirkungen und der normierten einhüllenden Bauteilverformungen für die untersuchten Detonationsszenarien . . . . .	134
4.38	Verlauf der horizontalen Systemgeschwindigkeiten für den Fußpunktbereich der Anströmfläche (links) und für die Systempunkte über die Stützhöhe (rechts) für Modell Nr. 23 . . . . .	135
4.39	Verlauf der vertikalen Verformung des Systempunktes am Stützenkopf (links) und der vertikalen Auflagerreaktion am Stützenfuß (rechts) für Modell Nr. 23 136	
4.40	Vergleich der Verläufe der horizontalen Auflagerreaktionen für die verschiedenen Detonationsszenarien am Fußpunkt (links) und am Stützenkopf (rechts) 137	

4.41	Verteilung der effektiven plastischen Dehnungen im Stahlrohr für die verschiedenen Detonationsszenarien ( Sz1   Sz2   Sz3   Sz4   Sz5 ) . . . . .	138
4.42	Verteilung der Schädigungen im Betonkern für die verschiedenen Detonationsszenarien ( Sz1   Sz2   Sz3   Sz4   Sz5 ) . . . . .	139
4.43	Beanspruchungskonzentrationen im Bereich des Stützenkopfes und des Fußbereichs für Szenario Sz4 (überhöhte Darstellung) . . . . .	140
4.44	Beanspruchungskonzentrationen im Bereich des Stützenkopfes und des Fußbereichs für Szenario Sz5 . . . . .	141
4.45	Maßgebende Dehnraten im Stahlrohr (oben) und im Betonkern (unten) für die verschiedenen Detonationsszenarien ( Sz2   Sz3   Sz4   Sz5 ) . . . . .	143
5.1	Parameterdefinition des Bauteilmodells für die Optimierung . . . . .	149
5.2	Bauteilergebnisse für das Design (1) . . . . .	155
5.3	Verlauf der horizontalen Auflagerkräfte ( <i>ForRecX</i> ) am Fußpunkt (links) und am Stützenkopf (rechts) für das Design (1) . . . . .	155
5.4	Lineare (oben) und quadratische (unten) Korrelationsmatrix . . . . .	157
5.5	CoI und lineare Korrelationskoeffizienten des Rotationsfreiheitsgrades am Stützenfuß . . . . .	159
5.6	MOP für die Ergebnisgröße $EPS_u$ mit einem CoP von 94 % . . . . .	161
5.7	MOP für die Ergebnisgröße $EPS_{u/h}$ mit einem CoP von 95 % . . . . .	161
5.8	Einflussfaktoren der Eingangsgrößen für das Metamodell der Ergebnisgröße $EPS_{u/zx}$ bei einem CoP von 94 % . . . . .	162
5.9	MOP für die Ergebnisgröße $EPS_{u/zx}$ mit einem CoP von 94 % . . . . .	163
5.10	MOP für die Ergebnisgröße $EPS_{f/v}$ mit einem CoP von 87 % . . . . .	164
5.11	MOP für die Ergebnisgröße $EPS_{o/h}$ mit einem CoP von 72 % . . . . .	164
5.12	Einflussfaktoren der Eingangsgrößen für das Metamodell der Ergebnisgröße $ForRecX_{u/min}$ bei einem CoP von 91 % . . . . .	165
5.13	MOP für die Ergebnisgröße $ForRecX_{u/min}$ mit einem CoP von 91 % . . . . .	165
5.14	MOP für die Ergebnisgröße $ForRecZ_{max}$ mit einem CoP von 85 % . . . . .	166
5.15	MOP für die Ergebnisgröße $ForRecZ_{min}$ mit einem CoP von 80 % . . . . .	166
5.16	MOP für die Ergebnisgröße $ForRecX_{o/min}$ mit einem CoP von 76 % . . . . .	167
5.17	Einflussfaktoren der Eingangsgrößen für das Metamodell der Ergebnisgröße $ForRecX_{o/max}$ bei einem CoP von 81 % . . . . .	168
5.18	MOP für die Ergebnisgröße $ForRecX_{o/max}$ mit einem CoP von 81 % . . . . .	169
5.19	Signale der Einhüllenden der horizontalen Systemverformungen ( <i>DispX</i> ) in Abhängigkeit von der Zeit . . . . .	170
5.20	MOP für die Ergebnisgröße $DispX_{max}$ mit einem CoP von 95 % . . . . .	170
5.21	MOP für die Ergebnisgröße $DispX_{pl}$ mit einem CoP von 87 % . . . . .	170
5.22	MOP für die Ergebnisgröße $DispX4_{max}$ mit einem CoP von 76 % . . . . .	171
5.23	MOP für die Ergebnisgröße $DispZ$ mit einem CoP von 74 % . . . . .	172
5.24	MOP für die Ergebnisgröße $VeloX_{max}$ mit einem CoP von 76 % . . . . .	172
5.25	MOP für die Ergebnisgröße $VeloX4_{max}$ mit einem CoP von 95 % . . . . .	173
5.26	Projektansicht mit Sensitivitätsanalyse, MOP und Optimierungsuntersuchung in OPTISLANG . . . . .	174
5.27	Verlauf der Optimierung mit dem besten prognostizierten Design (141) und dem Simulationsergebnis der Verifizierung . . . . .	176
5.28	Bauteilergebnisse der Verifizierung für Design (141) . . . . .	178

5.29	Verlauf der horizontalen Auflagerkräfte ( <i>ForRecX</i> ) am Fußpunkt (links) und am Stützenkopf (rechts) für das Design (141) . . . . .	178
5.30	Ergebnis der Pareto-Optimierung mit der typischen Pareto-Front und dem besten prognostizierten Design (397) sowie dem Simulationsergebnis der Verifizierung . . . . .	181
5.31	Bauteilergebnisse der Verifizierung für Design (397) . . . . .	183
5.32	Verlauf der horizontalen Auflagerkräfte ( <i>ForRecX</i> ) am Fußpunkt (links) und am Stützenkopf (rechts) für das Design (397) . . . . .	183
A.1	Skalierte Einwirkungscharakteristika hemisphärischer Detonationen auf Basis der UFC 3-340-02 [154] . . . . .	204
A.2	Auswertung der Speed-Up-Studie zur Parallelisierung für bis zu 16 Kerne . . . . .	207
A.3	Darstellung der Modellaufteilung mit 1 (links), 4 (mittig) und 14 Tasks (rechts) . . . . .	207
B.1	Allgemeine Definition des nachgiebig gelagerten Stützensystems (links) und Ableitung der Variationssysteme 1 bis 4 . . . . .	211
B.2	Projektsicht mit Maple-Knoten und MOP in OPTISLANG . . . . .	214
B.3	Definition der Input-Variablen in OPTISLANG . . . . .	214
B.4	MOP für Variationssystem 1 mit einer Prognosefähigkeit von 100% . . . . .	216
B.5	MOP für Variationssystem 2 mit einer Prognosefähigkeit von 100% . . . . .	216
B.6	MOP für Variationssystem 3 mit einer Prognosefähigkeit von 99% . . . . .	216
B.7	MOP für Variationssystem 4 mit einer Prognosefähigkeit von 100% . . . . .	217
C.1	Lastausbreitung im Kontinuum aus Stahlrohr und Betonkern, visualisiert durch horizontale Verformungen (links); Definition der unterschiedlichen angeregten Wellenarten für den homogenen elastischen Halbraum nach MEYERS [109] aus HARTMANN [70] (rechts) . . . . .	224
C.2	Visualisierung der Lastausbreitung im Kontinuum durch horizontale Verformungen zu diskreten Zeitpunkten zwischen 0,49 <i>ms</i> bis 1,50 <i>ms</i> . . . . .	225
C.3	Ausbreitung von hydrostatischen Druckzuständen im Kontinuum des Stahlrohres (links) und im Betonkern (rechts) zu diskreten Zeitpunkten zwischen 0,49 <i>ms</i> bis 0,60 <i>ms</i> . . . . .	225
C.4	Definition der Messpunkte für die verschiedenen Modelle . . . . .	226
D.1	Simulationsmodell der Optimierungsuntersuchungen mit der Definition der Messpunkte . . . . .	231
D.2	Auswertung der Sensitivitätsanalyse der horizontalen Nachgiebigkeit am Fußpunkt über vier Potenzen (linke Spalte) und logarithmisch (rechte Spalte): Anthillplot (oben), lineare Korrelationskoeffizienten (mittig), CoI (unten) . . . . .	233
D.3	MOP der horizontalen Nachgiebigkeit am Fußpunkt über drei Potenzen (linke Spalte) und für die logarithmische Variable (rechte Spalte); für die maximale Fußpunktverformung (oben) und die maximale Fußpunktgeschwindigkeit (unten) . . . . .	234
D.4	Definition der Input-Parameter in OPTISLANG . . . . .	235
D.5	CoI und lineare Korrelationskoeffizienten des Rotationsfreiheitsgrades am Stützenkopf . . . . .	238
D.6	CoI und lineare Korrelationskoeffizienten der Vertiefung . . . . .	239

D.7 CoI und lineare Korrelationskoeffizienten der horizontalen Nachgiebigkeit am Stützenfuß . . . . .	240
D.8 CoI und lineare Korrelationskoeffizienten der horizontalen Dämpfung am Stützenfuß . . . . .	241
D.9 Bauteilergebnisse von Design (1) für das Stahlrohr (links) und für den Betonkern (mittig u. rechts) . . . . .	242
D.10 Bauteilergebnisse der Verifizierung von Design (141) für das Stahlrohr (links) und für den Betonkern (mittig u. rechts) . . . . .	243
D.11 Bauteilergebnisse der Verifizierung von Design (397) für das Stahlrohr (links) und für den Betonkern (mittig u. rechts) . . . . .	244



# Tabellenverzeichnis

2.1	TNT-Parameter der JWL EoS . . . . .	18
2.2	Skalierte Abstände der gewählten Nahdetonationsszenarien . . . . .	25
2.3	Referenzwerte für die Szenarien Sz 1 bis Sz 5 aus der UFC 3-340-02 [154] . .	30
2.4	Merkmale der untersuchten Einwirkungsmodelle . . . . .	33
3.1	Materialkennwerte der Grundwerkstoffe . . . . .	61
3.2	Querschnittswerte für das Stahlrohr und den Betonkern . . . . .	61
3.3	Ermittlung der Traglasten nach dem Ersatzstabverfahren . . . . .	69
3.4	Kennwerte der multilinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Stahl . .	76
3.5	Kennwerte des impliziten Materialmodells von Beton . . . . .	78
3.6	Ergebnisse der Traglastanalyse . . . . .	78
4.1	Definition und Merkmale der Analysemodelle . . . . .	86
4.2	Relative Axialkapazitäten des Verbundstützenquerschnitts . . . . .	90
4.3	Vergleich der Diskretisierungen des Bauteils . . . . .	117
4.4	Vergleich des Rechenaufwandes der Analysemodelle . . . . .	146
5.1	Definition der Input-Variablen . . . . .	151
5.2	Definition der Output-Variablen . . . . .	152
5.3	Parameterkonfiguration des Optimierungsergebnisses – Design (141) . . . .	175
5.4	Verifizierung des prognostizierten Optimierungsergebnisses . . . . .	177
5.5	Parameterkonfiguration des Optimierungsergebnisses – Design (397) . . . .	180
5.6	Verifizierung des prognostizierten Optimierungsergebnisses . . . . .	182
A.1	Auswertung der Verifizierung – Teil 1 . . . . .	209
A.2	Auswertung der Verifizierung – Teil 2 . . . . .	210
C.1	Kennwerte des expliziten Materialmodells von Stahl . . . . .	219
C.2	Kennwerte des expliziten Materialmodells von Beton . . . . .	220
C.3	Eigenwerte des Referenzmodells Nr. 3 [Masse   50 %] . . . . .	221
C.4	Einwirkungsergebnisse der untersuchten Modelle . . . . .	227
C.5	Verformungsergebnisse der untersuchten Modelle . . . . .	227
C.6	Geschwindigkeitsergebnisse der untersuchten Modelle . . . . .	228
C.7	Dehnungsergebnisse der untersuchten Modelle . . . . .	228
C.8	Spannungsergebnisse der untersuchten Modelle . . . . .	229
C.9	Auflagerreaktionen der untersuchten Modelle . . . . .	230
D.1	Definition der untersuchten Designs . . . . .	235

D.2	Auswertung der untersuchten Designs – Teil 1 . . . . .	236
D.3	Auswertung der untersuchten Designs – Teil 2 . . . . .	237

# Kapitel 1

## Einleitung

### 1.1 Motivation und Zielsetzung

Die Bedrohung durch den Terrorismus beschränkt sich seit geraumer Zeit nicht mehr auf internationale Krisengebiete, sondern betrifft auch westliche Regierungssitze und Metropolen wie beispielsweise New York, Boston, London, Madrid und Oslo. Auch in der Bundesrepublik Deutschland gab es bereits Terrorzellen, die nachweislich Bombenanschläge auf zivile und staatliche Einrichtungen geplant haben. Daher sind Ingenieure und Architekten in der heutigen Zeit mit der klaren Herausforderung konfrontiert, repräsentative Gebäude zu planen, die allgemeinen Ansprüchen wie Offenheit und Leichtigkeit Rechnung tragen, zudem aber den stetig steigenden Sicherheitsanforderungen von exponierten Bauwerken gerecht werden.

Für die strukturelle Integrität von Gebäuden sind insbesondere Stützen von großer Bedeutung, weswegen ihnen bei der Umsetzung der Sicherheitsanforderungen eine zentrale Rolle zukommt. Vor allem Erdgeschossstützen in peripherer Lage gelten aufgrund ihrer unmittelbaren Nähe zu möglichen Gefahrenpunkten als besonders exponiert und stehen daher auch im Mittelpunkt der Untersuchungen. Bei einem geeigneten Querschnittsaufbau zeichnen sich Verbundstützenkonstruktionen, die als Primärtragglieder von Tragwerken im Hochbau eingesetzt werden, im Vergleich zu reinen Stahl- oder Stahlbetonkonstruktionen durch eine deutlich gesteigerte Explosionsresistenz aus. Diese Arbeit soll einen Beitrag zur Steigerung des Bauteilwiderstandes von Stützenkonstruktionen in Stahl-Beton-Verbundbauweise unter variablen Einwirkungen aus Nahdetonationen leisten und ist im Bereich des zivilen Explosionsschutzes angesiedelt.

Ausgehend von der Betrachtung realitätsnaher Detonationsszenarien im urbanen Kontext rücken Nahdetonationsszenarien in den Fokus, wobei auf die besondere Komplexität der Einwirkung eingegangen wird, die sich bei der Druckwellenausbreitung durch Reflexionsphänomene und deren Überlagerungen ergibt. Auf dieser Basis soll ein effizientes, allgemein anwendbares Verfahren mit verifizierten Simulationsmodellen präsentiert werden, das die Bestimmung von transienten Bauteilreaktionen unter Berücksichtigung von materiellen und geometrischen Nichtlinearitäten ermöglicht.

Da die Abbildung von hochdynamischen Detonationseinwirkungen in Kombination mit relevanten statischen Gebäudelasten sowohl für experimentelle Versuche als auch für Simulationen eine Herausforderung darstellt, gilt es, eine geeignete Form der Abbildung im Bauteilmodell zu finden und diese auch bezüglich der dynamischen Bauteilantwort zu

bewerten. Darauf aufbauend können dann konkrete Einflüsse aus einer variablen Axialbeanspruchung auf die Bauteilreaktion mit dem Ziel bestimmt werden, das Systempotential der Stütze optimal auszuschöpfen.

Die Hypothesen aus vorangegangenen Untersuchungen von RUTNER sollen auf standardisierte Verbundstützenquerschnitte, wie sie beispielsweise für gedrungene schlanke Stützenkonstruktionen von mehrstöckigen Hochbauten zur Anwendung kommen, übertragen und deren Effektivität verifiziert werden.

Um das zentrale Ziel, die Steigerung der Widerstandsfähigkeit gegen Detonationseinwirkungen, zu erreichen, werden rotatorische und translatorische Nachgiebigkeiten an den Auflagerpunkten des Stützensystems untersucht, um deren tragfähigkeitssteigernde Einflüsse auf die dynamische Bauteilreaktion zu identifizieren und zu bewerten. Diese Nachgiebigkeiten werden über variable Systemparameter im Modell abgebildet. Zusammen mit der Definition von Ergebnisgrößen, die das komplexe Bauteilverhalten charakterisieren, entsteht ein multidimensionales Parametermodell, an dem mit Hilfe von statistischen Methoden Optimierungsuntersuchungen durchgeführt werden können. Abschließend werden auf Basis der Optimierungsergebnisse die konstruktive Umsetzbarkeit sowie die grundsätzliche Anwendbarkeit und Effizienz von duktilen Auflager- und Anschlussbedingungen diskutiert.

## 1.2 Stand der Forschung

Die Veröffentlichung von RUTNER, GEBBEKEN, MANGERIG & MENSINGER ET AL. [130] im Stahlbaukalender unter dem Titel *Stahlkonstruktionen unter Explosionsbeanspruchung* fasst aktuelle Forschungsergebnisse und allgemeine Grundlagen in diesem Bereich zusammen. Die der Forschungsarbeit zugrunde liegenden Hypothesen sind im Stahlbau Journal unter dem Titel *Die Auswirkung von duktilen Anschlüssen auf die Explosionsresistenz lasttragender Stützen* von RUTNER, MENSINGER & TROMETER [131] dargestellt. Sie stützen sich auf die Arbeiten von RUTNER ET AL. [126–129] zu Verbundstützenkonstruktionen.

Durch MENSINGER, TROMETER & REYER [108] konnte gezeigt werden, dass Schubverzerrungen infolge von Detonationseinwirkungen bei Stahlprofilen mit relativ niedriger Schubsteifigkeit einen relevanten Einfluss auf die dynamische Bauteilantwort besitzen und dass stark vereinfachte Modelle, die auf Einmassensystemen basieren, zentrale Charakteristika der Bauteilreaktion nicht abbilden. Die Grundlage hierfür lieferte die Arbeit von REYER [119]. STODDART, BYFIELD & TYAS [146] berichten u. a., dass Anschlüsse ihr Last-Verformungs-Verhalten in Abhängigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit signifikant ändern. Dies habe nach BAKER [7] auch schon bei Detonationen während des Zweiten Weltkrieges zu unerwarteten Versagensfällen geführt. KRAUTHAMMER [87, 88] untersucht Stahlbauanschlüsse unter Detonationseinwirkungen und stellt fest, dass Anforderungen aus der Erdbebenbemessung nicht zwingend zu einem besseren Tragverhalten unter Detonationseinwirkungen führen. Ferner berichtet er von Fällen unerwarteten spröden Versagens, z. B. an Schweißnähten, und nimmt kritisch Stellung zu vereinfachten Bemessungsempfehlungen der UFC 3-340-02 [154]. Neben seinen Arbeiten zur Vermeidung eines progressiven Kollapses [4, 6] präsentiert ASTANEH-ASL [5] auch Versuchsergebnisse für Stahl- und Verbundkonstruktionen und leitet daraus konstruktive Regeln ab. Vergleichbare Vorschläge zur Steigerung der Robustheit von Stahl- und Stahlbetonkonstruktionen unter diesen außergewöhnlichen Einwirkungen macht CRAWFORD [24]. Eine umfassende Einführung in die Thematik des progressiven Kollapses infolge von Detonationseinwirkungen geben MAR-

CHAND & ALFAWAKHIRI [105]. Für den Massivbau schildert STAROSSEK [144] ausführlich die geltenden Bemessungsregeln und fasst den Stand der Forschung auf diesem Gebiet zusammen. SMILOWITZ [141] folgert jedoch, dass der lokale Bemessungsansatz unter bestimmten Umständen einen besseren Konstruktionsschutz bietet als der globale Ansatz.

Eine Zusammenfassung gültiger Bemessungsregeln im Verbundbau geben HANSWILLE [69] und SAUERBORN [134]. Zur statischen Tragfähigkeit von Verbundstützen aus unterschiedlichen Querschnitten und unter der Verwendung von hochfesten Materialien liefern HANSWILLE [68] und LIEW [98–100] experimentelle und empirische Ergebnisse. HAN [66] geht dabei speziell auf Einwirkungskombinationen aus Schub und Axiallast ein. Eine gute Zusammenfassung aktueller Forschungsergebnisse in diesem Bereich bietet die Arbeit von DONNER [41]. Allgemeine Bemessungsregeln für Anschlüsse im Stahl- und Verbundbau fassen KUHLMANN ET AL. [89, 91, 93] zusammen. KUHLMANN, RÖLLE ET AL. [92] präsentieren Forschungsergebnisse zur Steigerung der Robustheit von Stahlkonstruktionen durch gezielte Anschlussduktilitäten, KUHLMANN & RÖLLE [90] leiten daraus Entwurfsregeln für eine Verbesserung der Redundanz von Stahlkonstruktionen ab. Ein Modell zur Gebäudebemessung gegen ein plötzliches Stützenversagen wird von IZUDDIN, VLASSIV ET AL. [81, 156] vorgestellt. In Bezug auf die Explosionsresistenz von Stützenkonstruktionen liefern HAUKE ET AL. [71, 72] Ergebnisse über Verbundstützen aus kammerbetonierten Doppel-T-Profilen und quadratischen Hohlprofilen unter Anprall- und Detonationseinwirkungen, die im Rahmen des europäischen Forschungsprojektes COSIMP entstanden sind. Die Stützen wurden darin nach klassischen Konstruktionsgesichtspunkten gewählt und sind weder an die Anforderungen durch die Explosionseinwirkungen angepasst, noch besitzen sie einen optimierten Querschnittsaufbau. GÜNDEL, HOFFMEISTER ET AL. [62] leiten aus diesen Ergebnissen Bemessungsvorschläge ab, die eine Sammlung gängiger, stark vereinfachter Ansätze darstellen. HALLEUX ET AL. [65] präsentieren experimentelle Ergebnisse für Verbundstützen unter Nahdetonationseinwirkungen und belegen die deutlich höhere Widerstandsfähigkeit im Vergleich zu Stahlbetonstützen. Auch GEBBEKEN ET AL. [61] attestieren den Verbundstützenkonstruktionen, für Einwirkungen aus Explosionen am besten geeignet zu sein. GREULICH ET AL. [64] gehen auf die numerische Bemessung und Schädigungsermittlung von eindimensionalen Bauteilen in Stahlbetonbauweise ein. Experimentelle Untersuchungen von Stahlbetonstützen unter Explosionseinwirkungen und deren theoretischer Hintergrund werden auch von MANGERIG & LIEBERKNECHT [103] dargestellt. Angaben zur konstruktiven Durchbildung von Gebäudestrukturen in Stahl-, Beton- und Mauerwerksbauweise unter Detonationseinwirkungen machen DITTRICH ET AL. [37]. Detaillierter gehen MANGERIG ET AL. [104] auf Anschlusskonstruktionen in Stahlbeton-, Stahl- und Verbundbauweise ein und nehmen allgemein zur Anwendung von Lagerkonstruktionen Stellung. Darüber hinaus beschreibt LARCHER ET AL. [94] die Analyse von Detonationseinwirkungen auf Hallenhüllkonstruktionen.

Die physikalischen Grundlagen der Luftstoßwellen von Detonationen werden u. a. von GEBBEKEN & DÖGE [58] zusammengefasst. Einen Einblick in numerische Berechnungsverfahren für dynamische Prozesse geben HIERMAIER & GEBBEKEN [78]. Darüber hinaus beschreibt HIERMAIER [76] die Simulation transienter Vorgänge mit expliziter Zeitintegration in Hydrocodes. Einen Überblick über die Kopplung von Berechnungsverfahren zur Analyse der Fluid-Struktur-Interaktion bei hochdynamischen Lasten geben SAUER & KLUMFOSS [133]. Mechanische Grundlagen moderner Softwareanwendungen bei Crash und Impact werden umfassend von HIERMAIER [75, 77] dargestellt. RIEDEL [120, 121] präsentiert ein anerkanntes Materialmodell für Beton, das die komplexen Materialeigenschaften

unter hochdynamischen Belastungen abbildet und u. a. in der expliziten Materialdatenbank von ANSYS AUTODYN [1] verfügbar ist. Bezüglich des Schädigungsverhaltens von Beton erfolgte eine Erweiterung dieses Materialmodells durch SCHULER [138]. Für die Abbildung der Dehnratenabhängigkeit von Stahl präsentiert SCHWER [139] einen Vergleich verschiedener Ansätze und Kenngrößen.

Will man sich strategisch und konzeptionell auf Gefahrensituationen wie etwa Terror-szenarien vorbereiten, wie es das BUNDESMINISTERIUM DES INNEREN [12, 13] fordert, stellen Stadtmodelle, die bei der Simulation von realitätsnahen Detonationsszenarien im urbanen Umfeld verwendet werden, ein wichtiges Werkzeug dar. Über den Stand der Forschung und über aktuelle Herausforderungen bei der Simulation von Detonationsszenarien im urbanen Umfeld auf Basis von Geodatenmodellen informieren TROMETER & SCHILLING [153]. Eine ausführliche Beschreibung der neuesten Entwicklungen bezüglich der Schnittstellendefinition zu Stadtmodellen, der Nutzung von hochauflösenden Geometrie-modellen und der Automatisierung aller beteiligten Prozesse bis zur Auswertung der Detonationssimulation wird von TROMETER & MENSINGER [152] präsentiert. In seinem Beitrag für die Münchner Stahlbautage (2013) stellt TROMETER [151] den Bezug vom Stadtmodell zur detaillierten Bauteilbemessung unter Detonationseinwirkung her. Ergebnisse zu standardisierten urbanen Situationen mit starkem Abstraktionsgrad machen beispielsweise REMENNIKOV [117, 118], ROSE [125] und SMITH [143]. Allgemeine Angaben zu Schutz- und Planungsstrategien im öffentlichen Raum machen GEBBEKEN & DÖGE [59, 60].

Explosionen zählen nach DIN EN 1990 [31] zur Kategorie der außergewöhnlichen Einwirkungen und werden lediglich in DIN EN 1991-1-7 [32] behandelt, in der generelle Schutzstrategien aufgeführt sind. Auch das American Institute of Steel Construction (AISC) [140] fordert, dass außergewöhnliche Lastszenarien identifiziert und Maßnahmen ergriffen werden müssen, um die Leistungsfähigkeit von lasttragenden Bauteilen ausreichend sicherzustellen. Weiter existieren in den USA einige Richtlinien und Regelwerke [52–55, 150, 155], die auf die spezifische Thematik des Explosionsschutzes eingehen. Ein guter Überblick über die normative Situation, über Vorschriften und Richtlinien wird von DITTRICH, LANDMANN & GEBBEKEN [38] gegeben.

### 1.3 Effizienz des Verbundstützenquerschnitts

Für die Querschnittsgestaltung der Stützen werden herkömmliche Materialien strategisch eingesetzt und Querschnitte in Stahl-Beton-Verbundbauweise geschaffen. Dieses Konstruktionsprinzip hat sich in vielfacher Hinsicht als äußerst effektiv und vorteilhaft gegenüber anderen Bauweisen erwiesen und eignet sich besonders für den Einsatz bei Nahdetonationen. Das volle Potenzial des Stahlverbundquerschnitts kommt zur Geltung, wenn der Werkstoff Beton einen dreidimensionalen Spannungszustand ausbildet und so ein Vielfaches seiner einaxialen Druckfestigkeit erreicht. Die Stahlhülle hilft dabei nicht nur, den Betonkern zu stabilisieren, sondern verleiht der Stütze auch eine robuste Oberfläche, die ein lokales Versagen des Betons durch eine unmittelbare Einwirkung der Detonationsdruckwelle verhindert. Gleichzeitig fungiert der Betonkern als nachgiebige Bettung des Stahlrohres, was auch bei lokalen Spitzenlasten ein lokales Versagen des Rohres verhindert und eine Aktivierung des gesamten Querschnitts ermöglicht. Steigern sich die Beanspruchungen im Betonkern weiter, führt dies schließlich zu einer Kompaktion, bei der die Poren im Beton geschlossen werden und es zu einem Versagen der Betonmatrix kommt.

Das verbleibende Granulat steht unter hydrostatischer Beanspruchung und weist durch die Verbundbauweise bis zum Versagen der äußeren Stahlhülle noch eine erhebliche Resttragfähigkeit auf. Durch die gewählte Verbundbauweise und den speziellen Querschnittsaufbau werden die positiven Eigenschaften beider Werkstoffe aktiviert, wodurch die Effizienz und Duktilität der Querschnitte ganz wesentlich gesteigert werden. Die daraus resultierende Widerstandsfähigkeit liegt deutlich über der von klassischen Stahl- oder Betonstrukturen.

## 1.4 Inhaltliche Gliederung und thematische Abgrenzung

Die vorliegende Arbeit gliedert sich in vier Hauptbereiche, in denen auf die Detonationseinwirkung (Kapitel 2), das statische (Kapitel 3) und dynamische Tragverhalten von Verbundstützen (Kapitel 4) und die Parameteroptimierung zur Steigerung der Widerstandsfähigkeit (Kapitel 5) eingegangen wird.

Im ersten Bereich werden neben allgemeinen Grundlagen zu Detonationseinwirkungen auch Referenzquellen für Detonations-Charakteristika thematisiert. Im Anschluss daran werden unterschiedliche Detonationsszenarien vorgestellt und Nahdetonationsszenarien für die Bauteilanalyse definiert. Um die Qualität der Druckwellensimulation zu bewerten, wird ein allgemeingültiges Verfahren zur Verifizierung der Modelldiskretisierung präsentiert und auf die gewählten Szenarien angewandt. Darauf aufbauend folgt die Vorstellung der Simulationsmodelle zur Bestimmung der Druckwelleneinwirkung auf die Stützenoberfläche, außerdem wird auf die Besonderheiten der komplexen Druckeinwirkung eingegangen. Zur besseren Veranschaulichung und als Grundlage für weiterführende Untersuchungen werden globale Einwirkungskomponenten hergeleitet und exemplarisch aufbereitet.

Der zweite Bereich befasst sich mit dem Tragverhalten von Verbundstützen unter statischen axialen Beanspruchungen. Anhand eines repräsentativen Verbundstützenquerschnitts wird auf verschiedene Aspekte der Tragfähigkeit und Bemessung eingegangen. Im Rahmen einer numerischen Traglastanalyse der betrachteten Verbundstützenkonstruktion wird das dreidimensionale Simulationsmodell der Untersuchungen vorgestellt, zudem wird für eine Auswahl an Stützensystemen auf Besonderheiten bezüglich der Tragfähigkeit eingegangen. Ergänzt werden die Untersuchungen durch eine Knicklängenauswertung des allgemein nachgiebig gelagerten Stabes in Abhängigkeit von variablen Randbedingungen, auf dessen Grundlage die Bewertung der Tragfähigkeit von teileingespannten, normalkraftbeanspruchten Stützensystemen erfolgen kann.

Aufbauend auf der statischen Traglastanalyse am dreidimensionalen Bauteilmodell schließen sich Untersuchungen zur dynamischen Bauteilantwort unter Nahdetonationsszenarien mit variabler Intensität an. In diesem Abschnitt werden grundlegende Einflüsse auf die Bauteilreaktion, wie der des dynamischen Systems unter axialer Vorspannung, sowie grundlegende Sensitivitäten bei der Modellierung des Bauteils, bei der Einwirkung und bei der Lastaufbringung ausführlich diskutiert. Abschließend folgt die Bewertung der Einflüsse aus der schrittweisen Steigerung der Detonationsintensität. Es entsteht ein verifiziertes Simulationsmodell mit einer relevanten axialen Vorspannung, bei dem sich infolge der Einwirkungsintensität deutliche lokale Versagensmechanismen ausprägen. Dieses Modell bildet die Ausgangsbasis für die sich anschließende Systemoptimierung.

Der letzte Abschnitt der Arbeit widmet sich der Parameteroptimierung des Bauteilmodells aus dem vorangegangenen Abschnitt. Anhand des repräsentativen Beispiels werden verschiedene Strategien zur Reduktion der auftretenden Beanspruchungskonzentrationen und Versagensmechanismen diskutiert. Hierfür ist zunächst eine Parametrisierung des Modells notwendig. Als Variationsparameter werden Rotationsnachgiebigkeiten der idealisierten Anbindung der Stützenkonstruktion sowohl am Fußpunkt als auch am Stützenkopf definiert. Zudem wird eine variable Vertiefung am unteren Auflagerpunkt berücksichtigt. Über die vereinfachte Abbildung der Eigenschaften von Lagerkonstruktionen aus dem Bauwerkschutz können zusätzlich horizontale Nachgiebigkeiten am Fußpunkt definiert werden. Mit Hilfe dieser verschiedenen Nachgiebigkeiten wird angestrebt, die Verteilung des Lastabtrags zwischen Kopf- und Fußpunkt zu beeinflussen und somit eine Entlastung von hochbeanspruchten Stützenbereichen zu erreichen. Die Einflüsse der Variationsparameter auf die dynamische Bauteilantwort werden dabei anhand einer Vielzahl von Merkmalen betrachtet. Über die statistische Auswertung der Sensitivitäten im multidimensionalen Parameterraum lässt sich ein Metamodell definieren, in dem das Systemverhalten in Form von Ergebnisgrößen in Abhängigkeit von den Variationsparametern beschreibbar wird. Ausgehend von diesem Metamodell werden Optimierungsuntersuchungen durchgeführt, deren prognostizierte Ergebnisse am Simulationsmodell verifiziert werden. Das beschriebene Verfahren zeichnet sich durch eine begrenzte Anzahl von notwendigen Designs aus und eignet sich deshalb besonders für rechenintensive Fragestellungen.

Allgemein konzentrieren sich die Untersuchungen auf Detonationen von Explosivstoffen. Es werden keine Deflagrationen betrachtet, die durch eine Ausbreitungsgeschwindigkeit unterhalb der Schallgeschwindigkeit gekennzeichnet sind. Beim Detonationsprozess treten in der direkten Umgebung des Detonationspunktes neben den Überdrücken auch hohe Temperaturspitzen auf. Die daraus resultierende Temperatureinwirkung auf das Bauteil ist aber wie die Druckeinwirkung von einer äußerst kurzen Einwirkungsdauer geprägt. Somit entstehen aus der Temperatureinwirkung im Gegensatz zur Druckeinwirkung keine relevanten Beanspruchungen für das Bauteil, sodass diese vernachlässigbar ist und nicht diskutiert wird. Auch Einflüsse aus einem möglichen Folgebrand auf die durch die Druckwelle vorgeschädigte Struktur werden nicht betrachtet. Ferner wird auch eine etwaige Fragmentierung und Splitterbildung sowie deren mögliche Einwirkung auf das Bauteil nicht abgebildet. Vor allem bei den betrachteten Detonationsszenarien von höherer Intensität entstehen auf der idealisiert abgebildeten Grundfläche bereits hohe reflektierte Überdrücke. Eine mögliche Kraterbildung oder Einflüsse auf die Fußpunktverankerung der Stützen sind von der konstruktiven Ausführung abhängig und werden ebenfalls vernachlässigt.

## 1.5 Sicherheitsüberlegungen

Dem Autor ist bewusst, dass es sich um ein sensibles und sicherheitsrelevantes Thema handelt. Aus diesem Grund und weil sich die Untersuchungen in weiten Teilen an Beispielen orientieren, bei denen der Fokus auf der Bauteilreaktion liegt, wird bewusst auf die Nennung von expliziten Explosivstoffmengen verzichtet und mit skalierten Größen gearbeitet.



## Kapitel 2

# Charakteristika von Detonationsdruckwellen

Detonationsdruckwellen zählen zu den impulsartigen Einwirkungen und sind durch einen sprunghaften Druckanstieg sowie eine Einwirkungsdauer im Millisekundenbereich gekennzeichnet. Die Druckfront breitet sich sphärisch im freien Raum aus, bis sie auf eine Oberfläche eines beliebigen Objektes trifft und dort reflektiert wird. Der entstehende reflektierte Überdruck definiert die einwirkende impulsartige Kraft auf die Oberfläche, die auch die Einwirkung im Rahmen einer Bauteilanalyse darstellt. Detonationen sind, im Gegensatz zu Deflagrationen, durch eine Ausbreitungsgeschwindigkeit gekennzeichnet, die deutlich über der Schallgeschwindigkeit liegt. Dies ist auch die Ursache dafür, dass die Druckwellenausbreitung einer Detonation nicht den gleichen physikalischen Gesetzmäßigkeiten wie die Schallwelle gehorcht. Die Luftpartikel schwingen nicht nur um ihre Ruhelage, sie sind auch in Bewegung, was einen maßgeblichen Einfluss auf die auftretenden Reflexionsphänomene hat und zu hohen Einwirkungsintensitäten führt. Für weiterführende Informationen zu grundlegenden Zusammenhängen, auftretenden Phänomenen und theoretischen Grundlagen wird an dieser Stelle u. a. auf KINNEY & GRAHAM [86] und BAKER [8,9] verwiesen. LEE [96] liefert ebenfalls eine ausführliche Zusammenfassung zu Detonationsphänomenen.

### 2.1 Grundlagen

#### 2.1.1 Die Detonationsdruckwelle

Betrachtet man einen Punkt im Luftraum, so wird dieser von der sich frei ausbreitenden Druckwelle durchlaufen. Der zeitliche Verlauf von Druck und Impuls ist in Abbildung 2.1 dargestellt und wird durch die Ankunftszeit  $t_a$ , den Spitzenüberdruck  $p_{so}$  und den Spitzenimpuls von  $i_{so}$  charakterisiert. Trifft die einfallende Druckwelle am betrachteten Punkt auf eine ebene Fläche, führt dies zu einer Reflexion. Der zeitliche Verlauf des reflektierten Drucks und Impulses weist bei gleicher Ankunftszeit einen reflektierten Spitzenüberdruck  $p_{ro}$  und einen Spitzenimpuls von  $i_{ro}$  auf. Liegt dieser Punkt etwas näher am Detonationspunkt und geringfügig vor der reflektierenden Oberfläche, so entstehen die blauen Kurven in Abbildung 2.1. Die einfallende Druckwelle erreicht diesen Punkt etwas früher und hat einen etwas höheren Spitzenwert. Die reflektierte Druckwelle durchläuft den Luftraum und den betrachteten Punkt im Anschluss in entgegengesetzter Richtung. Dies führt zu einem erneuten Druckanstieg auf das abklingende Niveau der reflektierten Druckwelle.

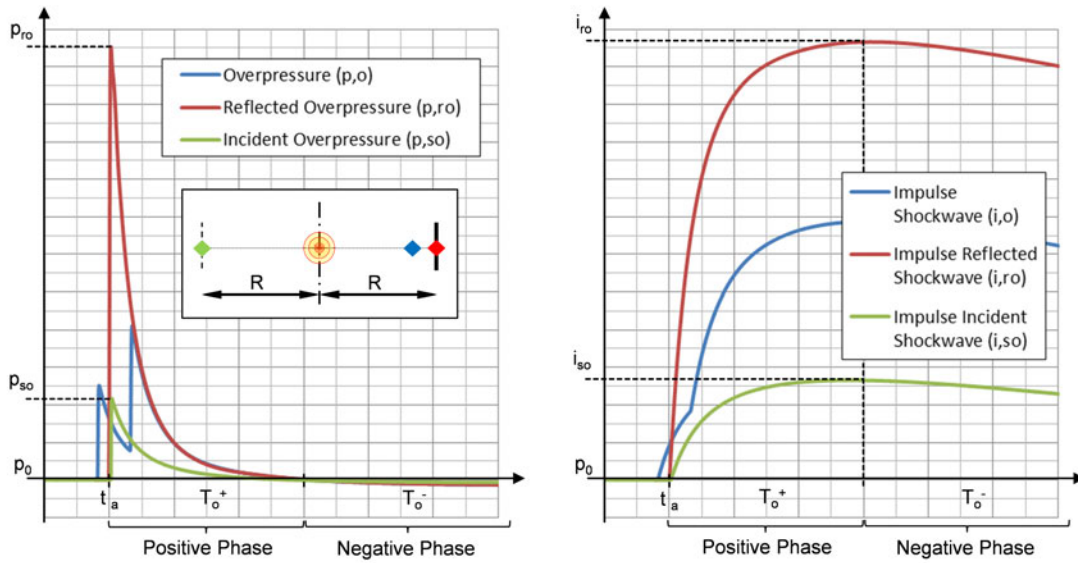


Abbildung 2.1: Charakteristische Druckverläufe der einfallenden und reflektierten Druckwelle (links) und die daraus abgeleiteten charakteristischen Impulsverläufe (rechts)

Aufgrund des nahezu sprunghaften Druckanstiegs durch die einfallende Druckwelle kann der Ankunftszeitpunkt  $t_a$  vereinfacht mit dem Zeitpunkt des Spitzenüberdrucks gleichgesetzt werden. Die Dauer der Überdruckphase wird mit  $T_o^+$  und die Dauer der Unterdruckphase mit  $T_o^-$  bezeichnet. Wegen des schleifenden Schnittes am Übergang zwischen Druck- und Sogphase ist eine Bestimmung der Einwirkungsdauer bei experimentellen und numerischen Analysen meist schwierig. Aufgrund des Plateaus im Impulsverlauf zeigen Abweichungen der Einwirkungsdauer allgemein einen untergeordneten Einfluss.

Das Integral des Druckverlaufs über die Zeit ergibt einen transienten flächenbezogenen Kraftstoß oder Impuls der einwirkenden Detonationsdruckwelle, der als Impuls  $i$  bezeichnet wird. Als Basis für die Integration dient der Umgebungsluftdruck  $p_0$ , der die positive Druckphase (oder Überdruckphase) von der negativen Druckphase (oder Sogphase) trennt. Der maximale Impuls ist erreicht, wenn der Druck wieder unter den Umgebungsluftdruck fällt, also in die Sogphase übergeht. Der Wechsel in die Sogphase führt zu einer Abnahme im Impulsverlauf, wie Abbildung 2.1 zeigt. Will man jedoch zwischen den einzelnen Überdruck- und Sogbereichen unterscheiden, so setzt man den Impulsverlauf nach dem Erreichen eines Extremums auf null und erhält den jeweiligen positiven bzw. negativen Teilimpuls, wie in den späteren Auswertungen zu sehen ist.

Bei großen Einwirkungsintensitäten, wenn der Spitzenüberdruck ein Vielfaches des Umgebungsluftdrucks ( $p_{so} \gg p_0$ ) erreicht, sind der Umgebungsluftdruck und die Sogphase zunehmend von untergeordneter Bedeutung für die Bauteilreaktion und können vernachlässigt werden. Entstehen durch geringe Detonationsintensitäten nur geringe Überdrücke, so steigt der relative Einfluss der Sogphase. Hier kann u. a. auf MENSINGER & TROMETER [107] und die Untersuchungen von TEICH [147, 148] verwiesen werden.

### 2.1.2 Maßstabseffekt

Es zeigte sich, dass man unabhängig von der eigentlichen Explosivstoffmenge gleiche Charakteristika für den Druckverlauf erhält, wenn man die grundlegende Gesetzmäßigkeit der Skalierung nach KINNEY & GRAHAM [86] berücksichtigt. Dies bedeutet, dass Einwirkungskombinationen aus unterschiedlichen Explosivstoffmengen und Abständen identische skalierte Detonations-Charakteristika aufweisen können. Der Skalierungsfaktor für die Detonations-Charakteristika bezieht sich auf die Explosivstoffmasse  $W$  in  $[kg]$  TNT-Äquivalent. Der Skalierungsfaktor bzw. die Proportionalitätskonstante ergibt sich daraus zu  $1/W^{1/3}$ . Die dritte Wurzel trägt der sphärischen Ausbreitung der freien Druckwelle Rechnung. Die Multiplikation des realen Abstandes  $R$  in  $[m]$  eines betrachteten Punktes zum Detonationspunkt mit dem Skalierungsfaktor ergibt den bezogenen Abstand  $\bar{R}$ , der allgemeingültig als skaliertes Abstand  $Z$  nach Gleichung (2.1) bezeichnet wird.

$$Z = \bar{R} = \frac{R}{W^{1/3}} \quad \text{in} \quad \left[ \frac{m}{kg^{1/3}} \right] \quad (2.1)$$

Der skalierte Abstand ist nicht unabhängig von den verwendeten Maßeinheiten, aber konsistent für das verwendete Einheitensystem. Dies bedeutet, dass die Kurven für verschiedene Einheitensysteme nicht identisch, aber über konstante Umrechnungsfaktoren ineinander überführbar sind. Bezieht man Ergebnisse aber beispielsweise auf einen bestimmten skalierten Abstand  $Z$ , so ist die Angabe des verwendeten Einheitensystems unerlässlich. Deswegen wird vereinbart, dass sich alle Angaben im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen auf SI-Einheiten beziehen. Im Anhang A.1 sind ausgewählte Umrechnungsfaktoren aufgeführt.

Die Skalierung ermöglicht es, allgemeingültige Aussagen zu treffen, ohne diese nur auf eine bestimmte Kombination aus Explosivstoffmenge und Betrachtungshorizont zu beziehen. Entsprechend dem skalierten Abstand lassen sich nun auch Zeitpunkt  $\bar{t}$ , Einwirkungsdauer  $\bar{T}$ , und Impuls  $\bar{i}$  nach Gleichung (2.2) bis (2.4) skalieren und deren bezogene Größen für die Beschreibung der Detonationsausbreitung angeben.

$$\bar{t} = \frac{t}{W^{1/3}} \quad \text{in} \quad \left[ \frac{ms}{kg^{1/3}} \right] \quad (2.2)$$

$$\bar{T} = \frac{T}{W^{1/3}} \quad \text{in} \quad \left[ \frac{ms}{kg^{1/3}} \right] \quad (2.3)$$

$$\bar{i} = \frac{i}{W^{1/3}} \quad \text{in} \quad \left[ \frac{kPa \cdot ms}{kg^{1/3}} = \frac{Pa \cdot s}{kg^{1/3}} \right] \quad (2.4)$$

### 2.1.3 Reflexionsphänomene

Die Reflexion einer Schallwelle erreicht einen Maximalwert von zwei, wohingegen die Reflexion einer Detonationsdruckwelle im direkten Nahbereich Reflexionsfaktoren von deutlich über acht erreichen kann. Allgemein bezeichnet man das Verhältnis des Spitzenüberdrucks der einfallenden Druckstoßwelle  $p_{so}$  zur reflektierten Druckwelle  $p_{ro}$  als Reflexionsfaktor  $c_r$  nach Gleichung (2.5), der auch in Abbildung 2.1 einen Wert größer als zwei annimmt. Wie aus Abbildung 2.2 hervorgeht, ist der Reflexionsfaktor von der Intensität der Einwirkung abhängig und steigert sich nach UFC 3-340-02 [154] von minimal zwei auf Werte von bis zu 13 für Kontaktdetonationen bei idealer senkrechter Reflexion an starren Flächen.

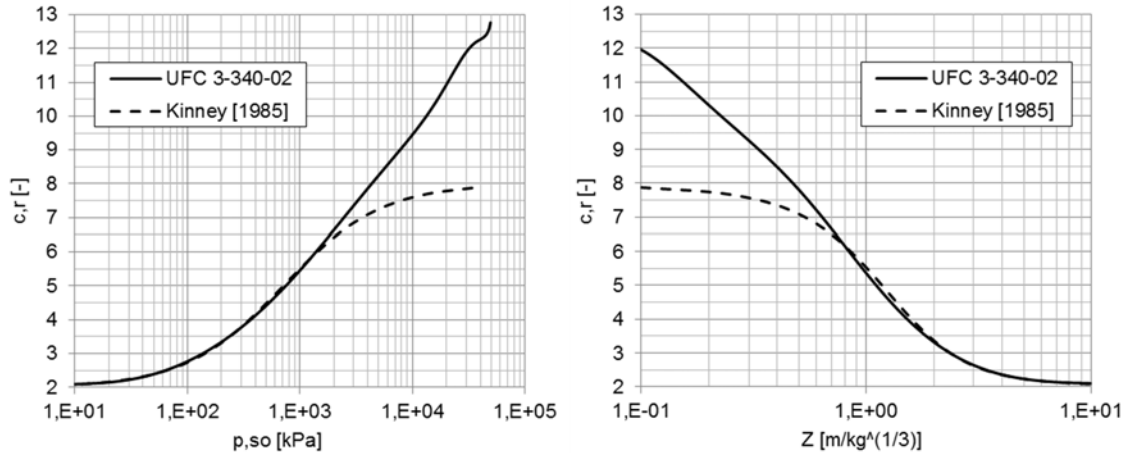


Abbildung 2.2: Entwicklung und Vergleich des Reflexionsfaktors nach KINNEY & GRAHAM [86] und UFC 3-340-02 [154] in Abhängigkeit vom einfallenden Überdruck (links) und vom skalierten Abstand (rechts)

$$c_r = \frac{p_{ro}}{p_{so}} \quad [-] \quad (2.5)$$

Die Schockfront einer Detonations- oder Schockwelle kann als Diskontinuität von Druck  $p$ , Dichte  $\rho$ , spezifischer innerer Energie  $e$  und Partikelgeschwindigkeit  $u_p$  mathematisch beschrieben werden. Mit Hilfe der Erhaltungsgleichungen für Masse, Impuls und Energie nach RANKINE & HUGONIOT, die u. a. DEWEY [25] zusammenfasst, lässt sich der Zustand unmittelbar vor und hinter der Schockfront beschreiben. Für eine ideale senkrechte Reflexion an einer starren Fläche lässt sich unter Annahme eines konstanten Isentropenkoeffizienten von  $\gamma = 1,4$  nach KINNEY & GRAHAM [86] der Reflexionsfaktor  $c_r$  in Abhängigkeit vom einfallenden Überdruck  $p_{so} = p_1 - p_0$  nach Gleichung (2.6) bestimmen. Dieser erreicht einen Spitzenwert von acht. Da der Isentropenkoeffizient aber bei hohen Detonationsintensitäten bis auf  $\gamma = 1,17$  abnimmt, wie u. a. GEBBEKEN in [57] übersichtlich zusammenfasst, entsteht mit zunehmender Intensität der in Abbildung 2.2 dargestellte Unterschied zwischen den beiden Quellen. Die Anwendung von Gleichung (2.6) aus der direkten Gegenüberstellung in Abbildung 2.2 ist folglich auf einen skalierten Abstand von  $Z > 0,7$  bzw.  $p_{so} < 2 E + 03 \text{ kPa}$  begrenzt.

$$c_r = \frac{8 p_1 + 6 p_0}{p_1 + 6 p_0} = \frac{2(4 p_{so} + 7 p_0)}{p_{so} + 7 p_0} \quad (2.6)$$

Neben der Reflexion an einer senkrechten ebenen Fläche gibt es noch spezielle Phänomene, wie den Machstamm-Effekt. Er entsteht beispielsweise bei einer Detonation oberhalb der Grundfläche. Die sich ausbreitende Druckwelle trifft auf die Grundfläche und wird dort reflektiert. Aus der Überlagerung der sich ausbreitenden und der reflektierten Druckwelle bildet sich eine grundflächenparallele Strömung mit einer deutlich höheren Intensität aus. Als Beispiel sei auf die untersuchten Detonationsszenarien in Kapitel 2.4 verwiesen. Für weitere standardisierte Phänomene, wie der Reflexion an geneigten Flächen, kann auf KINNEY & GRAHAM [86] und UFC 3-340-02 [154] verwiesen werden. Natürlich kann es aber zu vielfältigen und beliebig komplexen Überlagerungen der Reflexionsphänomene kommen,

die nicht mehr allgemeingültig beschreibbar sind. Dies trifft sowohl im großen Maßstab für urbane Szenarien (vgl. Kap. 2.2.1), als auch im kleineren Maßstab für Nahdetonationen (vgl. Kap. 2.2.3) zu.

#### 2.1.4 Diskussion von Referenzquellen

Es gibt mehrere Literaturquellen, die empirische Beschreibungen für experimentell ermittelte Referenzwerte von Druckwellencharakteristika angeben. Die meisten Modelle liefern hierbei eine Beschreibung des Zusammenhangs zwischen dem Spitzenüberdruck  $p_{so}$  der sich frei ausbreitenden Druckwelle in Abhängigkeit vom skalierten Abstand  $Z$ . BORGERS & VANTOMME [14] zeigen eine übersichtliche Zusammenfassung gängiger Modelle, an der sich die folgenden Ausführungen orientieren.

Das Modell nach BRODE [18] stammt aus dem Jahr 1955 und ist in den Gleichungen (2.7) und (2.8) wiedergegeben. HENRYCH [73] differenziert sein Modell aus dem Jahr 1979 in drei Bereiche nach Gleichung (2.9) bis (2.11). SADOVSKYI [132] liefert eine Definition des einfallenden Überdrucks aus dem Jahr 1952 für skalierte Abstände  $Z \geq 1,0$  nach Gleichung (2.13). NAUMENKO & PETROVSKYI [111] ergänzen das Modell von SADOVSKYI durch ihre Definition aus dem Jahr 1956 für skalierte Abstände  $Z \leq 1,0$  nach Gleichung (2.12). KINNEY & GRAHAM veröffentlichten erstmals 1985 [86] die empirisch ermittelte Beziehung für den einfallenden Überdruck nach Gleichung (2.14), die etwas komplexer ist, so aber einen großen Bereich des skalierten Abstands abdeckt. Von KINGERY & BULMASH gibt es eine weitere Veröffentlichung zu Druckwellencharakteristika aus dem Jahr 1984 [85], die allgemein anerkannt und oft zitiert wird, aber nicht öffentlich zugänglich ist. Deren Ergebnisse liefern auch die Grundlage für das Softwaretool CONWEP [80] zur Bestimmung von Detonationseinwirkungen. Eine Modifizierung des Modells von KINGERY & BULMASH aus dem Jahr 1998 ist in der Veröffentlichung des DOD [40] enthalten und in den Gleichungen (2.15) bis (2.17) wiedergegeben.

Die schon erwähnte UFC 3-340-02 [154] mit dem Titel *Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions* des *Department of Defense* der *United States of America* aus dem Jahr 2008, die die bekannte TM 5-1300 [149] von 1990 ersetzt, ist in der Fachwelt allgemein anerkannt. Es handelt sich hierbei um ein technisches Regelwerk, das umfassende Angaben zu Explosionseinwirkungen, Lastansätzen, Ausführungen zu vereinfachten dynamischen Berechnungen von Strukturen und deren Anwendung auf Stahlbeton und Stahlbauwerke macht. Darin sind alle dimensionierenden Detonations-Charakteristika für einen großen Intensitätsbereich wiedergegeben. Die Charakteristika liegen jedoch nicht in funktionalen Zusammenhängen vor, sondern in Form von Diagrammen und deren diskreter Punkte. Dadurch entsteht ein sehr praktisches Werkzeug, das mit Hilfe von üblichen Tabellenkalkulationsprogrammen individuell angewandt werden kann und in den folgenden Abschnitten exemplarisch als Referenzquelle dient. Teilweise beruhen die Angaben auf experimentellen Ergebnissen, die KINGERY [84] in einem Bericht aus dem Jahr 1966 zusammenfasst. In Abbildung 2.4 sind alle Charakteristika der Detonationsdruckwelle für sphärische Detonationen der UFC 3-340-02 in SI-Einheiten umgewandelt und dargestellt, die skalierten Einwirkungscharakteristika für hemisphärische Detonationen sind Anhang A.2 zu entnehmen.

$$p_{so} > 10 \quad \rightarrow \quad p_{so} = \frac{6,7}{Z^3} + 1 \text{ [bar]} \quad (2.7)$$

$$0,1 < p_{so} < 10 \quad \rightarrow \quad p_{so} = \frac{0,975}{Z} + \frac{1,455}{Z^2} + \frac{5,85}{Z^3} - 0,019 \text{ [bar]} \quad (2.8)$$

$$0,05 < Z < 0,3 \quad \rightarrow \quad p_{so} = \frac{14,072}{Z} + \frac{5,540}{Z^2} + \frac{0,357}{Z^3} + \frac{0,00625}{Z^4} \text{ [bar]} \quad (2.9)$$

$$0,3 < Z < 1 \quad \rightarrow \quad p_{so} = \frac{6,1938}{Z} + \frac{0,3262}{Z^2} + \frac{2,1324}{Z^3} \text{ [bar]} \quad (2.10)$$

$$1 < Z < 10 \quad \rightarrow \quad p_{so} = \frac{0,662}{Z} + \frac{4,05}{Z^2} + \frac{3,288}{Z^3} \text{ [bar]} \quad (2.11)$$

$$Z \leq 1 \quad \rightarrow \quad p_{so} = \frac{10,7}{Z^3} - 1 \text{ [bar]} \quad (2.12)$$

$$1 \leq Z \leq 15 \quad \rightarrow \quad p_{so} = \frac{0,76}{Z} + \frac{2,55}{Z^2} + \frac{6,5}{Z^3} \text{ [bar]} \quad (2.13)$$

$$p_{so} = p_0 \frac{808 \left(1 + (Z/4,5)^2\right)}{\sqrt{1 + (Z/0,048)^2} \sqrt{1 + (Z/0,32)^2} \sqrt{1 + (Z/1,35)^2}} \text{ [bar]} \quad (2.14)$$

$$\begin{aligned} &0,2 < Z < 2,9 \\ p_{so} &= \exp(7,2106 - 2,1069 \ln(Z) - \\ &- 0,3229 \ln(Z)^2 + 0,1117 \ln(Z)^3 + 0,0685 \ln(Z)^4) \text{ [kPa]} \end{aligned} \quad (2.15)$$

$$\begin{aligned} &2,9 < Z < 23,8 \\ p_{so} &= \exp(7,5938 - 3,0523 \ln(Z) + \\ &+ 0,40977 \ln(Z)^2 + 0,0261 \ln(Z)^3 - 0,01267 \ln(Z)^4) \text{ [kPa]} \end{aligned} \quad (2.16)$$

$$\begin{aligned} &23,8 < Z < 198,5 \\ p_{so} &= \exp(6,0636 - 1,4066 \ln(Z)) \text{ [kPa]} \end{aligned} \quad (2.17)$$

In Abbildung 2.3 werden die verschiedenen Modelle für den einfallenden Spitzenüberdruck  $p_{so}$  in Form eines doppellogarithmischen Diagramms verglichen. Über große Bereiche gibt es eine gute, zumindest qualitative, Übereinstimmung zwischen den verschiedenen Quellen. Aufgrund des logarithmischen Maßstabs sind die realen Unterschiede aber durchaus deutlich. Um dies zu veranschaulichen, wird die relative Abweichung bezogen auf KINNEY & GRAHAM [86] über den gesamten Bereich des skalierten Abstands  $Z$  ausgewertet. Die Kurve der UFC 3-340-02 [154] zeigt hierbei die beste Übereinstimmung. Aus diesem

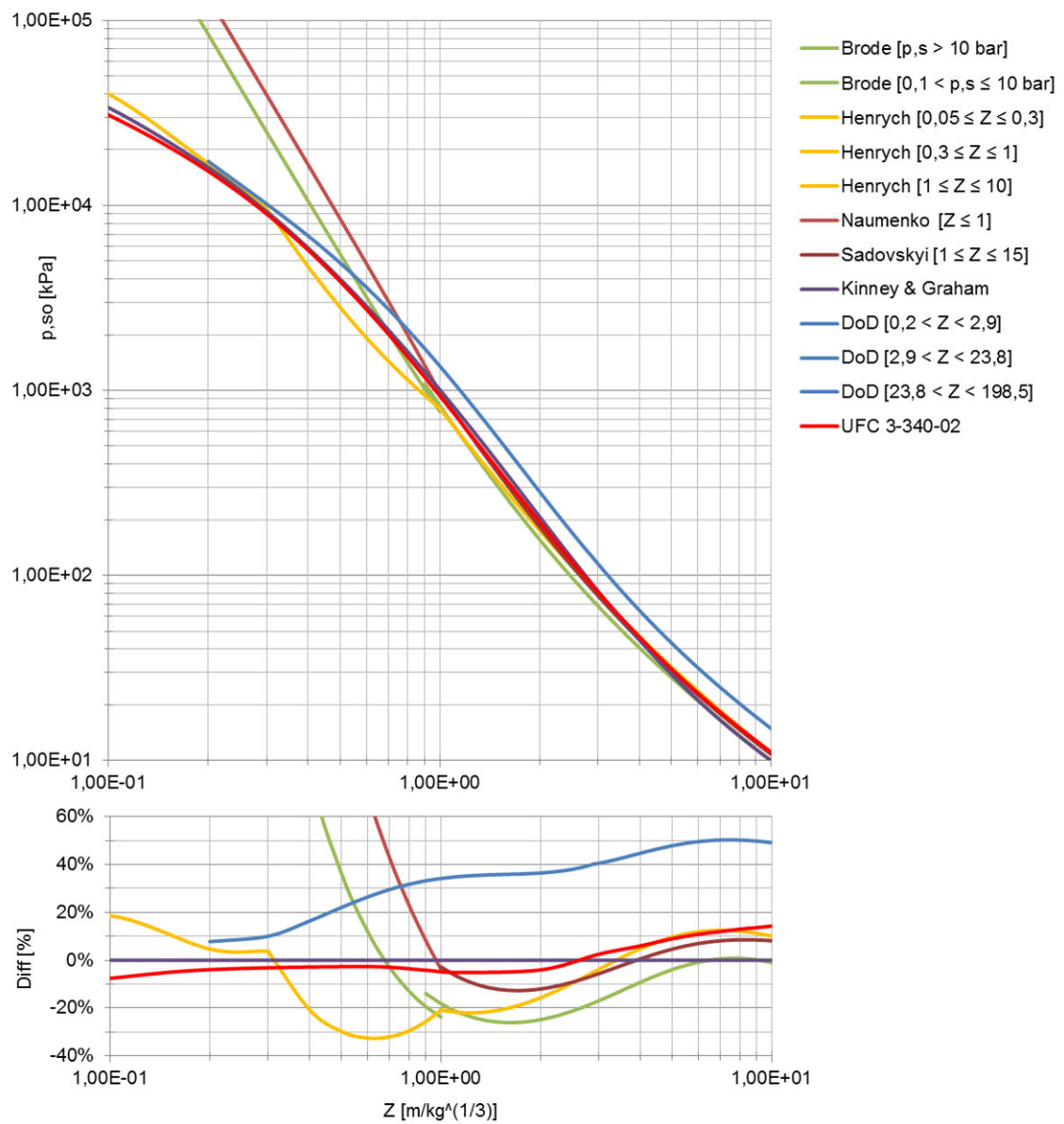


Abbildung 2.3: Vergleich von Referenzwerten für den einfallenden Überdruck  $p_{so}$  (oben) und Vergleich der Abweichungen bezogen auf KINNEY & GRAHAM [86] (unten)

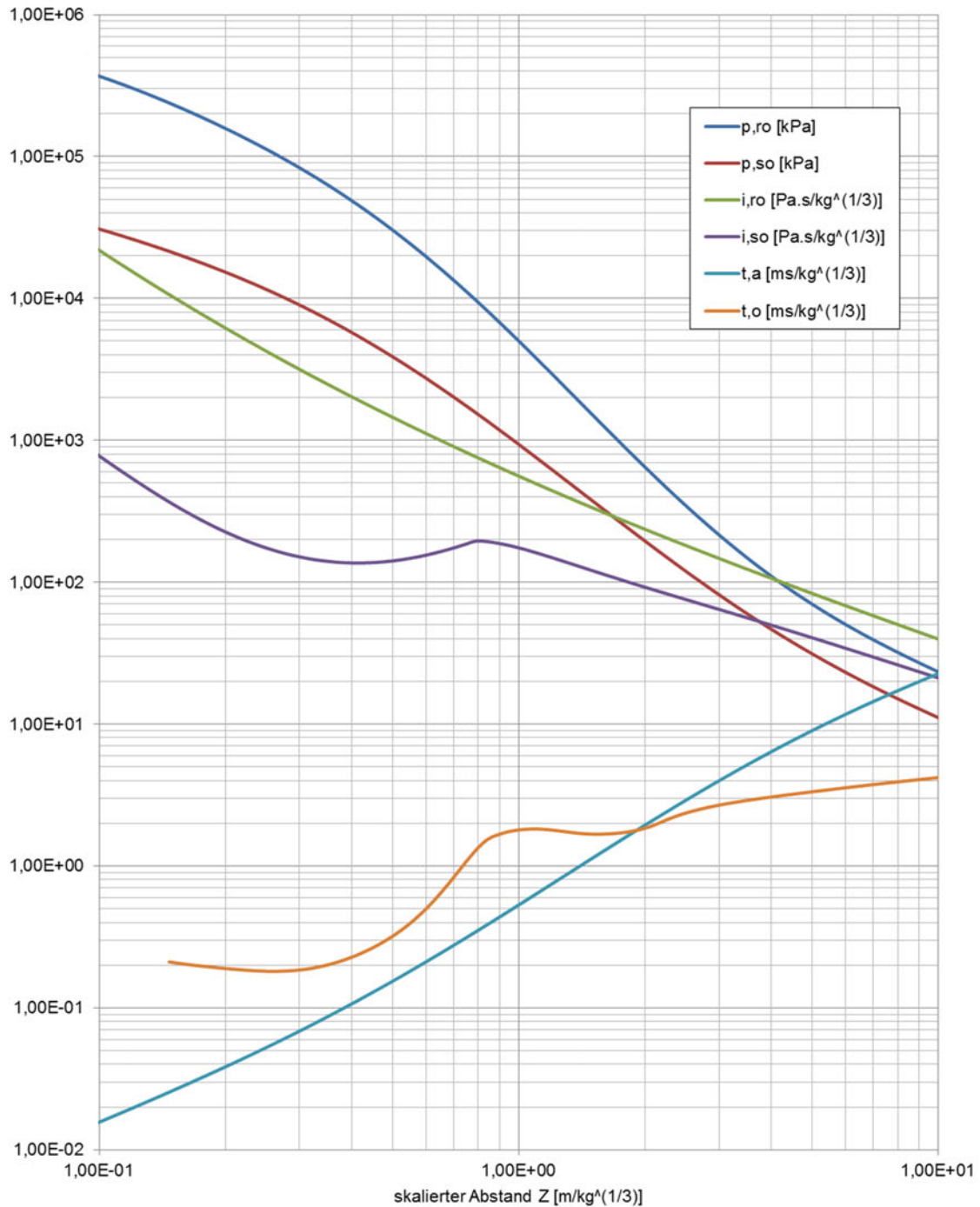


Abbildung 2.4: Skalierte Einwirkungscharakteristika sphärischer Detonationen auf Basis der UFC 3-340-02 [154]



Grund werden diese Werte auch für die spätere Verifizierung der Simulationsergebnisse herangezogen. Die Abweichungen zu KINGERY & BULMASH in DoD [40] sind für Einwirkungen höherer Intensität noch moderat, werden aber ab einem skalierten Abstand von  $Z = 0,5$  zunehmend deutlich. Die Kurven nach HENRYCH [73] zeigen in weiten Bereichen einen individuellen Verlauf, besonders für Abstände  $Z < 1,0$ . Die Kurven für BRODE [18] und NAUMENKO [111] im Bereich skalierten Abstände  $Z < 1,0$  weisen sehr schnell große Abweichungen zu den anderen Quellen auf und werden nicht weiter verfolgt.

Die Unterschiede zwischen den einzelnen Modellen machen die Herausforderungen bei der Bestimmung von Detonations-Charakteristika deutlich und zeigen die Sensibilität des Detonationsprozesses an sich auf. Die möglichen Ursachen für die Abweichungen sind dabei vielfältig. Da für die einzelnen Modelle wenig detaillierte Angaben gemacht werden, ist es beispielsweise denkbar, dass chemische Eigenschaften wie die Dichte des TNT variieren, die Form des TNT-Volumens nicht identisch ist oder der Detonationspunkt nicht immer ideal im Zentrum des TNT-Volumens liegt, um nur einige mögliche Aspekte zu nennen. Zudem müssen aber auch die analytischen Näherungen kritisch hinterfragt werden, besonders bei Wertebereichen über mehrere Potenzen.

Exemplarisch können an dieser Stelle die von KINGERY [84] vorgestellten experimentellen Ergebnisse genannt werden, die sich in der UFC 3-340-02 [154] wiederfinden. Einzelne Versuchsergebnisse weisen darin in Bezug auf die definierte Beziehung Abweichungen von  $\pm 30\%$  auf, und lediglich im Bereich mittlerer skalierten Abstände zeigt sich eine Häufung von Versuchsergebnissen, die eine statistische Auswertung zulassen. Die Randbereiche werden dabei oft nur von einzelnen Versuchsergebnissen abgebildet.

Die Vielzahl an möglichen Einflussfaktoren einerseits und die meist nicht vollständige Dokumentation der Randbedingungen in den verschiedenen Quellen andererseits machen deutlich, dass eine perfekte Verifizierung von numerischen Ergebnissen aufgrund der Unterschiede bei den Referenzquellen nicht erwartet werden kann.

### 2.1.5 Numerische Lösungsverfahren

Wie bereits erwähnt, kann die Diskontinuität einer Schockwelle über die Erhaltungsgleichungen nach RANKINE & HUGONOT [25] bilanziert werden. Mit den Zustandsgrößen des Materials vor Eintreffen der Druckwelle und der Zustandsgleichung (EoS), die den hydrostatischen Zustand des Materials definiert, können alle Beziehungen in Abhängigkeit von einer Unbekannten formuliert werden. Auf dieser Basis gelingt die numerische Abbildung von Fluiden und von der Ausbreitung der Detonationsdruckwellen. Da die viskosen Spannungen des Fluids Luft im Vergleich zu den entstehenden Drücken der Detonationsdruckwelle von untergeordneter Bedeutung sind, wird die Viskosität vernachlässigt und die ideale Form der Navier-Stokes-Gleichungen, die Euler-Gleichungen, angewandt. Auf Basis der Euler-Gleichungen können kompressible Zustandsänderungen, also solche, bei denen die Änderung der Dichte über die Zeit ungleich null ist ( $d\rho/dt \neq 0$ ), abgebildet werden. Turbulenzen können aufgrund der fehlenden Viskosität nicht berücksichtigt werden. Für weiterführende Informationen zur Strömungsmechanik und der numerischen Abbildung der Prozesse sei u. a. auf HIERMAIER [75, 77] und OERTEL [113] verwiesen.

Im engeren Sinne wird die numerische Lösung von fluidmechanischen Fragestellungen auf Basis der Navier-Stokes-Gleichungen für kompressible und inkompressible Zustandsänderungen unter dem Überbegriff CFD (Computational Fluid Dynamics) zusammengefasst.

Obwohl numerische Lösungsverfahren auf Basis der Euler-Gleichungen eine vereinfachte Form der Navier-Stokes-Gleichungen darstellen, werden sie in verschiedenen Quellen ebenfalls der nicht einheitlichen Definition von CFD zugeordnet. Daher wird im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen CFD auch für die numerische Simulation der Druckwellenausbreitung im Luftraum verwendet.

Im Rahmen der Untersuchungen werden zwei unabhängige Softwarelösungen für die Abbildung der Druckwelle im Luftraum genutzt und miteinander verglichen. Dies ist zum einen AUTODYN<sup>1</sup>, das von Century Dynamics entwickelt wurde, und zum anderen das CFD-Softwarepaket PROSAIR<sup>2</sup> der Cranfield University.

**Ansys Autodyn** Ein Großteil der vorgestellten Untersuchungen wurde mit ANSYS [2,3] und den expliziten Solvern von AUTODYN [20] durchgeführt. Die expliziten Solver bieten umfassende Lösungsverfahren für nichtlineare dynamische Problemstellungen von Festkörpern und Fluiden und deren Interaktionen an, wie beispielsweise bei FAIRLIE ET AL. [51] anhand eines ausführlichen Beispiels gut dargestellt. Mit ANSYS AUTODYN [1] können sowohl die Finite-Differenzen-Methode als auch die Finite-Volumen-Methode sowie die Finite-Elemente-Methode über netzbasierte und netzunabhängige Implementierungen angewandt werden. Hierfür stehen verschiedene Solver mit ihren individuellen Fähigkeiten und Restriktionen zur Verfügung. Für die Abbildung einer Detonationsdruckwelle im Luftraum wird ein Euleransatz verwendet, für die Bestimmung einer dynamischen Bauteilantwort infolge einer Detonationseinwirkung ist die Finite-Elemente-Methode zur Abbildung des Lagrangeriums vorteilhaft. Die Vorteile von ANSYS AUTODYN liegen im Vergleich zu anderen Softwarelösungen in der Qualität der Abbildung von Detonationen hoher Intensität, in den vielfältigen Kopplungsmöglichkeiten und der numerischen Stabilität.

Allgemein besteht die Möglichkeit, Eulerräume über ein-, zwei- und dreidimensionale Modelle rechenzeitschonend abzubilden und ineinander zu überführen. Neben der Reduktion des Rechenaufwandes führt dieses Vorgehen durch die realisierbaren Diskretisierungen in den ein- und zweidimensionalen Implementationen auch zu einer Steigerung in den erreichbaren Ergebnissenauigkeiten. Für dreidimensionale Modelle bestehen darüber hinaus auch die Möglichkeiten der lokalen Netzverdichtung und der Parallelisierung. Das Potential aus der Parallelisierung wird aus einer Studie im Anhang A.5 deutlich.

In ANSYS AUTODYN sind zwei verschiedene Euler-Solver verfügbar, der FCT-Solver (Flux-Corrected Transport) und der MME-Solver (Multi Material Eulerian), die beide auf einem Finite-Volumen-Ansatz basieren. Der FCT-Solver nach BORIS & BOOK [15] eignet sich besonders für die Druckwellenausbreitung in idealen Gasen, da er auftretende Oszillationen infolge der Druckwellendiskontinuität begrenzt. Er besitzt eine ausreichende physikalische Beschreibung und zeichnet sich durch kürzere Rechenzeiten aus. Das Medium Luft wird dabei mit der EoS für ideale Gase abgebildet, die Gleichung (2.18) entnommen werden kann. Die spezifische innere Energie  $e$  ergibt sich aus der spezifischen Wärme bei konstantem Volumen  $C_v$  und der Temperatur  $T$ . Aus dem Quotienten der spezifischen Wärme unter konstantem Druck  $C_p$  und unter konstantem Volumen  $C_v$  lässt sich der Isentropenexponent  $\gamma$  bestimmen. Zusammen mit der Dichte  $\rho$  ergibt sich eine Beschreibung des Druckes  $p$ .

<sup>1</sup>Ansys Autodyn, Release 14.5.7, SAS IP Inc., [www.ansys.com](http://www.ansys.com)

<sup>2</sup>ProSAir Academic Workstation, Version 2012.05a 64bit, Cranfield University, [www.cranfield.ac.uk](http://www.cranfield.ac.uk)

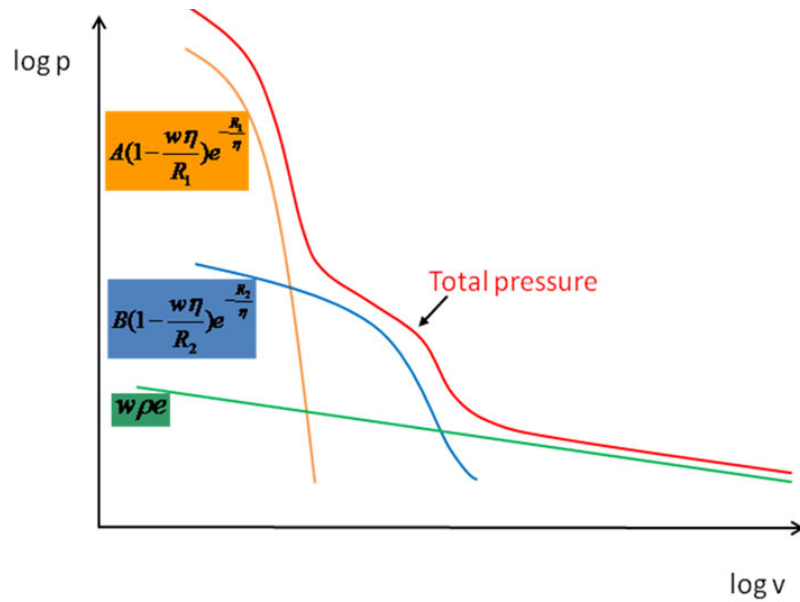


Abbildung 2.5: Darstellung des Zusammenhangs zwischen Druck und Dichte für die JWL EoS aus [1]

$$p = \rho(\gamma - 1)e \quad \text{mit} \quad \gamma = C_p/C_v \quad \text{und} \quad e = C_v T \quad (2.18)$$

Im FCT-Solver kann der Detonationsprozess nur über die Energiefreisetzung und folglich mit schlechter Qualität abgebildet werden. Für die Initiierung des Detonationsprozesses eignet sich daher der MME-Solver nach GODUNOV [63] besser. Hier kann der Explosivstoff, im vorliegenden Fall TNT, über die EoS nach JONES, WILKINGS & LEE (JWL) abgebildet werden. Sie basiert auf Gleichung (2.19) mit den Materialkonstanten  $A$ ,  $B$ ,  $R_1$ ,  $R_2$  und  $\omega = \gamma - 1$  und beschreibt die Ausbreitung der Detonationsprodukte [1] über die Druckentwicklung  $p$ .  $\rho_0$  repräsentiert die Referenzdichte des Explosivstoffes im festen Zustand, die Dichte  $\rho$  der Detonationsprodukte ergibt sich über das Verhältnis  $\eta$ . Angaben zu den experimentell ermittelten Materialparametern finden sich beispielsweise im Handbuch von DOBRATZ & CRAWFORD [39] oder in der Zusammenstellung des Lawrence Livermore National Laboratory von LEE, FINGER & COLLINS [95] aus dem Jahr 1973. In Tabelle 2.1 sind sie für TNT wiedergegeben. Abbildung 2.5 zeigt schematisch die Überlagerung der einzelnen Anteile der Zustandsgleichung.

$$p = A \left(1 - \frac{\omega \eta}{R_1}\right) e^{-\frac{R_1}{\eta}} + B \left(1 - \frac{\omega \eta}{R_2}\right) e^{-\frac{R_2}{\eta}} + \omega \rho e \quad \text{mit} \quad \eta = \rho/\rho_0 \quad (2.19)$$

Da die Diskontinuität der Druckwelle zu numerischen Instabilitäten führt, stehen neben dem FCT-Algorithmus für die beiden Solver in ANSYS AUTODYN Dämpfungsoptionen zur Verfügung. Dies ist die „linear artificial viscosity“ und die „quadratic artificial viscosity“. Mit ersterer lässt sich die Stabilität der Lösung verbessern, letztere reduziert Oszillationen (Noise). Für die hier untersuchten Modelle hat sich die Verwendung der empfohlenen Werte bewährt, eine Variation führte zu keiner grundlegenden Verbesserung der Druckverläufe, weder quantitativ noch qualitativ.

Tabelle 2.1: TNT-Parameter der JWL EoS

Parameter	Wert	Einheit	Beschreibung
$\rho_0$	$1,63 E + 03$	$[kg/m^3]$	Dichte
$v_D$	$6,93 E + 03$	$[m/s]$	Detonationsgeschwindigkeit
$e_0$	$6,00 E + 06$	$[Pa]$	Chemische Energie
$A$	$3,738 E + 11$	$[Pa]$	Materialkonstante
$B$	$3,747 E + 09$	$[Pa]$	Materialkonstante
$R_1$	4,15	$[-]$	Materialkonstante
$R_2$	0,90	$[-]$	Materialkonstante
$\omega$	0,35	$[-]$	Materialkonstante

**ProSAir** PROSAIR (Propagation of Shocks in Air) ist ebenfalls ein Solver für kompressible Fluide und wurde ursprünglich unter der Bezeichnung AIR3D an der Cranfield University entwickelt. Das Programm sollte eine leistungsstarke Alternative zur Druckwellensimulation von AUTODYN darstellen. Ganz maßgeblich hat ROSE [123] hierzu beigetragen. Der explizite Solver PROSAIR basiert auf der Finite-Volumen-Methode und löst die Euler-Gleichungen in ein-, zwei- und dreidimensionaler Form in einem regelmäßigen kartesischen Netz. Die Lösung erfolgt mit Hilfe des AUSDM DV-Verfahrens (Advection Upstream Splitting Method), das auf WADA & LIOU zurückgeht. Im zwei- und dreidimensionalen Raum wird dieses mit der Zeitschrittintegration nach MUSCL-HANCOCK (Monotone Upstream centred Scheme for Conservation Laws) kombiniert, um eine Genauigkeit zweiter Ordnung zu erreichen. Nähere Informationen zur Implementierung und den verwendeten Methoden und Verfahren können ROSE [123] und der Dokumentation [124] [56] entnommen werden. Der Detonationsprozess wird bei PROSAIR im Unterschied zu ANSYS AUTODYN über eine reine Energiefreisetzung abgebildet, die aber eine ähnliche Qualität wie die Abbildung des TNT über die JWL EoS im MME-Solver erreicht. Die Begrenzung auf eine konstante Netzdiskretisierung ohne die Möglichkeit, die Elementzahl durch lokale Netzverdichtungen zu reduzieren, wird durch die Leistungsfähigkeit des Solvers kompensiert. Die große Restriktion in der Anwendung von PROSAIR entsteht allerdings dadurch, dass lediglich die Druckverteilung im Eulerraum abgebildet und punktuell ausgewertet werden kann. Eine direkte Kopplung an einen Lagrange-Raum zur Bestimmung einer transienten Bauteilantwort infolge der Druckwelleneinwirkung kann nicht bestimmt werden. Über die manuelle Erstellung von Last-Arrays aus Messpunktergebnissen erhält man dennoch die Möglichkeit, die Einwirkung für eine Bauteilanalyse zu verwenden. Die Ableitung von resultierenden Einwirkungen nach Kapitel 2.5 bietet sich ebenfalls für PROSAIR an und kann beispielsweise für Balkenmodelle genutzt werden.

Im Rahmen einer allgemeinen Validierung von PROSAIR [56] für die Detonationsparameter Ankunftszeit  $t_a$ , Spitzenüberdruck  $p_{so}$  und positiver Impuls  $i_{so}$  der einfallenden Druckwelle wird ein eindimensionales Modell in Abhängigkeit vom skalierten Abstand ausgewertet (vgl. Abb. 2.6). Die Simulationsergebnisse werden mit den experimentellen Ergebnissen von KINGERY & BULMASH [85] verglichen und zeigen in weiten Bereichen eine gute Übereinstimmung. An dieser Stelle muss jedoch angemerkt werden, dass diese allgemeinen Validierungsergebnisse für konkrete Anwendungsbeispiele nur von geringer Aussagekraft sind. Zum einen wird lediglich die Druckwellenausbreitung im eindimensionalen Raum untersucht, zum anderen zeigt die durchgeführte Verifizierung in Kapitel 2.3 kein einheitliches Verhalten im Vergleich mit Referenzwerten, sowohl was die einfallenden und reflektierten Größen als auch was die Druck- und Impulsergebnisse anbelangt.

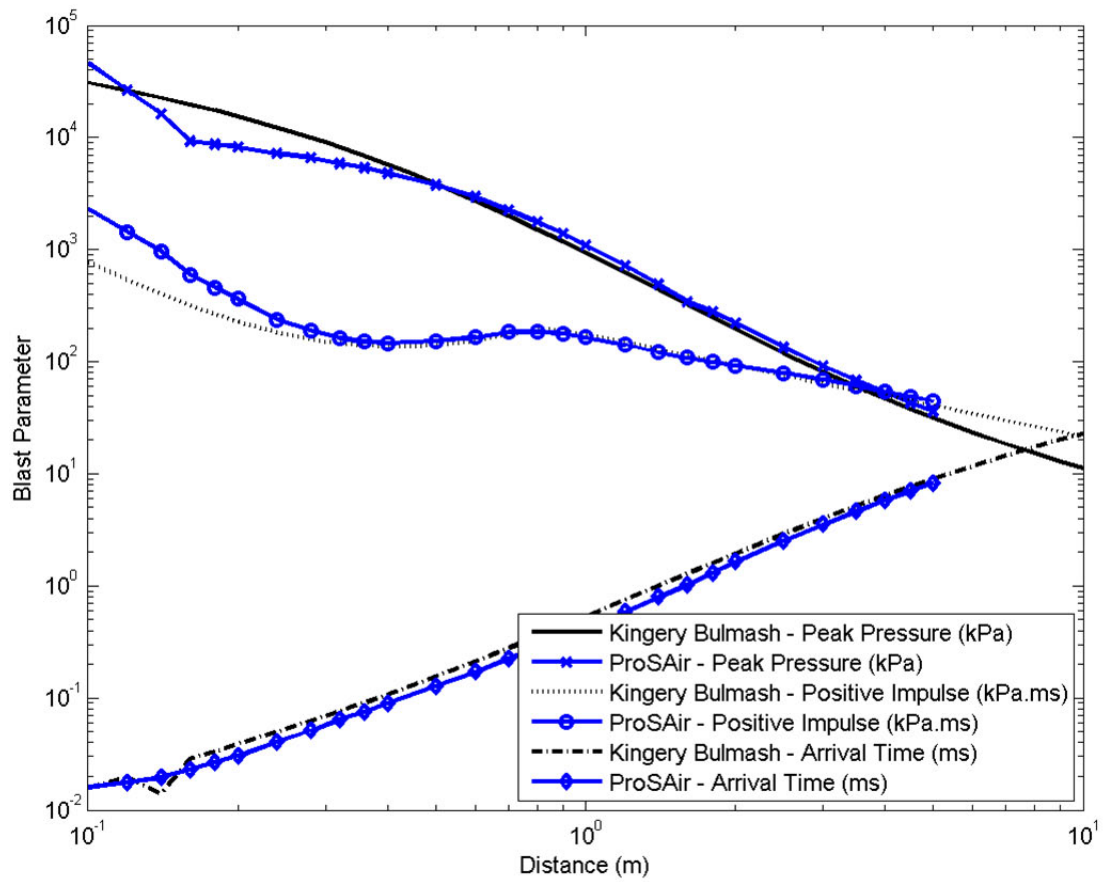


Abbildung 2.6: Vergleich von Detonationsparametern von PROSAIR mit Referenzwerten nach KINGERY BULMASH [85] in Abhängigkeit vom skalierten Abstand aus [56]

Entscheidend für die Qualität der Simulation ist also die Verifizierung für eine konkrete Situation und die tatsächlichen Modelle, wie sie in Kapitel 2.3 ausführlich durchgeführt wird. Erst über die Erkenntnis, ob die Bauteilantwort durch den Spitzendruck oder den Impuls der Einwirkung maßgeblich geprägt wird, kann die Qualität der Abbildung der Druckwellen-Charakteristika bewertet werden.

**Weitere Softwarelösungen** Neben den beiden verwendeten gibt es noch eine Vielzahl weiterer Softwarelösungen zur Bestimmung von Detonationseinwirkungen, wie beispielsweise den APOLLO BLASTSIMULATOR<sup>3</sup>, CONWEP, LS-DYNA oder FLEXNL<sup>4</sup>, auf die hier aber nicht weiter eingegangen wird.

## 2.2 Detonationsszenarien

Grundsätzlich kann man zwischen sphärischen und hemisphärischen Detonationen unterscheiden, wie das bereits bei den Referenzwerten geschehen ist. Bei sphärischen Detonationen ergibt sich eine freie Druckwellenausbreitung im Luftraum, bis diese auf ein Hindernis trifft und reflektiert wird. Bei hemisphärischen Detonationen befindet sich der Detonationspunkt auf der Geländeoberkante (GOK), und man erhält eine hemisphärische Druckwellenausbreitung. Hat man eine sphärische Detonation in Bodennähe, geht diese bei langen Laufzeiten ( $R \gg h_{det}$ ) in eine hemisphärische Ausbreitung über.

Zum einen lassen sich Detonationsszenarien über ihre Einwirkungsintensität kategorisieren, die über den skalierten Abstand ausgedrückt wird. Von einer Kontaktdetonation spricht man bei direktem Kontakt zwischen der Explosivstoffmenge und einem Objekt. Für die Dichte von TNT ergibt sich somit ein skaliertes Abstand von etwa  $Z = 0,06 \text{ m/kg}^{1/3}$ . Der Abstand entspricht hierbei dem Radius des kugelförmigen Explosivstoffvolumens. Bei skalierten Abständen von  $Z < 1,0 \text{ m/kg}^{1/3}$  spricht man von Nahdetonationen, auf denen der Fokus der Bauteiluntersuchungen liegt. Bei skalierten Abständen von  $Z > 1,0 \text{ m/kg}^{1/3}$  spricht man von Ferndetonationen. Diese Kategorisierung ist nicht normiert, da es sich um kontinuierliche Übergänge handelt.

Zum anderen kann man Detonationen in einen geometrischen Nah- und Fernbereich einteilen. Hierbei liegt der Fokus auf dem zeitlichen Verlauf der Druckwelleneinwirkung an konkreten Flächen. So bewirkt beispielsweise eine kleine Ladungsmenge bei einem geringen Abstand zur Oberfläche lediglich eine niedrige Einwirkungsintensität. Durch den geringen Abstand im Verhältnis zur Ausdehnung der betrachteten Fläche ( $R \ll h$ ) ist aber der zeitliche Verlauf der sich ausbreitenden Druckwelle auf der Oberfläche nicht mehr vernachlässigbar. Hat man dagegen eine sehr große Ladungsmenge, und betrachtet man ein Objekt in großem Abstand ( $R \gg h$ ) zur Detonation, so ergibt sich ebenfalls eine geringe Intensität der Einwirkung. Die Druckwelle erreicht das gesamte Objekt in diesem Fall jedoch nahezu gleichzeitig und man kann vereinfacht von einem zeitlich identischen Druckverlauf ausgehen.

Die STANAG 2280<sup>5</sup> der NATO unterscheidet für mögliche Terrorszenarien u. a. zwischen den Kategorien D und E. Kategorie D steht für kleine IEDs (Improved Explosive Devices), gemeint sind Brief- und Personenbomben. Kategorie E steht für VBIEDs (Vehicle Borne

<sup>3</sup>Fraunhofer-Institut für Kurzzeitdynamik (Ernst-Mach-Institut)

<sup>4</sup>Weidlinger Associates Inc.

<sup>5</sup>Standardization Agreement, STANAG 2280, North Atlantic Treaty Organization (NATO)

IEDs) und bezieht sich auf von motorisierten Fahrzeugen beförderte IEDs mit zunehmend steigenden Explosivstoffmengen. Die Intensitäten der in Kapitel 2.2.3 im Rahmen der Bauteilanalyse definierten Detonationsszenarien Sz1 bis Sz5 sind in Anlehnung an die STANAG 2280 gewählt. Szenario Sz1 steht beispielsweise für eine Personenbombe nach Kategorie D, Szenario Sz2 bis Sz5 für VBIEDs nach Kategorie E mit steigenden Explosivstoffmengen.

### 2.2.1 Szenarien im urbanen Umfeld

Für die Ausbreitung einer Detonationsdruckwelle im freien Raum sind die Charakteristika klar und bekannt. Jedoch schon bei geometrisch einfachen Randbedingungen, z. B. bei mehreren einzelnen Gebäuden, kann es zu einer äußerst komplexen Überlagerung von Reflexionseffekten an den einzelnen Oberflächen mit unterschiedlicher Stärke und zeitlicher Verzögerung kommen. Nimmt die Komplexität der Geometrie wie beispielsweise in einem urbanen Umfeld weiter zu, wird eine genaue Bestimmung der zeitlich variablen Druckverteilung ohne eine numerische Simulation nahezu unmöglich. Hinzu kommt, dass sich derartige Bedrohungslagen fast ausschließlich auf exponierte städtische Bereiche beziehen. Die konkreten baulichen Gegebenheiten im individuellen urbanen Umfeld müssen also die Basis für die Bewertung möglicher Risiken und Folgen sein. Sie sind für die komplexe Ausbreitung der Detonationsdruckwelle und die auftretenden Reflexionsphänomene, Interaktionen und Überlagerungen von zentraler Bedeutung. Die detaillierte Betrachtung des individuellen angrenzenden städtischen Raums lässt eine deutlich realitätsnähere Risikobewertung in Bezug auf mögliche Verletzungen und Gebäudeschäden und deren Verteilung zu als bislang möglich. Wesentliche Teile dieses Abschnitts basieren auf TROMETER & MENSINGER [152] und den Ausführungen von TROMETER [151]. Für weiterführende Informationen zu den Stadtmodellen und der Schnittstellendefinition, zum Vorgehen bei der Analyse von Stadtmodellen, den Herausforderungen und Möglichkeiten sei ebenfalls auf TROMETER & MENSINGER [152] und auf TROMETER & SCHILLING [153] verwiesen. In diesem Bereich ist auch das Forschungsprojekt DETORBA<sup>6</sup> angesiedelt. Nähere Informationen zur städtebaulichen Gefährdungslage können u. a. MAYRHOFER 2010 [106] und SMILOWITZ 2011 [142] entnommen werden.

Um Geodaten in Form eines digitalen Stadtmodells einer Simulation zugänglich zu machen, ist zunächst eine Überführung der Geodatenbasis in ein Geometriemodell nötig, das den Anforderungen von mechanischen Modellen entspricht und von der Simulationssoftware verarbeitet werden kann. Betrachtet man den in Abbildung 2.7 dargestellten Ausschnitt eines Stadtmodells, so besitzt bereits dieser kleine Ausschnitt mehrere hundert Objekte und weist Ausdehnungen von mehreren hundert Metern auf. Erst durch die Automatisierung aller Prozessabschnitte wird eine individuelle und zielgerichtete Untersuchung im komplexen städtischen Umfeld (trotz der großen Datenbasis) möglich.

---

<sup>6</sup>Das Projekt DETORBA (Verfahren zur Analyse von Detonationseinwirkungen in urbanen Gebieten und Aufbau von Technologiemodellen zur Optimierung der Detonationssimulation) wird vom Bundesministerium für Bildung und Forschung (BMBF) im Bereich Forschung für die zivile Sicherheit mit dem Kennzeichen 13N12665 gefördert und gegenwärtig in einem Konsortium aus CADFEM, virtualcitysystems, Dynardo und der TUM bearbeitet. Projektträger ist das VDI Technologiezentrum für zivile Sicherheit. Der Autor ist aufseiten des Projektpartners TUM für die Entwicklung von Technologiemodellen verantwortlich. Der verwendete Stadtmodellausschnitt basiert auf dem digitalen Stadtmodell der Stadt Frankfurt am Main und wurde den Projektbeteiligten von der Stadtverwaltung für wissenschaftliche Zwecke zur Verfügung gestellt.

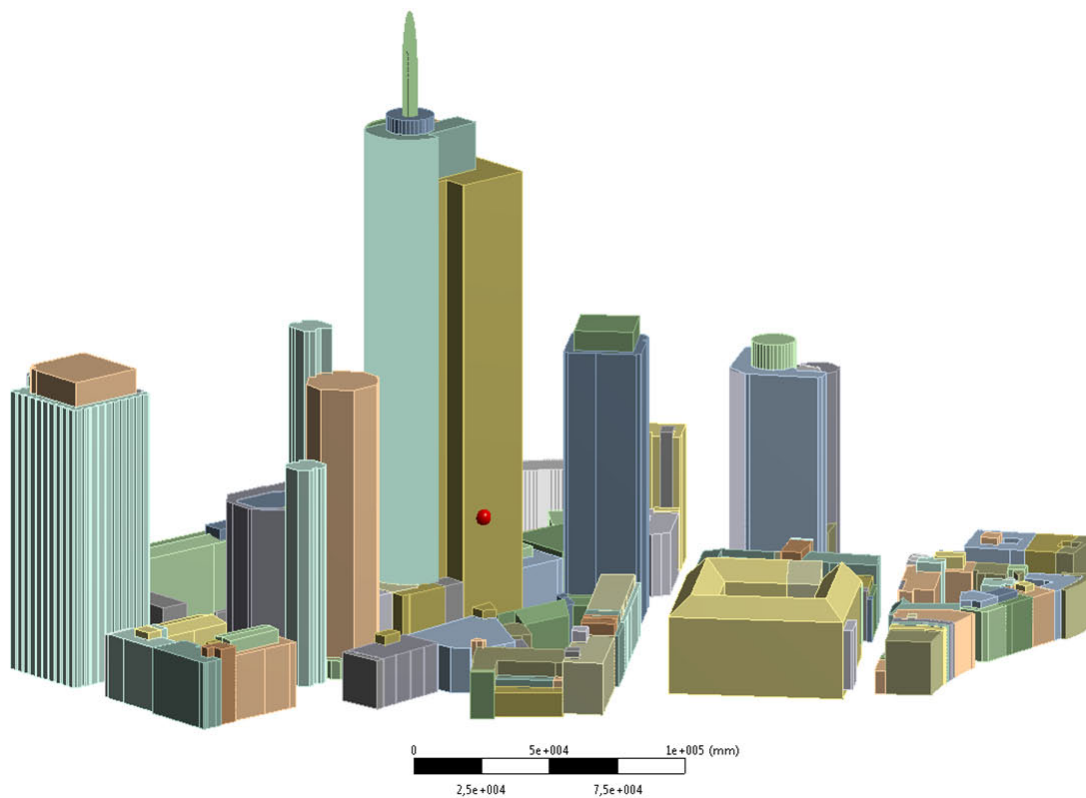
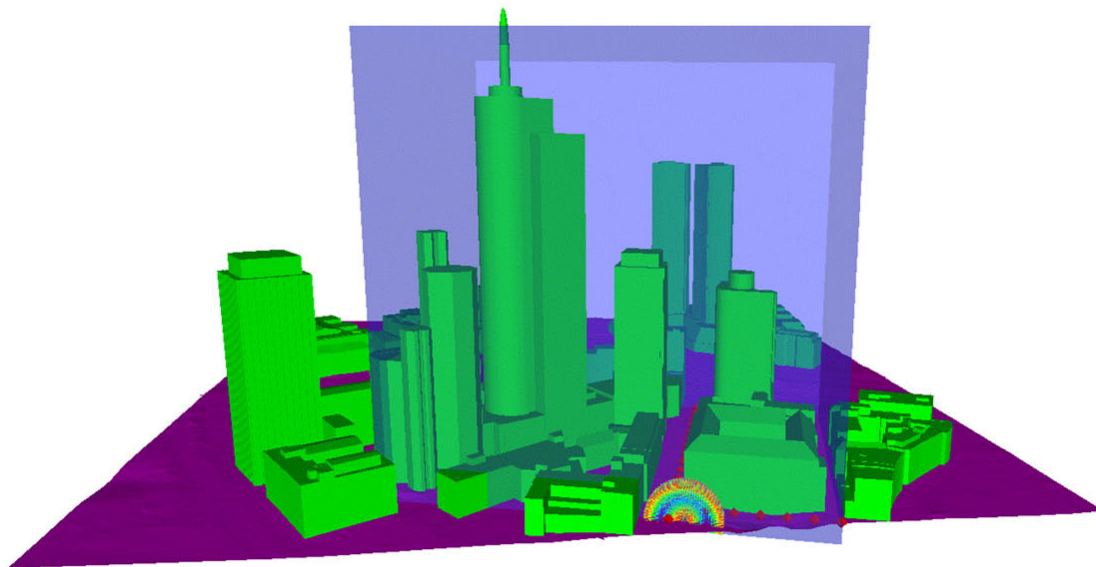


Abbildung 2.7: Simulationsmodell mit Luftraum, Detonationszentrum und Messpunkten (oben) und mechanisches Geometriemodell des urbanen Szenarios aus der Geodatenbasis (unten)



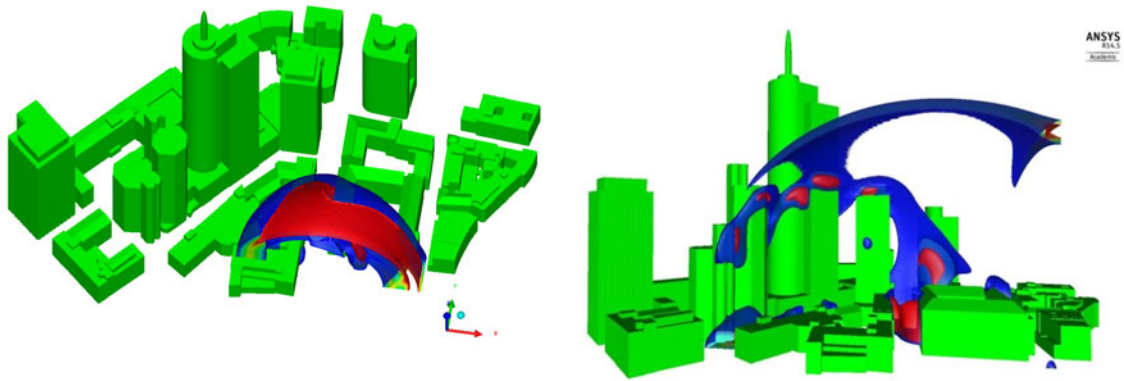


Abbildung 2.8: Dreidimensionale Darstellung der Druckwellenausbreitung im Stadtmodell zu unterschiedlichen Zeitpunkten und in unterschiedlichen Ansichten

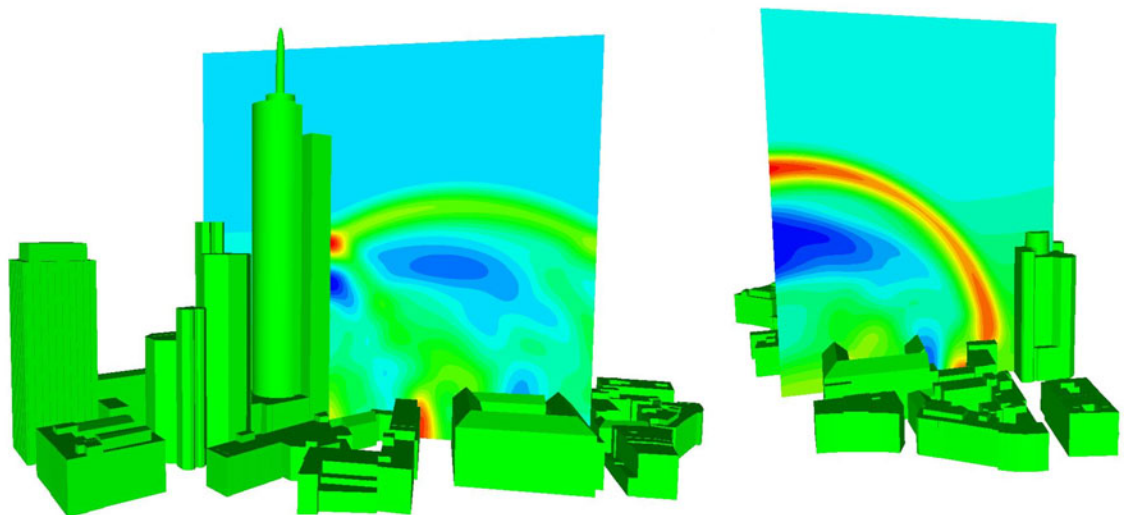


Abbildung 2.9: Auswertung der Druckverteilung an Schnittebenen im Luftraum zu diskreten Zeitpunkten in Querrichtung (links) und in Längsrichtung (rechts)

Für das in Abbildung 2.7 dargestellte Modell eines fiktiven Detonationsszenarios<sup>7</sup> werden die Gebäudeobjekte als ideal starr abgebildet, was eine übliche und anerkannte Vereinfachung darstellt und in einem großen Anwendungsbereich üblich ist. Es wird ein Luftraum definiert, für den die Druckwellenausbreitung numerisch zu lösen ist. Der Detonationspunkt befindet sich dabei im vorderen Bereich des Modells. In den Abbildungen 2.8 und 2.9 wird gezeigt, wie eine Auswertung in zweidimensionalen und dreidimensionalen Darstellungen und Schnitten erfolgen kann.

### 2.2.2 Szenarien im Kontext des Gebäudeumfelds

Steht für ein Stadtmodell bereits eine geometrische Beschreibung von einzelnen Gebäuden zur Verfügung, so kann diese für die Analyse des Gebäudeumfelds zielgerichtet detailliert und aufbereitet werden. FAIRLIE ET AL. [50] liefert hierzu ein anschauliches Beispiel. Da die Geometriebeschreibung eine beliebige manuelle Manipulation zulässt, können lokale Details, wie in Abbildung 2.10 am Beispiel einer Stützenreihe zu sehen ist, ergänzt werden, insofern diese noch nicht in der Geodatenbasis enthalten sind. Die dargestellten Anpassungen entsprechen nicht dem realen Gebäudebestand und sollen lediglich das Vorgehen und die Möglichkeiten veranschaulichen. Liegt der Fokus einer solchen Analyse auf einem ausgedehnten urbanen Bereich, so verlieren lokale Details zunehmend an Wichtigkeit. Für das lokale Gebäudeumfeld sind Details, wie jenes in Abbildung 2.10, jedoch von entscheidender Bedeutung für die Ergebnisqualität, beeinflussen sie doch deutlich die Druckwellenausbreitung, Druckwellenreflexion und Druckwellenüberlagerungen. So können unter Berücksichtigung aller urbanen Einflüsse aus dem Stadtmodell systematische Analysen des Gebäudeumfelds abgeleitet werden.

### 2.2.3 Nahdetonationsszenarien exponierter Objekte

Für eine detaillierte Bauteilanalyse kann die Geometrie für das Bauteilmodell ebenfalls direkt aus dem Stadt- oder Gebäudemodell in Abbildung 2.10 abgeleitet werden. Zusammen mit der Definition der Nahdetonationsszenarien Sz1 bis Sz5 in Abhängigkeit der Geometrieparameter nach Abbildung 2.11 entsteht eine ganzheitliche Beschreibung der betrachteten Situation. Durch die beschriebene Strategie vom Stadtmodell zur Bauteilanalyse werden alle städtebaulichen Maßstäbe berücksichtigt und es kann eine ganzheitliche Bewertung von möglichen Auswirkungen solcher Bedrohungslagen erfolgen. Bei Risikobewertungen von Bedrohungslagen, vor allem wenn die städtische Situation als deutlich exponiert gilt, ist eine Betrachtung von Nahdetonationsszenarien für markante Bauteile wie periphere Erdgeschossstützen geboten. Da im Allgemeinen eine Nahdetonation mit einem Detonationspunkt oberhalb der Grundfläche einen Machstamm-Effekt ausbildet, führt ein solches Szenario zu einem der größten Einwirkungsintensitäten und zum anderen zu einer großen Komplexität aus sich überlagernden Reflexionen. Diese realistischen Szenarien veranschaulichen das Potential der vorgestellten Methoden, sowohl bei der Simulation und Bewertung der Einwirkung als auch bei der Abbildung der Bauteilantwort und tragen dem grundlegend hohen Explosionswiderstand der betrachteten Verbundkonstruktionen Rechnung.

---

<sup>7</sup>Das gewählte Szenario ist rein fiktiv und weist keinen direkten Bezug zu lokalen Gegebenheiten, exponierten Orten oder tatsächlichen Bedrohungslagen auf. Es dient ausschließlich der Veranschaulichung der erarbeiteten Methoden.

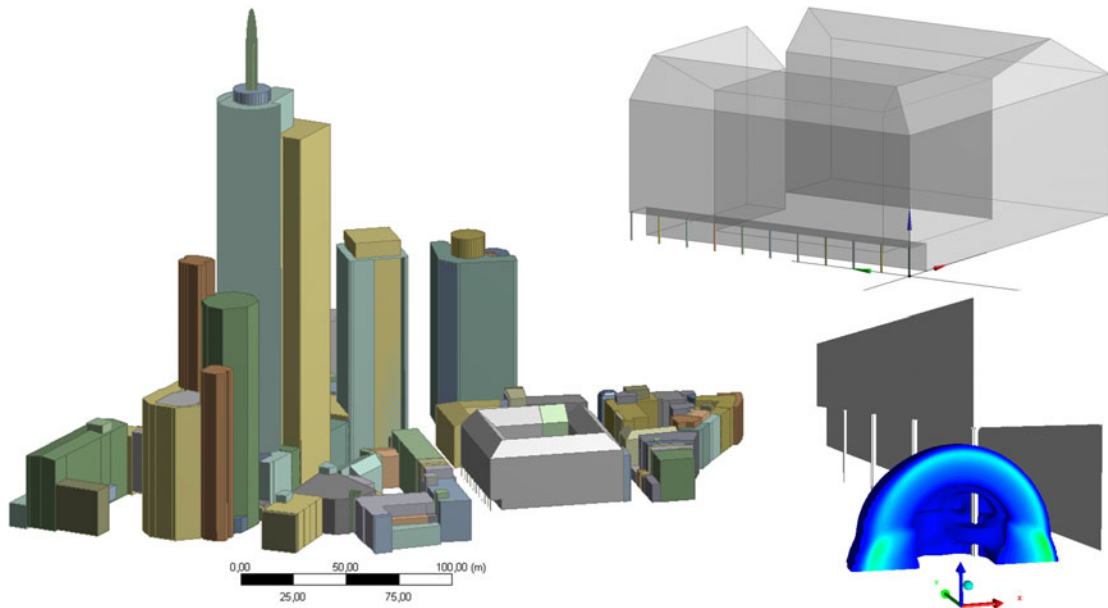


Abbildung 2.10: Darstellung eines manuell angepassten Gebäudeobjektes in LoD3 (rechts oben), Integration des Gebäudes in den Stadtmodellausschnitt in LoD2 (links) und Darstellung des abgeleiteten Detonationsszenarios des Gebäudeumfelds (rechts unten)

Wie in Kapitel 2.4 bei den Auswertungen der gewählten Szenarien gezeigt wird, ist für die Bauteilanalyse bei einer Nahdetonation die Betrachtung des direkten lokalen Bauteilumfelds ausreichend, da die maßgebenden Einwirkungsanteile durch die Reflexionen an der Bauteiloberfläche, der Grundfläche und der Decke entstehen (vgl. Abb. 2.11) und weitere Reflexionen der angrenzenden Gebäude für das direkt betroffene Bauteil keine relevante Intensität erreichen. Die Auswirkungen der Nahdetonation auf angrenzende Gebäudeteile und Bauteile dürfen jedoch nicht vernachlässigt werden. Im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen werden die urbanen Folgen der Szenarien aber nicht weiter betrachtet.

Tabelle 2.2: Skalierte Abstände der gewählten Nahdetonationsszenarien

Szenario	Sz1	Sz2	Sz3	Sz4	Sz5
$Z$ [ $m/kg^{1/3}$ ]	0,51	0,41	0,32	0,26	0,20

Im Rahmen der Bauteilanalyse werden fünf Nahdetonationsszenarien Sz1 bis Sz5 mit verschiedenen Einwirkungsintensitäten untersucht. Die gewählten Szenarien besitzen entsprechend Abbildung 2.11 einen einheitlichen Abstand  $R = 1,5 m$  des Detonationspunktes zur Bauteiloberfläche und eine einheitliche Detonationshöhe  $h_{det} = 1,0 m$  des Detonationspunktes über der Geländeoberkante. Der gewählte Detonationsabstand scheint realistisch, vor allem in Anbetracht des Transports größerer Explosivstoffmengen. Diesbezüglich wird auch die gewählte Detonationshöhe als realitätsnah eingeschätzt. Durch die Lage des Detonationspunktes knapp über der GOK bildet sich anfangs eine sphärische Detonation aus, die zu einer Machstamm-Reflexion auf der Grundfläche führt und auf die Bauteiloberfläche trifft. Dies beeinflusst die Komplexität der Einwirkung maßgeblich. Die Raumhöhe in Abbildung 2.11 wird mit  $h = 5,0 m$  definiert, was einer üblichen Geschosshöhe, bei-

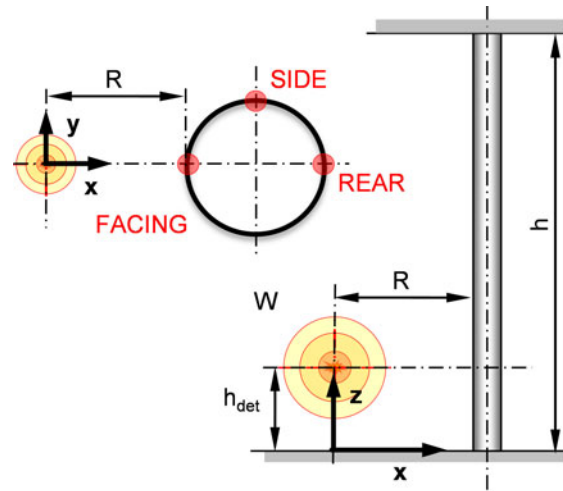


Abbildung 2.11: Definition der Nahdetonationsszenarien in Abhängigkeit der Geometrie-  
parameter

spielsweise von Eingangsbereichen, entspricht. Die untersuchten Stützen besitzen einen Kreisquerschnitt, wie er besonders für freistehende Stützen in offenen Gebäudebereichen anzutreffen ist. Für die gewählten Detonationsintensitäten ergeben sich bei den geometrischen Randbedingungen die skalierten Abstände  $Z$  der Szenarien Sz1 bis Sz5 nach Tabelle 2.2. Die betrachteten Szenarien befinden sich somit deutlich im Nahdetonationsbereich.

#### 2.2.4 Vereinfachte Lastansätze

Verallgemeinerte Lastansätze, beispielsweise mit einer gleichmäßigen Verteilung der Einwirkung über die Höhe, scheitern meist, weil sie weder das städtische Umfeld noch das Gebäudeumfeld berücksichtigen und auch lokale Reflexionseffekte außer Acht lassen, die aber im vorliegenden Beispiel den dimensionierenden Anteil der Einwirkung darstellen. Daraus lässt sich direkt auch eine deutliche Restriktion für die allgemeine Anwendung stark vereinfachter Verfahren auf Basis des Einmassenschwingers (u. a. BIGGS [11] und CORMIE ET AL. [22]) zur Bestimmung der Bauteilantwort ableiten, mit denen weder die Details der Einwirkung noch die analogen Details der Bauteilantwort abgebildet werden können.

### 2.3 Verifizierung der Druckwellensimulation

Anhand der gewählten Nahdetonationsszenarien wird ein individuell anwendbares und allgemeingültiges Verfahren zur Verifizierung einer Simulation von Detonationsdruckwellen vorgestellt. Eine Verifizierung der Druckwellen-Charakteristika ist unumgänglich, um eine gesicherte Modellqualität für die Bestimmung der Einwirkung zu erhalten. Diese ist mit dem Simulationsmodell des Szenarios direkt nicht möglich, da komplexe Reflexionsüberlagerungen einen direkten Vergleich mit allgemeingültigen Referenzquellen ausschließen. Dieses Verfahren dient als Bindeglied zwischen komplexen Geometrien mit Reflexionsüberlagerungen und verfügbaren skalierten Referenzwerten für einfache Standardsituationen, die bei realen Szenarien selten anwendbar sind.

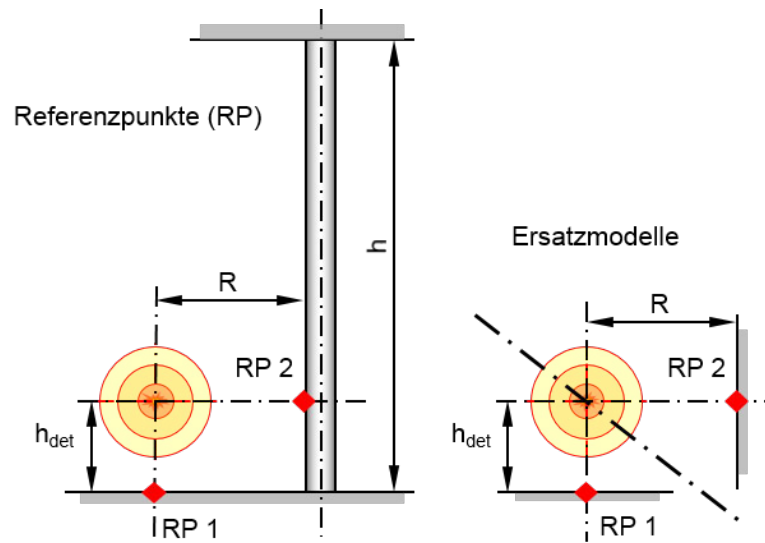


Abbildung 2.12: Definition von Referenzpunkten für die gewählten Nahdetonationsszenarien (links) und Ableitung der standardisierten Ersatzmodelle (rechts)

### 2.3.1 Beschreibung des allgemeingültigen Verfahrens

Zunächst werden Referenzpunkte (RP) gewählt, die für die zu bewertende Situation maßgebend sind. Wie Abbildung 2.12 zeigt, wird der Punkt unterhalb des Detonationszentrums auf der GOK als Referenzpunkt RP 1 und der Punkt auf Höhe der Detonation an der Anströmfläche des zylindrischen Stützenquerschnitts als Referenzpunkt RP 2 gewählt. An beiden Punkten tritt eine senkrechte Reflexion der Druckwelle auf, sodass beide Punkte gut mit Standardsituationen verglichen werden können. Die weitgehend getrennte Untersuchung der Referenzpunktszenarien ermöglicht eine individuelle Analyse ohne gegenseitige Beeinflussung.

RP 2 ist ein gutes Beispiel für die zu meisternde Herausforderung bei der Qualitätsbewertung der Druckwellensimulation. Durch den kreisförmigen Querschnitt der Stütze und durch die zusätzlichen Einwirkungskomponenten aus der Bodenreflexion, die sich vom Fußpunkt ausgehend entlang der Stützenlängsachse zeitlich versetzt wieder nach oben ausbreitet, sind die Charakteristika der Druckwelleneinwirkung direkt an der zylindrischen Oberfläche nicht mit Standardsituationen, für die Referenzwerte vorliegen, vergleichbar. Durch die Überführung der geometrischen Situation in standardisierte Ersatzmodelle für die gewählten Referenzpunkte (vgl. Abb. 2.12, rechts) bleiben die individuellen Eigenheiten des Szenarios erhalten. Zusätzlich wird eine Vergleichbarkeit mit Referenzquellen erreicht. Für die vorliegende Studie zur Verifizierung wird exemplarisch die UFC 3-340-02 [154] als Referenzquelle herangezogen.

Parallel zur Definition der Referenzpunkte muss ein zweckmäßiger und ressourcenschonender Simulationsablauf festgelegt werden. Für das betrachtete Beispiel kann die Initiierung des Detonationsprozesses in einem eindimensionalen Modell erfolgen, in dem sich die Druckwelle bis kurz vor dem Erreichen von RP 1 frei ausbreiten kann. Die Reflexion an der Geländeoberfläche erfordert einen Wechsel in ein rotationssymmetrisches zweidimensionales Modell, in dem die weitere Druckwellenausbreitung bis kurz vor dem Erreichen von RP 2 abgebildet wird. Das Auftreffen der Druckwelle auf eine weitere reflektierende Fläche,

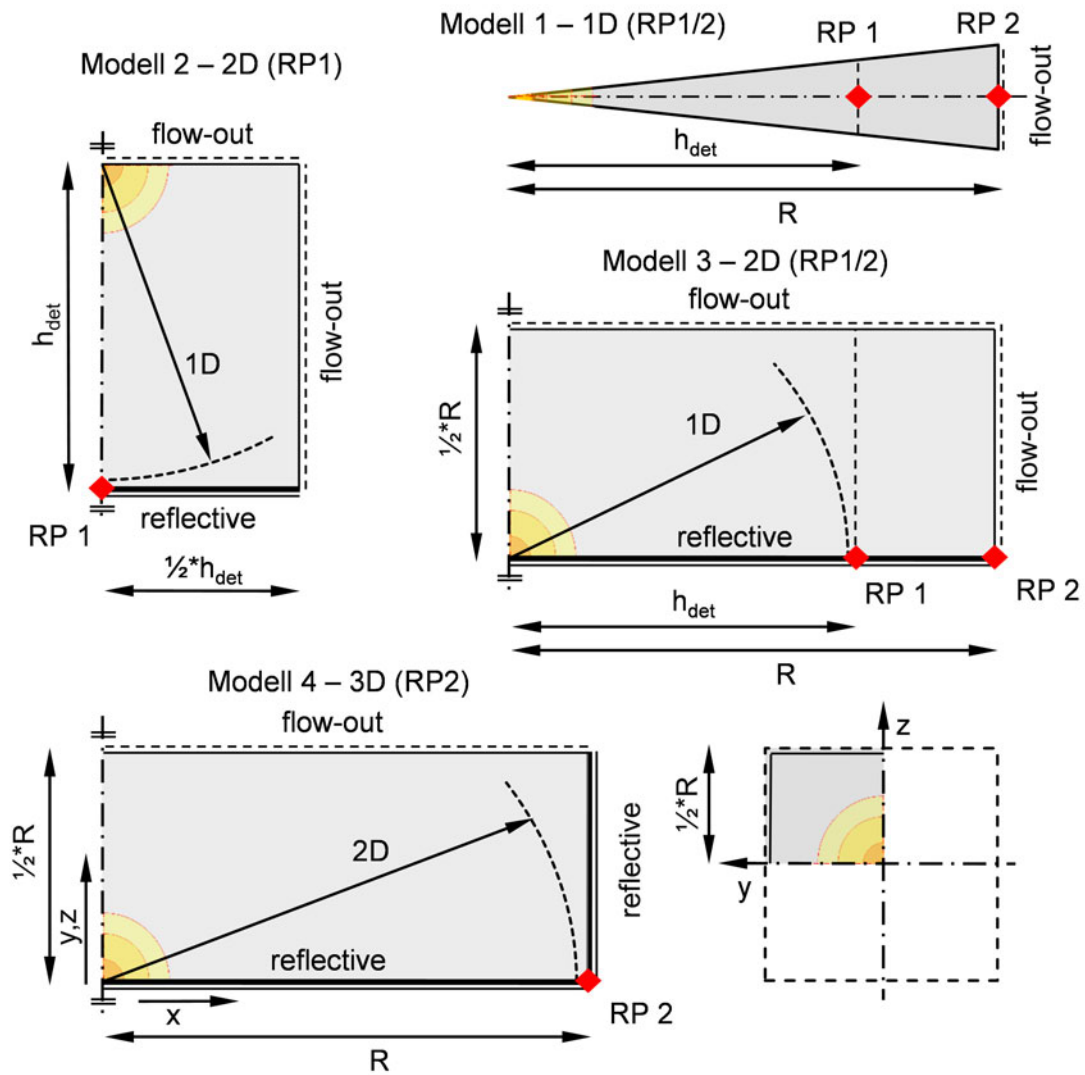


Abbildung 2.13: Ableitung der Teilmodelle M1 bis M4 für die Verifizierung der Druckwellensimulation an RP 1 und RP 2

wie den Zylinder, macht eine weitere Abbildung des Szenarios in einem dreidimensionalen Modell erforderlich. In diesem Modell wird die gesamte Druckwelleneinwirkung auf die Stützenoberfläche unter Berücksichtigung aller Reflexionseffekte abgebildet und steht direkt für eine gekoppelte Bauteilsimulation oder entkoppelt in Form eines Last-Arrays für nachfolgende Bauteilsimulationen zur Verfügung.

Die gleiche Interaktion von Simulationsmodellen wird nun für die Verifizierung angewandt. Im Folgenden werden die untersuchten Teilmodelle M 1 bis M 4 entsprechend Abbildung 2.13 beschrieben und erläutert. Die zu untersuchenden Modelle ermöglichen für alle Referenzpunkte den Abgleich der Simulation mit Referenzwerten für die einfallende und reflektierte Druckwelle, unter Berücksichtigung des tatsächlichen Simulationsablaufs. Die Ausdehnungen der Modelle sind hierbei so gewählt, dass Effekte wie Randstörungen auf das Referenzpunktergebnis ausgeschlossen werden können bzw. minimal sind und dennoch ein Modell mit möglichst wenigen Zellen zur Verfügung steht.

**Teilmodell M 1** Das eindimensionale Modell bildet die Initiierung der Druckwelle und die freie Ausbreitung im Luftraum ohne Reflexionseinflüsse für RP 1 und RP 2 ab. Für die weitere Untersuchung wird das Simulationsergebnis kurz vor dem Erreichen von RP 1 gespeichert.

**Teilmodell M 2** Im zweiten Simulationsmodell, das zweidimensional und rotationssymmetrisch ist, wird der zuvor gespeicherte Zustand geladen und die senkrechte Reflexion der Druckwelle an der Grundfläche in RP 1 abgebildet und ausgewertet. Abgesehen von der reflektierenden Randbedingung für die Geländeoberfläche berücksichtigt das Modell weitere Randbedingungen, die ein Verlassen der Druckwelle ermöglichen und nicht zu Reflexionserscheinungen führen. Die Modellgröße senkrecht zur Hauptausbreitungsrichtung der Druckwelle wird, wie auch bei den anderen Modellen, auf die Hälfte der Hauptrichtung festgelegt. Dies hat sich als zweckmäßig erwiesen.

**Teilmodell M 3** Bei Modell 3 handelt es sich ebenfalls um ein zweidimensionales rotationssymmetrisches Modell, in das wie bei M 2 der gespeicherte Zustand aus Teilmodell M 1 geladen wird. Für RP 1 und RP 2 wird die freie Druckwellenausbreitung der einfallenden Druckwelle ohne Reflexionseffekte abgebildet. Die reflektierende Randbedingung definiert hierbei eine Symmetrieebene und ermöglicht die Simulation einer symmetrischen Modellhälfte. Für die weitere Untersuchung wird das Simulationsergebnis kurz vor dem Erreichen von RP 2 gespeichert.

**Teilmodell M 4** Im vierten Simulationsmodell wird der zuvor gespeicherte Zustand aus Teilmodell M 3 geladen und die senkrechte Reflexion der Druckwelle in RP 2 an einer ideal ebenen und starren Fläche dreidimensional abgebildet und ausgewertet. Die reflektierenden Randbedingungen in den Systemachsen definieren hierbei Symmetrieebenen und ermöglichen die Reduktion der Simulation auf ein symmetrisches Viertel.

Wie auch schon bei den urbanen Szenarien stellt die Abbildung von Reflexionserscheinungen an ideal starren und ebenen Oberflächen eine allgemein übliche Vereinfachung dar. Der Nachweis, dass diese Vereinfachung auch für die Bestimmung der Einwirkung auf die Stützenoberfläche anwendbar ist, wird in Kapitel 4.5.2 geführt.



Tabelle 2.3: Referenzwerte für die Szenarien Sz1 bis Sz5 aus der UFC 3-340-02 [154]

Sz	Referenzpunkt	Z [m / kg <sup>1/3</sup> ]	p,ro [kPa]	p,so [kPa]	c,r [-]	i,ro [Pa.s / kg <sup>(1/3)</sup> ]	i,so [Pa.s / kg <sup>(1/3)</sup> ]	t,a [ms / kg <sup>(1/3)</sup> ]
Sz1	RP1	0,34	6,60E+04	7,39E+03	8,9	2,58E+03	1,41E+02	8,36E-02
	RP2	0,51	2,87E+04	3,71E+03	7,7	1,40E+03	1,43E+02	1,61E-01
Sz2	RP1	0,27	9,87E+04	1,04E+04	9,5	3,72E+03	1,62E+02	5,92E-02
	RP2	0,41	4,71E+04	5,58E+03	8,4	1,97E+03	1,37E+02	1,10E-01
Sz3	RP1	0,22	1,42E+05	1,40E+04	10,1	5,45E+03	2,05E+02	4,26E-02
	RP2	0,32	7,32E+04	8,06E+03	9,1	2,82E+03	1,45E+02	7,67E-02
Sz4	RP1	0,17	1,96E+05	1,83E+04	10,7	8,11E+03	2,84E+02	3,11E-02
	RP2	0,26	1,08E+05	1,12E+04	9,7	4,08E+03	1,70E+02	5,45E-02
Sz5	RP1	0,14	2,63E+05	2,32E+04	11,3	1,23E+04	4,24E+02	2,30E-02
	RP2	0,20	1,54E+05	1,50E+04	10,3	6,00E+03	2,21E+02	3,94E-02

### 2.3.2 Anwendung auf die gewählten Detonationsszenarien

Die zuvor definierten Standardmodelle M1 bis M4 werden für die gewählten Szenarien Sz1 bis Sz5 mit den beiden Solvern ANSYS AUTODYN und PROSAIR ausgewertet und mit den zugeordneten Referenzwerten aus der UFC 3-340-02 [x] abgeglichen. Die linear interpolierten Referenzwerte sind in Tabelle 2.3 zusammengefasst. Die grafische Aufbereitung der Ergebnisse ist in Abbildung 2.14 für ANSYS AUTODYN im oberen und für PROSAIR im unteren Teil dargestellt. Die detaillierte Auswertung der Studie ist Anhang A.3 zu entnehmen. Für die Bestimmung der Abweichungen bezogen auf die Referenzwerte wird zwischen dem relativen Fehler nach Gleichung (2.20) und einem logarithmischen Fehler nach Gleichung (2.21) unterschieden. Der logarithmische Fehler trägt dem großen Anwendungsbereich der Referenzwerte über mehrere Potenzen Rechnung und scheint mit Bezug auf die Differenzen zwischen den unterschiedlichen Referenzquellen eine adäquate Bewertungsgröße für die auftretenden Abweichungen zu sein.

$$\Delta x_{rel} = 1 - \left( \frac{x_{sim}}{x_{ref}} \right) \quad (2.20)$$

$$\Delta x_{log} = 1 - \left( \frac{\log(x_{sim})}{\log(x_{ref})} \right) \quad (2.21)$$

Im Rahmen der Untersuchungen hat sich herausgestellt, dass für die einzelnen Modelle unabhängig von der Detonationsintensität einheitliche Diskretisierungen zielführend sind und den besten Kompromiss zwischen Rechenaufwand und Ergebnisqualität darstellen. Eine größere Diskretisierung führt entweder nicht zu einer signifikanten Steigerung der Ergebnisqualität oder ist vom Rechenaufwand nicht umsetzbar, besonders mit Blick auf die Modellgrößen der tatsächlichen abgebildeten Szenarien, die in Kapitel 2.4 beschrieben werden. Auf Basis der Ergebnisse ergeben sich folgende für beide Solver einheitliche Diskretisierungen:



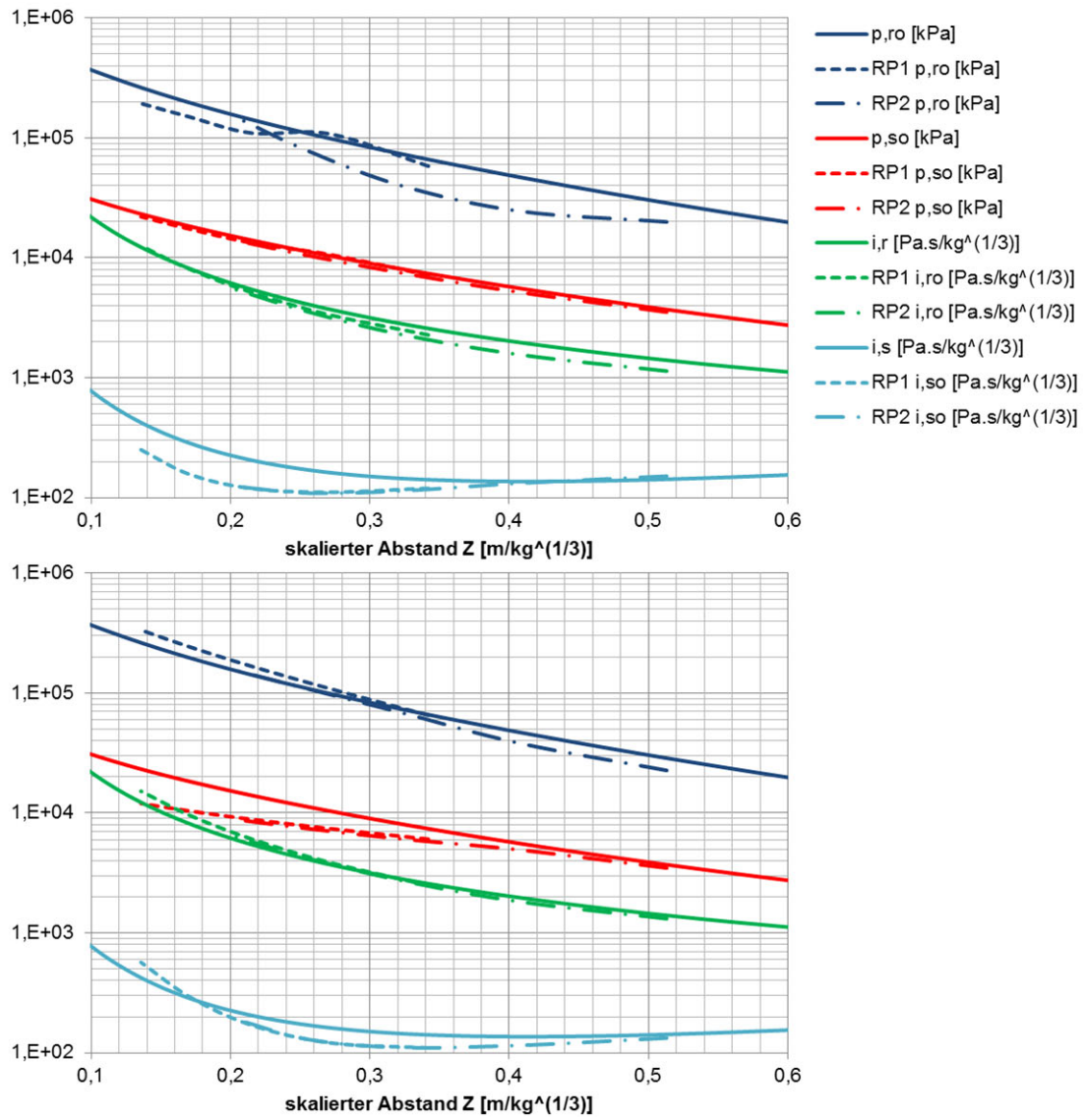


Abbildung 2.14: Auswertung der Verifizierung der Modelldiskretisierung für ANSYS AUTODYN (oben) und PROSAIR (unten)

- 1D  $\rightarrow 1,0 E - 04 m = 0,1 mm$  <sup>8</sup>
- 2D  $\rightarrow 1,0 E - 03 m = 1,0 mm$  <sup>9</sup>
- 3D  $\rightarrow 5,0 E - 03 m = 5,0 mm$  |  $1,0 E - 02 m = 10,0 mm$  <sup>10</sup>

Für Szenario Sz1 werden die 3D-Modelle (M4) von ANSYS AUTODYN zusätzlich mit einer Diskretisierung von  $10 mm$  mit dem FCT-Solver und dem MME-Solver untersucht. Da sich aus der unterschiedlichen Diskretisierung von Sz1 in Kapitel 4.5.1 kein Einfluss auf die Bauteilantwort zeigt, wird für die 3D-Modelle der Szenarien Sz2 bis Sz5 ausschließlich die Diskretisierung von  $10 mm$  untersucht.

Bei ANSYS AUTODYN gibt es die Möglichkeit einer lokalen Netzverdichtung (Zoning) in einem geometrischen Teilbereich des Modells, Zoning Box (ZB) genannt, um eine Reduktion der Elementzahlen zu erreichen. Für einen Teil der ANSYS AUTODYN Modelle wurde diese Option angewandt. Sie ist bei PROSAIR nicht implementiert, wird aber durch den allgemein deutlich leistungsfähigeren Solver kompensiert.

Die Ergebnisse beider Solver in Abbildung 2.14 zeigen unterschiedliche Stärken und Schwächen. Für ANSYS AUTODYN erhält man für den einfallenden Spitzendruck  $p_{so}$  und den reflektierten Impuls  $i_{ro}$  eine gute Übereinstimmung mit den Referenzwertkurven. Der Vergleich der Diskretisierung für Modell 4 von Szenario Sz1 zeigt nochmals deutlich steigende Abweichungen bei den reflektierten Spitzendrücken  $p_{ro}$ , wobei sich lediglich geringe Unterschiede für die reflektierten Impulse  $i_{ro}$  ergeben. Für PROSAIR erhält man für den reflektierten Spitzendruck  $p_{ro}$  und den reflektierten Impuls  $i_{ro}$  die besten Annäherungen über den untersuchten Bereich. Generell zeigen sich für alle Kurven keine konstanten Abweichungen, sondern höchst individuelle Bereiche besserer und schlechterer Annäherung. Aber auch die Auswertungen für RP 1 und RP 2 sind nicht identisch. Daraus wird deutlich, dass eine allgemeingültige Bewertung der Ergebnisqualität für einzelne Solver nicht erreicht werden kann. Vielmehr ist eine differenzierte Verifizierung aller Detonationscharakteristika auf Basis der tatsächlichen Randbedingungen zwingend erforderlich.

Da die Einwirkung in Bezug auf die Bauteilreaktion allgemein als eher impulsgesteuert eingeordnet werden kann, wie die Ergebnisse der Bauteilanalyse in Kapitel 4 zeigen, bildet der reflektierte Impuls  $i_{ro}$  die maßgebende Größe zur Bewertung der Qualität der Simulation. Für den reflektierten Impuls  $i_{ro}$  weisen beide Solver zueinander sowie zu den Referenzwerten eine gute Übereinstimmung auf, sodass die Qualität der Simulationsergebnisse positiv bewertet werden kann und eine gute Vergleichbarkeit der Bauteilantwort zu prognostizieren ist. Dies kann aber aufgrund der zuvor beschriebenen Restriktion von PROSAIR nicht in einem direkten Vergleich der Bauteilantworten bestätigt werden. Die maximalen Abweichungen des reflektierten Impulses  $i_{ro}$  liegen hierbei für den logarithmischen Fehler im Bereich von  $-2,8\%$  bis  $+1,9\%$ , für die relativen Fehler ergeben sich Abweichungen im Bereich von  $-21,0\%$  bis  $+23,7\%$ . Eine detaillierte Auswertung aller Szenarien und Kenngrößen ist Tabelle A.1 und A.2 des Anhangs A.3 zu entnehmen.

<sup>8</sup>Diskretisierung gilt bei ANSYS AUTODYN für die ZB von  $250 mm$

<sup>9</sup>Diskretisierung gilt bei ANSYS AUTODYN für die ZB von  $1600 \cdot 500 mm$

<sup>10</sup>Diskretisierung gilt bei ANSYS AUTODYN für die ZB von  $500 \cdot 250 \cdot 250 mm$

### 2.3.3 Schlussfolgerungen

Das präsentierte Verfahren zur Verifizierung ist auf beliebige Detonationsszenarien und Simulationsabfolgen anwendbar, bezüglich der Einwirkung auf Bauteile, im freien Luftraum und im urbanen Kontext. Es berücksichtigt den gewählten Simulationsablauf mit den individuell auftretenden Interaktionen von Teilmodellen der lokalen Situation. Dies wird durch die Überführung des Szenarios in allgemeine Standardfälle für die gewählten Referenzpunkte möglich und lässt bei deutlich reduziertem numerischem Aufwand eine zielgerichtete Verifizierung der Modelldiskretisierung zu. Des Weiteren erlaubt dieses Vorgehen eine differenzierte Bewertung der Ergebnisqualität der Simulation.

Allgemein kann den beiden Solvern ANSYS AUTODYN und PROSAIR in Bezug auf die untersuchten Szenarien eine gute bzw. ausreichende Qualität bei der Abbildung der Detonations-Charakteristika attestiert werden, besonders für den maßgebenden reflektierten Impuls bezüglich der Bauteilanalyse in Kapitel 4. Auch ROSE [123] kommt bei seinen Untersuchungen zu dem Ergebnis, dass die beiden Solver eine gute Übereinstimmung zueinander und zu konkreten experimentellen Versuchen aufweisen.

## 2.4 Druckwelleneinwirkung auf die Stützenoberfläche

Für die Untersuchungen zum Tragverhalten von Bauteilen und zu deren Optimierung ist zunächst ein fundiertes Bild über die Einwirkung nötig. Hierzu müssen alle Besonderheiten der Detonationsdruckwelleneinwirkung identifiziert werden. Dies gilt in besonderem Maße für das hier exemplarisch untersuchte Nahdetonationsszenario mit den gewählten geometrischen Randbedingungen, die zu komplexen Interaktionen von Reflexionen führen.

Die Druckwelleneinwirkung auf die zylinderförmige Stützenoberfläche führt zu einer lokal und temporär stark variierenden Belastung der Stütze. Für die Auswertung dieser Belastung in Form des reflektierten Drucks und des daraus abgeleiteten Impulses werden auf Basis der Erkenntnisse der Verifizierung verschiedene dreidimensionale Modelle des Luftraums untersucht. Da diese Lastmodelle auch für die Bauteilanalyse in Kapitel 4 Verwendung finden, werden die Besonderheiten der Einwirkung an den Ergebnissen von ANSYS AUTODYN vorgestellt und diskutiert. Die mit PROSAIR ermittelten Ergebnisse für die einzelnen Szenarien sind vergleichbar. Es zeigen sich die erwarteten Unterschiede, wie sie schon bei der Verifizierung auftraten. Der auffallendste Unterschied liegt im zeitlichen Versatz der Einwirkung, der aber weiter keinen Einfluss hat.

Tabelle 2.4: Merkmale der untersuchten Einwirkungsmodelle

Modell	Sz	Diskretisierung	ZB	Symmetrie	Solver	Zellen
1	1	5 mm	ja	ja	FCT	16 Mio.
2		10 mm	ja	ja	FCT	4 Mio.
3		10 mm	ja	ja	MME	4 Mio.
4		10 mm	nein	ja	FCT	9 Mio.
5		10 mm	ja	nein	FCT	8 Mio.
6	2	10 mm	ja	ja	MME	4 Mio.
7	3	10 mm	ja	ja	MME	
8	4	10 mm	ja	ja	MME	
9	5	10 mm	ja	ja	MME	

Aufbauend auf dem gewählten Simulationsablauf und der gewählten Diskretisierung aus der Verifizierung werden die in Tabelle 2.4 aufgeführten Simulationsmodelle der Einwirkung für die Bauteilanalyse ausgewertet. Die angegebene Diskretisierung bezieht sich auf die Elementgröße der dreidimensionalen Modelle. Die Einwirkungsmodelle können allgemein in zwei Bereiche untergliedert werden: Bereich eins umfasst Modell 1 bis Modell 5 und beinhaltet eine Variation der Modelldetails für Szenario Sz1. Bereich zwei baut auf die Ergebnisse von Bereich eins auf und beinhaltet die schrittweise Steigerung der Detonationsintensität für die Szenarien Sz2 bis Sz5 in Modell 6 bis Modell 9. Mit den unterschiedlichen Einwirkungsmodellen für Szenario Sz1 werden folgende Einflüsse auf die Bauteilantwort untersucht:

- Einfluss der Diskretisierung (Vergleich Modell 1 und Modell 2)
- Einfluss des MME-Solvers (Vergleich Modell 2 und Modell 3)
- Einfluss der lokalen Netzverdichtung (Vergleich Modell 2 und Modell 4)
- Einfluss der Symmetrie (Vergleich Modell 2 und Modell 5)

Darüber hinaus wird anhand von Modell 1 auch der Einfluss einer auf  $2\text{ ms}$  begrenzten Einwirkungsdauer auf die Bauteilantwort untersucht. An Modell 2 werden mögliche Auswirkungen durch unterschiedliche Kopplungsformulierungen zwischen Eulerraum und Lagrangekörper sowie der mögliche Einfluss aus einer imperfekten Stützengeometrie analysiert. Die Stütze wird hierbei mit einer geometrischen Ersatzimperfektion von  $L/300$  in positiver X-Richtung abgebildet, was  $16,8\text{ mm}$  entspricht und auf den ersten Beuleigenwert angesetzt wird. Da die Imperfektion keinen relevanten Einfluss auf die Einwirkung zeigt, wird dieses Modell nicht gesondert ausgewertet.

Wie der Tabelle 2.4 zu entnehmen ist, besitzen die unterschiedlichen Modelle auch eine unterschiedliche Anzahl von Elementen, was sich im Rechenaufwand direkt niederschlägt. Hier wird eine kleinstmögliche Elementanzahl angestrebt, ohne jedoch Einbußen bei der Ergebnisqualität der Bauteilanalyse in Kauf zu nehmen. Die Verwendung von Modell 2 mit einer Diskretisierung von  $10\text{ mm}$  wird notwendig, da der Rechenaufwand vor allem bei der gekoppelten Simulation mit der Abbildung der Interaktion zwischen Eulerraum und Lagrangekörper sonst nicht mehr verhältnismäßig wäre.

Durch die Parallelisierung der Simulationen konnte eine deutliche Leistungssteigerung von bis zu  $500\%$  erreicht werden. Die Details zur Studie sind Anhang A.5 zu entnehmen. Erst der bis auf ein Fünftel reduzierte Rechenaufwand ermöglicht eine zielgerichtete Untersuchung der Modelle, wobei eine weitere Leistungssteigerung durchaus wünschenswert wäre.

### 2.4.1 Modellierung von Modell 1 (Sz1)

Modell 1 repräsentiert die Abbildung von Szenario Sz1 mit der größten Diskretisierung unter Verwendung einer lokalen Netzverdichtung und der Ausnutzung der Symmetrie. Für die Lösung wird der FCT-Solver von ANSYS AUTODYN verwendet. Die Größe des Luftraummodells wird über den Volumenvektor  $\vec{v}_{sym}$  nach Gleichung (2.22) ausgedrückt, der bereits die symmetrische Hälfte repräsentiert. Die Definition des Modellquerschnitts ist in Abbildung 2.15 dargestellt.

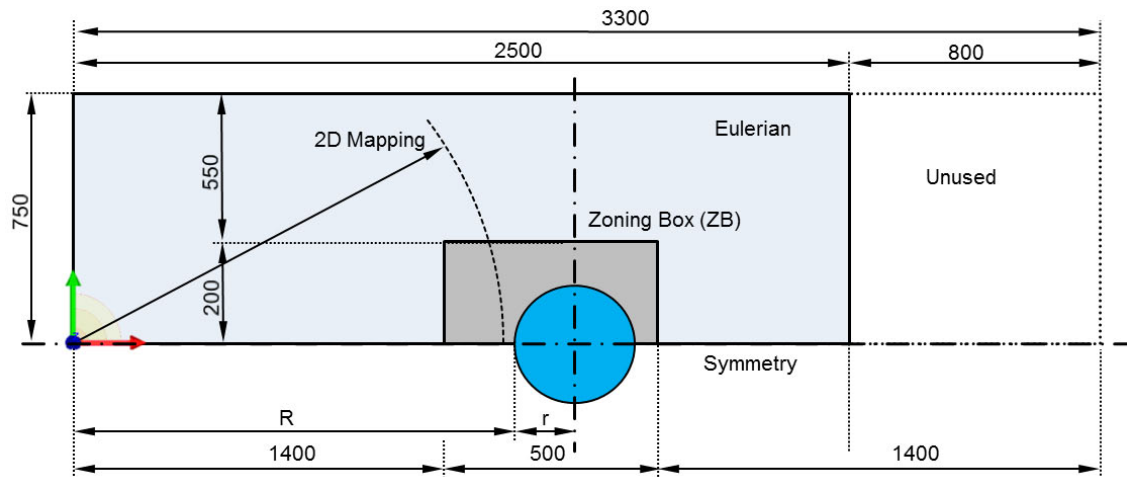


Abbildung 2.15: Abmessungen des Euleriums in ANSYS AUTODYN in [mm]

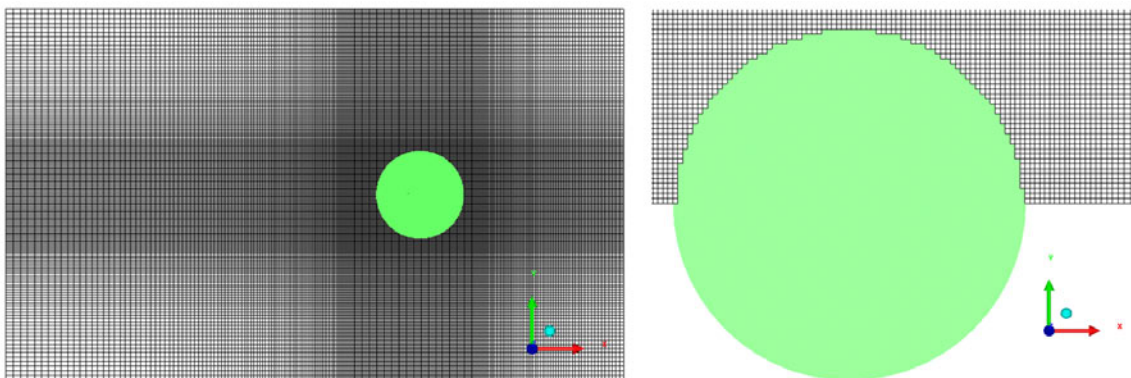


Abbildung 2.16: Querschnitt des Euleriums von Modell1 mit der lokalen Netzverdichtung um den Stützenschnitt (links); Darstellung der orthogonalen Grenzfläche des Euleriums am Übergang zum Stützenschnitt (rechts)

Da die Netzverdichtung nur in den Randbereichen oder zentral angeordnet werden kann, wird das Luftvolumen zuerst mit einer größeren Ausdehnung nach Gleichung (2.23), ausgedrückt durch den angepassten Vektoren  $\vec{v}_{sym,0}$ , abgebildet. Dieses Vorgehen ermöglicht eine individuelle Lage der Netzverdichtung. Der später nicht mehr benötigte Teil des Luftraums wird deaktiviert. Der Bereich der Netzverdichtung wird über sein Volumen  $\vec{v}_{ZB}$  nach Gleichung (2.24) beschrieben und ist zentral in  $\vec{v}_{sym,0}$  angeordnet. Dieses Vorgehen ermöglicht die Platzierung der Netzverdichtung im Bereich der Anströmfläche des Stützenquerschnitts.

$$\vec{v}_{sym} = \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 2500 \\ 750 \\ 5000 \end{pmatrix} [mm] \quad (2.22)$$

$$\vec{v}_{sym,0} = \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 3300 \\ 750 \\ 5000 \end{pmatrix} [mm] \quad (2.23)$$

$$\vec{v}_{ZB} = \begin{pmatrix} x \\ y \\ z \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 500 \\ 200 \\ 2000 \end{pmatrix} [mm] \quad (2.24)$$

Die Größe des Luftraums im Querschnitt wurde so gewählt, dass der Überstand in positiver X-Richtung in etwa dem doppelten Durchmesser und in Y-Richtung in etwa dem dreifachen Radius entspricht. Dies stellt einen Kompromiss aus Rechenaufwand und Ergebnisqualität dar und hat sich im Rahmen der Untersuchungen bewährt.

Im Bereich der lokalen Netzverdichtung wird die verifizierte Elementgröße  $a_{c,ZB} = 5,0 \text{ mm}$  und die Elementanzahl  $\vec{n}_{c,ZB}$  nach Gleichung (2.26) festgelegt. Die Elementanzahl  $\vec{n}_c$  bezieht sich hierbei auf das Ausgangsvolumen  $\vec{v}_{sym,0}$ . Die verbleibende Anzahl von Zellen für den Raum außerhalb der Netzverdichtung leitet sich über die gesamte Elementanzahl  $\vec{n}_c$  nach Gleichung (2.25) ab. Die Elementgröße steigt dabei stetig an. Wird die Anzahl der verbleibenden Elemente außerhalb der Netzverdichtung zu gering gewählt, entstehen an den Außenrändern große, stark verzerrte Elemente, die zu einer Verschlechterung der Ergebnisqualität führen. Die gewählte Diskretisierung führt zu einer durchschnittlichen Elementgröße von etwa  $10 \text{ mm}$ , was ausreichend ist, um negative Einflüsse auf die Ergebnisqualität zu vermeiden. Abbildung 2.16 zeigt auf der linken Seite den ganzen Modellquerschnitt, in dem der Bereich der lokalen Netzverdichtung um den Stützenquerschnitt herum deutlich erkennbar ist.

$$\vec{n}_c = \begin{pmatrix} i \\ j \\ k \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 320 \\ 90 \\ 700 \end{pmatrix} \quad (2.25)$$

$$\vec{n}_{c,ZB} = \begin{pmatrix} i \\ j \\ k \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 100 \\ 40 \\ 400 \end{pmatrix} \quad (2.26)$$

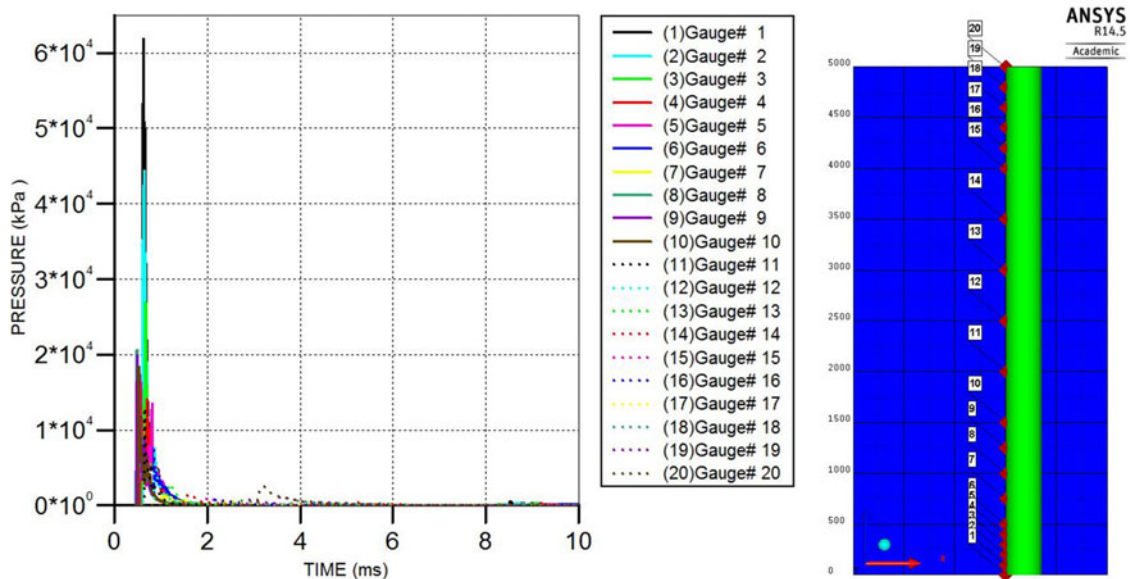


Abbildung 2.17: Druckverläufe aller Messpunkte von Modell 1 über die gesamte Simulationszeit (links); Lage der Messpunkte im Modell (rechts)

Das Stützenvolumen wird über einen zylinderförmigen Starrkörper abgebildet. Dieser Starrkörper dient als Dummy und definiert den Zellenbereich des Eulerraums, der deaktiviert wird. An dieser Grenzfläche wird die Reflexion der Druckwelle abgebildet, wie Abbildung 2.16 auf der rechten Seite zu entnehmen ist. Natürlich stellt die orthogonale Annäherung des Kreisquerschnitts eine weitere Vereinfachung dar, die aber für die Kombination aus Durchmesser und Diskretisierung als akzeptabel bewertet werden kann. Durch die deaktivierten Zellbereiche des Luftvolumens reduziert sich die Elementzahl des Eulerraums von anfänglich 20 Mio. Zellen auf etwa 16 Mio. für das Analysemodell.

Die Randflächen des Eulerraums werden mit Flow-Out-Randbedingungen abgebildet, so dass Druckwellenanteile das Luftvolumen verlassen können, ohne Reflexionen hervorzurufen. Lediglich in der Symmetrieebene  $y = 0$  besteht eine ideal reflektierende Randbedingung, ebenso wie für die Grenzfläche am Übergang zum Stützenquerschnitt.

### 2.4.2 Auswertung von Modell 1 (Sz1)

Die Auswertzeit umfasst 10 ms. Der Zeitraum beinhaltet alle relevanten Reflexionsphänomene, einschließlich der Deckenreflexion bei 3,5 ms, wie Abbildung 2.17 zu entnehmen ist. Danach ist die Intensität der Lastkonzentrationen soweit abgeklungen, dass keinerlei Einflüsse mehr auf die Bauteilanalyse ersichtliche sind. Bereits nach 1 ms fallen die Druckverläufe für die ausgewerteten Messpunkte (vgl. Abb. 2.17 rechts) auf unter 10 % der maximalen Amplitude. Durch die exponentiell abklingende Druckwellenintensität kann auch die Abbildung weiterer Reflexionen an Gebäudeoberflächen im direkten Umfeld der Stütze vernachlässigt werden.

Im Rahmen der Auswertung können unterschiedliche markante Stützenbereiche identifiziert werden. Zum einen ist dies der Fußbereich mit den größten Einwirkungsspitzen infolge des Machstamm-Effektes, der direkt in den Stützenbereich auf der Höhe des Detonationspunktes übergeht. Durch die Deckenreflexion entsteht zum anderen im Bereich des



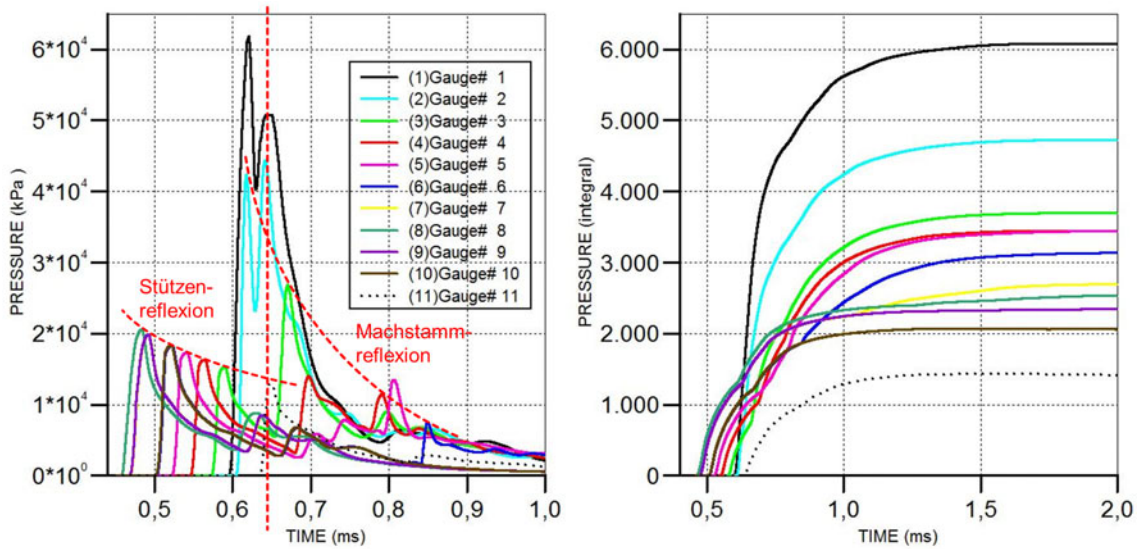


Abbildung 2.18: Druckverläufe (links) und Impulsverläufe (rechts) der Messpunkte (1) bis (11) im Fußbereich von Modell 1

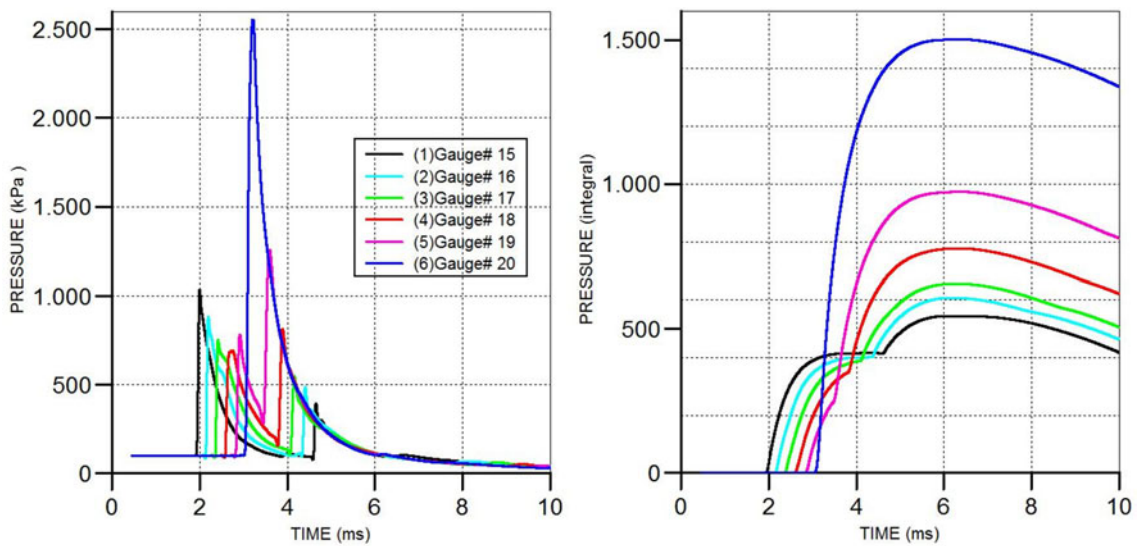


Abbildung 2.19: Druckverläufe (links) und Impulsverläufe (rechts) der Messpunkte (15) bis (20) im Bereich des Stützenkopfes von Modell 1



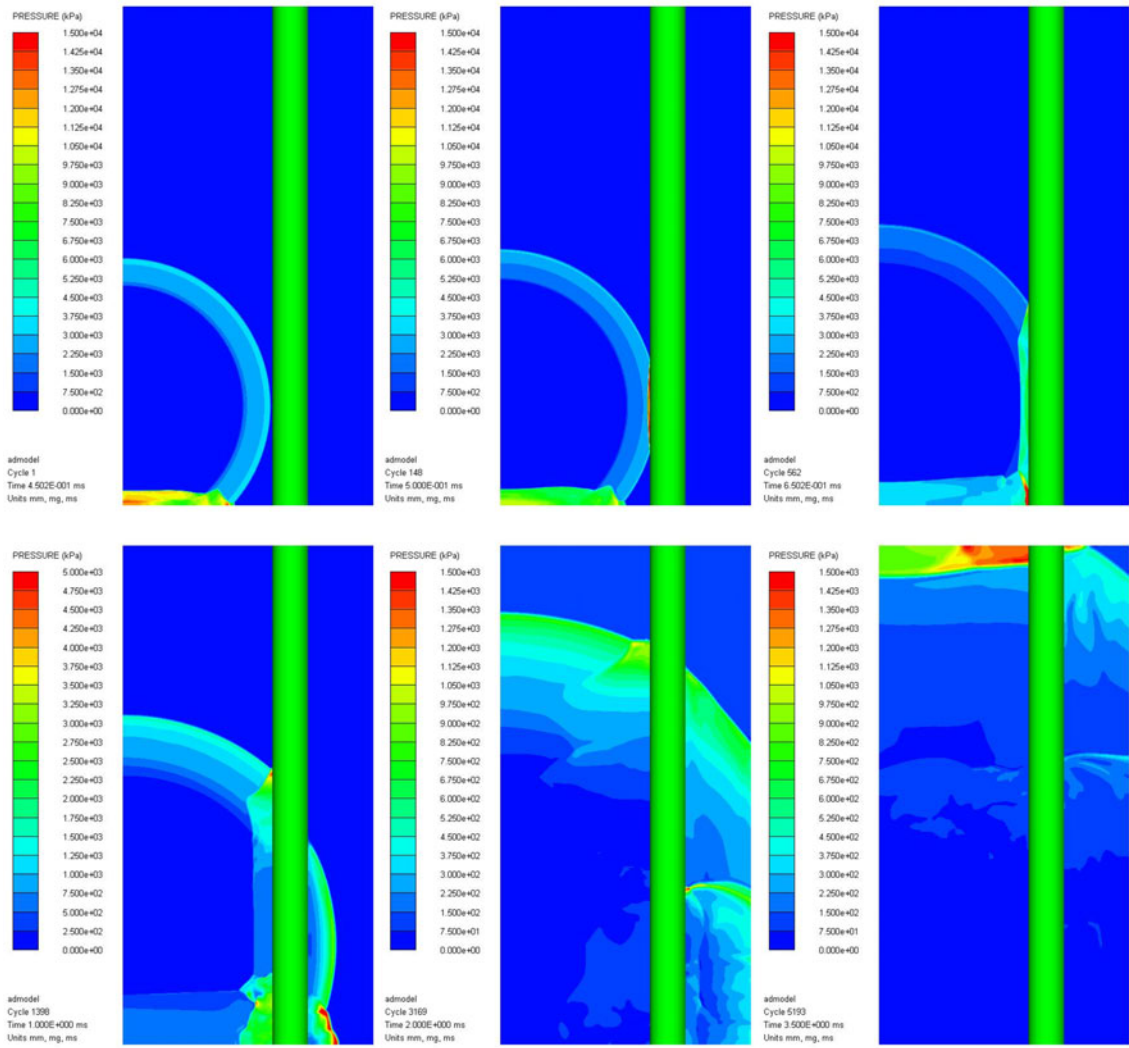


Abbildung 2.20: Druckverteilung in der Symmetrieebene des Eulerraums von Modell 1 zu diskreten Zeitpunkten (von oben links nach unten rechts)

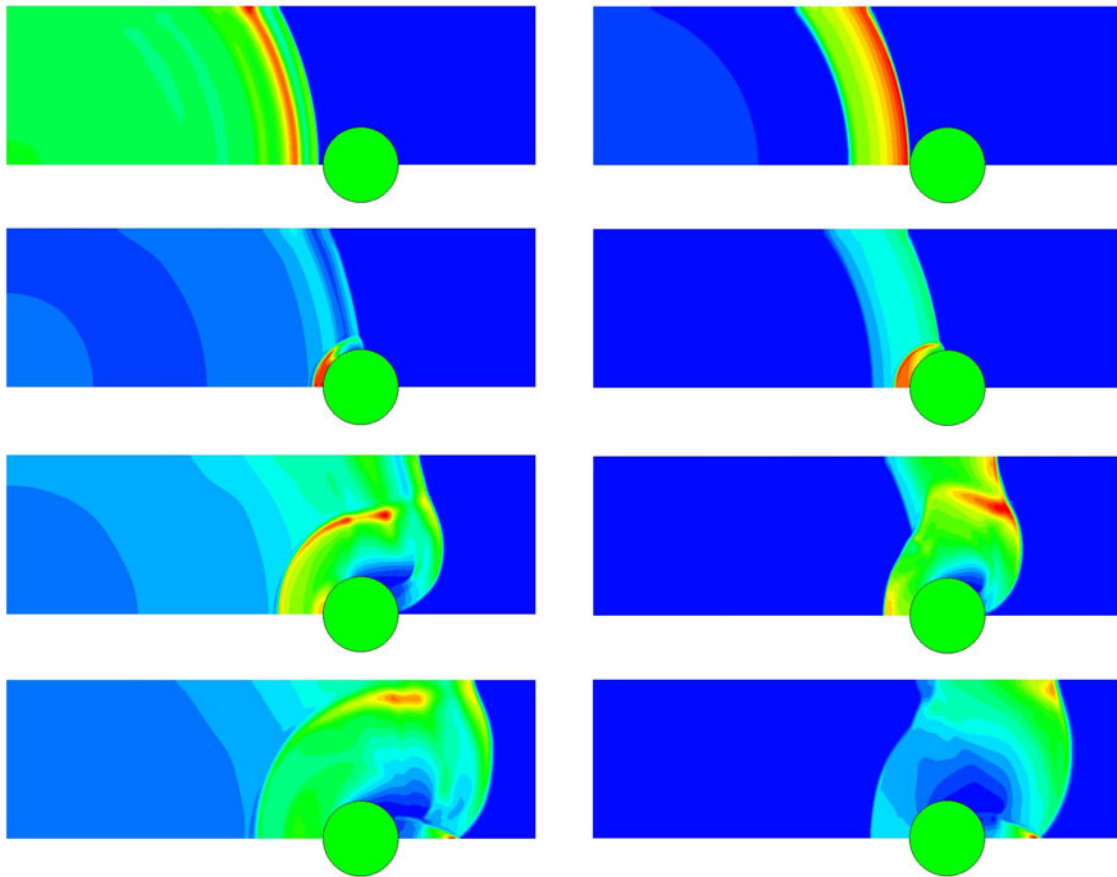


Abbildung 2.21: Druckverteilung auf der Grundfläche ( $h = 0\text{ m}$ ) im Zeitbereich zwischen  $0,6\text{ ms}$  und  $1,0\text{ ms}$  (links) und in Höhe des Detonationspunktes ( $h = 1\text{ m}$ ) im Zeitbereich zwischen  $0,45\text{ ms}$  und  $1,0\text{ ms}$  (rechts) von Modell 1

Stützenkopfes ein markanter Bereich. Diese Bereiche spiegeln den zeitlichen Ablauf der einwirkenden Druckwelle wider und zeigen die lokalen Lastkonzentrationsphänomene aus der Überlagerung der verschiedenen Reflexionen. Diese individuelle Überlagerung der verschiedenen Druckanteile aus Stützenreflexion und Machstamm-Einwirkung wird deutlich, wenn man die Druckverteilung für den Fußpunkt (1) mit Punkt (11) in einer Höhe von  $2,0\text{ m}$  nach Abbildung 2.18 vergleicht. Beide Punkte befinden sich an der Anströmfläche und besitzen den gleichen Abstand zum Detonationspunkt. Durch die hohe Intensität der Machstamm-Reflexion, die sich im Fußpunktbereich mit der Stützenreflexion überlagert, entstehen dort deutlich höhere Belastungsspitzen.

Die Druckwelle erreicht den Stützenquerschnitt auf Höhe des Detonationspunktes (8) aufgrund des geometrisch kleinsten Abstandes zur Detonation bereits kurz vor  $0,5\text{ ms}$ . Von dort breitet sich die Druckwelle entlang der Stütze gleichmäßig nach oben und unten aus. Der Bereich dieser einfachen Stützenreflexion mit abklingender Intensität ist in Abbildung 2.18 gekennzeichnet. Bevor aber die Stützenreflexion von oben die Anströmfläche am Fußpunkt (1) erreicht, trifft bei  $0,625\text{ ms}$  die an der Grundfläche reflektierte Druckwelle ein und führt zur dimensionierenden Einwirkungsspitze aufgrund der Intensitätssteigerung durch den Machstamm-Effekt. Diese Überlagerung von einfallender und reflektierter Druckwelle über der Grundfläche mündet in eine bodenparallele Strömung, die sich etwas schneller ausbreitet als die Druckwelle im Raum. Dies bewirkt eine geringe Vorzeitigkeit der Machstamm-Reflexion am Fußpunkt. Die Machstamm-Reflexion breitet sich ebenfalls nach oben entlang der Stütze aus und klingt schnell wieder ab. Die Vorzeitigkeit des Machstamm-Effekts wird durch die vertikale Markierung in Abbildung 2.18 deutlich. Sie befindet sich etwa bei  $0,65\text{ ms}$  und kennzeichnet den Spitzenwert von Punkt (11) in einer Höhe von  $2,0\text{ m}$ , der zur selben Zeit wie Punkt (1) durch die Stützenreflexion erreicht wird. Der Spitzenwert von Punkt (1) und (2) ist zu diesem Zeitpunkt bereits erreicht, und die nacheilende Stützenreflexion führt zur zweiten Druckspitze an den Punkten (1) und (2). Diese zeitliche und lokale Interaktion zwischen den einzelnen Reflexionen ist ausschlaggebend für die erreichten Amplituden und abhängig vom Detonationsabstand  $R$ , der Detonationshöhe  $h_{det}$  und der Intensität der Detonation  $W$ .

Im Bereich zwischen  $2\text{ ms}$  und  $8\text{ ms}$  treten marginale lokale Sogeffekte auf, die aufgrund der deutlichen Überdruckspitzen jedoch keine Relevanz haben. Die Druckwelle erreicht bei etwa  $3\text{ ms}$  die Decke (20) und wird dort reflektiert, wie Abbildung 2.19 zeigt. Die Intensität ist hier bereits auf unter  $1/10$  abgeklungen, zeigt aber eine deutlich längere Einwirkungsdauer. Die Machstamm-Reflexion hat keinen Einfluss mehr auf den Bereich am Stützenkopf. Die an der Decke erneut reflektierte Druckwelle erreicht dann im Bereich zwischen  $8\text{ ms}$  und  $10\text{ ms}$  wieder die Grundfläche, die Intensität ist aber von untergeordneter Bedeutung, wie Abbildung 2.17 entnommen werden kann. Die Ausbreitung der Druckwelle, die Entwicklung und Einwirkung des Machstamm-Effektes und der anderen Reflexionsanteile auf die Stützenoberfläche sind in Abbildung 2.20 zu diskreten Zeitpunkten dargestellt.

In den Abbildungen 2.18 und 2.19 sind auf der rechten Seite zusätzlich die jeweiligen Impulsverläufe für die Messpunkte ausgewertet. Hier wird die Dominanz der Fußpunkteinwirkung erneut deutlich. Interessant ist, dass der eingetragene Impuls im Bereich der Deckenreflexion trotz des deutlich niedrigeren Spitzendrucks nur auf  $1/4$  abnimmt.

In Abbildung 2.21 sind für den Modellquerschnitt auf Höhe der Grundfläche und auf Höhe des Detonationspunktes das Eintreffen der Druckwelle, die Reflexion an der Anströmfläche, die Entwicklung über den Umfang des Stützenquerschnitts und die Umströmung des Querschnitts abgebildet. Aufgrund der verschiedenen Ankunftszeiten der Druckwelle und der am Fußpunkt überlagerten Machstamm-Reflexion bilden sich die dargestellten Unterschiede aus.

Aus diesen Ergebnissen kann gefolgert werden, dass die Anströmfläche im Fußpunktbereich die deutlich höchste Einwirkungsintensität erfährt, gefolgt von der zeitlich früheren Stützenreflexion auf Höhe des Detonationspunktes. Die Einwirkung am Stützenkopf mit der Deckenreflexion ist markant, aber für den untersuchten Fall wegen ihrer reduzierten Intensität von untergeordnetem Interesse, wie auch die spätere Bauteilanalyse zeigt. Es wird deutlich, dass die Druckwellenbelastung durch einzelne transiente Lastkonzentrationsphänomene charakterisiert ist, und vereinfachte Lastmodelle aus der Literatur für den vorliegenden Fall nicht anwendbar sind.

Der Simulationszeit von  $10\text{ ms}$  steht bei einer Parallelisierung mit 12 Tasks eine Rechenzeit von etwa 42 Stunden gegenüber. Berücksichtigt man den ermittelten Speed-Up in Anhang A.5 von 4,75, so würde bei einer Abbildung des Modells über einen einzelnen Task eine Rechenzeit von über acht Tagen entstehen. Dies zeigt, dass vor allem eine gekoppelte Simulation mit gleichzeitiger Abbildung der Stütze zu einem nicht verhältnismäßigen Rechenaufwand führt, besonders unter Berücksichtigung der allgemeinen Auswertzeit von  $150\text{ ms}$  für die Bauteilanalyse.

### 2.4.3 Modellierung von Modell 2 bis 5 (Sz1)

Modell 2 ist weitestgehend identisch mit Modell 1. Die Elementgröße im Bereich der Netzverdichtung verdoppelt sich auf  $a_{c,ZB} = 10\text{ mm}$  und führt zu den Elementzahlen  $\vec{n}_{c,ZB}$  nach Gleichung (2.28). Die Größe des Luftraums ist identisch mit der in Modell 1, die Anzahl der Zellen  $\vec{n}_c$  nach Gleichung (2.27) reduziert sich daher deutlich auf etwa  $5\text{ Mio.}$  Zellen für das Ausgangsvolumen und etwa  $4\text{ Mio.}$  Zellen für das Analysemodell. Im Bereich außerhalb der Netzverdichtung führt dies zu einer durchschnittlichen Elementgröße von etwa  $15\text{ mm}$ , was ausreichend ist, um negative Einflüsse auf die Ergebnisqualität zu vermeiden. Mit Modell 2 soll geklärt werden, ob der Unterschied in der Diskretisierung einen Einfluss auf die Bauteilantwort hat.

$$\vec{n}_c = \begin{pmatrix} i \\ j \\ k \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 225 \\ 55 \\ 400 \end{pmatrix} \quad (2.27)$$

$$\vec{n}_{c,ZB} = \begin{pmatrix} i \\ j \\ k \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 50 \\ 20 \\ 200 \end{pmatrix} \quad (2.28)$$

Trotz der geringen Parallelisierung des Luftraums mit 4 Tasks reduziert sich die Rechenzeit für die Simulationszeit von  $10\text{ ms}$  auf etwa 9 Stunden. Die geringere Diskretisierung schlägt sich aber, wie auch in der Verifizierung, in den erreichten Spitzenwerten der Einwirkung nieder.

Modell 3 ist weitestgehend identisch mit Modell 2, der einzige Unterschied liegt in der Verwendung des MME-Solvers. Die Frage, ob der verwendete Solver einen Einfluss auf die Bauteilantwort hat, wird in Kapitel 4.5.1 diskutiert.

Modell 4 ist grundsätzlich identisch mit Modell 2, es wird jedoch auf eine lokale Netzverdichtung verzichtet und eine konstante Diskretisierung von  $a_c = 10 \text{ mm}$  angewandt. Dies macht die Berücksichtigung eines fiktiven Luftvolumens  $\vec{v}_{sym,0}$  nicht erforderlich, und direkt auf das symmetrische Luftvolumen angewandt, ergeben sich die Elementzahlen  $\vec{n}_c$  nach Gleichung (2.29). Unter Berücksichtigung der ungenutzten Zellenbereiche ergibt sich daraus eine Elementzahl von 9 Mio. Zellen. Somit lässt sich durch die Netzverdichtung die Elementzahl für den betrachteten Fall um mehr als die Hälfte reduzieren, was sich in ähnlichem Maß auf die Rechenzeit auswirkt, die bei gleicher Parallelisierung mit 4 Tasks auf etwa 21 Stunden steigt. Die Frage, ob sich dadurch ein Einfluss auf die Bauteilantwort ergibt, wird in Kapitel 4.5.1 diskutiert.

$$\vec{n}_c = \begin{pmatrix} i \\ j \\ k \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 250 \\ 75 \\ 500 \end{pmatrix} \quad (2.29)$$

Modell 5 ist identisch mit Modell 2, es wird lediglich auf die Ausnutzung der Symmetriebedingung verzichtet, was zu einer Verdopplung der Elementzahl auf etwa 8 Mio. Zellen führt. Da die Ergebnisse für die Druckeinwirkung von Modell 5 identisch mit denen von Modell 2 sind, wird auf eine detaillierte Auswertung der Ergebnisse verzichtet. Die Ausnutzung der Symmetrie für die Bestimmung der Druckwelleneinwirkung kann uneingeschränkt erfolgen.

#### 2.4.4 Auswertung von Modell 2 bis 5 (Sz1)

Betrachtet man die Druckverläufe an den Messpunkten für die einzelnen Modelle in den Abbildungen 2.23 bis 2.25, so werden deutliche Unterschiede bei Form und Ausprägung der Amplituden deutlich. Bei einer Diskretisierung von 10 mm in Modell 2 (vgl. Abb. 2.23) erhält man vor allem für den Fußbereich deutlich ausgerundeterer und dadurch auch niedrigere Spitzenwerte, und die zwei Amplituden gehen ineinander über. Die sich entwickelnden Reflexionen sind jedoch, wie auch für die anderen Modelle, noch deutlich erkennbar. Bis auf den Fußbereich sind die Impulsverläufe für Modell 2 nach Abbildung 2.23 nahezu identisch mit denen von Modell 1. Es kann vorweggenommen werden, dass darin auch die Ursache für die geringen Einflüsse auf die Bauteilantwort begründet ist. Abbildung 2.22 zeigt exemplarisch an Modell 2 das Auftreffen der Druckwelle auf die Bauteiloberfläche, die Umströmung des Querschnitts und die Entwicklung der Einwirkung über die Höhe.

Für Modell 3, das bei gleicher Diskretisierung wie Modell 2 mit dem MME-Solver gelöst wurde, ist für die Druckverläufe im unteren Stützenabschnitt nach Abbildung 2.24 zu beobachten, dass die Stützenreflexionen auf Höhe des Detonationspunktes keine Abminderung erfahren, die Einwirkungsspitzen am Fußpunkt aber deutlich niedriger ausfallen, obwohl sich hier erneut eine leichte Doppelamplitude ausbildet. Die Impulsverläufe für den Fußbereich sind mit denen von Modell 2 vergleichbar. Bei den Impulsverläufen im Deckenbereich werden trotz etwas geringerer Druckspitzen die größten Impulsamplituden erreicht, was aber von untergeordneter Bedeutung ist.

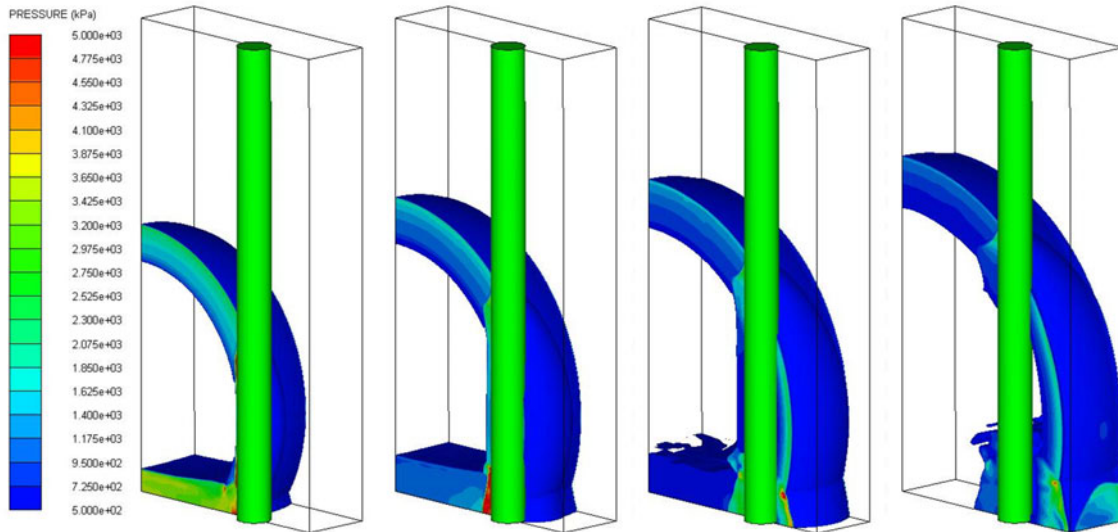


Abbildung 2.22: Druckwelleneinwirkung auf die Bauteiloberfläche von Modell 2 im Bereich zwischen 5 *bar* und 50 *bar*

Für Modell 4 ergeben sich nach Abbildung 2.25 ähnliche Ergebnisse wie für Modell 1 und Modell 3. Aufgrund der konstanten Diskretisierung des Modells werden im Deckenbereich die höchsten Druckspitzen erreicht, die jedoch im Vergleich mit Modell 1 keinen Einfluss auf die erreichten Impulse haben.

Zusammenfassend kann man festhalten, dass die Diskretisierung der Modelle und die verwendeten Solver natürlich einen Einfluss auf die repräsentativen Ergebnisse von Szenario Sz1 haben, jedoch alle in einem ähnlichen Bereich liegen, wie es auch schon bei den Ergebnissen der Verifizierung zu beobachten war. Die Impulse an den repräsentativen Stellen zeigen bis auf den Fußpunktbereich eine bessere Übereinstimmung, worin auch der Grund für die allgemein geringen Einflüsse auf die Bauteilantwort liegt.

#### 2.4.5 Modellierung und Auswertung von Modell 6 bis 9 (Sz2 bis Sz5)

Die Modelle 6 bis 9 für die Auswertung der Einwirkung der Szenarien Sz2 bis Sz5 sind bezüglich des Modellaufbaus und der Diskretisierung identisch mit Modell 3, es wird lediglich die Detonationsintensität den Szenarien entsprechend angepasst. Dies beeinflusst im Rahmen des Simulationsablaufs nur die Wechsel- und Laufzeiten der ein-, zwei und dreidimensionalen Modelle.

Aufgrund der positiven Ergebnisse aus der Bauteilanalyse für Modell 1 bis Modell 5 in Kapitel 4.5.1 wird die Simulationszeit auf 5 *ms* begrenzt und eine Diskretisierung von 10 *mm* verwendet. Durch die größeren Detonationsintensitäten müssen die 3D-Modelle nun einheitlich mit dem MME-Solver gelöst werden. Beim Wechsel vom 2D-Modell des MME-Solvers zum 3D-Modell des FCT-Solvers werden die sich ausbreitenden Detonationsprodukte mit der Materialformulierung für Luft interpretiert. Diese Umwandlung führt zu deutlichen Energieverlusten im 3D-FCT-Modell, wenn der Wechsel zu früh erfolgt, was für die Szenarien Sz2 bis Sz5 der Fall ist. Beim Wechsel vom 2D-Modell in ein 3D-MME-Modell kann der Zustand problemlos übernommen werden, ohne dass dabei Energieverluste auftreten.

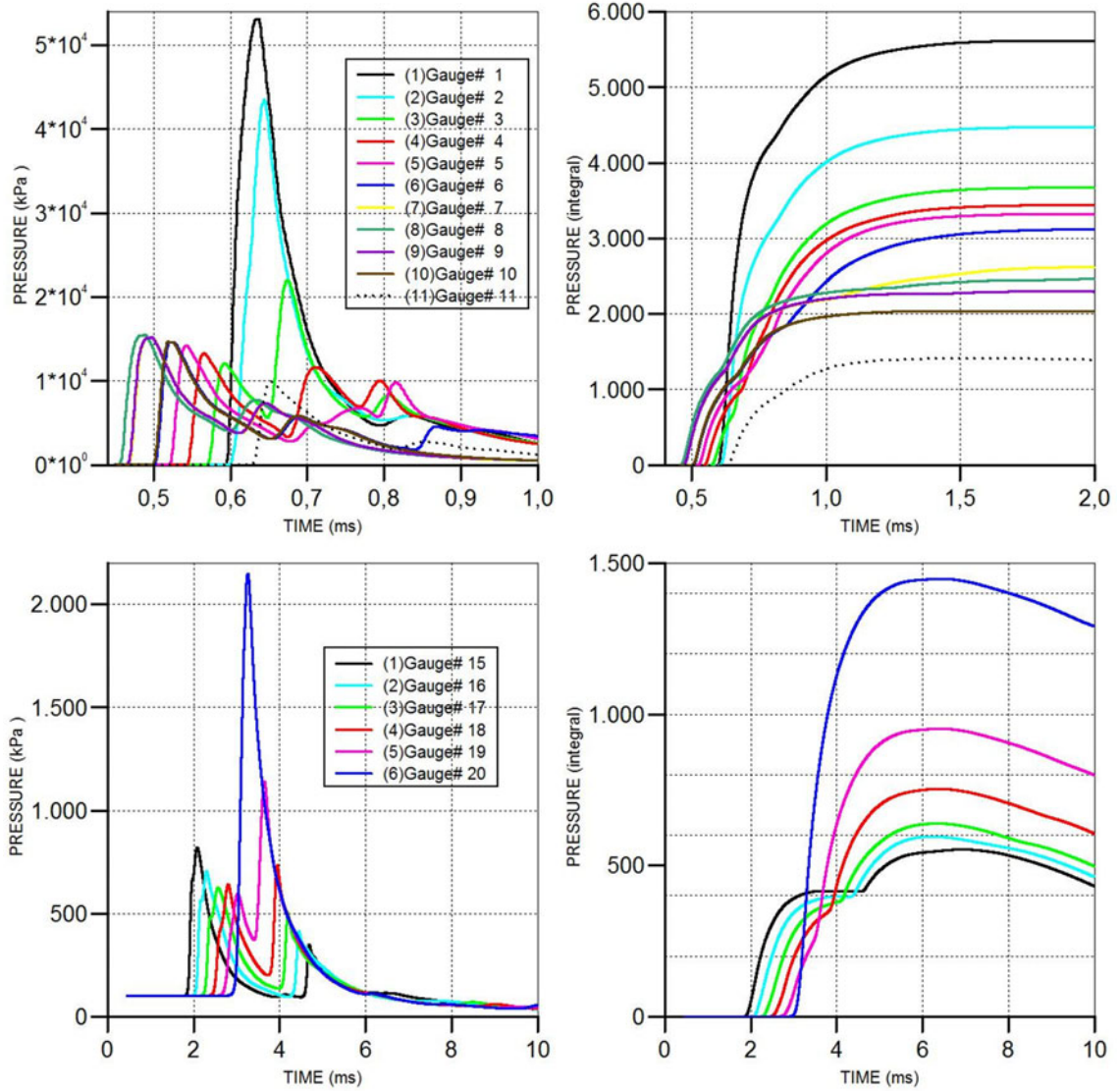


Abbildung 2.23: Druckverläufe (links) und Impulsverläufe (rechts) der Messpunkte (1) bis (11) im Fußbereich (oben) und der Messpunkte (15) bis (20) im Bereich des Stützenkopfes (unten) von Modell 2



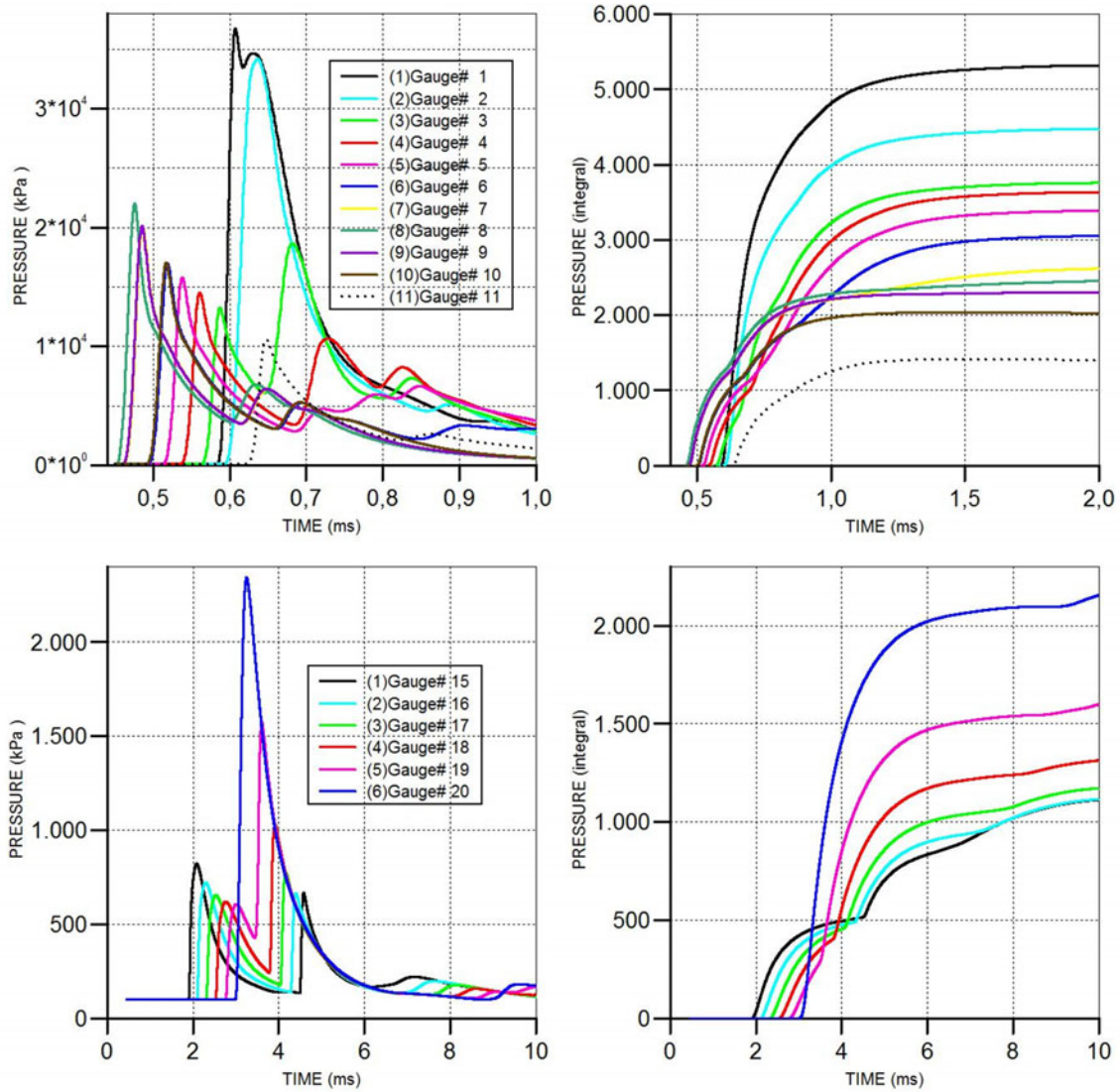


Abbildung 2.24: Druckverläufe (links) und Impulsverläufe (rechts) der Messpunkte (1) bis (11) im Fußbereich (oben) und der Messpunkte (15) bis (20) im Bereich des Stützenkopfes (unten) von Modell 3



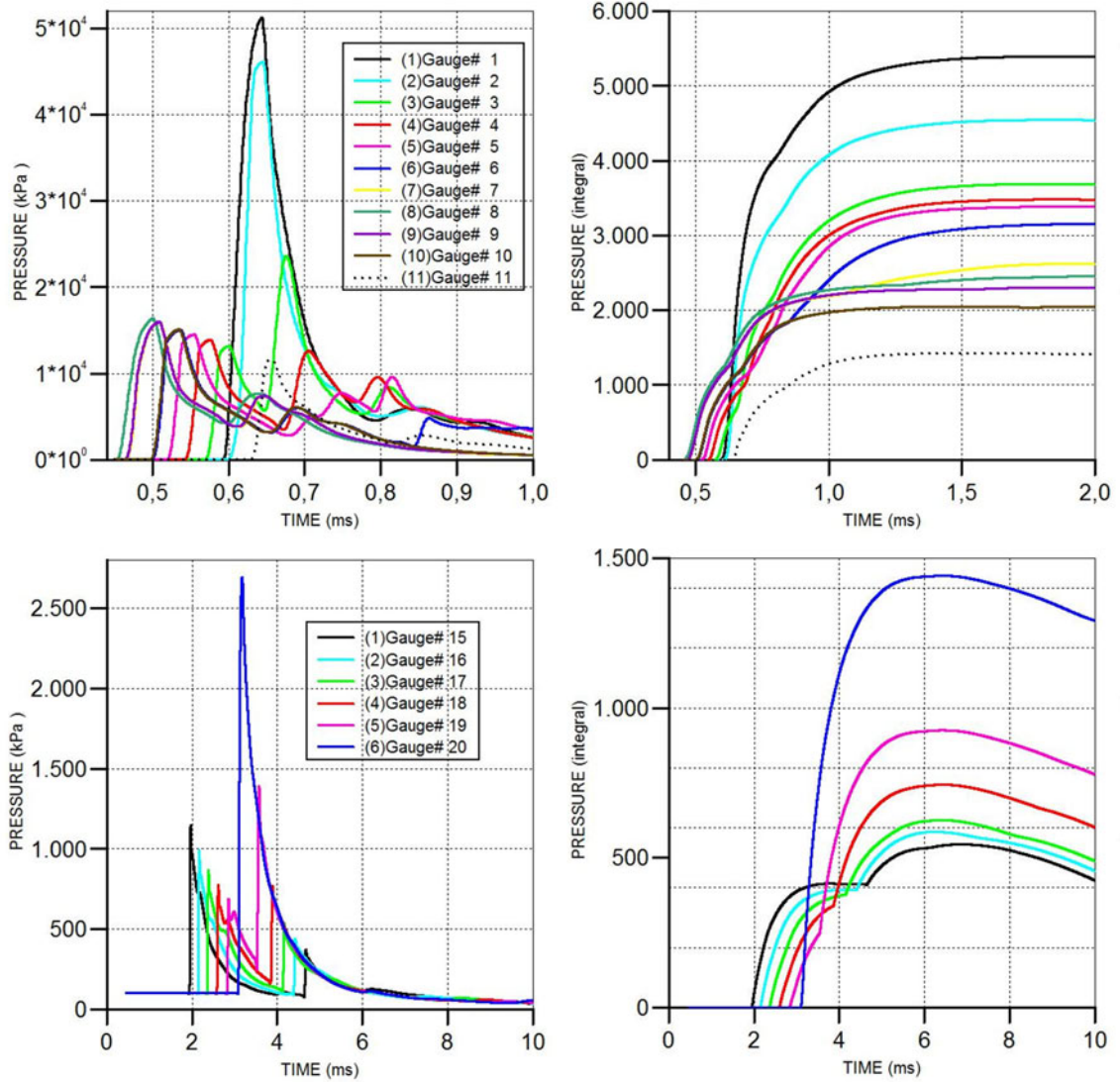


Abbildung 2.25: Druckverläufe (links) und Impulsverläufe (rechts) der Messpunkte (1) bis (11) im Fußbereich (oben) und der Messpunkte (15) bis (20) im Bereich des Stützenkopfes (unten) von Modell 4

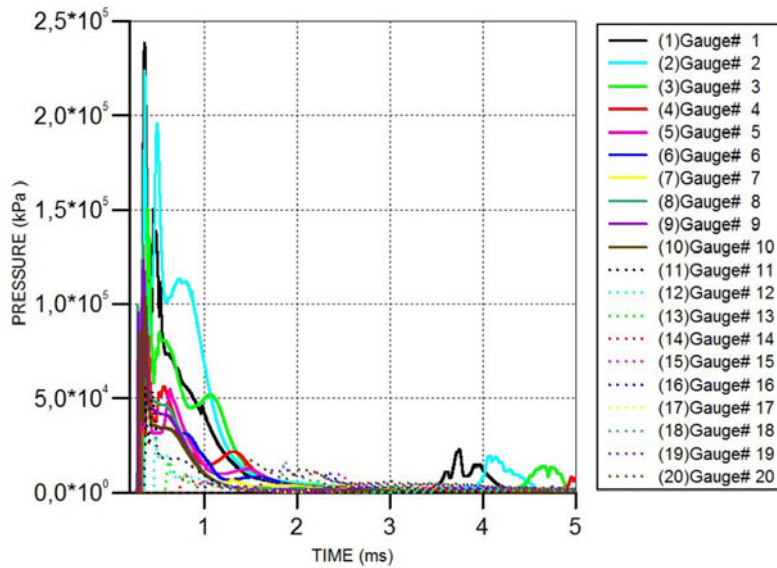


Abbildung 2.26: Druckverläufe der Messpunkte (1) bis (20) von Modell 9

Für die Szenarien Sz2 bis Sz5 ergibt sich eine kontinuierliche, aber deutliche Steigerung der Amplituden bei einem qualitativ ähnlichen Verlauf. Die auf das Bauteil einwirkenden Kräfte für die verschiedenen Szenarien werden in Kapitel 4.5.3 miteinander verglichen. Da besonders die Ergebnisse von Sz5 (Modell 9) für den Abschluss der Bauteilanalyse und die anschließende Optimierung von Bedeutung sind, konzentriert sich die Auswertung auf dieses Szenario.

Die Auswertung der Messpunkte von Sz5 in Abbildung 2.27 zeigt nicht nur eine deutliche Steigerung der Spitzenamplituden im Vergleich zu Sz1, sondern auch ein langsames Abklingen der Drücke im Fußbereich. Dies führt zu einer Steigerung der Impulse mit der Besonderheit, dass die maximale Impulsamplitude nicht mehr direkt am Fußpunkt erreicht wird, sondern für Messpunkt (2) in einer Höhe zwischen  $0\text{ m}$  und  $0,2\text{ m}$ . Die Fußpunktreflexion tritt durch die höhere Ausbreitungsgeschwindigkeit bereits bei ca.  $0,25\text{ ms}$ , die Deckenreflexion bei  $1,5\text{ ms}$  ein. Ab  $3,5\text{ ms}$  erreicht die Deckenreflexion bereits wieder die Grundfläche. Für die Messpunkte am Stützenkopf sind die Impulsamplituden zum Ende der Simulationszeit noch nicht ganz erreicht, diese sind aber wie bei den Modellen zuvor von untergeordneter Intensität, verglichen mit den Lastkonzentrationen im Fußbereich.

#### 2.4.6 Anwendung der Lastmodelle bei der Bauteilanalyse

Die Lastmodelle können in verschiedenen Formen für die Bauteilanalyse genutzt werden. Im einfachsten Fall einer entkoppelten Simulation, auch schwache Kopplung (weak coupling) genannt, kann die Einwirkung wie beschrieben ohne Abbildung des konkreten Bauteils simuliert werden. Über sogenannte Field-Files wird ein definiertes Array (Last-Array) zu diskreten Zeitpunkten gespeichert. Das Zeitschrittinkrement wurde für den Zeitbereich bis zu  $1,0\text{ ms}$  mit  $\Delta t = 0,01\text{ ms}$  so gewählt, dass eine ausreichend genaue Abbildung der relevanten Druckanteile sichergestellt ist. Für den verbleibenden Zeitbereich zwischen  $1,0\text{ ms}$  und  $10,0\text{ ms}$  wird das Zeitinkrement zu  $\Delta t = 0,1\text{ ms}$  festgelegt.

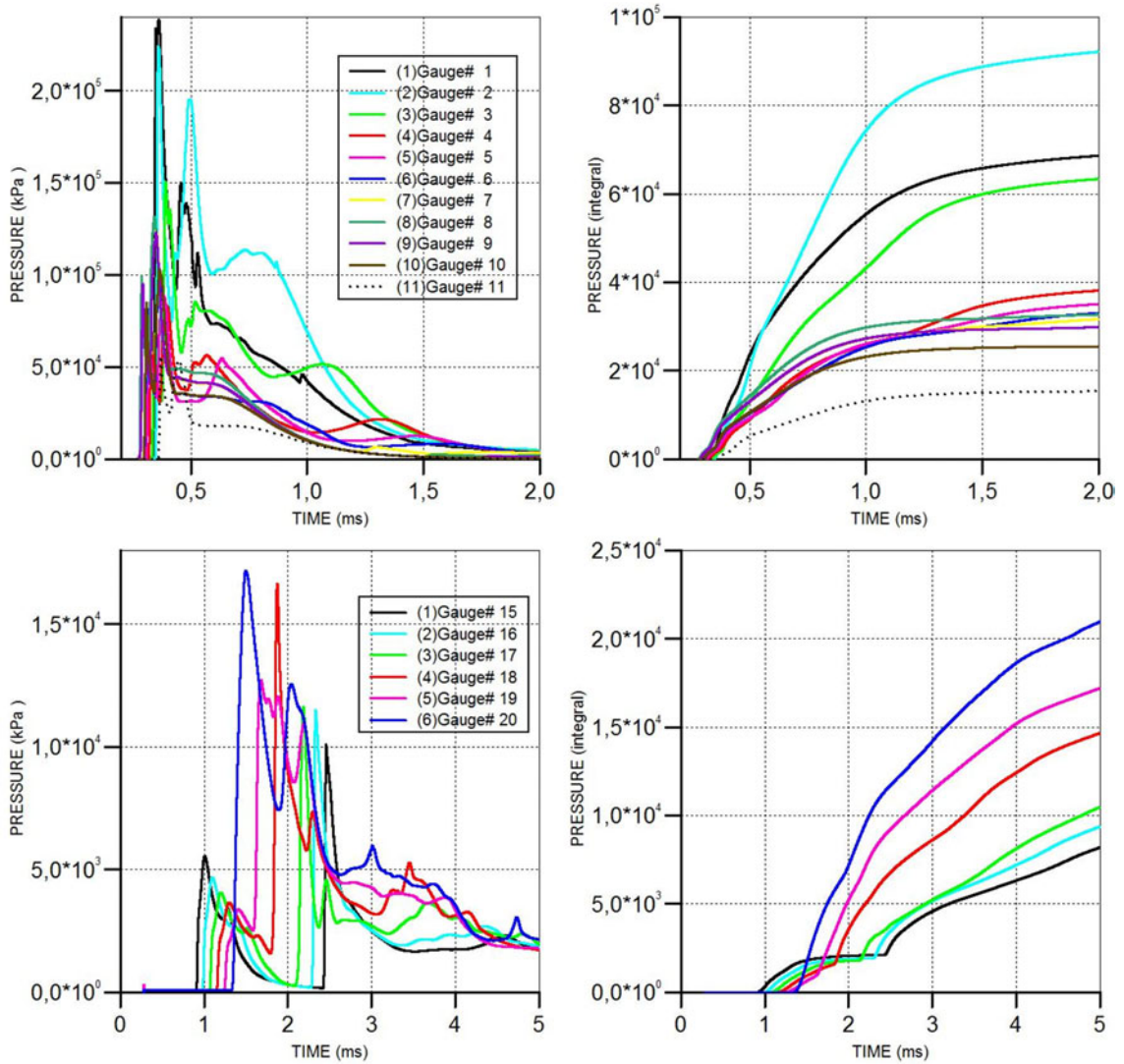


Abbildung 2.27: Druckverläufe (links) und Impulsverläufe (rechts) der Messpunkte (1) bis (11) im Fußbereich (oben) und der Messpunkte (15) bis (20) im Bereich des Stützenkopfes von Modell 9 (unten)

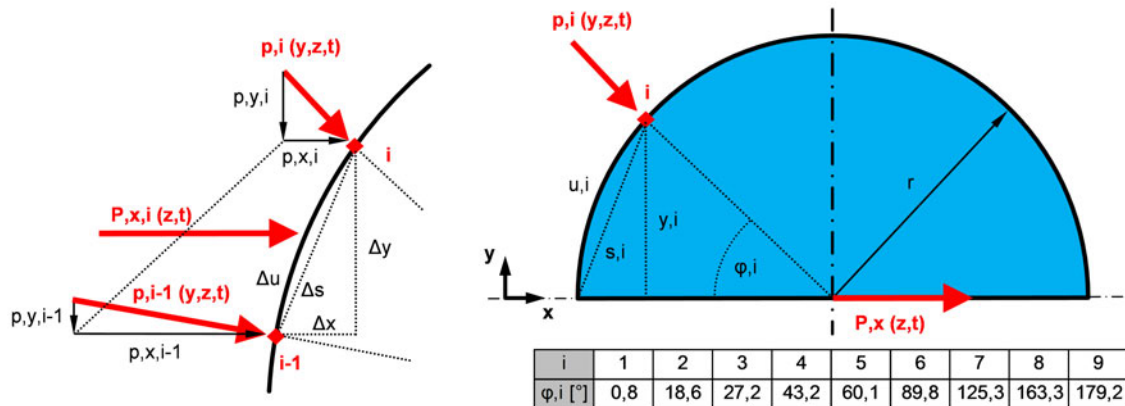


Abbildung 2.28: Herleitung der globalen Einwirkungskomponenten am Stützenquerschnitt und Definition der Auswertepunkte über den Umfang

Dieses Array kann anschließend im Rahmen der Bauteilanalyse als Last aufgebracht werden. Möchte man mögliche Interaktionen zwischen der Einwirkung und der Bauteilreaktion berücksichtigen, so gelingt dies über eine gekoppelte Simulation mit einer starken Kopplung (fully coupled). Dies wird notwendig, wenn Bauteilverformungen die einwirkende Druckverteilung beeinflussen. Bei der Abbildung der starken Fluid-Struktur-Kopplung wird zusätzlich zum Eulerraum der Lagrangekörper im Modell abgebildet und gelöst.

## 2.5 Globale Einwirkungskomponenten

Die Druckeinwirkung auf die Oberfläche der Stütze mit den zuvor beschriebenen Lastkonzentrationen variiert lokal und temporär stark. Eine Beschreibung der Einwirkung aus Ort und Zeit ist aufgrund der vier Dimensionen komplex, wenig anschaulich und gibt lediglich den lokalen Charakter der Einwirkung wieder. Möchte man die transiente Einwirkung auf die globale Stütze bzw. auf den gesamten Querschnitt bewerten, ist das nicht direkt möglich. Dies gelingt allerdings durch die Ableitung von globalen Einwirkungskomponenten in Abhängigkeit von der Höhe und der Zeit. Aus der Druckverteilung auf der Oberfläche erhält man eine resultierende Druckkomponente  $P_x(z, t)$  und daraus wiederum eine resultierende Impulskomponente  $I_x(z, t)$ . Da der einwirkende Spitzendruck und der eingetragene Impuls die maßgebenden Charakteristika der Einwirkung darstellen, lassen beide Komponenten zusammen eine Bewertung der globalen Einwirkung auf das Bauteil zu. Außerdem können sie über die Reduktion der Einwirkung um eine geometrische Dimension anschaulich in Form von Diagrammen dargestellt werden. Sie tragen so grundsätzlich zum Verständnis der Einwirkung bei. Dieses Verfahren ist allgemeingültig und ermöglicht die Ableitung von Systemeinwirkungen für beliebig komplexe Einwirkungsszenarien. Es dient zugleich als Bindeglied für die Anwendung von Balkenmodellen, für deren Anwendung eine Überführung der Druckeinwirkung auf die Bauteiloberfläche in eine transiente Linienlast nötig ist.

### 2.5.1 Beschreibung des Verfahrens

Die Untersuchung globaler Einwirkungskomponenten ergänzt die Auswertung von lokalen Lastkonzentrationen auf der Stützenoberfläche und vervollständigt die Charakterisierung der komplexen Einwirkung von Detonationsdruckwellen. Für die Bemessung eines lokalen Punktes an der Zylinderoberfläche ist die lokale Lastkonzentration aus Druck- und Impulseinwirkung maßgebend. Für die Stütze als ganzes Bauteil stellen die globalen Einwirkungskomponenten  $P_x(z, t)$  und  $I_x(z, t)$  können über ein Verfahren, das für die Druckverteilung  $p(y, z, t)$  auf der Zylinderoberfläche angewandt wird, für den Stützenquerschnitt in Abhängigkeit von Höhe und Zeit bestimmt werden.

Durch den symmetrischen Modellaufbau aus Bauteil und Detonationsszenario ergibt sich die Kraftkomponente  $P_y(z)$  nach Gleichung (2.31) automatisch zu null. Die Komponente in X-Richtung  $P_x(z, t)$  nach Gleichung (2.30) erhält man, indem man die Druckkomponenten in X-Richtung  $p_x$  mit der zugeordneten Y-Komponente  $dy$  des Umfangs multipliziert und das Ergebnis als Umlaufintegral über den Querschnitt auswertet. Dieses Integral wird durch diskret über den Umfang verteilte Auswertepunkte nach Abbildung 2.28 in eine Summenformulierung überführt. Dieses Vorgehen stellt eine numerische Näherung dar, deren Ergebnisqualität durch die Wahl der Auswertepunkte bestimmt wird. Die resultierende globale Einwirkungskomponente  $P_x(z, t)$  nach Gleichung (2.30) kann als transiente Linienlast der Detonationseinwirkung interpretiert werden. Die Herleitung ist Anhang A.4 zu entnehmen.

$$P_x(z, t) = \oint p_x(y, z, t) dy \approx \sum_{i=1}^n \frac{1}{2} \overbrace{(p_{x,i} + p_{x,i-1})}^{P_{x,i}(z,t)} \Delta y_i \quad (2.30)$$

$$P_y(z) = 0 \quad (2.31)$$

Durch die Integration der Einwirkungskomponenten  $P_x(z, t)$  über die Zeit erhält man die Impulskomponente der globalen Einwirkung in X-Richtung  $I_x(z)$  nach Gleichung (2.32). Die Impulskomponente in Y-Richtung  $I_y(z)$  ergibt sich analog zur Kraftkomponente nach Gleichung (2.33) zu null. Die zeitliche Entwicklung der Impulskomponente aus der Integration basiert analog zu Kapitel 2.1.1 auf den identischen Zusammenhängen zwischen Druck- und Impulsverlauf. Die Amplituden der Impulskomponente entstehen zu den Zeitpunkten, an denen der Verlauf der Kraftkomponente sein Vorzeichen wechselt. Setzt man den Impulswert nach Erreichen seiner jeweiligen Amplitude immer wieder auf null, so erhält man die einzelnen positiven und negativen Teilimpulse aus den Einwirkungskomponenten, wie Abbildung 2.29 für Sz1 zeigt. Somit ergibt sich aus der Detonationseinwirkung eine transiente längenbezogene Impulseinwirkung  $I_x(z)$  auf die Stütze nach Gleichung (2.32).

$$I_x(z, t) = \int_t P_x(z, t) dt = \int_t \oint p_x(y, z, t) dy dt \quad (2.32)$$

$$I_y(z) = 0 \quad (2.33)$$

Entscheidend ist, dass diese Vereinfachung der Beschreibung der Druckwelleneinwirkung nicht wie bei anderen vereinfachten Lastmodellen zu einer Vereinheitlichung der Einwirkung führt, sondern auf alle komplexen globalen Charakteristika der Einwirkung fokussiert

ist. Dies ist der zentrale Vorteil dieses Verfahrens. Die Reduktion der Komplexität der Einwirkungsbeschreibung an sich trägt darüber hinaus zu einem besseren Verständnis bei und ermöglicht eine ingenieurmäßige Bewertung.

### 2.5.2 Auswertung der Szenarien Sz1 und Sz3

Das eben beschriebene Verfahren wird nun exemplarisch auf die untersuchten Szenarien Sz1 und Sz3 angewandt. Für die Anwendung des Verfahrens sind diskrete Auswertepunkte auf der Zylinderoberfläche zu wählen. Diese Auswahl ist von entscheidender Bedeutung für die Qualität der Ergebnisse. Einerseits möchte man so wenig Auswertepunkte wie möglich betrachten, um den numerischen Aufwand überschaubar zu halten, andererseits müssen alle Charakteristika mit ausreichender Qualität abgebildet werden. Für die Festlegung einer optimalen Auswahl hinsichtlich Anzahl und Positionierung über den Umfang nach Abbildung 2.28 wurden mehrere Konfigurationen untersucht und mit der Auswertung aller Zellergebnisse der Grenzfläche nach Abbildung 2.16 verglichen. Die Anzahl der Auswertepunkte konnte auf Basis dieser Untersuchung, bei einer maximalen Abweichung von weniger als 1%, auf neun Punkte für den halben Querschnitt begrenzt werden. Die Winkel  $\varphi_i$  der gewählten Punkte können Abbildung 2.28 entnommen werden. Über die Höhe werden die Einwirkungskomponenten an 20 Auswertepunkte entsprechend der dargestellten Kurven in Abbildung 2.29 ausgewertet. Der Fuß- und der Deckenbereich weist hierbei kleinere Abstandsinkremente als der Mittelbereich auf. Die dargestellten Ergebnisse basieren auf den Auswertungen der Einwirkung mit PROSAIR. Die Wahl von PROSAIR begründet sich damit, dass die Verarbeitung des Last-Arrays an den Auswertepunkten besser automatisierbar ist und das gewählte Verfahren einen idealen Anwendungsbereich für die Software darstellt.

Ähnlich wie bei den Druckverläufen für die Messpunkte auf der Stützenoberfläche kann auch für die Einwirkungskomponente  $P_x(z, t)$  zum einen der Stützenabschnitt mit der dominanten Stützenreflexion im Bereich der Detonationshöhe und zum anderen der Stützenabschnitt mit der dominanten Machstamm-Reflexion im Fußbereich in Abbildung 2.29 identifiziert werden. Auch das Abklingverhalten der Einwirkungskomponenten ist vergleichbar.

Bei der Auswertung der Impulskomponente  $I_x(z, t)$  in Abbildung 2.29 wird zwischen den positiven und negativen Teilimpulsen über die Zeit unterschieden, um sie den einzelnen Überdruck- und Sogphasen zuzuordnen. Dies gelingt, wie schon zu Beginn beschrieben, indem man den zeitlichen Verlauf des Impulses beim Nulldurchgang des Überdrucks ( $\hat{=}$  Extremum des Impulses) ebenfalls auf null setzt. Dadurch ergeben sich die charakteristischen Impulsverläufe mit den positiven und negativen Teilimpulsen über die Zeit. Wie auch schon bei den direkten Einwirkungen unterscheiden sich die Amplituden der Impulskomponenten nicht so deutlich wie die der Kraftkomponenten, was zur Folge hat, dass die Deckenreflexion wie auch die erneute Reflexion an der Grundfläche deutlich in der Darstellung erkennbar sind. Die schwach ausgeprägten negativen Impulsanteile mit nahezu konstanter Neigung weisen auf ein annähernd konstantes aber minimales Unterdruckniveau im betrachteten Zeitraum hin. Die unterschiedlichen Gradienten für die Stützenreflexion und die Machstamm-Reflexion im Bereich zwischen  $0,5\text{ ms}$  und  $1,0\text{ ms}$  sind mit den Impulsverläufen der Messpunkte an der Stützenoberfläche vergleichbar und stehen für die unterschiedliche Intensität des sprunghaften Druckanstiegs an den jeweiligen Punkten.



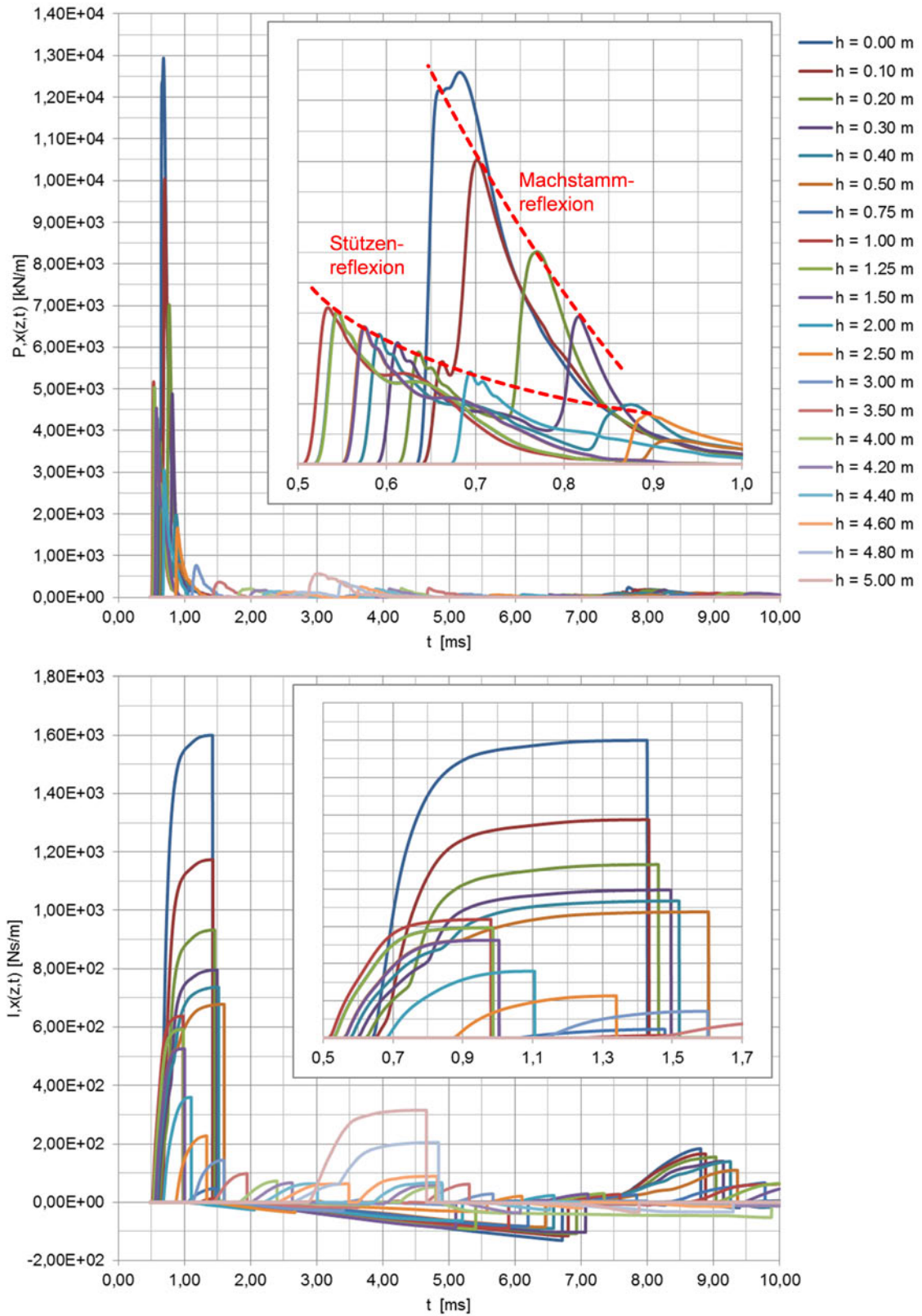


Abbildung 2.29: Verläufe der Einwirkungskomponenten  $P_x$  (oben) und  $I_x$  (unten) für Szenario Sz1 in Abhängigkeit von der Höhe  $h$

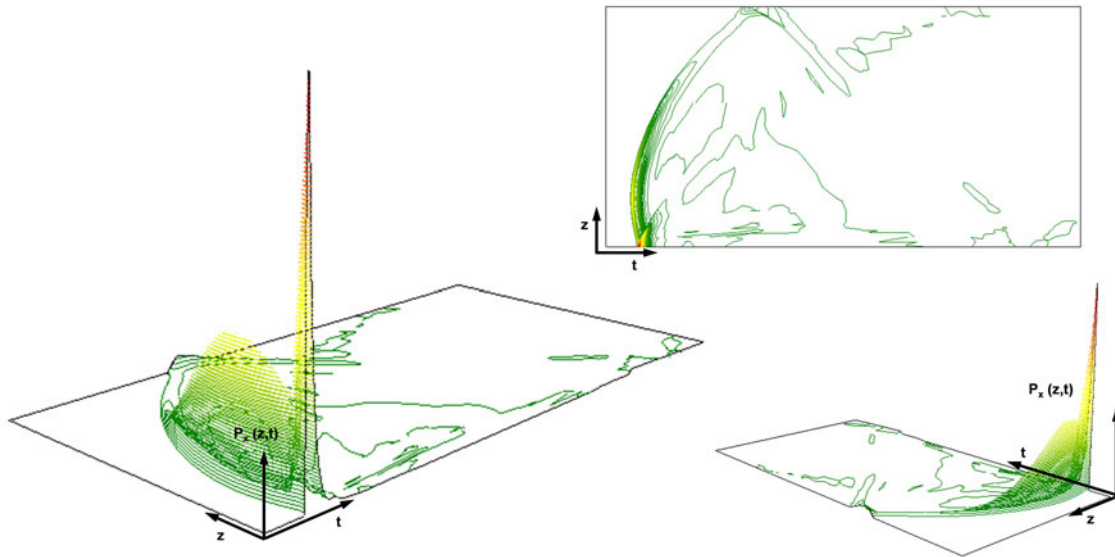


Abbildung 2.30: Grafische Darstellung der globalen Einwirkungskomponente  $P_x$  in Form von Höhenliniendiagrammen in Abhängigkeit von Zeit und Stützhöhe für Szenario Sz1

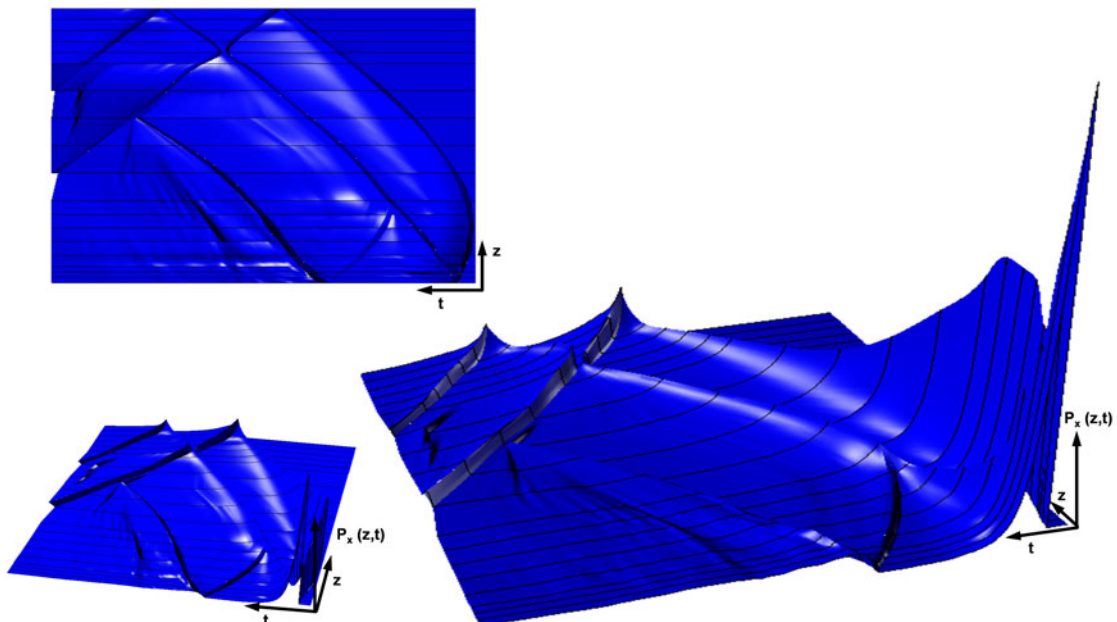


Abbildung 2.31: Grafische Darstellung der globalen Einwirkungskomponente  $P_x$  in Form von Lastflächen in Abhängigkeit von Zeit und Stützhöhe für Szenario Sz3



Die globalen Einwirkungskomponenten lassen nun verschiedene grafische Aufbereitungen zu. Abbildung 2.30 zeigt ein Höhenliniendiagramm für die globale Einwirkungskomponente  $P_x$  von Sz1. Die dominante Einwirkungskonzentration am Fußpunkt wird deutlich, aber auch der markante Bereich der Einwirkungskonzentration auf Höhe des Detonationspunktes sowie das zeitlich verzögerte Auftreffen der Einwirkung auf die Stütze sind klar zu identifizieren. Die Deckenreflexion ist erkennbar, aber von untergeordneter Ausprägung. In Abbildung 2.31 ist der Verlauf der Einwirkungskomponente  $P_x$  für das Szenario Sz3 als Lastfläche dargestellt. Die größere Detonationsintensität von Sz3 führt zu den mehrmalig wahrnehmbaren Reflexionserscheinungen an der Decken- und Grundfläche. Es kann deutlich zwischen der sich ausbreitenden direkten Stützenreflexion und der entlang der Stütze nacheilenden Machstamm-Reflexion unterschieden werden.

Die Flächendefinition gelingt hierbei über NURBS (Non-uniform Rational B-Splines) – mathematische Kurven, die beliebige Formen darstellen können. Aufgrund ihrer Flexibilität und Genauigkeit eignen sich NURBS-Flächen bestens für die Darstellung der Verläufe der Einwirkungskomponenten. Der Verlauf der Einwirkungskomponenten wird als Linienzug in RHINO<sup>11</sup> abgebildet. Aufgrund der deutlich kleineren Inkremente über die Zeit im Vergleich zur Stützenhöhe entsteht bei direkter Umwandlung der Linienzüge eine fehlerhafte Flächeninterpretation. Durch die Definition von Gratlinien kann dem Problem der Inhomogenität entgegengewirkt werden, und man erhält die in Abbildung 2.31 dargestellten homogenen Flächendefinitionen zwischen den einzelnen Linienzügen.

In Abbildung 2.32 sind die maximalen Amplituden der globalen Einwirkungskomponenten von Szenario Sz1 in Abhängigkeit von der Stützenhöhe dargestellt und werden den unterschiedlichen Reflexionen zugewiesen. Die untere Abbildung zeigt die Zeitpunkte der maximalen Amplituden über die Stützenhöhe. Es kann deutlich die unterschiedliche zeitliche Entwicklung der Machstamm-Reflexion, der Stützenreflexion sowie der sich daraus entwickelnden Deckenreflexion zugeordnet werden. Ferner ist dargestellt, welche Reflexion im zeitlichen Verlauf dominant ist.

In Abbildung 2.33 sind die Einflüsse der Machstamm-Reflexion und der Deckenreflexion auf die Auswertung der globalen Komponenten dargestellt. Die obere Grafik zeigt den Verlauf der Extrema über die Stützenhöhe mit den markanten Ausprägungen im Fuß- und Deckenbereich. In der mittleren Grafik ist die identische Auswertung an einem Modell ohne Deckenreflexion abgebildet, in der unteren Grafik wird zusätzlich die Reflexion an der Grundfläche außer Acht gelassen, sodass nur noch die Stützenreflexion bleibt, die kontinuierlich über die Stützenhöhe nach oben und unten abklingt.

---

<sup>11</sup>Rhinoceros, V 4.0 SR9, Robert McNeel & Associates, [www.rhino3d.com](http://www.rhino3d.com)

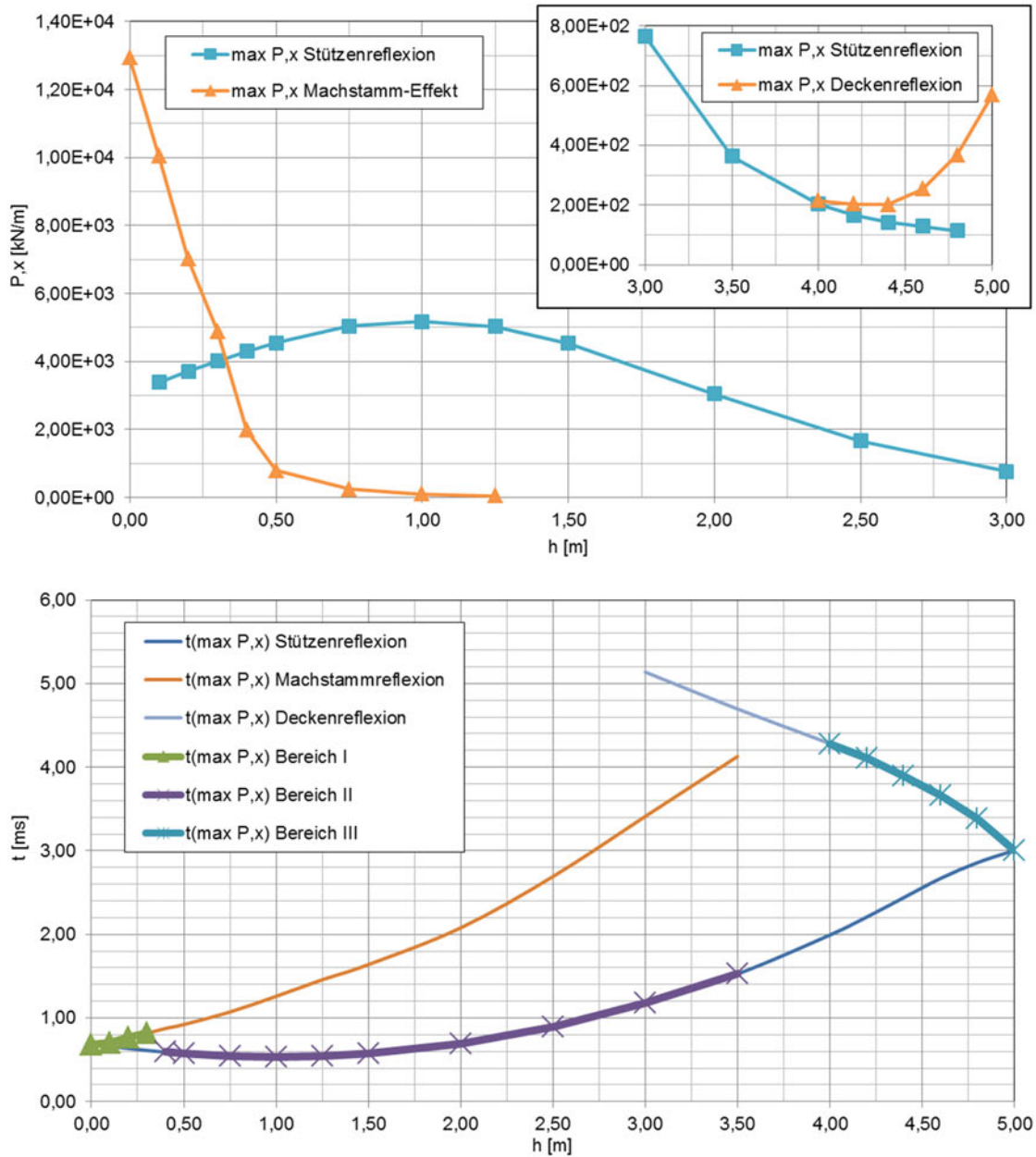


Abbildung 2.32: Maximale Amplituden der globalen Einwirkungskomponenten von Szenario Sz1 über die Stützhöhe in Abhängigkeit von den Reflexionsphänomenen (oben); Zeitpunkte der auftretenden Amplituden in Abhängigkeit von den Reflexionsphänomenen (unten)

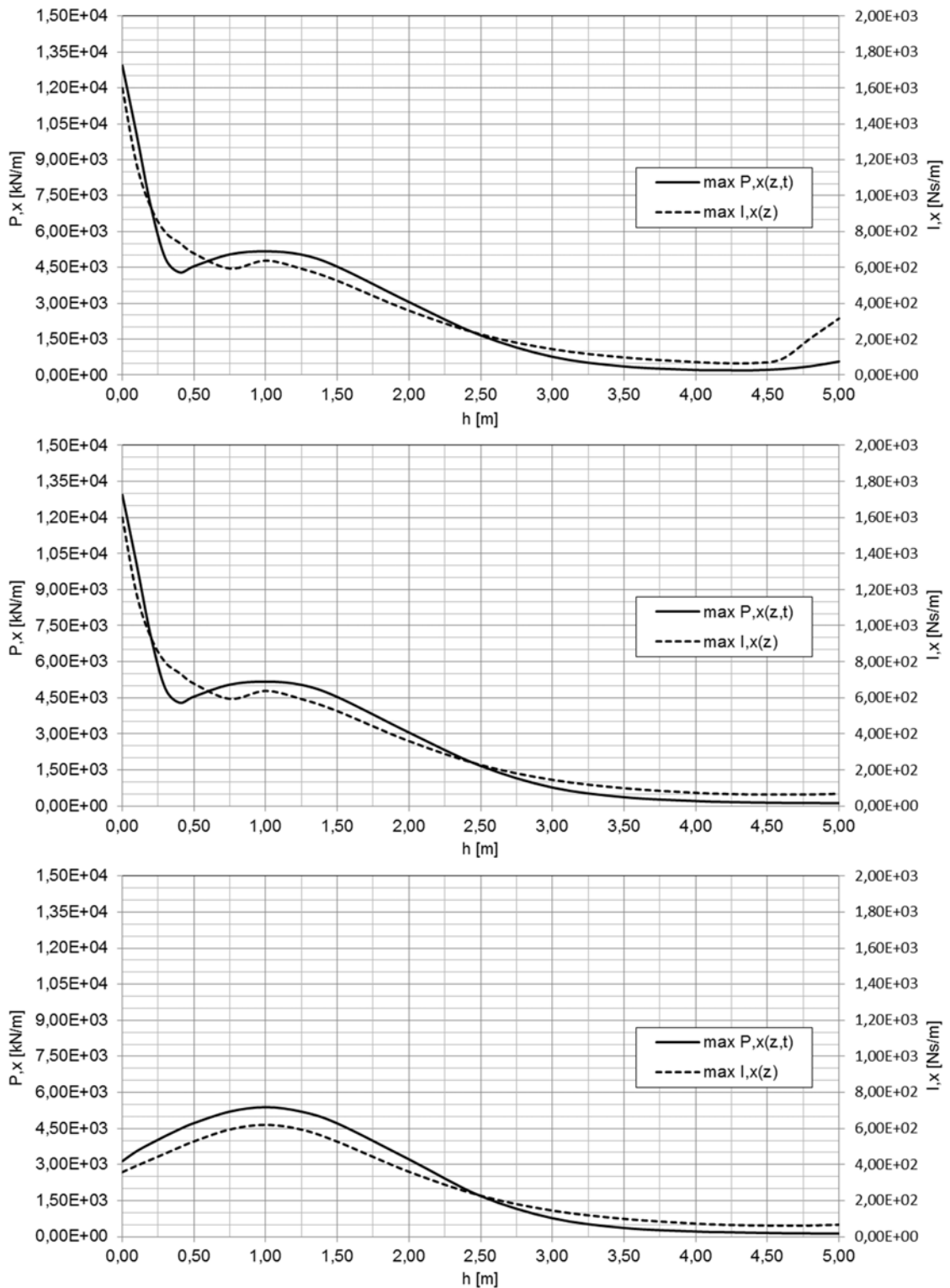


Abbildung 2.33: Maximale Amplituden der globalen Einwirkungskomponenten für Szenario Sz1 über die Stützhöhe mit den Reflexionen an Grundfläche und Decke (oben), ohne Deckenreflexion (mittig) und ohne Reflexion an Grundfläche und Decke (unten)



## Kapitel 3

# Charakteristika des Stützensystems

Nach den Ausführungen zur Detonationseinwirkung gilt das Augenmerk nun den grundlegenden statischen Eigenschaften der Stützenkonstruktion. Die Stütze wird, wie anfangs beschrieben, in Verbundbauweise als ein mit Beton gefülltes Stahlhohlprofil ausgeführt. Folgende Themenbereiche werden betrachtet: Materialwahl und Querschnitseigenschaften, Bemessungsregeln und Stabilität, dreidimensionale Modellierung und nichtlineare Traglastuntersuchung. Das Bauteil wird hierfür aus der angrenzenden Struktur des Primärtragwerks herausgelöst, wobei die Auflager- und Anchlusseigenschaften vereinfacht über Nachgiebigkeiten abgebildet werden.

### 3.1 Definition des Stützenmodells

#### 3.1.1 Querschnittsdefinition

Als Stützenquerschnitt wird ein mit Beton gefülltes Stahlrohr mit einem Außendurchmesser  $D_a$  von  $356\text{ mm}$  und einer Wandstärke  $d_a$  von  $16\text{ mm}$  gewählt. So erhält man ein repräsentatives Beispiel eines kompakten Querschnitts, der durch die Wanddicke des Rohres eine Robustheit aufweist, die den hohen Einwirkungen aus den Nahdetonationen Rechnung trägt.

Im Rahmen der Untersuchungen wird im Betonquerschnitt kein zusätzliches Einstellprofil und kein Bewehrungsstahl angeordnet. Dies ist grundsätzlich durch den hohen Stahlanteil des Rohres am Querschnitt bedingt und trägt dem Ziel Rechnung, ein möglichst einfaches Beispiel zu diskutieren, was eine bessere Konzentration auf die zentralen Aspekte der Untersuchungen erlaubt. Darüber hinaus bringt die Anordnung von Bewehrungsstäben im dreidimensionalen Simulationsmodell zusätzliche Herausforderungen mit sich, die sich negativ auf die Aussagekraft der Ergebnisse auswirken. Hierzu zählt beispielsweise die realitätsnahe Abbildung der Kontaktfuge zwischen Bewehrungsstahl und Beton. Aber auch die Abbildung der Bewehrung als Kontinuum wäre aufgrund der nötigen Diskretisierung nicht realisierbar. Zudem ist bei einer Abbildung über Stabelemente die Anwendbarkeit von Materialmodellen begrenzt.

Trotz des technischen Aufwandes wird Bewehrung in Verbundquerschnitten vorrangig für die Bemessung gegen Brandeinwirkungen angeordnet. Dies ist wegen der verzögerten Erwärmung zweckmäßig. Detaillierte Untersuchungen zum Widerstandsverhalten gegen

Brandeinwirkungen nach ZHANG [157] attestieren diesem Stützenquerschnitt eine ausgeprägte Grundwiderstandsfähigkeit unter variablen Brandeinwirkungen. Im Rahmen der Untersuchungen wird nicht näher auf Temperatureinwirkungen eingegangen (vgl. Kap. 1.4).

### 3.1.2 Materialwahl und Festigkeiten

Für das Stahlrohr wird die Festigkeitsklasse S 355 nach DIN EN 1993-1-1 (EC 3) [34] gewählt. Dort wird auf die DIN EN 10025 [46–49] für warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen bzw. auf die DIN EN 10210 [26] für Stähle von Hohlprofilen verwiesen. Es werden bewusst keine Stähle mit höheren Festigkeiten untersucht, da diese sich bei gleichen Steifigkeiten negativ auf die Duktilität auswirken.

Durch die in Kapitel 4.5.3 aufgezeigten Beanspruchungskonzentrationen mit ausgeprägten Plastifizierungen rückt die Anforderung an die Duktilität des Stahls in den Vordergrund der Materialwahl. Der EC 3 empfiehlt für das Material eine Mindestbruchdehnung von 15 %. Dort werden aber keine Anforderungen für das fertiggestellte Bauteil definiert. Für die Lieferbedingungen von unlegierten Baustählen nach DIN EN 10025 wird beispielsweise für Dicken bis 40 mm eine Mindestbruchdehnung von 20 % gefordert.

Nach SCHRÖTER [137] führen Einflüsse aus Kaltumformungen und vom Schweißen in der Wärmeeinflusszone (WEZ) zu lokal niedrigeren Zähigkeitswerten, die wiederum die Sprödbruchempfindlichkeit steigern und eine lokale Reduktion der Duktilität zur Folge haben. Die lokalen Plastifizierungen der untersuchten Bauteile konzentrieren sich vor allem auf den Auflager- und Anschlussbereich. Für diese Bereiche ist mit einer Herabsetzung der für den Grundwerkstoff definierten Duktilität zu rechnen. Das bedeutet, dass die für den Grundwerkstoff geforderten Bruchdehnungen in lokalen Bereichen möglicherweise nicht erreicht werden. Vermutlich war dies die Ursache für vereinzelte Schadensfälle der letzten Jahre. So kam es beispielsweise beim Bau der neuen Messe in Stuttgart oder dem Letzigrundstadion in Zürich schon bei deutlich unterhalb der Bruchdehnung liegenden plastischen Dehnungen zu Rissen in den Stahlbauteilen. Dem kann u. a. durch höhere Anforderungen an die Kerbschlagarbeit für die verwendeten Werkstoffe entgegengewirkt werden, die ein Abfallen der Bruchzähigkeit des verarbeiteten Materials gegenüber dem Grundmaterial kompensieren.

Basierend auf diesen Erkenntnissen wird der Einsatz von Werkstoffen empfohlen, die eine höhere Kerbschlagarbeit bzw. niedrigere Prüftemperaturen für die Kerbschlagarbeit aufweisen, was vor allem wegen der im Rahmen der Bauteilanalyse unter Detonationseinwirkungen auftretenden lokalen Plastifizierungen im Anschluss- und Auflagerbereich geboten scheint. Durch die Anwendung von niedriglegierten Baustählen mit der Qualität K2H, die eine Kerbschlagarbeit von 40 J bei  $-20^{\circ}\text{C}$  nach DIN EN 10210-1 [26] aufweisen, könnte der Abfall der Bruchzähigkeit kompensiert werden. Es können aber auch normalgeglühte Feinkornbaustähle mit der Qualität NH oder NLH mit nochmals erhöhten Anforderungen an die Kerbschlagarbeit empfohlen werden. Alternativ werden Anforderungen an geschweißte Bauteile auch in Anlehnung an die technischen Lieferbedingungen für schweißgeeignete Baustähle bei feststehenden Offshore-Konstruktionen nach DIN EN 10225 [28] definiert. Hierbei wird das Vorhalten größerer Werkstoffzähigkeiten gefordert, um für kritische Bauteilstellen eine ausreichende Zähigkeit zu garantieren. Dieses Vorgehen ist besonders bei den vorliegenden außergewöhnlichen und hochdynamischen Einwirkungen aus Detonationen geboten, bei denen ein Lastabtrag ohne lokale Plastifizierungen in technischer und wirtschaftlicher Sicht nicht sinnvoll ist.

Tabelle 3.1: Materialkennwerte der Grundwerkstoffe

Stahl S 355	
$f_y$	355 MPa
$f_u$	510 MPa
$E_a$	$2,1 E + 05$ MPa
$\nu$	0,3
$\rho$	$7,85 E + 03$ kg/m <sup>3</sup>
Beton C 35/45	
$f_{ck}$	35 MPa
$f_{ck,cube}$	45 MPa
$f_{ctm}$	3,2 MPa
$E_{cm}$	$3,4 E + 04$ MPa
$\nu$	0,2
$\rho$	$2,40 E + 03$ kg/m <sup>3</sup>

Tabelle 3.2: Querschnittswerte für das Stahlrohr und den Betonkern

Var.	Wert	Einheit
$D_a$	$3,56 E + 01$	[cm]
$d_a$	$1,60 E + 00$	[cm]
$A_a$	$1,71 E + 02$	[cm <sup>2</sup> ]
$I_a$	$2,47 E + 04$	[cm <sup>4</sup> ]
$N_{pl,a}$	$6,06 E + 03$	[kN]
$M_{pl,a}$	$6,56 E + 02$	[kNm]
$V_{pl,a}$	$2,23 E + 03$	[kN]
$D_c$	$3,24 E + 01$	[cm]
$A_c$	$8,22 E + 02$	[cm <sup>2</sup> ]
$I_c$	$5,38 E + 04$	[cm <sup>4</sup> ]
$N_{pl,c}$	$2,88 E + 03$	[kN]

Für den Beton wird die baupraktisch übliche Festigkeitsklasse C35/45 nach DIN EN 1992-1-1 (EC 2) [33] gewählt. Der Einsatz von höherfesten Betonen ist denkbar. Wie die Ergebnisse der Bauteilanalyse in Kapitel 4 und der Optimierung in Kapitel 5 aber zeigen, hat die Zerstörung des Betons im Inneren des Querschnitts nur eine begrenzte negative Auswirkung auf das Tragverhalten des Rohres, woraus im Umkehrschluss gefolgert werden kann, dass eine höhere Betonfestigkeit nicht zwingend zu einer entsprechenden Steigerung der Widerstandsfähigkeit des Bauteils führt.

Die Kennwerte der gewählten Materialien sind in Tabelle 3.1 zusammengefasst. Da die Betonfestigkeit nicht unabhängig vom Prüfkörper definiert werden kann, wird für sämtliche Untersuchungen mit der charakteristischen Zylinderdruckfestigkeit und der mittleren Zugfestigkeit gearbeitet. Im Rahmen von Versuchen sind die Materialparameter experimentell zu verifizieren. Die Abmessungen und eine Auswahl an statischen Eigenschaften der einzelnen Querschnittsteile können Tabelle 3.2 entnommen werden.

Einflüsse aus dem Langzeitverhalten des Betons, wie Schwinden und Kriechen, werden im Rahmen des diskutierten Beispiels vernachlässigt. Das Kriechen im Beton führt in Abhän-

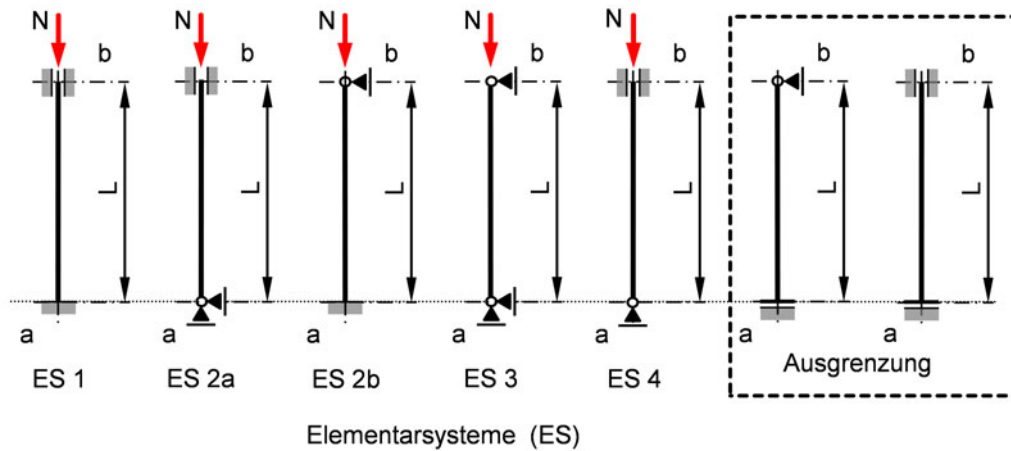


Abbildung 3.1: Definition der betrachteten Elementarsysteme

gigkeit des Alters zu einer Umverteilung der Lasten und so zu einer Belastungssteigerung im Stahl. Möchte man die Forschungsergebnisse in einen Bemessungsansatz überführen, bedürfen die Einflüsse aus dem Langzeitverhalten weiterer Klärung.

### 3.1.3 Elementarsysteme und Systemabmessungen

Die betrachteten Elementarsysteme (ES) des nachgiebig gelagerten Stabes nach Abbildung 3.1 sind eine Auswahl an Standardfällen nach EULER, die einer potenziellen konstruktiven Durchbildung der idealisierten Anschlusscharakteristik des Stützensystems entsprechen. Da für den Fußpunkt die Anwendung von gezielten horizontalen Nachgiebigkeiten angedacht ist, wird mit ES 4 auch ein solcher Grenzfall berücksichtigt. Auflagerkombinationen mit horizontaler Verschieblichkeit bei gleichzeitiger rotatorischer Einspannung am Fußpunkt werden nicht näher betrachtet. Der Stützenkopf wird stets als horizontal unverschieblich angenommen. Somit wird durch die betrachteten Elementarsysteme ein Knicklängenbereich von 0,5 bis 2,0 abgedeckt.

Für Systeme mit variablen Nachgiebigkeiten an den Auflagerpunkten, die von den idealen Auflagerbedingungen der Elementarsysteme abweichen, wird auf die allgemeingültige Knicklängenbestimmung für den nachgiebig gelagerten Stab in Anhang B verwiesen. Mit Hilfe dieser Knicklängendefinition lassen sich die Einflüsse von realistischen Einspanngraden auf die Knicklänge des Stabes bestimmen.

Die verwendete Systemlänge  $L$  ist als Länge der Stütze zwischen dem oberen und unteren Auflagerpunkt definiert. Sie ergibt sich aus der gewählten Raumhöhe  $h = 5000 \text{ mm}$  der Nahdetonationsszenarien in Kapitel 2.2.3 und der doppelten Plattendicke  $h_{pl} = 25 \text{ mm}$  des idealisierten Stützenmodells zu  $L = 5050 \text{ mm}$ .

Die Untersuchungen konzentrieren sich auf den Stützenquerschnitt und den Stützenkörper, nicht auf die Anbindung der Stütze am Fußpunkt und am Stützenkopf. Diese werden nur idealisiert abgebildet, um das Verhalten des Stützenkörpers und des Querschnitts unabhängig von komplexen Anschlusseigenschaften untersuchen zu können. Möglichkeiten der konstruktiven Umsetzung der sich als zweckmäßig erweisenden Anschlusseigenschaften sind im Rahmen von weiterführenden Untersuchungen zu überprüfen und zu bewerten.



## 3.2 Querschnittstragfähigkeit

### 3.2.1 Außergewöhnliche Bemessungssituation

Für die Ermittlung der Bauteilwiderstände stellt sich die Frage nach dem anzuwendenden Sicherheitsniveau. In der DIN EN 1990 [31] werden Explosionen den außergewöhnlichen Einwirkungen zugeordnet, und es werden Einwirkungskombinationen für diese außergewöhnliche Bemessungssituation definiert. Für außergewöhnliche Einwirkungen auf Tragwerke ist DIN EN 1991-1-7 [32] anzuwenden. Darin werden für Explosion und Anprall folgende allgemeine Strategien beschrieben:

- Auslegung des Tragwerks mit ausreichender Mindestrobustheit
- Vermeidung oder Verminderung der Einwirkung durch Schutzmaßnahmen
- Bemessung des Tragwerks für die spezifische Einwirkung

Für außergewöhnliche Einwirkungen in Form von Detonationen sind darüber hinaus keine konkreteren Verfahrensanweisungen enthalten. Die vorliegenden Untersuchungen orientieren sich daher am dritten Punkt und konzentrieren sich grundsätzlich auf die spezifische Bauteilkapazität, die durch die außergewöhnliche Bemessungssituation für im Grenzzustand der Tragfähigkeit bemessene Verbundstützen entsteht.

**Teilsicherheitsbeiwerte** Da Detonationen den außergewöhnlichen Einwirkungen zugeordnet werden, sind nach Eurocode die charakteristischen Einwirkungsgrößen anzusetzen. Für die Widerstandsseite des semiprobabilistischen Sicherheitskonzeptes nach EC wird folgendes Vorgehen gefordert: Für die Teilsicherheitsbeiwerte zur Bestimmung der Bemessungswerte für Stahl und Beton wird nach DIN EN 1994-1-1 (EC 4) [36] auf die einschlägigen Eurocodes verwiesen. Darin wird für Beton ein Teilsicherheitsbeiwert von  $\gamma_c = 1,2$  festgelegt, nach nationalem Anhang sogar  $\gamma_c = 1,3$ , mit dem die charakteristische Betonfestigkeit abzumindern ist. Um das grundlegende Tragverhalten unter Detonationseinwirkungen zu analysieren und zu bewerten, wird entgegen den Bemessungsvorschriften die charakteristische Festigkeit des Betons verwendet. Um eine Vergleichbarkeit zu den statischen Eigenschaften des Stützensystems herzustellen, kommen daher auch in diesem Kapitel die charakteristischen Betonfestigkeiten zur Anwendung.

Die Teilsicherheitsbeiwerte für Hochbauten aus Stahl sind nach dem nationalen Anhang DIN EN 1993-1-1/NA [35] für außergewöhnliche Bemessungssituationen mit  $\gamma_{M0} = \gamma_{M1} = 1,0$  und  $\gamma_{M2} = 1,15$  anzusetzen. Hierbei wird  $\gamma_{M0}$  auf die Streckgrenze und die Querschnittsnachweise angewandt,  $\gamma_{M1}$  bezüglich der Bauteil- und Stabilitätsnachweise sowie  $\gamma_{M2}$ , wenn gegen die Zugfestigkeit bemessen wird. Diese Kategorisierung ist zweckmäßig, steigt doch schrittweise die Auslastung des Widerstandspotentials, was einer stetigen Reduktion von Sicherheitsreserven gleichkommt und daher angepasste Teilsicherheitsfaktoren rechtfertigt. Bei statischen Betrachtungen am Bauteil wäre somit die Anwendung der charakteristischen Festigkeiten von Stahl nach EC 3 zugelassen. Möchte man die transiente Bauteilanalyse in ein Bemessungskonzept überführen, bei dem ein ausreichender Bauteilwiderstand bezüglich der erreichten plastischen Dehnungen nachgewiesen wird, so wäre der Sicherheitsphilosophie des EC 3 folgend die Anwendung des Teilsicherheitsbeiwertes  $\gamma_{M2} = 1,15$  auf die Bruchfestigkeit des Stahls angebracht.

Eine äquivalente Begrenzung der auftretenden plastischen Dehnungsanteile erscheint mit Blick auf eine transiente nichtlineare Berechnung jedoch zweckmäßiger, da zum einen das nichtlineare dynamische Verhalten des Bauteils realitätsnah abgebildet und zum anderen eine der Bemessungssituation angepasste Sicherheit definiert werden könnte. Analog zum Beton werden deshalb im Rahmen der Untersuchungen einheitlich auch für Stahl die charakteristischen Festigkeiten verwendet.

**Überfestigkeiten** Zu beachten ist, dass die charakteristische Fließgrenze von Stahl dem 5%-Quantil entspricht. Dies bedeutet, dass die tatsächlich erreichten Festigkeiten im Durchschnitt deutlich höher sind, was zur Folge hat, dass man mit Überfestigkeiten rechnen muss. Im Rahmen statischer Nachweise hat dies im Allgemeinen keine negativen Auswirkungen auf den Bauteilwiderstand und kann als Traglastreserve akzeptiert werden. In Bezug auf dynamische Untersuchungen ist die Frage nach Konsequenzen aus wahrscheinlichen Überfestigkeiten nicht mehr eindeutig zu beantworten. Gerade bei der Bauteilanalyse (vgl. Kap. 4) können Überfestigkeiten bei auftretenden Plastifizierungen einen nicht zu unterschätzenden Einfluss auf die transiente Bauteilantwort haben. So können sich möglicherweise Beanspruchungskonzentrationen im transienten nichtlinearen Verlauf einer Bauteilantwort verlagern und andere Ausprägungen erfahren. Möchte man ein Bemessungskonzept ableiten, ist der Umgang mit Überfestigkeiten ausführlich zu diskutieren.

### 3.2.2 Vollplastische Querschnittsinteraktion

Auf Basis der charakteristischen Festigkeiten erhält man die in Abbildung 3.2 dargestellte vollplastische Grenztragkurve des Verbundquerschnitts in Form des bekannten M-N-Interaktionsdiagramms mit den markanten Punkten *A*, *B*, *C* und *D*. Für eine bessere Verarbeitung der Kurve wird sie als N-M-Interaktion dargestellt. Punkt *A* steht für die vollplastische Normalkrafttragfähigkeit des Querschnitts, Punkt *B* stellt den Zustand der vollplastischen Momententragfähigkeit dar, Punkt *D* steht für die maximale Momententragfähigkeit des überdrückten Querschnitts, Punkt *C* weist die identische Biegetragfähigkeit wie Punkt *B* auf. Die aufnehmbare Normalkraft ergibt sich dabei aus der Differenz der Spannungsblöcke zwischen den Punkten *B* und *C*. Die im EC 4 geforderte Begrenzung der Momentenauslastung bei Nachweisen nach Theorie II. Ordnung (Th.II.O) auf 90 % für S 355 dient der Begrenzung der plastischen Dehnungen und ist durch die gestrichelte Linie in der Abbildung dargestellt. Für die Punkte *A* bis *D* ergeben sich für den untersuchten Querschnitt folgende Größen:

- Punkt *A* –  $N_{pl,A} = 8938 \text{ kN}$
- Punkt *B* –  $M_{pl,B} = 724 \text{ kNm}$
- Punkt *C* –  $N_{pl,C} = 2879 \text{ kN}$
- Punkt *D* –  $M_{pl,D} = 754 \text{ kNm}$

Die erlaubte Linearisierung des Verlaufs der N-M-Beziehung zwischen den Punkten *E* bis *D* nach EC 4 führt zu teilweise deutlich kleineren Widerständen zwischen den definierten Punkten. Eine Anwendung der linearisierten Beziehung kann für eine wirtschaftliche Bemessung nicht empfohlen werden.

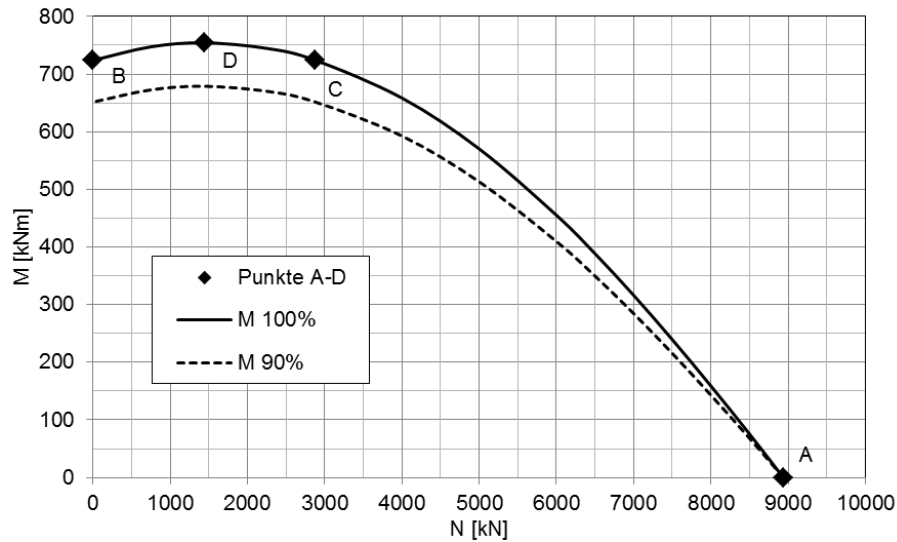


Abbildung 3.2: Vollplastische Interaktionsbeziehung zwischen Normalkraft und Biegemoment für den gewählten Verbundstützenquerschnitt

Die vollplastische Normalkrafttragfähigkeit  $N_{pl,R}$  ergibt sich für die gewählten charakteristischen Festigkeiten nach DIN EN 1994-1-1 [36] entsprechend Gleichung (3.1). Durch die positive Wirkung der verhinderten Abtrocknung des Betons im Inneren des Rohres darf der Faktor für die Dauerstandfestigkeit von betongefüllten Hohlprofilen mit  $\alpha_c = 1,0$  angenommen werden.

$$N_{pl,R} = A_a \cdot f_y + \alpha_c \cdot A_c \cdot f_c \quad (3.1)$$

$$N_{pl,R} = 8938 \text{ kN}$$

### 3.2.3 Querkrafteinfluss

Bei der Bestimmung der vollplastischen Interaktionskurve ist nach EC 4 der Einfluss von Querkraften zu berücksichtigen. Übersteigt die einwirkende Querkraft  $V_E$  50 % des Querkraftwiderstandes  $V_R$ , so wird der Einfluss der Querkraft auf die Querschnittstragfähigkeit für Druck und Biegung durch das Ansetzen eines reduzierten Bemessungswertes der Streckgrenze  $f_{y,red}$  in den querkraftübertragenden Querschnittsteilen berücksichtigt. Die Reduktion der Streckgrenze ergibt sich nach Gleichung (3.2).

$$f_{y,red} = \left[ 1 - \left( \frac{2 \cdot V_E}{V_R} - 1 \right)^2 \right] f_y \quad (3.2)$$

Wenn kein genauere Nachweis erfolgt, kann die Aufteilung der Bemessungsquerkraft nach EC 4 in den auf das Stahlprofil und auf den Betonkern entfallenden Anteil im Verhältnis der vollplastischen Momententragfähigkeit ermittelt werden. Die Querkrafttragfähigkeit des Betonquerschnitts ist nach DIN EN 1992-1-1 [33] nachzuweisen. Für den Querschnitt ergibt sich daraus eine Querkraftumlagerung von etwa 15 % auf den Betonkern. Näherungsweise darf nach EC 4 angenommen werden, dass die einwirkende Querkraft ausschließlich von den Stahlquerschnitten abgetragen wird. Für ein Rundrohr können hierfür vereinfacht

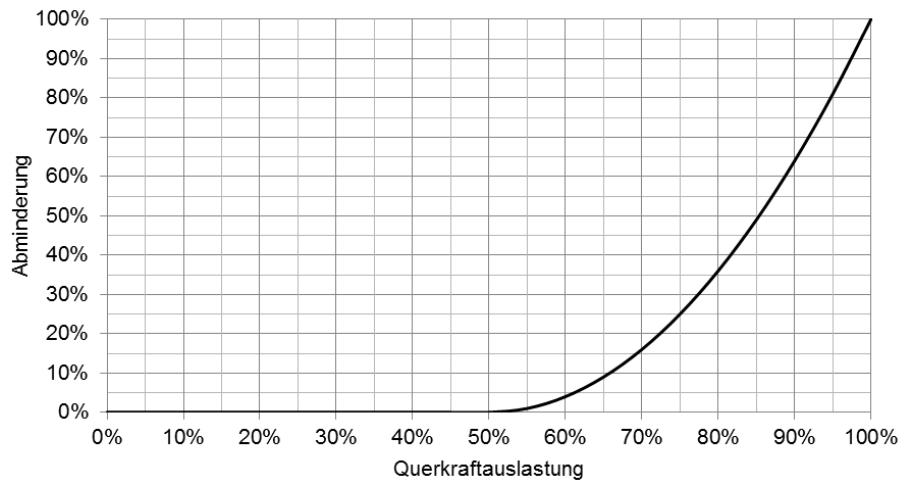


Abbildung 3.3: Abminderung der Streckgrenze infolge der Querkraftauslastung

die Flankenflächen zwischen den Querschnittsdiagonalen angesetzt werden, was der halben Querschnittsfläche entspricht. Ohne Berücksichtigung von Interaktionen ergibt sich daraus im vorliegenden Fall eine äußerst konservative Begrenzung der plastischen Querkrafttragfähigkeit auf  $V_{pl} = 2,2 MN$  nach Tabelle 3.2.

Da die Abminderung der ansetzbaren Festigkeit nach Abbildung 3.3 nur auf querkraftübertragende Querschnittsteile anzuwenden ist, sinkt der reale Einfluss auf die vollplastische Interaktionskurve nochmals deutlich. Bei voller Querkraftauslastung der querkraftabtragenden Querschnittsteile fallen diese für axiale Beanspruchungen aus. Bei einer Querkraftauslastung von etwa 75 % führt dies zu einer moderaten Abminderung der ansetzbaren Festigkeit in den Flankenbereichen des Stahlrohres um 25 %.

### 3.2.4 Stahlanteil des Querschnitts

Für die Anwendbarkeit des EC 4 muss der Stahlanteil  $\delta$  am Gesamtquerschnitt die Bedingungen nach Gleichung (3.3) erfüllen, um als Verbundbauteil zu gelten. Dieses Kriterium dient der Bauartunterscheidung und besagt, dass ein Querschnitt mit einem Stahlanteil von über 90 % als Stahlquerschnitt zu bewerten ist. Bei einem Stahlanteil von unter 20 % handelt es sich um einen Stahlbetonquerschnitt. Der Stahlanteil des Verbundquerschnitts beträgt 68 %, womit die Regelungen der Norm anwendbar sind.

$$0,2 \leq \delta \leq 0,9 \quad \text{mit} \quad \delta = \frac{A_a \cdot f_y}{N_{pl,R}} \quad (3.3)$$

### 3.2.5 Nachweis gegen lokales Beulen des Hohlprofils

Der Nachweis gegen lokales Beulen bei Hohlprofilen kann über die Zuordnung in eine Querschnittsklasse (QK) auf Basis der  $c/t$ -Verhältnisse geführt werden. Der gewählte Querschnitt ist der Querschnittsklasse QK 1 zuzuordnen, somit kann die gesamte Tragfähigkeit ohne Gefahr lokalen Beulens ausgenutzt werden. Dies wird durch die Traglastuntersuchungen in Kapitel 3.4 bestätigt.

### 3.2.6 Verbundsicherung

Bei planmäßig zentrisch belasteten Stützen ist außerhalb des Lasteinleitungsbereiches kein Nachweis der Verbundsicherung erforderlich, lediglich bei auftretenden Querlasten und Randmomenten. Nach EC 4 ist die Verbundsicherung bis zu einer Grenzscherbzw. Schubspannung von  $\tau = 0,55 \text{ MPa}$  gewährleistet, ansonsten sind Verbundmittel anzuordnen. Besonders im Lasteinleitungsbereich ist die Grenzscherbzw. Schubspannung maßgebend für die ansetzbaren Lastumlagerungen. Für das hier betrachtete Stützensystem werden keine Verbundmittel angeordnet. Im Rahmen der numerischen Untersuchungen an den dreidimensionalen Modellen wird die Sensitivität der Kontaktfuge diskutiert. Für den vorliegenden Querschnitt, bei dem sich der Beton in einem geschlossenen Volumen befindet, ist die Frage der Verbundsicherung allgemein von untergeordneter Bedeutung, wie auch die Ergebnisse der Simulationen zeigen.

## 3.3 Baupraktische Bemessung

### 3.3.1 Toleranzen und Imperfektionen

DIN EN 1090-2 [29] gibt grundlegende Toleranzen an, die die Standsicherheit des fertigen Tragwerks gewährleisten. Die Toleranzmerkmale sollen die Tragfähigkeit sicherstellen und sind in die Bereiche Querschnitt, Anschlüsse und Stabilität unterteilt. Hierbei wird zwischen Herstellungs- und Montagetoleranzen unterschieden. Diese Toleranzen münden in normativ geregelte Ansätze für äquivalente geometrische Ersatzimperfektionen, die in der Regel oberhalb der realen geometrischen Toleranzen liegen und zusätzlich negative Einflüsse aus strukturellen Imperfektionen wie Eigenspannungen berücksichtigen. In Einzelfällen werden die geometrischen Imperfektionen aufgrund statistischer Überlegungen, wie beispielsweise der 5 %-Quantil der Materialfestigkeiten, etwas niedriger angesetzt als der Toleranzgrenzwert, wie dem Kommentar zur DIN EN 1090 [16] zu entnehmen ist.

DIN EN 1994-1-1 [36] gibt für den betrachteten Querschnitt die KSL a und einen maximalen Stich der Vorkrümmung von  $L/300$  an. Der Anteil der Herstellungstoleranz gegenüber Geradheitsabweichungen darf hierbei  $L/750$  nach DIN EN 1090-2 [29] nicht überschreiten. Die europäischen Knickspannungskurven basieren hierbei auf Untersuchungen mit einem angenommenen Vorkrümmungsstich von  $L_{cr}/1000$  [16].

In der Produktnorm DIN EN 10210-2 [27] für Hohlprofile wird der zulässige Stich der Geradheitsabweichung über die Lieferlänge mit  $L/500$  angegeben. Diese Formtoleranz ist zu den Angaben in DIN EN 1090-2 jedoch nachrangig, sodass die Toleranzanforderung von  $L/750$  für das fertige Bauteil eingehalten werden muss.

Für Hohlprofile sind nach DIN EN 10210-2 neben der Geradheitsabweichung folgende weitere Abweichungen für Halbzeuge erlaubt: Die zulässige Abweichung von Außenmaßen darf  $\pm 1\%$  betragen. Die zulässige Abweichung der Wanddicke darf  $-10\%$  betragen, für nahtlose Profile sind örtlich sogar  $-12\%$  erlaubt. Die Unrundheit der Profile darf  $2\%$  oder  $\pm 0,5 \text{ mm}$  nicht überschreiten und die Wölbung der Seitenflächen, Konkavität bzw. Konvexität genannt, darf  $1\%$  betragen. In Bezug zu diesen zulässigen Formtoleranzen gibt es keine Anforderungen in DIN EN 1090.

Ein Ansatz von äquivalenten geometrischen Ersatzimperfektionen nach EC 4 auf Basis der DIN EN 1090-2 bzw. der hier anzuwendenden Produktnorm DIN EN 10210-2 für Hohlprofile scheint plausibel und realitätsnah, besonders in Anbetracht der eben aufgeführten zulässigen Toleranzen, sich daraus ergebender möglicher Überlagerungen sowie weiterer

struktureller Imperfektionen. Daher wird für alle weiteren Untersuchungen eine geometrische Ersatzimperfektion von  $L/300$  angesetzt.

### 3.3.2 Bestimmung der Biegesteifigkeiten

Die ideale Biegesteifigkeit  $EI$  des Querschnitts ohne Abminderungen bestimmt sich nach Gleichung (3.4). Der effektive Wert der wirksamen Biegesteifigkeit  $EI_{eff}$  zur Berechnung des Schlankheitsgrades und der idealen Verzweigungslast, unter Berücksichtigung des Korrekturbeiwertes  $K_e$  für die Rissbildung nach EC 4, bestimmt sich nach Gleichung (3.5).

$$\begin{aligned} EI &= E_a I_a + E_{cm} I_c \\ EI &= 2,10 \cdot 10^4 \cdot 2,47 \cdot 10^4 + 3,40 \cdot 10^3 \cdot 5,38 \cdot 10^4 \\ &= 5,18 \cdot 10^8 + 1,83 \cdot 10^8 = 7,01 \cdot 10^8 \text{ kNcm}^2 \end{aligned} \quad (3.4)$$

$$\begin{aligned} EI_{eff} &= E_a I_a + K_e \cdot E_{cm} I_c \\ EI_{eff} &= 2,10 \cdot 10^4 \cdot 2,47 \cdot 10^4 + 0,6 \cdot 3,40 \cdot 10^3 \cdot 5,38 \cdot 10^4 \\ &= 5,18 \cdot 10^8 + 1,10 \cdot 10^8 = 6,28 \cdot 10^8 \text{ kNcm}^2 \end{aligned} \quad (3.5)$$

Die Korrekturbeiwerte für die Abminderung der Biegesteifigkeit sind so festgelegt, dass die Anwendung des vereinfachten Nachweises in Anlehnung an das Ersatzstabverfahren des EC 3 mit den EU-Knickspannungskurven zu wirtschaftlichen Ergebnissen führt. Einflüsse aus dem Langzeitverhalten können über eine Abminderung der mittleren Steifigkeit auf einen Effektivwert berücksichtigt werden. Sie werden aber im Rahmen des diskutierten Beispiels nicht betrachtet.

### 3.3.3 Knicknachweis nach dem Ersatzstabverfahren

Der Stabilitätsnachweis unter planmäßig zentrischem Druck nach EC 4 [36] kann vereinfacht mittels des Ersatzstabverfahrens mit Knickspannungslinien in Anlehnung an EC 3 [34] geführt werden. Der Imperfektionsbeiwert ergibt sich für die KSL a zu  $\alpha = 0,21$ . Aus dem Nachweisformat nach Gleichung (3.6) erhält man die Bestimmungsgleichung zur Ermittlung der Traglast  $N_{lim}$  unter Berücksichtigung des Abminderungsfaktors  $\chi$  für den Stabilitätseinfluss. Die Bestimmung des Abminderungsfaktors  $\chi$  kann der Norm entnommen werden. Aus den Knicklängen  $L_{cr}$  und den daraus bestimmten idealen Knicklasten  $N_{cr,eff}$  – unter Berücksichtigung der Effektivwerte der Biegesteifigkeit  $EI_{eff}$  nach Gleichung (3.8) – lassen sich die Schlankheitsgrade  $\bar{\lambda}$  für die definierten Elementarsysteme nach Gleichung (3.7) ermitteln.

$$\frac{N_E}{\chi \cdot N_{pl,R}} \leq 1,0 \quad \rightarrow \quad N_{lim} = \chi \cdot N_{pl,R} \quad (3.6)$$

$$\bar{\lambda} = \sqrt{\frac{N_{pl,R}}{N_{cr}}} \leq 2,0 \quad (3.7)$$

$$N_{cr} = \frac{\pi^2 \cdot EI}{L_{cr}^2} \quad \text{mit} \quad L_{cr} = \beta \cdot L \quad (3.8)$$

Für die betrachteten Elementarsysteme ergeben sich somit die Traglasten nach Tabelle 3.3. Darin werden die Traglasten auf Basis der idealen Biegesteifigkeit  $EI$  mit den Traglasten, die der Norm entsprechend mit dem Effektivwert der Biegesteifigkeit  $EI_{eff}$  ermittelt werden, verglichen.

Tabelle 3.3: Ermittlung der Traglasten nach dem Ersatzstabverfahren

System	ES 1	ES 2a	ES 2b	ES 3	ES 4	Einheit	
$\beta$	0,5	0,7	0,7	1,0	2,0	[–]	
$L_{cr}$	252,5	353,5	353,5	505,0	1010	[cm]	
$EI$	$N_{cr}$	$1,09 E + 05$	$5,54 E + 04$	$5,54 E + 04$	$2,71 E + 04$	$6,78 E + 03$	[kN]
	$\lambda$	0,29	0,40	0,40	0,57	1,15	[–]
	$\chi$	0,98	0,95	0,95	0,90	0,56	[–]
	$N_{lim}$	$8,76 E + 03$	$8,51 E + 03$	$8,51 E + 03$	$8,04 E + 03$	$5,04 E + 03$	[kN]
$EI_{eff}$	$N_{cr,eff}$	$9,72 E + 04$	$4,96 E + 04$	$4,96 E + 04$	$2,43 E + 04$	$6,07 E + 03$	[kN]
	$\lambda$	0,30	0,42	0,42	0,61	1,21	[–]
	$\chi$	0,98	0,95	0,95	0,89	0,52	[–]
	$N_{lim,eff}$	$8,73 E + 03$	$8,46 E + 03$	$8,46 E + 03$	$7,93 E + 03$	$4,66 E + 03$	[kN]
Differenz	-0,4	-0,6	-0,6	-1,4	-8,0	[%]	

Es ist ersichtlich, dass sich der Unterschied von etwa 10 % bei den Steifigkeiten kaum auf die erreichten Traglasten für kleine Knicklängen niederschlägt. Lediglich bei großen Knicklängen und größeren Schlankheitswerten, wie für System ES 4, spiegelt sich die Differenz der Steifigkeiten auch in den Traglasten wider.

Eine Bedingung für die Anwendbarkeit dieses vereinfachten Verfahrens sind Schlankheitsgrade von  $\bar{\lambda} \leq 2,0$ . Auch wenn die Knicklänge noch auf beispielsweise 15 m steigen würde, was einem Knicklängenbeiwert von  $\beta = 3$  entspräche, wäre die Schlankheit kleiner als zwei. Die Wahl des Gesamtstützendurchmessers ist daher für die gewünscht gedungenen Abmessungen angemessen. Eine Vergrößerung des Durchmessers auf ein Niveau, bei dem ein  $\bar{\lambda} \leq 0,2$  für eine 100%-ige Auslastung der plastischen Normalkrafttragfähigkeit erreicht wird, erscheint vor allem für die vorliegende Raumhöhe äußerst unwirtschaftlich und würde zusätzlich zu einer deutlichen Steigerung der Detonationseinwirkung führen.

### 3.3.4 Traglastbestimmung nach Theorie II. Ordnung

Alternativ zum Nachweis nach dem Ersatzstabverfahren mit Knickspannungslinien kann der Nachweis auch mit Schnittgrößen nach Theorie II. Ordnung in Kombination mit den Interaktionskurven nach EC 4 geführt werden. Bei zusätzlich angreifenden Horizontallasten muss der Nachweis nach Th.II.O. erfolgen. Für die Traglastbestimmung mit Schnittgrößen Th.II.O. ist ebenfalls eine geometrische Ersatzimperfection in Form einer Vorkrümmung zu berücksichtigen.

Der Bemessungswert des betragsmäßig größten Moments ist unter Berücksichtigung von Imperfectionen und Effekten aus Th.II.O. zu ermitteln und muss kleiner sein als die vollplastische Momententragfähigkeit des Querschnitts bei gleichzeitiger Wirkung der Normalkraft. Der Nachweis der Grenzmomentebeanspruchung ist mit der Interaktionskurve unter Berücksichtigung des Reduktionsfaktors  $\alpha_M$  nach Abbildung 3.2 zu führen. Für unsymmetrische oder über die Länge variable Querschnitte bietet der EC 4 zusätzlich ein allgemeingültiges Nachweisverfahren an, auf das an dieser Stelle jedoch nicht weiter eingegangen wird.

### 3.3.5 Ausnutzung der Umschnürung

Die Gleichung zur Bestimmung der plastischen Querschnittstragfähigkeit berücksichtigt keinerlei Interaktionen zwischen dem Stahlrohr und dem Betonkern und basiert auf der Superposition der Axialkapazität der einzelnen Querschnittsteile. Unter gewissen Bedingungen können sich aus der Umschnürung durch das Stahlrohr dreidimensionale Druckspannungszustände im Betonkern ausbilden, die zu einer Erhöhung der Querschnittstragfähigkeit führen. Die entstehenden Zugspannungen in Umfangsrichtung des Rohres reduzieren aber die Axialkapazität des Stahls, sodass sich der positive Effekt für das Bauteil aus der Differenz der beiden Anteile bestimmt. Dieser Effekt ist also vom Querschnittsaufbau abhängig und muss in Hinblick auf das Langzeitverhalten von Beton mit Bedacht gewählt werden.

Die Angaben im EC 4 können u. a. auf BERGMANN & BODE [10] zurückgeführt werden. Die Definition der Beiwerte ist identisch, die Bestimmungsgleichungen liefern lediglich marginale Abweichungen. Sie berufen sich bei der Vorstellung des Verfahrens im Merkblatt 167 aus dem Jahr 1989 ihrerseits auf DOWLING, JANSS & VIRDI [42] aus dem Jahr 1977. Das Phänomen wird darin, wie es auch in den untersuchten numerischen Modellen zu beobachten ist, treffend beschrieben:

*„Führt man im Übrigen einen Traglastversuch durch, dann weitet sich das Stahlrohr bei gleichmäßiger Beanspruchung von Beton und Stahlrohr zunächst stärker als der Beton, da es eine größere Querkontraktionszahl aufweist. Dadurch entstehen in der Fuge Zugspannungen, sodass der Stahlmantel mehr oder weniger große Ringdruckspannungen erhält und noch gar nicht als Umschnürung des Betonkerns wirken kann; zum Teil wird der Verbund aber auch zerstört. Erst bei viel höheren Laststufen, bei Erreichen von etwa 75 % der einachsigen Betonfestigkeit oder bei Stauchungen um 0,2 %, will sich der Beton seitlich viel stärker ausdehnen als das Rohr und ruft damit den günstigen dreiachsigen Druckspannungszustand hervor.“*

Bei Verbundstützen aus betongefüllten Hohlprofilen mit kreisförmigem Querschnitt kann eine aus der Umschnürungswirkung des Rundrohres resultierende Erhöhung der Betondruckfestigkeit nach DIN EN 1994-1-1 [x] angesetzt werden. Dies ist aber begrenzt auf Schlankheitsgrade  $\bar{\lambda} < 0,5$  und eine auf den Stützendurchmesser  $D_a$  bezogene Exzentrizität  $e_N$  der einwirkenden Normalkraft  $< 10\%$ . Dies ist darin begründet, dass steigende Biegemomentenauslastungen dem positiven Effekt aus der Umschnürung infolge der Normalkraftauslastung entgegenstehen. Die vollplastische Normalkrafttragfähigkeit unter Berücksichtigung der Umschnürungswirkung  $N_{pl,R}^{con}$  bestimmt sich nach Gleichung (3.9).

$$N_{pl,R}^{con} = \eta_a \cdot A_a \cdot f_y + A_c \cdot f_c \left( 1 + \eta_c \cdot \frac{t}{D} \cdot \frac{f_y}{f_c} \right) \quad (3.9)$$

Die beiden Parameter  $\eta$ ,  $\eta_a$  für das Stahlrohr und  $\eta_c$  für den Betonkern bilden die Einflüsse aus der Umschnürung ab und können nach den Gleichungen (3.10) und (3.11) bestimmt werden. Für Bauteile unter reiner Druckbelastung, also bei einer Ausmitte von null, ergibt sich  $\eta_a = \eta_{a0}$  und  $\eta_c = \eta_{c0}$ . In Abbildung 3.4 sind die beiden Parameter in Abhängigkeit vom Schlankheitsgrad  $\bar{\lambda}$  ohne Lastausmitte ausgewertet. Der Parameter  $\eta_a$  für das Stahlrohr ist ein Abminderungsfaktor, der der Auslastung in Umfangsrichtung Rechnung trägt und sich moderat entwickelt. Der Parameter  $\eta_c$  für den Betonkern steigert die



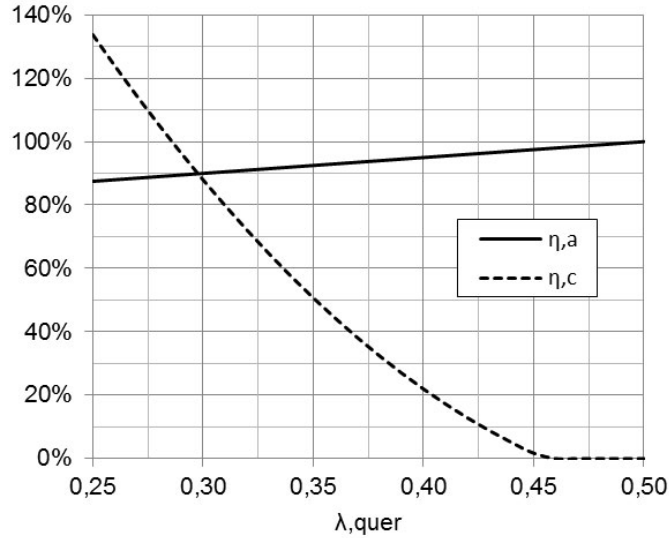


Abbildung 3.4: Ansetzbare Umschnürung nach EC 4 in Abhängigkeit vom Schlankheitsgrad  $\bar{\lambda}$  ohne Berücksichtigung einer Lastausmitte

Axialkapazität, ist aber zusätzlich vom  $c/t$ -Verhältnis des Rohres und dem Verhältnis der Festigkeiten abhängig. Nur bei gedrunenen Querschnitten mit großen Wandstärken und kleineren Durchmessern kann sich so ein positiver Effekt im Betonkern ausbilden. Es muss also eine ausreichende Steifigkeit des Rohres in Umfangsrichtung vorhanden sein, um den nötigen Widerstand für die Ausbildung der Umschnürung zu gewährleisten. Diese zusätzlichen Einflüsse führen für den vorliegenden Querschnitt bei einer Schlankheit von  $\bar{\lambda} = 0,25$  zu einer deutlichen Reduktion der maximal möglichen Steigerung der Betonfestigkeit von ca. 130 % nach Abbildung 3.4 auf etwa 60 %. Dennoch fällt die Steigerung der Tragfähigkeit des Betonkerns deutlich höher aus als die Reduktion beim Stahlquerschnitt. Aufgrund der unterschiedlich großen Anteile an der vollplastischen Normalkrafttragfähigkeit reduziert sich der tatsächliche positive Effekt nochmals auf etwa die Hälfte. Dies bedeutet, dass für den vorliegenden Querschnitt bei einer Schlankheit  $\bar{\lambda} = 0,25$  tatsächlich eine Steigerung der Axialkapazität von etwa 15 % erreicht werden kann.

$$\eta_a = \eta_{a0} + (1 - \eta_{a0}) \left( 10 \frac{e_N}{D_a} \right) \quad \text{mit} \quad \eta_{a0} = 0,25(3 + 2\bar{\lambda}) \leq 1,0 \quad (3.10)$$

$$\eta_c = \eta_{c0} \left( 1 - 10 \frac{e_N}{D_a} \right) \quad \text{mit} \quad \eta_{c0} = 4,9 - 18,5\bar{\lambda} + 17\bar{\lambda}^2 \geq 0 \quad (3.11)$$

Das Kriterium der Grenزشlankheit ist nach Tabelle 3.3 für die Elementarsysteme ES 1 und ES 2 erfüllt, die Systeme ES 3 und ES 4 weisen höhere Schlankheiten auf. Am Beispiel von ES 1 wird das Vorgehen nach EC beschrieben und die Auswirkungen auf die Tragfähigkeit diskutiert. Durch den Knicklängenbeiwert  $\beta = 0,5$  ergibt sich ein Schlankheitsgrad von  $\bar{\lambda} = 0,30$ , sodass die Effekte aus der Umschnürung nach EC 4 angesetzt werden können. Der Faktor für die Lastausmitte  $e_N/D_a$  ergibt sich durch die Ersatzimperfection von  $L/300$  zu 0,047. Die Beiwerte  $\eta_{a0}$  und  $\eta_{c0}$  ergeben sich nach Abbildung 3.4 etwa identisch zu 0,9. Daraus bestimmen sich die Beiwerte  $\eta_a$  und  $\eta_c$  nach den Gleichungen (3.12)

und (3.13). Es zeigt sich, dass sich die geringe Lastausmitte deutlich reduzierend auf den Steigerungsfaktor  $\eta_c$  auswirkt.

$$\eta_a = 0,947 \quad (3.12)$$

$$\eta_c = 0,477 \quad (3.13)$$

Somit ergibt sich die plastische Axialkapazität unter Berücksichtigung der ansetzbaren Umschnürungseffekte  $N_{pl,R}^{con}$  nach Gleichung (3.14). Der Reduktion der Tragkapazität des Stahlanteils von 5,3 % steht eine Steigerung der Tragkapazität des Betonanteils von 21,8 % gegenüber. Diese Tragkapazitäten münden aufgrund des Verhältnisses der Kraftkomponenten nur in einer moderaten Steigerung von 3,4 % für die gesamte Tragfähigkeit. Die Traglast nach dem Ersatzstabverfahren steigert sich somit um 3,3 % auf  $9,02 E+03 kN$ . Die numerische Traglastanalyse für ES 1 in Kapitel 3.4 zeigt eine sehr gute Übereinstimmung mit diesem Ergebnis.

$$N_{pl,R}^{con} = 0,947 \cdot A_a \cdot f_y + A_c \cdot f_c \overbrace{(1 + 0,477 \cdot 0,045 \cdot 10,14)}^{1,218} \quad (3.14)$$

$$N_{pl,R}^{con} = 0,947 \cdot 6060 + 1,218 \cdot 2878 = 9244 kN$$

An dieser Stelle ist anzumerken, dass man für Schlankheiten von  $\bar{\lambda} \approx 0,50$  für Beton negative Beiwerte erhält, die aber ausgeschlossen werden. Die geringfügige Reduktion der Tragfähigkeit in axialer Richtung für den Stahlquerschnitt bewirkt in diesem Bereich jedoch eine Verringerung der plastischen Axialkapazität. Erst wenn sich die Steigerung der Betontragfähigkeit auswirkt, entwickelt sich ein positiver Effekt für den Querschnitt. Auch für das Elementarsystem ES 2 mit einer Schlankheit von  $\bar{\lambda} = 0,40$  bleibt die Tragfähigkeit nahezu identisch.

Als weiterführende Literatur zu diesem Thema können u. a. MANDER [102], HAN [67] und HUANG [79] genannt werden. Sie beschäftigen sich mit den auftretenden Umschnürungseffekten bei Stahlbetonstützen, betongefüllten Rundrohren und doppelwandigen Rohrquerschnitten und deren Auswirkungen auf das Tragverhalten, sowohl für den Querschnitt als auch für das Bauteil.

### 3.4 Numerische Traglastanalyse

Die numerische Traglastanalyse erfolgt in ANSYS anhand eines dreidimensionalen Stützenmodells und konzentriert sich auf die vier Elementarsysteme nach Kapitel 3.3.3. Im Rahmen der Traglastanalyse wird die Grenztragfähigkeit für axiale Lasten ermittelt und mit den Ergebnissen des zuvor angewandten vereinfachten normativen Verfahrens nach EC verglichen. Die geometrisch und materiell nichtlinearen Untersuchungen sollen Aufschluss über das dreidimensionale Tragverhalten geben und Besonderheiten bei der Modellierung der gewählten Verbundstützenkonstruktion aufzeigen. Das Ergebnis in Form eines für statische Lasten verifizierten Modells definiert die Ausgangssituation für die sich anschließende Bauteilanalyse unter Detonationseinwirkungen (vgl. Kap. 4) und die darauf aufbauende Systemoptimierung (vgl. Kap. 5).

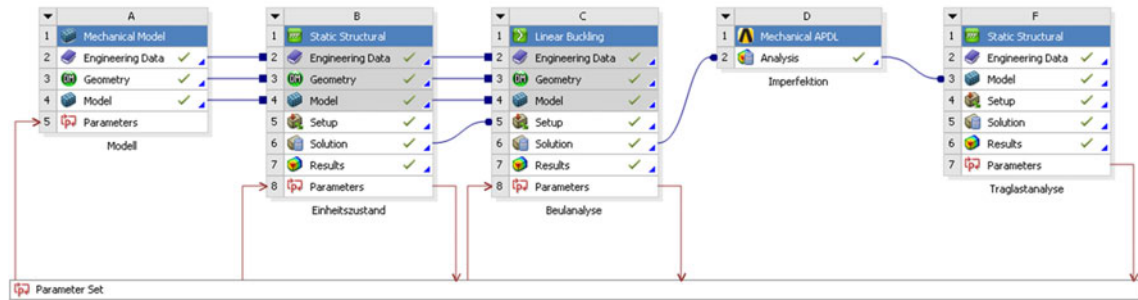


Abbildung 3.5: Simulationsabfolge dargestellt in Form von verknüpften Analyse-Modulen auf der Projektseite von ANSYS, bestehend aus der Modelldefinition, der Bestimmung des Einheitsspannungszustandes, der linearen Beulanalyse, der Aufbringung der geometrischen Ersatzimperfection und der Traglastiteration

### 3.4.1 Vorgehen und Modellierung

Die untersuchte Systemlänge von  $L = 5050 \text{ mm}$  entspricht der Definition in Kapitel 3.1.3 und ist in Abbildung 3.6 dargestellt. Die Auflagerbedingungen der Elementarsysteme nach Abbildung 3.1 werden für die Systempunkte definiert, an die die Endplatten gekoppelt sind. Diese Auflagerdefinition in Kombination mit der konstruktiv angeordneten Fuß- und Kopfplatte zeichnet sich durch die gute Umsetzbarkeit der idealisierten und variablen Randbedingungen und eine geringe Neigung zu Singularitätseffekten aus. Zusätzlich wird in der Y-Ebene eine Symmetriebedingung definiert, die eine Reduktion des Modells auf die symmetrische Hälfte erlaubt.

Der Ablauf der Simulation kann nach Abbildung 3.5 über die Verknüpfung der Analyse-Module auf der Projektseite von ANSYS veranschaulicht werden. Aufbauend auf die Modelldefinition wird ein elastischer Einheitsspannungszustand für eine minimale axiale Kopfverschiebung bestimmt. Dem schließt sich die lineare Beulanalyse an. Die ermittelte Beulfigur wird als geometrische Ersatzimperfection verwendet und auf die in Kapitel 3.3.1 gewählte Amplitude von  $L/300$  skaliert. Die sich ergebende Amplitude von  $16,8 \text{ mm}$  entspricht in etwa der Wanddicke  $d_a$  des Stahlrohres. Die nichtlineare verformungsgesteuerte Traglastbestimmung der Stützenmodelle wird schließlich an der imperfekten Ausgangsgeometrie durchgeführt.

Die Standardvernetzung des Geometriemodells erreicht eine sehr gute mittlere Netzqualität von 96,5 % und ist in Abbildung 3.6 dargestellt. Es kommen ausschließlich achtknotige unterintegrierte Elementdefinitionen (SOLID 45 u. SOLID 185) mit linearen Ansatzfunktionen zur Anwendung.

Die Verbindung zwischen dem Stahlrohr und dem Betonkern wird über einen Reibkontakt abgebildet. Dies ermöglicht sowohl die Übertragung von Schubkräften und der daraus resultierenden Relativverschiebungen als auch die Abbildung von Klaffungen, die u. a. aufgrund der unterschiedlichen Querdehnungen der Materialien im elastischen Verformungsbereich des Betons auftreten. Bezüglich ansetzbarer Reibbeiwerte  $\mu$  macht lediglich DIN EN 12812 [30] für Traggerüste Angaben, die für die vorliegende Materialpaarung zwischen  $0,3 \leq \mu \leq 0,4$  liegen können. Der Einfluss der Abbildung der Kontaktfuge wird in Kapitel 3.4.3 diskutiert.

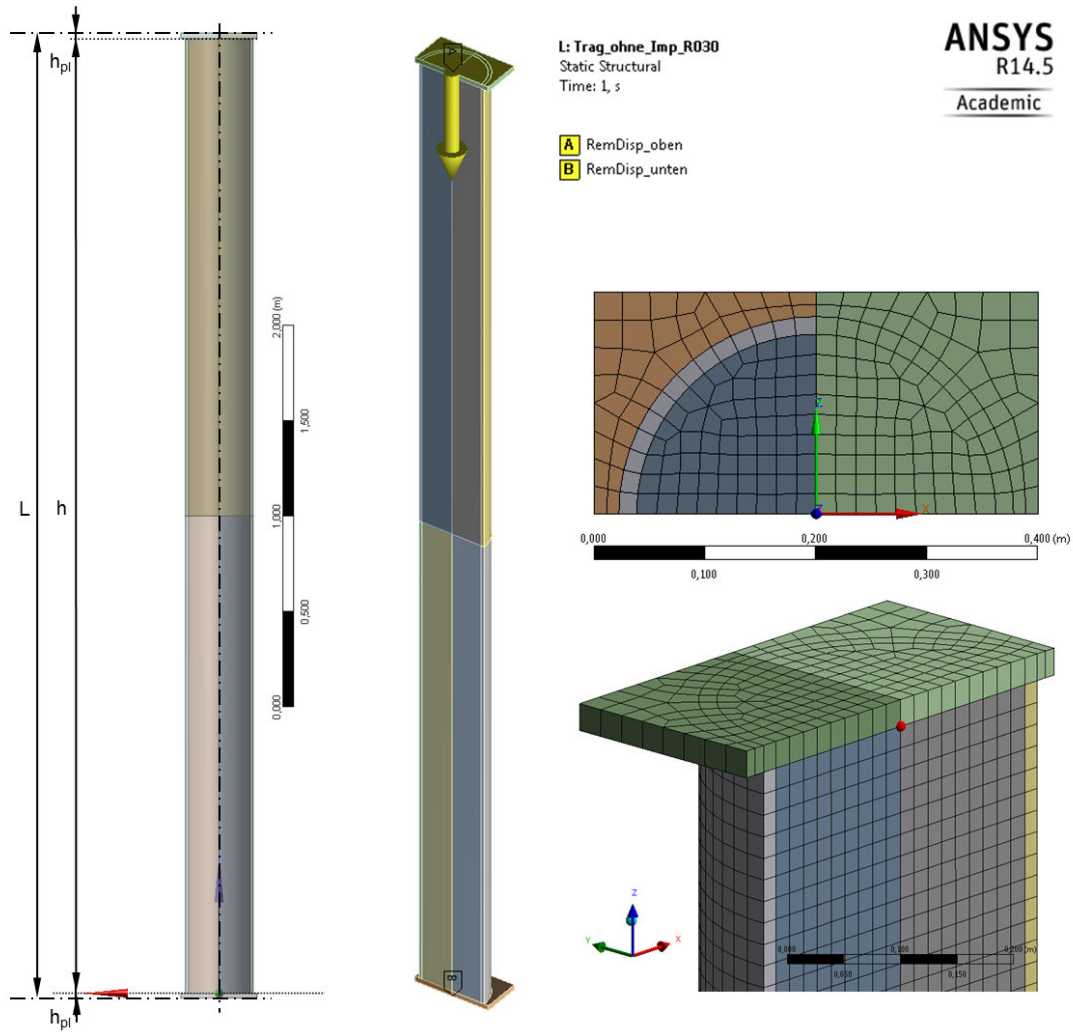


Abbildung 3.6: Symmetrisches Geometriemodell der Traglastiteration (links) und Standardvernetzung (rechts)

Für die numerische Lösung in ANSYS [2] kommt das implizite Zeitschrittintegrationsverfahren nach NEWTON & RAPHSON zur Anwendung. Für die Bestimmung der Traglastzustände bietet sich ein implizites Verfahren an, weil es im Gegensatz zu einem expliziten Verfahren besonders für die Lösung von relativ langsamen bzw. statischen Problemstellungen geeignet ist. Bei der stabilen impliziten Formulierung ist der Zeitschritt individuell definierbar und muss lediglich auf die Ergebnisqualität abgestimmt werden. Wegen der erforderlichen rechenintensiven Inversion der Steifigkeitsmatrix ermöglicht eine begrenzte Anzahl an benötigten Zeitschritten zur Abbildung des nichtlinearen Last-Verformungspfad eine allgemeine Reduktion des Rechenaufwandes im Vergleich zu einer expliziten Lösung.

Explizite Verfahren sind durch ihre kleinen Zeitschritte gekennzeichnet, die von der minimalen Elementkantenlänge und der Wellengeschwindigkeit des betrachteten Mediums abhängen. Im Gegensatz zu den impliziten Ansätzen muss aber wegen der Verwendung einer diagonalisierten Massenmatrix keine rechenintensive Matrixinversion für jeden Zeitschritt durchgeführt werden. Daher eignet sich dieses Verfahren besonders für hochdynamische Anwendungen wie der Bauteilanalyse unter Detonationseinwirkung (vgl. Kap. 4.2.9).

### 3.4.2 Verwendete Materialmodelle

Die geometrisch und materiell nichtlinearen Untersuchungen in ANSYS erfordern, wie auch die explizite Simulation der sich anschließenden Bauteilanalyse unter Detonationseinwirkungen in Kapitel 4, eine direkte Eingabe der Materialmodellkennwerte über logarithmische oder wahre Dehnungen  $\epsilon_{Log}$  und wahre Spannungen  $\sigma_{True}$  nach CAUCHY, die im weiteren Verlauf vereinfacht als Dehnungen  $\epsilon$  und Spannungen  $\sigma$  bezeichnet werden. Die Spannungsdefinition nach CAUCHY bezieht sich dabei auf die verformte Fläche, die wahren Dehnungen bestimmen sich aus dem Integral über die inkrementellen Längenänderungen. In der Ingenieurspraxis werden oft ingenieurmäßige Spannungen  $\sigma_{Eng}$  nach 2. PIOLA-KIRCHHOFF verwendet, die sich auf die unverformte Ausgangsfläche beziehen. Diese Spannungsdefinition wird in Kombination mit der Dehnungsdefinition aus der relativen Längenänderung verwendet, die auch als ingenieurmäßige Dehnungen  $\epsilon_{Eng}$  bezeichnet werden. Die Verwendung der ingenieurmäßigen Definition von Spannungen und Dehnungen ist für kleine Dehnungen ausreichend. Treten aber plastische Formänderungen auf, lässt sich der Materialzustand über die wahre Spannungs- und Dehnungsbeschreibung präziser beschreiben. Die ingenieurmäßigen Spannungen und Dehnungen können nach Gleichung (3.15) in guter Näherung in wahre Größen umgewandelt werden.

$$\sigma = \sigma_{True} = \sigma_{Eng}(1 + \epsilon_{Eng}) \quad \epsilon = \epsilon_{Log} = \ln(1 + \epsilon_{Eng}) \quad (3.15)$$

**Stahl** Die Materialdefinition basiert auf den ingenieurmäßigen Materialkennwerten aus Tabelle 3.1 in Kapitel 3.1.2. Das Fließ- und Verfestigungsverhalten des Stahls wird in Anlehnung an HAN ET AL. [67] und LIANG & FRAGOMENI [97] über eine polygonale Verbindung markanter Punkte der Spannungs-Dehnungs-Beziehung nach Gleichung (3.16) abgebildet. Die sich ergebenden Wertepaare der einzelnen Abschnitte sind Tabelle 3.4 zu entnehmen und müssen für die weitere Verarbeitung in wahre Größen umgewandelt werden.

$$\sigma_{Eng} = \begin{cases} E_a \cdot \epsilon_{Eng} & \text{für } \epsilon_{Eng} \leq \epsilon_1 \quad \text{mit } \epsilon_1 = 0,8 \cdot (f_y/E_a) \\ f_y + \frac{0,2 \cdot f_y}{(\epsilon_2 - \epsilon_1)} \cdot (\epsilon_{Eng} - \epsilon_1) & \text{für } \epsilon_1 \leq \epsilon_{Eng} \leq \epsilon_2 \quad \text{mit } \epsilon_2 = 1,5 \cdot \epsilon_1 \\ f_y & \text{für } \epsilon_2 \leq \epsilon_{Eng} \leq \epsilon_3 \quad \text{mit } \epsilon_3 = 10 \cdot \epsilon_2 \\ f_u + \frac{(f_u - f_y)}{(\epsilon_4 - \epsilon_3)} \cdot (\epsilon_{Eng} - \epsilon_3) & \text{für } \epsilon_3 \leq \epsilon_{Eng} \leq \epsilon_4 \quad \text{mit } \epsilon_4 = 100 \cdot \epsilon_2 \end{cases} \quad (3.16)$$

Als elastische Proportionalitätsgrenze werden 80 % des Nennwertes der Streckgrenze gewählt. Der von LIANG & FRAGOMENI [97] parabelförmig definierte Übergang zur Streckgrenze wird linearisiert und trägt dem allgemein schwachen Eigenspannungseinfluss aus der Herstellung Rechnung. Nach SAUERBORN [134] ist lediglich bei Verbundstützen mit Einstellprofilen in Form von Rundstäben mit großen Durchmessern ein ausgeprägter Eigenspannungseinfluss zu erwarten, der gesondert berücksichtigt werden muss. Aufgrund von Versetzungsbewegungen im Stahlgefüge entsteht bei Erreichen der Streckgrenze nach dem Übergangsbereich ein Fließplateau, dem sich der linearisierte Verfestigungsbereich bis zum Erreichen der nominalen Zugfestigkeit anschließt.

Tabelle 3.4: Kennwerte der multilineareren Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Stahl

Bereich	(1)	(2)	(3)	(4)
$\epsilon_{Eng}$	0,135 %	0,203 %	2,03 %	20,3 %
$\sigma_{Eng}$	284 MPa	355 MPa	355 MPa	510 MPa
$\epsilon_{Log}$	0,135 %	0,203 %	2,01 %	18,5 %
$\sigma_{True}$	284 MPa	355 MPa	362 MPa	612 MPa

Das Materialmodell basiert auf der für Stahl allgemein anerkannten Vergleichsspannungshypothese mit dem Fließkriterium nach HENCKY, VON MISES & HUBER. Die Vergleichsspannungshypothese ist ein Energiekriterium, das sich ausschließlich auf die Gestaltänderungsarbeit bezieht, in einen Spannungsausdruck umgeformt werden kann und eine Vergleichbarkeit von einaxialen mit mehraxialen Spannungszuständen ermöglicht. Dies bedeutet aber auch, dass bei einem rein hydrostatischen Spannungszustand die Vergleichsspannung gleich null ist, da keine Gestaltänderungsarbeit (deviatorischer Verformungsanteil) geleistet wird.

**Beton** Für die Abbildung des Betons wird das elastoplastische Materialmodell LAW 9 [45] von MULTIPLAS<sup>1</sup> verwendet, das in ANSYS implementiert ist und sowohl das nicht-lineare Materialverhalten als auch die grundlegenden Schädigungsphänomene von Beton abbildet. Hierzu zählt zum einen die Mikrorissentwicklung bei Druckbeanspruchungen und zum anderen die spröde Zugrissbildung. Für eine detaillierte Beschreibung wird auf SCHLEGEL [135, 136] und [45] verwiesen.

Dieses Materialmodell basiert auf einer mehrflächigen singulären Fließbedingung nach DRUCKER & PRAGER zur Beschreibung der spannungsabhängigen Festigkeitsentwicklung. Die Fließbedingung nach Abbildung 3.7 besteht aus zwei Fließkriterien, wodurch die Betonfestigkeit sowohl im Druck- als auch im Zugbereich realitätsnah beschrieben werden kann. Zudem zeichnet sich das Materialmodell durch die direkte Verwendbarkeit

<sup>1</sup>multiPlas Materialdatenbank, Version 4.1.8, Dynardo GmbH, www.dynardo.com

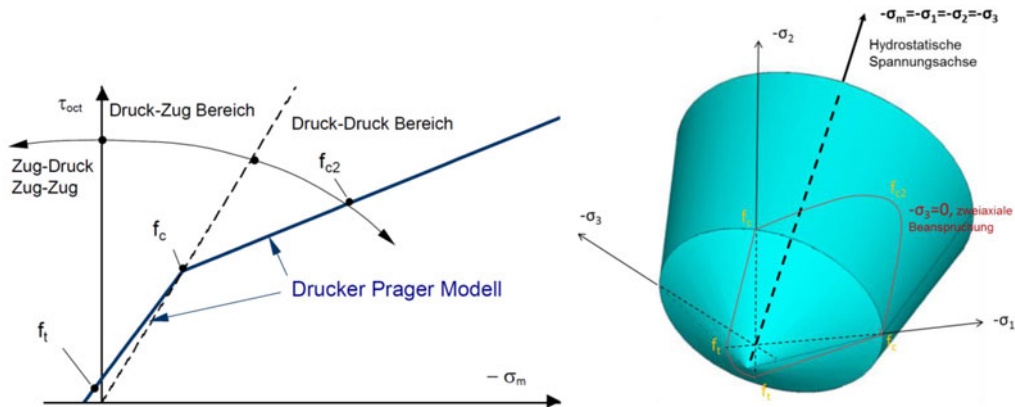


Abbildung 3.7: Darstellung der singulären Fließbedingungen nach DRUCKER & PRAGER im Oktaeder-Spannungsraum (links) und räumliche Darstellung mit Bezug zum Hauptspannungsraum (rechts) nach SCHLEGEL [136] aus [157]

von normativ geregelten Materialkennwerten aus, wie der einaxialen Druckfestigkeit  $f_c$ , der zweiaxialen Druckfestigkeit über den Faktor  $n$  und der einaxialen Zugfestigkeit  $f_t$  für die Definition der Fließbedingung. Die Kennwerte sind in Tabelle 3.5 zusammengefasst und ergänzen die grundlegenden Materialkennwerte aus Tabelle 3.1. Sie basieren auf den Angaben der DIN EN 1992-1-1 [33] für den gewählten Beton der Festigkeitsklasse C35/45 und allgemein anerkannten Materialparametern nach SCHLEGEL [136] und [45].

Die Nichtlinearität des Verfestigungsbereichs in der Spannungs-Dehnungs-Beziehung entsteht durch Mikrorisse, die sich bei weiter steigenden Druckspannungen kumulieren. Nach dem Erreichen der Druckfestigkeit führt die Risszunahme zu einer deutlichen Entfestigung, die in einer geringen Restfestigkeit mündet. Das Ver- und Entfestigungsverhalten wird für irreversible Dehnungsanteile über Ver- und Entfestigungsfunktionen  $\Omega$  ausgedrückt. Die einaxiale dehnungsabhängige Festigkeitsentwicklung des Druck- und Zugbereichs ist für die verwendeten Materialkennwerte in Abbildung 3.8 dargestellt.

Für den Zugbereich entsteht nach Erreichen der Zugfestigkeit ein deutlich spröderes Verhalten mit lokaler Rissbildung. Dieses wird über ein homogenisiertes Riss- und Entfestigungsmodell abgebildet, bei dem Risse nicht diskret sondern über ihre Auswirkungen auf den Spannungs- und Verformungszustand nach SCHLEGEL [135, 136] beschrieben werden.

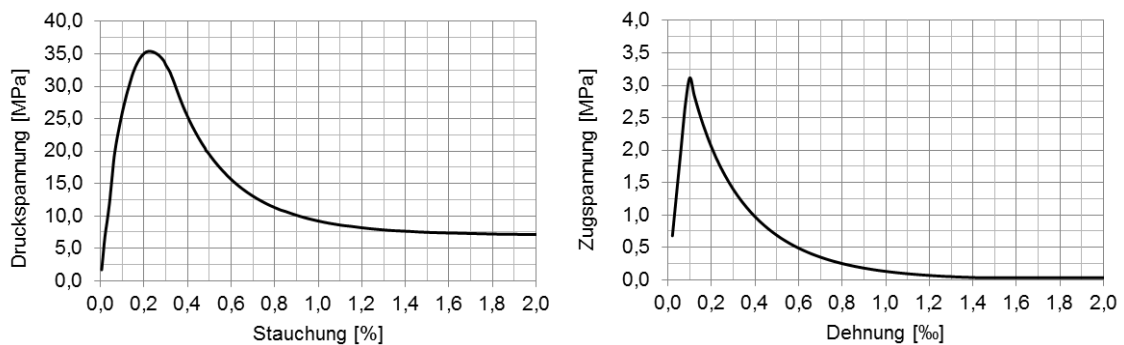


Abbildung 3.8: Ver- und Entfestigung des Betons im Druck- und Zugbereich

Tabelle 3.5: Kennwerte des impliziten Materialmodells von Beton

Variable	Wert	Einheit	Beschreibung
$n$	1,20	[–]	Faktor der zwei axialen Druckfestigkeit
$\Omega_i$	33	[%]	Ver- u. Entfestigung im Druckbereich
$\Omega_u$	85	[%]	Ver- u. Entfestigung im Druckbereich
$\Omega_r$	20	[%]	Ver- u. Entfestigung im Druckbereich
$\epsilon_{c1}$	0,225	[%]	Ver- u. Entfestigung im Druckbereich
$\epsilon_{cu1}$	0,35	[%]	Ver- u. Entfestigung im Druckbereich
$G_f$	50	[Nm/m <sup>2</sup> ]	Bruchenergie im Zugbereich
$\delta_c$	1,00	[–]	Dilatanzfaktor im Druckbereich
$\delta_t$	0,25	[–]	Dilatanzfaktor im Zugbereich

Die Abbildung der exponentiellen Entfestigung nach dem Erreichen der maximalen Zugfestigkeit gelingt durch die auf die Rissfläche bezogene Bruchenergie  $G_f$ , die wiederum auf der durch die Rissbildung ausgelösten Energiedissipation beruht. Das vom Spannungszustand abhängige Querdehnverhalten wird über die Dilatanzfaktoren  $\delta_c$  im Druckbereich und  $\delta_t$  im Zugbereich berücksichtigt.

### 3.4.3 Traglastanalyse der Elementarsysteme

**Querschnittstragfähigkeit** Den Ausgangspunkt der Traglastanalyse bildet die Bestimmung der axialen Querschnittstragfähigkeit (QS) am dreidimensionalen Modell nach Abbildung 3.6. Die vollplastische Tragfähigkeit mit nachgiebigem Verbund bei geometrisch und materiell nichtlinearer Berechnung wird anhand von Modell ES 1 ohne Imperfektion verformungsgesteuert bestimmt. Es ergibt sich eine Traglast von  $9,08 E + 03 kN$ , die der Querschnittstragfähigkeit entspricht. Die Last-Verformungs-Kurve kann Abbildung 3.9 entnommen werden. Im Vergleich zur Querschnittstragfähigkeit nach EC unter Berücksichtigung der ansetzbaren Umschnürungswirkung  $N_{pl,R}^{con}$  ergibt sich eine um -1,7 % niedrigere Traglast; verglichen mit der plastischen Normalkrafttragfähigkeit  $N_{pl,R}$  des Querschnitts ergibt sich eine um +1,7 % höhere Traglast (vgl. Tab. 3.6). Dies zeugt von einer guten Vergleichbarkeit zwischen dem allgemeingültigen normativen Ansatz und dem detaillierten numerischen Bauteilmodell.

Betrachtet man den Dehnungszustand des idealen Modells zum Zeitpunkt der maximalen axialen Tragfähigkeit nach Abbildung 3.10 und 3.11, so zeigt sich, dass der gesamte Rohrquerschnitt fließt, die erreichten plastischen Dehnungen aber mit 0,04 % sehr gering sind. Der Betonkern erreicht ebenfalls einen recht homogenen plastischen Dehnungszustand von etwa 0,11 %. Gemäß der Spannungs-Dehnungs-Beziehung von Beton nach Abbildung 3.8

Tabelle 3.6: Ergebnisse der Traglastanalyse

System	QS	ES 1	ES 2	ES 3	ES 4	Einheit
$\beta$	-	0,5	0,7	1,0	2,0	[–]
$N_{cr}$	-	$1,06 E + 05$	$5,42 E + 04$	$2,66 E + 04$	$6,77 E + 03$	[kN]
$Disp_{z,lim}$	-11,5	-10,0	-9,0	-7,5	-4,7	[mm]
$N_{lim}$	$9,08 E + 03$	$8,62 E + 03$	$8,11 E + 03$	$7,24 E + 03$	$4,86 E + 03$	[kN]
Differenz EC	-1,7	-1,3	-4,1	-8,7	+4,3	[%]
Reduktion QS	100	94,8	89,2	79,7	53,5	[%]



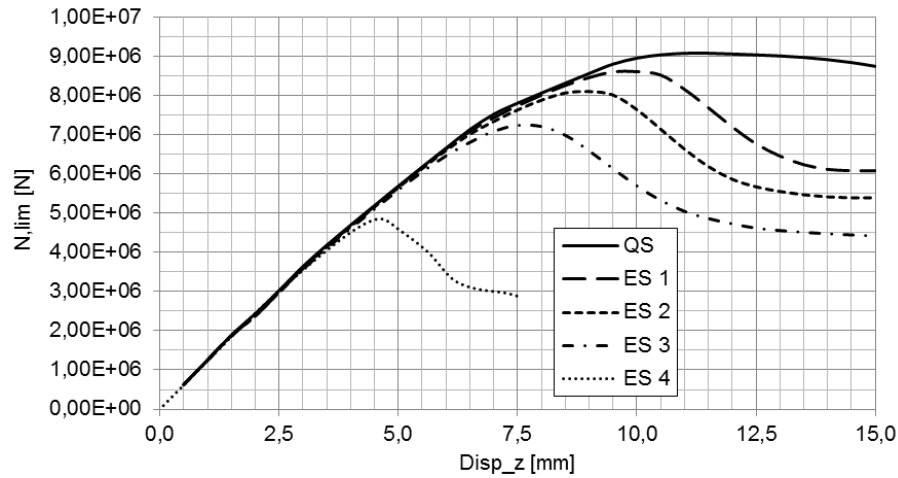


Abbildung 3.9: Last-Verformungs-Kurven der idealen Stützegeometrie und der Elementarsysteme ES 1 bis ES 4

kann das plastische Dehnungsniveau (ohne elastischen Anteil) in etwa der maximalen Druckfestigkeit zugeordnet werden. Dieser Zustand definiert die maximale Traglast, da für das Stahlrohr bis auf den geringen Verfestigungseinfluss keine weitere Traglaststeigerung zu erwarten ist, und der Betonkern bei steigenden Dehnungen eine deutliche Entfestigung zeigt.

Bestimmt man aus der mittleren Hauptdruckspannung (minimale Hauptspannung) des Stahlrohres (vgl. Abb. 3.10) und des Betonkerns (vgl. Abb. 3.11) die Normalkraftkapazität des Querschnitts nach Gleichung (3.17), so ergibt sich ebenfalls die Traglast  $N_{Lim}$  des Modells. Vergleicht man die Hauptdruckspannung des Stahlrohres mit der Nennstreckgrenze, so ist aufgrund des Umschnürungseinflusses eine Reduktion von  $-4,5\%$  zu beobachten. Für den Betonkern steigert sich die Hauptdruckspannung dagegen um  $+14\%$ , was schließlich die Tragfähigkeitssteigerung durch den Umschnürungseffekt, wie er auch in Kapitel 3.3.5 beschrieben ist, verdeutlicht. Die in den Abbildungen dargestellten maximalen Hauptspannungen entsprechen den Umfangsspannungen infolge der Umschnürung. Bei einer maximalen Hauptspannung von  $-3\text{ MPa}$  bleibt der Betonkern überdrückt, es treten keine Zugspannungen auf. Im Stahlrohr bildet sich in Umfangsrichtung eine Hauptzugspannung von  $32\text{ MPa}$  aus. Es zeigt sich aber auch sehr anschaulich, dass die für die Traglast verantwortliche Längsdruckspannung des Stahlrohres aufgrund des mehraxialen Spannungszustandes sinkt, wohingegen sich die Fließspannung im Betonkern infolge des hydrostatischen Spannungsanteils steigert.

$$\begin{aligned}
 N_{Lim} &= A_a \cdot \sigma_{y,a} + A_c \cdot \sigma_{y,c} \\
 N_{Lim} &= 170,7 \cdot \underbrace{33,9}_{-4,5\%} + 822,4 \cdot \underbrace{4,00}_{+14\%} = 9,08\text{ E} + 03\text{ kN}
 \end{aligned}
 \tag{3.17}$$

Aus der stark überhöhten Verformungsfigur deutet sich etwa im Abstand des Radius des Rohres an den beiden Enden die Entwicklung von Elefantenfüßen an, was dem Versagensmodus im überkritischen Bereich bei weiterer Steigerung der axialen Verformung entspricht und durch Randstörungen im Stahlrohr, wie beispielsweise der Behinderung der Querdehnung durch die Fuß- und Kopfplatte, initiiert wird.

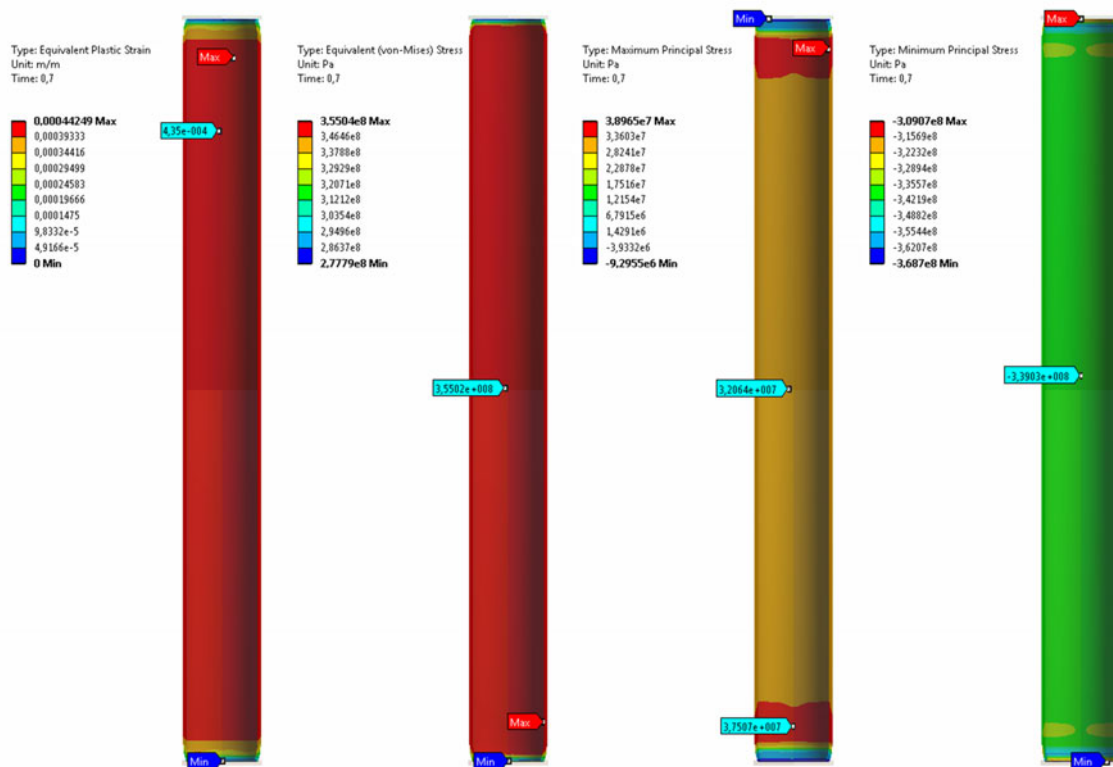


Abbildung 3.10: Auswertung des Traglastzustandes des Stahlrohres für die ideale Stützengeometrie mit überhöhter Darstellung der Verformung

Der Einfluss der Nachgiebigkeit des Kontaktes zwischen dem Betonkern und dem Stahlrohr bei der Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit aus der Variation zwischen einem Kontakt ohne Reibung und einem unnachgiebigen Kontakt liegt bei weniger als  $\pm 0,1\%$ . Dies ist darin begründet, dass die Traglast durch den vollplastischen Zustand des Querschnitts definiert wird und die Unterschiede während der elastischen Laststeigerung darauf keinen nennenswerten Einfluss zeigen. Bei der nachgiebigen Kontaktfuge entsteht aus der unterschiedlichen elastischen Querdehnung die in Kapitel 3.3.5 beschriebene minimale Klaffung zwischen Betonkern und Rohr, die sich bei weiterer Laststeigerung infolge der Verfestigung des Betons schließt, woraufhin sich die Umschnürungseffekte ausbilden können.

**Elementarsysteme** Für die untersuchten Elementarsysteme ES 1 bis ES 4 ergeben sich aus der verformungsgesteuerten Simulation die Last-Verformungs-Kurven nach Abbildung 3.9. Durch die geometrische Ersatzimperfektion zeigt sich bei steigender Knicklänge bzw. Schlankheit des Bauteils die erwartete deutliche Reduktion der Traglasten. Nach dem Erreichen der jeweiligen Verzweigungslast sinkt die Tragfähigkeit auf ein ausgeprägtes Resttragniveau. Dies verdeutlicht das allgemein duktile Bauteilverhalten und die Robustheit der betrachteten Verbundstützenkonstruktion. Die axiale Steifigkeit der Modelle ist bis kurz vor Erreichen der jeweiligen Traglastzustände annähernd identisch. Im Vergleich zur Querschnittstragfähigkeit (QS) führt die geometrische Ersatzimperfektion zu keiner wahrnehmbaren Abminderung der Axialsteifigkeit.

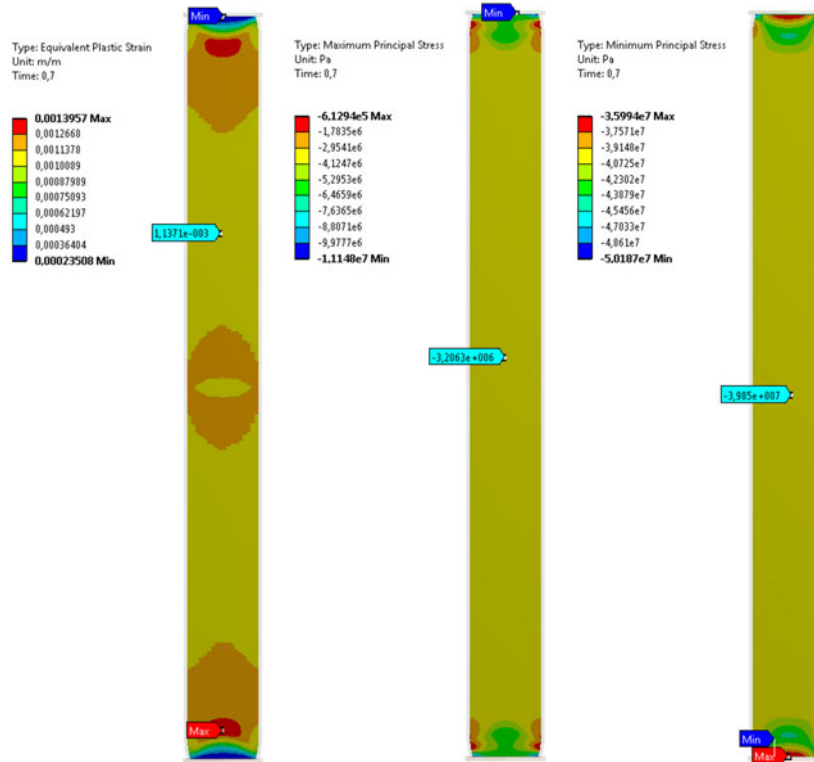


Abbildung 3.11: Auswertung des Traglastzustandes des Betonkerns für die ideale Stützengeometrie mit überhöhter Darstellung der Verformung

Vergleicht man die numerischen Traglastergebnisse mit den vereinfacht bestimmten Grenztragfähigkeiten nach EC, so ergibt sich nach Tabelle 3.6 eine gute Übereinstimmung. Für ES 1 zeigt sich lediglich eine Abweichung von  $-1,3\%$ , die mit steigender Knicklänge aber ebenfalls ansteigt. Bezogen auf die ermittelte Querschnittstragfähigkeit ergibt sich durch den schrittweise steigenden Stabilitätseinfluss eine Reduktion der Tragfähigkeit, die für ES 4 bei einem Knicklängenbeiwert von  $\beta = 2$  bei etwa  $50\%$  liegt.

Die auftretenden plastischen Dehnungen im Traglastzustand des Stahlrohres nach Abbildung 3.12 sind für ES 1 mit  $0,14\%$  am größten und nehmen mit zunehmender Bauteilschlankheit ab, da sich zunehmend ein elastisches Stabilitätsversagen ausbildet. Für den Betonkern in Abbildung 3.12 zeigt sich ein ähnliches Bild mit geringfügig größeren plastischen Dehnungen von maximal  $0,23\%$  für ES 1.

Die ideale Knicklast  $N_{cr}$  der Modelle lässt sich aus der vertikalen Auflagerreaktion des elastischen Einheitszustandes multipliziert mit dem Vergrößerungsfaktor der linearen Beulanalyse bestimmen. Die Ergebnisse für die Elementarsysteme liegen zwischen den Werten aus Tabelle 3.3, die nach EC für die ideale Biegesteifigkeit  $EI$  und die effektive Biegesteifigkeit  $EI_{eff}$  infolge Rissbildung ermittelt wurden.

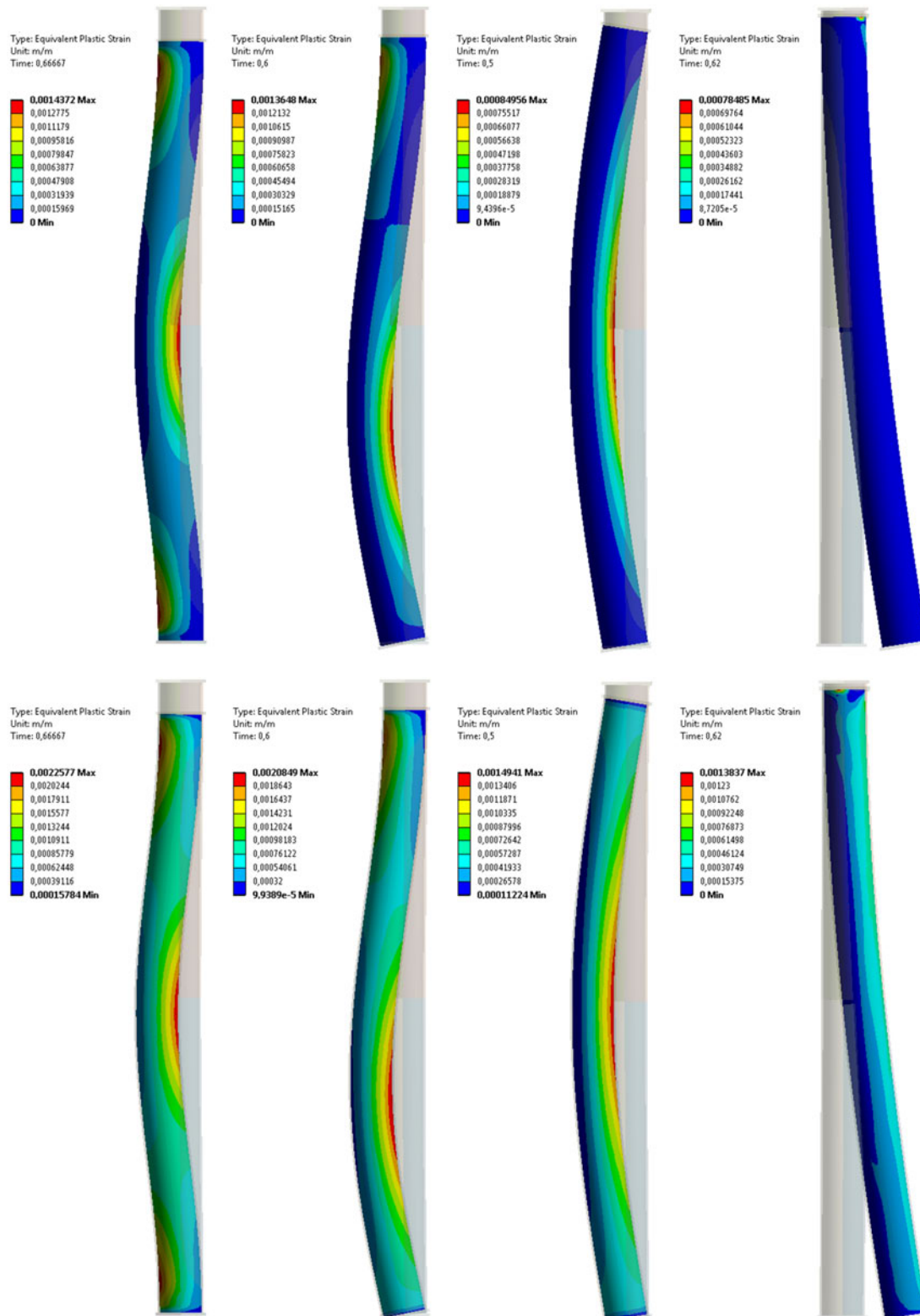


Abbildung 3.12: Verteilung der plastischen Dehnungen des Stahlrohrs (oben) und des Betonkerns (unten) für die Elementarsysteme ES 1 bis ES 4 im Traglastzustand mit überhöhter Darstellung der Verformung

Im Rahmen von Voruntersuchungen wurde auch der Einfluss der Netzdiskretisierung studiert. Ausgehend von der nominalen Standarddiskretisierung von  $20\text{ mm}$  (vgl. Abb. 3.6) wurden Modelle mit einer Diskretisierung von  $10\text{ mm}$  und  $15\text{ mm}$  analysiert. Neben dem deutlich gesteigerten Rechenaufwand ergaben sich aber keinerlei relevante Einflüsse auf die Bauteilreaktion. Auch die Abbildung des Modells ohne Ausnutzung der Symmetriebedingung zeigte keinen Einfluss auf die Ergebnisse. Bezüglich der Abbildung des Kontaktes zwischen dem Betonkern und dem Stahlrohr zeigte sich ähnlich wie bei der Bestimmung der Querschnittstragfähigkeit lediglich ein Einfluss von weniger als  $\pm 1\%$  auf die Traglastzustände. Da sich aus der nachgiebigen Formulierung der Kontaktbedingung kein signifikant gesteigerter Rechenaufwand ergibt, aber das phänomenologische Verhalten des Bauteils realitätsnaher abgebildet werden kann, wird dieses Vorgehen allgemein favorisiert.

Wertet man für den gewählten Querschnitt die Traglasten in Abhängigkeit der Knicklänge aus, so erhält man in Kombination mit der allgemeinen Knicklängenbestimmung nach Anhang B ein Werkzeug zur Abschätzung von Traglasten unter verschiedensten Randbedingungen. Auch eine zusätzliche Variation der Ersatzimperfektion ist denkbar. Über die Möglichkeiten der Automatisierung des Analyseprozesses, wie für die Knicklängenbestimmung oder die Optimierung in Kapitel 5 gezeigt wird, ergibt sich ein vielseitig anwendbares Verfahren, das auf geometrisch und materiell nichtlinearen dreidimensionalen Bauteilanalysen basiert und somit eine vereinfachte Dimensionierung bei gleichzeitig hoher Ergebnisqualität darstellt.



## Kapitel 4

# Bauteilanalyse unter Detonationseinwirkung

Nachdem sich das vorherige Kapitel mit der statischen Tragfähigkeit der Verbundstützensysteme beschäftigt hat und allgemeine Eigenschaften diskutiert wurden, behandelt dieses Kapitel die Bauteilanalyse nicht nur hinsichtlich einer statischen Axiallast sondern auch unter Berücksichtigung einer zusätzlichen Nahdetonationseinwirkung, was einen zentralen Aspekt der Arbeit darstellt.

Die untersuchten Einflüsse auf die dynamische Bauteilantwort lassen sich in drei Bereiche zusammenfassen, an denen sich auch die inhaltliche Gliederung orientiert: Diese sind die *axiale Vorspannung (1)*, die *Modellierung des Bauteils (2)* und die *Detonationseinwirkung (3)*. Den einzelnen Bereichen lassen sich die untersuchten Einflüsse entsprechend der folgenden Aufzählung zuordnen:

1. Einfluss der axialen Vorspannung
  - (a) Abbildung der axialen Vorspannung
  - (b) Auswirkungen des Vorspanngrades
2. Modellierung des Bauteils
  - (a) Abbildung der Kontaktfuge
  - (b) Bauteildiskretisierung
  - (c) Geometrische Ersatzimperfektion
  - (d) Ausnutzung der Symmetrie
3. Detonationseinwirkung
  - (a) Diskretisierung der Detonationseinwirkung
  - (b) Fluid-Struktur-Kopplung
  - (c) Steigerung der Detonationsintensität

Die untersuchten Modelle, im Folgenden als *Analysemodelle* bezeichnet, setzen sich aus einem *Bauteilmodell* und einem *Einwirkungsmodell* mit ihren relevanten Merkmalen nach Tabelle 4.1 zusammen. Die Analysemodelle sind darin fortlaufend nummeriert und den einzelnen Bereichen zugeordnet. Die Modellbezeichnung richtet sich dabei nach den zentralen

Tabelle 4.1: Definition und Merkmale der Analysemodelle

Nr.	Analysemodell		Bauteilmodell						Einwirkungsmodell					
	Bereich	Bezeichnung	System	Versp.	Diskr.	Kontakt	Imp.	Sym.	Kopplung	Szenario	Solver	ZB	Diskr.	Dauer
1	1	[ Masse   0 % ]	Masse	0%	20 mm	Fest	Nein	Ja	Schwach	Sz1	FCT	Ja	5 mm	10 ms
2		[ Masse   25 % ]	Masse	25%										
3		[ Masse   50 % ]	Masse	50%										
4		[ Verf   0 % ]	Verf.	0%										
5		[ Verf   25 % ]	Verf.	25%										
6		[ Verf   50 % ]	Verf.	50%										
7		[ Kraft   25 % ]	Kraft	25%										
8		[ Kraft   50 % ]	Kraft	50%										
9	2	[ Reib   20 mm ]	Masse	50%	20 mm	Reibung	Nein	Ja	Schwach	Sz1	FCT	Ja	10 mm	10 ms
10		[ Reib   10 mm ]			10 mm	Reibung	Nein	Ja						
11		[ Imp   20 mm ]			20 mm	Fest	Ja	Ja						
12		[ Imp   Reib   20 mm ]			20 mm	Reibung	Ja	Ja						
13		[ Imp   Reib   10 mm ]			10 mm	Reibung	Ja	Ja						
14		[ ohne Symmetrie ]			20 mm	Reibung	Nein	Nein						
15	3	[ FCT   ZB   2 ms ]	Masse	50%	20 mm	Fest	Nein	Ja	Schwach	Sz1	FCT	Ja	5 mm	2 ms
16		[ FCT   10 mm ]				Fest	Nein				FCT	Nein	10 mm	10 ms
17		[ FCT   ZB   10 mm ]				Fest	Nein				FCT	Ja	10 mm	10 ms
18		[ MME   ZB   10 mm ]				Fest	Nein				MME	Ja	10 mm	10 ms
19		[ starke Kopplung ]				Reibung	Ja		FCT	Ja	10 mm	10 ms		
20		[ Sz2 ]				Reibung	Nein		Schwach	Sz2	MME	Ja	10 mm	5 ms
21		[ Sz3 ]				Reibung	Nein		Schwach	Sz3	MME	Ja	10 mm	5 ms
22		[ Sz4 ]				Reibung	Nein		Schwach	Sz4	MME	Ja	10 mm	5 ms
23		[ Sz5 ]				Reibung	Nein		Schwach	Sz5	MME	Ja	10 mm	5 ms

Merkmale der Untersuchung. Die Abfolge der Untersuchungen folgt der Prämisse, mit möglichst wenigen zu untersuchenden Modellen alle relevanten Einflüsse auf die Bauteilantwort entweder zielgerichtet zu klären oder auszuschließen. Die Auswertung beginnt mit der ausführlichen Beschreibung aller Ergebnisse des Analysemodells Nr. 3 [Masse | 50 %], das für den Bereich (1) als Referenzmodell herangezogen wird und mit geringen Modifikationen für das ganze Kapitel Bestand hat. Dem schließt sich die Diskussion der einzelnen Einflüsse an.

Aufgrund der in den vorherigen Kapiteln gewonnenen Erkenntnisse wird eine umfassende Sensitivitätsanalyse mit statistischen Methoden, wie im Rahmen der Knicklängenbestimmung in Kapitel B.3 oder der Optimierung in Kapitel 5.2, an dieser Stelle nicht favorisiert. Die gesamten Ergebnisse aller Analysemodelle werden im Anhang C.5, Tabelle C.5 bis Tabelle C.9, zusammengefasst wiedergegeben. Darüber hinaus beinhaltet der diesem Kapitel zugeordnete Anhang C die Ergebnisse der Modalanalyse für das Analysemodell Nr. 3 und eine Beschreibung der Lage der Messpunkte. Zudem wird dort auf die Druckwellenausbreitung im Kontinuum eingegangen.

## 4.1 Allgemeines

### 4.1.1 Stützenmodell

Das betrachtete Bauteilmodell mit der Systemlänge von  $L = 5050 \text{ mm}$  zwischen den Auflagerpunkten ist mit dem Modell aus der Traglastanalyse nach Abbildung 3.6 in Kapitel 3.4 identisch. Das statische System entspricht dem ES 1 nach Abbildung 3.1 und weist an beiden Stabenden eine Einspannung auf. Das Modell wird, wie auch schon in der Trag-



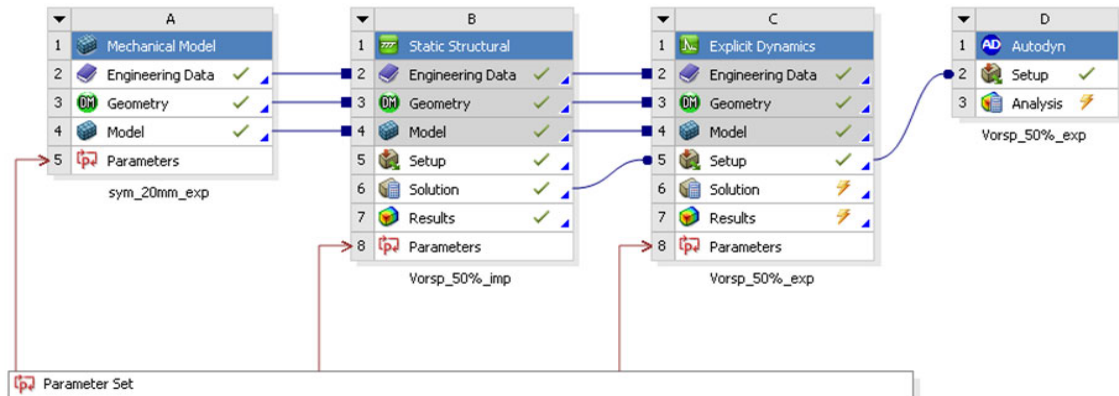


Abbildung 4.1: Simulationsabfolge dargestellt in Form von verknüpften Analyse-Modulen auf der Projektseite von ANSYS, ausgehend vom mechanischen Modell (links) über die Aufbringung des axialen Vorspannzustandes und die Modellvorbereitung für die explizite Analyse hin zur Übergabe des Modells an den expliziten Solver AUTODYN (rechts)

lastanalyse, ebenfalls unter Ausnutzung der Symmetrie abgebildet, und die Symmetrieebene ist senkrecht zur Y-Achse definiert. Durch die Übernahme der Symmetriebedingung von der ANSYS WORKBENCH in den expliziten Solver AUTODYN steht diese Modellvereinfachung auch für die Bauteilanalyse unter Detonationseinwirkungen zur Verfügung. In nichtlinearen transienten Simulationen ist die Anwendung von Symmetriebedingungen nicht generell gegeben, da unsymmetrische Anteile der Bauteilreaktion möglicherweise unterdrückt werden. Auf die Anwendbarkeit der Symmetriebedingung für die vorliegenden Untersuchungen wird in Kapitel 4.4.4 eingegangen.

Bei niedrigen Detonationsintensitäten weist die Bauteilreaktion fast ausschließlich elastische Verformungsanteile auf, was eine Berücksichtigung von Dämpfungseffekten im numerischen Modell erfordert. Durch die Definition einer geringen Systemdämpfung erhält man das realitätsnahe Bauteilverhalten nach Abbildung 4.6 mit einem moderaten Abklingen der Bauteilschwingungen. Anhaltswerte für Strukturdämpfungen aus der Literatur, wie beispielsweise nach PETERSEN [115, 116], sind meist nicht eindeutig und lassen einen gewissen Spielraum zu. Dies ist u. a. darin begründet, dass auftretende Dämpfungen in Realität nicht konstant und stets von den angeregten Frequenzen und Schwingungsamplituden abhängig sind. Da im Rahmen der Untersuchungen sowohl die Frequenzen als auch die Amplituden in Folge der betrachteten Systemvariationen und Einwirkungsintensitäten variieren, wird eine Prognose auftretender Dämpfungseffekte zusätzlich erschwert. Da die dimensionierenden Bauteilergbnisse zu Beginn der Bauteilantwort erreicht werden, ist der Einfluss der Systemdämpfung allgemein von untergeordneter Bedeutung und es wird nicht näher darauf eingegangen.

Der Ablauf der Bauteilanalyse ist anschaulich über die Modulverknüpfungen der Projektdefinition der ANSYS WORKBENCH in Abbildung 4.1 dargestellt. Die Verknüpfung der Module entspricht auch der Simulationsabfolge. Ausgehend vom mechanischen Modell (Mechanical Model), in dem die Geometriedefinition, die elastische Materialdefinition und Vernetzung enthalten sind, erfolgt die statische Aufbringung des axialen Vorspannzustandes (Static Structural) über ein implizites Zeitschrittintegrationsverfahren. Das Modell und der Vorspannzustand werden für die Modellvorbereitung der expliziten Analyse an

das explizite Modul (Explicit Dynamics) von ANSYS übergeben. Im Anschluss wird das Modell mit allen vordefinierten Randbedingungen vom expliziten Solver AUTODYN übernommen und mit der Definition der verbleibenden Analyseoptionen, wie der expliziten Materialformulierungen und der Detonationseinwirkung, abgeschlossen.

#### 4.1.2 Materialmodelle

Für die Beschreibung des Materialverhaltens in der expliziten Simulation wird zwischen einem volumetrischen und einem deviatorischen Anteil unterschieden. Der volumetrische oder auch hydrostatische Anteil beschreibt die Spannungen durch die Volumenänderung und wird durch die Zustandsgleichung (vgl. Kap. 2.1.5) abgebildet. Der deviatorische Anteil repräsentiert den Spannungszustand aus der Formänderung und wird über das Festigkeitsmodell definiert.

**Stahl** Für die Abbildung des dehnratenabhängigen Materialverhaltens des Stahls wird das Festigkeitsmodell nach JOHNSON & COOK [82] in Gleichung (4.1) angewendet. Es beschreibt die Verfestigung des Stahls, ausgedrückt durch die Fließspannung  $\sigma_y$ , in Abhängigkeit von der plastischen Dehnung, der Dehnrate und der Temperatur.

$$\sigma_y = [A + B (\epsilon_{pl})^n] \left[ 1 + C \ln \frac{\dot{\epsilon}_{pl}}{\dot{\epsilon}_0} \right] [1 - (T^*)^m] \quad \text{mit} \quad T^* = \left( \frac{T^* - T_{ref}}{T_m - T_{ref}} \right) \quad (4.1)$$

Die Parameter  $A$ ,  $B$  und  $n$  des ersten Terms beschreiben das Verfestigungsverhalten des Stahls und lassen sich aus der Streckgrenze, der Zugfestigkeit und den zugeordneten Dehnungen bestimmen. Als Fließgrenze  $A$  wird, wie auch für das Materialmodell der Traglastanalyse, die 80 % Proportionalitätsgrenze verwendet. Der kontinuierliche Übergang in den Fließbereich und die Abbildung der Verfestigung unterscheiden sich nur geringfügig von der impliziten Materialdefinition des Stahls in Kapitel 3.4.2.

Die Dehnratenabhängigkeit wird im zweiten Term der Gleichung (4.1) über eine logarithmische Funktion abgebildet. Der quasi-statische Dehnratenbezugspunkt wird dabei von der Referenzdehnrate  $\dot{\epsilon}_0$  definiert und dient, wie auch SCHWER [139] ausführt (und andernorts oftmals unpräzise dargestellt wird) nicht nur der Normierung des Terms. Die Dehnratenkonstante  $C$  gibt die lineare Festigkeitszunahme in Abhängigkeit von der Dehnrate  $\epsilon$  in der einfach logarithmischen Darstellung an und orientiert sich an den Untersuchungsergebnissen von SCHWER [139], BÖTTCHER [19] und ROHR [122]. Allgemein anerkannte Materialparameter in Abhängigkeit von der Beanspruchungsgeschwindigkeit liegen für Baustähle nicht vor.

Eine zweite, sehr verbreitete Formulierung der dehnratenabhängigen Verfestigung geht auf COWPER & SYMONDS [23] zurück und wird der Vollständigkeit halber erwähnt. Nach BÖTTCHER [19] basieren aber beide empirischen Ansätze auf den erstmals von LUDWIK [101] im Jahr 1909 veröffentlichten Zusammenhängen zwischen Dehnraten und Fließspannung. Das Modell nach COWPER & SYMONDS führt bei niedrigen Dehnraten, bezogen auf die in BÖTTCHER [19] dargestellten Untersuchungsergebnisse, zu einer Unterbewertung des Dehnrateneffekts. Für große Dehnraten ermöglicht das Modell jedoch die funktionale Abbildung der überproportionalen Festigkeitszunahme, wie sie auch ROHR [122] mit seinem bilinearen Modell berücksichtigt. Für kleine bis moderate Dehnraten ( $\dot{\epsilon} \leq 1 E + 03 s^{-1}$ ), wie sie in der vorliegenden Bauteilanalyse nach Kapitel 4.5.3 auftreten,

attestiert SCHWER [139] dem Modell nach JOHNSON & COOK auf Basis seiner Untersuchungsergebnisse eine bessere Abbildung der Dehnrateneffekte. Der Temperaturterm gibt die Entfestigung des Stahls bei steigenden Temperaturen an und bezieht sich dabei auf die relative Erwärmung zwischen Schmelztemperatur  $T_m$  und Umgebungstemperatur  $T_{ref}$ . Der Entfestigungsexponent  $m$  wird ebenfalls in Anlehnung an die zuvor genannten Quellen gewählt. Allgemein ist der Einfluss dieses Terms aber von untergeordneter Bedeutung.

Als Zustandsgleichung wird das Modell von MIE & GRÜNEISEN verwendet, das sich besonders für die Beschreibung des Drucks bei hochdynamischen Zustandsänderungen in Feststoffen eignet. Das Modell wird u. a. in HIERMAIER [75] ausführlich beschrieben. Die Kennwerte lassen sich in Anlehnung an NÖLDGEN [112] und MEYERS [109] ermitteln. Für die Bestimmung der Wellengeschwindigkeiten des Stahls wird auf Anhang C.3 verwiesen. Die Materialkennwerte des expliziten Materialmodells für den verwendeten Stahl sind in Tabelle C.1 zusammengefasst.

**Beton** Für Beton kommt das RHT-Materialmodell nach RIEDEL, HIERMAIER & THOMA [120,121] in der Implementierung von ANSYS AUTODYN [1] zur Anwendung. Es kombiniert Zustandsgleichung, Festigkeits- und Versagensmodell und liefert somit eine umfassende Materialbeschreibung, die speziell an die Erfordernisse von hochdynamischen Detonationseinwirkungen angepasst und validiert ist.

Die verwendeten Kennwerte zur Beschreibung des komplexen nichtlinearen Materialverhaltens orientieren sich an experimentellen Versuchsergebnissen von RIEDEL [120] bzw. leiten sich aus den von ihm vorgestellten Zusammenhängen ab. Ausgehend vom verwendeten Beton (vgl. Tabelle 3.1) mit einer Druckfestigkeit von  $f_c = 35 \text{ MPa}$  sind alle Kennwerte des expliziten Materialmodells in Tabelle C.2 zusammengefasst.

Die nichtlineare Zustandsgleichung wird über einen Polynom-Ansatz mit den Polynom-Koeffizienten  $K_i$  definiert. Das Druckverhalten des Feststoffes basiert dabei ähnlich wie beim Stahl auf den Beziehungen von MIE & GRÜNEISEN in Kombination mit dem p- $\alpha$ -Modell von HERRMANN [74], welches zusätzlich die Kompaktion des anfänglich porösen Materials abbildet.

Das RHT-Festigkeitsmodell definiert sich aus drei druckabhängigen Grenzflächen im Spannungsraum nach CHEN [21]: Diese sind die Grenze des elastischen Verhaltens, des Versagens und der Restscherfestigkeit des zerstörten Betons. Dies erlaubt die Abbildung der Plastifizierung, der Entfestigung und der Rissbildung sowohl für den Druck- als auch für den Zugbereich.

Das Modell zur Berücksichtigung der Dehnratenabhängigkeit basiert auf den Vorgaben des CEB-BULLETIN 187 und besitzt in der Implementierung von ANSYS AUTODYN eine eigentliche Anwendungsgrenze von  $\dot{\epsilon} \leq 30 \text{ s}^{-1}$ , da an dieser Stelle eine Fallunterscheidung vorgenommen wird. Betrachtet man die von BISCHOFF zusammengestellten experimentellen Ergebnisse einer stark zunehmenden Streubreite bei steigenden Dehnraten, so kann die Anwendungsgrenze durchaus auf Dehnraten von bis zu  $\dot{\epsilon} \leq 100 \text{ s}^{-1}$  erweitert werden, bevor sich eine deutliche Unterschätzung des festigkeitssteigernden Einflusses abzeichnet. Die Definition der Versagensfläche basiert auf dem Modell von WILLIAM & WARNKE, der darin abgebildete Übergang von sprödem zu duktilem Verhalten (Drei-Invariantenabhängigkeit) wird über die Parameter  $Q_2$  und  $B_Q$  ausgedrückt. Die Schädigung wird nach RIEDEL [120] phänomenologisch über den Parameter  $0 \leq D \leq 1$  abgebildet. Es handelt sich hierbei um eine Aufsummierung von Schädigungsinkrementen aus plastischen Dehnungs-

inkrementen, die auf die plastische Grenzdehnung in Abhängigkeit der Parameter  $D_1$  und  $D_2$  normiert sind. Die präsentierten Schädigungsparameter des RHT-Schädigungsmodells zur Beschreibung der Schädigungsentwicklung gehen auf HOLMQUIST, JOHNSON & COOK zurück. Bei einer Schädigung von  $D = 1$  ist der Beton zerstört, und die verbleibende Restfestigkeit unter Druck-Scherbelastung wird über den relativen Schermodul  $ShratD$  ausgedrückt.

### 4.1.3 Statische Belastung

Bezogen auf die vollplastische Normalkrafttragfähigkeit  $N_{lim}$  des betrachteten Verbundstützenquerschnitts aus Kapitel 3.4 ergeben sich jeweils für die ganze Stütze und die symmetrische Hälfte die relativen Axialkapazitäten nach Tabelle 4.2, die in Kapitel 4.3 untersucht und gegenübergestellt werden.

Tabelle 4.2: Relative Axialkapazitäten des Verbundstützenquerschnitts

Axialkapazität	Ganzes System [ MN ]	Symmetrisches System [ MN ]
25 %	2,27	1,14
50 %	4,54	2,27
100 %	9,08	4,54

Durch die unterschiedlichen Sicherheitsniveaus der ständigen und der außergewöhnlichen Bemessungssituation des probabilistischen Bemessungskonzeptes entsteht ein Systempotential, das für die Abtragung von Detonationseinwirkungen genutzt werden kann. Eine für die ständige Bemessungssituation dimensionierte Stütze unter reiner Normalkraftbeanspruchung weist durch die reduzierten Sicherheitsanforderungen der außergewöhnlichen Bemessungssituation eine maximale Normalkraftauslastung von 40-60 % auf. Die Normalkraftauslastung hängt hierbei sowohl vom Verhältnis zwischen Eigengewicht und Verkehrslast als auch von der Auslastung bei der Dimensionierung ab.

Diese Begrenzung der zu erwartenden axialen Auslastung in der außergewöhnlichen Bemessungssituation wird für die charakteristischen Eigenschaften des betrachteten Bauteils übernommen. Im Rahmen der Bauteilanalyse wird deshalb von einer maximalen Axiallast von 50 % ausgegangen, die dann schrittweise [ 0 % | 25 % | 50 % ] untersucht wird. Die Einflüsse aus den unterschiedlichen Vorspanngraden auf die dynamische Bauteilreaktion unter Detonationseinwirkung werden in Kapitel 4.3.2 diskutiert.

### 4.1.4 Aufbringung des Vorspannzustandes

In der Literatur werden Effekte aus einer relevanten statischen Vorspannung oft vernachlässigt oder stark vereinfacht abgebildet, da die gleichzeitige Wirkung von statischen und hochdynamischen Lasten sowohl für numerische Simulationen als auch für experimentelle Versuche eine Herausforderung darstellt. Dies ist darin begründet, dass die unterschiedlichen Charakteristika der Lasten die Verwendung von unterschiedlichen Zeitschrittverfahren erforderlich machen. Für die Aufbringung des statischen Vorspannzustandes bietet sich, wie für die Traglastanalyse in Kapitel 3.4 gezeigt wurde, ein implizites Zeitschrittverfahren an. Für die Bestimmung der dynamischen Bauteilantwort unter den äußerst kurzzeitigen und impulsartigen Detonationseinwirkungen ist ein explizites Zeitschrittverfahren geeignet, ebenso für die Simulation der Druckwellenausbreitung im Eulerraum.

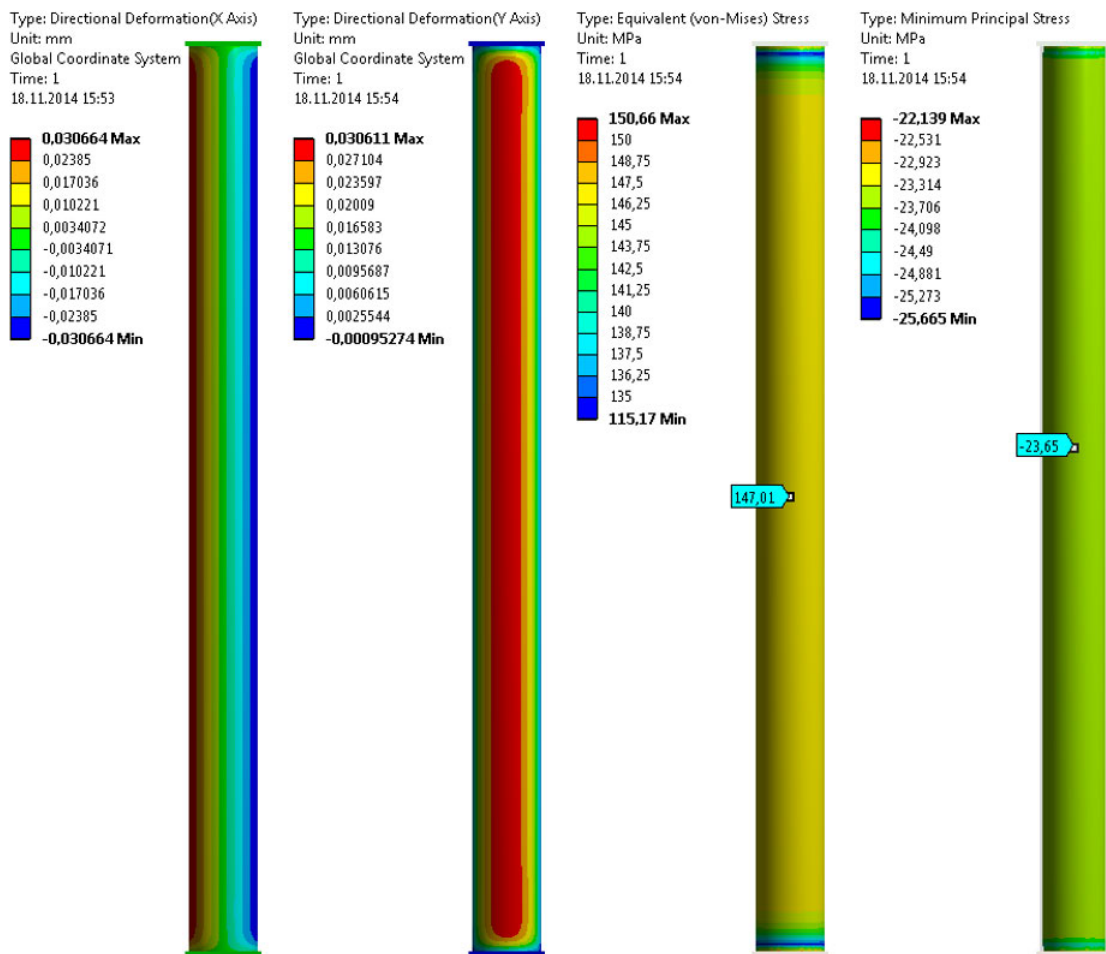


Abbildung 4.2: Vorspannzustand infolge einer Axiallast von 50 % der plastischen Querschnittskapazität, dargestellt durch die Verformungen in X- und Y-Richtung, die Vergleichsspannungen im Stahlrohr und durch die Hauptdruckspannungen im Betonkern der impliziten Simulation

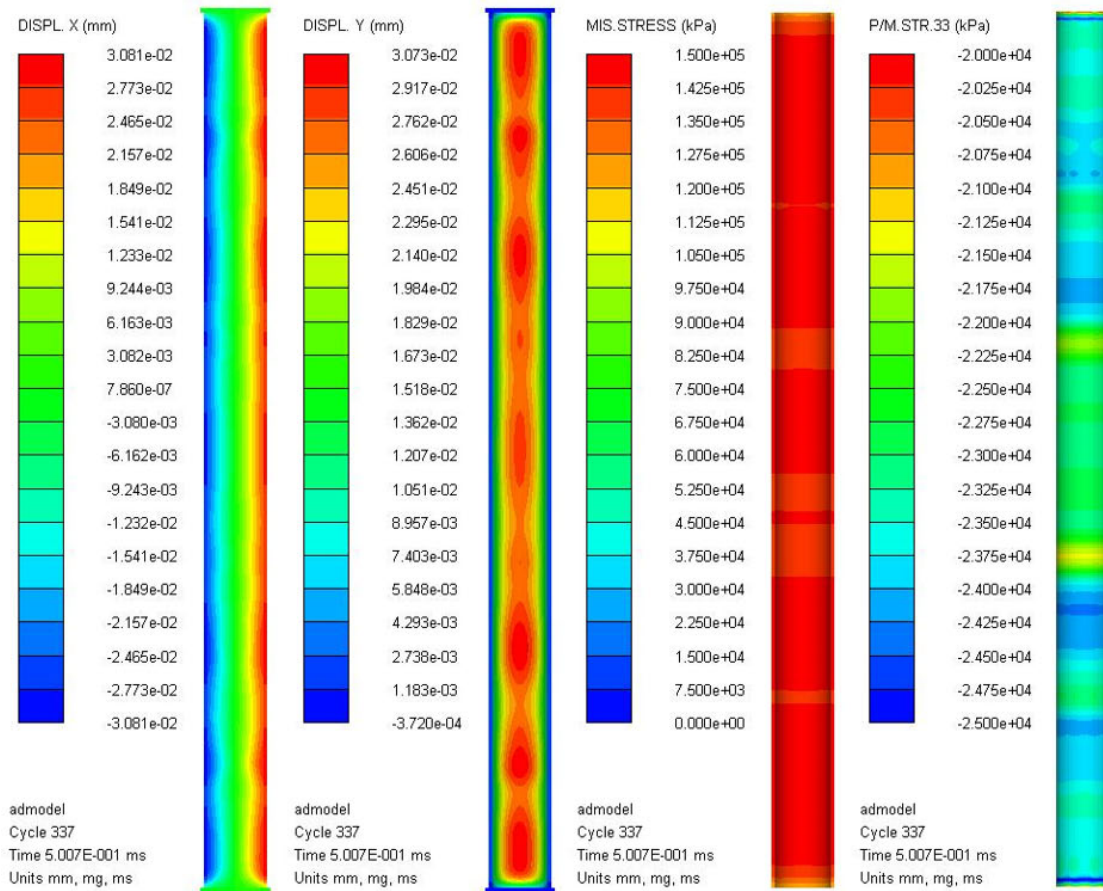


Abbildung 4.3: Vorspannzustand für eine Axiallast von 50% nach der Harmonisierung zu Beginn der expliziten Simulation, dargestellt durch die Verformungen in X- und Y-Richtung, die Vergleichsspannungen im Stahlrohr und die Hauptdruckspannungen im Betonkern

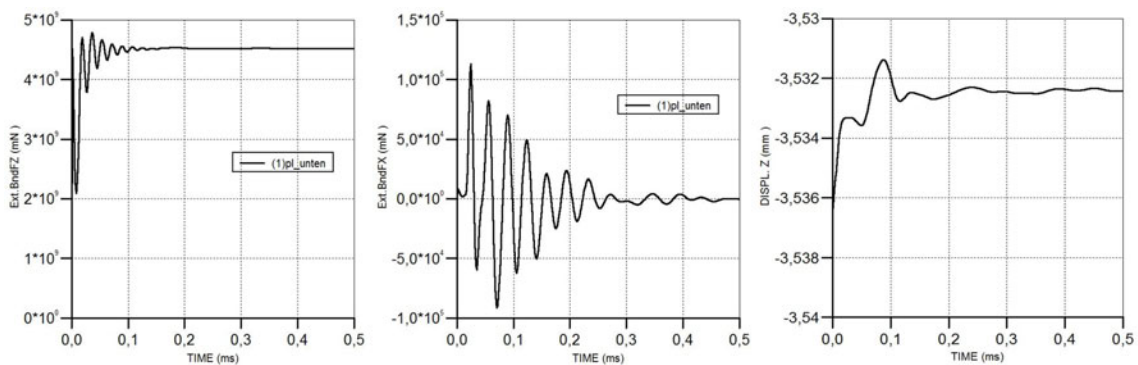


Abbildung 4.4: Harmonisierung des Vorspannzustandes der expliziten Simulation für die vertikale Auflagerreaktion (links), das Abklingen von horizontalen Auflagerreaktionen (mittig) und die vertikale Verformung am Stützenkopf (rechts)

Um für die jeweilige Belastungsart das zielführende Verfahren anwenden zu können, besteht in ANSYS AUTODYN die Möglichkeit, ein implizites und ein explizites Lösungsverfahren über eine Kopplung zu verknüpfen. Da die nichtlinearen Materialformulierungen beider Verfahren aufgrund unterschiedlicher Implementierungen nicht übertragbar sind, ist die Aufbringung des statischen Vorspannzustandes auf die Anwendung eines elastischen Materialverhaltens begrenzt. Nach der Modellübernahme in den expliziten Solver besteht die Möglichkeit, das in Kapitel 4.1.2 definierte nichtlineare Materialverhalten zu aktivieren.

Der im vorangegangenen Abschnitt definierte maximale Vorspanngrad für die Stützenkonstruktion von 50 % der vollplastischen Querschnittstragfähigkeit resultiert nicht nur aus Überlegungen bezüglich verschiedener Bemessungssituationen, sondern ist auch der Limitation auf elastische Materialmodelle bei der Aufbringung der statischen Last in der impliziten Analyse geschuldet. Für die elastische Aufbringung der Vorspannung nach Abbildung 4.2 wird im Betonkern eine minimale Hauptdruckspannung von  $-24 \text{ MPa}$  erreicht, die etwa 70 % der charakteristischen Zylinderdruckfestigkeit  $f_{ck}$  bzw. 50 % der charakteristischen Würfeldruckfestigkeit  $f_{ck,cube}$  entspricht. Wenn damit auch die vereinfacht angenommene elastische Proportionalitätsgrenze des Betons bereits leicht überschritten ist, bleiben die plastischen Dehnungen aus der nichtlinearen Spannungs-Dehnungs-Beziehung dennoch gering. Für das Stahlrohr ergibt sich nach Abbildung 4.2 ein rein elastischer Dehnungszustand mit einer mittleren Vergleichsspannung von  $147 \text{ MPa}$ , der problemlos überführt werden kann.

Im Anschluss wird die Modelldefinition in den expliziten Solver AUTODYN übernommen und die Materialzuweisung angepasst. Die Ergebnisse des Vorspannzustandes aus der impliziten Simulation werden im ersten Zeitschritt initialisiert, stellen aber keinen Gleichgewichtszustand dar. Daher bedarf es einer Harmonisierung, um einen Gleichgewichtszustand im Modell als Ausgangspunkt für die Bauteilanalyse zu erreichen. Obwohl Kontaktformulierungen übernommen werden, beinhaltet der Vorspannzustand keine Kopplungskräfte zwischen den Kontaktflächen der einzelnen Bauteile. Das Absacken der vertikalen Auflagerreaktion am Fußpunkt direkt nach dem Simulationsbeginn in Abbildung 4.4 zeigt deutlich, dass erst Kontaktsteifigkeiten zwischen den einzelnen Bauteilen aufgebaut werden müssen. Dies führt zu den erkennbaren Oszillationen, die u. a. auch für die horizontale Auflagerreaktion in Abbildung 4.4 beobachtet werden, bis sich der angestrebte Gleichgewichtszustand nach  $0,1 - 0,2 \text{ ms}$  (etwa 100 Zeitschritte) einstellt. Die Ergebnisse der Harmonisierung sind in Abbildung 4.3 dargestellt und zeigen die gute Qualität des Vorspannzustandes. Bei allen Analysemodellen wird eine solche Anlaufphase, bevor die Detonationseinwirkung das Bauteil erreicht, berücksichtigt.

#### 4.1.5 Detonationseinwirkung

Im Rahmen der Bauteilanalyse wird die dynamische Bauteilreaktion infolge der Nahdetonationsszenarien nach Kapitel 2.2.3 untersucht. Der lokale Bezug der Detonationsszenarien Sz1 bis Sz5 nach Abbildung 2.11 bleibt unverändert, und es wird zwischen den fünf definierten Intensitäten nach Tabelle 2.2 unterschieden. Die Merkmale der Einwirkungsmodelle können ebenfalls der Übersicht über die Analysemodelle in Tabelle 4.1 entnommen werden. Diese entsprechen der Definition nach Tabelle 2.4 und den Ausführungen in Kapitel 2.4.

Für die Übertragung der Druckeinwirkung aus dem Eulerraum auf die Stützenkonstruktion stehen zwei verschiedene Kopplungsalgorithmen zur Verfügung. Dies ist zum einen eine starke Kopplung, die eine Fluid-Struktur-Interaktion (FSI) abbildet, aber die gleichzeitige Lösung des Euler- und Lagrangemodells erfordert. Zum anderen kann eine entkoppelte Simulation (auch als schwache Kopplung oder weak coupling bezeichnet) über die Anwendung von sogenannten Field-Files erfolgen.

Die grundsätzliche Übertragung der Einwirkung ist bei beiden Algorithmen identisch. Zunächst muss eine Geometriezuordnung von der Eulerzelle zur Lagrangeelementfläche erfolgen. Hierbei wird ermittelt, in welcher Eulerzelle sich die Flächenmittelpunkte der Lagrangeelemente an der Bauteiloberfläche befinden. Der in der Eulerzelle ermittelte Druck wird der Oberfläche des Lagrangeelements zugewiesen und in Knotenlasten transformiert. Um die Interaktion zwischen der Bauteilverformung und der Druckentwicklung abzubilden, muss bei einer starken Kopplung die Zuordnung zwischen Eulerzelle und Lagrangeelementfläche in jedem Zeitschritt neu ermittelt werden. Ergeben sich im Simulationsverlauf relevante Bauteilverformungen im Zeitbereich der dominanten Druckeinwirkung, so beeinflusst die Bauteilverformung möglicherweise die Entwicklung der Druckeinwirkung (FSI), was über dieses Verfahren abgebildet werden kann. Durch die gleichzeitige Lösung beider Modelle ist dieses Verfahren aber durch einen enormen Rechenaufwand gekennzeichnet, wie Kapitel 4.5.2 zeigt.

Unter Field-Files für eine entkoppelte Simulation versteht man ein definiertes Array im Eulerraum, dessen Druckwerte zu diskreten Zeitpunkten während der Simulation der Druckwellenausbreitung gespeichert werden. Über den Geometriebezug zwischen Eulermodell und Lagrangemodell kann die Einwirkung in das Bauteilmodell geladen werden, und es findet die gleiche Übertragung von Druckwerten aus den Eulerzellen auf die Knoten der Lagrangeelementflächen an der Bauteiloberfläche statt. Zwischen den Zeitpunkten der einzelnen Field-Files werden die Druckwerte linear interpoliert. Die Geometriezuordnung kann zweckmäßig im ersten Zeitschritt erfolgen und bleibt während der Simulation unverändert. Um eine ausreichende Diskretisierung der linearisierten Druckverläufe zu gewährleisten, wird das Zeitinkrement der Field-Files mit  $1 E - 2 ms$  definiert.

Ist es möglich, deutliche globale oder lokale Bauteilverformungen im Zeitbereich der dominanten Einwirkung auszuschließen, können zum einen Effekte aus einer Interaktion vernachlässigt werden, zum anderen kann eine Bauteilanalyse ressourcenschonend ohne Einbußen in der Ergebnisqualität über eine schwache Kopplung erfolgen.

Für die Bauteilanalyse wird die Deckenreflexion bei der Bestimmung der Einwirkung auf die Stütze berücksichtigt. Die temporäre Reduktion der axialen Auflast infolge der nach oben gerichteten Druckeinwirkung auf die Deckenfläche bleibt dagegen unberücksichtigt.

## 4.2 Auswertung des Referenzmodells

Als Referenzmodell wird das Analysemodell Nr. 3 mit der Bezeichnung [Masse | 50 %] und den Merkmalen nach Tabelle 4.1 gewählt, und es wird die dynamische Bauteilreaktion bestimmt. Das gewählte Vorspannniveau von 50 % bezieht sich auf die vollplastische Normalkrafttragfähigkeit des Querschnitts nach Tabelle 4.2. Als Detonationseinwirkung wird Szenario Sz1 betrachtet. Das Modell wird unter Ausnutzung der Symmetrie abgebildet, es ist keine geometrische Ersatzimperfection berücksichtigt, und der Kontakt zwischen Rohr und Betonkern wird als unnachgiebig angenommen.



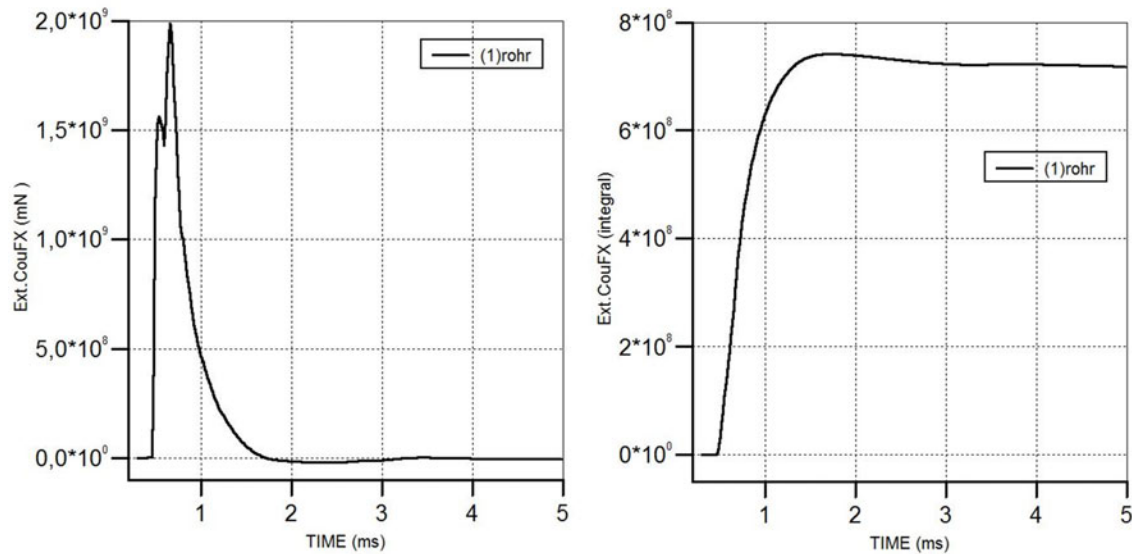


Abbildung 4.5: Zeitlicher Verlauf der auf die Stützenoberfläche einwirkenden globalen Kraft aus dem über die Oberfläche integrierten Druck der Einwirkung für Szenario Sz1 (links) und der aus dem Kraftverlauf integrierten globalen Impulseinwirkung auf das System (rechts)

Das System ist am Stützenkopf vertikal verschieblich gelagert, und die Auflast wird über eine Punktmasse aufgebracht. Dieses Vorgehen hat sich als zielführend erwiesen und wird in Kapitel 4.3.1 mit alternativen Abbildungsmöglichkeiten verglichen und diskutiert. Neben der Gewichtskraft der Masse wird bei dieser Abbildung des Systems die Massenträgheit des darüber liegenden Gebäudes in vertikaler Richtung berücksichtigt. Auf die Einflüsse aus unterschiedlichen Vorspanngraden wird in Kapitel 4.3.2 eingegangen. Die Auswertezeit der Bauteilreaktion ist auf 150 ms begrenzt, die Ergebnisse sind im Anhang C.5 zusammengefasst.

#### 4.2.1 Detonationseinwirkung auf das Bauteil

Die Merkmale des Einwirkungsmodells für das zugrunde gelegte Detonationsszenario Sz1 sind ebenfalls in Tabelle 4.1 zusammengefasst. Dieses wird für sämtliche Untersuchungen bezüglich des Bereichs (1) (Analysemodell Nr. 1 bis Nr. 8) in Kapitel 4.3 angewandt.

Integriert man die zeitlich veränderliche Druckeinwirkung über die Stützenoberfläche, so erhält man die gesamte auf das Bauteil einwirkende Kraft über die Zeit. Eine Integration der globalen Einwirkungskomponenten über die Höhe aus Kapitel 2.5 liefert das identische Ergebnis. Durch die Integration über die Oberfläche geht der konkrete lokale Bezug verloren und gleichzeitig auftretende Druck- und Sogkomponenten werden ausgeglichen. Der Verlauf dieser als externe Kopplungskraft definierten Größe wird in Abbildung 4.5 ausgewertet. Die Krafteinwirkung beginnt bei 0,47 ms, steigt sprunghaft auf 1,56 E + 09 mN bei 0,54 ms an und erreicht nach diesem lokalen Extremum bei 0,66 ms mit 1,99 E + 09 mN den Spitzenwert. Der Doppelpick entsteht, wie es sich bei der Auswertung der globalen Einwirkungskomponenten schon andeutet, durch die zeitlich versetzte Einwirkung am Fußpunkt und auf Höhe des Detonationspunktes. Der integrierte Kraftverlauf in Abbildung

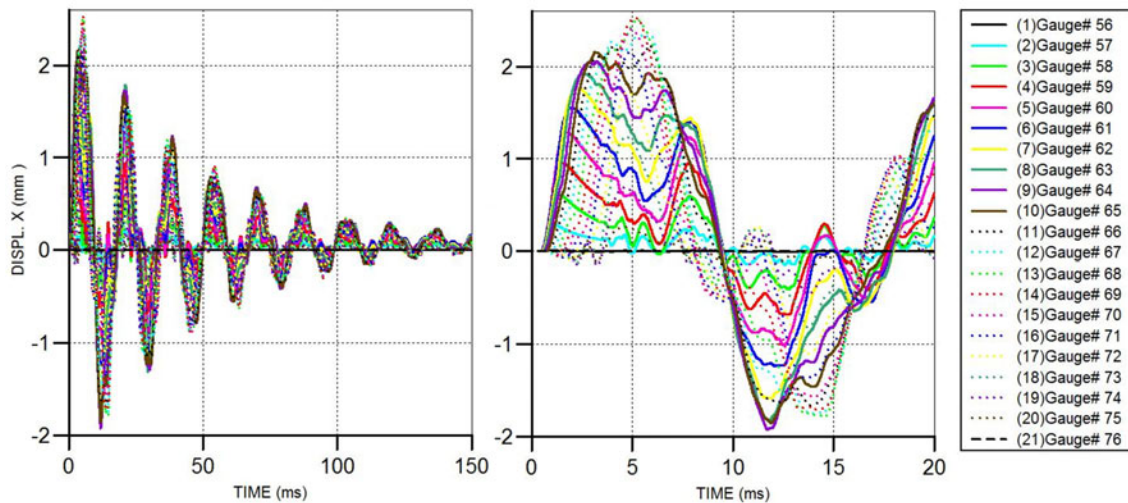


Abbildung 4.6: Verlauf der horizontalen Systemverformungen über den gesamten Zeitbereich (links) und mit Fokus auf die ersten 20 ms (rechts)

4.5 entspricht wiederum dem Verlauf des Kraftstoßes oder Impulses, der auf das Bauteil einwirkt. Der Impuls erreicht seinen Spitzenwert von  $0,74 \text{ kNs}$  bei  $1,73 \text{ ms}$ , wenn die Einwirkung in eine marginale Sogphase übergeht. Ab etwa  $4 \text{ ms}$  ist die resultierende Einwirkung annähernd auf null abgeklungen, und der Impuls erfährt keine relevante Änderung mehr.

Vergleicht man die einwirkende Kraft in Abbildung 4.5, die bereits nach  $2 \text{ ms}$  keinen signifikanten Lasteintrag in das Bauteil mehr zeigt, mit der Druckwelleneinwirkung in Kapitel 2.4, so wird deutlich, dass die Druckeinwirkung im oberen Stützenbereich trotz der charakteristischen Deckenreflexionen keinen für das globale Bauteil relevanten Krafteintrag zur Folge hat, da die Druckwelle erst nach  $3 \text{ ms}$  den Stützenkopf erreicht.

#### 4.2.2 Horizontale Systemverformungen

Die impulsartige Einwirkung führt zu einer horizontalen Schwingung der Stütze. Die Verformungen in X-Richtung sind für die Messpunkte (vgl. Abb. C.4) über die Stützhöhe in Abbildung 4.6 dargestellt. Die angeregten Schwingungen klingen im ausgewerteten Zeitbereich bis  $150 \text{ ms}$  fast vollständig ab. Die Verformungsantwort besteht aus einer variablen Überlagerung mehrerer Eigenmoden, wobei die erste Biegeeigenmode mit  $62 \text{ Hz}$  und einer Periodendauer von  $16 \text{ ms}$  dominant ist. Vor allem in der zeitlich feiner aufgelösten Darstellung auf der rechten Seite ist zu erkennen, dass die positiven Verformungsanteile stärker ausgeprägt sind als die negativen, und die Schwingung eine andere Charakteristik besitzt. Das betragsmäßige Extremum ist wie erwartet positiv, hat eine Amplitude von  $2,53 \text{ mm}$  und wird bei  $5,3 \text{ ms}$  erreicht.

Die Trägheit des Bauteils führt zu einer deutlich verzögerten Verformungsamplitude bezüglich der Spitzeneinwirkung auf das Bauteil bei  $0,66 \text{ ms}$ . Dies verdeutlicht die impulsartige Charakteristik der Einwirkung und belegt, dass die Bauteilreaktion dominant vom Impuls und nicht vom Spitzendruck der Einwirkung abhängt. In Kapitel 4.5.3 wird dies nochmals bezüglich aller betrachteten Szenarien diskutiert.

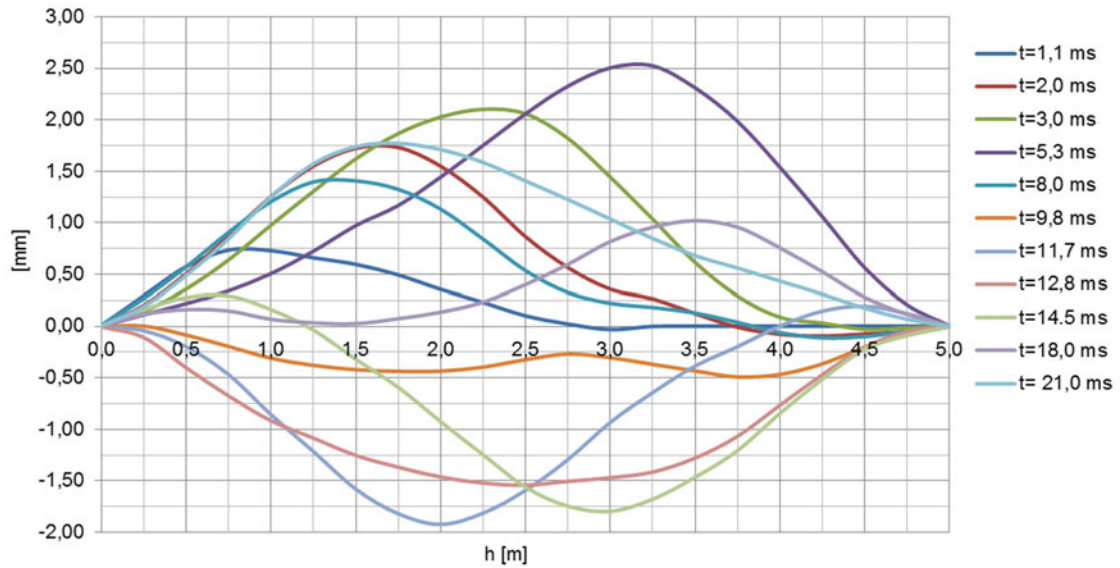


Abbildung 4.7: Verlauf der horizontalen Systemverformungen zu diskreten Zeitpunkten über die Stützenhöhe

Die in Kapitel 4.2.7 beschriebenen Beanspruchungen des Stahlrohres infolge der Einwirkungsintensität von Sz1 weisen lediglich marginale Plastifizierungen auf, die wiederum nur zu vernachlässigbaren plastischen Systemverformungen in horizontaler Richtung führen. Die plastischen Verformungsanteile werden durch die leicht verschobene Nulllage der Einhüllenden in Abbildung 4.6 am Simulationsende deutlich.

Abbildung 4.7 zeigt eine Auswertung der horizontalen Systemverformungen für bestimmte Zeitpunkte über die Stützenhöhe. Es ist ersichtlich, dass die Verformung im Bereich zwischen Fußpunkt und Detonationshöhe initiiert wird und sich bei steigender Amplitude in Richtung Stützenkopf entwickelt, bevor sie wieder Richtung Fußpunkt läuft und in den negativen Bereich wechselt. Die maximale Amplitude bei  $5,3\text{ ms}$  wird in einer Höhe von  $3,25\text{ m}$  erreicht und befindet sich somit in der oberen Stützenhälfte. Dieses Ergebnis in Bezug auf die deutliche Lastkonzentration im Fußbereich lässt die Wichtigkeit der dynamischen Analyse erkennen und ist das erste Indiz dafür, dass Beanspruchungskonzentrationen auch am Stützenkopf auftreten.

Um das komplexe Schwingungsverhalten zu veranschaulichen, werden in Abbildung 4.8 die horizontalen Verformungen der Systemlinie über die Zeit und die Höhe in einer dreidimensionalen Höhenlinienberechnung dargestellt<sup>1</sup>.

### 4.2.3 Horizontale Systemgeschwindigkeiten

Analog zu den horizontalen Systemverformungen werden in Abbildung 4.9 die auftretenden Geschwindigkeiten untersucht. Ähnlich wie die Verformungen weisen auch die Geschwindigkeiten mit einem positiven Spitzenwert von  $2,51\text{ m/s}$  bei  $1,0\text{ ms}$  nur geringe Amplituden auf. Der Spitzenwert befindet sich aber nicht in der Feldmitte oder an der Stelle der maximalen Verformung, sondern in einer Höhe von  $0,75\text{ m}$  und tritt noch während der Einwirkung, direkt nach Initiierung der Bauteilverformung, auf.

<sup>1</sup>Die Höhenlinienberechnung wurde mit RHINO auf Basis einer NURBS-Fläche erstellt.

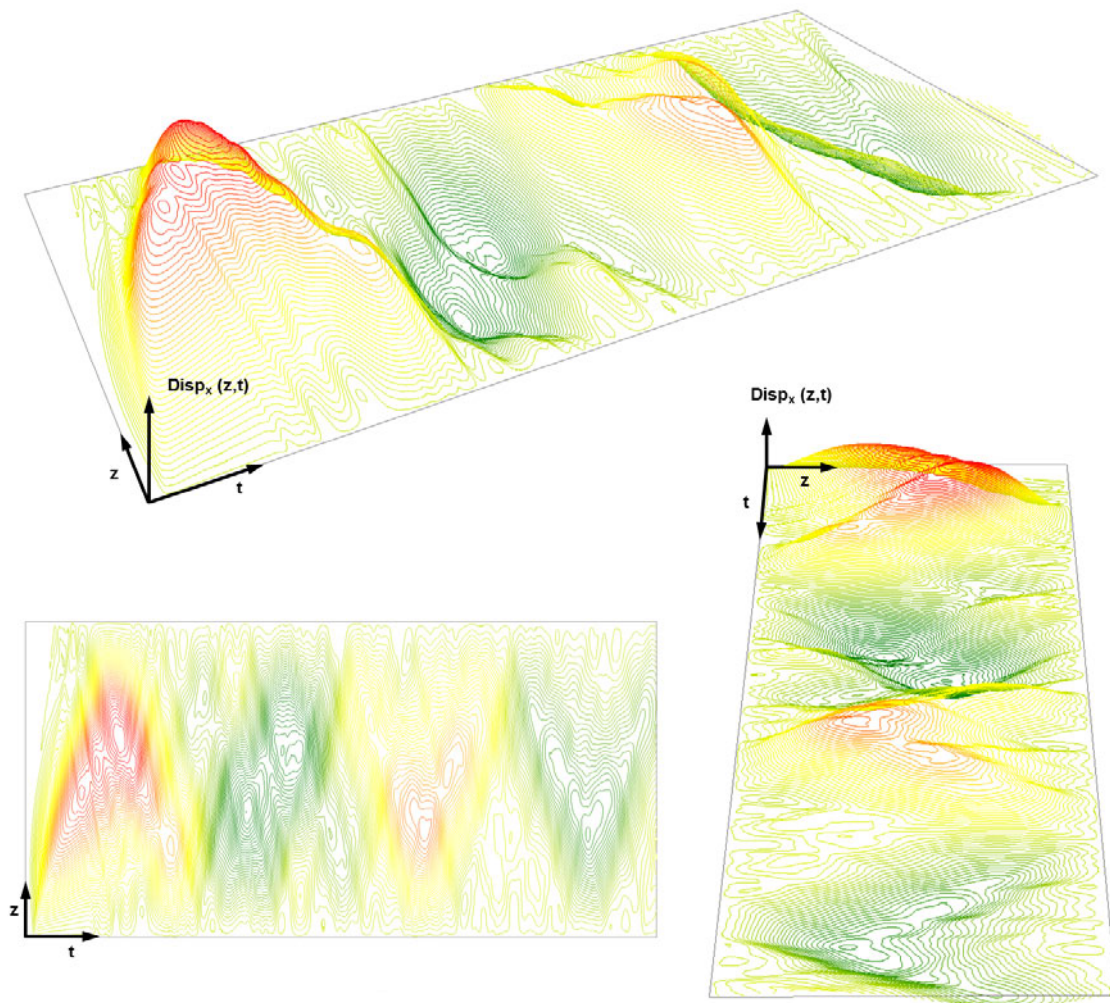


Abbildung 4.8: Visualisierung der horizontalen Systemverformung über die Zeit in Form einer Höhenlinienberechnung für die ersten beiden Halbwellen ( $33\text{ ms}$ )



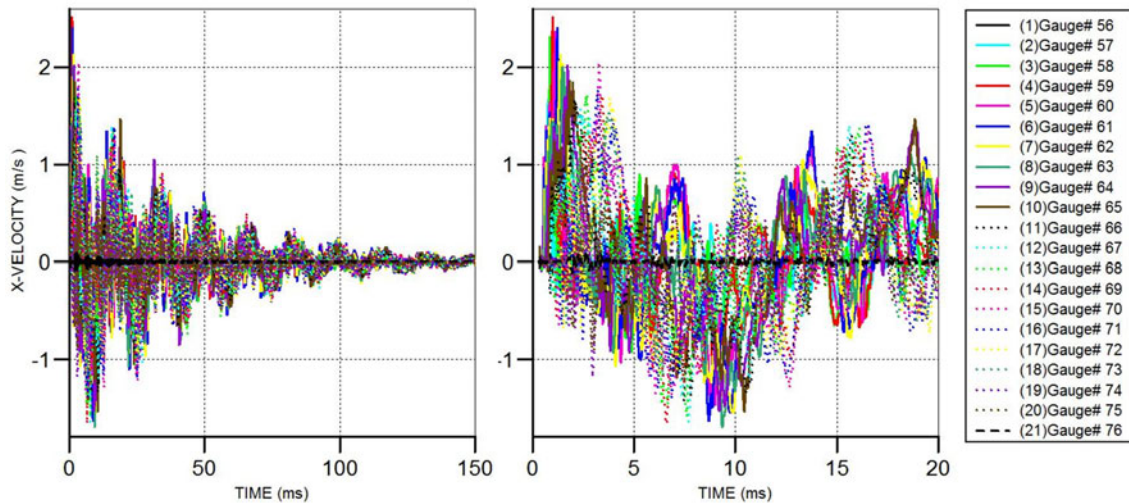


Abbildung 4.9: Verlauf der horizontalen Systemgeschwindigkeiten über den gesamten Zeitbereich (links) und mit Fokus auf die ersten 20 ms (rechts)

#### 4.2.4 Vertikale Systemverformung und Auflagerreaktion

Das gewählte System erlaubt eine Vertikalverformung am Stützenkopf, die dort auch für das Bauteil die größte Amplitude aufweist. Der Verformungsverlauf nach Abbildung 4.10 ist geprägt von der ersten Eigenmode N0 in Längsrichtung mit  $8,4 \text{ Hz}$  nach Tabelle C.3, was einer Periodendauer von  $119 \text{ ms}$  entspricht. Die Vertikalverformung erreicht ein Extremum von  $-4,39 \text{ mm}$  bei  $66,1 \text{ ms}$  und klingt danach wieder ab. Dies entspricht einer Relativverformung von  $-0,86 \text{ mm}$ . Bis die Bauteilantwort bei  $3 \text{ ms}$  den Stützenkopf erreicht, bleibt die vertikale Position des Systempunktes am Stützenkopf unverändert auf dem Niveau des harmonisierten Vorspannzustandes. Erst wenn sich die maximale horizontale Verformungsamplitude ausbildet und dadurch eine minimale vertikale Kopfverschiebung initiiert wird, entwickelt sich trägheitsbeeinflusst eine stetige Vertikalverformung auf Basis der charakteristischen Eigenmode N0 der Punktmasse.

Die Simulationsdauer ist u. a. so gewählt, dass die maßgebende Amplitude und das Abklingverhalten der Vertikalschwingung am Stützenkopf abgebildet werden, sodass Einflüsse aus der bleibenden Axialverformung berücksichtigt werden können. Auch wenn diese keinen relevanten Einfluss auf die auftretenden Beanspruchungskonzentrationen hat, wirkt sie sich doch auf die vertikale Auflagerreaktion am Fußpunkt aus. Begrenzt man die Simulationsdauer auf die maximale Amplitude, so wäre nicht gewährleistet, dass die vertikale Verformung stagniert und es nicht zu einer progressiven Verformungszunahme kommt.

Dem vertikalen Verformungsverlauf in Abbildung 4.10 ist auf der rechten Seite der Verlauf der vertikalen Auflagerreaktion am Fußpunkt gegenübergestellt, wobei sich deutliche Parallelen zeigen. Nach Aufbringung der statischen Vorspannung von  $4,54 \text{ E} + 09 \text{ mN}$  fällt die Auflagerkraft bei beginnender Bauteilverformung infolge der Einwirkung schnell ab, oszilliert stetig abnehmend und entwickelt sich in direkter Anlehnung an die Verformung des Stützenkopfes, bis die Auflagerreaktion am Ende der Simulation wieder das statische Niveau der Vorspannung bei einer gleichzeitigen axialen Stauchung von etwa  $0,8 \text{ mm}$  erreicht. Aus dem Minimum von  $3,2 \text{ E} + 09 \text{ mN}$  bei  $3,2 \text{ ms}$  und dem Maximum von  $4,79 \text{ E} + 09 \text{ mN}$

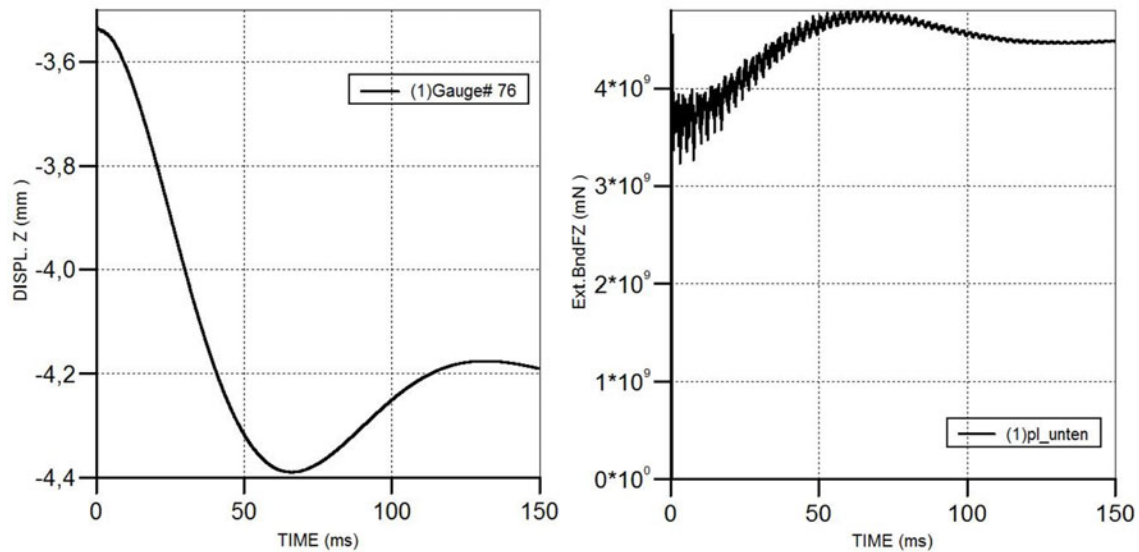


Abbildung 4.10: Verlauf der vertikalen Verformung des Systempunktes am Stützenkopf (links) und der vertikalen Auflagerreakion am Stützenfuß (rechts)

bei  $64,2\text{ ms}$  ergibt sich eine Bandbreite von  $1,6 E + 09\text{ mN}$  und eine nicht zu unterschätzende maximale Überlast von  $3,0 E + 08\text{ mN}$  für die Auflagerreakion in vertikaler Richtung. Die axiale Stauchung, die direkt durch die Einwirkung und die initiierte Bauteilantwort auftritt, entspricht dem vertikalen Verformungsverhalten und ist somit auch die Ursache für den Verlauf der vertikalen Auflagerreakion. Dieses Phänomen kann mit Plastifizierungen im Betonkern begründet werden. Der harmonisierte Vorspannzustand im Beton zeigt aufgrund seines nichtlinearen Verfestigungsverhaltens bereits geringfügige plastische Dehnungsanteile. Daher weisen alle weiteren Dehnungsinkremente der Bauteilantwort ebenfalls plastische Anteile auf, die sich kumulieren und die axiale Steifigkeit herabsetzen. Die maximale Relativverformung von  $0,8\text{ mm}$  entspricht einer gleichmäßig verteilten Dehnungsänderung von  $1,6 E - 04$ , bezogen auf die Systemlänge von  $5050\text{ mm}$ . Dies hätte in etwa eine elastische Spannungsänderung von  $\Delta \sigma \approx 30\text{ MPa}$  im Stahlrohr zur Folge. In Kombination mit dem Vorspannzustand in Abbildung 4.3 erklärt sich dadurch die grundlegende Beanspruchungsänderung im Rohr nach Abbildung 4.14 und 4.15.

#### 4.2.5 Biegebeanspruchungen am Stützenkopf und in der Feldmitte

An der Vorder- und Rückseite der Stütze sind unterschiedliche Relativverformungen in vertikaler Richtung zu beobachten, die eine qualitative Beurteilung der auftretenden Verdrehungen um die Y-Achse zulassen und somit die Bewertung auftretender Biegebeanspruchungen erlauben. In Abbildung 4.11 werden die Vertikalverformungen am Stützenkopf an den Viertelpunkten des Rohrquerschnitts ausgewertet. Die Abbildung links zeigt über den gesamten Zeitbereich einen quasi identischen Verlauf wie Abbildung 4.10. Erst im fokussierten Bereich rechts werden geringfügige vertikale Relativverformungen an der Vorder- und Rückseite des Rohres deutlich, die durch die minimale Nachgiebigkeit der Kopfplatte trotz der Einspannung am Stützenkopf auftreten. Die größte Biegebeanspruchung am Stützenkopf entsteht demzufolge im Zeitbereich um  $5\text{ ms}$ , in dem auch die maximale Horizontalverformung beobachtet wird.

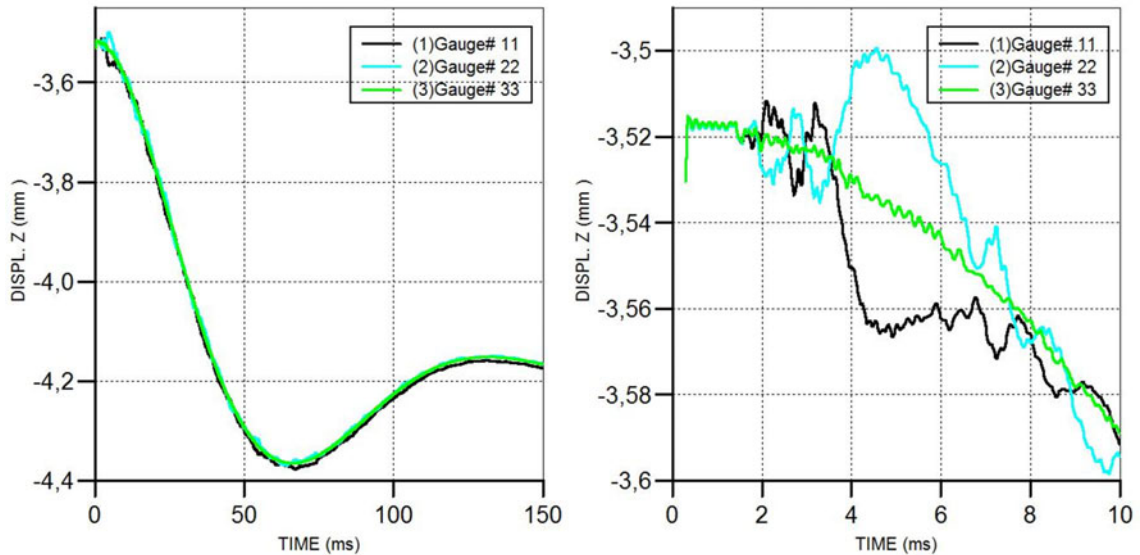


Abbildung 4.11: Vertikale Verformung des Stützenkopfes vorne (Pkt.11), in der Mitte (Pkt.22) und hinten (Pkt.33) über den gesamten Zeitbereich (links) und mit Fokus auf die ersten 10 *ms* (rechts)

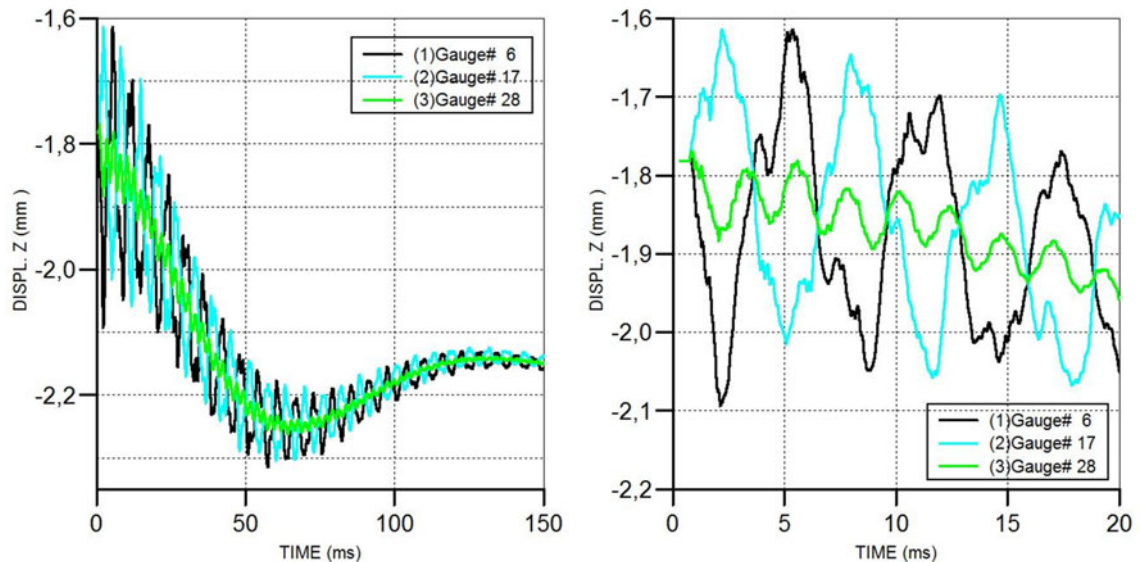


Abbildung 4.12: Vertikale Verformung in der Feldmitte vorne (Pkt.6), in der Mitte (Pkt.17) und hinten (Pkt.28) über den gesamten Zeitbereich (links) und mit Fokus auf die ersten 20 *ms* (rechts)

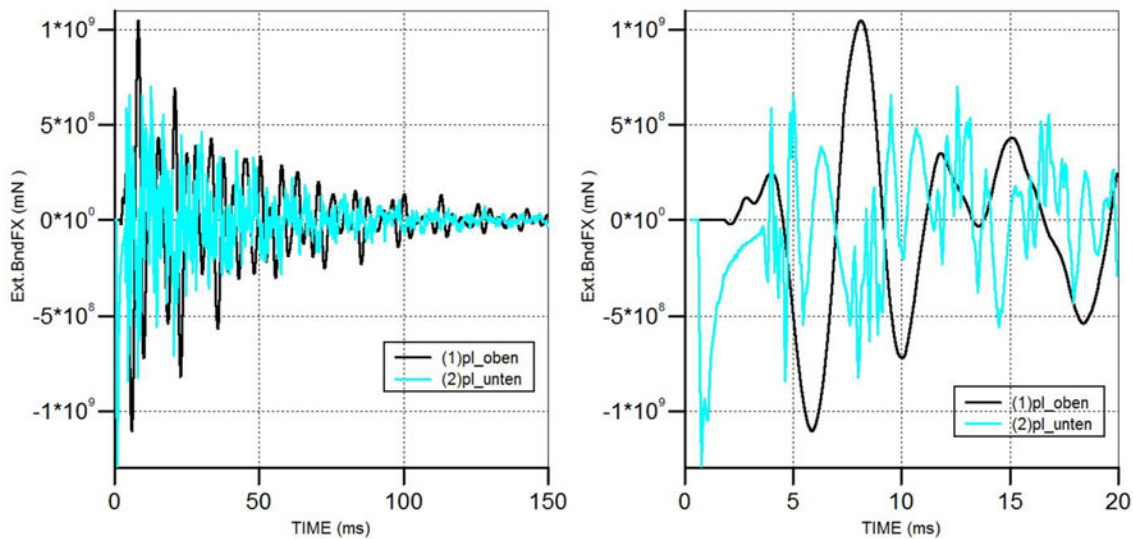


Abbildung 4.13: Verlauf der horizontalen Auflagerreaktionen am oberen und unteren Systempunkt für den gesamten Zeitbereich (links) und mit Fokus auf die ersten 20 ms (rechts)

Wie Abbildung 4.11 zeigt, beginnen die Relativverformungen bereits bei 2 ms, obwohl die eigentliche Einwirkung der Druckwelle erst bei etwa 3 ms die Anströmfläche an der Vorderseite des Stützenkopfes erreicht. Dies verdeutlicht, dass die dynamische Stützenreaktion durch die Wellenausbreitung im Kontinuum der Einwirkung vorausleitet, da sie eine höhere Ausbreitungsgeschwindigkeit besitzt. Hierzu sei auf Anhang C.3 verwiesen, der sich mit der Wellenausbreitung im Kontinuum befasst.

Wertet man auf gleiche Weise die Vertikalverformungen in der Feldmitte aus, so erhält man einen qualitativ identischen Verlauf mit halben Amplituden über den gesamten Zeitbereich nach Abbildung 4.12. Fokussiert man einen kleinen Zeitbereich, so sind die Rotationsamplituden der angeregten zweiten Biegemode B2 nach Tabelle C.3 mit 165 Hz und einer Periodendauer von 6,1 ms in der Feldmitte deutlich erkennbar. Für den Messpunkt (Pkt. 22) in der Systemebene ist die Überlagerung mit der zweiten Normalkraftmode N2 mit 439 Hz und einer Periode von 2,3 ms bei geringeren Amplituden erkennbar.

#### 4.2.6 Horizontale Auflagerreaktionen

Neben den Beanspruchungen für das Bauteil sind auch die Auflagerreaktionen zur Dimensionierung der Anschlusskonstruktionen von Bedeutung. In Abbildung 4.13 ist der Verlauf der horizontalen Auflagerreaktionen für den Fußpunkt (pl\_unten) und den Stützenkopf (pl\_oben) dargestellt.

Die horizontale Auflagerreaktion am Fußpunkt steigt betragsmäßig sprunghaft bis zu ihrer maximalen Amplitude von  $-1,29 \cdot 10^9 \text{ mN}$  bei 0,8 ms an und klingt dann wieder ab, bevor die Bauteilreaktion den Stützenkopf erreicht. Der Verlauf am Stützenkopf zeigt dagegen eine Überlagerung harmonischer Schwingungsanteile, an denen u. a. die Biegemoden mit zwei (B2) und drei (B3) Halbwellen (vgl. Anhang C.2) beteiligt sind. Der harmonische Charakter der oberen Auflagerreaktion ist dabei deutlich von der dynamischen Bauteilreaktion geprägt. Die untere Auflagerreaktion spiegelt die impulsartige Charakteristik der



Detonationseinwirkung wieder. Die maximale Amplitude der horizontalen Auflagerreaktion am Stützenkopf von  $-1,11 E + 09 mN$  bei  $5,8 ms$  bildet sich nicht beim Erreichen der Bauteilantwort aus, sondern im Zeitbereich der maximalen Systemverformung und der maximalen Biegebeanspruchung. Vergleicht man die positiven Amplituden beider Kurven, so wird die des Systempunktes oben mit  $+1,05 E + 09 mN$  maßgebend und fällt nur geringfügig kleiner aus als die negative Amplitude. Die positiven Amplituden am Fußpunkt sind deutlich niedriger.

Vergleicht man die Verläufe der horizontalen Auflagerreaktionen mit der Einwirkung, so lassen sich mehrere Aspekte festhalten: Die Einwirkung beginnt etwa bei  $0,47 ms$  am Punkt der Anströmfläche in Höhe der Detonation und ist nach  $2 ms$  abgeklungen. Die Einwirkung erreicht bei  $0,60 ms$  den Fußpunkt der Anströmfläche, bei  $0,85 ms$  ist die Feldmitte erreicht, und erst nach  $3,0 ms$  ist sie am Stützenkopf angelangt. Mit dem Eintreffen der Einwirkung am Fußpunkt bei  $0,60 ms$  entwickelt sich dort sprunghaft die Auflagerreaktion. Der weitere Verlauf ähnelt dem Abklingverhalten der Kopplungskraft aus der Einwirkung (vgl. Abb. 4.5), umfasst aber einen Zeitbereich bis  $4 ms$ . Die Auflagerreaktion am Stützenkopf wird bereits vor dem Eintreffen der Druckwelle initiiert und verdeutlicht ebenfalls die Vorzeitigkeit der Wellenausbreitung im Kontinuum, ohne jedoch sofort ein relevantes Niveau zu erreichen.

Trotz der Haupteinwirkung im Fußpunktbereich und der maximalen Systemantwort im oberen Stützenbereich sind die erreichten Amplituden der horizontalen Auflagerreaktionen für Sz1 auf ähnlichem Niveau. Dies zeigt zum einen, dass die Auflagerreaktionen am Stützenkopf nicht unterschätzt werden dürfen, und zum anderen, dass eine Prognose für den Ort der extremalen Auflagerreaktion nicht trivial ist.

#### 4.2.7 Beanspruchungen im Stahlrohr

Betrachtet man die Verteilung der Vergleichsspannungen im Stahlrohr in Abbildung 4.14, so wird ersichtlich, dass sich die Beanspruchungen über die Stütze entwickeln und die Beanspruchungskonzentrationen jeweils auf der Vorder- und Rückseite sowohl am Stützenkopf als auch am Stützenfuß auftreten. Die Beanspruchungen im Feldbereich werden dagegen nicht extremal. Die dargestellten Auswertzeitpunkte entsprechen hierbei der Abfolge der Spitzenwerte, die ähnliche Amplituden aufweisen. Die maßgebende Vergleichsspannung von  $303 MPa$  wird bei  $4,8 ms$  auf der Rückseite am Stützenkopf erreicht und nicht, wie zu erwarten gewesen wäre, am Fußpunkt. Sie tritt im gleichen Zeitbereich wie die maximale horizontale Bauteilverformung auf, die sich in einer Höhe von  $3,25 m$  deutlich oberhalb der Feldmitte ausprägt.

Die Spannungsverteilungen bestätigen die deutlichen Biegebeanspruchungen, die bereits in Kapitel 4.2.5 erkannt wurden und sich mit den axialen Beanspruchungen überlagern. Die Biegebeanspruchung entsteht im Fußbereich analog zu den horizontalen Verformungen und breitet sich nach unten und oben aus. Für das gewählte System des eingespannten Balkens ist es naheliegend, dass sich die größten Biegebeanspruchungen an den Einspannungen konzentrieren. Die Normalspannungen aus der Biegung überlagern sich mit den Normalspannungen aus der Vorspannung und führen oben und unten zu den Spannungskonzentrationen auf der Seite, die der Einwirkung abgewandt ist. Der maximale Normalspannungsanteil aus der Biegung erreicht hierbei in etwa das Niveau der mittleren Vergleichsspannung aus dem Vorspannzustand mit  $147 MPa$ .

Der Vergleich zwischen Vergleichsspannungen und Längsspannungen in Abbildung 4.15 zeigt deutlich, dass die dominanten Komponenten der Vergleichsspannung die Längsdruck-

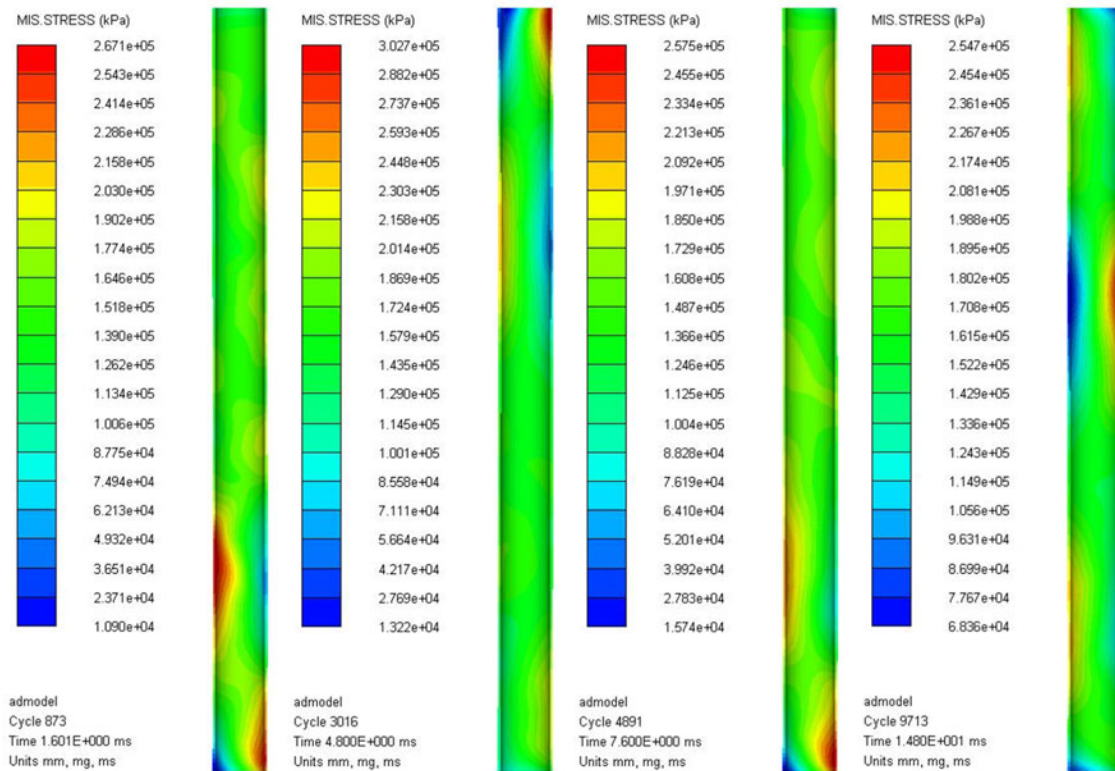


Abbildung 4.14: Auswertung der Vergleichsspannungsverteilung im Stahlrohr bei 1,6 ms, 4,8 ms (Spitzenwert), 7,6 ms und 14,8 ms

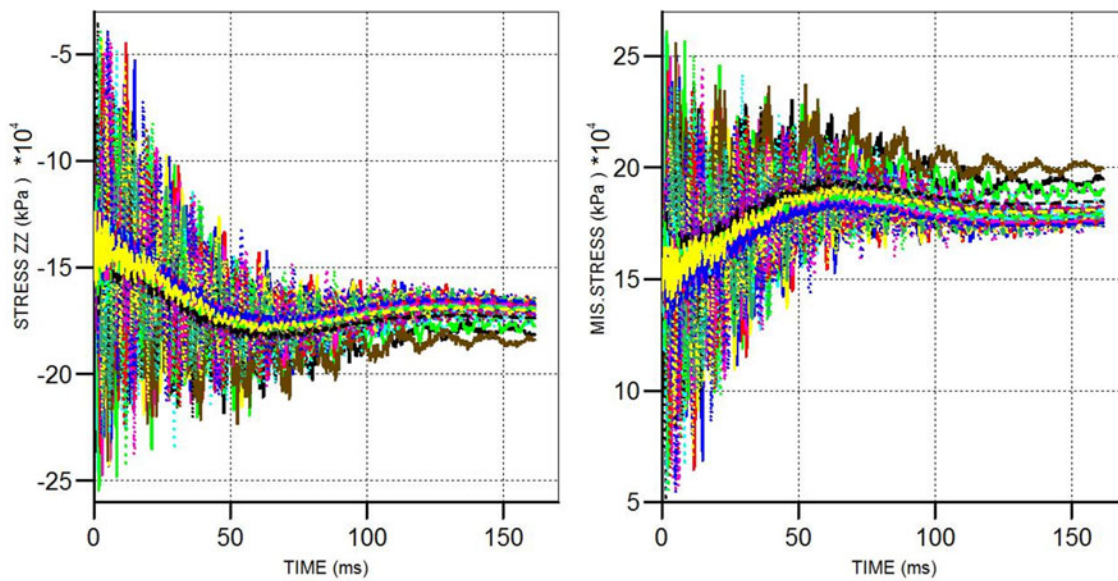


Abbildung 4.15: Verlauf der Längsspannungen der über das Stahlrohr gleichmäßig verteilten Messpunkte (links) und der Vergleichsspannungen (rechts)

spannungen sind. Die zeitlichen Verläufe der Spannungen werden an Messpunkten ausgewertet, die gleichmäßig über die Höhe des Rohrs verteilt und in den Viertelpunkten des Querschnitts angeordnet sind. Die lokalen Spitzenwerte sind hierbei nicht enthalten, da deren Lage im Vorfeld nicht bekannt ist. Es sollen an dieser Stelle nicht einzelne Punktergebnisse diskutiert werden, sondern vielmehr der Bereich der auftretenden Spannungen über die Zeit veranschaulicht werden. Es besteht ein deutlicher Zusammenhang zwischen dem Verlauf der mittleren Spannungen und der vertikalen Auflagerreaktion bzw. der vertikalen Verformung. Die Abnahme der Bandbreite der auftretenden Spannungen spiegelt das Abklingen der dynamischen Bauteilantwort wider.

Aufgrund der im Materialmodell definierten Fließgrenze von  $284 \text{ MPa}$  treten lokal und zeitlich begrenzt marginale plastische Dehnungsinckremente auf. Da der Dehnrateneinfluss auf plastische Dehnungen begrenzt ist, entstehen hieraus keine relevanten Effekte für das Bauteilverhalten. Die Dehnraten  $\dot{\epsilon}$  sind geringer als  $1 \text{ E} - 05 \text{ ms}^{-1}$ .

Für den Fußpunkt tritt aufgrund der begrenzten Einwirkungsintensität von Sz1 kein maßgebender Schubspannungseinfluss auf, wie er bei steigender Intensität zu beobachten ist. Die Beanspruchungskonzentrationen im Fußbereich und am Stützenkopf sind aber bereits Indikatoren für die sich später abzeichnenden Versagensmechanismen.

#### 4.2.8 Beanspruchungen im Betonkern

Die Verteilung der Hauptdruckspannungen im Betonkern zeigt eine starke Analogie zu den Ergebnissen des Stahlrohres hinsichtlich der lokalen Verteilung der Amplituden in den Eckbereichen<sup>2</sup> der Schnittdarstellungen in Abbildung 4.16. Die Auswertzeitpunkte repräsentieren einzelne temporäre Spitzenwerte und zeigen deutliche Unterschiede zur temporären Ausbildung der Amplituden im Stahlrohr. Die maximale Hauptdruckspannungsamplitude im Betonkern mit  $-48,5 \text{ MPa}$  wird erst bei  $12,6 \text{ ms}$  an der Vorderseite des Fußpunktes erreicht, nicht an der Rückseite wie beim Stahlrohr. Dies entspricht dem Zeitbereich von zwei ineinander übergehenden negativen Verformungsamplituden nach Abbildung 4.6 und 4.8. Tatsächlich treten im Zeitbereich bis  $15 \text{ ms}$  aber mehrere Spitzenwerte mit ähnlichen Spannungsamplituden auf.

Ähnlich wie beim Stahlrohr sind auch im Betonkern Biegebeanspruchungen erkennbar. Die maximale Spannungsamplitude entsteht auch hier aus der Überlagerung der Längsdruckspannungen aus dem Vorspannzustand und der Druckspannungen aus der Biegebeanspruchung. Da sich die maßgebende Überlagerung im Betonkern aber während einer negativen horizontalen Verformungsamplitude ausbildet, zeigt sich die Beanspruchungskonzentration an der Vorderseite des Stützenkopfes.

Der Vergleich zwischen Hauptdruckspannungen und Längsspannungen in Abbildung 4.17 zeigt deutlich, dass die dominanten Komponenten der Hauptdruckspannungen die Längsdruckspannungen sind. Die zeitlichen Verläufe der Spannungen werden an Messpunkten ausgewertet, die gleichmäßig über die Höhe des Betonkerns verteilt und in den Viertelpunkten des Querschnitts angeordnet sind. Die lokalen Spitzenwerte werden nicht erfasst, da deren Lage im Vorfeld nicht bekannt ist. Es besteht ein identischer Zusammenhang zwischen dem Verlauf der mittleren Spannungen und der vertikalen Auflagerreaktion bzw. der vertikalen Verformung, wobei die Abnahme der Bandbreite der auftretenden Spannungsamplituden ebenfalls das Abklingen der dynamischen Bauteilantwort widerspiegelt. Der

<sup>2</sup>Die Stützenbereiche an den Rohrenden, sowohl an der Anströmfläche als auch auf der Rückseite, werden im Folgenden vereinfacht als Eckbereiche bezeichnet.

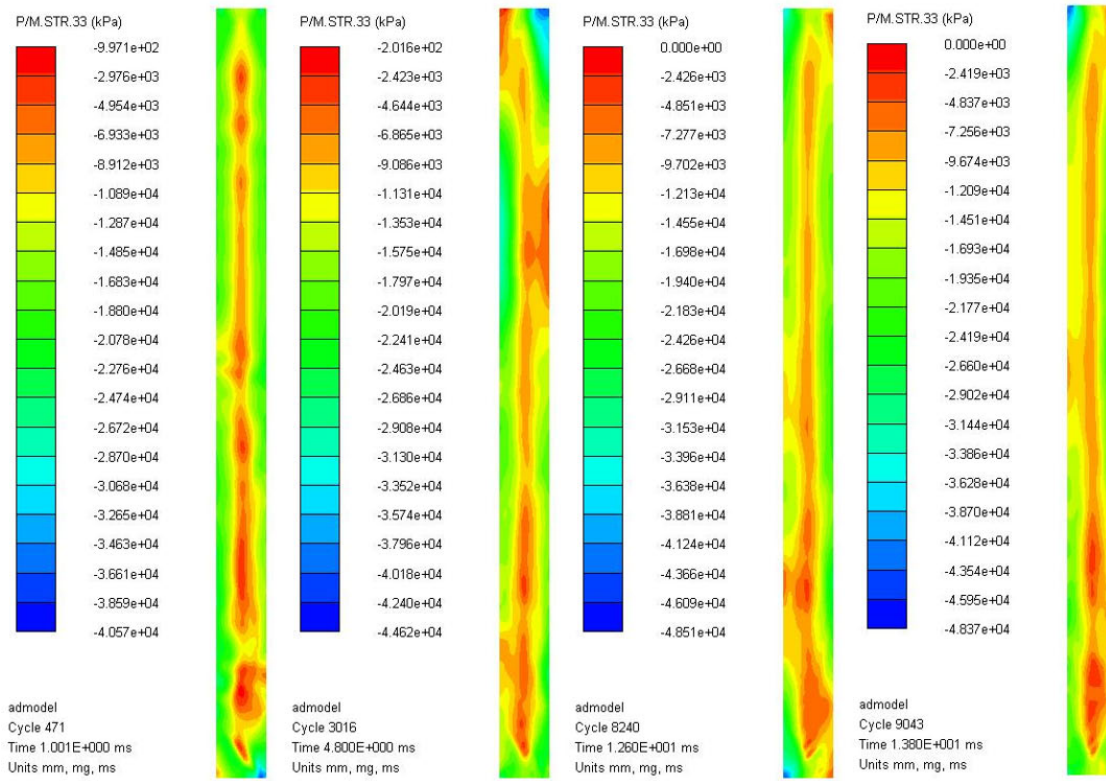


Abbildung 4.16: Auswertung der Hauptdruckspannungen im Betonkern bei 1,0 ms, 4,8 ms, 12,6 ms (Spitzenwert) und 13,8 ms

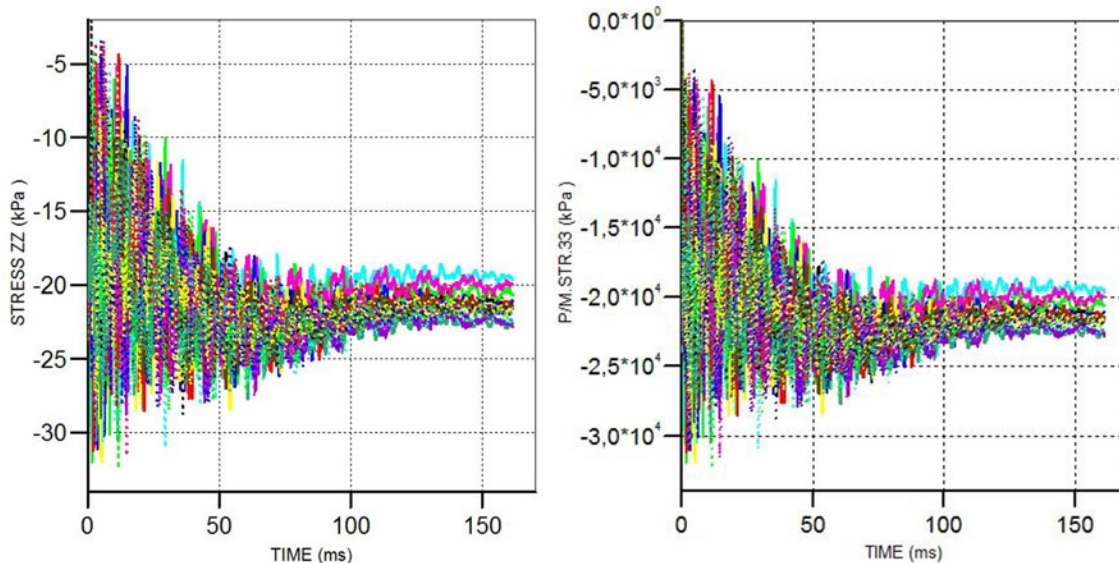


Abbildung 4.17: Verlauf der Längsspannungen der über den Betonkern gleichmäßig verteilten Messpunkte (links) und der Hauptdruckspannungen (rechts)

Betonkern bleibt überdrückt, die Längsdruckspannungen sinken nur in der Anfangsphase durch die ausgeprägten Biegebeanspruchungen auf einen Maximalwert von etwa  $-4 \text{ MPa}$  ab.

Im Betonkern treten lokal äußerst begrenzt plastische Dehnungen von bis zu 0,5 % auf, die in diesen Bereichen von einer fortgeschrittenen Entfestigung und Rissbildung zeugen und über die Schädigung in Abbildung 4.42 dargestellt sind. Die plastischen Dehnungen sind wesentlich ausgeprägter als im Stahlrohr und für alle Modelle von Szenario Sz1 annähernd identisch. Die maximal auftretenden Dehnraten  $\dot{\epsilon}$  bleiben unterhalb von  $1 \text{ E} - 02 \text{ ms}^{-1}$  (vgl. Abb. 4.45) und führen somit zu lokal und temporär äußerst begrenzten Steigerungen der Betonfestigkeit von bis zu 50 %. Darin und in der Tatsache, dass sich aufgrund des Vorspannniveaus bereits dreidimensionale Spannungszustände ausbilden, liegt die Ursache dafür, dass die erreichten Hauptdruckspannungsspitzen über der definierten Druckfestigkeit des Betons liegen.

Für den Fußpunkt ist aufgrund der begrenzten Einwirkungsintensität von Sz1 auch im Betonkern kein ausgeprägter Schubspannungseinfluss erkennbar. Die Beanspruchungskonzentrationen in den Eckbereichen können aber ebenfalls bereits als Indikatoren für die sich später abzeichnenden Versagensmechanismen gewertet werden.

#### 4.2.9 Rechenaufwand

Für die gewählte Simulationszeit von  $150 \text{ ms}$  ergibt sich bei einem konstanten Zeitschritt von  $1,49 \text{ E} - 03 \text{ ms}$  eine Laufzeit von 5,5 Stunden. Der Zeitschritt bestimmt sich hierbei aus der kleinsten Elementkantenlänge des Modells. Durch die Optimierung des Netzes im Vorfeld konnte der Zeitschritt mehr als verdoppelt werden, was verdeutlicht, dass eine hohe Netzqualität nicht außer Acht zu lassen ist, weil sie sich positiv auf den Rechenaufwand auswirken kann.

### 4.3 Einflüsse aus der axialen Vorspannung

Aufbauend auf die Ergebnisse des Referenzmodells Nr. 3 [Masse | 50 %] werden nun die Analysemodelle Nr. 1 bis Nr. 8 nach Tabelle 4.1 ausgewertet, um die Einflüsse aus der Abbildung der axialen Vorspannung und der Intensität des Vorspannzustandes auf die Bauteilantwort zu zeigen. Die Modelle sind bis auf die Abbildung des jeweiligen dynamischen Systems und den jeweiligen Vorspanngrad identisch, was sich auch beim Rechenaufwand zeigt. Die Detonationseinwirkung von Sz1 bleibt unverändert, ebenso wie die entkoppelte Lastaufbringung über die Field-Files.

#### 4.3.1 Abbildung der axialen Vorspannung

Für die Abbildung des dynamischen Systems aus Auflagerbedingungen und Lastformulierung für die axiale Vorspannung werden die im Folgenden beschriebenen Ansätze [Masse | Kraft | Verformung] einander gegenübergestellt und bezüglich ihrer Auswirkungen auf die dynamische Bauteilantwort bewertet. Zusätzlich wird eine Variante ohne axiale Vorspannung untersucht. Hierbei sind die Systeme [Masse] und [Kraft] identisch und weisen daher in den nachfolgenden Grafiken stets identische Werte auf. Betrachtet man die Zusammenstellung aller Ergebnisse in Anhang C.5, so wird die Variante [Kraft | 0 %] nicht explizit aufgeführt.

**Masse** Die zu Beginn von Kapitel 4.2 vorgestellte Methode der Lastformulierung über eine Punktmasse und eine vertikal verschiebliche Auflagerbedingung am Stützenkopf stellt eine Möglichkeit der Systemdefinition dar. Die einwirkende Axialkraft aus dem Gebäude wird über die Gewichtskraft der Masse abgebildet. Diese Lastformulierung berücksichtigt die Masseneffekte des Gebäudes in vertikaler Richtung in guter Näherung. In Kombination mit der vertikal verschieblichen Auflagerbedingung wird das Steifigkeitsverhalten der angrenzenden Gebäudestruktur als ideal nachgiebig interpretiert. Im Bereich kleiner vertikaler Verformungen ist das durchaus vertretbar, da sich erst bei steigenden vertikalen Verformungen Lastumlagerungen in angrenzende Tragwerksteile ausbilden können. Die Lastumlagerungen hängen von den Struktursteifigkeiten ab und können sich nur einstellen, wenn sich die Stütze deutlich dem Lastabtrag entzieht. Sie würden aber in Bezug auf die Stütze wiederum zu einer Reduzierung der axialen Auflast führen. Dieser Effekt wird maßgeblich von der konstruktiven Durchbildung und der Robustheit der angrenzenden Tragstruktur des Gebäudes beeinflusst. Da die vertikalen Relativverformungen am Stützenkopf  $< 4\text{ mm}$  bleiben, wird davon ausgegangen, dass eine Lastumlagerung zur Reduktion der Auflast auf die Stütze nicht stattfindet bzw. nicht in einem relevanten Grad ausgeprägt ist. Weitere komplexere Steifigkeits- und Trägheitseinflüsse der angrenzenden Struktur am Stützenkopf sind u. a. infolge von Rahmensystemen oder statisch unbestimmten Systemen denkbar, werden aber als untergeordnet eingestuft und im Rahmen der Untersuchungen nicht näher berücksichtigt.

**Kraft** Wird die axiale Vorspannung über einen Kraftvektor am Stützenkopf abgebildet und wieder mit einer vertikal verschieblichen Auflagerbedingung kombiniert, so bleiben Einflüsse aus der Masse und der Steifigkeit des Gebäudes sowie deren Wechselwirkungen mit der Bauteilreaktion der Stütze unberücksichtigt.

**Verformung** Als dritte Möglichkeit wird die Aufbringung des Vorspannzustandes in Form einer gezielten vertikalen Verformung am Stützenkopf untersucht. Das Stützensystem wird bei dieser Variante oben vertikal unverschieblich gelagert. Im Gegensatz zur Lastformulierung über die Punktmasse geht dieser Ansatz von einer ideal steifen Gebäudestruktur aus. Stellt man die gleichen Überlegungen an wie zuvor, so würde sich die Stütze infolge steigender Verformungen oder Schädigungen, die eine Reduktion der axialen Steifigkeit zur Folge hätten, dem Lastabtrag entziehen, was wiederum die axialen Beanspruchungen dauerhaft verringern würde.

Auch bei Systemen, bei denen die vertikale Lastaufbringung über die Punktmasse erfolgt, tritt ein ähnlicher temporärer Effekt auf, wie im vorangegangenen Kapitel für das Referenzsystem beschrieben wurde, der aber aus der Massenträgheit der Auflast resultiert und nach dem Abklingen der dynamischen Bauteilantwort wieder den Vorspannzustand erreicht. Bei der verformungsgesteuerten Lastaufbringung ist eine solche Nachregulierung des Systems nicht möglich.

### Horizontale Systemverformungen und Geschwindigkeiten

Vergleicht man die Ergebnisse der einzelnen Modelle mit der im vorherigen Abschnitt ausführlich beschriebenen Bauteilantwort des Referenzmodells, so können mehrere unterschiedliche Charakteristika identifiziert werden. Für die maximalen positiven Systemverformungen zeigt sich lediglich ein marginaler Einfluss von unter 2%. Die Höhenlage und der

Zeitpunkt der maßgebenden Amplitude sind im Rahmen der Auswertegenauigkeit identisch. Die negativen Amplituden zeigen mit bis zu 8 % etwas größere Schwankungen, sind aber nicht von weiterer Bedeutung. Gleiches gilt auch für die auftretenden horizontalen Systemgeschwindigkeiten.

### **Vertikale Systemverformungen**

Bei den vertikalen Kopfverschiebungen zeigen sich deutliche Unterschiede. Ein Vergleich der unterschiedlichen Systeme in Abhängigkeit vom Vorspanngrad ist in Abbildung 4.19 auf der linken Seite wiedergegeben. Im Gegensatz zum System [Verformung] zeigen die beiden Systeme [Masse] und [Kraft] mit steigender Vorspannung zunehmende Verformungsamplituden. Betrachtet man die zeitlichen Verläufe der vertikalen Verformungen nach Abbildung 4.18, so zeigt das System [Verformung], wie erwartet, lediglich marginale Verformungen aufgrund der Kopfplattendehnung an der Stelle des Messpunktes am Rohrende. Beim System [Kraft] fällt ein deutlich ausgeprägtes Oszillieren auf, das Ungenauigkeiten der Simulation deutlich macht. Dies wird durch die Auswertung des Energiefehlers in der Energiebilanz des Iterationsprozesses bestätigt. Die erreichten Verformungsamplituden sind zwar auf ähnlichem Niveau wie beim System [Masse], aber dem unrealistischen Oszillieren zuzurechnen. Die dynamische Verformungsüberhöhung durch die Masseneffekte der Auflast werden beim System [Kraft] nicht abgebildet.

### **Vertikale Auflagerreaktionen**

Vergleicht man die erreichten Amplituden der vertikalen Auflagerreaktion nach Abbildung 4.21, so deutet sich ein annähernd systemunabhängiges Verhalten an, was aber bei genauerer Betrachtung der Verläufe nicht zutrifft. Für das System [Kraft] bildet sich nach Abbildung 4.20 ebenfalls ein identisch unrealistisches Oszillieren wie zuvor aus, das zum Ende der Simulation wieder auf das Vorspannniveau abklingt. Die maximal erreichte Amplitude ist wiederum auf das Oszillieren zurückzuführen und nicht wie für das System [Masse] der dynamischen Überhöhung zuzuschreiben. Die Auflagerreaktion des Systems [Verformung] weist wie für das Referenzmodell ein schnelles Abfallen infolge der Einwirkung auf, pendelt sich jedoch auf einem um 20 % reduzierten Niveau ein. Vergleicht man die vertikalen Auflagerreaktionen nach dem Abklingen der dynamischen Reaktion am Simulationsende, so erreichen die Systeme [Masse] und [Kraft] bis auf minimale Unterschiede wieder den jeweiligen Vorspanngrad nach Abbildung 4.21. Für das System [Verformung] ergeben sich deutliche Unterschiede zur Ausgangssituation.

### **Horizontale Auflagerreaktionen**

Die maßgebenden negativen Amplituden der horizontalen Auflagerreaktionen in Abbildung 4.22 zeigen im Rahmen der Modellgenauigkeiten keine Einflüsse aus der unterschiedlichen Abbildung der Vorspannung. Lediglich für das Analysemodell Nr. 2 [Masse | 25 %] ist am Stützenkopf eine deutlich größere Amplitude zu verzeichnen. Betrachtet man den Verlauf der Auflagerreaktion, so zeigt sich eine geringfügig veränderte Anregung harmonischer Schwingungsanteile, die in dieser Konstellation im Vergleich zu den anderen Systemen in einer über 50 % gesteigerten Amplitude resultiert und 15 *ms* später auftritt. Die Hintergründe dieses Sonderfalls können im Rahmen der Untersuchungen nicht geklärt werden.



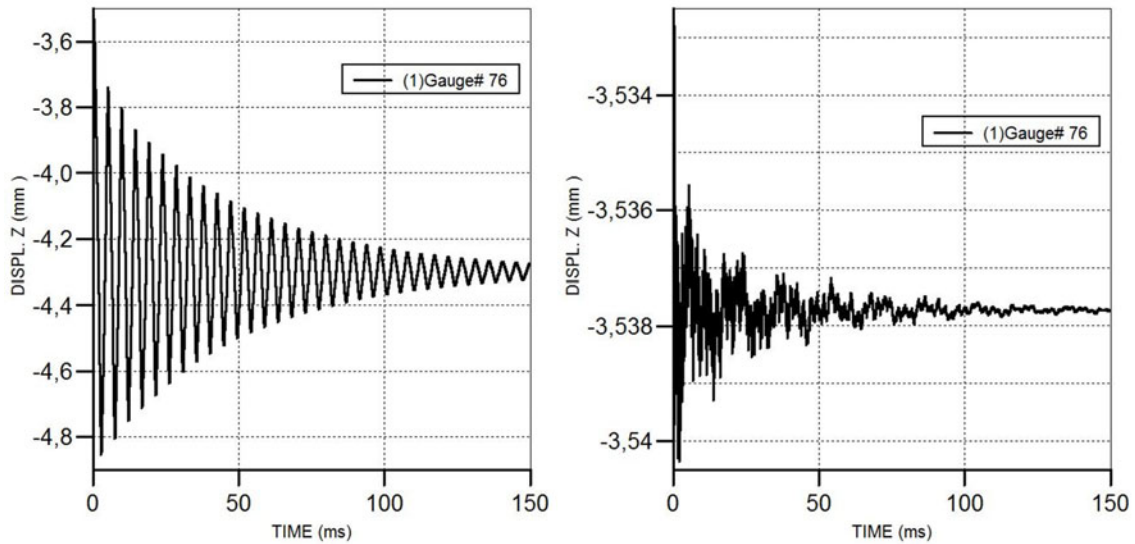


Abbildung 4.18: Verlauf der vertikalen Verformung am Stützenkopf für das System [Kraft | 50 %] (links) und das System [Verformung | 50 %] (rechts)

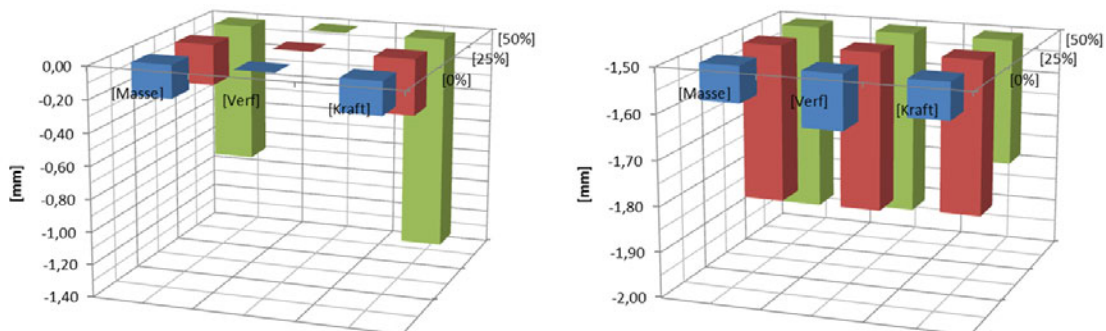


Abbildung 4.19: Vergleich der vertikalen Verformungsamplituden am Stützenkopf (links) und der negativen Amplituden der horizontalen Systemverformungen (rechts) in Abhängigkeit von System und Vorspanngrad



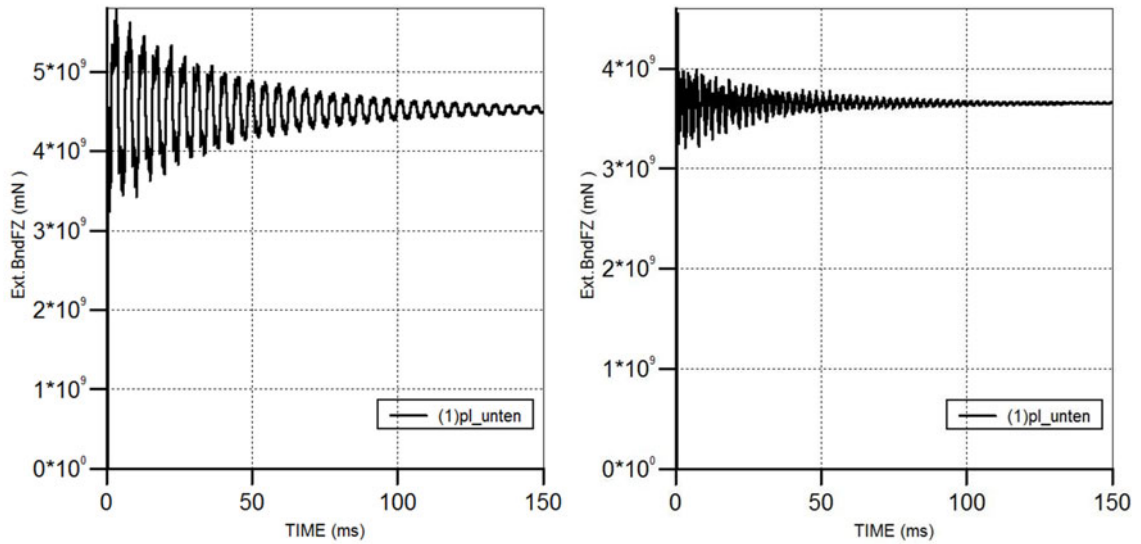


Abbildung 4.20: Verlauf der vertikalen Auflagerreaktionen für das System [Kraft | 50 %] (links) und das System [Verformung | 50 %] (rechts)

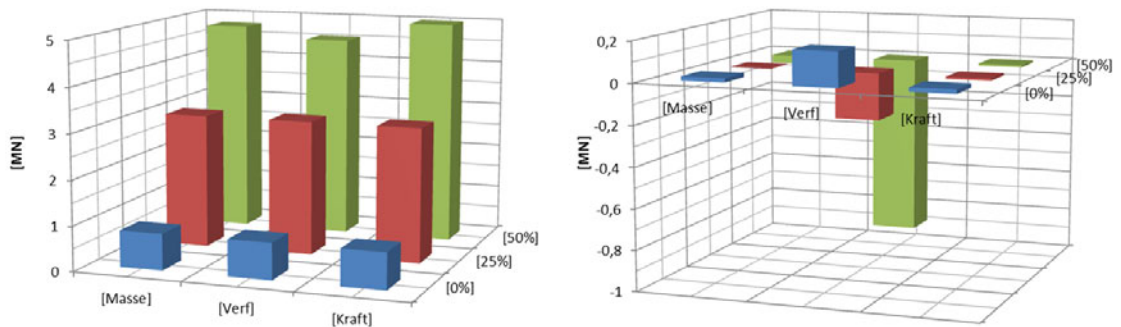


Abbildung 4.21: Vergleich der Amplituden der vertikalen Auflagerreaktion am Fußpunkt (links) und Vergleich der Abweichungen von der Vorspannung am Ende der Simulation (rechts) in Abhängigkeit von System und Vorspanngrad

### Bauteilbeanspruchungen

Die Beanspruchungsspitzen sind in Abbildung 4.23 und 4.24 ausgewertet und zeigen für die unterschiedlichen Systeme eine ähnliche Entwicklung. Wertet man die Differenzen bezogen auf das Referenzsystem [Masse] aus, so zeigen sich fast ausschließlich geringe Abweichungen. Es ist anzumerken, dass im Stahlrohr wie im Betonkern stets mehrere ähnliche Amplituden an unterschiedlichen Stellen erreicht werden.

Die mittleren Längsspannungen, ähnlich den Verläufen für das Referenzsystem in Abbildung 4.15 und 4.17, verhalten sich analog zu den vertikalen Auflagerreaktionen am Fußpunkt nach Abbildung 4.20. Bezüglich der marginalen plastischen Dehnungen sind im Rahmen der Auswertegenauigkeit keine relevanten Unterschiede zwischen den Modellen von Bereich (1) zu identifizieren.

### Ergebnis

Nicht nur das statische System hat einen Einfluss auf die dynamische Bauteilantwort, auch die Abbildung von Massen- und Trägheitseffekten aus der Auflast am Stützenkopf darf nicht unberücksichtigt bleiben. Dennoch kann das allgemeine Systemverhalten als robust beschrieben werden.

Die verformungsgesteuerte Aufbringung der Axiallast fußt auf der Annahme einer unendlich großen Steifigkeit der Gebäudestruktur, die unrealistisch ist. Die Definition der Auflast über eine Masse oder eine Kraft berücksichtigt keine Gebäudesteifigkeit, was für kleine Verformungen realistisch ist und erst durch Lastumlagerungen infolge steigender Verformungen verfälscht wird. Da die Ergebnisse nur geringe axiale Verformungen zeigen, wird davon ausgegangen, dass sich Lastumlagerungen im Tragwerk des Gebäudes nicht in einem für die Stütze relevanten Maß ausbilden können.

Eine realitätsnahe Abbildung der axialen Auflast gelingt somit über eine Masse in Kombination mit einer vertikalen Verschieblichkeit am Stützenkopf, die nicht nur die vertikalen Lasten des Gebäudes aus Eigengewicht, Ausbau und Nutzung berücksichtigt, sondern auch Masseneffekte in vertikaler Richtung zulässt. Diese Formulierung reagiert auf Änderungen der axialen Steifigkeit und führt für den vorliegenden Fall zu einer dynamischen Überhöhung der Vertikalverformung, weswegen dieses Vorgehen zu favorisieren ist. Obwohl die angrenzende Struktur mit ihren dynamischen Eigenschaften so nur rudimentär abgebildet wird, lassen sich die Wechselwirkungen zwischen dynamischer Gebäudereaktion und Stützenreaktion doch in guter Näherung zeigen. Die Simulationszeit muss hierbei so gewählt werden, dass die extremalen Amplituden der dynamischen Bauteilreaktion auch in axialer Richtung abgedeckt werden.

Große Bedeutung bei der Wahl des Systems kommt nicht nur der möglichst präzisen Abbildung der dynamischen Eigenschaften zu, sondern auch der Qualität der Simulation. Die Aufbringung der axialen Vorspannung über einen Kraftvektor führt zu großen Fehlerabweichungen im Simulationsverlauf und dadurch zu unrealistischen Oszillationen, weswegen eine solche Definition nicht empfohlen werden kann. Darüber hinaus werden keine Masseneffekte der Auflast berücksichtigt.

Die verformungsgesteuerte Aufbringung des Vorspannzustandes, die ein vertikal unverschiebliches Auflager am Stützenkopf bedingt, kann das dynamische Verhalten der axialen Last infolge von axialen Verformungen am Stützenkopf ebenfalls nicht abbilden. Konkret führt dies durch die Abminderung der axialen Steifigkeit infolge der Detonationseinwirkung zu einer konstanten unrealistischen Reduktion der axialen Beanspruchungen.

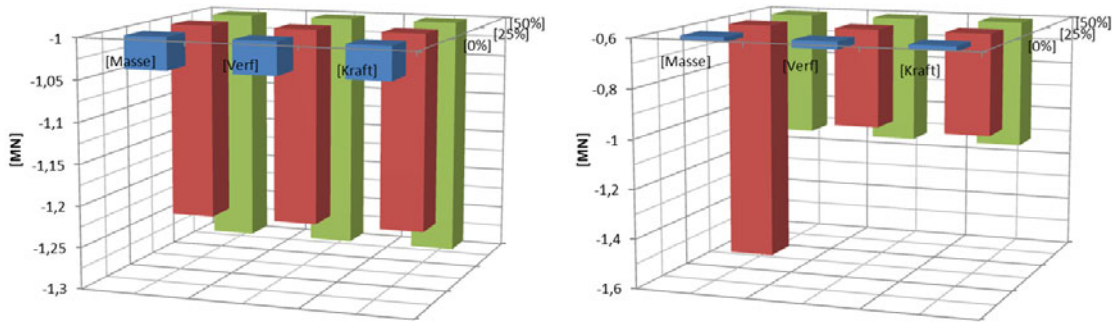


Abbildung 4.22: Negative Amplituden der horizontalen Auflagerreaktion am Fußpunkt (links) und am Stützenkopf (rechts) in Abhängigkeit von System und Vorspanngrad

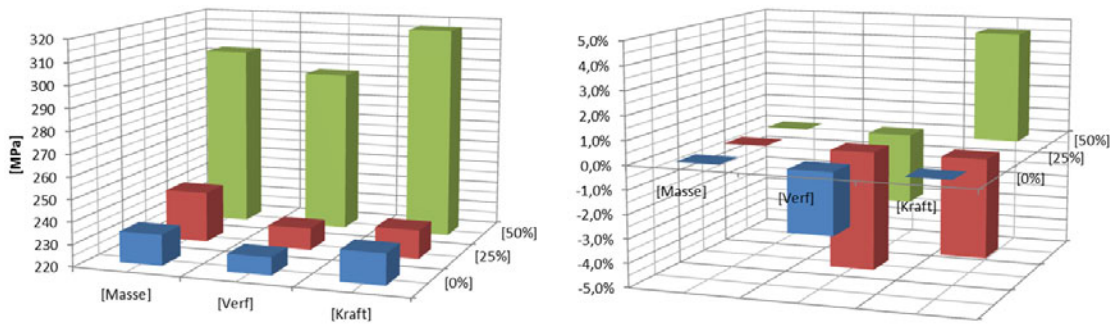


Abbildung 4.23: Vergleichsspannungsamplituden für das Stahlrohr (links) und relative Differenzen zum Referenzsystem [Masse] (rechts) in Abhängigkeit von System und Vorspanngrad

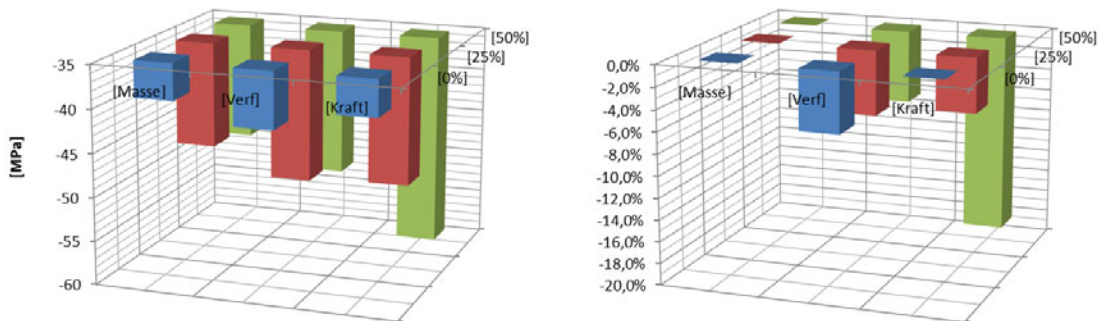


Abbildung 4.24: Hauptdruckspannungsamplituden für den Betonkern (links) und relative Differenzen zum Referenzsystem [Masse] (rechts) in Abhängigkeit von System und Vorspanngrad

### 4.3.2 Auswirkungen des Vorspanngrades

Um die grundlegenden Einflüsse aus der axialen Auflast auf die dynamische Bauteilreaktion zu zeigen, werden die drei Vorspanngrade [0% | 25% | 50%] nach Tabelle 4.2 für die verschiedenen dynamischen Modelle untersucht und die Ergebnisse verglichen. Der Fokus liegt hierbei auf dem favorisierten System [Masse].

#### Horizontale Systemverformungen und Geschwindigkeiten

Betrachtet man die auftretenden horizontalen Systemverformungen für die unterschiedlichen Vorspanngrade, so werden zweierlei Effekte sichtbar: Die maximalen Amplituden sind im Rahmen der Auswertegenauigkeit unabhängig vom Vorspanngrad identisch. Solange die elastischen Beanspruchungsgrenzen, vor allem des Stahlrohres, nur marginal überschritten werden, hat der Vorspanngrad einen untergeordneten Einfluss auf die Biegesteifigkeiten des Systems und somit auf das Verformungsverhalten in horizontaler Richtung. Dies ändert sich deutlich bei Detonationseinwirkungen von höherer Intensität, die durch Plastifizierungen die Systemsteifigkeiten verändern. Ein etwas deutlicherer Einfluss des Vorspanngrades zeigt sich bei den negativen Verformungsamplituden nach Abbildung 4.19, die aber nicht dominant werden. Der steigende Vorspanngrad beeinflusst die sich ausbildenden negativen Verformungsanteile der Bauteilschwingung und führt zu einer Steigerung der Amplituden. Im Gegensatz zu den horizontalen Verformungsamplituden weisen die positiven Geschwindigkeitsamplituden systemunabhängig einen annähernd linearen, wenn auch geringen Einfluss von weniger als 10% auf. Der Einfluss auf die negativen Geschwindigkeitsamplituden ist analog zu den Verformungen wieder ausgeprägter. Diese werden aber ebenfalls nicht dominant, und die Zeitpunkte und Orte, an denen sie zu beobachten sind, sind nicht einheitlich (vgl. Abb. 4.9).

#### Vertikale Verformungen und Auflagerreaktionen

Mit steigender Vorspannung nehmen die vertikalen Verformungsamplituden am Stützenkopf nach Abbildung 4.19 überproportional zu. Dies kann zum einen auf die entstehende axiale Steifigkeitsabminderung infolge der im Betonkern auftretenden Plastifizierungen zurückgeführt werden, zum anderen auf die Schwingungsanregung der Punktmasse am Stützenkopf. Beim System mit der verformungsgesteuerten Aufbringung der Vorspannung ist dieser Effekt nicht abbildbar.

Der charakteristische Verlauf der vertikalen Auflagerreaktionen bleibt für das favorisierte System [Masse] unabhängig vom Vorspanngrad identisch und zeigt stets eine leichte Überhöhung. Die erreichten Amplituden steigern sich proportional zum Vorspanngrad und sind in Abbildung 4.21 auf der linken Seite wiedergegeben; auf der rechten Seite sind die Abweichungen der vertikalen Auflagerreaktion am Ende der Simulation vom jeweiligen Vorspanngrad ausgewertet. Die Systeme [Masse] und [Kraft] erreichen nach dem Abklingen der dynamischen Bauteilantwort den Vorspannzustand unabhängig vom Vorspanngrad in guter Näherung.

#### Horizontale Auflagerreaktionen

Der Vorspanngrad führt ebenfalls zu einer deutlichen Steigerung der erreichten Amplituden der horizontalen Auflagerreaktionen und ist weitestgehend unabhängig von der Abbildung des Systems. Die erreichten Amplituden sind in Abbildung 4.22 wiedergegeben. Bis auf

die Ausnahme von Modell Nr. 2 [Masse | 25 %], die bereits in Kapitel 4.3.1 thematisiert wurde, sind die erreichten Amplituden am Stützenfuß stets ausgeprägter als am Fußpunkt.

### Bauteilbeanspruchungen

Mit dem steigenden Vorspannniveau erhöhen sich, wie zu erwarten war, sowohl für das Stahlrohr als auch für den Betonkern die lokalen Beanspruchungsspitzen. Diese sind für die unterschiedlichen Vorspanngrade und Systeme in Abbildung 4.23 und 4.24 ausgewertet. Hierbei ist zu beobachten, dass sich die Spitzenwerte der Vergleichsspannung für das Stahlrohr erst zwischen einem Vorspanngrad von 25 % und 50 % deutlich steigern, zuvor sind die Änderungen marginal. Im Betonkern zeigt sich dagegen schon zwischen einem Vorspanngrad von 0 % und 25 % eine deutliche Steigerung der Hauptdruckspannungen.

Ohne axiale Belastung tritt die Amplitude der Vergleichsspannung im Stahlrohr an der Vorderseite des Stützenkopfes auf. Erst bei einer axialen Belastung verlagert sich der Ort des Extremums infolge der Normalkraftüberlagerung an die Rückseite des Rohres, wie Abbildung 4.14 für das Referenzsystem zeigt. Der Betonkern wird erst infolge der Vorspannung zumindest teilweise überdrückt, was sich in der Beanspruchungsverteilung äußert und für den sprunghaften Anstieg der erreichten Spannungsamplituden auf ein Niveau oberhalb der einaxialen Druckfestigkeit verantwortlich ist.

### Ergebnis

Viele Teilaspekte der dynamischen Bauteilantwort werden maßgeblich und individuell durch die axiale Vorspannung geprägt. Dies untermauert, dass der Vorspanngrad einen signifikanten Einfluss auf die Bauteilreaktion ausübt, was sich bereits bei Detonationseinwirkungen von geringer Intensität, wie an Szenario Sz1 gezeigt, verdeutlicht und daher nicht vernachlässigt werden darf. Auch wenn sich durch die geringe Einwirkungsintensität kein signifikanter Einfluss auf die maximalen Systemverformungen einstellt, zeigt sich bereits eine deutliche Auswirkung auf die Amplituden der Beanspruchungen, der Auflagerreaktionen und der vertikalen Verformungen am Stützenkopf.

Führt die Steigerung der Detonationsintensität zu deutlich höheren Beanspruchungen im Bauteil, ist das Niveau des Vorspannzustandes für die Ausbildung von Plastifizierungen und Versagensmechanismen von zentraler Bedeutung. Dies wird sowohl aus den Untersuchungen zum Einfluss der Steigerung der Intensität in Kapitel 4.5.3, wie auch aus der Systemvariation im Verlauf der Optimierung in Kapitel 5 deutlich.

## 4.4 Einflüsse aus der Bauteilmodellierung

Zu den Einflüssen, die im Bereich Bauteilmodellierung zusammengefasst sind, zählen die Abbildung der Kontaktfuge, der Einfluss der Bauteildiskretisierung, der Einfluss einer geometrischen Ersatzimperfektion und die Ausnutzung der Symmetrie. Die im Bereich (2) untersuchten Analysemodelle Nr. 9 bis Nr. 14 sind mit ihrer Bezeichnung und ihren Merkmalen in Tabelle 4.1 zusammengestellt.

Als Referenzmodell auf Basis der Ergebnisse des vorherigen Abschnitts dient das Analysemodell Nr. 17 [FCT | ZB | 10 mm], dessen Bauteilmodell identisch mit dem Analysemodell Nr. 3 [Masse | 50 %] aus Kapitel 4.2 ist. Die beiden Modelle unterscheiden sich nach Tabelle

4.1 lediglich in der Diskretisierung des Einwirkungsmodells. Für die betrachteten Analysemodelle Nr. 9 bis Nr. 14 war im Rahmen der Untersuchungen zur Imperfektion und zur Symmetrie der Wechsel des Einwirkungsmodells aufgrund des reduzierten Rechenaufwandes notwendig. Um eine tatsächliche Vergleichbarkeit herzustellen, wird hierfür das Modell Nr. 17 als Referenz herangezogen. Wie in Kapitel 4.5.1 ausführlich dargestellt wird, führt diese Variation im Einwirkungsmodell aber zu keinem relevanten Einfluss auf die Bauteilantwort. Somit haben die Ergebnisse für das Analysemodell Nr. 3 [Masse | 50 %] aus Kapitel 4.2 bis auf geringfügige Anmerkungen in Kapitel 4.5.1 Bestand.

#### 4.4.1 Abbildung der Kontaktfuge

Wie schon bei der Traglastanalyse wird auch bei der dynamischen Bauteilreaktion der Einfluss aus der Abbildung der Reibung zwischen den Kontaktflächen des Stahlrohres und des Betonkerns untersucht. Der Reibbeiwert wird wie für die Traglastanalyse zu  $\mu = 0,3$  gewählt. Hierfür werden die Ergebnisse des Analysemodells Nr. 9 [Reib | 20 mm] nach Tabelle 4.1 mit denen von Modell Nr. 17 verglichen, das bis auf die Abbildung der Reibung in der Kontaktfuge identisch ist.

#### Systemverformungen und Geschwindigkeiten

Durch den nachgiebigen Kontakt entsteht für den Vorspannzustand infolge der unterschiedlichen Querdehnung ein kleiner konstanter Spalt von etwa  $1E - 02\text{ mm}$  zwischen Rohr und Betonkern.

Bezüglich der horizontalen und vertikalen Verformungsamplituden treten jedoch nur marginale Unterschiede auf, die vernachlässigbar sind. Allein die negative Verformungsamplitude in horizontaler Richtung verringert sich durch die nachgiebige Kontaktfuge um 6 %. Ein ähnliches Bild zeichnet sich bei den auftretenden Geschwindigkeiten ab. Die maßgebende positive Amplitude der beiden Modelle ist identisch, die negative Amplitude reduziert sich um 25 %.

#### Auflagerreaktionen

Durch die Abbildung einer nachgiebigen Kontaktfuge gestaltet sich der Verlauf der horizontalen Auflagerreaktion am Fußpunkt harmonischer als in Abbildung 4.13. Am Fußpunkt ergibt sich für die dominante negative Amplitude eine Abnahme von 3 %. Für die positive Amplitude, die nicht maßgebend wird, liegt die Reduktion sogar bei 60 %. Für den Stützenkopf erhält man ebenfalls geringere Amplituden im Bereich von 7 %. Die vertikale Auflagerreaktion zeigt dagegen vernachlässigbare Änderungen.

#### Beanspruchungen

Infolge der Abbildung der Reibung ergibt sich ein deutlich homogenerer Vorspannzustand mit geringfügigen Unterschieden bei den erreichten Spannungsamplituden, die aber keine Relevanz für die globale Bauteilreaktion haben. Die resultierende Beanspruchungsspitze im Stahlrohr weist eine Zunahme um 1 % auf, für den Betonkern steigt die Spitzenbeanspruchung lokal um bis zu 7 %.

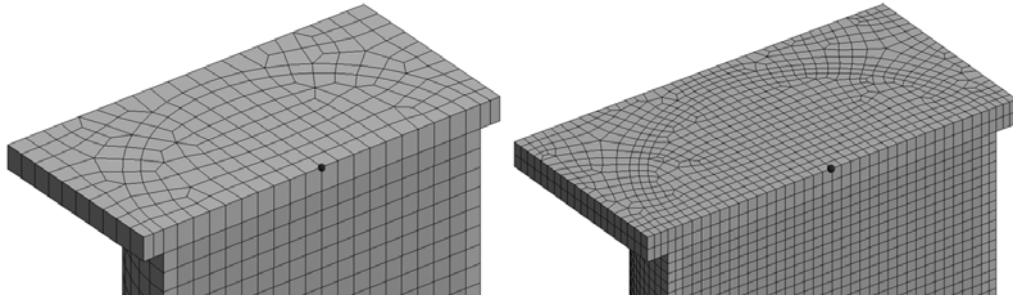


Abbildung 4.25: Bauteildiskretisierung für eine nominale Elementgröße von  $20\text{ mm}$  (links) und  $10\text{ mm}$  (rechts)

### Ergebnis

Die Abbildung der Kontaktfuge über eine nachgiebige Formulierung mit Reibung bildet das Bauteilverhalten realitätsnah ab und führt nicht zu einer nennenswerten Steigerung des numerischen Aufwandes. Die Einflüsse auf die dynamische Bauteilreaktion für die Einwirkung von Szenario Sz1 sind vernachlässigbar.

Besonders mit Blick auf Detonationseinwirkungen von größerer Intensität, die zu deutlichen globalen und lokalen Beanspruchungskonzentrationen führen, ist eine nachgiebige Abbildung des Kontakts dringend anzuraten und wird aus diesem Grund auch für die weiteren Untersuchungen als Referenz verwendet.

#### 4.4.2 Bauteildiskretisierung

Um zu überprüfen, ob die verwendete Bauteildiskretisierung mit Elementgrößen von nominal  $20\text{ mm}$  ausreichend ist, wird die Elementgröße auf  $8 - 10\text{ mm}$  reduziert und so die Diskretisierung mehr als verdoppelt. Tabelle 4.3 gibt die Entwicklung der Elementanzahl und der Knotenanzahl durch die gesteigerte Diskretisierung wieder. Durch das voroptimierte Elementnetz steigert sich die mittlere Elementqualität nur geringfügig, was für die Qualität des Referenzmodells spricht. Abbildung 4.25 zeigt das Elementnetz im Bereich des Stützenkopfes für die unterschiedlichen Diskretisierungen.

Aufbauend auf den bisherigen Erkenntnissen wird das Analysemodell Nr. 10 [Reib |  $10\text{ mm}$ ] mit den Ergebnissen von Modell Nr. 9 [Reib |  $20\text{ mm}$ ] verglichen. Beide Modelle unterscheiden sich nur in der Diskretisierung des Bauteilmodells. Aufgrund des deutlich höheren numerischen Aufwandes wird die Simulationszeit auf  $75\text{ ms}$  reduziert. Trotz der feineren Vernetzung der Bauteiloberfläche ergibt sich für die eingetragenen Lasten aus Szenario Sz1 keine relevante Änderung.

Tabelle 4.3: Vergleich der Diskretisierungen des Bauteils

Mittlere Elementgröße	20 mm	10 mm	Steigerung
Elementanzahl [Hex8]	35.944	262.144	729 %
Knotenanzahl	49.463	313.704	634 %
Mittelwert der Elementqualität	96,6 %	97,4 %	0,8 %

### Systemverformungen und Geschwindigkeiten

Die maximale Amplitude der horizontalen Systemverformungen nimmt um 3% ab, ansonsten ergeben sich für die Verformungen keinerlei Einflüsse. Gleiches gilt auch für die auftretenden Systemgeschwindigkeiten.

### Auflagerreaktionen

Die Einflüsse auf die Auflagerreaktionen fallen gering aus. Nur für die maßgebende negative Amplitude der horizontalen Auflagerreaktion am Fußpunkt zeichnet sich eine betragsmäßige Steigerung von etwa 5% ab, und sie erreicht ungefähr das Niveau von Modell Nr. 3 ohne nachgiebige Kontaktfuge aus Kapitel 4.2.

Ähnlich wie bei Modell 2 [Masse | 25%] treten für die horizontalen Auflagerreaktionen am Stützenkopf deutlich höhere Amplituden auf, die aber wieder einer geringfügig anderen Anregung harmonischer Schwingungsanteile zugeschrieben werden können. Es scheint eine besondere Sensibilität dieser Überlagerung vorzuliegen, die im Rahmen der vorliegenden Arbeit nicht abschließend geklärt werden kann und einer weiteren Untersuchung bedarf.

### Beanspruchungen

Die maximale Beanspruchung im Stahlrohr tritt am selben Ort und zur selben Zeit wie bei Modell Nr. 9 [Reib | 20 mm] auf, zeigt aber mit 327 MPa eine Steigerung um 9%. Gleiches gilt in ähnlichem Maß für den Betonkern. Hier führt die Halbierung der Elementgröße zu einer Steigerung der lokalen Beanspruchungsspitze um etwa 6%. Dies ist für die lokalen Beanspruchungsspitzen aufgrund der halbierten Elementgröße als moderat zu werten und zeigt, dass eine durchschnittliche Diskretisierung von 20 mm für die vorliegenden Untersuchungen vertretbar ist.

### Rechenaufwand

Die nominale Halbierung der Elementkantenlänge führt, wie aus Tabelle 4.3 hervorgeht, nicht nur zu einer Vervierfachung der Elementanzahl, sie steigt sogar um mehr als das Siebenfache. Berücksichtigt man, dass sich der Zeitschritt der expliziten Simulation an der kleinsten Kantenlänge orientiert, ergibt sich zusätzlich etwa eine Halbierung des Zeitschritts.

Somit beträgt die Rechendauer für das vorliegende Modell mit einer Simulationszeit von 75 ms bei einem konstanten Zeitschritt von  $6,14E - 04$  ms 50 Stunden. Wegen der halben Simulationszeit bedeutet dies eine Steigerung des Rechenaufwandes um den Faktor 18 bezüglich des Referenzmodells Nr. 3 und um den Faktor 15 bezüglich Modells Nr. 12 mit Imperfektion und nachgiebiger Kontaktformulierung des nächsten Abschnitts. Anhand dieser Einschätzung wird der enorme Einfluss der Bauteildiskretisierung und die Wichtigkeit einer hohen Netzqualität deutlich.

### Ergebnis

Die feinere Vernetzung von nominal 10 mm zeigt lediglich geringfügige Unterschiede in vereinzelten Teilaspekten der Bauteilreaktion, sodass die gewählte Bauteildiskretisierung mit 20 mm als geeignet und ausreichend gewertet wird und für einen ingenieurmäßigen Kompromiss aus Ergebnisqualität und Rechenaufwand steht.



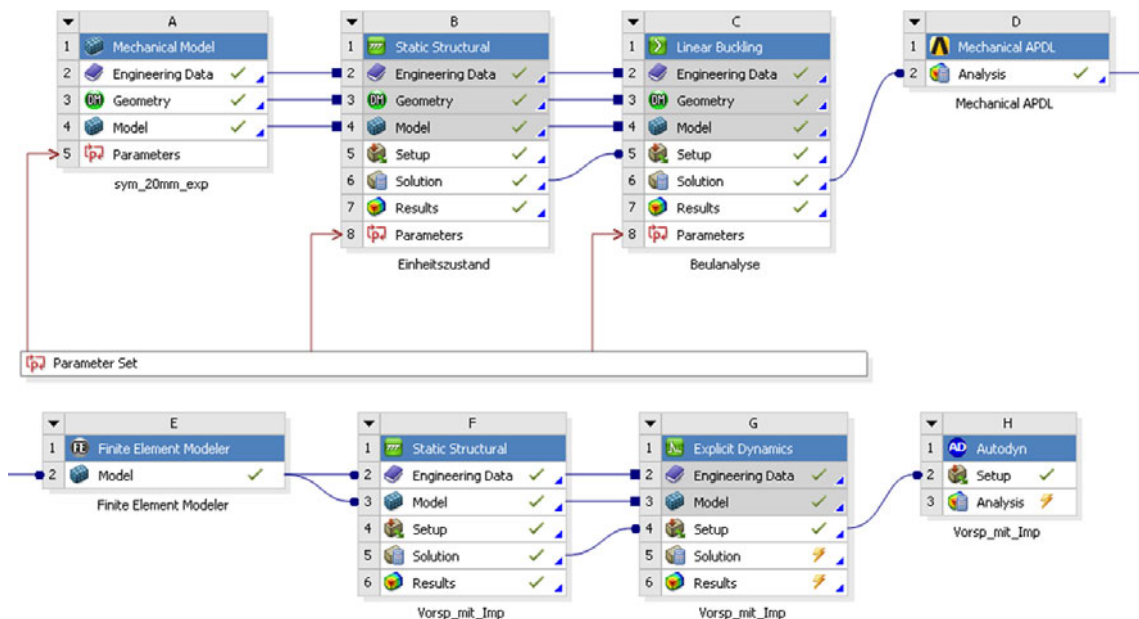


Abbildung 4.26: Simulationsabfolge dargestellt in Form von verknüpften Analyse-Modulen auf der Projektseite von ANSYS, ausgehend vom mechanischen Modell über die Bestimmung des Einheitsspannungszustandes, die lineare Beulanalyse und die Übergabe des Modells in die APDL-Umgebung (oben), gefolgt von der Aufbereitung der imperfekten Geometrie, der Aufbringung des axialen Vorspannzustandes, der Modellvorbereitung für die explizite Analyse und der Übergabe des Modells an den expliziten Solver AUTODYN (unten)

#### 4.4.3 Geometrische Ersatzimperfektion

Um Einflüsse aus Imperfektionen abzubilden, wurden drei Modelle mit einer geometrischen Ersatzimperfektion von  $L/300$  nach Tabelle 4.1 untersucht. Ebenso wie bei der Traglastanalyse entspricht dies einer Ausmitte von  $16,8\text{ mm}$ , die auf das Analysemodell Nr. 11 [Imp|20 mm], Nr. 12 [Imp|Reib|20 mm] und Nr. 13 [Imp|Reib|10 mm] angewendet wird. Die Analyse verschiedener Kombinationen an Merkmalen lässt eine differenziertere Bewertung der Einflüsse aus der Abbildung der Kontaktfuge und der Bauteildiskretisierung zu und schließt das Auftreten von unerwarteten Effekten aus.

Damit auch bei diesen Modellen eine entkoppelte Simulation möglich ist, muss die Einwirkung mit den identischen Merkmalen nach Tabelle 4.1 auf die durch die Ersatzimperfektion vorgekrümmte Zylinderoberfläche des Bauteils übertragen werden. Die imperfekte Bauteilgeometrie wird hierbei ähnlich wie bei der Traglastanalyse durch die skalierte Verformungsfigur des ersten Beuleigenwertes bestimmt und in positiver X-Richtung, in der auch die dominanten horizontalen Systemverformungen auftreten, abgebildet. Hierfür wird die Projektdefinition auf der Projektseite von ANSYS nach Abbildung 4.26 erweitert. Ausgehend vom mechanischen Modell (Mechanical Model) erfolgt die Aufbringung einer Einheitsverschiebung (Static Structural). Aufbauend auf dem resultierenden Einheitsspannungszustand wird der erste Beulwert (Linear Buckling) bestimmt, der die Verformungsfigur der Ersatzimperfektion definiert. Um diese Verformungsfigur zu skalieren und als neue Ausgangsgeometrie festzulegen, wird das Ergebnis der linearen Beulanalyse in der

APDL-Umgebung (Mechanical APDL) mit Hilfe des Befehls `UPCOORD` skaliert, woraufhin ein Geometrieupdate stattfindet. Um diese Geometrie als neue Ausgangsgeometrie nutzen zu können, muss die imperfekte Geometrie aufbereitet werden (Finite Element Modeler). Die weiteren Schritte mit der impliziten Aufbringung des Vorspannzustandes, der Vorbereitung und Analyse des Modells im expliziten Solver AUTODYN verläuft identisch mit den bisherigen Modellen.

Eine überhöhte Darstellung der imperfekten Modellgeometrie mit den Ergebnissen aus dem Vorspannzustand für Modell Nr. 12 [Imp|Reib|20 mm] ist in Abbildung 4.27 zu sehen. Der sich einstellende Vorspannzustand zeigt nun eine Überlagerung von Längsspannungen aus der Normalkraftbeanspruchung und der Biegebeanspruchung infolge der planmäßigen Ausmitte. Konkret führt dies für das Stahlrohr in der Feldmitte zu Vergleichsspannungen zwischen 129 MPa und 170 MPa, was einer konstanten Längsspannung von etwa 150 MPa, überlagert mit Biegelängsspannungen von  $\pm 20$  MPa, entspricht. Gleiches gilt für den Betonkern, der infolge der Überlagerung mit den Biegelängsspannungen in der Feldmitte eine minimale Spannung von 21,0 MPa und eine maximale Spannung von 27,5 MPa erreicht. Dies ist für die drei Modelle annähernd identisch.

Die Verformungszunahme aus dem Vorspannzustand in horizontaler Richtung beträgt 0,8 mm. Da sich die Zuordnung der Einwirkung aus den Field-Files an der Ausgangsgeometrie des Bauteils orientiert, ergibt sich daraus kein Einfluss auf die Simulation. Die stark überhöhte Darstellung auf der rechten Seite in Abbildung 4.27 zeigt die Klaffung infolge des Vorspannzustandes und des nachgiebigen Verbundes zwischen Stahlrohr und Betonkern an den Bauteilenden und in der Feldmitte.

### Detonationseinwirkung auf das Bauteil

Der Spitzenwert der auf die Bauteiloberfläche einwirkenden Kraft sinkt für die drei Modelle mit Imperfektion um maximal 4%. Die anderen Charakteristika der Einwirkung bleiben im Rahmen der Modellgenauigkeit identisch. Die geringen Abweichungen sind auf die Unterschiede bei der Kopplung des orthogonalen Netzes des Einwirkungsmodells mit der gekrümmten zylinderförmigen Bauteiloberfläche zurückzuführen, zeigen aber keinen nennenswerten Einfluss auf die Bauteilreaktion.

### Systemverformungen, Geschwindigkeiten und Auflagerreaktionen

Die Berücksichtigung einer Ersatzimperfektion hat einen deutlichen Einfluss auf das horizontale Verformungsverhalten des Bauteils, was aus dem Vergleich von Abbildung 4.28 mit Abbildung 4.7 und von Abbildung 4.29 mit Abbildung 4.8 deutlich wird. Die Imperfektion führt bei allen Modellen zu einer Verschiebung der Amplituden in den positiven Bereich, d. h. die positiven Amplituden steigern sich um über 15%, die negativen Amplituden reduzieren sich fast um die Hälfte. Für vertikale Verformungen am Stützenkopf zeigt sich dagegen kein relevanter Einfluss.

Für die Modelle mit Imperfektion zeichnen sich erstmals geringfügige plastische Systemverformungen in horizontaler Richtung im Bereich von 1 mm ab. Sie bestimmen sich nach dem Abklingen der dynamischen Bauteilreaktion am Ende der Simulationszeit aus der Verschiebung der Nulllage.

Für die dominanten positiven Amplituden der Systemgeschwindigkeiten zeigen sich lediglich kleine Schwankungen im Bereich von weniger als 5%, für die Amplituden der Auflagerreaktionen zeigt sich kein nennenswerter Einfluss.

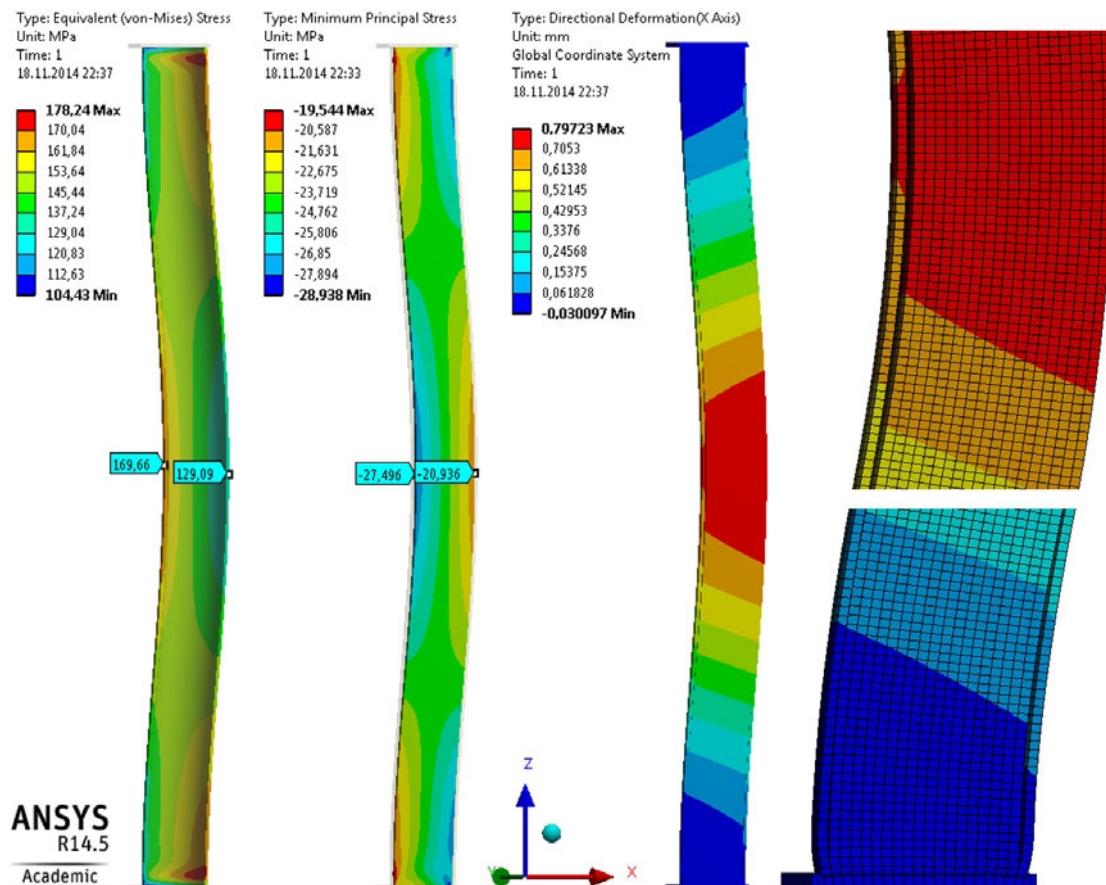


Abbildung 4.27: Überhöhte Darstellung des Vorspannzustandes von Modell Nr. 16 [Imp | Reib | 20 mm] mit geometrischer Imperfektion und der nachgiebigen Kontaktformulierung: Abbildung der Vergleichsspannungen im Stahlrohr (links), der Hauptdruckspannungen im Betonkern (mittig links) und der horizontalen Verformungszunahme (mittig rechts) sowie von Detailausschnitten, die die einseitige Trennung zwischen Rohr und Betonkern in der Feldmitte (rechts oben) und im Fußbereich (rechts unten) veranschaulichen

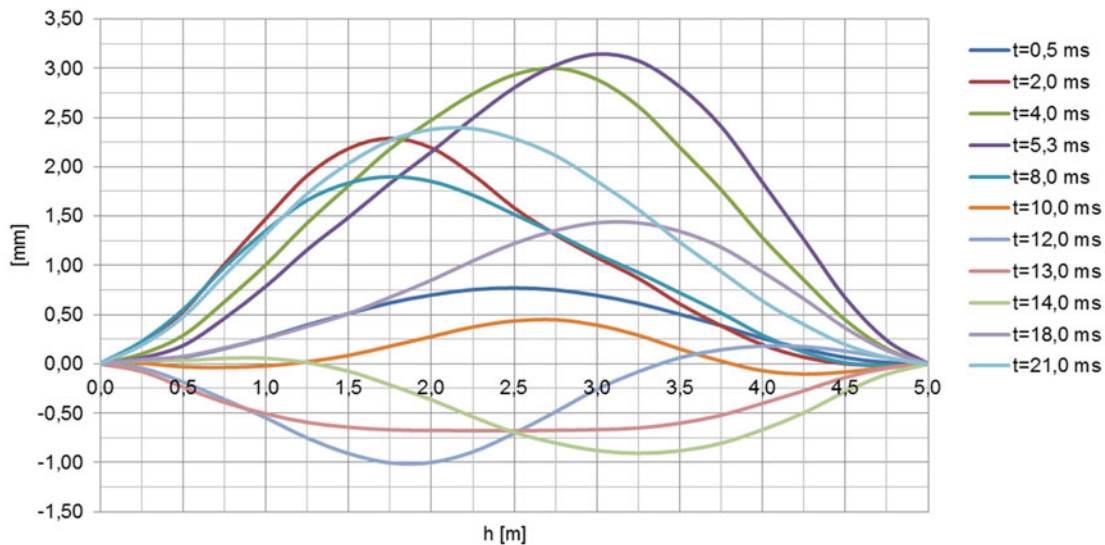


Abbildung 4.28: Verlauf der horizontalen Systemverformungen zu diskreten Zeitpunkten über die Stützhöhe von Analysemodell Nr. 12

### Beanspruchungen

Aufbauend auf die zu Beginn von Kapitel 4.4.3 beschriebenen Änderungen des Vorspannzustandes zeigt sich auch für die erreichten lokalen Spannungsamplituden eine Erhöhung. Vergleicht man die Ergebnisse der drei Modelle mit den zugeordneten Modellen ohne Imperfektion, so ist zum einen festzustellen, dass die Steigerung der Beanspruchungsspitzen infolge der Bauteildiskretisierung von  $10\text{ mm}$  auch für eine zusätzliche Imperfektion Bestand hat. Zum anderen ergibt sich für die drei Modelle ein Imperfektionseinfluss von 5 % bis 9 % in Bezug auf das Stahlrohr. Im Betonkern zeichnet sich dagegen ein etwas geringerer und nicht ganz einheitlicher Einfluss auf die Spitzenwerte der Hauptdruckspannungen von weniger als  $\pm 6\%$  ab.

### Rechenaufwand

Durch die Berücksichtigung der Imperfektion und die Abbildung des nachgiebigen Kontaktes ergibt sich eine leichte Steigerung des Rechenaufwandes von 5,5 Stunden auf 6,75 Stunden.

### Ergebnis

Bei niedrigen Beanspruchungen durch eine außergewöhnliche Einwirkung, wie im vorliegenden Beispiel für Szenario Sz1, im Vergleich zur axialen Beanspruchung aus dem Vorspannzustand zeigt sich für mehrere Aspekte der dynamischen Bauteilantwort ein wesentlicher Einfluss aus der geometrischen Ersatzimperfektion.

Bei steigenden Einwirkungsintensitäten und dadurch größeren horizontalen Kräften nimmt der relative Einfluss von Imperfektionen durch die Biegebeanspruchungen aus der Einwirkung, ähnlich wie bei stabilitätsgefährdeten Bauteilen, stark ab. Dies bedeutet, dass eine geometrische Ersatzimperfektion vor allem bei niedrigen horizontalen Einwirkungsintensitäten relevant wird, bei großen horizontalen Einwirkungsintensitäten dagegen eine

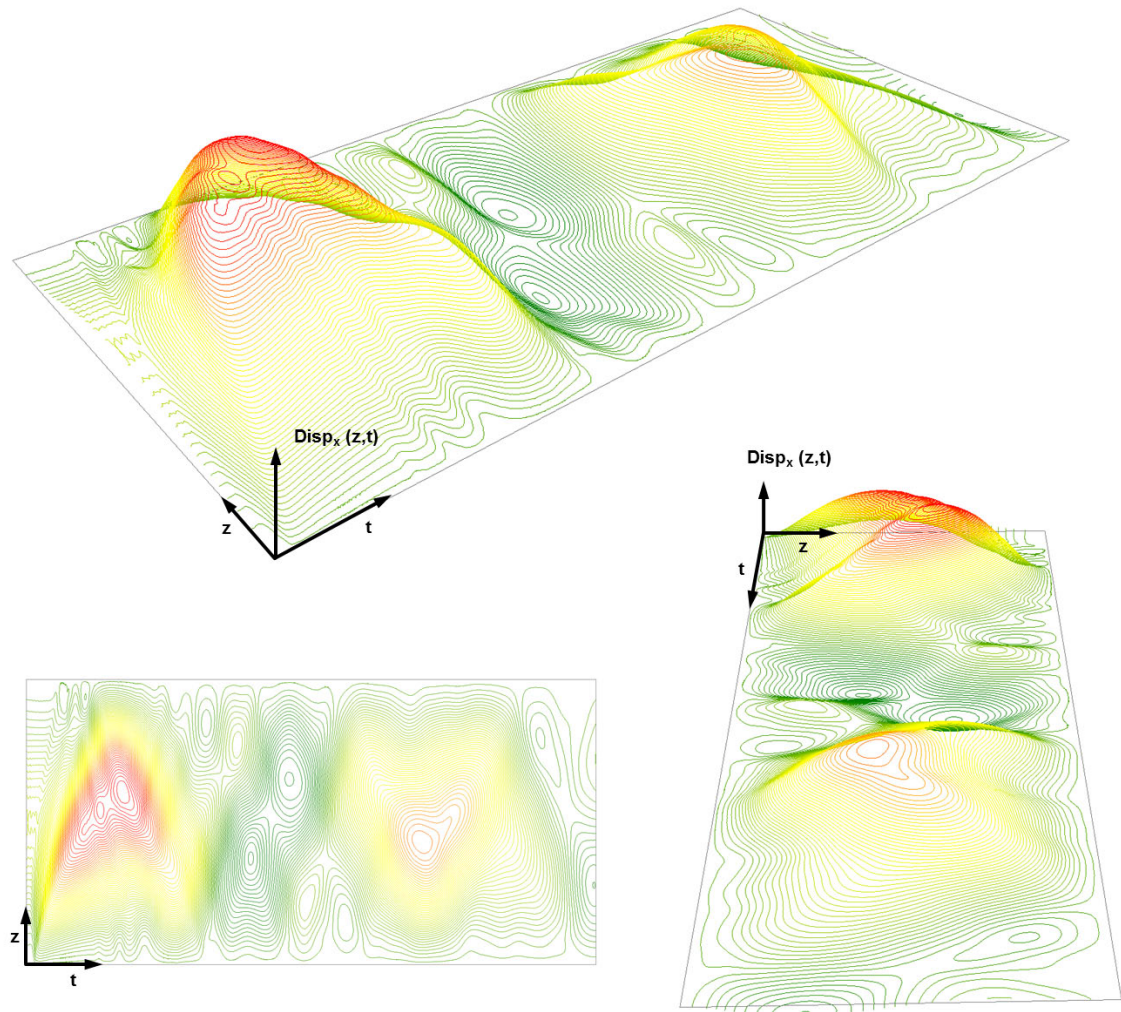


Abbildung 4.29: Visualisierung der horizontalen Systemverformung über die Zeit in Form einer Höhenlinienberechnung für die ersten beiden Halbwellen ( $30\text{ ms}$ ) von Modell Nr. 12



untergeordnete Rolle spielt und somit vernachlässigt werden kann. Zumal, wenn sich Beanspruchungskonzentrationen in Auflagernähe und nicht in der Feldmitte ausbilden.

#### 4.4.4 Ausnutzung der Symmetrie

Um auszuschließen, dass bei den untersuchten Modellen Verfälschungen der Bauteilreaktion infolge der Betrachtung der symmetrischen Modellhälfte entstehen, werden die Ergebnisse des Analysemodells Nr. 14 [ohne Symmetrie] mit einer Diskretisierung von  $20\text{ mm}$  und der nachgiebigen Kontaktfuge mit dem identischen Modell Nr. 9 [Reib |  $20\text{ mm}$ ] verglichen. Abbildung 4.30 zeigt mittig und auf der rechten Seite die Geometrie der beiden Modelle.

Allgemeine Voraussetzungen für die Ausnutzung der Symmetrie, wie die Symmetrie des Einwirkungsmodells, des Bauteilmodells und der erwarteten Bauteilreaktion, sind erfüllt. Durch den Vergleich der Bauteilantwort kann für die geometrisch und materiell nicht-lineare transiente Simulation eindeutig nachgewiesen werden, dass keine unsymmetrischen Effekte, Verformungen oder Moden auftreten und somit die Anwendbarkeit der Symmetriebedingung für die vorliegenden Untersuchungen uneingeschränkt gegeben ist.

Für die Analyse des ganzen Modells verdoppelt sich die Anzahl der Elemente, der Zeitschritt in der expliziten Simulation bleibt hingegen konstant. Durch eine Steigerung von 6,75 Stunden auf 14 Stunden kann man von einer Verdoppelung des Rechenaufwandes ausgehen.

### 4.5 Einflüsse aus der Abbildung der Detonationseinwirkung

In Hinblick auf die Detonationseinwirkung wird untersucht, inwiefern sich die Diskretisierung der Detonationseinwirkung auf die Bauteilantwort auswirkt, ob Einflüsse aus einer Fluid-Struktur-Kopplung vernachlässigbar sind und wie die Bauteilantwort durch eine Intensitätssteigerung der Detonationseinwirkung beeinflusst wird.

#### 4.5.1 Diskretisierung der Detonationseinwirkung

Da es sich, wie in Kapitel 2 ausführlich geschildert, als durchaus schwierig erweist, mit den Streuungen bei Referenzwerten umzugehen und auf dieser Basis die Qualität der Simulation der Detonationseinwirkung zu bewerten, wird an dieser Stelle die Frage beantwortet, inwieweit sich Unterschiede in der Diskretisierung bei der Abbildung der Detonationseinwirkung auf die Bauteilantwort auswirken.

Die verschiedenen Einwirkungsmodelle für die in Kapitel 2.2.3 definierten Nahdetonationsszenarien zeigen im Rahmen der Verifizierung nach Kapitel 2.4 teilweise sehr deutliche Abweichungen von der herangezogenen Referenzquelle UFC 3-340-02 [x] nach Kapitel 2.3.

Ausgehend vom Referenzmodell Nr. 3 aus Kapitel 4.2, das die höchste Diskretisierung des Einwirkungsmodells aufweist und dadurch für die Einwirkung die besten Annäherungen an die Referenzquelle in der Verifizierung erreicht, werden für die untersuchten Analysemodelle Nr. 15 bis Nr. 18 die Merkmale für das Szenario Sz1 nach Tabelle 4.1 variiert. Die verschiedenen Einwirkungsmodelle besitzen verschiedene Diskretisierungen, werden mit unterschiedlichen Solvern gelöst und besitzen unterschiedliche Einwirkungsdauern, wie bereits in Kapitel 2.4 beschrieben.

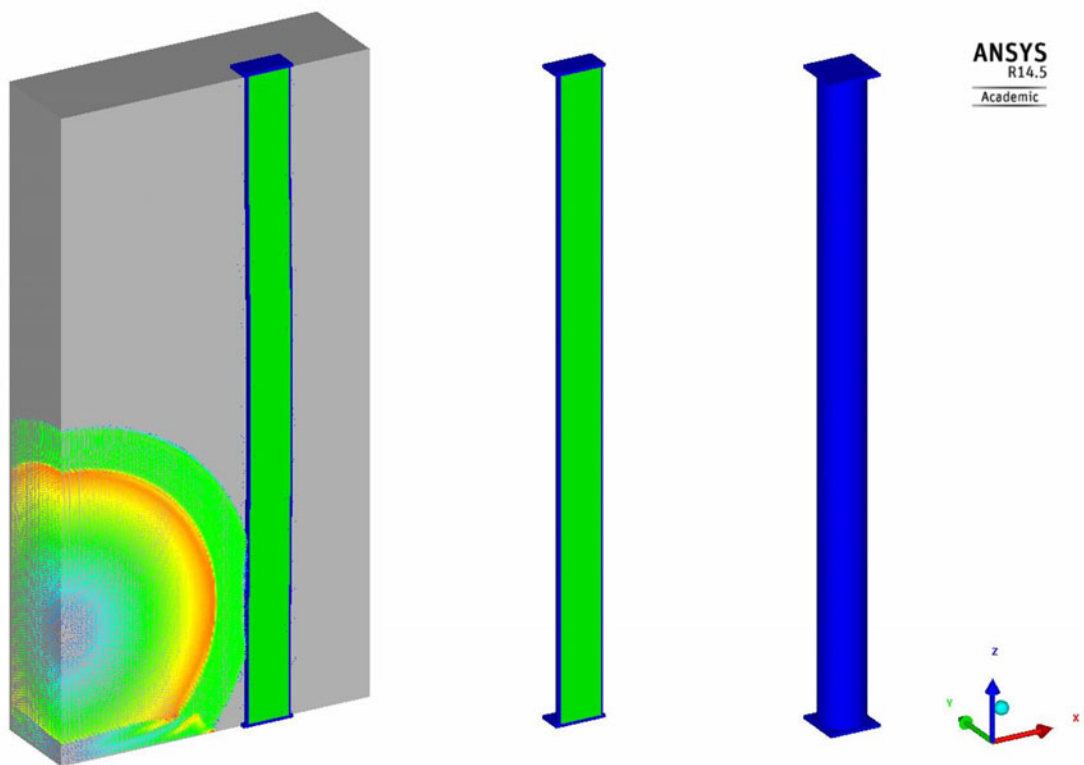


Abbildung 4.30: Gegenüberstellung der Modelle mit Ausnutzung der Symmetrie und Abbildung des Eulerraums (links), mit Abbildung der Einwirkung über das Last-Array ohne Eulerraum (mittig) und ohne Ausnutzung der Symmetriebedingung (rechts)

## Detonationseinwirkung auf das Bauteil

Die Verläufe der auf das Rohr einwirkenden Kräfte sind im Rahmen der Modellgenauigkeit als identisch zu werten, trotz der Unterschiede in den Druckverläufen nach Kapitel 2.4.2 und 2.4.4. Lediglich für die untersuchte Abbildung der Druckeinwirkung über den MME-Solver erhält man einen um 10 % niedrigeren Spitzenwert, der einwirkende Impuls ist dagegen identisch mit den anderen Modellen.

## Horizontale und vertikale Systemverformungen

Die horizontalen Systemverformungen aller Modelle zeigen lediglich geringe Unterschiede, die vertikalen Verformungen sind im Rahmen der Modellgenauigkeit identisch. Phänomenologisch interessant ist jedoch der Vergleich der Analysemodelle Nr. 3 und Nr. 15 mit identischen Einwirkungsmodellen aber unterschiedlicher Einwirkungsdauer. Die Begrenzung der Einwirkungsdauer von 10 ms bei Analysemodell Nr. 3 auf 2 ms bei Modell Nr. 15 führt zu einer Steigerung der horizontalen Verformungsamplitude um 5 %, was zugleich auch die größte Abweichung zwischen den untersuchten Modellen darstellt.

Die Begrenzung der Einwirkungsdauer auf 2 ms führt dazu, dass die Druckeinwirkung auf den oberen Bereich der Stütze nicht mehr abgebildet wird. Dennoch erfährt der Verlauf aller eingetragenen Kräfte der Detonationseinwirkung keine relevante Änderung. Dies belegt, dass die Deckenreflexion in diesem Fall keinen signifikanten Anteil an den einwirkenden Kräften besitzt.

Trotz dieser Übereinstimmung bei den eingetragenen Kräften ergibt sich ein, wenn auch geringer, Unterschied in der Systemverformung. Dies kann nur dadurch erklärt werden, dass die zeitlichen Verläufe der einwirkenden Druckwelle und der initiierten Bauteilverformung nicht synchron sind, was bereits bei der Auswertung des Referenzmodells in Kapitel 4.2 durch die unterschiedlichen Eintreffzeitpunkte der Druckwelle und der Bauteilantwort am Stützenkopf gezeigt werden konnte.

Durch die zeitliche Verschiebung entsteht ein Effekt, ähnlich der *destruktiven Interferenz*<sup>3</sup> aus der Physik. Die Einwirkungsanteile, die im Zeitbereich nach 2 ms auf das Bauteil einwirken, regen höhere Biegemodenanteile an (vgl. Anhang C.2), deren negative Amplitudenbereiche der sich entwickelnden ersten positiven Schwingungsamplitude entgegenwirken. Begrenzt man die Einwirkungszeit, so wird auch dieser Effekt begrenzt, was wiederum eine „ungestörte“ Entwicklung der dominanten Verformung zulässt und für die geringfügig größere Verformungsamplitude verantwortlich ist. Die größten Verformungsamplituden sind also zu erwarten, wenn man den Zeitbereich der Einwirkung so begrenzt, dass die global eingetragenen Kräfte auf null abklingen, was dem betrachteten Szenario Sz1 nach Abbildung der untersuchten Einwirkungsdauer von 2 ms entspricht.

Die etwas größeren positiven und negativen Amplituden der horizontalen Systemverformungen im Bereich von 5 % schlagen sich nicht in den Beanspruchungen nieder. Die Ursache hierfür liegt in der lokalen Verschiebung der Amplituden, die sich nicht mehr in einer Höhe von 3,25 m ausbilden, sondern sich auf eine Höhe von 3,00 m verlagern. Für die maßgebliche Biegebeanspruchung am Stützenkopf zeigt sich daraus keine relevante Steigerung.

---

<sup>3</sup>Eine Wellenüberlagerung, bei der sich die Amplituden gegenseitig reduzieren, wird in der Physik destruktive Interferenz genannt.



### Horizontale Systemgeschwindigkeiten

Hinsichtlich der horizontalen Systemgeschwindigkeiten treten keine nennenswerten Unterschiede auf. Für die untersuchten Fälle mit einer Diskretisierung der Einwirkung von 10 mm liegen die auftretenden Geschwindigkeitsamplituden maximal 5 % niedriger.

### Bauteilbeanspruchungen und Auflagerreaktionen

Die Differenzen in den Amplituden der Beanspruchungen für das Stahlrohr und den Betonkern variieren lediglich um  $\pm 1\%$ . Auch für die horizontalen und vertikalen Auflagerreaktionen treten für alle untersuchten Modelle vernachlässigbar geringe Unterschiede auf.

### Ergebnis

Die untersuchten Modelle Nr. 15 bis Nr. 18 zeigen sehr anschaulich, dass vor allem die Diskretisierung in der untersuchten Bandbreite einen vernachlässigbaren Einfluss auf die Bauteilreaktion hat, und daher geringe Abstriche bei der Auflösung des Eulernetzes für die Druckwellensimulation in Kauf genommen werden können. Es ist aber anzumerken, dass bei einer zu groben Modellierung die physikalischen Effekte der Druckwellenausbreitung und die komplexen Reflexionseffekte und Überlagerungen nicht mehr mit ausreichender Genauigkeit abgebildet werden.

Zudem bestätigen die Ergebnisse, dass der reflektierte Impuls der Einwirkung, für den auch im Rahmen der Verifizierung in Kapitel 2.3 die besten Übereinstimmungen mit der Referenzquelle erzielt worden sind, das maßgebende Detonations-Charakteristikum in Bezug auf die Bauteilantwort ist und der reflektierte Spitzenüberdruck der Einwirkung nicht entscheidend ist. Auf Basis dieser Erkenntnisse ließe sich eine Verifizierung noch zielgerichteter durchführen, um die notwendige Diskretisierung des Einwirkungsmodells zu definieren.

Des Weiteren konnte gezeigt werden, dass eine Reduktion der betrachteten Einwirkungsdauer ohne Abstriche bei der Ergebnisqualität möglich ist. Hierbei muss aber sichergestellt sein, dass der relevante Bereich der Einwirkung abgebildet wird. Dies gelingt im vorliegenden Fall über die Betrachtung des Verlaufs der globalen Kopplungskräfte aus der Detonationseinwirkung. Wie gezeigt werden konnte, führt eine solche Begrenzung der Einwirkungsdauer auf den relevanten Zeitbereich möglicherweise zu einer geringen Überbewertung mancher Ergebnisse.

Nicht nur die Begrenzung der Einwirkungsdauer, auch die Begrenzung der notwendigen Diskretisierung lässt eine deutliche Reduktion des Rechenaufwandes bei der Simulation der Einwirkung zu, wie bereits in Kapitel 2.4 ausführlich geschildert wurde. Durch die entkoppelte Simulation ergibt sich für die Lösung der untersuchten Analysemodelle der gleiche Rechenaufwand, wie er für Modell Nr. 3 in Kapitel 4.2 beschrieben ist.

#### 4.5.2 Fluid-Struktur-Kopplung

Anhand von Analysemodell Nr. 19 [starke Kopplung] wird untersucht, ob durch die bisherige entkoppelte Simulation die Bauteilantwort verfälscht wird. Dies gelingt durch die Abbildung der gekoppelten Simulation, in der das Einwirkungsmodell und das Bauteilmodell gleichzeitig gelöst werden. Die Unterschiede im Kopplungsalgorithmus sind in Kapitel 4.1.5 zusammengefasst. In Abbildung 4.30 ist das gekoppelte Modell dem einfachen Bauteilmodell gegenübergestellt.

Da dieses Modell den höchsten numerischen Anforderungen genügt, fließen alle wichtigen Erkenntnisse aus den vorangegangenen Untersuchungen direkt mit ein. Modell Nr. 19, bei dem sowohl eine geometrische Ersatzimperfection von  $L/300$  als auch die favorisierte nachgiebige Kontaktformulierung mit Reibung zwischen dem Stahlrohr und dem Betonkern bei einer Bauteildiskretisierung von  $20\text{ mm}$  berücksichtigt ist, kann direkt mit Modell Nr. 12 [Imp | Reib |  $20\text{ mm}$ ] nach Tabelle 4.1 verglichen werden. Auch die Modellierung der Einwirkung ist bei beiden Analysemodellen identisch. Modell Nr. 12 stellt dabei eine Weiterentwicklung des in Kapitel 4.2 beschriebenen Referenzmodells Nr. 3 hinsichtlich der in Kapitel 4.4 untersuchten Merkmale dar.

Da im vorherigen Abschnitt gezeigt werden konnte, dass die maßgebenden Einwirkungsbestandteile bereits bei einer Simulationszeit von  $2\text{ ms}$  in das Bauteilmodell eingetragen werden, deutet sich in Bezug auf den Verlauf der Verformung schon jetzt an, dass keine direkten Interaktionseffekte zwischen der Einwirkung und der Bauteilreaktion zu erwarten sind, zumal die Verformungsamplituden geringer als die Zellengröße des Eulerraums sind.

Wegen des enorm gesteigerten numerischen Aufwandes wird die Simulationszeit auf  $25\text{ ms}$  begrenzt. Dies ist ausreichend, um die erste und dominante Verformungsamplitude und die Beanspruchungsspitzen der Bauteilreaktion abzubilden. Das Bauteilmodell besitzt die bewährte Vorlaufzeit zur Harmonisierung des Vorspannzustandes. Das Luftraummodell wird zum Zeitpunkt  $0,45\text{ ms}$  ergänzt. Wegen des zusätzlichen Eulerraums wird die CFL-Zahl<sup>4</sup> als Faktor für den Zeitschritt  $\Delta t$  von  $0,90$  für die reine Bauteilanalyse auf den empfohlenen Wert  $0,66$  für die CFD-Simulation herabgesetzt. Dies wirkt sich direkt auf den Zeitschritt der Simulation und dadurch auch auf den Rechenaufwand aus.

### Auswertung

Die Krafteinwirkung auf das Rohr aus der Druckwellenausbreitung im Eulerraum ist bei der gekoppelten Simulation von Modell Nr. 19 im Rahmen der Modellgenauigkeit identisch mit der entkoppelten Simulation der Bauteilantwort von Modell Nr. 12. Dementsprechend zeigen sich auch für die Ergebnisse der Bauteilreaktion lediglich minimale Unterschiede, und es wird davon ausgegangen, dass diese geringen Unterschiede in der Anpassung des Zeitschritts begründet sind. Daraus geht zusätzlich hervor, dass sich eine Reduzierung des Zeitschrittes nicht auf die Bauteilreaktion des betrachteten Beispiels auswirkt.

Aufgrund der geringen Simulationsdauer von  $25\text{ ms}$  wird die Amplitude der vertikalen Systemverformung nicht erreicht. Vergleicht man die vertikale Verformung von  $-3,89\text{ mm}$  am Ende der Simulation mit der des Referenzsystems von  $-3,92\text{ mm}$ , so zeigt sich auch an dieser Stelle eine gute Übereinstimmung. Alle Ergebnisgrößen sind wiederum Anhang C.5 zu entnehmen.

### Rechenaufwand

Durch die zusätzliche Abbildung des Einwirkungsmodells steigert sich der Rechenaufwand drastisch. Der Zeitschritt reduziert sich durch die Anpassung der CFL-Zahl von  $1,5 E - 03\text{ ms}$  auf  $8,3 E - 04\text{ ms}$ . Der Simulationszeit von  $25\text{ ms}$  steht eine Rechendauer von 38 Stunden gegenüber. Eine Simulationszeit von  $150\text{ ms}$  würde zu einer Rechendauer

---

<sup>4</sup>Sicherheitsfaktor in der numerischen Strömungssimulation nach COURANT, FRIEDRICHS & LEWY aus dem Jahr 1928. Explizite Euler-Verfahren sind nur für eine CFL-Zahl  $< 1$  stabil.

von etwa 228 Stunden oder 9,5 Tagen führen. Vergleicht man dieses Ergebnis mit dem Rechenaufwand von 6,75 Stunden für Modell Nr. 12 nach Kapitel 2.4, so bedeutet dies eine Steigerung um den Faktor 34 und es veranschaulicht den enormen Einfluss der Entkopplung der Einwirkungssimulation und der Bauteilsimulation.

## Ergebnis

Der vorliegende Vergleich zwischen der gekoppelten Simulation des Analysemodells Nr. 19 mit dem identischen entkoppelten Modell Nr. 12 bestätigt, dass es keine Anzeichen für unberücksichtigte Effekte oder Einflüsse aus der vereinfachten Aufbringung der Detonationseinwirkung gibt und es somit zu keiner Fluid-Struktur-Interaktion kommt. Zudem zeigt sich das Potential der Entkopplung durch die dadurch ermöglichte Einsparung beim Rechenaufwand.

### 4.5.3 Detonationsintensität

Nachdem in den vorangegangenen Abschnitten zentrale Sensitivitäten und Vereinfachungen untersucht wurden, werden mit den Analysemodellen Nr. 20 [Sz2] bis Nr. 23 [Sz5] die Einflüsse aus einer schrittweisen Steigerung der Detonationsintensität auf die Bauteilreaktion ausgewertet. Die Merkmale der Modelle können wieder Tabelle 4.1 entnommen werden. Die geometrische Lage der Szenarien Sz2 bis Sz5 vor der Stütze bleibt hierbei unverändert. Die den Szenarien zugeordneten Intensitäten nach Tabelle 2.2 können der Definition in Kapitel 2.2.3 entnommen werden. Details zu den Einwirkungsmodellen sind in Kapitel 2.4 beschrieben.

Die geringen Amplituden und die fast ausschließlich elastische Bauteilreaktion auf die Einwirkung von Szenario Sz1 waren für die Untersuchungen zum grundlegenden Bauteilverhalten zweckmäßig, es wurden aber keine Grenzzustände erreicht, die ein konkretes Bauteilversagen implizieren. Mit dem Ziel, deutliche plastische Beanspruchungskonzentrationen und Versagensmechanismen hervorzurufen, wird die Intensität der Detonation schrittweise gesteigert.

Für die Analyse der Modelle Nr. 20 bis Nr. 23 ist das Bauteilmodell identisch mit Modell Nr. 9 [Reib | 20 mm] und unterscheidet sich nur durch die nachgiebige Kontaktformulierung von Referenzmodell Nr. 3. Die prognostizierten Vorteile dieser Kontaktformulierung mit der Abbildung der Reibung zwischen den Oberflächen werden durch die größeren lokalen Beanspruchungskonzentrationen deutlich. Eine geometrische Ersatzimperfektion wird nicht berücksichtigt. Dies liegt zum einen daran, dass die Biegebeanspruchungen aus der Detonationseinwirkung vor allem für die Szenarien mit höherer Intensität deutlich größer sind als die Biegung infolge der Imperfektion. Darüber hinaus werden die Beanspruchungskonzentrationen in der Feldmitte, dem Ort der größten Ausmitte, nie maßgebend. Zum anderen wird das Einwirkungsmodell von Szenario Sz5 auch für die anschließende Optimierung verwendet. Aufgrund der variablen Auflagerbedingungen wäre die Ersatzimperfektion auf Basis der ersten Beulfigur für alle untersuchten Designs unterschiedlich, was für jedes Design ein eigenes Einwirkungsmodell erfordern würde.

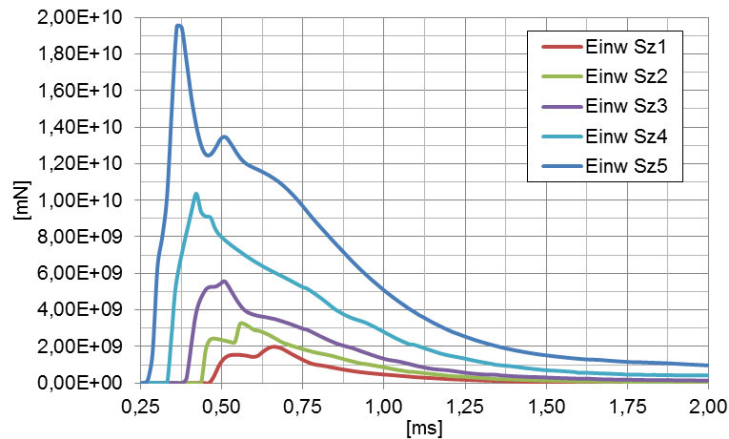


Abbildung 4.31: Vergleich der integrierten Kräfteinwirkungen auf die Stützenoberfläche für die Detonationsszenarien Sz1 bis Sz5 der Modelle Nr. 20 bis Nr. 23

### Detonationseinwirkung auf das Bauteil

Mit der zunehmenden Intensität der Detonationseinwirkung steigern sich auch die in das Bauteil eingetragenen Lasten deutlich, wie Abbildung 4.31 veranschaulicht. Vom Spitzenwert der einwirkenden Kraft von etwa  $2 E + 09 mN$  für Szenario Sz1 steigert sich der Spitzenwert schrittweise bis auf annähernd  $2 E + 10 mN$  für Sz5. Der eingetragene Impuls erhöht sich in ähnlichem Maße. Die Einwirkungsauern bleiben dagegen gering.

### Horizontale Systemverformungen

Die auftretenden horizontalen Verformungsamplituden steigern sich von  $2,5 mm$  für Sz1 bis auf  $48 mm$  für Sz5. Relevante plastische Verformungsanteile von  $9 mm$  zeigen sich erst ab Szenario Sz4 und erreichen bei Sz5  $35 mm$ . Abbildung 4.32 für Modell Nr. 23 [Sz5] zeigt, dass sich bereits zu Beginn der Bauteilantwort diese deutlichen plastischen Verformungsanteile ausbilden. Es treten keine negativen Verformungen auf.

Betrachtet man die Entwicklung der Verformung von Modell Nr. 23 über die Stützhöhe zu ausgewählten Zeitpunkten nach Abbildung 4.33, so ist festzustellen, dass sie im Fußbereich initiiert wird und sich ebenfalls in die Feldmitte verlagert, wo sie ihre Amplitude erreicht. Die großen plastischen Verformungsanteile im Fußbereich führen im Vergleich zu Sz1 in Abbildung 4.7 zu einer schnell abklingenden Schwingung auf hohem Niveau. Die Amplituden bilden sich dabei zwischen dem Detonationspunkt und der Feldmitte aus.

Der Bereich zwischen dem Fußpunkt und einer Höhe von etwa  $0,25 m$  zeigt einen annähernd linearen Verformungsverlauf, der erkennbar durch einen Knick in eine weitere kontinuierliche Systemverformung übergeht. Die Ursache hierfür liegt in den auftretenden plastischen Verformungen aus Schub und Biegung am Fußpunkt, auf die im Rahmen der Beanspruchungskonzentrationen näher eingegangen wird.

Um auch für die auftretenden Bauteilverformungen infolge des Detonationsszenarios Sz5 ein besseres Verständnis zu erreichen, sind die Verformungen erneut über die Zeit und die Stützhöhe in Form eines dreidimensionalen Höhenliniendiagramms nach Abbildung 4.34 aufbereitet. Die Auswertung ist hierbei auf die ersten beiden Schwingungsamplituden bis  $36 ms$  fokussiert. Die zeitliche Entwicklung der Verformung hin zum Stützenkopf sowie die Lage der Verformungsamplituden sind deutlich wahrnehmbar.

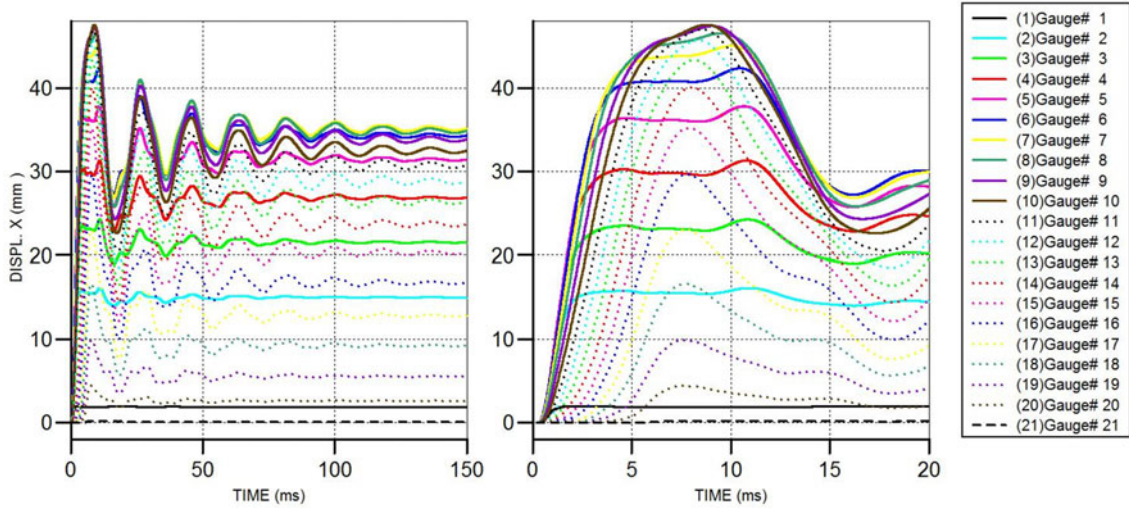


Abbildung 4.32: Verlauf der horizontalen Systemverformungen über den gesamten Zeitbereich (links) und mit Fokus auf die ersten 20 ms (rechts) für Modell Nr. 23

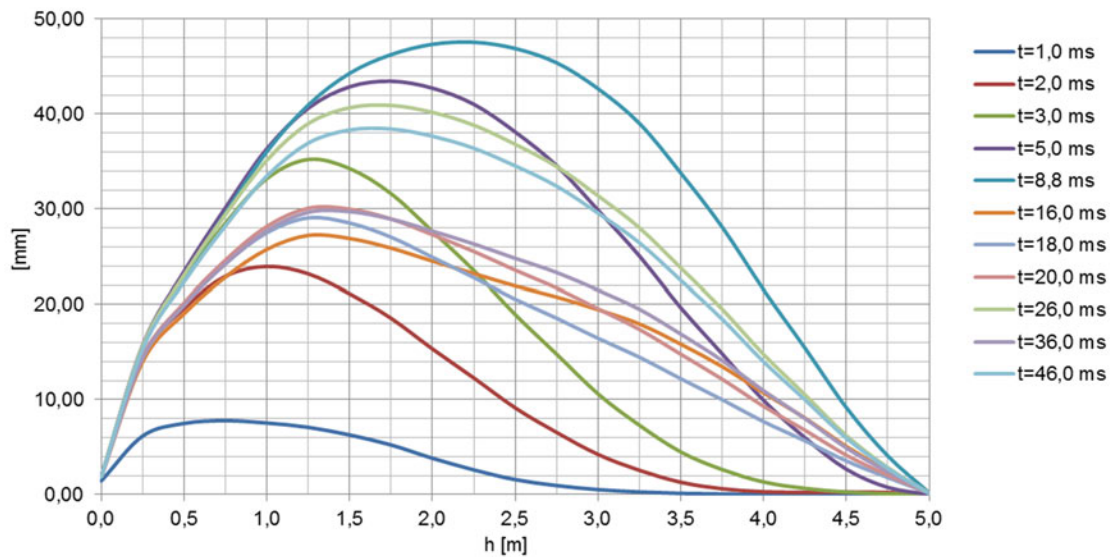


Abbildung 4.33: Verlauf der horizontalen Systemverformungen zu diskreten Zeitpunkten über die Stützenhöhe von Modell Nr. 23



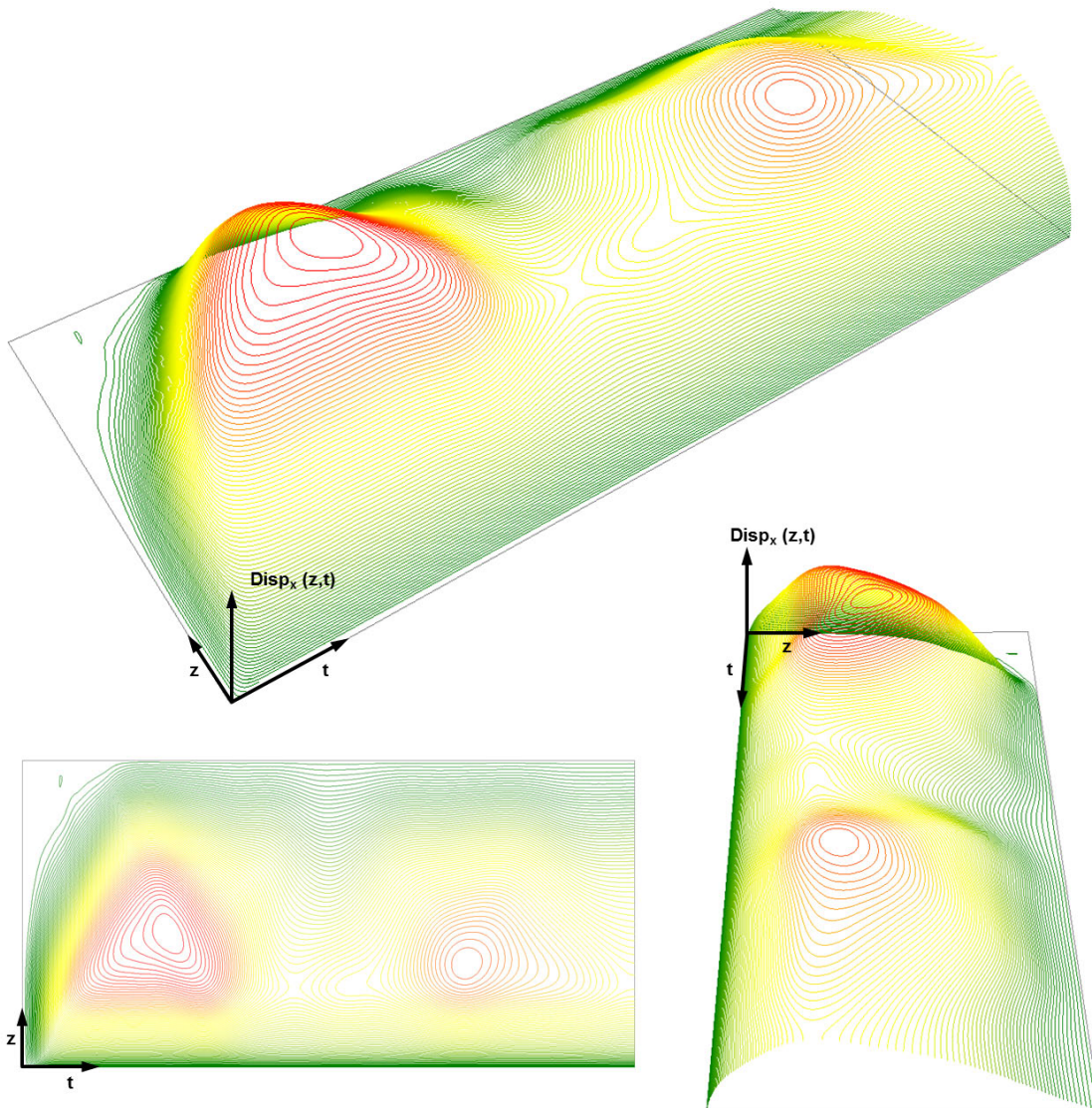


Abbildung 4.34: Visualisierung der horizontalen Systemverformung über die Zeit in Form einer Höhenlinienberechnung für die ersten beiden Halbwellen ( $36\text{ ms}$ ) für Modell Nr. 23

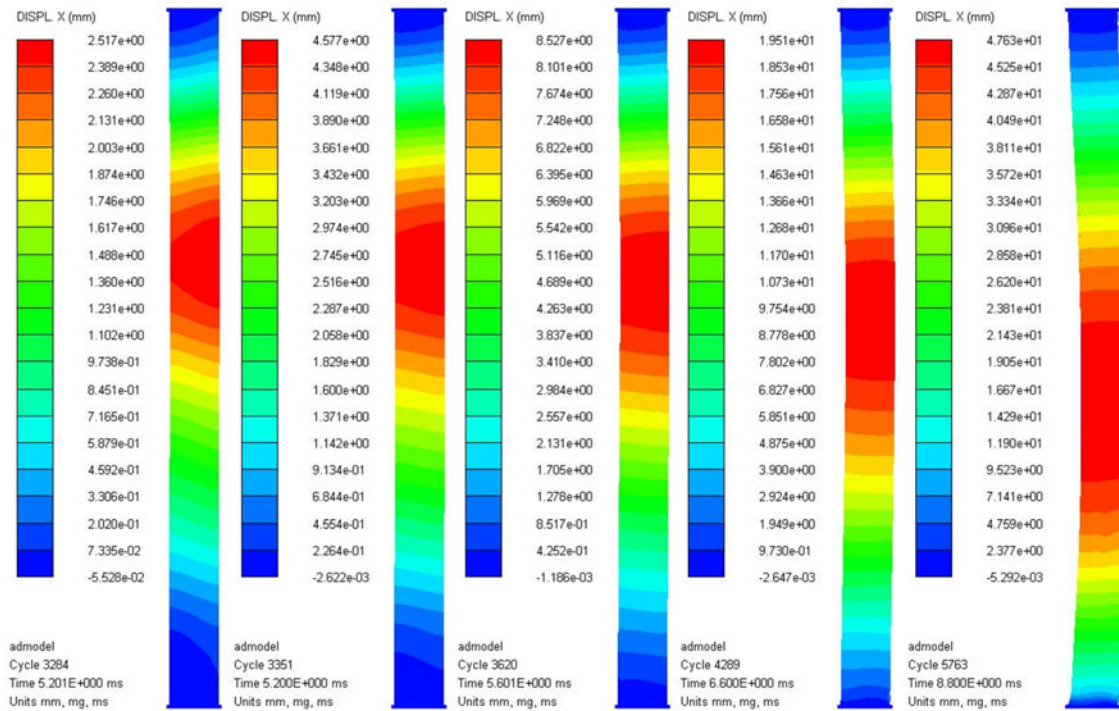


Abbildung 4.35: Gegenüberstellung der maximalen Bauteilverformungen (überhöht) für die verschiedenen Detonationsszenarien (Sz1 | Sz2 | Sz3 | Sz4 | Sz5)

Vergleicht man die überhöht dargestellten maximalen Verformungsfiguren der verschiedenen Detonationsszenarien Sz1 bis Sz5 nach Abbildung 4.35, so ist zu sehen, dass sich die Stelle der maximalen Horizontalverformung schrittweise nach unten verlagert, später erreicht wird und sich die Amplituden deutlich steigern. Abbildung 4.35 zeigt aber auch, dass sich nach der in Anhang C.3 beschriebenen lokalen Druckwelleneinwirkung stets eine homogene und annähernd konstante Verformung des Querschnitts ausbildet. Für die Szenarien Sz4 und Sz5 in der rechten Bildhälfte deuten sich auch die aufkommenden lokalen Verformungen am Fußpunkt und am Stützenkopf an. Für Sz5 ist am Fußpunkt bereits eine deutliche Schubverzerrung des Querschnitts zu identifizieren.

Vergleicht man die Einhüllenden der horizontalen Bauteilverformung nach Abbildung 4.36, so zeigt sich bei logarithmischer Abbildung der Verformungen auf der rechten Seite ein qualitativ identisches Verformungsverhalten für die erste Halbwelle mit steigenden Amplituden, die sich schrittweise früher und schneller ausbilden. In der linken Abbildung sind die Einhüllenden auf ihre positiven Verformungsamplituden normiert. Durch diese Normierung wird die relative Entwicklung der Verformung vergleichbar. Es zeigen sich nur geringe Unterschiede, lediglich das Erreichen der Spitzenwerte und das Abklingen der Verformungen verzögern sich zunehmend.

In Abbildung 4.37 sind die normierten Einhüllenden der Verformung den normierten Verläufen der eingetragenen Kräfte gegenübergestellt. Die Abbildung ist auf den dominanten Zeitbereich der Einwirkung fokussiert und gibt Aufschluss über die zeitliche Interaktion

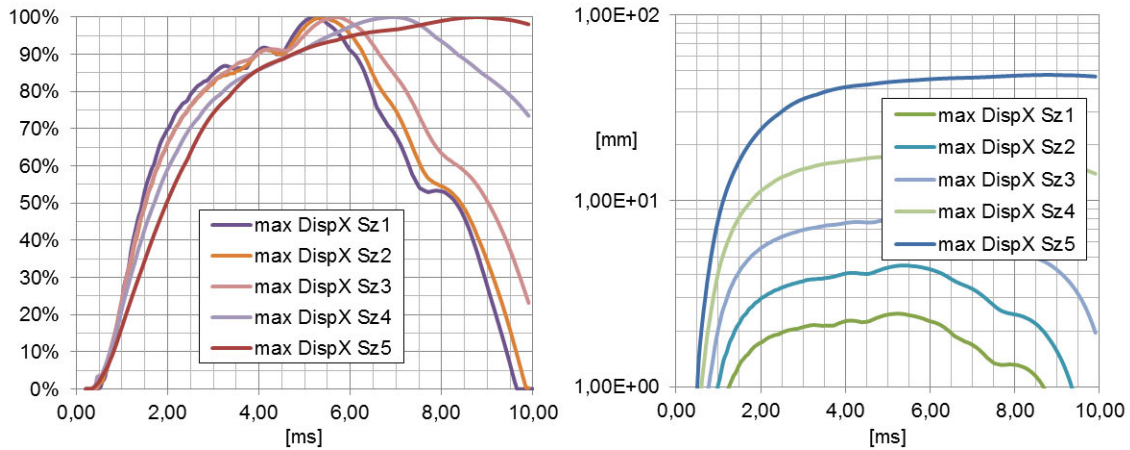


Abbildung 4.36: Vergleich der normierten (links) und absoluten (rechts) einhüllenden Bauteilverformung für die untersuchten Detonationsszenarien

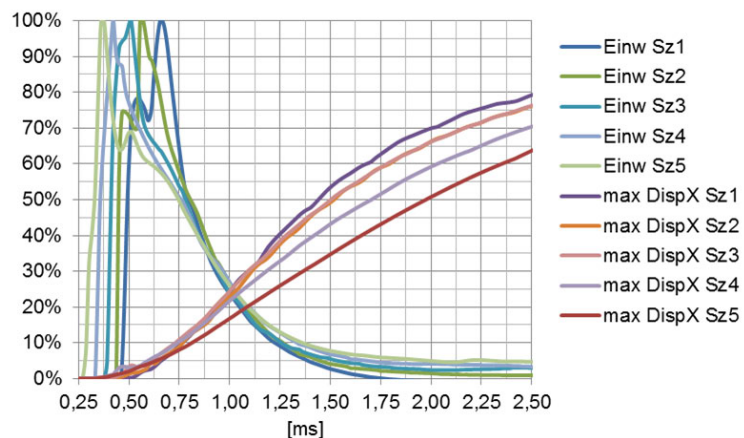


Abbildung 4.37: Gegenüberstellung der normierten globalen Einwirkungen und der normierten einhüllenden Bauteilverformungen für die untersuchten Detonationsszenarien



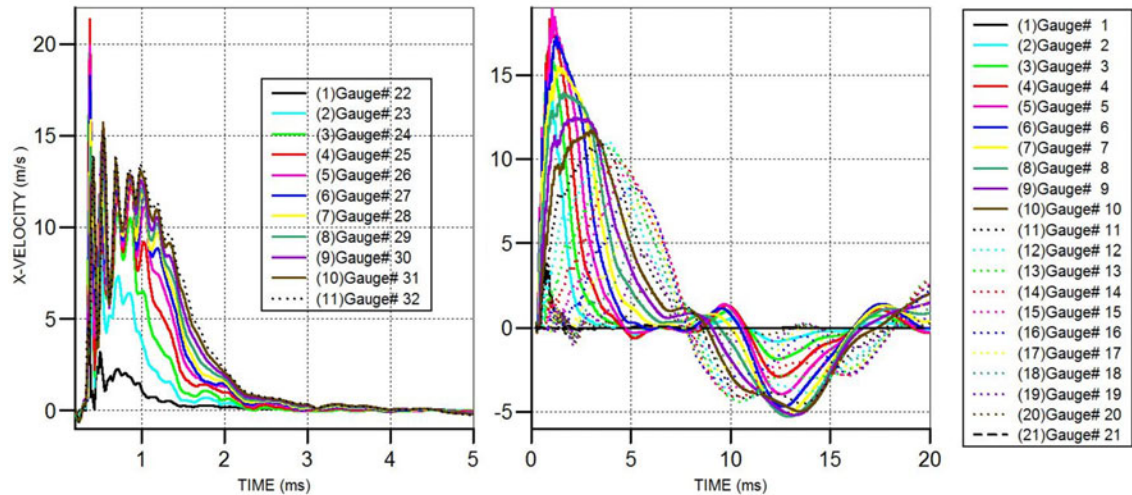


Abbildung 4.38: Verlauf der horizontalen Systemgeschwindigkeiten für den Fußpunktbereich der Anströmfläche (links) und für die Systempunkte über die Stützhöhe (rechts) für Modell Nr. 23

zwischen Einwirkung und Bauteilantwort. Unabhängig von der Intensität der Einwirkung und der individuellen Bauteilantwort zeigen die normierten Kurven einen nahezu einheitlichen Schnittpunkt, der sich bei  $1,0\text{ ms}$  auf einem Niveau von 25 % befindet. Lediglich für die größte betrachtete Intensität von Modell Nr. 23 verschiebt sich der Schnittpunkt leicht. Dies bedeutet, dass einheitlich für alle betrachteten Szenarien und Bauteilantworten stets 75 % der Amplitude der Einwirkung bereits in das System eingetragen sind, wenn dieses 25 % seiner maximalen positiven Verformungsamplitude erreicht. Es bestätigt die impulsartige Charakteristik der Einwirkung in Bezug auf die Bauteilantworten für alle untersuchten Detonationsszenarien nach der Definition von CORMIE ET AL. [x]. Für Szenario Sz5 verschiebt sich dieses Verhältnis auf 80 % zu 20 %, was bedeutet, dass die Impulsabhängigkeit der Bauteilantwort weiter zunimmt.

### Horizontale Systemgeschwindigkeiten

Betrachtet man die auftretenden Geschwindigkeitsamplituden, so zeigt sich auch hier eine kontinuierliche Steigerung von  $2,4\text{ m/s}$  für Sz1 bis auf Spitzenwerte über  $20\text{ m/s}$  für Sz5. In Abbildung 4.38 sind die auftretenden Geschwindigkeiten für Modell Nr. 23 dargestellt. Es wird zwischen den Messpunkten im Fußpunktbereich der Anströmfläche auf der linken Seite und den Systempunkten im Zentrum der Stütze auf der rechten Seite unterschieden. Es zeigt sich, dass die Geschwindigkeitsamplituden an der Anströmfläche die größten Spitzenwerte aufweisen und bereits bei der Initiierung der Bauteilantwort im Zeitbereich vor einer Millisekunde eintreten und schnell wieder abklingen. Die Amplituden der Systempunkte stellen sich etwas verzögert und mit leicht niedrigeren Spitzenwerten ein. Die Lage der Messpunkte ist Anhang C.4 zu entnehmen.

### Vertikale Verformung und Auflagerreaktion

Der qualitative Verlauf der vertikalen Kopfverformungen ändert sich für die unterschiedlichen Szenarien nicht, die Amplituden nehmen jedoch stetig zu. In Abbildung 4.39 auf der

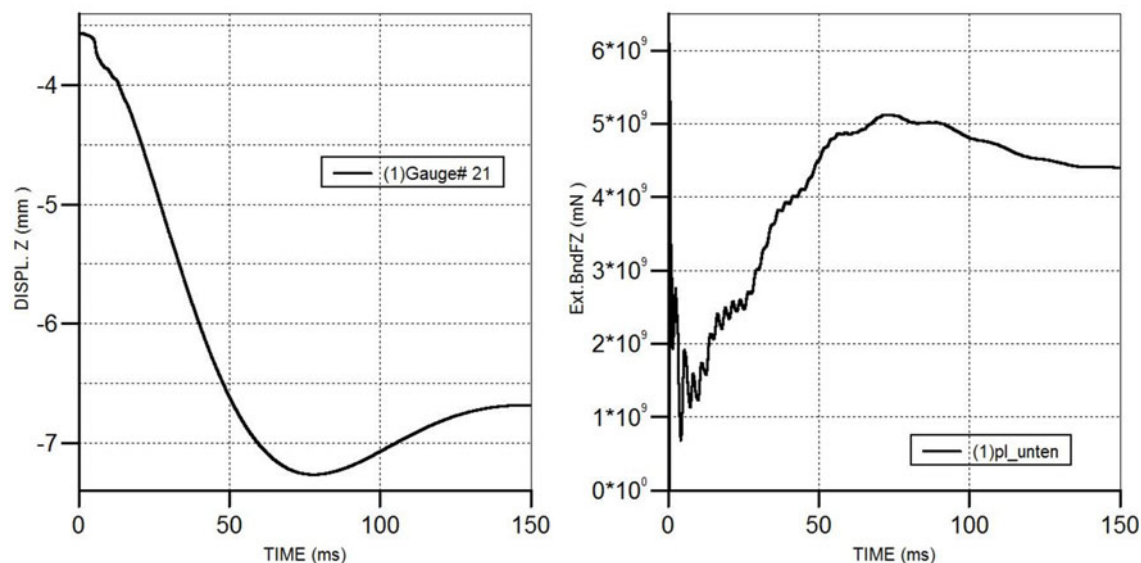


Abbildung 4.39: Verlauf der vertikalen Verformung des Systempunktes am Stützenkopf (links) und der vertikalen Auflagerreaktion am Stützenfuß (rechts) für Modell Nr. 23

linken Seite ist der Verlauf der vertikalen Verformung für Modell Nr. 23 mit einer relativen vertikalen Amplitude von  $-3,7\text{ mm}$  abgebildet. Trotz des identischen Vorspannzustandes beeinflusst die Steigerung der horizontalen Einwirkungen auch den Verlauf der vertikalen Auflagerreaktionen, wie er für Detonationsszenario Sz5 in Abbildung 4.39 auf der rechten Seiten wiedergegeben ist. Direkt auf die Spitzeneinwirkung folgt die maximale, aber sehr kurzzeitige, Überhöhung der vertikalen Auflagerreaktion auf  $6,1 E + 09\text{ mN}$ , gefolgt von einer Phase der axialen Entlastung, in der die Auflagerreaktion trotz einer Auflast von  $4,5 E + 09\text{ mN}$  auf bis zu  $7,0 E + 08\text{ mN}$  sinkt, um von da an wieder kontinuierlich zu steigen. Zum Zeitpunkt der maximalen vertikalen Verformung ist erneut eine leichte Überhöhung ( $5,1 E + 09\text{ mN}$ ) des Vorspannzustandes zu beobachten, der schließlich wieder auf das ursprüngliche Vorspannniveau abfällt.

### Horizontale Auflagerreaktionen

Vergleicht man die Verläufe der horizontalen Auflagerreaktionen am Fußpunkt und am Stützenkopf für die Analysemodelle Nr. 20 [Sz2] bis Nr. 23 [Sz5] in Abbildung 4.40, so zeigt sich stets ein qualitativ gleiches Verhalten mit stetig steigenden Amplituden, das für Modell Nr. 3 bereits in Kapitel 4.2.6 beschrieben ist. Dabei wird für Szenario Sz5 am Fußpunkt eine negative Amplitude von  $-5,6 E + 09\text{ mN}$  erreicht, während sich am Stützenkopf Amplituden von  $-4,0 E + 09\text{ mN}$  und  $+3,8 E + 09\text{ mN}$  ausbilden.

Lediglich der Kraftverlauf am Stützenkopf von Modell Nr. 23 zeigt geringfügige Abweichungen. Die Steigerung der maßgebenden negativen Amplitude fällt im Vergleich zu Szenario Sz4 geringer aus und tritt mit einer leichten zeitlichen Verzögerung ein. Die Ursache hierfür liegt in den deutlich gesteigerten Verformungen und Plastifizierungen im Fußbereich.

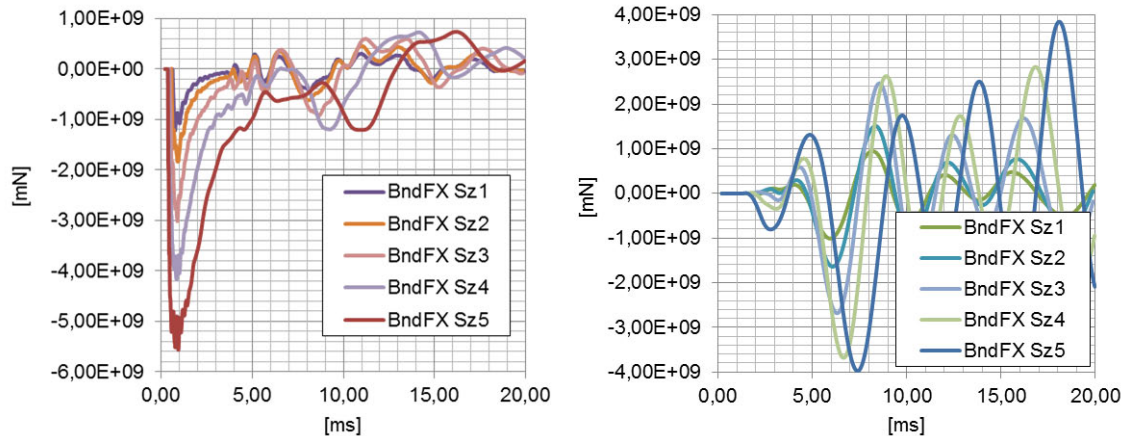


Abbildung 4.40: Vergleich der Verläufe der horizontalen Auflagerreaktionen für die verschiedenen Detonationsszenarien am Fußpunkt (links) und am Stützenkopf (rechts)

Da sich durch die Intensitätssteigerung der qualitative Verlauf der beiden Auflagerreaktionen nicht ändert, sind die markanten Unterschiede auf die geometrische Beziehung zwischen Detonationsszenarien und Bauteil zurückzuführen. Die lokale Bauteilreaktion erreicht den Fußpunkt im Zeitbereich der maßgebenden Einwirkung, aber noch bevor sich eine homogene Bauteilreaktion über die gesamte Stützenlänge ausbilden kann, was in Anhang C.3 zur Lastausbreitung in der Stütze verdeutlicht wird.

Erreicht die Bauteilreaktion den Stützenkopf, sodass sich eine horizontale Auflagerreaktion ausbilden kann, ist die Einwirkung bereits abgeklungen, und die Stütze zeigt eine kontinuierliche horizontale Verformungsfigur nach Abbildung 4.33. Diese setzt sich aus den angeregten harmonischen Eigenmodenanteilen zusammen und mündet im harmonischen Verlauf der horizontalen Auflagerreaktion nach Abbildung 4.40.

Aus diesen Zusammenhängen lassen sich nun folgende Erkenntnisse ableiten: Wenn eine Detonationsdruckwelle auf eine Stützenkonstruktion einwirkt und die Bauteilreaktion im Zeitbereich der maßgebenden Krafteinwirkung ein Auflager erreicht, bevor sich eine harmonische Bauteilantwort ausbilden kann, so zeigt die Auflagerreaktion einen Kraftverlauf in Anlehnung an die Einwirkung am Fußpunkt. Umso näher sich die Detonation am Auflagerpunkt befindet, desto markanter bildet sich der Kraftverlauf der Auflagerreaktion aus. Die Nähe zur Detonation wird im vorliegenden Fall aber nicht nur durch den geometrischen Abstand zum Detonationspunkt definiert, sondern auch durch den Machstamm-Effekt im Bodenbereich. Wenn sich dagegen ein Auflager in einem größeren Abstand zur Detonation befindet, sodass die maßgebenden Einwirkungsanteile bereits abgeklungen sind und sich eine globale Bauteilreaktion entwickeln konnte, ist der Kraftverlauf der Auflagerreaktion von den harmonischen Anteilen der Bauteilantwort geprägt.

### Beanspruchungskonzentrationen und Versagensmechanismen

Betrachtet man die Bauteilreaktionen für die einzelnen Szenarien, so lassen sich deutliche Beanspruchungskonzentrationen lokalisieren, die Indikatoren für Schädigungen sind und unterschiedlichen Versagensmechanismen zugeordnet werden können. Neben den Analysemodellen Nr. 20 [Sz2] bis Nr. 23 [Sz5] wird Modell Nr. 9 [Reib | 20 mm] für die Ergebnisse des Szenarios Sz1 ausgewertet. Es hat sich hierbei als zielführend erwiesen, die effektiven

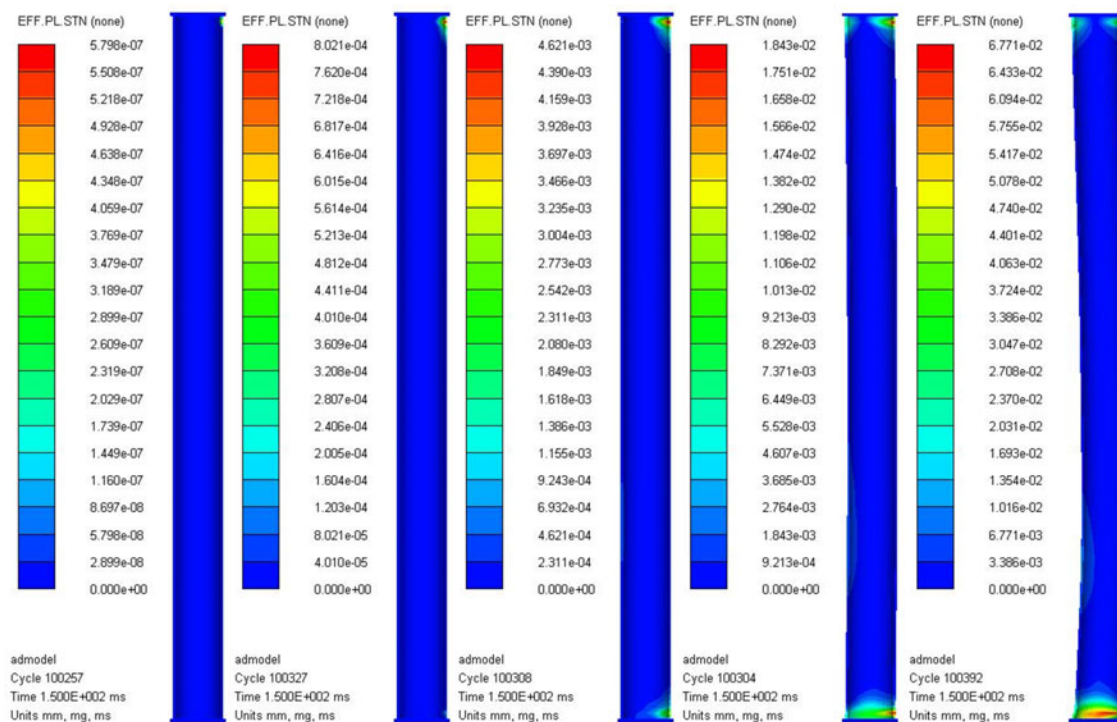


Abbildung 4.41: Verteilung der effektiven plastischen Dehnungen im Stahlrohr für die verschiedenen Detonationsszenarien (Sz1 | Sz2 | Sz3 | Sz4 | Sz5)

plastischen Dehnungen (EPS) des Stahlrohres als Schädigungsindikatoren für das gesamte Bauteil heranzuziehen. Die Beanspruchungszustände im Betonkern unter Berücksichtigung der Schädigung wirken sich direkt auf die Beanspruchungen im Stahlrohr aus, und erst ein Versagen des Stahlrohres würde auch zum Bauteilversagen führen. Abbildung 4.41 zeigt die Verteilung der plastischen Dehnungen nach dem Abklingen der dynamischen Reaktion für die unterschiedlichen Einwirkungsintensitäten. Die Geometrien entsprechen dabei den plastischen Verformungszuständen am Simulationsende. Dementsprechend zeigt Abbildung 4.42 das Auftreten und die Verteilung von Schädigungen im Betonkern nach dem Abklingen der dynamischen Reaktion. Die Schädigung, wie sie im RHT-Modell in Kapitel 4.1.2 beschrieben ist, bildet die Entfestigung durch die Rissbildung ab. Bei einer Schädigung von  $D = 1$  ist der Beton zerstört und besitzt lediglich eine Restschubfestigkeit, wie es vor allem für Sz5 im unteren Stützenbereich sehr ausgeprägt der Fall ist.

**Modell Nr. 9 – Sz1** Die Beanspruchungskonzentrationen für Modell Nr. 9 [Reib | 20 mm] sind, wie in Kapitel 4.4 beschrieben, mit denen des Referenzmodells Nr. 3 aus Kapitel 4.2 vergleichbar. Es zeigen sich mehrere ähnliche Spannungsspitzen im Stahlrohr, die in den Eckbereichen der Schnittdarstellungen der Stütze lokalisiert sind (vgl. Abb. 4.14) und den Fließbereich erreichen. Die maßgebende Beanspruchung aus Biegung und Normalkraft mit marginalen Plastifizierungen stellt sich auf der Rückseite des Stützenkopfes ein, wie Abbildung 4.41 auf der linken Seite verdeutlicht.

Der Betonkern zeigt zudem mehrere lokale Spannungsspitzen nach Abbildung 4.16, die sich ebenfalls in den Eckbereichen ausbilden. Abbildung 4.42 bestätigt jedoch, dass für Sz1 noch keine relevanten Schädigungen entstehen.



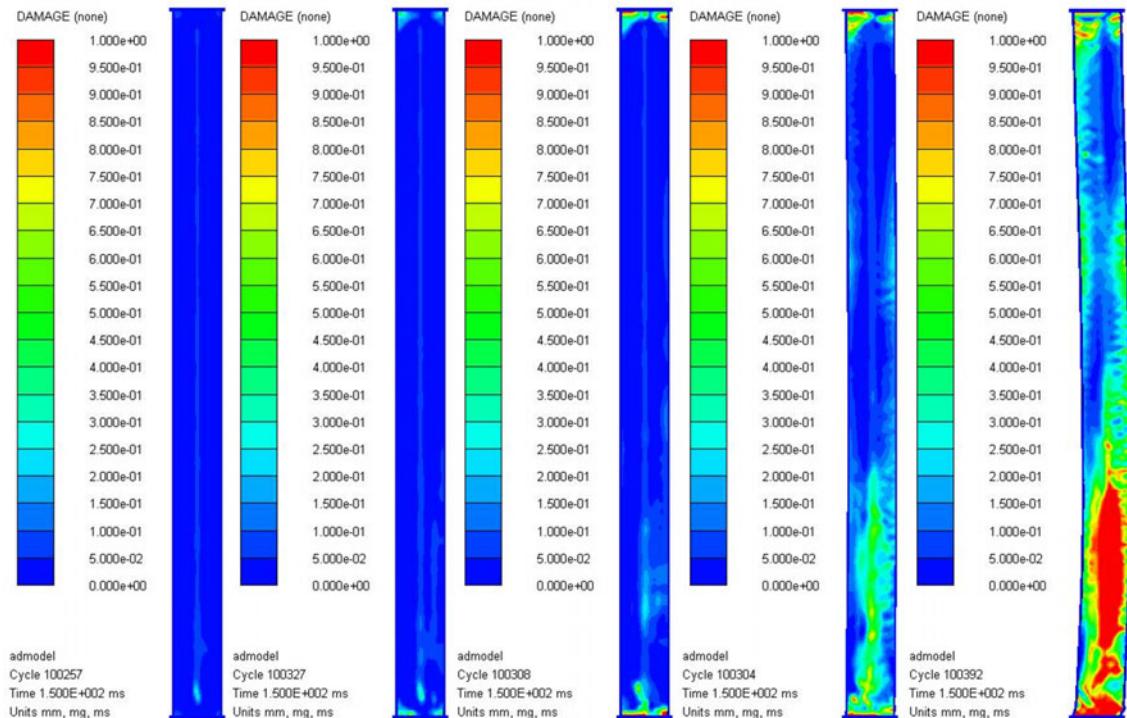


Abbildung 4.42: Verteilung der Schädigungen im Betonkern für die verschiedenen Detonationsszenarien ( Sz1 | Sz2 | Sz3 | Sz4 | Sz5 )

**Modell Nr. 20 [Sz2]** Die plastischen Dehnungen auf der Rückseite des oberen Rohrendes für Szenario Sz2 sind etwas deutlicher als für Sz1. Erstmals sind auch auf der Rückseite des Fußpunktes geringfügige plastische Dehnungen zu erkennen. Sie zeigen jedoch kein relevantes Niveau, aus dem sich eine tatsächliche Schädigung ableiten ließe.

Die Beanspruchungen im Betonkern nach Abbildung 4.42 weisen nun erstmals leichte Entfestigungen in den Eckbereichen des Fußpunktes und am Stützenkopf auf, die aber ebenfalls kein relevantes Niveau erreichen.

**Modell Nr. 21 [Sz3]** Auf der Rückseite am oberen und unteren Rohrende werden die plastischen Dehnungen zunehmend ausgeprägter, wobei die Beanspruchungskonzentration am Stützenkopf mit plastischen Dehnungen von 0,5% dominant ist. Die Bereiche der plastischen Dehnung strahlen auch immer weiter aus, Beanspruchungskonzentrationen an den Flanken infolge von Schubkräften sind aber noch nicht zu lokalisieren.

Es entstehen erstmals geringe plastische Systemverformungen von 1,3 mm im Feldbereich. Bei starker Überhöhung der Verformungen zeigt sich, dass sich erstmals auch lokale Ausbeulungen im Stahlrohr andeuten, bei der die nachgiebige Kontaktformulierung zum Tragen kommt. Die Beulen zeigen sich auf der Rückseite in einem Abstand von etwa 4 cm zu den Rohrenden, identisch mit der Lage der Spitzenwerte der plastischen Dehnungen aus Abbildung 4.41. Der Abstand ist dabei auf die stabilisierenden Effekte durch die Kopf- und Fußplatte zurückzuführen.

Für die Einwirkungsintensität von Sz3 zeichnet sich in den Eckbereichen der Schnittdarstellung des Betonkerns bereits eine deutliche Rissbildung ab, und auch im Feldbereich auf Höhe der Detonation zeigt sich in Abbildung 4.42 erstmals eine beginnende Entfestigung.

**Modell Nr. 22 [Sz4]** Für die Einwirkungsintensität von Szenario Sz4 verstärken sich die lokalen Beulen zunehmend. Auf der Rückseite des Fußbereichs, beginnend bei etwa  $1\text{ ms}$ , bildet sich eine maximale Verformungsamplitude von etwa  $3\text{ mm}$  im Stahlrohr aus. Wenn die Bauteilantwort den Bereich des Stützenkopfes erreicht, entsteht dort eine irreversible Ausbeulung von etwa  $2\text{ mm}$ . Diese wird durch Biegebeanspruchungen in einem Zeitbereich von  $6\text{ ms}$  ausgelöst. An der Anströmfläche wird direkt durch die einwirkenden Drücke ab  $0,4\text{ ms}$  eine geringfügige Verformung initiiert, die im Anschluss in eine plastische Schubverformung übergeht. Der Schubmechanismus ist durch die plastischen Dehnungen im Flankenbereich des Fußpunktes gekennzeichnet und überlagert sich dabei mit dem Biegemechanismus auf der Rückseite der Stütze. Dies bestätigt die Aktivierung des gesamten Querschnitts und führt die Funktion des Betonkerns deutlich vor Augen, der die Stabilisierung des Stahlrohres gewährleistet. In Abbildung 4.43 sind für den Bereich des Stützenkopfes und für den Fußbereich die Verformungsamplituden mit den lokalen Ausbeulungen des Stahlrohres und die Beanspruchungskonzentrationen aus Biegung und Schub dargestellt. Die maximale plastische Dehnung von  $1,8\%$  im Stahlrohr wird hierbei im Bereich der Ausbeulung auf der Rückseite des Stützenkopfes erreicht, dicht gefolgt von der Ausbeulung auf der Rückseite des Fußbereichs. Die Plastifizierung im Flankenbereich des Fußpunktes aus der Schubbeanspruchung erreicht etwa  $1,2\%$ . Im Verlauf der Bauteilreaktion prägen sich im Feldbereich plastische Verformungen von etwa  $8\text{ mm}$  aus, die aber keine relevanten plastischen Dehnungen im Feldbereich des Stahlrohres zur Folge haben.

Im Betonkern zeigt sich erstmals eine deutliche Beanspruchungskonzentration im Bereich zwischen Detonationshöhe und Fußpunkt, die bereits während der direkten Druckeinwirkung entsteht. Die hohen Drücke von Szenario Sz4 wirken auf das durch den Betonkern gebettete Stahlprofil ein und schützen den Beton vor direktem Versagen. Aufgrund der Einwirkungsintensität führt dies aber zu einer deutlichen Rissbildung im Beton, wohingegen die daraus resultierenden Beanspruchungen für das Stahlrohr gering bleiben. Dies verdeutlicht die Effektivität des gewählten Querschnitts. Die Zerstörung des Betons für  $D = 1$  nach Abbildung 4.42 ist lokal auf die Eckbereiche begrenzt und mit Sz3 vergleichbar.

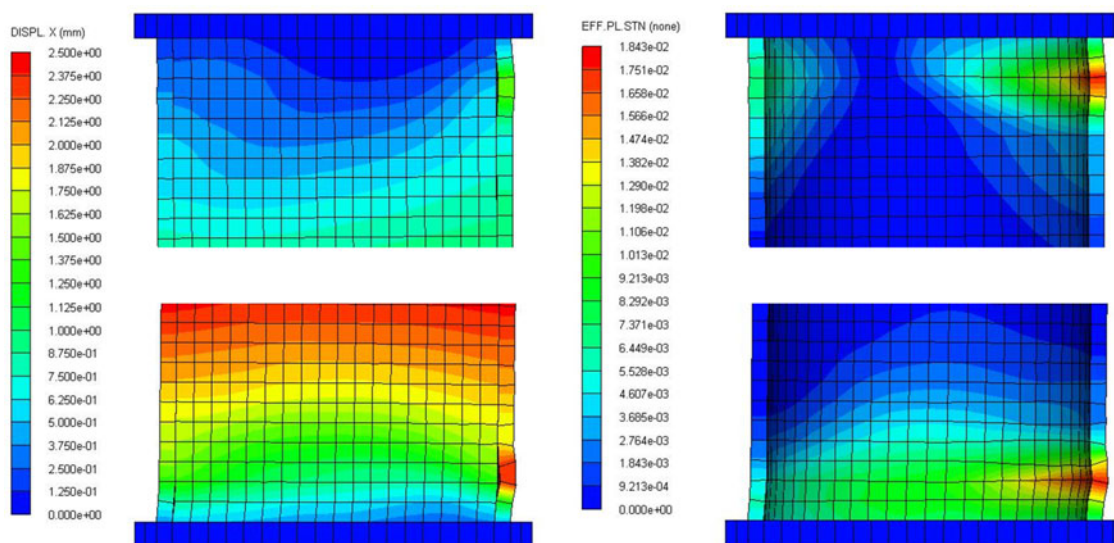


Abbildung 4.43: Beanspruchungskonzentrationen im Bereich des Stützenkopfes und des Fußbereichs für Szenario Sz4 (überhöhte Darstellung)

**Modell Nr. 23 [Sz5]** Für Sz5 zeigen sich die gleichen Versagensmechanismen. Diese erreichen jedoch besonders für das plastische Schubgelenk am Stützenfuß wesentlich größere Amplituden. Im Vergleich zu Sz4 verlagert sich die Beanspruchungskonzentration von der lokalen Ausbeulung auf der Rückseite in den Flankenbereich des Stahlrohrs und erreicht dort eine maximale plastische Dehnung von 6,8%. Betrachtet man die in Abbildung 4.44 ausgewerteten Verformungsverläufe, so kann der Schubbeanspruchung eine horizontale Verformung von etwa 10 mm zugeordnet werden. Erst diese Schubbeanspruchung erreicht eine höhere Intensität als die Biegebeanspruchung der Ausbeulung auf der Rückseite am Stützenkopf.

Die Beanspruchungskonzentrationen am Stützenkopf bilden sich mit der bekannten Verzögerung aus, wie auch die Verformungsverläufe der Ausbeulung auf der Rückseite in Abbildung 4.44 bestätigen. Die Ausbeulung erreicht hierbei eine Verformungsamplitude von 2 – 3 mm. Die zugeordnete Beanspruchungskonzentration weist eine plastische Dehnung von etwa 4% auf. Die Beanspruchungen auf der Vorderseite sind durch die lokalen Verformungs- und Dehnungszustände deutlich erkennbar, bezüglich ihrer Intensität aber untergeordnet.

Die Beanspruchungen im Betonkern nehmen ebenfalls deutlich zu. Dies zeigt sich vor allem im Bereich um die Detonationshöhe nach Abbildung 4.42. Hier treten großflächige Zerstörungen der Betonstruktur auf, die bereits durch die direkte Druckeinwirkung initiiert werden und für die deutlich gesteigerten plastischen Verformungen in diesem Bereich verantwortlich sind. Durch die Restschubfestigkeit des Betons, die im abgeschlossenen Volumen zur Geltung kommt, besitzt die Stütze eine Resttragfähigkeit, ähnlich wie im Fußbereich infolge der hohen Schubbeanspruchungen.

Die erreichte Intensität der Schädigungen im Bereich des Stützenkopfes sind dagegen mit den vorangegangenen Szenarien vergleichbar. Aufgrund der deutlich angestiegenen Bauteilverformungen zeigt sich lediglich eine größere lokale Ausdehnung in diesem Bereich.

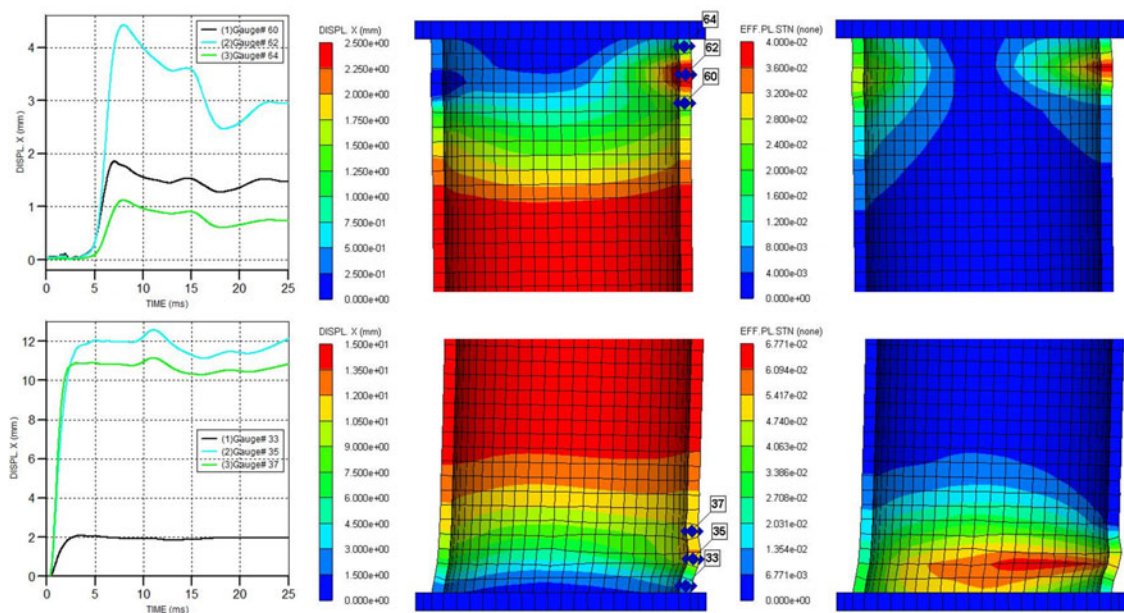


Abbildung 4.44: Beanspruchungskonzentrationen im Bereich des Stützenkopfes und des Fußbereichs für Szenario Sz5

Die erreichte Schubtragfähigkeit des Querschnitts liegt deutlich über den vereinfachten Ansätzen, wie beispielsweise nach Eurocode. Die dabei übertragenen Kräfte entsprechen den horizontalen Auflagerreaktionen am Fußpunkt, die für die unterschiedlichen Szenarien aus Abbildung 4.40 hervorgehen. Um diese Schubtragfähigkeit auszubilden sind sowohl die festigkeitssteigernden Effekte aus den dreidimensionalen Spannungszuständen im Beton verantwortlich, wie auch die Festigkeitssteigerungen durch das dehnratenabhängige Materialverhalten. Natürlich begünstigen die angesetzten charakteristischen Festigkeiten des Betons und die nicht berücksichtigten Effekte aus dem Langzeitverhalten die erreichten Tragfähigkeiten zusätzlich.

In dieser Schubbeanspruchung gründet u. a. die Motivation für die Untersuchungen zum Optimierungspotential der Stützenkonstruktion in Kapitel 5.3 und 5.4. Lassen sich diese Einwirkungskonzentrationen, wie später gezeigt wird, nicht vermeiden und will man dieses Potential für eine Bauteilbemessung nutzen, so bedürfen die zuvor genannten Einflüsse weiterer Klärung und einer ausführlichen Diskussion.

Obwohl die auftretenden plastischen Dehnungen von 6,8 % nur etwa ein Drittel der geforderten Duktilität des eigentlichen Grundwerkstoffes erreichen, ist mit Bezug auf die Einschätzungen zur Duktilität des Bauteils in Kapitel 3.1.2 für die erreichten Beanspruchungskonzentrationen eine lokale Rissbildung im Stahlrohr, vor allem im Schweißnahtbereich zur Fußplatte, nicht auszuschließen.

### Dehnrateneinfluss

Mit zunehmender Detonationsintensität steigen auch die auftretenden Spitzenwerte der Dehnraten  $\dot{\epsilon}$  im Bauteil, wie Abbildung 4.45 für das Stahlrohr und den Betonkern zeigt. Für das Stahlrohr wird bis einschließlich Szenario Sz3 der Spitzenwert der Dehnraten mit einer Amplitude von deutlich unter  $1 E - 02 m s^{-1}$  an der Ausbeulung auf der Rückseite des Stützenkopfes erreicht. Beginnend mit Sz4 verlagert sich die maximale Dehnraten in den Bereich der Schubbeanspruchung am Fußpunkt und steigert sich auf Werte unter  $1 E - 01 m s^{-1}$ , deren Ausprägung aber lokal und zeitlich deutlich begrenzt ist. In Bezug auf die Materialformulierung in Kapitel 4.1.2 führt dies zu einer lokalen Steigerung der Stahlfestigkeit um bis zu 22 %.

Wie auch schon bei den Beanspruchungen ergibt sich für den Betonkern ein etwas anderes Bild. Erstmals bei Szenario Sz3 übersteigt der Spitzenwert lokal eine Dehnraten von  $1 E - 02 m s^{-1}$ . Bis Szenario Sz5 steigert sich die Amplitude auf etwa  $9 E - 02 m s^{-1}$ . Analog zur Beanspruchungskonzentration im Betonkern bildet sich der lokale Spitzenwert im Bereich der Detonationshöhe aus und führt zu einer Steigerung der Betonfestigkeit von bis zu 60 %. In der Fuge zur Fußplatte werden ab Szenario Sz3 höhere Spitzenwerte erreicht, die aber als Randstörung zu interpretieren sind.

Vergleicht man die durch das Materialmodell erreichte Steigerung der Betonfestigkeit für Sz5 beispielsweise mit der umfangreichen Sammlung von experimentellen Ergebnissen nach BISCHOFF (vgl. RIEDEL [120]), so wird deutlich, dass der Dehnrateneinfluss in der Streubreite der Versuche liegt. Treten höhere Dehnraten im Beton auf, ist die im Materialmodell berücksichtigte Dehnratenabhängigkeit nicht mehr ausreichend und führt zu einer zunehmenden Unterbewertung der Festigkeitssteigerung.

Wegen der zeitlichen und lokalen Begrenzung der Spitzenwerte der Dehnraten, wird nur eine begrenzte Anzahl von Dehnungsinkrementen von ihnen beeinflusst. Die Auswirkung auf die Bauteilantwort des Stützensystems wird deshalb als gering eingeschätzt.



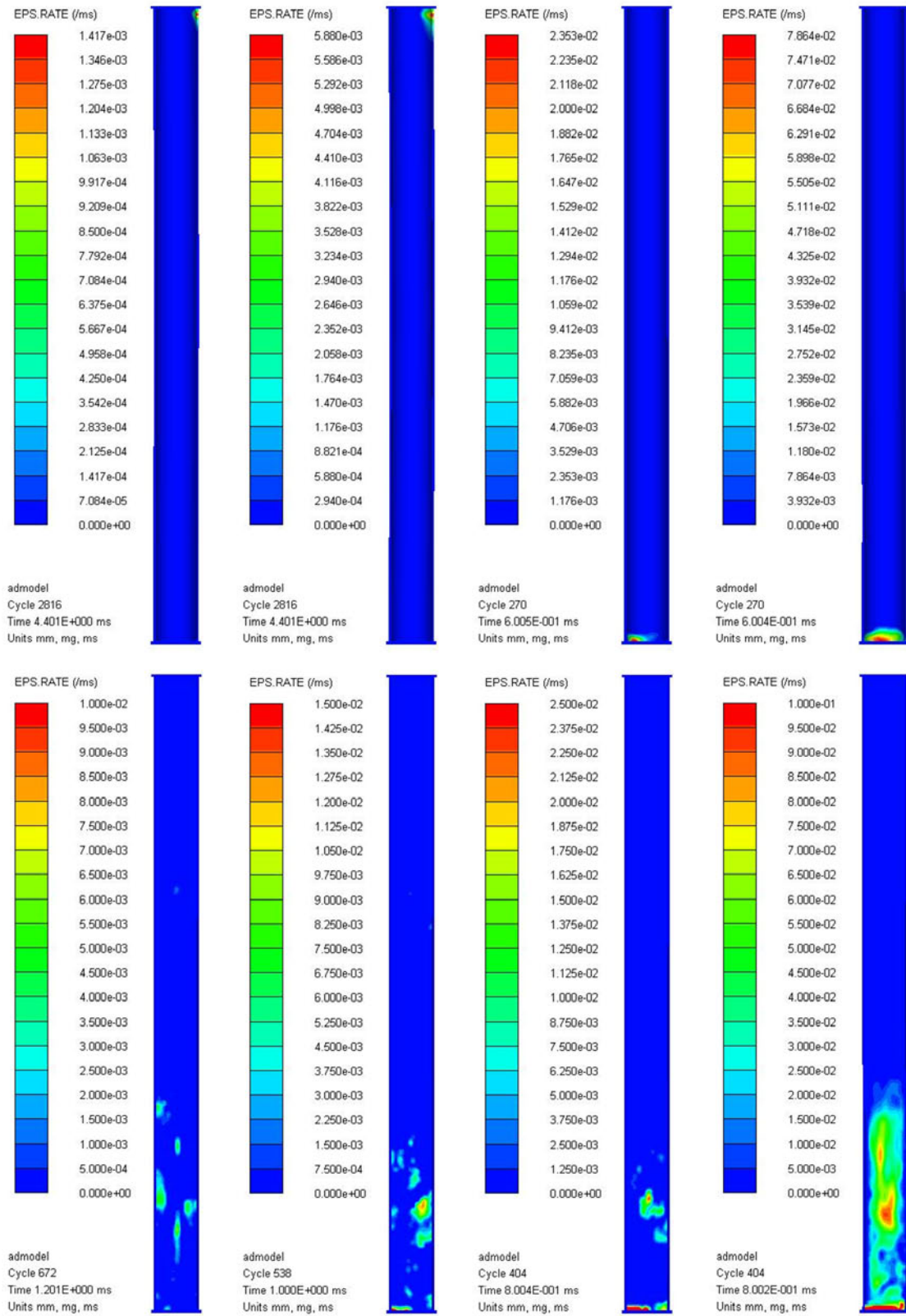


Abbildung 4.45: Maßgebende Dehnraten im Stahlrohr (oben) und im Betonkern (unten) für die verschiedenen Detonationsszenarien (Sz2 | Sz3 | Sz4 | Sz5)

## 4.6 Diskussion der Ergebnisse

Die Untersuchungen zur Bauteilreaktion unter Nahdetonationseinwirkungen wurden in drei Bereiche gegliedert. Durch das zielgerichtete Vorgehen konnten neun zentrale Einflüsse auf die dynamischen Bauteilantwort geklärt werden. Hierbei war es möglich, die Anzahl der Analysemodelle auf 23 (vgl. Tab. 4.1) zu begrenzen.

### 4.6.1 Modellsensitivitäten

Im Bereich *axiale Vorspannung (1)* konnte nachgewiesen werden, dass der Abbildung des dynamischen Systems und der Aufbringung der axialen Gebäudelast große Bedeutung zukommt. Als zielführend hat sich die Modellierung mit einer vertikalen Verschieblichkeit am Stützenkopf in Kombination mit einer Lastformulierung über eine Punktmasse erwiesen. Dies berücksichtigt dynamische Einflüsse aus der Gebäudestruktur auf die Bauteilreaktion und führt zu einer stabilen und robusten Simulation, die ausgehend vom harmonisierten Vorspannzustand eine dynamische Strukturreaktion zeigt, die bis zum gewählten Endpunkt der Simulation weitestgehend wieder abgeklungen ist.

Die Variation des Vorspanngrades zeigt ein uneinheitliches Bild mit starken Einflüssen auf einzelne Teilaspekte der Bauteilantwort. Eine Vernachlässigung der axialen Auflast führt zu einer inakzeptablen Verfälschung der Bauteilreaktion. Durch die Vorspannung, die bis zu einem Niveau von 50 % der plastischen Querschnittstragfähigkeit untersucht wurde, steigern sich beispielsweise die Amplituden der horizontalen Auflagerreaktionen deutlich, und Beanspruchungskonzentrationen verlagern sich im Bauteil.

Dem schlossen sich die Untersuchungen im Bereich der *Modellierung des Bauteils (2)* an. Hierbei zeigte sich, dass die Bauteildiskretisierung von nominal 20 mm ausreichend ist und bei der Betrachtung der symmetrischen Modellhälfte keine verfälschenden Einflüsse entstehen. Die Abbildung einer nachgiebigen Kontaktformulierung mit Reibung zwischen der Beton- und Stahloberfläche führt überdies zu einer realitätsnahen Abbildung der Bauteilreaktion ohne numerischen Mehraufwand und bewährt sich bei ausgeprägteren lokalen Beanspruchungskonzentrationen infolge einer steigenden Detonationsintensität.

Über den beschriebenen Analyseablauf gelingt die Abbildung von systemabhängigen geometrischen Ersatzimperfektionen, die zu den von Knickstäben bekannten Effekten führen. Würde man eine geometrische Ersatzimperfektion vor allem bei niedrigen Detonationsintensitäten vernachlässigen, hätte dies eine Unterbewertung maßgebender Ergebnisgrößen zur Folge. Erst für Detonationseinwirkungen von größerer Intensität verliert die Ersatzimperfektion an Einfluss, da für das untersuchte Beispiel zum einen keine dominante Beanspruchungskonzentration im Feldbereich auftritt, und zum anderen die einwirkenden horizontalen Kräfte, wenn auch äußerst kurzzeitig, ein Vielfaches der Vorspannung erreichen.

Den letzten Bereich bildete die *Detonationseinwirkung (3)*. Hier zeigte sich, dass die Diskretisierung der Einwirkungsmodelle in der betrachteten Bandbreite zu keinerlei nennenswerten Einflüssen auf die Bauteilreaktion führt. Aber auch die Begrenzung der Einwirkungszeit auf 2 ms zur Abbildung des Hauptimpulses hat, trotz der Vernachlässigung der Einwirkung auf den oberen Stützenabschnitt mit der charakteristischen Deckenreflexion, nur geringfügige Auswirkungen auf die globale und lokale Bauteilreaktion. Interessant ist hierbei, dass sich beispielsweise die Verformungsamplituden trotz der Begrenzung der Einwirkung leicht steigern. Erklärt wird dieser Effekt in Anlehnung an eine destruktive

Interferenz, die sich zwischen der sich ausbreitenden Bauteilschwingung und der Druckwellenausbreitung bildet. Werden spätere Einwirkungsanteile, deren Intensität für die gesamte Einwirkung von untergeordneter Bedeutung ist, nicht abgebildet, so kann sich die Bauteilschwingung ungestört ausbilden, was sich in den geringen Steigerungen der Amplituden äußert.

Die Analyse einer gekoppelten Simulation, bei der sowohl das Bauteilmodell als auch das Einwirkungsmodell abgebildet wird, zeigt, dass keine unerwarteten Wechselwirkungen aus der Interaktion zwischen der Bauteilverformung und der Druckwellenausbreitung bestehen. Dies bestätigt die Entkopplung der Simulationen und führt zu einer beträchtlichen Reduktion des rechnerischen Aufwandes.

Aufbauend auf die vorangegangenen Untersuchungen zu den Sensitivitäten der Modellierung erlaubte eine schrittweise Steigerung der Detonationsintensität bis zu Szenario Sz5 eine Bewertung der Entwicklung der Bauteilreaktion. Allgemein unerwartet war, dass sich die maßgebende Beanspruchung bis einschließlich einer Detonationsintensität von Sz4 im Bereich des Stützenkopfes ausbildet. Erst ab Detonationsszenario Sz3 zeigt sich auch am Fußpunkt eine relevante Beanspruchungskonzentration, die schließlich in Szenario Sz5 dominant wird. Diesen Beanspruchungskonzentrationen können Versagensmechanismen zugeordnet werden, die in Kapitel 4.6.2 zusammengefasst sind.

Die auftretenden horizontalen Verformungsamplituden steigen bei zunehmender Einwirkungsintensität ebenfalls deutlich an, und es bilden sich zunehmend plastische Verformungsanteile aus. Vergleicht man die normierten Systemverformungen mit den normierten Verläufen der einwirkenden Kräfte, so bildet sich ein nahezu einheitlicher Schnittpunkt aus, der die Impulsabhängigkeit der Bauteilantwort belegt.

Eine weitere Besonderheit zeigen die Verläufe der horizontalen Auflagerreaktionen am Fußpunkt und am Stützenkopf. Diese besitzen eine deutlich unterschiedliche Charakteristik, die von der geometrischen Lage der Detonation aber nicht von der Detonationsintensität abhängt. Für die Ausbildung dieser individuellen und charakteristischen Verläufe konnte ein allgemeingültiger Zusammenhang abgeleitet werden.

#### 4.6.2 Versagensmechanismen

Aus der Beschreibung der sich in Abhängigkeit von der Detonationsintensität ausbildenden Beanspruchungskonzentrationen lassen sich unterschiedliche Versagensmechanismen identifizieren. Die maßgebenden Beanspruchungen, die sich für Szenario Sz1 noch fast ausschließlich in Form von elastischen Spannungen beschreiben lassen, bilden zunehmend plastische Anteile aus, die in lokalen Ausbeulungen des Stahlrohres und einem Schubgelenk des Querschnitts münden.

Der erste Versagensmechanismus, der sich bereits bei geringen Einwirkungsintensitäten zeigt, ist eine Ausbeulung des Stahlrohres auf der Rückseite im Bereich des Stützenkopfes. Diese ist durch eine lokale Konzentration von plastischen Dehnungen gekennzeichnet und entsteht infolge der Normalspannungsüberlagerung aus dem Vorspannzustand und der Biegebeanspruchung während der positiven Bauteilverformung an der Einspannung am Stützenkopf. Ab Szenario Sz4 bildet sich dieser Biegemechanismus nicht nur an der Rückseite sondern auch während der negativen Bauteilverformung auf der Vorderseite des Stützenkopfes aus.

Bereits ab der Intensität von Szenario Sz3 entwickelt sich am Fußpunkt in direkter Nähe zum Rohrende ebenfalls eine lokale Ausbeulung des Stahlrohres. Dieser Versagensmechanismus ist identisch mit dem Biegemechanismus am Stützenkopf, aber stets von geringerer Intensität, außerdem tritt er ausschließlich auf der Rückseite auf. Bei Sz5 ist er noch zu erkennen, hier zeigt er aber keine maßgebende Auswirkung mehr, da er deutlich vom Schubmechanismus überlagert wird.

Der Schubmechanismus entwickelt sich aus plastischen Schubverzerrungen, die sich für Sz5 über den Flankenbereich des Rohres auf den gesamten Querschnitt ausbreiten. Es entsteht ein plastisches Schubgelenk, das zu einer deutlich erkennbaren Schubverformung zu Beginn der Bauteilreaktion führt und oberhalb der Fußplatte in Höhe der Ausbeulung angesiedelt ist. Die plastischen Schubdehnungen an der Flanke des Stahlrohres sind ab der Einwirkungsintensität von Sz4 zu beobachten, bei der aber der Biegemechanismus am Stützenkopf und an der Rückseite des Fußpunktes noch dominant sind.

### 4.6.3 Ausgangspunkt der Optimierungsuntersuchungen

Der Schubmechanismus ist der dominante Versagensindikator des Bauteils. Nur aufgrund des gedrungenen und robusten Querschnittsaufbaus tritt bei den deutlichen plastischen Dehnungen von Szenario Sz5 noch kein lokales Versagen auf. Der vollplastische Querschnitt erreicht die lokale Widerstandsfähigkeit des Bauteils und reduziert die verbleibende Tragreserve auf ein Minimum, die Grenztragfähigkeit des Systems ist nahezu erreicht.

Die deutlich ausgeprägten Beanspruchungskonzentrationen für Szenario Sz5 definieren den Ausgangspunkt der Optimierung. Im Rahmen der Optimierungsuntersuchungen werden die Einflüsse von gezielten translatorischen und rotatorischen Nachgiebigkeiten an den Auflagerpunkten untersucht, mit dem Ziel eine Reduktion der dominanten Beanspruchungskonzentrationen und eine bessere Last- bzw. Beanspruchungsverteilung im Bauteil zu erreichen. Zudem wird geklärt, ob sich der Schubmechanismus generell vermeiden lässt.

Die deutliche Reduktion des Rechenaufwandes, wie im Folgenden nochmals zusammengefasst, ist ein maßgebendes Kriterium für die Umsetzbarkeit der Optimierungsuntersuchungen. Erst auf dieser Basis gelingt die Untersuchung einer ausreichenden Anzahl an Parameterkombinationen, wie sie für eine statistische Auswertung bei mehreren Variationsparametern und Ergebnisgrößen notwendig ist.

Tabelle 4.4: Vergleich des Rechenaufwandes der Analysemodelle

Einfluss	Analysemodell	Rechenzeit [h]	Faktor
Referenzmodell	Nr. 3 [Masse   50 %]	5,50	0,8
Imperfektion	Nr. 12 [Imp   Reib   20 mm]	6,75	1
Diskretisierung	Nr. 10 [Reib   10 mm]	100	15
Symmetrie	Nr. 14 [ohne Symmetrie]	14,0	2
FSI	Nr. 19 [starke Kopplung]	228	34

#### 4.6.4 Rechenaufwand

Auf Grundlage der verifizierten Vereinfachungen entsteht eine fundierte Basis, die für das gewählte repräsentative Beispiel eine entkoppelte Simulation des relevanten Zeitbereichs der Bauteilreaktion innerhalb weniger Stunden ermöglicht. Das größte Optimierungspotential entfällt hierbei auf die Anwendbarkeit der Entkopplung zwischen Einwirkungssimulation und Bauteilsimulation, aber auch die anderen Einflussfaktoren leisten einen deutlichen Beitrag. Zwar ist der Zeitaufwand für die Simulation der Einwirkung bei dieser Einschätzung nicht berücksichtigt, aber für die Entkopplung sinkt der Rechenaufwand für das Einwirkungsmodell ebenfalls deutlich. Zudem kann ein einmal generiertes Einwirkungsmodell beliebig oft angewandt werden.

In Tabelle 4.4 sind die in den einzelnen Abschnitten beschriebenen Unterschiede bezüglich des Rechenaufwandes für die Analysemodelle zusammengefasst. Kombiniert man die Faktoren der einzelnen Einflüsse, so entsteht eine fiktive Reduktion des Rechenaufwandes in einer Größenordnung von etwa  $1/1000$ , etwaige überproportionale Steigerungen nicht berücksichtigt. Dies lässt den Schluss zu, dass eine solche Bauteilanalyse bei den vorhandenen Rahmenbedingungen und mit den aktuell zur Verfügung stehenden numerischen Mitteln ohne die Anwendung der verifizierten Vereinfachungen nicht möglich ist.



# Kapitel 5

## Systemoptimierung

Ausgehend von den Ergebnissen der Bauteilanalyse soll im Folgenden die Frage beantwortet werden, wie sich eine Anpassung von Systemparametern auf die in Kapitel 4.5.3 beschriebenen Beanspruchungskonzentrationen auswirkt. Neben der grundlegenden Bauteilanalyse unter Detonationseinwirkungen ist die Bewertung des Optimierungspotentials aus gezielten Systemnachgiebigkeiten das zentrale Ziel dieser Arbeit. Das grundlegende Optimierungsproblem beruht hierbei auf folgendem Zielkonflikt: Für die Abtragung von Axiallasten zeigt ein steifes System mit einer möglichst geringen Knicklänge die höchsten Traglasten. Dies steht aber im konkreten Widerspruch zu den Systemanforderungen, die sich aus den Beanspruchungskonzentrationen infolge der Detonationseinwirkung in den unachgiebigen Auflagerbereichen ableiten lassen. Für diese Bereiche scheint in der gezielten Definition von Nachgiebigkeiten ein Potential für die Reduktion der Beanspruchungskonzentrationen zu liegen, das es zu bewerten gilt.

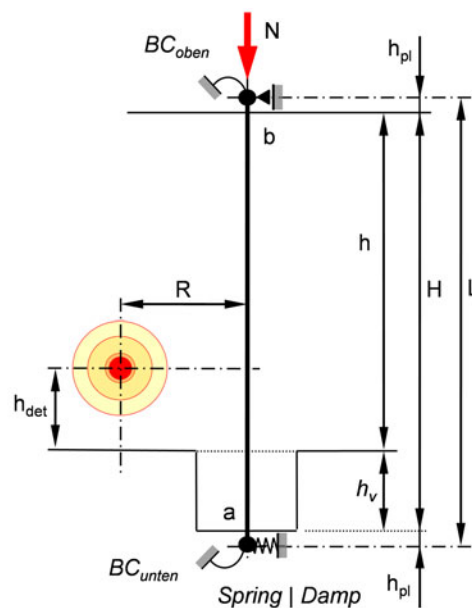


Abbildung 5.1: Parameterdefinition des Bauteilmodells für die Optimierung

Aufgrund der komplexen Problemstellung, die sich aus der dynamischen Bauteilantwort und dem multidimensionalen Parameterraum ergibt, ist eine Unterstützung durch statistikbasierte Methoden unumgänglich, um sicherzustellen, dass Einflüsse und Wechselwirkungen erkannt und abgebildet werden. Ziel der Simulationsplanung ist es, mit einer möglichst geringen Anzahl an ausgewählten Parameterkonfigurationen den Parameterraum möglichst gut abzubilden, um auch bei den weiterführenden Untersuchungen eine gute Aussagequalität für die diskrete Beschreibung der Zusammenhänge zu erhalten.

In einem ersten Schritt wird eine Parametrisierung des Modells vorgenommen. Im Rahmen der Sensitivitätsanalyse wird dann eine Beschreibbarkeit von Ergebnisgrößen bezüglich definierter Eingangsgrößen angestrebt, die anschließend in ein Metamodell des Parameterraums überführt wird. Auf Basis des Metamodells erfolgen Optimierungsuntersuchungen, deren Ergebnisse bezüglich ihrer Umsetzbarkeit diskutiert werden. Hierfür wird das Softwarepaket OPTISLANG<sup>1</sup> verwendet. Es eignet sich für CAE-basierte (Computer Aided Engineering) Sensitivitätsstudien, multidisziplinäre Optimierungen, Robustheits- und Zuverlässigkeitsanalysen sowie RDO (Robust Design Optimization). Ferner zeichnet sich OPTISLANG besonders durch eine gute Systemintegration und Prozessautomatisierung aus. Für eine ausführliche Beschreibung der verfügbaren Methoden und der Implementierung sei an dieser Stelle auf [44] verwiesen. Detailliertere Hintergrundinformationen können [43] entnommen werden.

Die Untersuchungen basieren auf dem Analysemodell Nr. 23 für das Detonationsszenario Sz5. Die weiteren Merkmale des Modells können Tabelle 4.1 entnommen werden. Erst durch den minimierten Rechenaufwand, der u. a. durch die entkoppelte Simulation ermöglicht wird, kann eine ausreichende Anzahl von Parameterkombinationen für die Sensitivitätsanalyse untersucht werden. Wie bereits in Kapitel 4.5.3 ausgeführt, wird keine geometrische Ersatzimperfection berücksichtigt, da dies aufgrund des hohen Rechenaufwands nicht umsetzbar ist. Jede Parameterkonfiguration weist eine individuelle Beulfigur auf, für die jeweils ein eigenes Einwirkungsmodell gelöst werden müsste. Wie auch schon für die Bauteilanalyse wird jedoch davon ausgegangen, dass sich hieraus für hohe Detonationsintensitäten ein vernachlässigbarer Einfluss auf die Bauteilreaktion ergibt. Das Simulationsmodell mit der nachgiebigen Fußpunktlagerung und der Definition der Messpunkte ist in Abbildung D.1 in Anhang D.3 dargestellt.

## 5.1 Parameterdefinition

Bei der Parameterdefinition wird zwischen Input- und Output-Variablen – oder Eingangs- und Ergebnisgrößen – unterschieden. Als Eingangsgrößen werden verschiedene Systemeigenschaften festgelegt, die zur Modelldefinition in Abbildung 5.1 führen. Die Bauteilreaktion wird hierbei anhand von Ergebnisgrößen parametrisiert beschreibbar, sodass sie in ein Metamodell überführt werden kann. Nicht variiert werden die Detonationsintensität von Szenario Sz5 sowie der Detonationspunkt mit seiner Höhe  $h_{det}$  über der Geländeoberkante im Abstand  $R$  zur Stütze. Auch die statische Normalkraftbeanspruchung aus der Gebäudeauflast wird mit konstant 50 % der plastischen Querschnittstragfähigkeit angenommen. Dies entspricht nach Kapitel 4.1.3 in etwa der resultierenden Auslastung für

---

<sup>1</sup>OptiSLang, Version 4.0.6, Dynardo GmbH, [www.dynardo.com](http://www.dynardo.com)



Tabelle 5.1: Definition der Input-Variablen

Variable	Beschreibung	Untere Grenze	Obere Grenze	Einheit
$BC_{unten}$	Rotationsfreiheitsgrad am Stützenfuß	steif (0)	gelenkig (1)	[–]
$BC_{oben}$	Rotationsfreiheitsgrad am Stützenkopf	steif (0)	gelenkig (1)	[–]
$h_v$	Vertiefung	0,00	0,50	[m]
$Spring$	Federsteifigkeit der horizontalen Longitudinalfeder am Stützenfuß	$1,0 E + 04$	$1,0 E + 07$	$[\frac{N}{mm}]$
$Spring_{log}$	Logarithmus der Federsteifigkeit	4,0	7,0	[–]
$Damp$	Dämpfung des horizontalen Dämpferelements am Stützenfuß	1,0	50	$[\frac{Ns}{mm}]$

die außergewöhnliche Bemessungssituation einer für die ständige Bemessungssituation dimensionierten Stütze. Die Raumhöhe  $h$  aus der Definition der Nahdetonationsszenarien in Kapitel 2.2.3 und der Bauteilanalyse 4.1.1 bleibt ebenfalls unverändert, wie auch die Plattendicke  $h_{pl}$ . Eine horizontale Nachgiebigkeit wird nur für den unteren Auflagerpunkt berücksichtigt. Für den oberen Auflagerpunkt wird eine horizontale Unverschieblichkeit zugrunde gelegt, die aus der Annahme resultiert, dass die horizontale Stabilisierung des Primärtragwerks durch einen massiven Kern gewährleistet wird.

**Input-Variablen** Die fünf gewählten Eingangsgrößen mit ihrem Variationsbereich können Tabelle 5.1 entnommen werden. Zu ihnen zählen der Rotationsfreiheitsgrad am Stützenkopf ( $BC_{oben}$ ) und am Fußpunkt ( $BC_{unten}$ ). Das Variationsfeld der rotatorischen Nachgiebigkeiten an den Enden wird aber lediglich in seinen Extremzuständen – steif (0) oder gelenkig (1) – untersucht. Für den Fußpunkt ist eine gezielte rotatorische Nachgiebigkeit konstruktiv nur schwer umsetzbar, eine Einspannung üblich und eine gelenkige Anbindung durch die Implementierung von Lagerkonstruktionen möglich. Für den Stützenkopf gelingt bereits anhand der Extremzustände eine Prognose. Der tatsächliche Einspanngrad am Stützenkopf wird sich abhängig von der konstruktiven Durchbildung des Anschlusses in einem teilnachgiebigen Bereich bewegen. Hier ist eine ideal gelenkige Anbindung, wie auch eine volle Einspannung konstruktiv nur schwer umsetzbar. Zudem zeigen STODDART ET AL. [145, 146] und KRAUTHAMMER ET AL. [88], dass sich das Verhalten von Anschlüssen unter höheren Belastungsgeschwindigkeiten deutlich verändert. Hier besteht weiterer Klärungsbedarf in Bezug auf Verbundkonstruktionen.

Die Definition der Systemlänge  $L$  aus den Kapiteln 3.1.3 und 4.1.1 wird entsprechend der Systemskizze in Abbildung 5.1 um die variable Vertiefung ( $h_v$ ) ergänzt. Zusammen mit der Raumhöhe  $h = 5000\text{ mm}$  ergibt sich die Bauteilhöhe  $H$ , die wiederum mit der doppelten Plattendicke von  $h_{pl} = 25\text{ mm}$  die variable Systemlänge definiert. Die Vertiefung ( $h_v$ ) des unteren Widerlagerpunktes in Bezug zur Geländeoberkante wird in einem Bereich bis  $0,50\text{ m}$  untersucht. Durch die Anordnung einer Vertiefung entsteht am Fußpunkt eine gewisse Nachgiebigkeit, die sich positiv auf die Bauteilreaktion infolge der Detonationseinwirkung auswirken kann. Gleichzeitig steigert sich durch die Vertiefung aber auch die Knicklänge, die wiederum die eigentliche Traglast minimiert.

Tabelle 5.2: Definition der Output-Variablen

Gruppe	Variable	Beschreibung	Einheit
Effektive plastische Dehnungen ( <i>EPS</i> )	$EPS_{o/v}$	EPS an der Vorderseite des Stützenkopfes	[–]
	$EPS_{o/h}$	EPS an der Rückseite des Stützenkopfes	[–]
	$EPS_{f/v}$	EPS an der Vorderseite im Feldbereich	[–]
	$EPS_{f/h}$	EPS an der Rückseite im Feldbereich	[–]
	$EPS_u$	EPS im Bereich des Stützenfußes	[–]
	$EPS_{u/zx}$	Schubspannungskomponente der EPS im Bereich des Stützenfußes	[–]
	$EPS_{u/h}$	EPS an der Rückseite des Stützenfußes	[–]
Systemverformungen ( <i>Disp</i> )	$DispX_{max}$	Maximale horizontale Systemverformung im Feldbereich	[mm]
	$DispX_{pl}$	Plastischer Anteil der horizontalen Systemverformung	[%]
	$DispX4_{max}$	Maximale horizontale Verformung am Systempunkt (4) des Stützenfußes	[mm]
	$DispX4_{min}$	Minimale horizontale Verformung am Systempunkt (4) des Stützenfußes	[mm]
	$DispZ$	Maximale vertikale Verformung am Systempunkt (5) des Stützenkopfes	[mm]
Systemgeschwindigkeiten ( <i>Velo</i> )	$VeloX_{max}$	Maximale horizontale Geschwindigkeit des Stützensystems	[m/s]
	$VeloX_{min}$	Minimale horizontale Geschwindigkeit des Stützensystems	[m/s]
	$VeloX4_{max}$	Maximale horizontale Geschwindigkeit am Systempunkt (4) des Stützenfußes	[m/s]
	$VeloX4_{min}$	Minimale horizontale Geschwindigkeit am Systempunkt (4) des Stützenfußes	[m/s]
Auflagerreaktionen ( <i>ForRec</i> )	$ForRecX_u/max$	Maximale horizontale Auflagerreaktion am Fußpunkt	[mN]
	$ForRecX_u/min$	Minimale horizontale Auflagerreaktion am Fußpunkt	[mN]
	$ForRecX_o/max$	Maximale horizontale Auflagerreaktion am Stützenkopf	[mN]
	$ForRecX_o/min$	Minimale horizontale Auflagerreaktion am Stützenkopf	[mN]
	$ForRecZ_{max}$	Maximale vertikale Auflagerreaktion am Fußpunkt	[mN]
	$ForRecZ_{min}$	Minimale vertikale Auflagerreaktion am Fußpunkt	[mN]
Dämpfkraften ( <i>ForDam</i> )	$ForDam_{max}$	Maximale Dämpfkraft des Dämpferelementes für das halbe System	[mN]
	$ForDam_{min}$	Minimale Dämpfkraft des Dämpferelementes für das halbe System	[mN]

Die horizontale Nachgiebigkeit am Fußpunkt wird über eine Feder abgebildet. Die Federsteifigkeit (*Spring*) wird in einer Bandbreite von  $1,0 E + 04 N/mm$  bis  $1,0 E + 07 N/mm$  untersucht. Ausgehend von der Amplitude der horizontalen Auflagerreaktion am Fußpunkt ermöglichen die Grenzen der Federsteifigkeit eine horizontale Auslenkung zwischen  $0,3 mm$  und maximal  $300 mm$ . Aufgrund der Parametervariation der Federsteifigkeit über drei Potenzen hat es sich als deutlich vorteilhaft erwiesen, diese Input-Variable über ihren Logarithmus auszudrücken (*Spring<sub>log</sub>*). Die Einflüsse aus den unterschiedlichen Definitionen auf die Beschreibbarkeit der Zusammenhänge im Parametermodell sind ausführlich in Anhang D.1 beschrieben. Es ergibt sich eine Bandbreite von 4,0 bis 7,0 im logarithmischen Maßstab, die dazugehörigen Steifigkeitswerte können Tabelle D.1 entnommen werden. Da die logarithmische Definition der Parameterbandbreite nicht in OPTISLANG implementiert ist, ist eine manuelle Anpassung des Samplings erforderlich.

Der gezielten horizontalen Nachgiebigkeit am Fußpunkt wird ein Dämpfungselement zugeordnet, um Einflüsse aus verschiedenen Lagerkonstruktionen abzubilden. Realisierbare Dämpfungen (*Damp*) bewegen sich nach PETERSEN [115, 116] und BRAUN, HANSWILLE ET AL. [17] im Bereich zwischen 5% für Gleitisolatoren und 40% für Elastomerisolatoren mit Bleikern. Bestimmt man im erwarteten Frequenzbereich der ersten Biegeeigenwerte die kritische Systemdämpfung und wendet die Anhaltswerte für die realisierbaren Dämpfungsgrade darauf an, so ergibt sich ein zu untersuchender Variationsbereich mit einer unteren Grenze von etwa  $1,0 Ns/m$  und einer oberen Grenze von etwa  $50 Ns/m$ .

**Output-Variablen** Auf Basis der vorangegangenen Simulationsergebnisse wird eine umfangreiche Auswahl an Ergebnisgrößen ausgewertet, mit dem Ziel, eine möglichst genaue und differenzierte Beschreibung des Parameterraums zu erhalten. Je besser dies gelingt, desto klarer gestalten sich die Zusammenhänge zwischen Eingangs- und Ausgangsgrößen. Über eine noch präzisere Differenzierung der Ergebnisse kann eine Verbesserung der Beschreibbarkeit der Zusammenhänge ermöglicht werden. Als Beispiel lässt sich an dieser Stelle der Verlauf der plastischen Dehnungen heranziehen, der nur als lokales Extremum berücksichtigt wird, sich aber meist aus mehreren Anteilen zusammensetzt, die wiederum mit einzelnen Systemeigenschaften des jeweiligen Designs in Verbindung gebracht werden können.

Die Ergebnisgrößen lassen sich in Gruppen zusammenfassen und sind in Tabelle 5.2 dargestellt. Als Schädigungsindikatoren werden, wie in der Bauteilanalyse, effektive plastische Dehnungen (*EPS*) des Stahlrohrs an verschiedenen Stellen der Stütze unterschieden und können den einzelnen Beanspruchungskonzentrationen zugeordnet werden. Die Verwendung von plastischen Dehnungen als Kriterium für die Bewertung von Bauteilbeanspruchungen hat den Vorteil, dass die Inkremente irreversibel und die jeweiligen Zustände am Ende der Simulation einheitlich vergleichbar sind. Ergebnisgrößen, die lokal und temporär reversibel sind, können in ANSYS AUTODYN sonst nur ungenügend ausgewertet werden. Die zweite Gruppe setzt sich aus markanten Ergebnisgrößen in Bezug auf Systemverformungen (*Disp*) zusammen. Die maximale horizontale Systemverformung und der zugeordnete plastische Verformungsanteil werden dabei aus einem Signal ausgewertet. Der Verlauf des Signals nach Abbildung 5.19 entspricht der Einhüllenden der Systemverformung aus allen Messpunktergebnissen über die Zeit. In einer dritten Gruppe werden Systemgeschwindigkeiten (*Velo*) ausgewertet. Die markanten Auflagerreaktionen (*ForRec*) und die Variablen für die auftretenden Dämpfungskräfte (*ForDam*) bilden den Abschluss der berücksichtigten Ergebnisgrößen.

## 5.2 Sensitivitätsanalyse und Metamodell

Im Rahmen der Sensitivitätsanalyse werden die grundlegenden Zusammenhänge zwischen den einzelnen Eingangs- und Ergebnisgrößen bestimmt. Über das Vertrauensintervall der linearen Korrelationsmatrix kann die Aussagekraft der erkannten Zusammenhänge bewertet werden. Die Definition der Input-Variablen in OPTISLANG basiert auf der Parameterdefinition und ist Abbildung D.4 zu entnehmen. Die Modulverknüpfung auf der Projektseite von OPTISLANG besitzt einen ähnlichen Aufbau, wie die für die Knicklängenbestimmung nach Abbildung B.2 in Anhang B.

### 5.2.1 Vorgehen und Strategie

Zu Beginn der Sensitivitätsanalyse werden sechs manuell definierte Parameterkonfigurationen (Designs) im Parameterraum untersucht, die zusammen mit den weiteren Designs des sogenannten Samplings in Tabelle D.1 wiedergegeben werden. In den Tabellen D.2 und D.3 sind die Ergebnisgrößen aller Designs aufgeführt.

Das Design (1) als Ausgangspunkt der Untersuchungen entspricht der Systemkonfiguration von Modell Nr. 23 aus der Bauteilanalyse und repräsentiert das steifste System ohne rotatorische oder translatorische Nachgiebigkeiten an den Auflagerpunkten. Die markanten Bauteilergbnisse von Design (1) sind in den Abbildungen 5.2 und 5.3 wiedergegeben, die weiteren Ergebnisgrößen können den Tabellen D.2 und D.3 entnommen werden. Die plastischen Dehnungen des Stahlrohres, die Rissbildung an der Oberfläche des Betonkerns und die Schädigungen im Betonkern sind für Design (1) nochmals in Abbildung D.9 dargestellt und werden in den nachfolgenden Abbildungen den Ergebnissen der Optimierungsuntersuchungen gegenübergestellt. Die Auswertung zeigt nur geringe Unterschiede zur Bauteilanalyse von Modell Nr. 23, die aus der Abbildung der Auflagerbedingung am Fußpunkt mit der oberen Grenze der Federsteifigkeit resultieren. Um den Rechenaufwand nochmals zu reduzieren, wird die Simulationszeit auf 100 *ms* begrenzt, was aufgrund der Vorkenntnisse vertretbar ist.

Die weiteren vorgegebenen Designs (2) bis (6) bilden markante Eckpunkte des Parameter-raums ab und dienen der ersten Orientierung. Wegen der geringen Anzahl an Designs sollte ein Bauteilversagen vermieden werden, da es zu keinen verwertbaren Ergebnisgrößen führt, wenn es auch phänomenologisch interessant ist. Hier ergibt sich ein Dilemma für die Untersuchung, weil man sich dem Bereich des Bauteilversagens so gut wie möglich annähern möchte. Dies lässt sich über den Variationsbereich der einzelnen Parameter steuern. Wählt man ihn zu groß, sind lokale Effekte schwerer abbildbar, wählt man ihn zu klein, bezieht sich der ermittelte Zusammenhang eben nur auf diesen lokalen Bereich. Die Ergebnisse der Grundkombinationen bestätigen, dass kein Bauteilversagen zu erwarten ist und die gewählten Variationsbereiche der Eingangsgrößen die gewünschten Effekte auf die Bauteilantwort zeigen.

Neben den sechs Grundkombinationen werden mit Hilfe des Samplings weitere 24 stochastisch im Parameterraum verteilte Kombinationen ermittelt, sodass insgesamt 30 Designs vorliegen. Für dieses Sampling stehen verschiedene Methoden zur Verfügung. Im Rahmen der vorliegenden Untersuchungen wird stets das präferierte Advanced Latin Hypercube Sampling (ALHS) verwendet. Eines der bekanntesten stochastischen Verfahren neben dem ALHS-Sampling ist die Monte Carlo Simulation (MCS), die auf zufällig im Parameterraum verteilten Designs basiert. Bei einer kleinen Anzahl von Designpunkten kann es dabei aber zu einer sehr ungleichmäßigen Verteilung im Parameterraum kommen. Noch kritischer ist

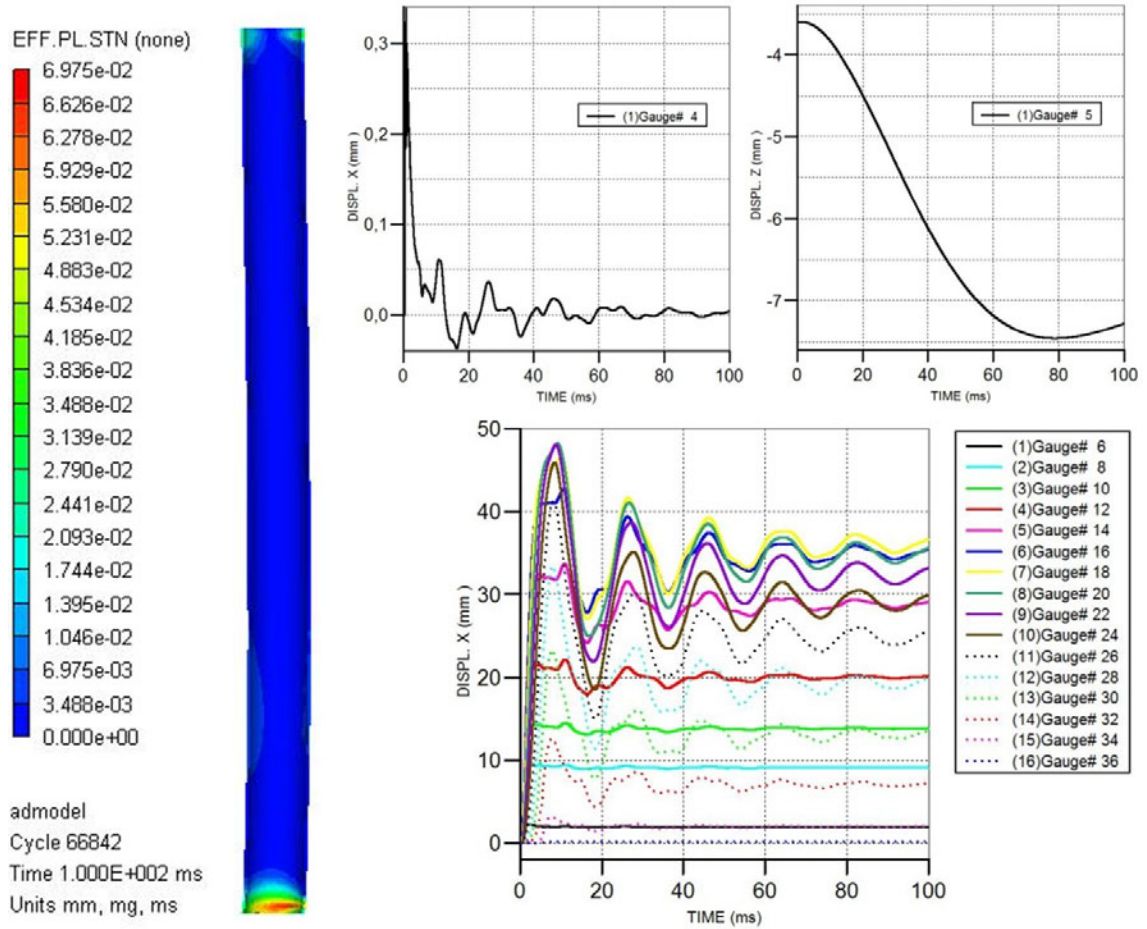


Abbildung 5.2: Bauteilergebnisse für das Design (1)

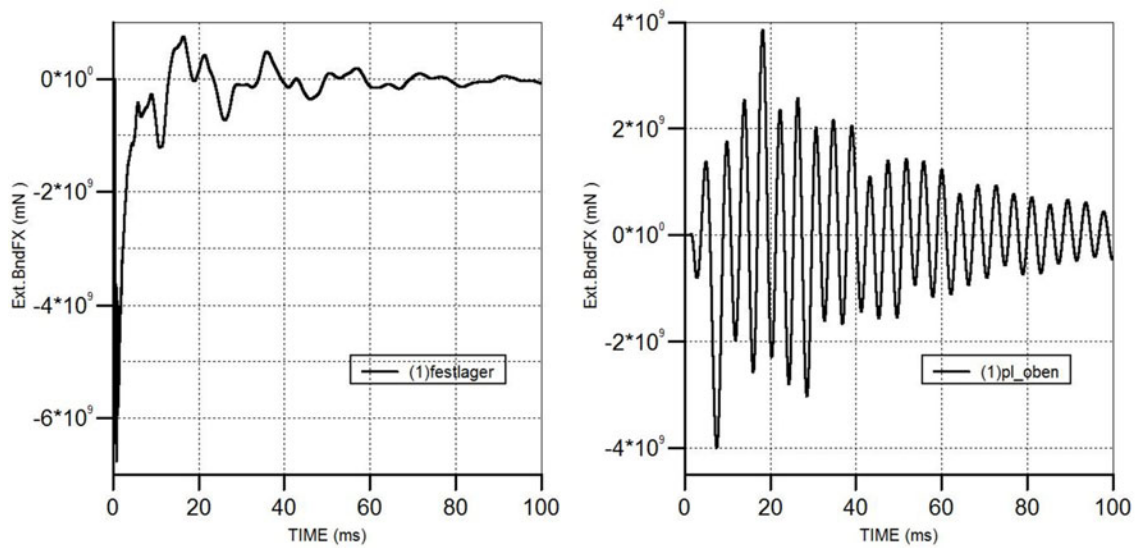


Abbildung 5.3: Verlauf der horizontalen Auflagerkräfte ( $For_{RecX}$ ) am Fußpunkt (links) und am Stützenkopf (rechts) für das Design (1)

das Auftreten unerwünschter Korrelationen zwischen Eingangsgrößen [44] zu bewerten. Das ALHS-Sampling ist eine Weiterentwicklung des MCS-Verfahrens und ermöglicht eine Minimierung dieser unerwünschten Korrelationen auf Basis stochastischer Suchverfahren, die ihrerseits auf evolutionären Strategien basieren. Dies drückt sich direkt durch eine Steigerung der Aussagequalität aus, die beispielsweise über das erreichte Vertrauensintervall der Sensitivitätsanalyse erkennbar ist. Neben den stochastischen Methoden für das Sampling stehen in OPTISLANG auch deterministische Design-of-Experiment-Verfahren (DoE) mit einer regelmäßigen Verteilung der Designpunkte im Parameterraum zur Verfügung. Ein Nachteil dieser Verfahren ist u. a. die mit der Anzahl an Dimensionen exponentiell ansteigende Anzahl zu untersuchender Kombinationen. Für weitere Hintergründe sei auf [43] verwiesen.

Die relativ geringe Anzahl von Designs im Parameterraum schlägt sich in den Vertrauensintervallen der linearen Korrelationsmatrix nieder. Bei einem Korrelationskoeffizienten von 0,5 sollte das Vertrauensintervall nach OPTISLANG [43] nicht größer als 0,15 sein. Das Ergebnis von 0,17 aus Abbildung 5.4 überschreitet diese Empfehlung leicht. Das Ergebnis bei einem Korrelationskoeffizienten von 0,7 stellt sich ganz ähnlich dar: Das erreichte Vertrauensintervall von 0,11 übersteigt den empfohlenen Wert von 0,10 geringfügig. Durch mehr Designs lässt sich das Vertrauensintervall der Sensitivitätsanalyse und somit auch die Prognosefähigkeit des Metamodells steigern. Die Untersuchungen zu den Optimierungsfragenstellungen, basierend auf den ausgewerteten 30 Designs, zeigen jedoch eine ausreichende Qualität des Metamodells (vgl. Kap. 5.3.3 und 5.4.3).

### 5.2.2 Auswertung der Parametersensitivitäten

Abbildung 5.4 zeigt die Zusammenfassung der Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse in Form einer linearen und einer quadratischen Korrelationsmatrix, die auf übersichtliche Art und Weise die Zusammenhänge zwischen allen Eingangsgrößen (Parameter) und Ergebnisgrößen (Response) wiedergibt. Es ist zu sehen, dass zwischen den Eingangsgrößen keine Abhängigkeiten bestehen (3. Quadrant). Wie angestrebt, kann aber für alle Ergebnisgrößen eine Beziehung zu einer oder mehreren Eingangsgrößen hergestellt werden, auch wenn die erreichten linearen Korrelationen variieren (1. Quadrant). Wie zu erwarten war, zeigen auch mehrere Ergebnisgrößen eine ausgeprägte gegenseitige Abhängigkeit (2. Quadrant), wenn beispielsweise zwischen negativer und positiver Amplitude unterschieden wird. Über die Symmetrie der Korrelationsmatrix entspricht der 4. Quadrant dem 1. Quadrant. Die untere Abbildung zeigt die entsprechenden quadratischen Korrelationen, die jedoch für keine Parameterkombination ein relevantes Niveau erreichen. In Bezug auf die Bauteilergebnisse, die in den Tabellen D.2 und D.3 zusammengefasst sind, lässt sich folgendes ergänzen:

- Der prognostizierte Steifigkeitsbereich der horizontalen Feder führt zu Verformungsamplituden am Fußpunkt zwischen  $0\text{ mm}$  und etwa  $100\text{ mm}$ . Dies bestätigt, dass ein ausreichender Steifigkeitsbereich berücksichtigt wurde, und dass eine Definition dieser Eingangsgröße über mehrere Potenzen unvermeidbar ist.
- Die maximalen horizontalen Systemverformungen lassen sich im Rahmen der untersuchten Kombinationen mehr als halbieren, die plastischen Anteile lassen sich sogar auf ein Viertel begrenzen.

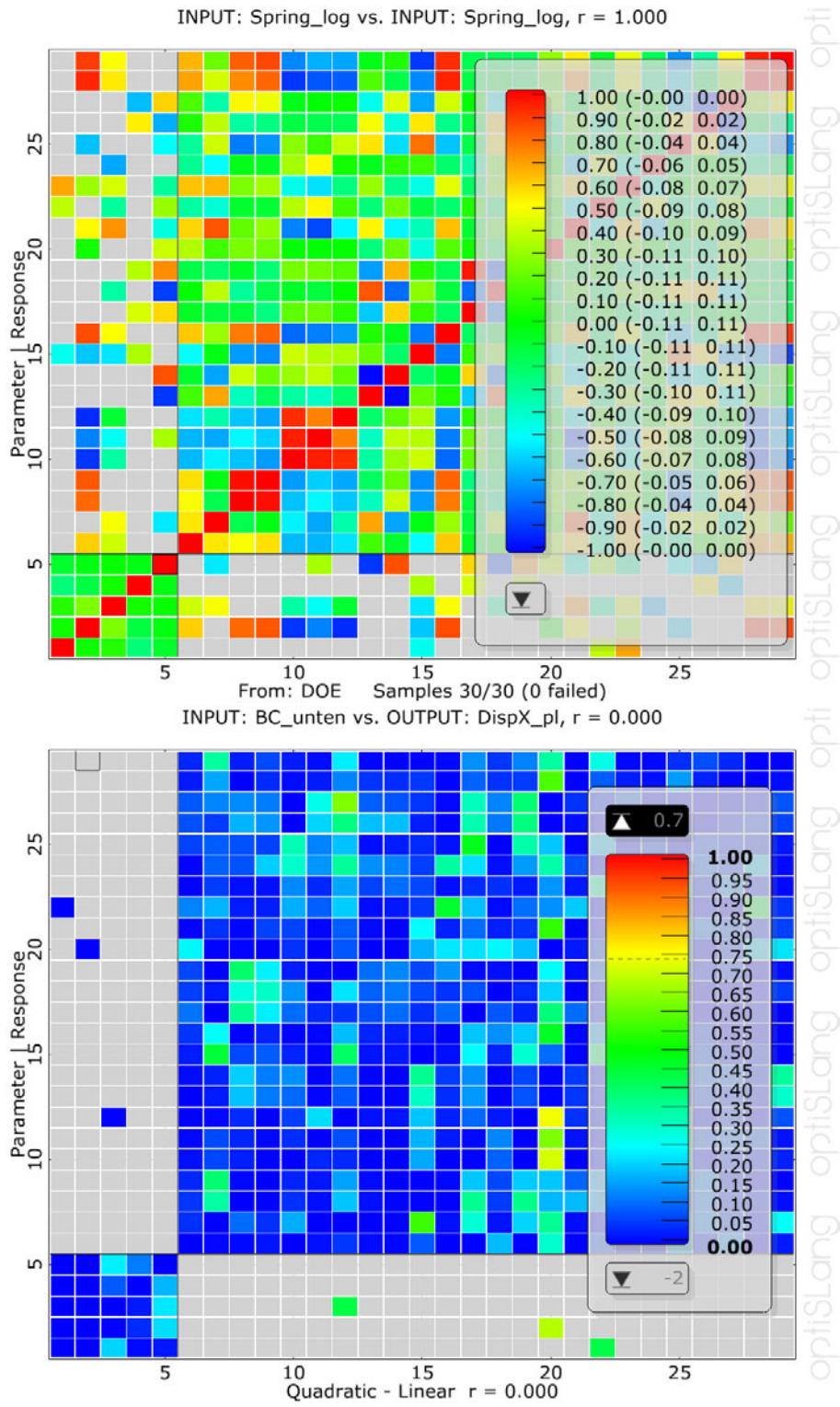


Abbildung 5.4: Lineare (oben) und quadratische (unten) Korrelationsmatrix

- Im Feldbereich treten für die horizontalen Systemverformungen keine negativen Amplituden auf.
- Die kurzzeitig erreichte maximale Auflagerreaktion in vertikaler Richtung liegt um 40 % oberhalb der axialen Auflast.
- Design (18) ist die einzige Parameterkombination, für die kurzzeitig eine marginale abhebende vertikale Auflagerreaktion von  $-1,6 E + 07 mN$  entsteht. Solche Parameterkonstellationen sollten auf jeden Fall vermieden werden, damit abhebende Auflagerreaktionen ausgeschlossen werden können.
- Die Verteilung der horizontalen Auflagerreaktionen lässt sich deutlich durch die Systemvariationen beeinflussen.
- Die auftretenden Geschwindigkeitsamplituden in horizontaler Richtung zeigen nur eine geringe Variation im Bereich um  $20 m/s$ . Bei den negativen Geschwindigkeiten sind die Unterschiede wesentlich deutlicher ausgeprägt, die Amplituden aber betragsmäßig geringer.
- Die minimalen und maximalen Amplituden mehrerer Ergebnisgrößen, wie beispielsweise der Fußpunktgeschwindigkeiten, werden von deutlich unterschiedlichen Eingangsgrößen beeinflusst.

### **Einfluss des Rotationsfreiheitsgrades am Fußpunkt**

In Abbildung 5.5 werden die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse für die Eingangsgröße  $BC_{unten}$  dargestellt. Auf der rechten Seite sind die linearen Korrelationskoeffizienten der einzelnen Ergebnisgrößen abgebildet. Die Grafik auf der linken Seite zeigt, welchen Beitrag die Eingangsgröße  $BC_{unten}$  an der Beschreibbarkeit (CoI) der einzelnen Ergebnisgrößen leistet und welche Beschreibbarkeit durch alle Eingangsgrößen erreicht wird.

Die Eingangsgröße  $BC_{unten}$  zeigt im Vergleich zu den anderen Variationsparametern die am deutlichsten ausgeprägten Einflüsse auf die Ergebnisgrößen und somit auf das Bauteilverhalten. Die Haupteinflüsse der Variable liegen bei den Beanspruchungskonzentrationen im Fuß- und im Feldbereich sowie bei den maximalen horizontalen Systemverformungen und Geschwindigkeiten.

Die dimensionierenden Beanspruchungskonzentrationen treten für den Fall einer steifen Auflagerbedingung am Fußpunkt auf. Wandelt man die untere Anbindung in eine gelenkige, so lassen sich sämtliche Beanspruchungskonzentrationen am Fußpunkt deutlich reduzieren, während die Beanspruchungskonzentrationen am Stützenkopf dimensionierend werden.

### **Einfluss des Rotationsfreiheitsgrades am Stützenkopf**

Der Einfluss der Eingangsgröße  $BC_{oben}$  auf die Ergebnisgrößen sind in Abbildung D.5 dargestellt. Sie sind allgemein von untergeordneter Bedeutung für die Bauteilantwort. Den deutlichsten Einfluss zeigt die Eingangsgröße  $BC_{oben}$  auf die Amplituden der horizontalen Auflagerreaktion am Stützenkopf. Die Annahme einer steifen Auflagerbedingung am Stützenkopf wirkt sich dabei allgemein positiver auf die horizontalen Auflagerreaktionen am Stützenkopf aus.



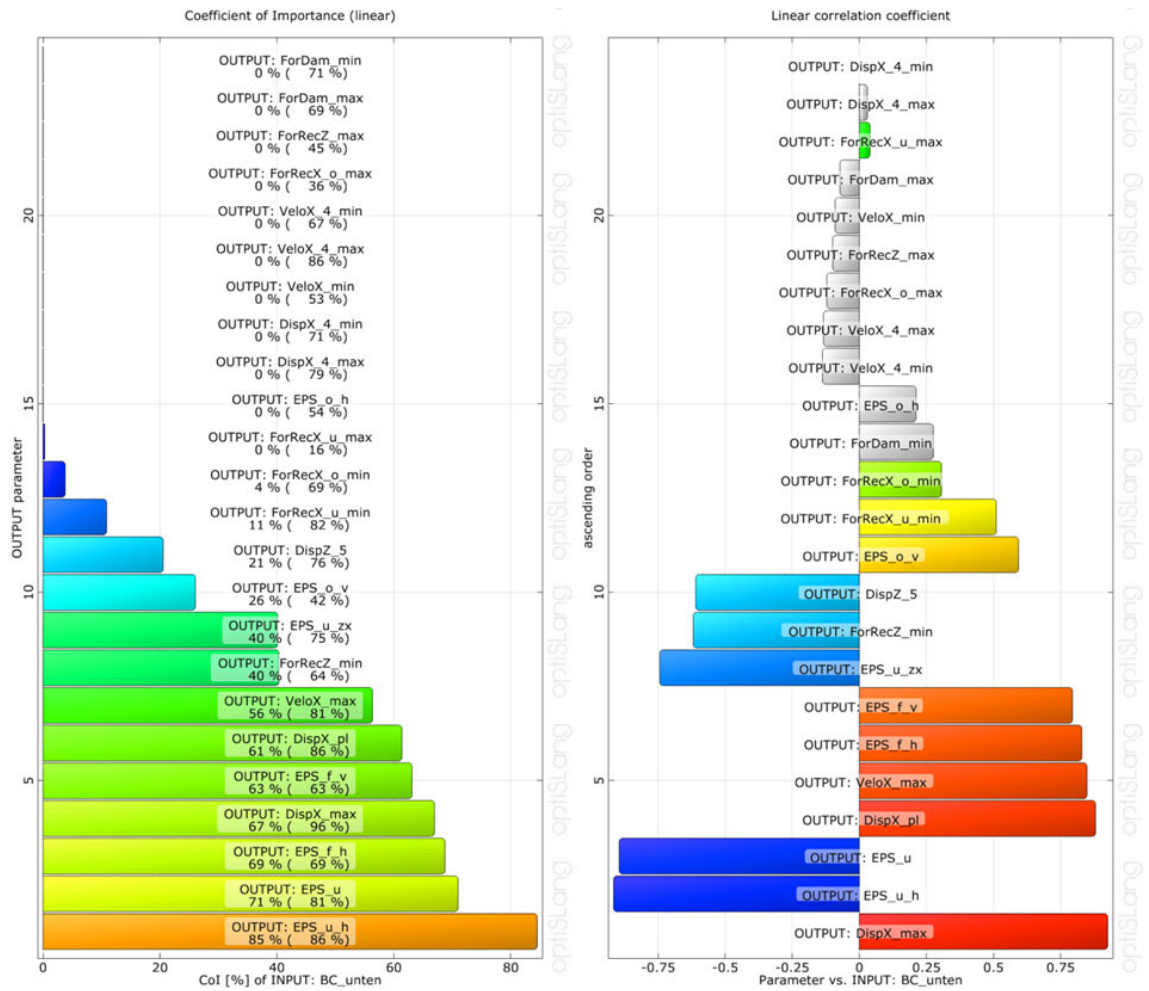


Abbildung 5.5: CoI und lineare Korrelationskoeffizienten des Rotationsfreiheitsgrades am Stützenfuß

### **Einfluss der Vertiefung**

Die Einflüsse der Eingangsgröße  $h_v$  auf die Ergebnisgrößen sind in Abbildung D.6 dargestellt. Wie die Auswertung zeigt, hat auch die Vertiefung deutliche Einflüsse auf mehrere Ergebnisgrößen. Die Haupteinflüsse liegen bei der horizontalen und vertikalen Auflagerreaktion am Fußpunkt, aber auch der Anteil an der Beschreibbarkeit der Beanspruchungskonzentration auf der Rückseite des Stützenkopfes ist deutlich.

Die acht Designs mit den niedrigsten dominanten Beanspruchungskonzentrationen besitzen eine Vertiefung im Bereich von  $0,00\text{ m} < h_v < 0,30\text{ m}$ , was die Definition der Parametergrenzen bestätigt. Es zeigt sich dabei auch, dass sich die horizontalen Auflagerreaktionen deutlich reduzieren und besser verteilen lassen, wenn man eine Vertiefung von  $h_v > 0,10\text{ m}$  anordnet. Hieraus leitet sich der Zielkonflikt für das erweiterte Optimierungsziel nach Kapitel 5.4 ab.

### **Einfluss der horizontalen Nachgiebigkeit am Stützenfuß**

In Abbildung D.7 ist der Einfluss der Eingangsgröße  $Spring_{log}$  auf die Ergebnisgrößen dargestellt. Wie zu erwarten war, zeigt sich eine direkte Abhängigkeit der horizontalen Fußpunktverformungen und Geschwindigkeiten. Aber auch einzelne Auflagerreaktionen und Beanspruchungskonzentrationen werden beeinflusst.

Hohe Steifigkeiten führen zu den geringsten Beanspruchungskonzentrationen. Ist die Steifigkeit geringer, wie für Design (4), so steigen die Beanspruchungen an. Eine begrenzte Nachgiebigkeit im Bereich von  $5 < Spring_{log} < 6,5$  wirkt sich dagegen positiv auf die Auflagerreaktionen aus.

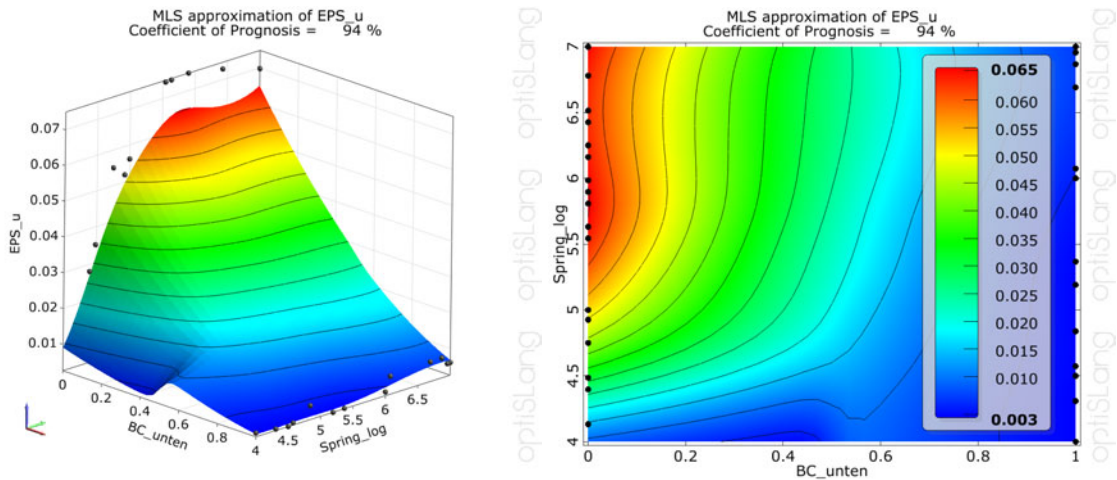
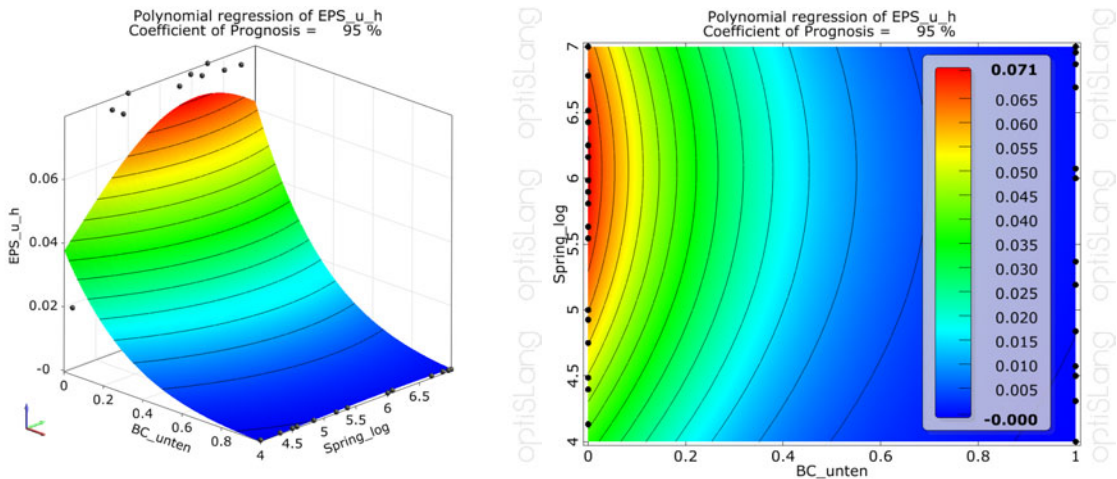
### **Einfluss der horizontalen Dämpfung am Fußpunkt**

Die Einflüsse der Eingangsgröße  $Damp$  auf die Ergebnisgrößen sind in Abbildung D.8 dargestellt. Die Dämpfung am unteren Auflagerpunkt zeigt einen äußerst geringen Einfluss auf die Ergebnisgrößen, selbst am Fußpunkt, und ist allgemein von untergeordneter Bedeutung für die Bauteilreaktion. Auch in Bezug auf das Abklingverhalten der dynamischen Anteile der Bauteilreaktion lassen sich keine konkreten positiven Effekte ableiten.

### **5.2.3 Auswertung des Metamodells**

Aus den Ergebnissen der Sensitivitätsanalyse wird nun das Metamodell – oder Prognosemodell (MOP) – des Parameterraums abgeleitet. Die Prognosefähigkeit der einzelnen Ergebnisgrößen wird über den Prognosekoeffizienten (CoP) nach MOST & WILL [110] ausgedrückt. Dieser wird über ein Kreuzvalidierungsverfahren ermittelt und beschreibt die mittlere Übereinstimmung des Metamodells mit den untersuchten Designpunkten auf Basis der gewählten Regression. Bei diesem Verfahren werden einzelne Designpunkte für die Definition des Metamodells ausgeschlossen, um mit diesen die Abweichungen des Metamodells zu bewerten.

Auf Basis des Metamodells erhält man diskrete Beschreibungen für die Abhängigkeiten der einzelnen Ergebnisgrößen von den relevanten Eingangsgrößen. Die weitere Auswertung gliedert sich aus Gründen der Übersichtlichkeit in die Bereiche *Beanspruchungskonzentrationen*, *Auflagerreaktionen*, *Verformungen* und *Geschwindigkeiten*, was der Gruppendifinition der Ergebnisgrößen entspricht.

Abbildung 5.6: MOP für die Ergebnisgröße  $EPS_u$  mit einem CoP von 94 %Abbildung 5.7: MOP für die Ergebnisgröße  $EPS_{u/h}$  mit einem CoP von 95 %

## Beanspruchungskonzentrationen

**Bereich Fußpunkt** Die durch die plastischen Dehnungen  $EPS_u$  (vgl. Abb. 5.6),  $EPS_{u/h}$  (vgl. Abb. 5.7) und  $EPS_{u/zx}$  (vgl. Abb. 5.9) ausgedrückten Beanspruchungskonzentrationen im Fußbereich der Stütze zeigen einheitlich eine sehr gute Prognosefähigkeit von 94 – 95 %.

Die untere Auflagerbedingung  $BC_{unten}$  hat den mit Abstand deutlichsten Einfluss auf die unterschiedlichen Ergebnisgrößen. Für eine steife Anbindung ( $BC_{unten} = 0$ ) werden die Beanspruchungskonzentrationen  $EPS_{u/h}$ ,  $EPS_u$  und  $EPS_{u/zx}$  maximal. Bei einer gelenkigen Auflagerbedingung ( $BC_{unten} = 1$ ) lassen sich die Beanspruchungskonzentrationen annähernd auf null reduzieren.  $EPS_u$  und  $EPS_{u/zx}$  werden für eine gelenkige Fußpunktanbindung für den Fußbereich maßgebend. Im globalen Zusammenhang reihen sie sich aber hinter den Beanspruchungskonzentrationen am Stützenkopf ein.

Neben der unteren Auflagerbedingung übt auch die horizontale Nachgiebigkeit  $Spring_{log}$  einen Einfluss auf die plastischen Dehnungen im Fußbereich aus. Niedrige Steifigkeitswerte

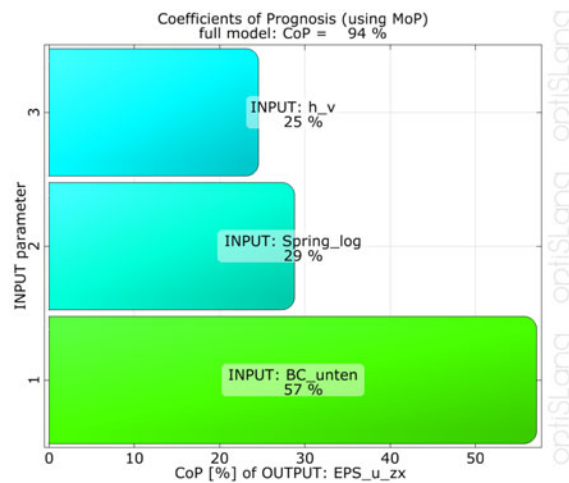


Abbildung 5.8: Einflussfaktoren der Eingangsgrößen für das Metamodell der Ergebnisgröße  $EPS_{u/zx}$  bei einem CoP von 94 %

ermöglichen bei einer steifen Fußpunktanbindung eine Reduktion der Beanspruchungskonzentrationen. Mit zunehmender Vertiefung lassen sich lediglich die Schubbeanspruchungen  $EPS_{u/zx}$  reduzieren (vgl. Abb. 5.8). Die plastischen Schubdehnungsanteile  $EPS_{u/zx}$  werden aber nicht maßgebend, da sie immer nur einen Anteil, wenn auch den maßgebenden, an den eigentlichen  $EPS_u$  darstellen.

**Feldbereich** Die Beanspruchungskonzentrationen im Feldbereich, ausgedrückt durch die Ergebnisgröße  $EPS_{f/v}$  an der Vorderseite, weist eine Prognosefähigkeit von 87 % auf (vgl. Abb. 5.10). Die plastischen Dehnungen auf der Rückseite werden nicht maßgebend. Auch allgemein bleiben die plastischen Dehnungen im Feldbereich unter 2 %.

Die Eingangsgrößen  $BC_{unten}$  und  $Spring_{log}$  definieren erneut die relevanten Einflüsse auf die Ergebnisgröße. Eine gelenkige Stützenanbindung am Fußpunkt führt zu einer Verlagerung von Beanspruchungen in den Feldbereich und somit zu einer Steigerung der Beanspruchungskonzentration. Für geringe Federsteifigkeiten reduziert sich die  $EPS_{f/v}$  ebenfalls. Durch die Nachgiebigkeit am Fußpunkt können sich früher horizontale Systemverformungen ausbilden, was die plastischen Verformungsanteile im Feldbereich begrenzt.

**Bereich Stützenkopf** Die Prognosefähigkeit für die Beanspruchungskonzentration am Stützenkopf ist mit 72 % etwas geringer (vgl. Abb. 5.11). Dies erklärt sich durch die räumliche Distanz zwischen der Ergebnisgröße  $EPS_{o/h}$  am Stützenkopf sowie der maßgeblichen Eingangsgrößen am Fußpunkt. Die Bauteilbeanspruchung an der Vorderseite wird nicht maßgebend.

Die relevanten Einflüsse auf die Ergebnisgröße zeigen die Eingangsgrößen  $h_v$  und  $Spring_{log}$ . Die niedrigsten Systembeanspruchungen im Bereich um 4 % werden für geringe Nachgiebigkeiten  $Spring_{log}$  und geringe Vertiefungen ( $h_v < 0,20 m$ ) erreicht. Größere Vertiefungen und größere Nachgiebigkeiten am Fußpunkt führen zu deutlichen Verlagerungen der Beanspruchung in den Bereich des Stützenkopfes. Reduzieren sich die Beanspruchungskonzentrationen am Fußpunkt deutlich, kommt der Beanspruchungskonzentration am Stützenkopf  $EPS_{o/h}$  eine zentrale Rolle zu.

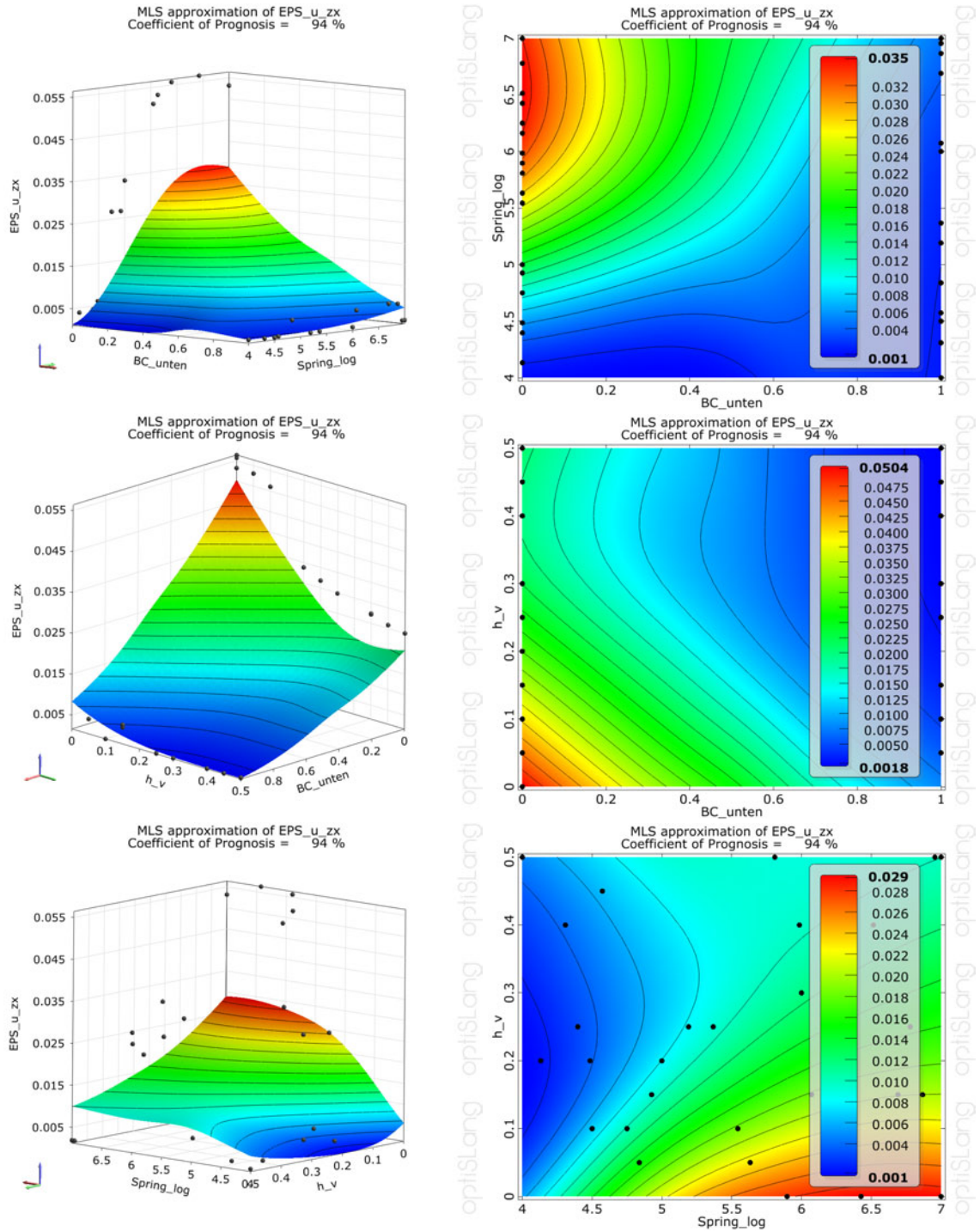


Abbildung 5.9: MOP für die Ergebnisgröße  $EPS_{u/zx}$  mit einem CoP von 94 %



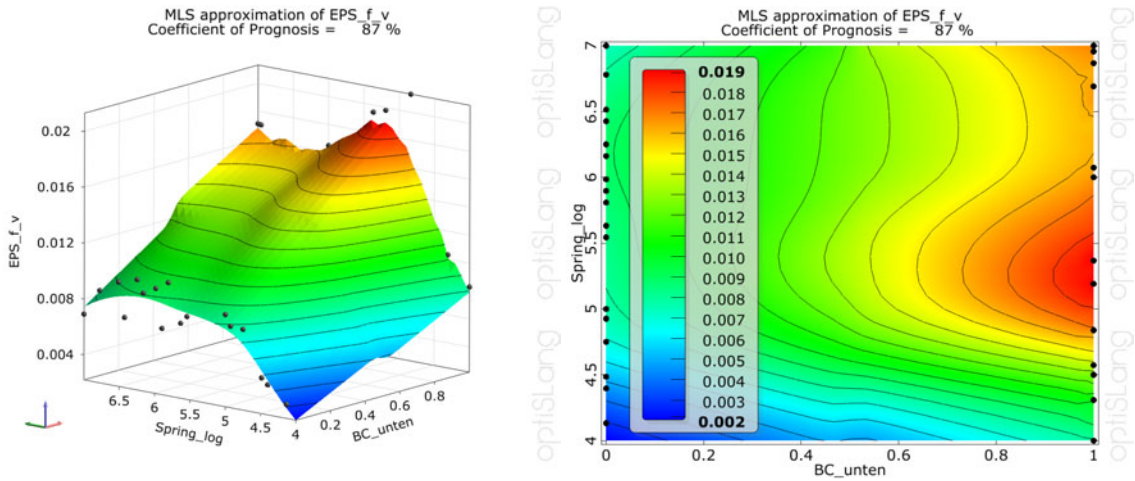


Abbildung 5.10: MOP für die Ergebnisgröße  $EPS_{f/v}$  mit einem CoP von 87 %

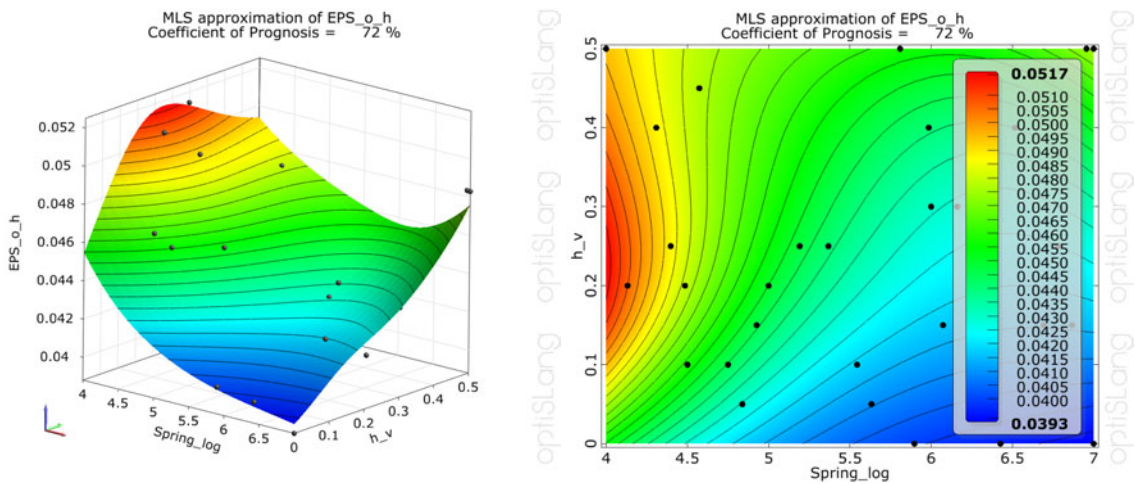


Abbildung 5.11: MOP für die Ergebnisgröße  $EPS_{o/h}$  mit einem CoP von 72 %

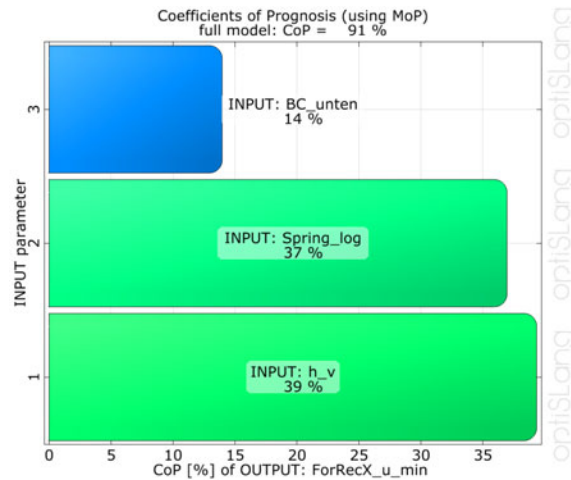


Abbildung 5.12: Einflussfaktoren der Eingangsgrößen für das Metamodell der Ergebnisgröße  $ForRecX_{u/min}$  bei einem CoP von 91 %

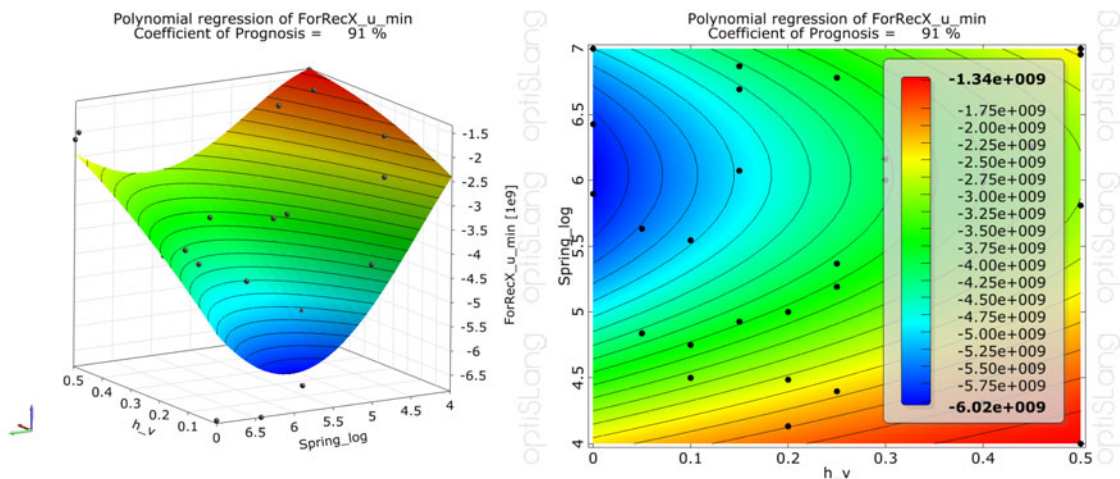
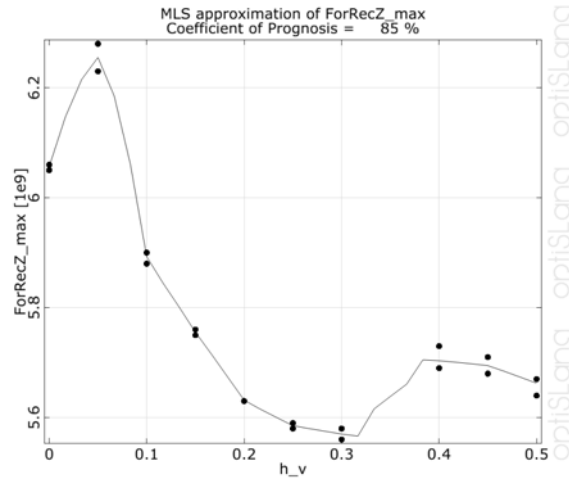
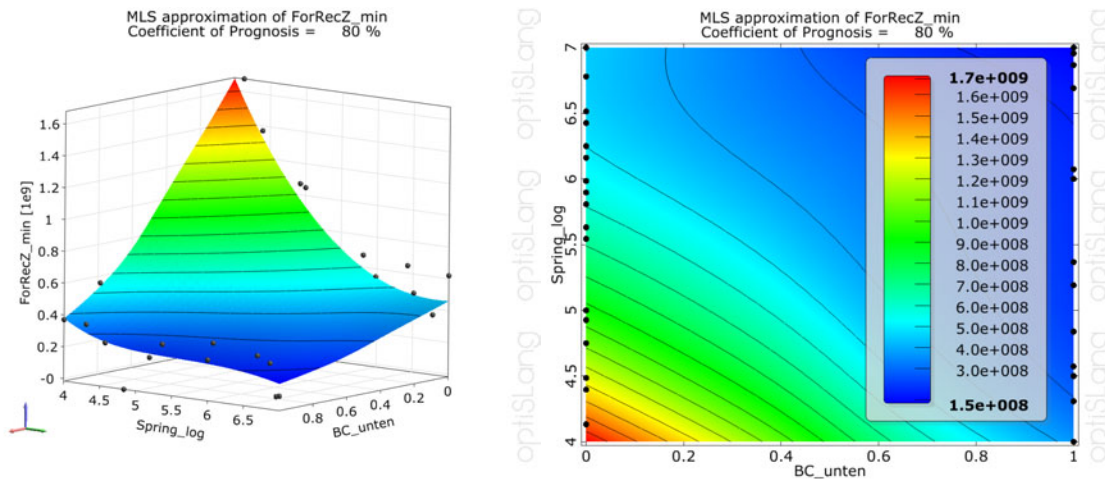


Abbildung 5.13: MOP für die Ergebnisgröße  $ForRecX_{u/min}$  mit einem CoP von 91 %

## Auflagerreaktionen

**Horizontale Auflagerreaktion am Fußpunkt** Die negativen Amplituden der horizontalen Auflagerreaktion am Fußpunkt  $ForRecX_{u/min}$  besitzen mit 91 % nach Abbildung 5.13 eine sehr gute Prognosefähigkeit. Die positiven Amplituden werden nicht maßgebend. Die deutlichsten Abhängigkeiten bestehen für die Eingangsgrößen der Vertiefung  $h_v$  und der Federsteifigkeit  $Spring_{log}$ . Die Auflagerbedingung am Fußpunkt  $BC_{unten}$  zeigt nach Abbildung 5.12 ebenfalls einen geringen Einfluss, auf den aber nicht näher eingegangen wird.

Mit zunehmender Vertiefung reduziert sich die Amplitude der Auflagerreaktion deutlich. Dies steht im Widerspruch zum Einfluss der Vertiefung auf die Beanspruchungskonzentrationen am Stützenkopf. Es zeigt sich, dass eine Begrenzung der plastischen Dehnungen im Bereich des Stützenkopfes zu ausgeprägten negativen Amplituden der Auflagerreaktion  $ForRecX_{u/min}$  am Fußpunkt führt. Der Einfluss der Federsteifigkeit  $Spring_{log}$  bewirkt ei-

Abbildung 5.14: MOP für die Ergebnisgröße  $ForRecZ_{max}$  mit einem CoP von 85 %Abbildung 5.15: MOP für die Ergebnisgröße  $ForRecZ_{min}$  mit einem CoP von 80 %

ne unerwartete Besonderheit: Die größten Amplituden der Ergebnisgröße entstehen nicht bei der maximalen Federsteifigkeit sondern im Bereich von  $1 E+06 N/mm$ . Bei der größten Nachgiebigkeit am Fußpunkt, durch eine maximale Vertiefung und eine geringe Federsteifigkeit, entstehen, wie zu erwarten war, die geringsten Amplituden der Auflagerreaktion. Eine deutliche Begrenzung der Auflagerreaktion auf etwa  $-4 E+09 mN$  wäre durch eine Vertiefung im Bereich von  $0,15 m$  in Kombination mit einer mittleren bis hohen Federsteifigkeit von  $Spring_{log} \geq 5,5$  möglich.

**Vertikale Auflagerreaktion am Fußpunkt** Die Auswertung der Designs zeigt, dass sich für alle Kombinationen ein temporärer Spitzenwert der vertikalen Auflagerreaktion am Fußpunkt  $ForRecZ_{max}$  ausbildet, der bis zu 40 % oberhalb des Vorspanngrades liegt. Die Ergebnisgröße zeigt eine komplexere Abhängigkeit von der Vertiefung  $h_v$  mit einer Prognosefähigkeit von 85 %. Der Verlauf des Zusammenhangs in Abbildung 5.14 deutet auf weitere Einflussfaktoren hin, die aber durch die begrenzte Anzahl an Designs nicht aussagekräftig mit der Ergebnisgröße in Verbindung gebracht werden können. Ganz all-



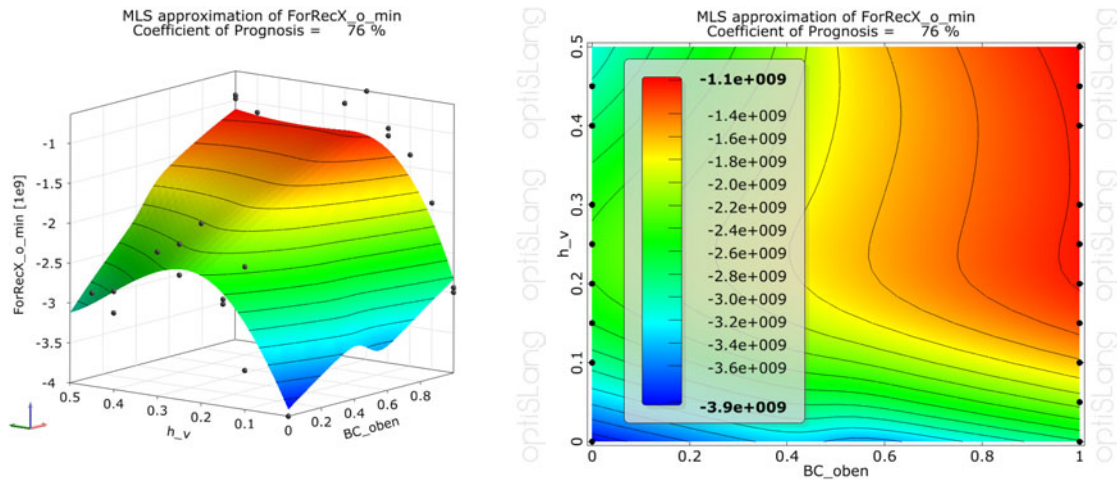


Abbildung 5.16: MOP für die Ergebnisgröße  $ForRecX_{o/min}$  mit einem CoP von 76 %

gemein lässt sich folgern, dass der Spitzenwert der vertikalen Auflagerreaktion mit größer werdender Vertiefung abnimmt. Die genau Ursache dieses Verhaltens konnte jedoch im Rahmen der Untersuchungen nicht abschließend geklärt werden.

Neben der Überhöhung des Vorspanngrades kommt es zu einer temporären Reduktion der vertikalen Auflagerreaktion  $ForRecZ_{min}$ , die aber allgemein wenig Bedeutung hat. Diese minimale vertikale Auflagerreaktion zeigt bei einem Prognosekoeffizienten von 80 % eine Abhängigkeit von der horizontalen Federsteifigkeit  $Spring_{log}$  und von der Auflagerbedingung  $BC_{unten}$  am Fußpunkt. Lediglich für eine gelenkige Fußpunktlagerung ist es möglich, dass kurzzeitig abhebende Kräfte am Auflager nach Abbildung 5.15 entstehen, wie es auch für Design (18) zu beobachten war. Baupraktisch sollte ein solcher Effekt möglichst ausgeschlossen werden.

**Horizontale Auflagerreaktion am Stützenkopf**  $ForRecX_{o/min}$  zeigt eine Abhängigkeit von der Definition des Auflagerpunktes am Stützenkopf  $BC_{oben}$  sowie von der Vertiefung  $h_v$  bei einem Prognosekoeffizienten von 76 % nach Abbildung 5.16 und weist eine Bandbreite zwischen  $-4,0 E + 09 mN$  und  $-6,3 E + 08 mN$  auf.  $ForRecX_{o/max}$  zeigt eine recht gleichmäßig verteilte Abhängigkeit von allen Eingangsgrößen, mit Ausnahme der Dämpfung bei einer Prognosefähigkeit von 81 % nach Abbildung 5.17, und weist eine Bandbreite zwischen  $+1,0 E + 09 mN$  und  $+3,9 E + 09 mN$  auf. Für den komplexeren Zusammenhang gilt, dass die negative Amplitude  $ForRecX_{o/min}$  für eine steife Definition des oberen Auflagerpunktes ( $BC_{oben} = 0$ ) dominant wird, während die positive Amplitude  $ForRecX_{o/max}$  bei einer gelenkigen Definition ( $BC_{oben} = 1$ ) dominant wird. Dies trifft bis auf wenige Ausnahmen, bei denen die betragsmäßigen Unterschiede sehr gering ausfallen, für alle Designs zu.

Eine gelenkige Lagerung oben resultiert in geringeren Amplituden für die Ergebnisgröße  $ForRecX_{o/min}$ . Da eine gelenkige Lagerung aber auch dazu führt, dass die positive Amplitude  $ForRecX_{o/max}$  dominant wird, kommen die geringeren negativen Amplituden nicht zum Tragen. Für eine steife Anbindung am Stützenkopf werden die negativen Amplituden  $ForRecX_{o/min}$  für eine mittlere Vertiefung ( $0,1 m \leq h_v \leq 0,4 m$ ) minimal.

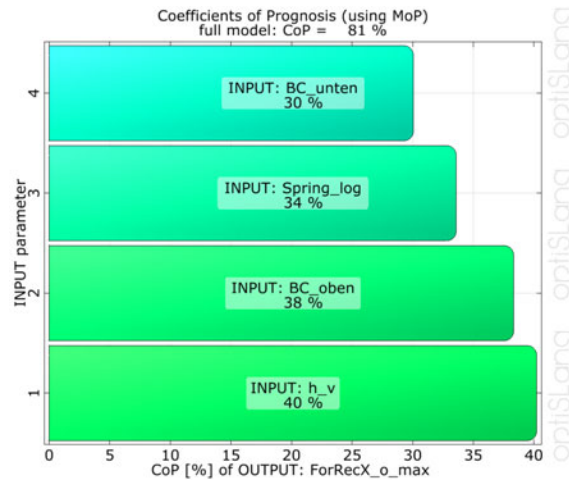


Abbildung 5.17: Einflussfaktoren der Eingangsgrößen für das Metamodell der Ergebnisgröße  $ForRecX_{o/max}$  bei einem CoP von 81 %

Für eine gelenkige Lagerung am Stützenkopf bleiben des Weiteren die positiven Amplituden der horizontalen Auflagerreaktion  $ForRecX_{o/max}$  nach Abbildung 5.18 nahezu konstant. Eine steife Anbindung oben führt fast immer zu geringeren Amplituden. Dies gilt sowohl in Bezug auf die Vertiefung wie auch für die Federsteifigkeit und die Auflagerbedingung  $BC_{unten}$  am Fußpunkt. Mit zunehmender Vertiefung reduziert sich die positive Amplitude der horizontalen Auflagerkraft. Gleiches gilt für eine zunehmende horizontale Nachgiebigkeit und eine gelenkige Auflagerbedingung am Fußpunkt.

## Verformungen

**Horizontale Verformungen im Feldbereich** Um die horizontalen Systemverformungen auszuwerten, wird aus den Messpunktergebnissen von ANSYS AUTODYN ein Signal erzeugt und eingelesen. Dieses Signal zeigt für jedes Design die Einhüllende der horizontalen Verformungen über alle Messpunkte auf der Systemachse der Stütze, wie in Abbildung 5.19 zu sehen ist. Die Lage der Verformungsamplitude in Bezug zur Stützhöhe variiert für jedes Design über die Zeit, zudem liegt die maximale Systemverformung für die unterschiedlichen Designs an unterschiedlichen Stellen.

Die beginnende horizontale Systemverformung zeigt für alle Designs eine identische Verformungsgeschwindigkeit. Im weiteren Verlauf nimmt die Verformungsgeschwindigkeit für alle Designs ab, bis die maximalen Amplituden erreicht werden. Diese liegen zwischen  $48\text{ mm}$  und  $118\text{ mm}$ . Die plastischen Verformungsanteile am Ende der Simulation liegen zwischen  $24\text{ mm}$  und  $101\text{ mm}$  oder, bezogen auf die maximalen Verformungsamplituden, zwischen 36 % und 94 %.

Die maximalen Verformungen im Feldbereich  $DispX_{max}$  weisen eine deutliche Abhängigkeit von der unteren Auflagerbedingung  $BC_{unten}$  sowie von der Vertiefung  $h_v$  nach Abbildung 5.20 auf. Das Metamodell besitzt bei einer linearen Regression eine Prognosefähigkeit von 95 %. Mit größer werdender Vertiefung wird das System weicher, und die maximalen Verformungen nehmen zu. Gleiches gilt auch für die gelenkige Lagerung am Fußpunkt.

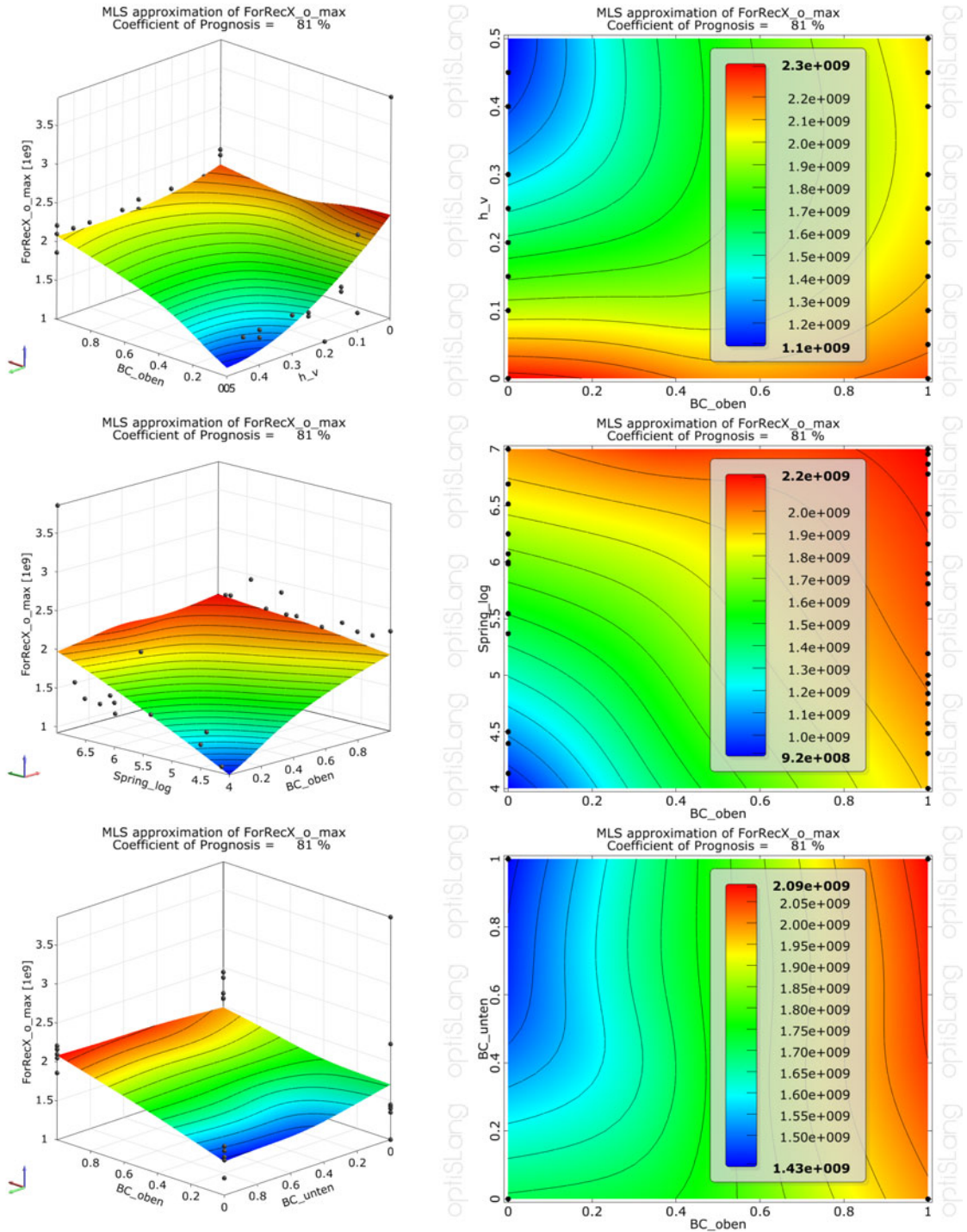


Abbildung 5.18: MOP für die Ergebnisgröße  $ForRecX_{o,max}$  mit einem CoP von 81%

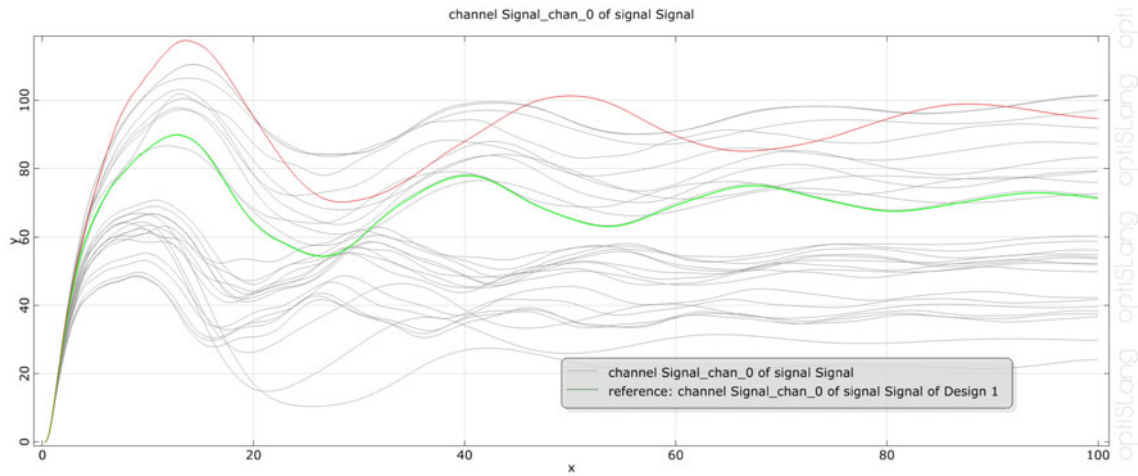


Abbildung 5.19: Signale der Einhüllenden der horizontalen Systemverformungen ( $DispX$ ) in Abhängigkeit von der Zeit

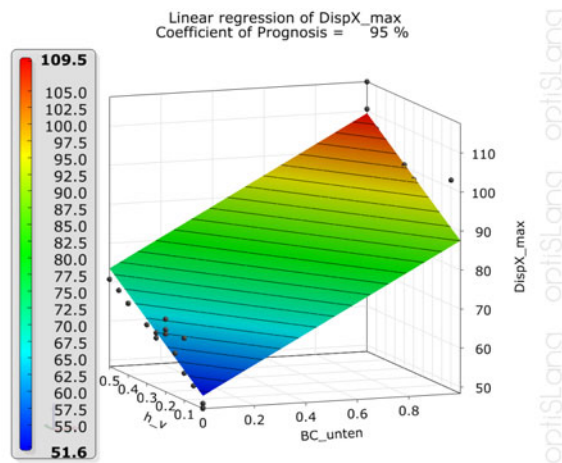


Abbildung 5.20: MOP für die Ergebnisgröße  $DispX_{max}$  mit einem CoP von 95 %

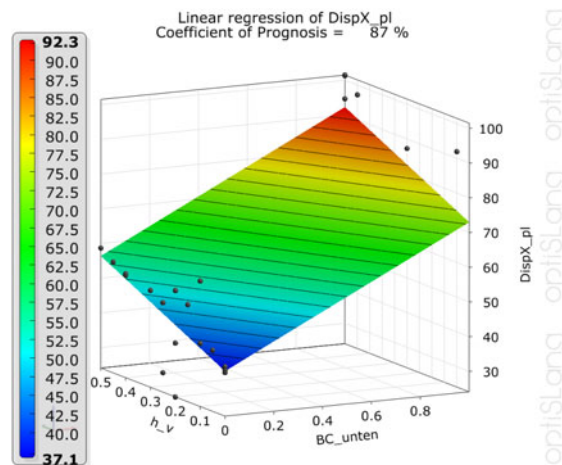


Abbildung 5.21: MOP für die Ergebnisgröße  $DispX_{pl}$  mit einem CoP von 87 %



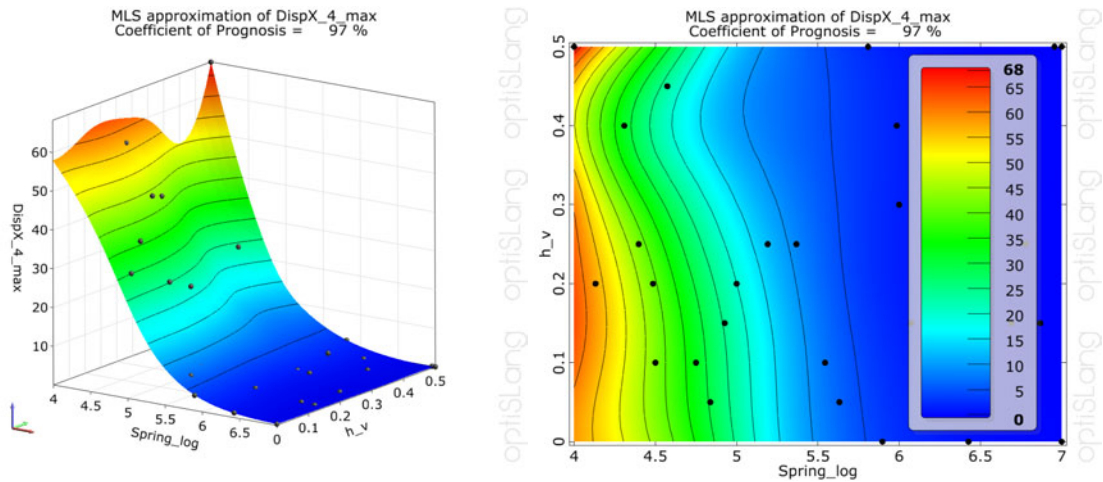


Abbildung 5.22: MOP für die Ergebnisgröße  $DispX_{4,max}$  mit einem CoP von 97 %

Die plastischen Verformungsamplituden  $DispX_{pl}$  am Ende der Simulation bei  $100\text{ ms}$  werden auf die maximale Verformungsamplitude des Designs bezogen und weisen ein vergleichbares Verhalten bei gleichen Abhängigkeiten von den Variablen  $BC_{unten}$  und  $h_v$  nach Abbildung 5.21 auf. Der Prognosekoeffizient reduziert sich dabei auf 87 %.

Die geringsten horizontalen Verformungsamplituden werden wie erwartet für das steifste System erreicht, das gleichzeitig aber zu den größten Beanspruchungskonzentrationen führt. Eine Reduktion der Verformungen wirkt sich also auf die Steigerung des Bauteilwiderstandes deutlich nachteilig aus, wohingegen die Ergebnisse bestätigen, dass gezielte Nachgiebigkeiten die Widerstandsfähigkeit der Stütze erhöhen. Da die Dämpfung  $Damp$  auf die horizontalen Verformungen am Fußpunkt wirkt, zeigt sich kein relevanter Einfluss auf die horizontalen Systemverformungen.

**Horizontale Fußpunktverformungen** Die positiven Verformungsamplituden am Fußpunkt der Stütze  $DispX_{4,max}$  werden, wie erwartet, hauptsächlich von der Nachgiebigkeit des Fußpunktes  $Spring_{log}$  durch die horizontal angeordnete Feder beeinflusst. Der Einfluss der Vertiefung  $h_v$  auf die Ergebnisgröße ist deutlich untergeordnet. Es ergibt sich eine Prognosefähigkeit des Metamodells von 97 %. Die positiven Amplituden sind gegenüber den negativen Amplituden stets dominant.

Erst ab einer Federsteifigkeit von weniger als  $1\text{ E} + 05\text{ N/mm}$  entstehen deutliche Fußpunktverformungen nach Abbildung 5.22, die Amplituden bis  $68\text{ mm}$  ausbilden. Diese steigen trotz der logarithmischen Definition der Variable überproportional an.

**Vertikale Verformungen am Stützenkopf** Die negativen Amplituden der vertikalen Verformungen am Stützenkopf  $DispZ$  weisen bei einer Prognosefähigkeit von 74 % eine gewisse Abhängigkeit von allen Eingangsgrößen nach Abbildung 5.23 auf. Die deutlichsten Einflüsse entstehen erneut durch die Variation der unteren Auflagerbedingung  $BC_{unten}$  sowie der Vertiefung  $h_v$ . Eine gelenkige Anbindung am Fußpunkt und eine maximale Vertiefung führen sowohl zu den größten horizontalen Systemverformungen als auch zur niedrigsten Eigenfrequenz  $N_0$  der Punktmasse in vertikaler Richtung. In der Folge ergeben sich die größten Verformungsamplituden der Ergebnisgröße  $DispZ$ . Für die vertikale Verformung wird ein Spitzenwert von  $-5,6\text{ mm}$  erreicht.

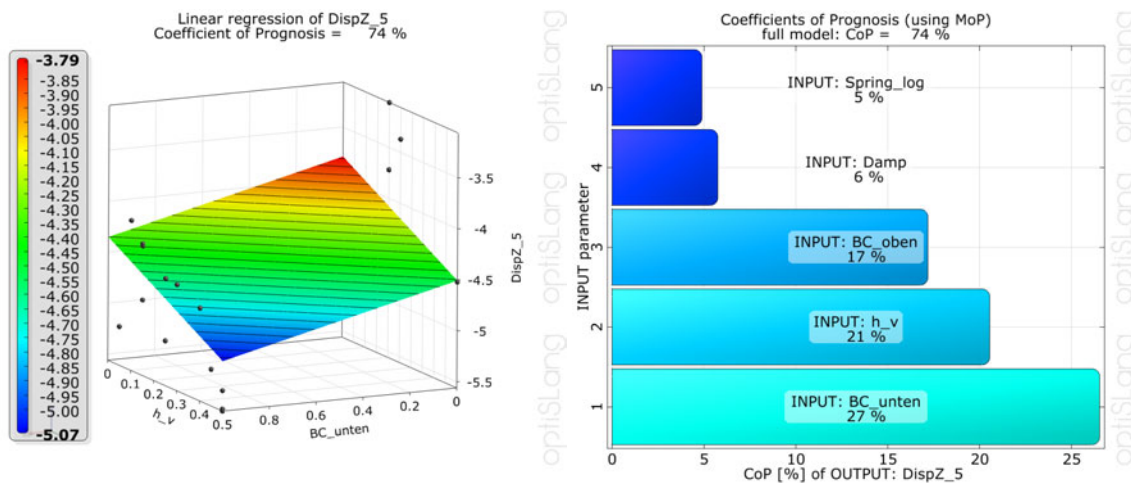


Abbildung 5.23: MOP für die Ergebnisgröße  $DispZ$  mit einem CoP von 74 %

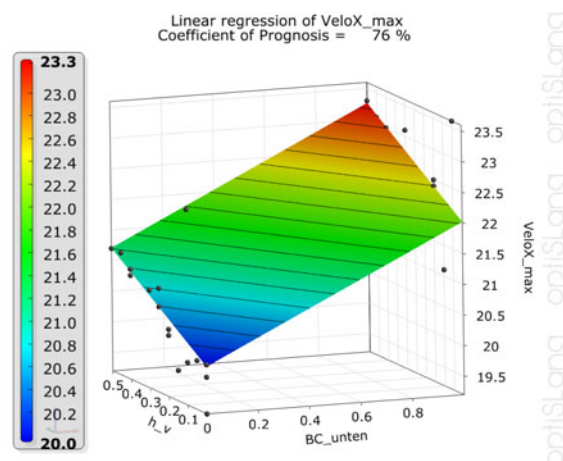


Abbildung 5.24: MOP für die Ergebnisgröße  $VeloX_{max}$  mit einem CoP von 76 %

## Geschwindigkeiten

**Horizontale Systemgeschwindigkeiten** Die Ergebnisse für die maximalen Systemgeschwindigkeiten  $VeloX_{max}$  nach Abbildung 5.24 bewegen sich für den vorliegenden Fall in einem relativ engen Bereich von  $\pm 10\%$  um den Mittelwert von  $22\text{ m/s}$ . Die Haupteinflüsse liegen erneut bei der unteren Auflagerbedingung  $BC_{unten}$  und der Vertiefung  $h_v$ . Die Prognosefähigkeit erreicht 76 %. Die negativen Amplituden der Bauteilgeschwindigkeit werden nicht maßgebend. Mit zunehmender Weichheit des Systems in horizontaler Richtung steigen die erreichten Geschwindigkeitsamplituden. Da die Fußpunktschwingung größtenteils entkoppelt von den Bauteilschwingungen ist, ergibt sich auch hier keine relevante Abhängigkeit von der horizontalen Nachgiebigkeit am Fußpunkt. In Bezug auf die maximalen Systemgeschwindigkeiten  $VeloX_{max}$  zeigt sich kein relevanter Einfluss aus der planmäßigen Systemdämpfung am Fußpunkt.

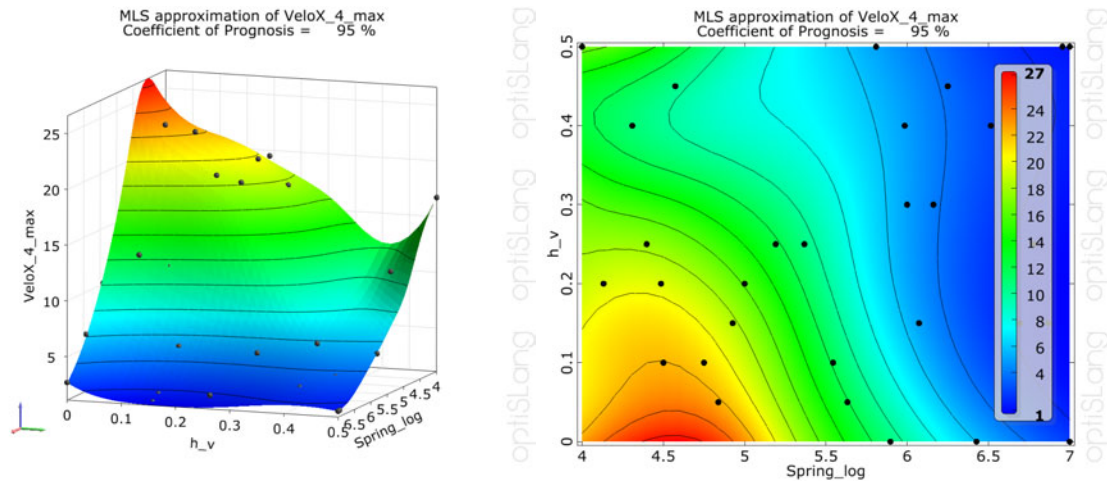


Abbildung 5.25: MOP für die Ergebnisgröße  $VeloX4_{max}$  mit einem CoP von 95 %

**Horizontale Fußpunktgeschwindigkeiten** Für die horizontalen Fußpunktgeschwindigkeiten werden ebenfalls die positiven Amplituden  $VeloX4_{max}$  dominant. Der größte Einfluss auf die positive Amplitude geht von der Nachgiebigkeit des Fußpunktes  $Spring_{log}$  aus. Die Vertiefung  $h_v$  wird zwar als relevant, aber untergeordnet eingestuft, wie Abbildung 5.25 zeigt. Die Prognosefähigkeit des Metamodells liegt bei 95 %.

Die Fußpunktgeschwindigkeiten können sich nur ausbilden, wenn eine Nachgiebigkeit des Fußpunktes  $Spring_{log}$  vorliegt. Die größten Geschwindigkeiten mit bis zu 23 m/s werden für die untersuchten Designs bei den geringsten Federsteifigkeiten erreicht. Auch hier stellt sich keine erkennbare Abhängigkeit von der Dämpfung ein.

#### 5.2.4 Diskussion der Ergebnisse

Aufgrund der Einwirkungskonzentration im unteren Bereich der Stützenkonstruktion üben auch die dort angeordneten Eingangsgrößen  $BC_{unten}$ ,  $Spring_{log}$  und  $h_v$  die Haupteinflüsse auf die Bauteilreaktion aus. Das Auflager am Stützenkopf  $BC_{oben}$  beeinflusst lediglich die dem Stützenkopf zugeordneten Ergebnisgrößen, mit Ausnahme der Beanspruchungskonzentration. Einzig die Eingangsgröße  $Damp$  zeigt keinen relevanten Einfluss auf die Systemantwort. Horizontale Dämpfungen am Fußpunkt erweisen sich in Bezug auf das untersuchte Beispiel als nicht zweckmäßig und wirken sich weder im Feldbereich noch am Fußpunkt reduzierend auf die Verformungs- und Geschwindigkeitsamplituden aus. Die Abbildung der Federsteifigkeit als logarithmische Variable im Parameterraum bewirkt dagegen eine deutliche Verbesserung der Ergebnisse, da die Variablendefinition über den Logarithmus zu einer gleichmäßigen Verteilung der Designs über mehrere Potenzen hinweg führt.

Wie aufgrund der großen Auswahl an Ergebnisgrößen zu erwarten war, lassen sich nicht alle mit ausreichender Qualität über das Metamodell beschreiben und in vielen Fällen werden entweder die negativen oder die positiven Amplituden maßgebend. Die zentralen Ergebnisgrößen, wie beispielsweise die Beanspruchungskonzentrationen, zeigen allesamt eine gute Beschreibbarkeit über das Metamodell, und auch die gewählte Bandbreite der Variationsparameter wird durch die Ergebnisse bestätigt.

Die Anzahl der untersuchten Designs bildet für den vorliegenden Fall die untere Grenze, um eine zielgerichtete Beschreibung der Systemeigenschaften zu erreichen, wie die Vertrauensintervalle der Sensitivitätsanalyse zeigen. Die empfohlenen Grenzen des Vertrauensintervalls werden dabei, wie beschrieben, leicht überschritten. Daraus lässt sich folgern, dass die empfohlenen Grenzwerte für Anwendungen wie die vorliegende gut gewählt sind und geringe Abweichungen akzeptiert werden können.

Die Auswertung des Metamodells zeigt, dass die verschiedenen Beanspruchungskonzentrationen deutlich durch die gewählten Eingangsgrößen beeinflusst werden. Die Eingangsgröße  $BC_{unten}$  zeigt hierbei die größte Relevanz für die Bauteilantwort, da sich für eine gelenkige Fußpunktanbindung die Beanspruchungskonzentration am Fußpunkt bis auf ein Minimum reduzieren lässt. Dies führt aber zu einer Verlagerung der dominanten Beanspruchungskonzentration an den Stützenkopf. Betrachtet man die Abhängigkeiten der Beanspruchungskonzentration am Stützenkopf, so zeigt sich, dass diese für geringe Vertiefungen und hohe Federsteifigkeiten am Fußpunkt minimal werden.

Auch die Auflagerreaktionen, vor allem die horizontalen am Fußpunkt und am Stützenkopf, lassen sich durch die Eingangsgrößen steuern. Dabei zeigen sich Parameterbereiche, die zu einer Begrenzung der Amplituden der Auflagerreaktionen führen und zusätzlich begrenzte Beanspruchungskonzentrationen aufweisen.

Generell bestätigen die Ergebnisse, dass gezielte Nachgiebigkeiten die Widerstandsfähigkeit der Stütze steigern, da sich die auftretenden Beanspruchungskonzentrationen reduzieren. Es wird aber auch deutlich, dass sich eine Reduktion der Systemverformungen nachteilig auf den Bauteilwiderstand auswirkt.

## 5.3 Minimierung der Beanspruchungskonzentrationen

### 5.3.1 Optimierungsstrategie und Zielfunktion

Die Optimierung wird auf Basis des erzeugten Metamodells durchgeführt. Diese Vorgehensweise bietet den Vorteil, vor allem bei schwer zu automatisierenden und rechenaufwändigen Modellen, direkt auf die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse aufbauen zu können, ohne weitere Modelle untersuchen zu müssen. Dies wird in der Literatur auch als Voroptimierung beschrieben, da die Ergebnisqualität nur die Qualität des Prognosemodells erreichen kann. Für den vorliegenden Fall wird das Optimierungsergebnis auf Basis des Metamodells mit dem konkreten Simulationsmodell für die optimale Parameterkonfiguration verifiziert, um die Ergebnisqualität zu sichern.

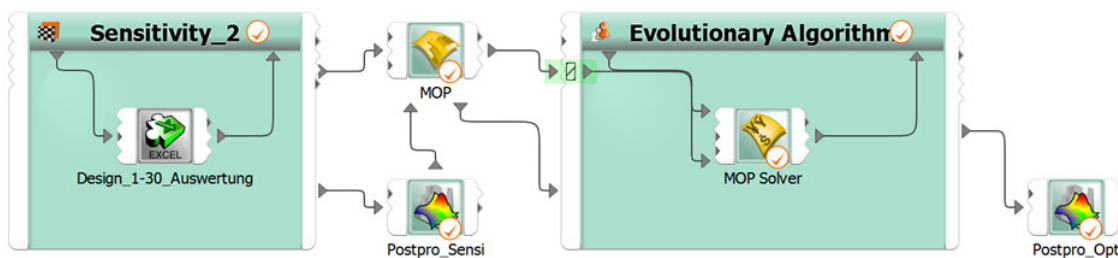


Abbildung 5.26: Projektansicht mit Sensitivitätsanalyse, MOP und Optimierungsuntersuchung in OPTISLANG



Tabelle 5.3: Parameterkonfiguration des Optimierungsergebnisses – Design (141)

Input-Variable	Design (141)
$Spring_{log}$	7,0
$Damp$	34
$h_v$	0
$BC_{unten}$	1
$BC_{oben}$	0

Abbildung 5.26 gibt den modularen Aufbau der Optimierungsuntersuchung auf der Projektseite von OPTISLANG wieder. Das Metamodell (*MOP*) wird aus den Ergebnissen der Sensitivitätsanalyse erzeugt. Für die Optimierung (*Evolutionary Algorithm*) wird das Metamodell eingelesen und bezüglich des definierten Zielwerts gelöst (*MOP Solver*). Die jeweiligen Ergebnisse werden über ein Postprocessing aufbereitet.

Für die Lösung der Optimierungsaufgabe in Form einer multidimensionalen Parameteroptimierung wird die EA-Methode (Evolutionary Algorithm) nach OPTISLANG [43, 44] angewandt, sie zählt zur Gruppe der NOA-Verfahren (Nature-inspired Optimization Algorithms). Unter den gegebenen Rahmenbedingungen, wie beispielsweise der diskreten Variablendefinition für die Auflagerbedingungen und die Vertiefung, scheiden u. a. gradientenbasierte Methoden aus. Die Verwendung der EA-Methode wird durch die Ergebnisse bestätigt.

Das Ziel dieser Optimierungsuntersuchung ist gleichzeitig ein zentrales Ziel der Arbeit. Anhand des gewählten repräsentativen Beispiels soll ausgehend von identifizierten Beanspruchungskonzentrationen und Versagensmechanismen das System dahingehend optimiert werden, dass die Stützenkonstruktion durch die Reduktion der Beanspruchungskonzentrationen eine gesteigerte Widerstandsfähigkeit gegen Nahdetonationseinwirkungen erreicht.

Die Definition der Zielfunktion beschränkt sich auf die Minimierung der Variable  $EPS_{o/h}$ , die das maßgebende Kriterium für das Niveau der Beanspruchungskonzentrationen am Stützenkopf darstellt. Ausgehend von einer gelenkigen Anbindung am unteren Auflagerpunkt ( $BC_{unten}=1$ ) sind keine weiteren Randbedingungen zu definieren. Als Ausgangspunkt für die Optimierung wurde Design (26) gewählt, das bereits eine sehr geringe Beanspruchungskonzentration von 4,15 % aufweist und der favorisierten Parameterkonfiguration auf Basis der Auswertung des Metamodells am nächsten kommt.

### 5.3.2 Auswertung der Ergebnisse

Der Verlauf der Optimierungsuntersuchung mit der schrittweisen Reduktion des Zielwertes kann Abbildung 5.27 entnommen werden. Das Ergebnis in Form des angestrebten Optimums stellt Design (141) mit einer dominanten Beanspruchungskonzentration von 3,93 % dar. Die Designs im weiteren Iterationsverlauf weisen ganz ähnliche Konfigurationen auf, eine höhere Reduktion des Zielwertes wird nicht erreicht. Da das Startdesign (26) mit seinen Beanspruchungen durchaus als voroptimiert gelten kann, war kein ausgeprägteres Optimierungsziel zu erwarten. Auch eine Variation des Startdesigns (4|6|7) führt zu identischen Optimierungsergebnissen.

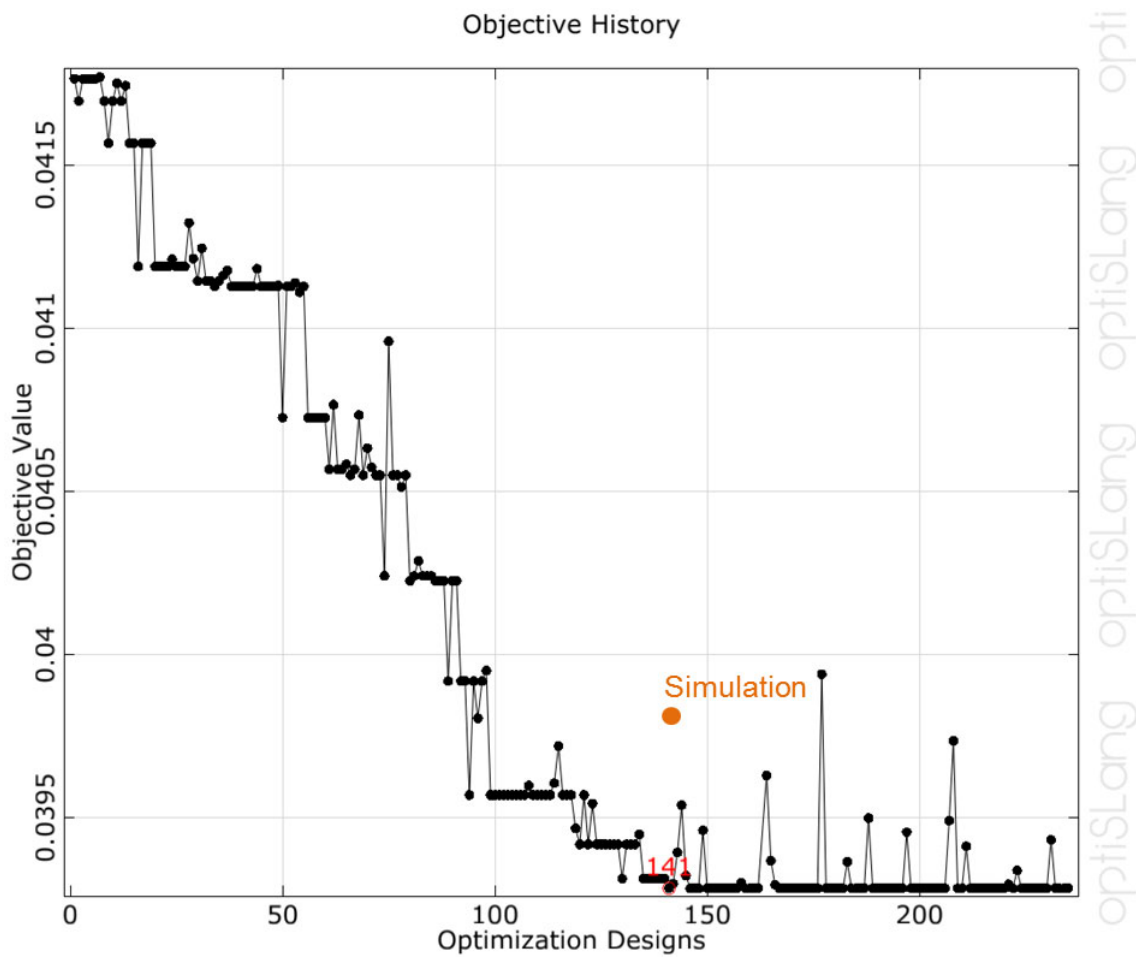


Abbildung 5.27: Verlauf der Optimierung mit dem besten prognostizierten Design (141) und dem Simulationsergebnis der Verifizierung

Tabelle 5.4: Verifizierung des prognostizierten Optimierungsergebnisses

Zielwert	Design (141)	Simulation	Abweichung
$EPS_{o/h}$	$3,93 E - 02$	$3,99 E - 02$	1,5 %

Design (141) mit den Eingangsgrößen nach Tabelle 5.3 ist durch eine gelenkige Anbindung am Fußpunkt, keine Vertiefung und keine horizontale Nachgiebigkeit am Stützenfuß gekennzeichnet. Zudem besitzt das Modell eine steife Anbindung am oberen Auflagerpunkt und eine mittlere Dämpfung. Weil die beiden letztgenannten Variablen keinen relevanten Einfluss auf das Optimierungskriterium haben, sind die Werte beliebig.

Da eine ideal steife Fußpunktanbindung nicht realistisch ist, wird eine leichte Nachgiebigkeit als zusätzliche Randbedingung des Optimierungslaufs untersucht. Durch eine Begrenzung der Federsteifigkeit auf  $Spring_{log} = 6,8$  zeigte sich aber lediglich ein vernachlässigbarer Einfluss auf das Optimierungsergebnis.

### 5.3.3 Verifizierung der Ergebnisse

Über den direkten Vergleich des Ergebnisses des Optimierungsverlaufs mit der Simulation lässt sich sowohl das Optimierungsziel verifizieren, als auch die Qualität des Metamodells für den Parameterraum bewerten. Das Ergebnis für den Zielwert steigert sich nach Tabelle 5.4 von 3,93 % auf 3,99 %, was einer relativen Differenz von lediglich 1,5 % entspricht. Das Simulationsergebnis ist in Abbildung 5.27 des Optimierungsverlaufs mit abgebildet. Trotz des nicht idealen Vertrauensintervalls der Sensitivitätsanalyse sowie der teilweise begrenzten Prognosefähigkeit der einzelnen Ergebnisgrößen zeigt die Verifizierung eine sehr gute Übereinstimmung mit den prognostizierten Ergebnissen der Optimierung. Die Übereinstimmung ist dadurch zu erklären, dass das Prognosemodell u. a. für die beiden Auflagerbedingungen immer Zustand (0) und (1) berücksichtigen muss. Im Verlauf der Optimierung wurden zum einen die Eingangsgrößen der Auflagerbedingungen nicht verändert, zum anderen war nur eine kleine Variation der anderen Parameter durch ein zweckmäßig gewähltes Ausgangsdesign notwendig. Dieser stark begrenzte lokale Ausschnitt des Metamodells erreicht eine höhere Prognosefähigkeit, wie das Verifizierungsergebnis beweist.

Die Bauteilergebnisse von Design (141) sind in den Abbildungen 5.28 und 5.29 zusammengefasst. Neben dem plastischen Dehnungszustand des Stahlrohrs zeigt Abbildung D.10 zusätzlich die Rissbildung an der Oberfläche des Betonkerns und die Verteilung der Schädigungen in der Schnittebene. Über Abbildung D.9 lässt sich der direkte Bezug zur Ausgangslage der Optimierung herstellen. Design (141) unterscheidet sich von Design (1) hauptsächlich durch seine gelenkige Fußpunktanlagerung. Durch die gelenkige Lagerung erhöht sich die Beanspruchungskonzentration  $EPS_{o/h}$  am Stützenkopf zwar von 3,88 % auf 3,99 % leicht, die dominante Beanspruchungskonzentration am Fußpunkt von etwa 7 % infolge des plastischen Schubgelenks reduziert sich jedoch auf 2,7 % und bleibt somit unterhalb der maßgebenden Beanspruchung am Stützenkopf. Die prognostizierten Beanspruchungen im Feldbereich steigern sich auf 1,4 %. Für das gesamte System ergibt sich also eine recht einheitliche Ausprägung der lokalen Beanspruchungskonzentrationen mit deutlicheren Biegeverformungen im Feldbereich und einer Minimierung des Schubeinflusses am Fußpunkt, womit das angestrebte Ziel erreicht wurde. Gleichzeitig weist Design (141) aber besonders am Fußpunkt hohe horizontale Auflagerreaktionen auf.

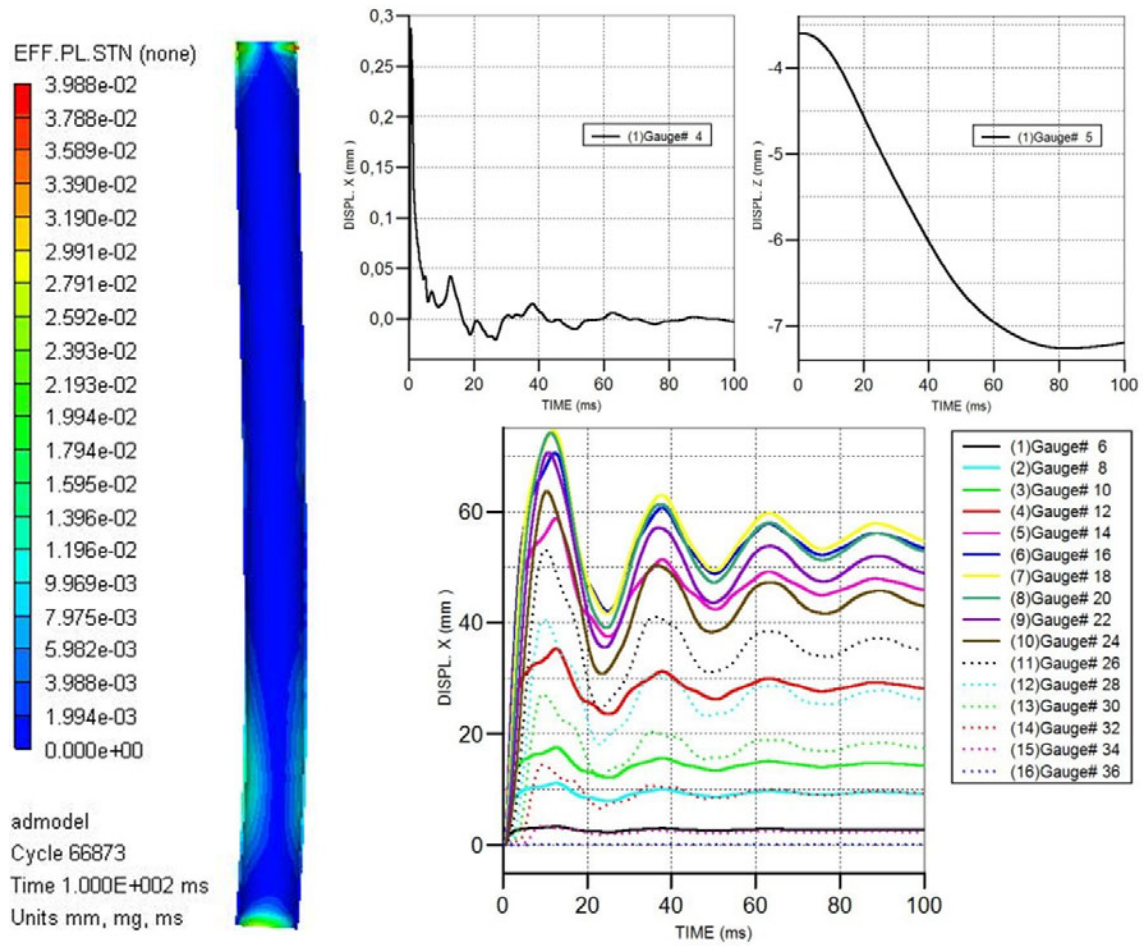


Abbildung 5.28: Bauteilergbnisse der Verifizierung für Design (141)

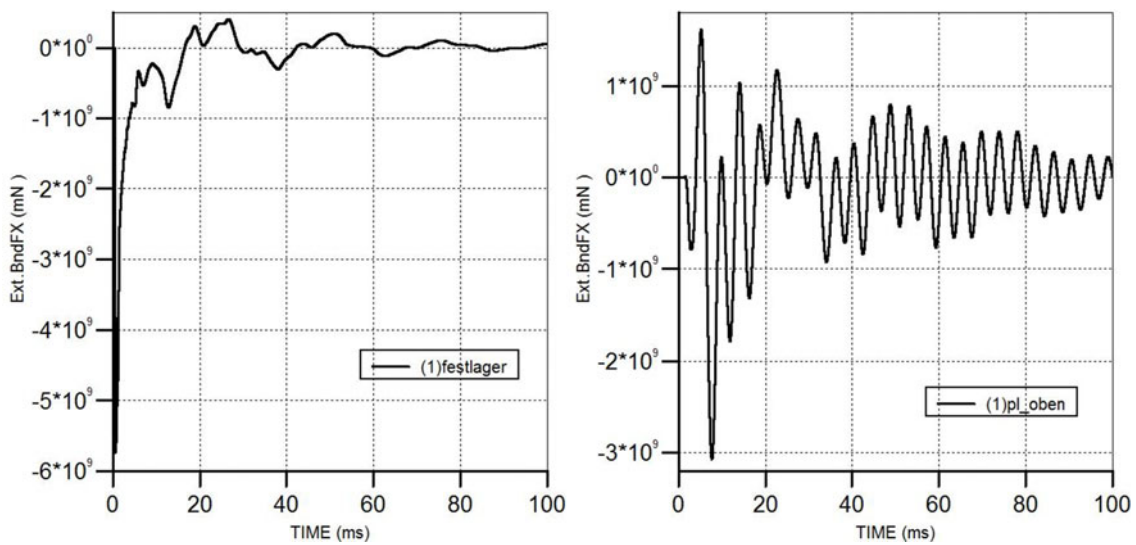


Abbildung 5.29: Verlauf der horizontalen Auflagerkräfte ( $ForRecX$ ) am Fußpunkt (links) und am Stützenkopf (rechts) für das Design (141)

### 5.3.4 Diskussion der Ergebnisse

Es kann festgehalten werden, dass sich die dominante Beanspruchungskonzentration für den untersuchten Fall um über 40 % auf eine moderate plastische Dehnung von etwa 4 % reduzieren lässt und zudem der Versagensmechanismus des plastischen Schubgelenkes weitestgehend minimiert wird. Dies gelingt durch die gelenkige Ausbildung des Fußpunktes, die bereits zu den erforderlichen Umlagerungen der Beanspruchungskonzentrationen führt. Zusätzliche Nachgiebigkeiten am Fußpunkt in Form einer Vertiefung oder der horizontal nachgiebigen Lagerung erweisen sich für das Optimierungsziel am gewählten Beispiel als nicht zielführend, da sie zu einer zu großen Umlagerung der Beanspruchungskonzentrationen in den Bereich des Stützenkopfes führen.

Durch die gelenkige Anbindung der Stütze am Fußpunkt reduziert sich infolge der größeren Knicklänge die axiale Traglast der Stütze. Aus den sinkenden Beanspruchungskonzentrationen lässt sich jedoch folgern, dass die Detonationseinwirkung gegenüber dem axialen Vorspannzustand den dominanten Einfluss für die Ausprägung der Beanspruchungskonzentrationen darstellt.

Wie schon bei der Bauteilanalyse in Kapitel 4 wurde bewusst auf eine detailliertere Abbildung der Auflager- und Anschlussbereiche verzichtet, um den Fokus auf den eigentlichen Stützenkörper zu richten. Aus den verschiedenen Ergebnisgrößen entsteht ein konkretes Anforderungsprofil für die Anschlusskonstruktionen. Erst in einem weiteren Schritt kann untersucht werden, inwieweit eine konstruktive Umsetzung der geforderten Anschlusseigenschaften, besonders unter Berücksichtigung der auftretenden Belastungsgeschwindigkeiten, erreicht werden kann.

Die gelenkige Fußpunktanbindung der Stütze ist in Form einer Lagerkonstruktion durchaus konstruktiv umsetzbar. Effekte, wie die Anbindung an die Stütze und die Unterkonstruktion, die Übertragung der Auflagerkräfte und die Abbildung der entstehenden Reibung im Lager, sind im Detail zu untersuchen. Dabei kommt auch den auftretenden Verformungsgeschwindigkeiten ein großer Einfluss auf die Funktionalität und Robustheit des verwendeten Gleitmaterials zu und darf nicht außer Acht gelassen werden.

## 5.4 Minimierung von Bauteilbeanspruchungen und Auflagerreaktionen

### 5.4.1 Zielkonflikt und Optimierungsstrategie

Da die Minimierung der Beanspruchungen gleichzeitig sehr hohe horizontale Auflagerreaktionen zur Folge hat, stellt sich die Frage, ob es nicht Parameterkonfigurationen gibt, die sowohl zu einer niedrigen Beanspruchungskonzentration als auch zu möglichst geringen und gleichmäßig verteilten Auflagerreaktionen führen.

Auf Basis dieser Überlegungen wird das Optimierungsziel um einen weiteren Zielwert ergänzt. Neben der Beanspruchungskonzentration  $EPS_{o/h}$  soll die dominante negative Amplitude der horizontalen Auflagerreaktion am Fußpunkt  $ForRecX_{u/min}$  minimiert werden. Um dominante Einflüsse anderer Ergebnisgrößen auszuschließen, werden zusätzliche Randbedingungen definiert: Die Beanspruchungskonzentration am Fußpunkt  $EPS_{u/h}$  wird begrenzt, und die Amplituden der Auflagerreaktion am Stützenkopf müssen geringer als am Fußpunkt bleiben.

Wenn die Zielfunktion mehrere Variablen beinhaltet, wird dies Pareto-Optimierung genannt. Für den vorliegenden Fall einer zweidimensionalen Pareto-Optimierung erhält man als Ergebnis eine Grenzlinie (Pareto-Front), die Minimalkombinationen beider Zielfunktionen zeigt. Für die Lösung dieser komplexen Optimierungsaufgabe kann beispielsweise die Schwarm-Theorie (Particle Swarm Optimization) nach OPTISLANG [43,44] verwendet werden. Dies hat sich im vorliegenden Fall als zielführend erwiesen. Die Schwarm-Theorie gehört, wie die EA-Methode, zur Gruppe der NOA-Verfahren und basiert auf der Imitation des Sozialverhaltens eines Schwarms.

Da die Optimierung, wie auch schon im ersten Fall, basierend auf dem Metamodell durchgeführt wird und keine zusätzlichen Designs untersucht werden müssen, ist der benötigte Rechenaufwand sehr gering. Als Startwert dient, wie bei der ersten Optimierungsaufgabe, das Design (26).

#### 5.4.2 Auswertung der Ergebnisse

Das Ergebnis der Pareto-Optimierung ist in Abbildung 5.30 dargestellt. Es zeigt den Verlauf der Pareto-Front, der Grenzlinie der Minimalkombinationen, für beide Zielwerte  $EPS_{o/h}$  und  $ForRecX_{u/min}$ . Als Ergebnis erhält man eine annähernd linear verlaufende Prognose der Pareto-Front, die den gesamten Parameterraum der beiden Ergebnisgrößen abdeckt.

Zeigt die Pareto-Front einen konvexen Verlauf oder einen Bereich, der eine lokale Annäherung an beide Zielwerte aufweist, wie es schwach ausgeprägt für das Design (397) der Fall ist, so kann dies als bestes Design gewertet werden. Da diese Ausprägung im vorliegenden Fall nur sehr gering ist, lässt sich entlang der annähernd linear verlaufenden Grenzlinie eine individuelle Gewichtung der beiden Zielwertgrößen wählen. Das global beste Design (Global best design), das in Abbildung 5.30 ausgewiesen ist, berücksichtigt alle Ergebnisgrößen, ist aber für den vorliegenden Fall nicht von Bedeutung.

Im Vergleich zu Design (141) weist Design (397) eine Vertiefung von  $h_v = 0,20\text{ m}$  und eine annähernd maximale Federsteifigkeit von  $Spring_{log} = 6,9$  nach Tabelle 5.5 auf. Mit dieser Parameterkonfiguration erreicht Design (397) eine dominante Beanspruchungskonzentration  $EPS_{o/h}$  von 4,2% und eine dominante Amplitude der Auflagerreaktion am Fußpunkt  $ForRecX_{u/min}$  von  $-3,5 E + 09\text{ mN}$ . Sämtliche Ergebnisgrößen der Beanspruchungskonzentrationen und der horizontalen Auflagerreaktionen ordnen sich dem unter. Bei Betrachtung der Parameterkonfigurationen zeigt sich, dass die Lage entlang der Pareto-Front direkt von der Wahl der Vertiefung bei konstant hoher Federsteifigkeit abhängig ist. Eine Systemkonfiguration, die in etwa dem besten Design der ersten Optimierungsaufgabe entspricht, findet sich am linken oberen Ende der Pareto-Front wieder.

Tabelle 5.5: Parameterkonfiguration des Optimierungsergebnisses – Design (397)

Input-Variable	Design (397)
$Spring_{log}$	6,9
$Damp$	41
$h_v$	0,20
$BC_{unten}$	1
$BC_{oben}$	0

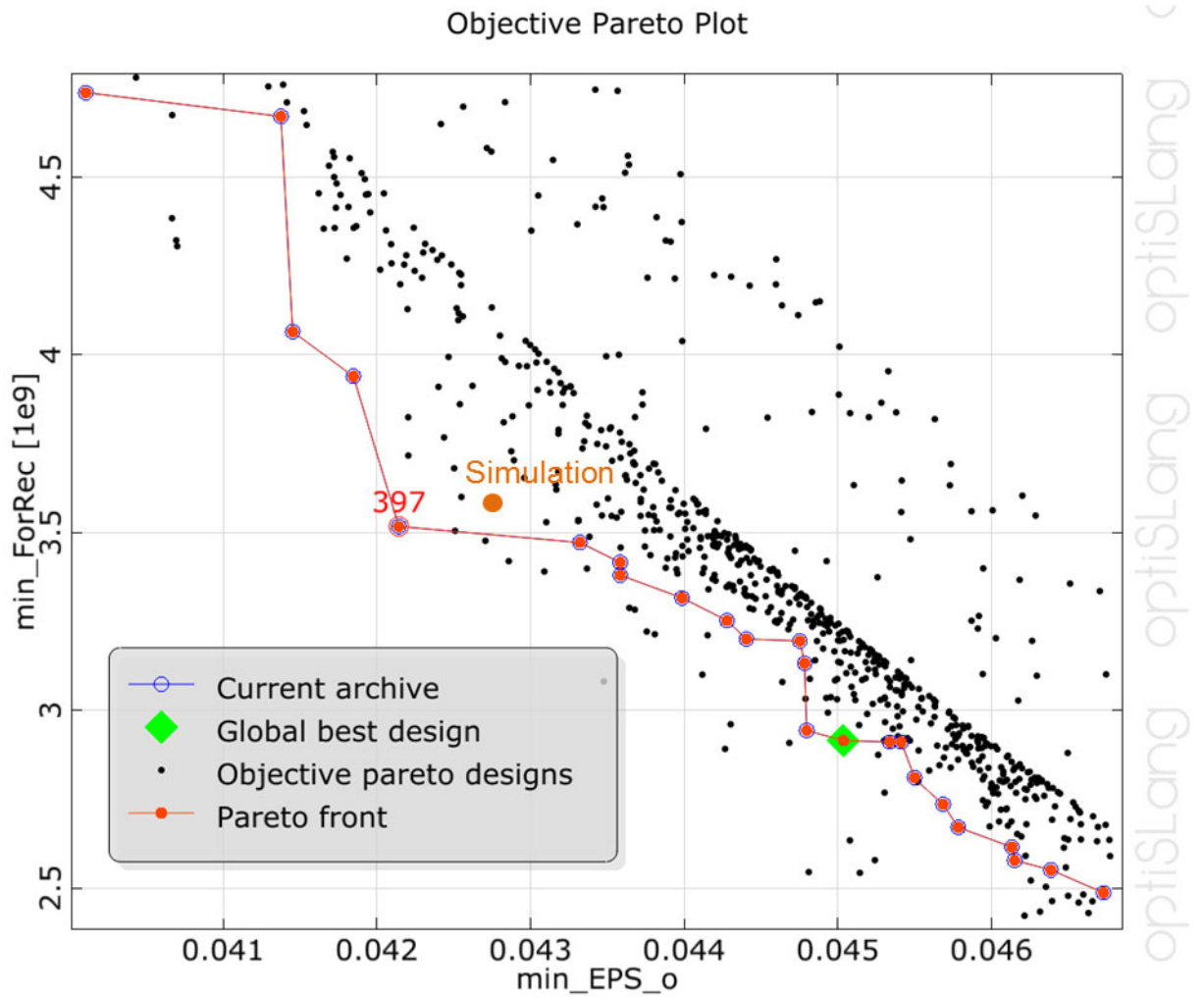


Abbildung 5.30: Ergebnis der Pareto-Optimierung mit der typischen Pareto-Front und dem besten prognostizierten Design (397) sowie dem Simulationsergebnis der Verifizierung

### 5.4.3 Verifizierung der Ergebnisse

Da die Optimierung erneut auf dem Metamodell mit seiner guten, aber natürlich begrenzten Prognosefähigkeit beruht, ist eine Verifizierung des Ergebnisses unerlässlich. Das Simulationsergebnis zeigt für die Beanspruchungskonzentration  $EPS_{o/h}$  eine Steigerung von 4,21 % auf 4,28 %, was einer relativen Differenz von lediglich 1,6 % entspricht. Für den Zielwert der dominanten Auflagerreaktion  $ForRecX_{u/min}$  steigert sich die erreichte Amplitude von  $-3,52 E + 09 mN$  auf  $-3,60 E + 09 mN$ , was einer relativen Differenz von nur 2,3 % entspricht. Die Verifizierung zeigt also erneut eine sehr gute Übereinstimmung mit den prognostizierten Ergebnissen des Optimierungslaufs. Tabelle 5.6 fasst die Abweichungen von den ermittelten Zielwerten nochmals zusammen. In Bezug zur Pareto-Front lässt sich das Ergebnis in Abbildung 5.30 ablesen. Stellt man sich eine lineare Trendlinie für die Pareto-Front vor, so befindet sich das Simulationsergebnis in unmittelbarer Nähe zu ihr.

Tabelle 5.6: Verifizierung des prognostizierten Optimierungsergebnisses

Zielwert	Design (397)	Simulation	Abweichung
$EPS_{o/h}$	$4,21 E - 02$	$4,28 E - 02$	1,6 %
$ForRecX_{u/min}$	$-3,52 E + 09 mN$	$-3,60 E + 09 mN$	2,3 %

Die Bauteilergebnisse der Parameterkonfiguration von Design (397) sind in den Abbildungen 5.31 und 5.32 dargestellt. Neben dem plastischen Dehnungszustand des Stahlrohrs zeigt Abbildung D.11 zusätzlich die Rissbildung an der Oberfläche des Betonkerns und die Verteilung der Schädigungen in der Schnittebene. Über die Abbildungen D.9 und D.10 lässt sich der direkte Bezug zur Ausgangslage der Optimierung und zum Ergebnis der ersten Optimierungsuntersuchung herstellen. Design (397) unterscheidet sich von Design (141) dabei hauptsächlich durch seine Vertiefung, was dazu führt, dass sich die Beanspruchungskonzentrationen zunehmend in den oberen Bereich der Stütze verlagern. Für die dominante Beanspruchung am Stützenkopf  $EPS_{o/h}$  hat dies eine moderate Steigerung von 3,99 % auf 4,28 % zur Folge, die durch die Begrenzung der Auflagerreaktionen durchaus in Kauf zu nehmen ist. Die Beanspruchungskonzentration im Fußbereich reduziert sich sogar auf 0,5 %, sodass das plastische Schubgelenk vermieden werden kann. Die Beanspruchungen im Feldbereich steigern sich leicht auf 1,6 %. Im Vergleich zu Design (141) reduziert sich die maßgebende horizontale Amplitude der Auflagerreaktionen am Fußpunkt von  $-5,73 E + 09 mN$  auf  $-3,60 E + 09 mN$ , was annähernd 40 % entspricht. In Bezug zu Design (1) ergibt sich sogar eine Reduktion um fast 50 % von  $-6,77 E + 09 mN$  auf  $-3,60 E + 09 mN$ . Darüber hinaus ist für Design (397) auch die maßgebende Amplitude der Auflagerreaktionen am Stützenkopf geringer ausgeprägt als für Design (1) und Design (141). Wie für alle Designs findet sich in den Tabellen D.2 und D.3 eine Zusammenfassung sämtlicher Ergebnisgrößen.

### 5.4.4 Diskussion der Ergebnisse

Wie im vorangegangenen Abschnitt ausgeführt wurde, steigert sich die maßgebende Beanspruchungskonzentration für das gesamte System von Design (397) im Vergleich zu Design (141) nur moderat und weist im Hinblick auf den Ausgangspunkt der Optimierung immer noch eine Reduktion von annähernd 40 % auf. Die Beanspruchungskonzentration am Fußpunkt reduziert sich weiter, ein plastisches Schubgelenk kann nun vermieden werden. Dies



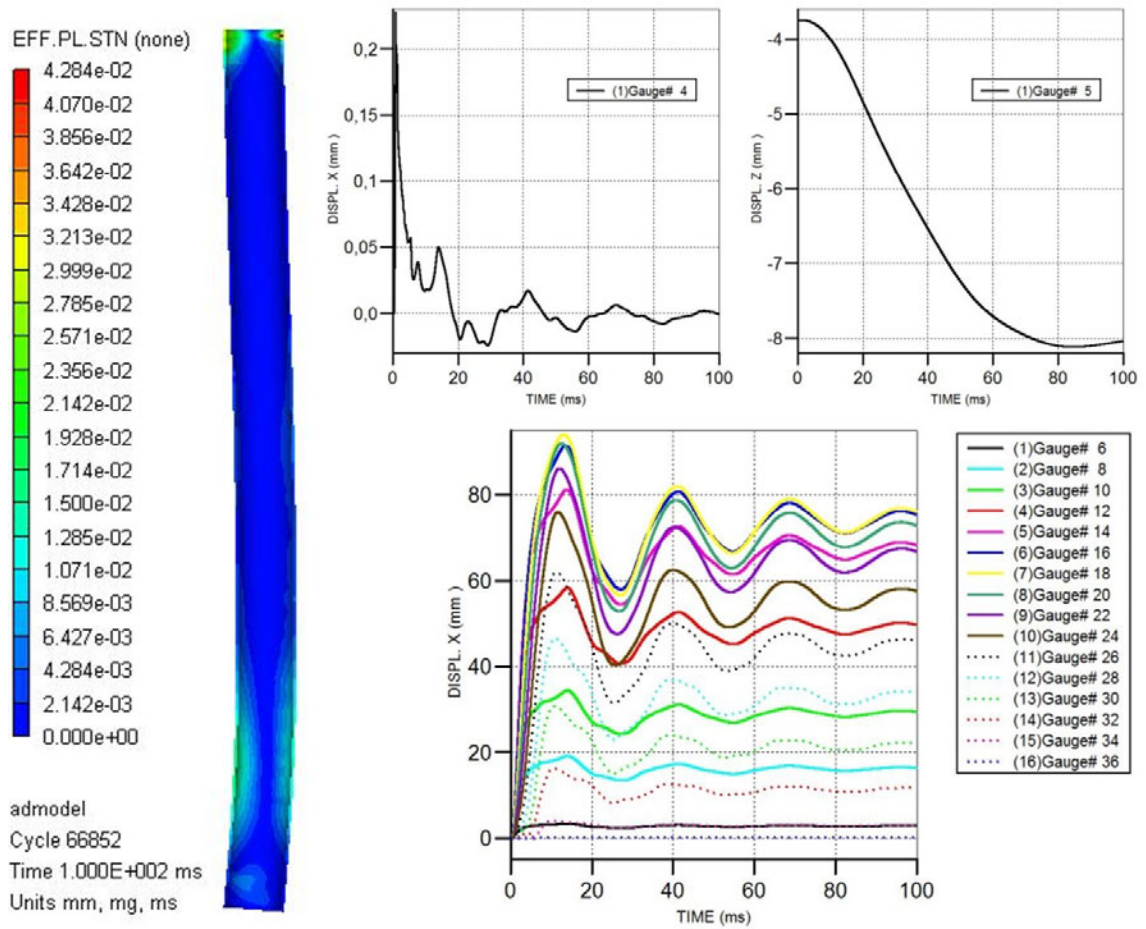


Abbildung 5.31: Bauteilergebnisse der Verifizierung für Design (397)

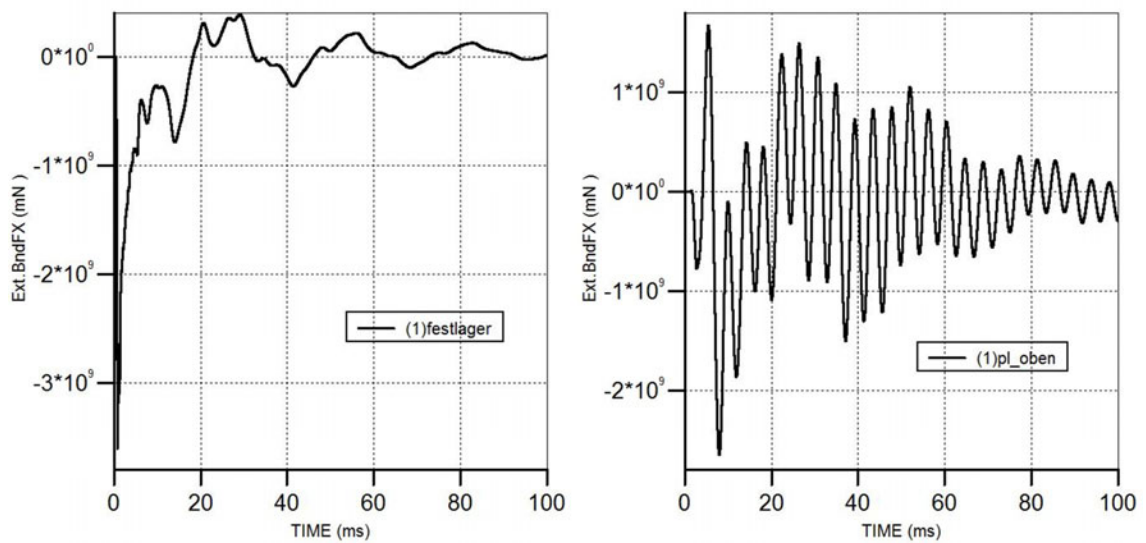


Abbildung 5.32: Verlauf der horizontalen Auflagerkräfte ( $ForRecX$ ) am Fußpunkt (links) und am Stützenkopf (rechts) für das Design (397)

gelingt trotz einer enormen Reduktion der maßgebenden Auflagerreaktion im Vergleich zu Design (1) um fast 50 %. Neben der für das gesamte System maßgebenden Auflagerreaktion am Fußpunkt reduziert sich aber auch die dominante Amplitude der Auflagerreaktion am Stützenkopf. Die auftretenden Verformungen nehmen zwar zu, was aber ohne Auswirkung bleibt.

Erreicht wird das Optimierungsergebnis durch eine Vertiefung des unteren Systempunktes um  $0,20\text{ m}$ , die konstruktiv problemlos umsetzbar ist, auch in Kombination mit der gelenkigen Anbindung des Fußpunktes. Über das Ergebnis der Pareto-Optimierung steht zudem ein Hilfsmittel zur Verfügung, mit dem weitere Abstimmungen zwischen den maßgebenden Beanspruchungskonzentrationen und den maßgebenden Auflagerreaktionen vorgenommen werden können. Dies gelingt, da die Vertiefung zu einer Umverteilung bei der Abtragung der horizontalen Kräfte führt. Die Beanspruchungskonzentration steigt aber auf Basis des Ergebnisses der ersten Optimierungsuntersuchung (vgl. Kap. 5.3.4) dadurch zwangsläufig wieder leicht an, da eine Vertiefung eine weitere Umlagerung der Beanspruchungskonzentrationen in den Bereich des Stützenkopfes bewirkt, was sich durch die Vermeidung des Schubmechanismus und das etwas ausgeprägtere Ergebnis am Stützenkopf bestätigt. Eine horizontal nachgiebige Lagerung des Fußpunktes hätte eine ähnliche Umlagerung der Beanspruchungskonzentrationen zur Folge, durch die unveränderte vertikale Lage des Fußpunktes entsteht allerdings keine Umverteilung bei der Abtragung der horizontalen Kräfte an den Auflagern.

Da der Fußpunkt weiterhin als unnachgiebig charakterisiert werden kann, stellt sich die Frage nach der baupraktischen Umsetzung dieser Anschlusssteifigkeit bei den hohen auftretenden Auflagerreaktionen. Aus diesem Grund wurde untersucht, inwieweit sich eine Begrenzung der Federsteifigkeit auf  $Spring_{log} = 6,8$  auf die Ergebnisse der Optimierung auswirkt. Die Verformungen, die für diese geringfügig reduzierte Federsteifigkeit erreicht werden, liegen bei bis zu  $2\text{ mm}$ , was durchaus realistisch erscheint. Im Rahmen der Optimierung wurde diese Begrenzung als zusätzliche Randbedingung definiert. Es zeigten sich keine deutlichen Veränderungen der Pareto-Front und des Optimierungsergebnisses.

# Kapitel 6

## Zusammenfassung

### 6.1 Resümee

Zu Beginn der Arbeit wird auf die Druckwelleneinwirkung von Detonationen eingegangen. Durch den Vergleich verschiedener Referenzquellen für Detonations-Charakteristika konnte gezeigt werden, dass in der Forschung zu diesem Thema keinesfalls ein einheitlicher Standpunkt besteht, sondern dass es lediglich mehr oder weniger anerkannte Positionen gibt. Die schlechte Zugänglichkeit der Forschungsergebnisse, auf denen die einzelnen Referenzquellen basieren, erschwert eine Bewertung zusätzlich. Daher müssen bei der Verifizierung der numerischen Simulation in einem gewissen Maß Abweichungen in Kauf genommen werden, wenn keine eigenen experimentellen Versuchsergebnisse vorliegen. Im Rahmen der Verifizierung konnte gezeigt werden, dass Referenzquellen sowohl für Druck- als auch Impulscharakteristika der einfallenden und der reflektierten Detonationsdruckwelle vorliegen sollten. Diese Anforderung war mit ausschlaggebend für die exemplarische Wahl der UFC 3-340-02 als Referenzquelle.

Die Abbildung urbaner Detonationsszenarien wird mit den vorgestellten Technologien möglich und erlaubt eine ganzheitliche und umfassende Bewertung von Terrorszenarien im urbanen Kontext, die über eine detaillierte Bauteilanalyse hinausgehen. Für die Verifizierung der numerischen Simulation der Druckwellenausbreitung konnte ein allgemeingültiges Verfahren vorgestellt werden, das sowohl auf urbane Detonationsszenarien als auch auf Nahdetonationsszenarien von Bauteilen anwendbar ist, das die individuellen Besonderheiten eines Szenarios abbildet und den gewählten Simulationsablauf detailliert berücksichtigt.

Für die Bauteiluntersuchungen wurden realistische Nahdetonationsszenarien von unterschiedlicher Intensität definiert, die zu einer komplexen zeitlich und lokal variablen Druckeinwirkung aus sich überlagernden Reflexionserscheinungen führen und nicht über bekannte vereinfachte Lastansätze abbildbar sind. Anhand dieser Szenarien konnte die Anwendung des vorgestellten Verifizierungsverfahrens gezeigt werden, mit dem eine differenzierte Bewertung der Simulation für die einzelnen Detonations-Charakteristika in Abhängigkeit von der Einwirkungsintensität gelingt. Die Ergebnisse für die beiden betrachteten Solver erreichen eine gute Übereinstimmung mit den Referenzwerten und belegen, dass das gewählte Vorgehen eine fundierte Bewertung der numerischen Simulation zulässt. Ganz wesentlich ist hierbei die Erkenntnis, dass das maßgebende Detonations-Charakteristikum ausschließlich in Bezug auf das dynamische Verhalten des Bauteils identifiziert werden

kann. Für das gewählte Beispiel ist dies der reflektierte Impuls der Druckwelleneinwirkung. Trotz zunehmender Abweichungen beim Spitzendruck ist so eine Begrenzung der Diskretisierung des Luftraummodells möglich. Es konnte zweifelsfrei gezeigt werden, dass eine entkoppelte Simulation von Einwirkung und Bauteilanalyse zu verlässlichen Ergebnissen führt.

Anhand der Simulation der Druckwelleneinwirkung auf die Stützenkonstruktion für die betrachteten Nahdetonationsszenarien gelingt es, die Charakteristika der verschiedenen Reflexionsphänomene und deren Überlagerungen zu identifizieren. Um die Einwirkung auf das globale Bauteil bewertbar zu machen und um sie besser zu veranschaulichen, wird die lokale Druckeinwirkung auf die Oberfläche der Stütze in transiente globale Einwirkungskomponenten überführt. Aus der Kombination von direkter Druckeinwirkung und globalen Komponenten erhält man eine umfassende Charakterisierung der Bauteileinwirkung.

Für die exemplarisch betrachtete Stützenkonstruktion wurde ein baupraktisch üblicher Querschnitt gewählt, der seine Leistungsfähigkeit und Robustheit in Bezug auf die betrachteten Nahdetonationseinwirkungen im Rahmen der Bauteilanalyse unter Beweis stellt. Anhand einer Auswahl an Elementarsystemen wird auf die vereinfachte normative Traglastbestimmung eingegangen. Im Anschluss wird das dreidimensionale numerische Bauteilmodell vorgestellt, mit dem materiell und geometrisch nichtlineare Traglastuntersuchungen an der imperfekten Bauteilgeometrie durchgeführt werden. Die Ergebnisse werden hinsichtlich der Tragfähigkeit und der sich ausbildenden dreidimensionalen Umschnürungseffekte mit den normativ ermittelten Ergebnissen verglichen. Hierbei gelingt es, eine gute Übereinstimmung zu erzielen und die auftretenden Spannungs- und Dehnungsverteilungen im Traglastzustand zu bewerten. Dieses Vorgehen bestätigt die Funktionalität des numerischen Modells und dient der Vorbereitung auf die sich anschließenden Untersuchungen zum Tragverhalten unter Detonationseinwirkungen.

Der erste zentrale Punkt der Bauteilanalyse unter Detonationseinwirkungen in technischer Hinsicht ist die Abbildung des axialen Vorspannzustandes. Hierbei stellte es sich als zielführend heraus, die verschiedenen Vorspanngrade in einer impliziten Simulation auf das Bauteilmodell aufzubringen und in den expliziten Solver zu übernehmen. Der Wechsel des Zeitschrittverfahrens macht aber aufgrund unterschiedlicher Implementierungen auch einen Wechsel der verwendeten Materialmodelle erforderlich. Infolge des Materialmodellwechsels und der nicht übertragbaren Kontaktsteifigkeiten zwischen den einzelnen Bauteilkomponenten treten im expliziten Simulationsmodell ohne zusätzliche Einwirkungen deutliche Oszillationen auf, die über eine Harmonisierung in einen stabilen Gleichgewichtszustand überführt werden können. Diese ist der Detonationseinwirkung zeitlich vorgelagert und verhindert so eine Verfälschung der Bauteilantwort.

Inhaltlich gliedert sich die Bauteilanalyse in drei Bereiche, in denen auf Einflüsse aus der axialen Vorspannung, aus der Modellierung des Bauteils und aus der Detonationseinwirkung eingegangen wird. Neben der Bewertung der auftretenden Effekte direkt im jeweiligen Abschnitt befindet sich am Ende des Kapitels eine ausführliche Diskussion der Ergebnisse, auf die an dieser Stelle verwiesen wird. Die Bauteildiskretisierung, die nachgiebige Kontaktfugenformulierung und die Berücksichtigung einer geometrischen Ersatzimperfektion zeigen lediglich bedingte Einflüsse auf die dynamische Bauteilantwort. Einflüsse sowohl aus der Entkopplung der Simulationen der Einwirkung und der Bauteilantwort als auch aus der Ausnutzung der Symmetrie können ausgeschlossen werden. Auch für die untersuchte Variation der Diskretisierung der Einwirkungsmodelle entsteht aufgrund der Ab-

hängigkeit der Bauteilantwort vom reflektierten Impuls kein relevanter Einfluss. Zudem wird die Detonationsintensität bis zum Auftreten deutlicher Beanspruchungskonzentrationen schrittweise gesteigert, und verschiedene Versagensmechanismen können identifiziert werden. Allgemein ist an dieser Stelle hervorzuheben, dass erst durch die verifizierten Modellvereinfachungen und der damit verbundenen enormen Reduktion des Rechenaufwandes eine notwendige Voraussetzung für zielgerichtete Bauteiluntersuchungen, die höchsten Anforderungen genügen, geschaffen wurde. Für die Optimierungsuntersuchungen stellt dies sogar eine zwingende Voraussetzung dar.

Das Modell mit der größten Detonationsintensität und den ausgeprägtesten Versagensindikatoren bildet den Ausgangspunkt der Parameteroptimierung. Die dabei im Stahlrohr und im Betonkern auftretenden Dehnraten führen zu deutlichen Festigkeitssteigerungen, die jedoch nur kurzzeitig und lokal begrenzt auftreten und so keinen wesentlichen Einfluss auf die Bauteilreaktion ausüben. Die auftretenden plastischen Dehnungen erreichen vor allem für den Schubversagensmechanismus am Fußpunkt ein Niveau, bei dem durchaus mit einer Rissbildung und folglich auch mit einem Versagen des Stahlrohrs gerechnet werden muss, wenn auch die normativ geforderte Duktilität des Stahls für den Grundwerkstoff deutlich höher liegt. Im Betonkern entwickeln sich dabei deutliche Schädigungen, die zeigen, dass die Widerstandsfähigkeit der Stützenkonstruktion weitestgehend ausgeschöpft ist.

Im Rahmen der Optimierung werden für das System des Bauteilmodells variable Eingangsgrößen definiert, die vor allem im Fußpunktbereich auf Höhe der Geländeoberkante zu gezielten rotatorischen und translatorischen Nachgiebigkeiten führen. Die Eingangsgrößen sind der Einspanngrad am Fußpunkt und am Stützenkopf, die horizontale Nachgiebigkeit am Fußpunkt, die über eine Feder-Dämpfer-Kombination abgebildet wird, und eine variable Vertiefung des unteren Auflagerpunktes in Bezug zur Geländeoberkante. Die schon für die Bauteilanalyse ausgewerteten Ergebnisvariablen werden auch für die Optimierungsuntersuchungen als Ergebnisgrößen für die Charakterisierung des komplexen Bauteilverhaltens herangezogen. Zusammen mit den Variationsparametern entsteht ein multidimensionaler Parameterraum. Durch eine statistikbasierte Sensitivitätsanalyse dieses Parameterraums gelingt es, klare Zusammenhänge zwischen Eingangs- und Ausgangsgrößen herzustellen und daraus ein Metamodell abzuleiten, das die Einflüsse aus den Variationsparametern auf das Bauteilverhalten parametrisiert beschreibt. Dies gelingt trotz einer infolge des Rechenaufwands deutlich begrenzten Anzahl an untersuchten Designs.

Aufgrund der Anwendung von Optimierungsalgorithmen auf das erzeugte Metamodell müssen keine weiteren Designs untersucht werden, was für das betrachtete Beispiel äußerst vorteilhaft ist. Da die Ergebnisse bei einem solchen Vorgehen von der Qualität des Metamodells abhängig sind, ist eine Verifizierung der Ergebnisse zwingend geboten. Die auftretenden Abweichungen sind jedoch sehr gering und bestätigen das gewählte Vorgehen.

Eine Steigerung der Widerstandsfähigkeit der Stützenkonstruktion wird durch eine Reduktion der dominanten Beanspruchungskonzentration am Fußpunkt erreicht und gelingt am besten durch eine gelenkige Anbindung am unteren Auflager. Dies führt zu einer Umlagerung der Beanspruchungen in den Bereich des Stützenkopfes und somit zu einer gleichmäßigeren Verteilung der auftretenden Beanspruchungskonzentrationen. Das plastische Schubgelenk am Fußpunkt kann dadurch weitestgehend vermieden werden. Eine konstruktive Umsetzung der gelenkigen Lagerung ist durch die Adaption üblicher Lagerkonstruktionen

möglich. Weitere Nachgiebigkeiten am Fußpunkt führen zu größeren Umlagerungen und lassen die dann dominanten Beanspruchungskonzentration am Stützenkopf steigen. Die Ergebnisse der Optimierungsuntersuchung weisen vor allem am Fußpunkt große horizontale Amplituden der Auflagerreaktion auf, die für die konstruktive Umsetzung der Anschluss- und Auflagerkonstruktion eine deutliche Herausforderung darstellen. Aus diesem Grund wurde die Minimierung der maßgebenden Auflagerreaktion als zweite Zielfunktion ergänzt. Die sich ergebende Pareto-Front liefert einen annähernd linearen Zusammenhang von Minimalkombinationen aus maßgebenden Beanspruchungskonzentrationen und Auflagerreaktionen. So gelingt es, durch eine geringe Steigerung der dominanten Beanspruchungskonzentration die maßgebende Auflagerreaktion deutlich zu reduzieren. Es zeigt sich, dass die Reduktion der Auflagerreaktion direkt von der Wahl der Vertiefung der gelenkigen Fußpunktanbindung abhängt. Durch die nachgiebige Lagerung am Fußpunkt und eine variable Vertiefung wird sowohl die Verteilung der Beanspruchungskonzentrationen als auch die der horizontalen Auflagerreaktionen steuerbar.

Es gelingt somit nicht nur, die Hypothesen aus den vorangegangenen Untersuchungen für standardisierte Verbundstützenkonstruktionen unter realitätsnahen Axialbelastungen zu bestätigen, vielmehr erlauben die Ergebnisse der Optimierungsuntersuchungen eine differenzierte Bewertung der Einflüsse aus den einzelnen Variationsparametern und damit eine zielgerichtete Steigerung der Widerstandsfähigkeit des Bauteils bei gleichzeitiger Reduktion der Beanspruchungen für angrenzende Konstruktionsteile. Über die klar identifizierten Charakteristika der betrachteten Nahdetonationsszenarien lässt sich zudem eine Beziehung zwischen Einwirkung und Bauteilantwort herstellen. Die Anwendung des vorgestellten Verfahrens zur Analyse und Optimierung von Bauteilreaktionen ist dabei nicht nur auf das betrachtete Beispiel begrenzt, sondern besitzt allgemeine Gültigkeit und ist auf weitere Anwendungsgebiete übertragbar.

## 6.2 Ausblick

Im Rahmen dieser Arbeit wurden auf dem Gebiet des zivilen Explosionsschutzes grundlegende Zusammenhänge mit numerischen Verfahren analysiert. Eine experimentelle Verifizierung der Forschungsergebnisse wäre wünschenswert, um einige Annahmen im Modell zielgerichtet zu bestätigen. Hierzu zählen beispielsweise Materialparameter, die über die normativ geregelten Charakteristika hinausgehen. Auch die bei einer experimentellen Bauteilantwort auftretenden Dämpfungen sollten mit den Ansätzen und Annahmen in den numerischen Modellen abgeglichen werden. Die konstruktive Umsetzung einer gelenkigen Fußpunktlagerung kann ebenfalls experimentell untersucht werden. Die größte Herausforderung stellt hierbei die Abbildung des statischen Vorspannzustandes dar und bedarf einer zielgerichteten Vorbereitung. Neben Freiluftsprengversuchen oder Sprengversuchen in Tunneln bildet die mechanische Aufbringung einer impulsartigen Ersatzlast eine vereinfachte, wirtschaftliche Alternative, deren Anwendbarkeit zu überprüfen ist. Zudem ließen sich durch die Verwendung von Probekörpern in verkleinertem Maßstab die auftretenden Beanspruchungen reduzieren.

Anschlüsse ändern ihr Last-Verformungs-Verhalten signifikant in Abhängigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit. Deswegen, aber auch um die Komplexität der Analysemodelle zu begrenzen, ist es zweckmäßig, die Anbindung der Stütze am oberen Auflagerpunkt idea-

lisiert abzubilden. Zudem zeigt die Variation der Anschlussnachgiebigkeit am Stützenkopf nur untergeordnete Einflüsse auf die Bauteilantwort. Bei den auftretenden Belastungsgeschwindigkeiten ist davon auszugehen, dass unter üblichen statischen Gesichtspunkten dimensionierte Anschlusskonstruktionen ebenfalls ihr Momenten-Rotations-Verhalten ändern. Dies ist vor allem für Anschlüsse im Verbundbau weitestgehend unerforscht und sollte aufbauend auf den Forschungsergebnissen zur Robustheit von Anschlüssen näher betrachtet werden. Als Ausgangspunkt bietet sich hierbei die Auswertung von transienten Beanspruchungsprofilen aus den vorliegenden Bauteilergebnissen an. Eine Definition von Anschlusssteifigkeiten in Abhängigkeit von der Belastungsgeschwindigkeit würde eine idealisierte Berücksichtigung der Effekte im Bauteilmodell ermöglichen.

Für das betrachtete Beispiel zeigt die gelenkige Fußpunktanbindung das größte Optimierungspotential. Bei der Überführung dieser Systemeigenschaft in eine Lagerkonstruktion sind Reibungseinflüsse, Dämpfungs- und Trägheitseigenschaften und vor allem Einflüsse aus den auftretenden Belastungsgeschwindigkeiten näher zu untersuchen. Dies kann in einem ersten Schritt, ähnlich wie für die Anschlusskonstruktionen, über die Auswertung von transienten Beanspruchungsprofilen geschehen. Eine Kombination der gelenkigen Anbindung mit einer horizontalen Nachgiebigkeit am Fußpunkt durch ein Feder-Dämpfer-System war im Rahmen der Untersuchungen nicht zielführend. Unter anderen Voraussetzungen könnte eine solche Kombination dennoch sinnvoll sein. Ihre konstruktive Umsetzung in Form einer Lagerkonstruktion stellt aber eine ungleich größere Herausforderung dar und bedarf weiterführender Untersuchungen.

Diese Arbeit kann auch als Grundlage für die Untersuchung von Möglichkeiten und Grenzen der Anwendung vereinfachter Verfahren, wie beispielsweise Balkenmodellen, dienen. Die besonderen Herausforderungen bei der Abbildung von Verbundstützenquerschnitten in Balkenmodellen entstehen durch lokale und variabel auftretende dreidimensionale Effekte, wie es die Ergebnisse der Bauteilanalyse zeigen. Hierzu zählen beispielsweise lokal und temporär auftretende Festigkeitssteigerungen infolge von Dehnrateneffekten oder die Abhängigkeit des Festigkeitsverhaltens von sich ausbildenden Umschnürungen im Beton. Über die Anwendung von nichtlinearen Balkenformulierungen besteht die Möglichkeit, das Widerstandsverhalten für auftretende Schnittgrößen diskret zu beschreiben. Diese Widerstandsfunktionen lassen sich aus dreidimensionalen Bauteilmodellen ableiten. Da die Schnittgrößeninteraktionen der transienten Bauteilantwort das Widerstandsverhalten beeinflussen, müssten diese aber bereits bei der Querschnittsdefinition bekannt sein. Für niedrigere Einwirkungsintensitäten und gering ausgeprägte Nichtlinearitäten ist eine Anwendung dennoch denkbar. Das vorgestellte Verfahren zur Bestimmung von globalen Einwirkungskomponenten, das trotz der dimensional Reduktion auf eine transiente Linienlast die Komplexität der Einwirkung abbildet, ist eine notwendige Voraussetzung für die Anwendung von Balkenmodellen bei komplexen Detonationseinwirkungen.





# Literaturverzeichnis

- [1] ANSYS INC.: *ANSYS AUTODYN User's Manual*. Release 14.5, Oktober 2012
- [2] ANSYS INC.: *ANSYS Mechanical User Guide*. Release 14.5, Oktober 2012
- [3] ANSYS INC.: *Workbench User Guide*. Release 14.5, Oktober 2012
- [4] ASTANEH-ASL, A.: *Use of Catenary Cables to Prevent Progressive Collapse*. Final Report UCB/CEE-Steel-01/02. University of California, Department of Civil and Environmental Engineering, Berkeley, 2001
- [5] ASTANEH-ASL, A.: *Notes on Blast Resistance of Steel and Composite Building Structures (Steel TIPS)*. Technical Information & Product Service, Structural Steel Educational Council, May 2010
- [6] ASTANEH-ASL, A. ; HEYDARI, C. ; ZHAO, Q.: *Analysis of Car-Bomb Effects on Buildings using MSC-Dytran Software and Protective Measures*. Dearborn, 2003 (Virtual Product Development Conference)
- [7] BAKER, J. F. ; WILLIAMS, E. L. ; LAX, D.: *The Civil Engineer in War - volume 3*. London, 1948 (A Symp. of Papers on War-time Engineering Problems)
- [8] BAKER, W. E.: *Explosions in Air*. Austin and Texas : University of Texas Press, 1973
- [9] BAKER, W. E.: *Explosion Hazards and Evaluation*. 5. Aufl. Amsterdam : Elsevier Scientific Publ., 1983
- [10] BERGMANN, R. ; BODE, H.: *Betongefüllte Stahlhohlprofilstützen*. Merkblatt 167. Stahl-Informations-Zentrum, Düsseldorf, 1989
- [11] BIGGS, J. M.: *Introduction to Structural Dynamics*. New York : McGraw-Hill, 1964
- [12] BMI: *Nationale Strategie zum Schutz Kritischer Infrastrukturen (KRITIS-Strategie)*. Bundesministerium des Innern, Referat KM 4, Juni 2009
- [13] BMI: *Schutz Kritischer Infrastrukturen - Risiko- und Krisenmanagement, Leitfaden für Unternehmen und Behörden*. Bundesministerium des Innern, Bundesamt für Bevölkerungsschutz und Katastrophenhilfe, Mai 2011
- [14] BORGERS, J. B. ; VANTOMME, J.: *Towards a Parametric Model of a Planar Blast Wave Created With Detonation Cord*. Calgary, 2006 (19th International Symposium on Military Aspects of Blast and Shock (MABS))

- [15] BORIS, J. P. ; BOOK, D. L.: Flux-corrected transport. I. SHASTA, a fluid transport algorithm that works. In: *Journal of Computational Physics* 11 (1973), Nr. 1, S. 38–69
- [16] BÄR, L.: *Ausführung von Stahlbauten, Kommentare zu DIN EN 1090-1 und DIN EN 1090-2*. Berlin : Beuth, 2012 (Beuth-Kommentar)
- [17] BRAUN, C. ; HANSWILLE, G. ; PORSCH, M. ; SCHÜRMAN, C.: Lager im Bauwesen nach DIN EN 1337. In: *Stahlbau* 78 (2009), Nr. 11, S. 849–868
- [18] BRODE, H. L.: Numerical Solutions of Spherical Blast Waves. In: *Journal of Applied Physics* 26 (1955), Nr. 6, S. 766–775
- [19] BÖTTCHER, C.: *Fortschritt-Berichte VDI, Reihe 5, Grund- und Werkstoffe / Kunststoffe*. Bd. 654: *Geschwindigkeitssensitivität des mechanischen Verhaltens unlegierter Baustähle bei wiederholter Beanspruchung bis in den inelastischen Bereich - experimentelle Untersuchung und Modellierung: Dissertation, Technische Universität Braunschweig*. Düsseldorf : VDI-Verlag, 2002
- [20] CENTURY DYNAMICS INC.: *AUTODYN Theory Manual*. Revision 4.3, 2005
- [21] CHEN, W.: *Plasticity in Reinforced Concrete*. New York : McGraw-Hill Book Company, 1982
- [22] CORMIE, D. ; MAYS, G. ; SMITH, P. D.: *Blast Effects on Buildings*. 2. London : Thomas Telford Ltd, 2009
- [23] COWPER, G. R. ; SYMONDS, P. S.: *Strain Hardening and Strain Rate Effect in the Impact Loading of Cantilever Beams*. Division of Applied Mathematics Report, Brown University, 1957
- [24] CRAWFORD, J. E.: *Retrofit Methods to Mitigate Progressive Collapse*. Rosemont, 2002 (National Workshop on Prevention of Progressive Collapse)
- [25] DEWEY, J. M.: *The Rankine-Hugoniot Equations: Their Extensions and Inversions Related to Blast Waves*. Calgary, 2006 (19th International Symposium on Military Aspects of Blast and Shock (MABS))
- [26] DIN EN 10210-1: *Warmgefertigte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen - Teil 1: Technische Lieferbedingungen*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2006-07
- [27] DIN EN 10210-2: *Warmgefertigte Hohlprofile für den Stahlbau aus unlegierten Baustählen und aus Feinkornbaustählen - Teil 2: Grenzabmaße, Maße und statische Werte*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2006-07
- [28] DIN EN 10225: *Schweißgeeignete Baustähle für feststehende Offshore-Konstruktionen – Technische Lieferbedingungen*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2009-10
- [29] DIN EN 1090-2: *Ausführung von Stahltragwerken und Aluminiumtragwerken - Teil 2: Technische Regeln für die Ausführung von Stahltragwerken*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2011-10

- [30] DIN EN 12812: *Traggerüste – Anforderungen, Bemessung und Entwurf*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2011-10
- [31] DIN EN 1990: *Eurocode: Grundlagen der Tragwerksplanung*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2010-12
- [32] DIN EN 1991-1-7: *Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke - Teil 1-7: Allgemeine Einwirkungen - Außergewöhnliche Einwirkungen*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2010-12
- [33] DIN EN 1992-1-1: *Eurocode 2: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2011-01
- [34] DIN EN 1993-1-1: *Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2010-12
- [35] DIN EN 1993-1-1/NA: *Nationaler Anhang - National festgelegte Parameter - Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2010-12
- [36] DIN EN 1994-1-1: *Eurocode 4: Bemessung und Konstruktion von Verbundtragwerken aus Stahl und Beton – Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Anwendungsregeln für den Hochbau*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2010-12
- [37] DITTRICH, G. ; GEBBEKEN, N. ; KEUSER, M. ; MANGERIG, I. ; ROMANI, M. ; KRANZER, C.: Konstruktive Durchbildung. In: GEBBEKEN, N. (Hrsg.) ; THOMA, K. (Hrsg.): *Buildings and Utilities Protection - Sicherheit der baulichen Infrastruktur vor außergewöhnlichen Einwirkungen: 3. Workshop BAU-Protect, Bad Reichenhall* Bd. 08/2, 2008 (Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau)
- [38] DITTRICH, G. ; LANDMANN, F. ; GEBBEKEN, N.: Building und Design Codes, Force Protection. In: GEBBEKEN, N. (Hrsg.) ; THOMA, K. (Hrsg.): *Buildings and Utilities Protection - Sicherheit der baulichen Infrastruktur vor außergewöhnlichen Einwirkungen: 3. Workshop BAU-Protect, Bad Reichenhall* Bd. 08/2, 2008 (Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau)
- [39] DOBRATZ, B. M. ; CRAWFORD, P. C.: *LLNL Explosives Handbook - Properties of Chemical Explosives and Explosive Stimulants*. Report UCRL-5299. Livermore: University of California, Lawrence Livermore National Laboratory, 1985
- [40] DoD: *Methods and Algorithms used in the SAFER Model*. Tech. Report No. 14. Department of Defense (DoD), Explosives Safety Board, Alexandria, September 2003
- [41] DONNER, J.: *Behaviour of Concrete-Filled Double Skin Tubular Columns*. München, Technische Universität München, Lehrstuhl für Metallbau, Masterarbeit, 2012
- [42] DOWLING, P. J. ; JANSSE, J. ; VIRDI, K. S.: *The Design of Composite Steel-Concrete Columns, Introductory Report*. Liege, 1977 (II. International Colloquium on Stability)

- [43] DYNARDO GMBH: *OptiSLang - The Optimizing Structural Language, Sensitivity Analysis, Multidisciplinary Optimization, Robustness Evaluation, Reliability Analysis and Robust Design Optimization*. Version 3.2.1. Weimar, 2011
- [44] DYNARDO GMBH: *Methods for Multi-Disciplinary Optimization and Robustness Analysis*. Weimar, 2013
- [45] DYNARDO GMBH: *multiPlas - Elastoplastic Material Models for ANSYS, General Multisurface Plasticity*. Rev. 1, Release 4.1.8 for ANSYS 14.5. Weimar, 2013
- [46] ENTWURF (DIN EN) 10025-1: *Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen – Teil 1: Allgemeine technische Lieferbedingungen*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2011-04
- [47] ENTWURF (DIN EN) 10025-2: *Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2011-04
- [48] ENTWURF (DIN EN) 10025-3: *Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 3: Technische Lieferbedingungen für normalgeglühte/normalisierend gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2011-04
- [49] ENTWURF (DIN EN) 10025-4: *Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen - Teil 4: Technische Lieferbedingungen für thermomechanisch gewalzte schweißgeeignete Feinkornbaustähle*. Deutsches Institut für Normung e.V. (DIN), Berlin, 2011-04
- [50] FAIRLIE, G. E.: *Efficient Analysis of High Explosive Air Blast in Complex Urban Geometries Using the AUTODYN-2D & 3D Hydrocodes, Analytical and Experimental Methods*. Banff, 1997 (15th International Symposium on Military Aspects of Blast and Shock (MABS))
- [51] FAIRLIE, G. E. ; HART, R. ; DRAPER, E. J.: *Structural Response to High Explosive Blast Loading*. Oslo, 2008 (International Symposium on Military Aspects of Blast and Shock (MABS))
- [52] FEMA 426: *Reference Manual to Mitigate Potential Terrorist Attacks Against Buildings, Risk Management Series*. Federal Emergency Management Agency, USA, 2003
- [53] FEMA 427: *Primer for Design of Commercial Buildings to Mitigate Terrorist Attacks, Risk Management Series*. Federal Emergency Management Agency, USA, 2003
- [54] FEMA 452: *A How-To Guide to Mitigate Potential Terrorist Attacks Against Buildings, Risk Management Series*. Federal Emergency Management Agency, USA, 2005
- [55] FEMA 459: *Incremental Protection for Existing Commercial Buildings from Terrorist Attack, Providing Protection to People and Buildings, Risk Management Series*. Federal Emergency Management Agency, USA, 2008

- [56] FORTH, S.: *ProSAir User Guide*. Release 2011.11. Applied Mathematics and Scientific Computing, CDS Shrivenham, Swindon, UK, 2011
- [57] GEBBEKEN, N. ; DÖGE, T.: Der Reflexionsfaktor bei der senkrechten Reflexion von Luftstoßwellen an starren und an nachgiebigen Materialien. In: *Bauingenieur* 81 (2006), Nr. 11, S. 496–503
- [58] GEBBEKEN, N. ; DÖGE, T.: Vom Explosionsszenario zur Bemessungslast. In: *Der Prüflingenieur* 29 (2006), S. 42–52
- [59] GEBBEKEN, N. ; DÖGE, T.: Explosion Protection - Architectural Design, Urban Planning and Landscape Planning. In: *International Journal of Protective Structures* 1 (2010), Nr. 1, S. 1–22
- [60] GEBBEKEN, N. ; DÖGE, T. ; LARCHER, M.: Sicherheit bei terroristischen Bedrohungen im öffentlichen Raum durch spezielle bauliche Lösungen. In: *Bautechnik* 88 (2011), Nr. 10
- [61] GEBBEKEN, N. ; GREULICH, S. ; DÖGE, T.: Blast Resistant Urban Planning and Design. In: GEBBEKEN, N. (Hrsg.) ; THOMA, K. (Hrsg.) ; KEUSER, M. (Hrsg.) ; MANGERIG, I. (Hrsg.) ; KLAUS, M. (Hrsg.): *BAU-PROTECT 2006 - Sicherheit der baulichen Infrastruktur bei außergewöhnlichen Einwirkungen*, 2006 (Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau), S. 409–421
- [62] GÜNDEL, M. ; HOFFMEISTER, B. ; BANGERT, F.: *Bemessung von Baustrukturen in Stahl- und Verbundbauweise für Anprall- und Explosionslasten*. B 502. bauforum-stahl e. V., Düsseldorf, 2010
- [63] GODUNOV, S. K.: A Difference Scheme for Numerical Solution of Discontinuous Solution of Hydrodynamic Equations. In: *Math. Sbornik* 47 (1959), S. 271–306
- [64] GREULICH, S. ; DÖGE, T. ; RICHTER, R.: Bemessung und Schädigungsermittlung von eindimensionalen Bauteilen. In: GEBBEKEN, N. (Hrsg.) ; THOMA, K. (Hrsg.): *Buildings and Utilities Protection - Sicherheit der baulichen Infrastruktur vor außergewöhnlichen Einwirkungen: 3. Workshop BAU-Protect, Bad Reichenhall* Bd. 08/2, 2008 (Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau)
- [65] HALLEUX, F. ; ART, J. ; NDAMBI, J. ; VANTOMME, J.: Resistance Analysis of Steel and Mixed Steel-Concrete Columns Subjected to Close-Contact Explosions. Brussels, 2005 (16th Technical Dymat Meeting)
- [66] HAN, L. H. ; TAO, Z. ; YAO, G. H.: Behaviour of Concrete-Filled Steel Tubular Members Subjected to Shear and Constant Axial Compression. In: *Thin-Walled Structures* 46 (2008), Nr. 7-9, S. 765–780
- [67] HAN, L. H. ; YAO, G. H. ; ZHAO, X. L.: Behavior and Calculation on Concrete-Filled Steel CHS (Circular Hollow Section) Beam-Columns. In: *Steel and Composite Structures* 4 (2004), Nr. 3, S. 169–188
- [68] HANSWILLE, G. ; LIPPES, M.: Einsatz von hochfesten Stählen und Betonen bei Hohlprofil-Verbundstützen. In: *Stahlbau* 77 (2008), Nr. 4, S. 296–307

- [69] HANSWILLE, G. ; SCHÄFER, M. ; BERGMANN, M.: Stahlbaunormen - Verbundtragwerke aus Stahl und Beton - Bemessung und Konstruktion, Kommentar zu DIN 18800-5:2007-03. In: KUHLMANN, U. (Hrsg.): *Stahlbau-Kalender 2010*. Berlin : Ernst & Sohn, 2010, S. 423–482
- [70] HARTMANN, T.: *Zur mesomechanischen Modellierung von Beton und ihrer Anwendung zur makromechanischen Modellbildung*. München, Universität der Bundeswehr München, Bauingenieur- und Vermessungswesen, Dissertation, 2009
- [71] HAUKE, B.: *Composite Column and Wall Systems for Impact and Blast Resistance (COSIMP)*. Final Report RFS-CR-04047. Research Programme of the Research Fund for Coal and Steel, 2008
- [72] HAUKE, B. ; GÜNDEL, M. ; HOFFMEISTER, B.: Zur Auslegung von Baustrukturen in Verbundbauweise unter Anprall- und Explosionslasten. In: *Bauingenieur* 84 (2009), Nr. 1, S. 30–34
- [73] HENRYCH, J.: *The Dynamics of Explosion and its Use*. New York : Elsevier, 1979
- [74] HERRMANN, N.: *Experimentelle Erfassung des Betonverhaltens unter Schockwellen*. Karlsruhe, Universität Fridericiana zu Karlsruhe (TH), Dissertation, 2002
- [75] HIERMAIER, S.: *Numerik und Werkstoffdynamik der Crash- und Impaktvorgänge*. Freiburg Breisgau : Fraunhofer-Institut für Kurzzeitdynamik, 2003
- [76] HIERMAIER, S.: Hydrocodes - Simulation transienter Vorgänge mit expliziter Zeitintegration. In: GEBBEKEN, N. (Hrsg.) ; THOMA, K. (Hrsg.): *Buildings and Utilities Protection - Sicherheit der baulichen Infrastruktur vor außergewöhnlichen Einwirkungen: 3. Workshop BAU-Protect, Bad Reichenhall* Bd. 08/2, 2008 (Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau)
- [77] HIERMAIER, S.: *Structures Under Crash and Impact - Continuum Mechanics, Discretization and Experimental Characterization*. Boston and MA : Springer Science+Business Media LLC, 2008
- [78] HIERMAIER, S. ; GEBBEKEN, N.: Numerische Berechnungsverfahren für dynamische Prozesse. In: GEBBEKEN, N. (Hrsg.) ; THOMA, K. (Hrsg.): *Buildings and Utilities Protection - Sicherheit der baulichen Infrastruktur vor außergewöhnlichen Einwirkungen: 3. Workshop BAU-Protect, Bad Reichenhall* Bd. 08/2, 2008 (Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau)
- [79] HUANG, H. ; HAN, L. H. ; TAO, Z. ; ZHAO, X. L.: Analytical Behaviour of Concrete-Filled Double Skin Steel Tubular (CFDST) Stub Columns. In: *Journal of Constructional Steel Research* 66 (2010), Nr. 4, S. 542–555
- [80] HYDE, D. W.: *ConWep - Conventional Weapons Effects Program*. US Army Engineering Waterways Experimental Station (USAEWES), Vicksburg, 1992
- [81] IZZUDDIN, B. A. ; VLASSIS, A. G. ; ELGHAZOULI, A. Y. ; NETHERCOT, D. A.: Progressive Collapse of Multi-Storey Buildings due to Sudden Column Loss – Part I: Simplified Assessment Framework. In: *Engineering Structures* 30 (2008), Nr. 5, S. 1308–1318

- [82] JOHNSON, G. R. ; COOK, W. H.: A Constitutive Model and Data for Metals Subjected to Large Strains, High Strain Rates and High Temperatures. The Hague, 1983 (7th International Symposium on Ballistics)
- [83] KINDMANN, R.: *Stahlbau Teil 2 - Stabilität und Theorie II. Ordnung*. 4. Aufl. Berlin : Ernst, 2008 (Bauingenieur-Praxis)
- [84] KINGERY, C. N.: *Air Blast Parameters Versus Distance for Hemispherical TNT Surface Bursts*. Report 1344. US Army Material Command, Ballistics Research Laboratory, Aberdeen Proving Ground, Maryland, 1966
- [85] KINGERY, C. N. ; BULMASH, G.: *Airblast Parameters from TNT Spherical Air Burst and Hemispherical Surface Burst*. Tech. Report ARBRL-TR-02555. US Army Armament Research and Development Center, Ballistics Research Laboratory, Aberdeen Proving Ground, Maryland, 1984
- [86] KINNEY, G. F. ; GRAHAM, K. J.: *Explosive Shocks in Air*. 2. Aufl. Berlin and Heidelberg and New York and Tokyo : Springer, 1985
- [87] KRAUTHAMMER, T.: Research on Structural Steel to Resist Blast and Progressive Collapse. New York, 2003 (AISC Steel Building Symposium: Blast and Progressive Collapse Resistance)
- [88] KRAUTHAMMER, T. ; YIM, H. C. ; ASTARLIOGLU, S. ; STARR, C. ; LIM, J.: Blast-Induced Response of Moment Connections. Long Beach, 2007 (Structures 2007 Congress)
- [89] KUHLMANN, U. ; KÜRSCHNER, K.: Ausgewählte Trägeranschlüsse im Verbundbau. In: KUHLMANN, U. (Hrsg.): *Stahlbau-Kalender 2001*. Berlin : Ernst & Sohn, 2001, S. 403–544
- [90] KUHLMANN, U. ; RÖLLE, L.: Duktilität von Stahl- und Verbundanschlüssen - Entwurfsregeln zur Verbesserung der Redundanz. In: *Stahlbau 79* (2010), Nr. Heft 4, S. 267–277
- [91] KUHLMANN, U. ; RÖLLE, L.: Verbundanschlüsse nach Eurocode. In: KUHLMANN, U. (Hrsg.): *Stahlbau-Kalender 2010*. Berlin : Ernst & Sohn, 2010, S. 574–642
- [92] KUHLMANN, U. ; RÖLLE, L. ; JASPART, J. P. ; DEMONCEAU, J. F. ; VASSART, O.: *Robust Structures by Joint Ductility*. Final Report RFSR-CT-2004-00046. Research Programme of the Research Fund for Coal and Steel, 2009
- [93] KUHLMANN, U. ; RYBINSKI, M. ; RÖLLE, L.: Anschlüsse im Stahl- und Verbundbau. In: *Der Prüfenieur* 32 (2008)
- [94] LARCHER, M. ; HERRMANN, N. ; STEMPNIEWSKI, L.: Explosionssimulation leichter Hallenhüllkonstruktionen. In: *Bauingenieur* 81 (2006), Nr. 6, S. 271–277
- [95] LEE, E. ; FINGER, M. ; COLLINS, W.: *JWL Equation of State Coefficients for High Explosives*. UCID-16189. Livermore: Lawrence Livermore National Laboratory, Livermore, 1973

- [96] LEE, J. H. S.: *The Detonation Phenomenon*. Cambridge and New York : Cambridge University Press, 2008
- [97] LIANG, Q. Q. ; FRAGOMENI, S.: Nonlinear Analysis of Circular Concrete-Filled Steel Tubular Short Columns under Axial Loading. In: *Journal of Constructional Steel Research* 65 (2009), Nr. 12, S. 2186–2196
- [98] LIEW, R. J. Y. ; XIONG, D. X.: Ultra-High Strength Concrete Filled Columns for Highrise Buildings. In: UY, B. (Hrsg.): *Steel and Composite Structures: 4th International Conference on Steel and Composite Structures (ICSCS10)*. Singapore : University of Western Sydney, Research Publishing, 2010
- [99] LIEW, R. J. Y. ; XIONG, D. X.: Experimental Investigation on the Flexural Behaviour of Concrete Filled Steel Tubes with High Strength Materials. In: LIEW, R. J. Y. (Hrsg.) ; LEE, S. C. (Hrsg.) ; National University of Singapore (Veranst.): *Proceedings of the 10th International Conference on Advances in Steel Concrete Composite and Hybrid Structures* National University of Singapore, 2012
- [100] LIEW, R. J. Y. ; XIONG, D. X. ; YU, X.: Further Investigation on Composite Columns with High Strength Steel and Ultra-High Strength Concrete. In: CHAN, S. L. (Hrsg.) ; SHU, G. P. (Hrsg.): *Proceedings of seventh International Conference on Advances in Steel Structures*. Nanjing and China : Southeast University Press, 2012
- [101] LUDWIK, P.: *Elemente der Technologischen Mechanik - Einfluß der Deformationsgeschwindigkeit mit besonderer Berücksichtigung der Nachwirkungserscheinungen*. Berlin and Heidelberg : Springer, 1909
- [102] MANDER, J. B. ; PRIESTLEY, M. J. N. ; PARK, R.: Theoretical Stress Strain Model for Confined Concrete. In: *Journal of Structural Engineering* 114 (1988), Nr. 8, S. 1804–1826
- [103] MANGERIG, I. ; LIEBERKNECHT, C.: Remaining Lifting Capacity of Reinforced Concrete Bearings after Blast Impact. München, 2009 (8th Japanese-German Bridge Symposium (JGBS))
- [104] MANGERIG, I. ; ZAPFE, O. ; ROMEN, N.: Verbindungsmittel und Anschlusskonstruktionen. In: GEBBEKEN, N. (Hrsg.) ; THOMA, K. (Hrsg.): *Buildings and Utilities Protection - Sicherheit der baulichen Infrastruktur vor außergewöhnlichen Einwirkungen: 3. Workshop BAU-Protect, Bad Reichenhall* Bd. 08/2, 2008 (Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau)
- [105] MARCHAND, K. A. ; ALFAWAKHIRI, F.: *Facts for Steel Buildings – Blast and Progressive Collapse*. American Institute of Steel Construction, 2005
- [106] MAYRHOFER, C.: *Städtebauliche Gefährdungsanalyse, Abschlussbericht*. Forschung im Bevölkerungsschutz Band 7. Bundesamt für Bevölkerungsschutz und Katastrophenhilfe, Fraunhofer Institut für Kurzzeitdynamik, Ernst-Mach-Institut, 2010
- [107] MENSINGER, M. ; TROMETER, S.: Dynamische Systemantwort von Balkenmodellen unter impulsartiger Einwirkung aus Detonation. Köln, 2012 (23. SOFiSTiK-Anwenderseminar 2012)



- [108] MENSINGER, M. ; TROMETER, S. ; REYER, D.: Dynamische Systemantwort des Timoshenko-Balkens unter Impulseinwirkung aus Detonation. In: *Stahlbau* 81 (2012), Nr. 5, S. 366–372
- [109] MEYERS, M. A.: *Dynamic Behavior of Materials*. New York and NY : Wiley, 1994
- [110] MOST, T. ; WILL, J.: Metamodel of Optimal Prognosis - an Automatic Approach for Variable Reduction and Optimal Metamodel Selection. Weimar, 2008 (Weimarer Optimierungs- und Stochastiktag 5.0)
- [111] NAUMENKO, I. A. ; PETROVSKI, I. G.: *The Shock Wave of a Nuclear Explosion*. Moskau, 1956
- [112] NÖLDGEN, M.: *Modellierung von ultrahochfestem Beton (UHPC) unter Impaktbelastung, Auslegung eines Hochhauskerns gegen Flugzeuganprall*. Kassel, Universität Kassel, Dissertation, 2009
- [113] OERTEL, H. ; BÖHLE, M. ; REVIOL, T.: *Strömungsmechanik: Grundlagen – Grundgleichungen – Lösungsmethoden – Softwarebeispiele*. 6. Wiesbaden : Teubner Verlag, 2001
- [114] PETERSEN, C.: *Stahlbau: Grundlagen der Berechnung und baulichen Ausbildung von Stahlbauten*. Braunschweig : Vieweg, 1988
- [115] PETERSEN, C.: *Dynamik der Baukonstruktionen*. 1. Aufl., korr. Nachdr. Braunschweig : Vieweg, 2000
- [116] PETERSEN, C.: *Schwingungsdämpfer im Ingenieurbau*. 1. Aufl. München : Maurer, 2001
- [117] REMENNIKOV, A. M.: Evaluation of Blast Loads on Buildings in Urban Environment. In: JONES, N. (Hrsg.) ; BREBBIA, C. A. (Hrsg.) ; Wessex Institute of Technology, UK (Veranst.): *Structures under Shock and Impact VIII*. Southampton and Boston : WIT, 2004, S. 73–82
- [118] REMENNIKOV, A. M. ; ROSE, T. A.: Modelling Blast Loads on Buildings in Complex City Geometries. In: *International Journal of Computers and Structures* 83 (2005), Nr. 27, S. 2185–2268
- [119] REYER, D.: *Lösungsstrategien zur Bestimmung der dynamischen Systemantwort des Timoshenko-Balkens unter Impulseinwirkung aus Detonation*. München, Technische Universität München, Lehrstuhl für Metallbau, Masterarbeit, 2011
- [120] RIEDEL, W.: *Forschungsergebnisse aus der Kurzzeitdynamik*. Bd. 5: *Beton unter dynamischen Lasten, Meso- und makromechanische Modelle und ihre Parameter: Dissertation, Universität der Bundeswehr, München, 2000*. Freiburg Breisgau : Fraunhofer IRB Verlag, 2004
- [121] RIEDEL, W. ; THOMA, K. ; HIERMAIER, S. ; SCHMOLINSKE, E.: Penetration of Reinforced Concrete by Beta-B-500 Numerical Analysis Using a New Macroscopic Concrete Model for Hydrocodes. Berlin-Straussberg, 1999 (9th International Symposium on the Effects of Munitions with Structures (ISEMS 1999);)

- [122] ROHR, I.: *Forschungsergebnisse aus der Kurzzeitdynamik*. Bd. 2: *Integrale Charakterisierung und Modellierung von duktilem Stahl unter dynamischen Lasten*. Freiburg Breisgau : Fraunhofer IRB Verlag, 2004
- [123] ROSE, T. A.: *An Approach to the Evaluation of Blast Loads on Finite and Semi-Infinite Structures*. Cranfield, Cranfield University, PhD Thesis, 2001
- [124] ROSE, T. A.: *Air3d users' guide, A Computational Tool for Airblast Calculations*. Version 9. Swindon and UK: Cranfield University, Defence Academy of the UK, 2006
- [125] ROSE, T. A. ; SMITH, P. D.: Influence of the Principal Geometrical Parameters of Straight City Streets on Positive and Negative Phase Blast Wave Impulses. In: *International Journal of Impact Engineering* 27 (2002), Nr. 4, S. 359–376
- [126] RUTNER, M.: Der Widerstand von Stahl- und Verbundbrückenpfeilern gegen hochdynamische Beanspruchung bei Explosion. In: *Stahlbau* 75 (2006), Nr. 12, S. 976–982
- [127] RUTNER, M. ; ALBRECHT, G. ; MENSINGER, M.: The Effect of Ductile Boundary Connection to Blast Resistance of Gravity-Bearing Columns. Osaka, 2007 (7th Japanese-German Bridge Symposium (JGBS))
- [128] RUTNER, M. ; ASTANEH-ASL, A. ; SON, J.: Blast Resistant Performance of Steel and Composite Bridge Piers. In: KUHLMANN, U. (Hrsg.) ; International Association for Bridge and Structural Engineering (Veranst.): *Responding to Tomorrow's Challenges in Structural Engineering: IABSE Symposium 2006* Bd. 92. Zürich : IABSE, 2006 (IABSE report)
- [129] RUTNER, M. ; ASTANEH-ASL, A. ; SON, J.: Blast Resistance of Structural Members. In: KUHLMANN, U. (Hrsg.) ; International Association for Bridge and Structural Engineering (Veranst.): *Improving Infrastructure Worldwide: IABSE Symposium 2007* Bd. 93. Zürich : IABSE, 2007 (IABSE report)
- [130] RUTNER, M. ; GEBBEKEN, N. ; MANGERIG, I. ; ZAPFE, O. ; MÜLLER, R. ; WAGNER, M. ; PIETZSCH, A. ; MENSINGER, M.: Stahlkonstruktionen unter Explosionsbeanspruchung. In: KUHLMANN, U. (Hrsg.): *Stahlbau-Kalender 2008*. Berlin : Ernst & Sohn, 2008, S. 547–646
- [131] RUTNER, M. ; MENSINGER, M. ; TROMETER, S.: Die Auswirkung von duktilen Anschlüssen auf die Explosionsresistenz lasttragender Stützen. In: *Stahlbau* 77 (2008), Nr. 6, S. 436–446
- [132] SADOVSKYI, M. A.: *Mechanical Effects of Air Shock Waves from Explosions According to Experiments*. Moskau, 1952
- [133] SAUER, M. ; KOMFASS, A.: Ge- und entkoppelte Berechnungsverfahren zur Analyse der Fluid-Struktur-Interaktion bei hochdynamischen Lasten. In: GEBBEKEN, N. (Hrsg.) ; THOMA, K. (Hrsg.): *Buildings and Utilities Protection - Sicherheit der baulichen Infrastruktur vor außergewöhnlichen Einwirkungen: 3. Workshop BAU-Protect, Bad Reichenhall* Bd. 08/2, 2008 (Berichte aus dem Konstruktiven Ingenieurbau)

- [134] SAUERBORN, N. ; KRETZ, J.: Verbundstützen. In: KUHLMANN, U. (Hrsg.): *Stahlbau-Kalender 2010*. Berlin : Ernst & Sohn, 2010, S. 423–482
- [135] SCHLEGEL, R.: *Numerische Berechnung von Mauerwerkstrukturen in homogenen und diskreten Modellierungsstrategien*. Weimar, Bauhaus-Universität Weimar, Bauingenieurwesen, Dissertation, 2004
- [136] SCHLEGEL, R.: Nichtlineare Berechnung von Beton und Stahlbetonstrukturen nach DIN 1045-1 mit ANSYS. Bonn, 2005 (ANSYS Conference & 23th CADFEM Users' Meeting 2005 (ACUM);)
- [137] SCHRÖTER, F.: Baustähle nach DIN EN 10025, Anspruch und Wirklichkeit. München, 2013 (Münchener Stahlbautage 2013)
- [138] SCHULER, H.: *Experimentelle und numerische Untersuchungen zur Schädigung von stoßbeanspruchtem Beton*. München, Universität der Bundeswehr München, Bauingenieur- und Vermessungswesen, Dissertation, 2004
- [139] SCHWER, L.: Optional Strain-Rate Forms for the Johnson Cook Constitutive Model and the Role of the Parameter Epsilon. Frankenthal, 2007 (6. LS-DYNA Anwenderforum)
- [140] SEI/ASCE 7-02: *Minimum design loads for buildings and other structures, Section C2.5: Load Combinations for Extraordinary Events*. USA: American Society of Civil Engineers, 2003
- [141] SMILOWITZ, R.: Analytical Tools for Progressive Collapse. Rosemont, 2002 (National Workshop on Prevention of Progressive Collapse)
- [142] SMILOWITZ, R.: *Preventing Structures from Collapsing to Limit Damage to Adjacent Structures and Additional Loss of Life when Explosive Devices Impact Highly Populated Urban Centers*. Buildings and Infrastructure Protection Series BIPS 05. USA: Department of Homeland Security, 2011
- [143] SMITH, P. D. ; ROSE, T. A.: Blast Wave Propagation in City Streets - an Overview. In: *Progress in Structural Engineering and Materials* 8 (2006), Nr. 4, S. 16–28
- [144] STAROSSEK, U.: Progressiver Kollaps von Bauwerken. In: BERGMEISTER, K. (Hrsg.) ; WÖRNER, J. D. (Hrsg.): *Beton-Kalender 2008*. Berlin : Ernst & Sohn, 2008, S. 157–223
- [145] STODDART, E. P. ; BYFIELD, M. P. ; DAVISON, J. B. ; TYAS, A.: Strain Rate Dependent Component Based Connection Modelling for Use in Non-Linear Dynamic Progressive Collapse Analysis. In: *Engineering Structures* 55 (2013), S. 35–43
- [146] STODDART, E. P. ; BYFIELD, M. P. ; TYAS, A.: Blast Modeling of Steel Frames with Simple Connections. In: *Journal of Structural Engineering* 140 (2014), Nr. 1, S. 04013027
- [147] TEICH, M.: *Interaktion von Explosionen mit flexiblen Strukturen*. Neubiberg, Universität der Bundeswehr München, Fakultät für Bauingenieur- und Vermessungswesen, Dissertation, 2011

- [148] TEICH, M. ; GEBBEKEN, N.: The Influence of the Underpressure Phase on the Dynamic Response of Structures Subjected to Blast Loads. In: *International Journal of Protective Structures* 1 (2010), Nr. 2, S. 219–234
- [149] TM 5-1300: *Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions*. Department of Defence (DoD), USA, 1990
- [150] TM 5-855-1: *Fundamentals of Protective Design for Conventional Weapons*. Department of the Army, Navy and Air Force, USA, 1987
- [151] TROMETER, S.: Explosionssimulation Stahl- und Stahlverbundkonstruktionen in urbaner Umgebung. München, 2013 (Münchner Stahlbautage 2013)
- [152] TROMETER, S. ; MENSINGER, M.: Simulation von Detonationsszenarien im urbanen Umfeld. In: KOLBE, T. H. (Hrsg.) ; BILL, R. (Hrsg.) ; DONAUBAUER, A. (Hrsg.): *Geoinformationssysteme 2014, Beiträge zur 1. Münchner GI-Runde*. Berlin : Wichmann, 2014, S. 150–164
- [153] TROMETER, S. ; SCHILLING, A.: Urban Simulation auf Basis von 3D-Stadtmodellen am Beispiel von Druckwellenausbreitungen. Mannheim, 2013 (ANSYS Conference & 31th CADFEM Users' Meeting 2013 (ACUM))
- [154] UFC 3-340-02: *Structures to Resist the Effects of Accidental Explosions*. Department of Defence (DoD), USA, 2008
- [155] UFC 4-010-01: *Minimum Antiterrorism Standards for Buildings*. Department of Defence (DoD), USA, 2012
- [156] VLASSIS, A. G. ; IZZUDDIN, B. A. ; ELGHAZOULI, A. Y. ; NETHERCOT, D. A.: Progressive Collapse of Multi-Storey Buildings due to Sudden Column Loss – Part II: Application. In: *Engineering Structures* 30 (2008), Nr. 5, S. 1424–1438
- [157] ZHANG, C.: *Traglastberechnung von Verbundstützen im Brandfall*. München, Technische Universität München, Lehrstuhl für Metallbau, Masterarbeit, 2013
- [158] ZUKAS, J. A. ; WALTERS, W. P.: *Explosive Effects and Applications*. New York : Springer, 1997

# Anhang A

## Druckwelleneinwirkung

### A.1 Umrechnungsfaktoren

Experimentelle Referenzquellen liegen nicht immer in SI-Einheiten vor. Für einen Vergleich der Modelle, wie in Kapitel 2.1.4, müssen die Einheiten umgerechnet werden. Besonders durch die Gesetzmäßigkeiten der Skalierung der Detonationseinwirkung entstehen komplexe Einheitendefinitionen, für die in Gleichung (A.1) die verwendeten Umrechnungsfaktoren zusammengefasst sind. Gleichung (A.2) gibt die reziproken Werte wieder.

$$\begin{aligned} 1,00 E + 00 [psi] &\hat{=} 6,89 E + 00 [kPa] \\ 1,00 E + 00 \left[ \frac{psi \cdot ms}{lb^{(1/3)}} \right] &\hat{=} 8,97 E + 00 \left[ \frac{Pa \cdot s}{kg^{(1/3)}} \right] \\ 1,00 E + 00 \left[ \frac{ms}{lb^{(1/3)}} \right] &\hat{=} 1,30 E + 00 \left[ \frac{ms}{kg^{(1/3)}} \right] \\ 1,00 E + 00 \left[ pcf = \frac{lb}{ft^3} \right] &\hat{=} 1,60 E + 01 \left[ \frac{kg}{m^3} \right] \end{aligned} \quad (A.1)$$

$$\begin{aligned} 1,00 E + 00 [kPa] &\hat{=} 1,45 E - 01 [psi] \\ 1,00 E + 00 \left[ \frac{Pa \cdot s}{kg^{(1/3)}} \right] &\hat{=} 1,11 E - 01 \left[ \frac{psi \cdot ms}{lb^{(1/3)}} \right] \\ 1,00 E + 00 \left[ \frac{ms}{kg^{(1/3)}} \right] &\hat{=} 7,68 E - 01 \left[ \frac{ms}{lb^{(1/3)}} \right] \\ 1,00 E + 00 \left[ \frac{kg}{m^3} \right] &\hat{=} 6,24 E - 02 \left[ pcf = \frac{lb}{ft^3} \right] \end{aligned} \quad (A.2)$$

### A.2 Referenzwerte für hemisphärische Detonationen

In Abbildung A.1 sind sämtliche Charakteristika von Detonationsdruckwellen für hemisphärische Detonationen der UFC 3-340-02 [154] in SI-Einheiten umgewandelt und zusammengefasst. Sie ergänzen die skalierten Einwirkungscharakteristika für sphärische Detonationen in Kapitel 2.1.4.

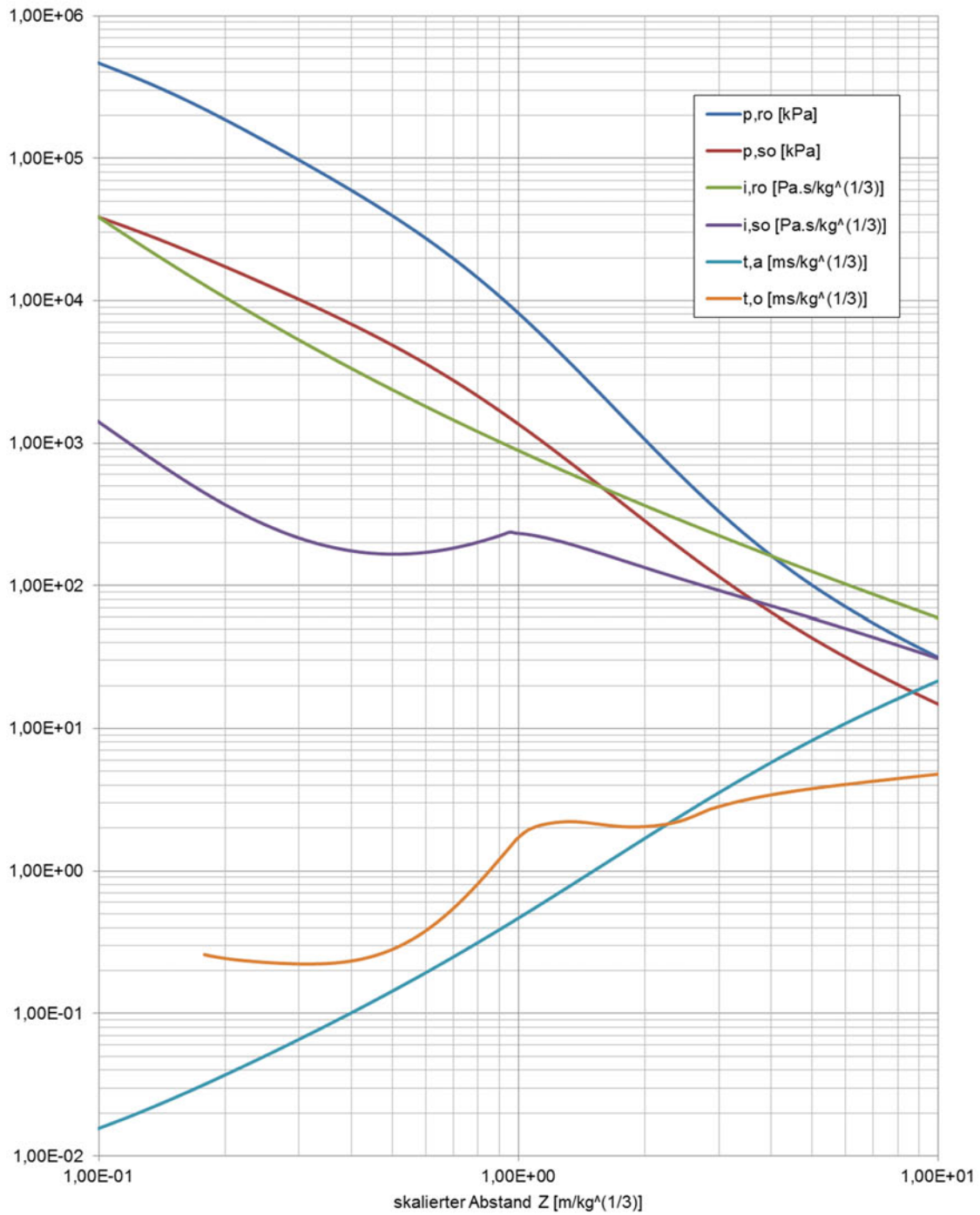


Abbildung A.1: Skalierte Einwirkungscharakteristika hemisphärischer Detonationen auf Basis der UFC 3-340-02 [154]

### A.3 Auswertung der Verifizierung

In den Tabellen A.1 und A.2 sind die Ergebnisse der Verifizierung der beiden untersuchten Solver für die Szenarien Sz1 bis Sz5 zusammengefasst. Sie ergänzen die Auswertung in Kapitel 2.3.2. Für die Teilmodelle M1 bis M4 werden die Ergebnisse von ANSYS AUTODYN und PROSAIR jeweils mit den Referenzwerten der UFC 3-340-02 [154] verglichen, außerdem erfolgt die Auswertung der relativen und logarithmischen Abweichung.

Für die Verifizierung von Szenario Sz1 mit ANSYS AUTODYN werden für das dreidimensionale Modell4 der FCT-Solver und der MME-Solver mit Diskretisierungen von 5 mm und 10 mm gegenübergestellt. Für die Spitzendrücke steigen die Abweichungen nochmals deutlich, wogegen die reflektierten Impulse nahezu identisch bleiben. Im Rahmen der Bauteilanalyse in Kapitel 4.5.1 zeigte sich, dass die unterschiedliche Diskretisierung bei der Bestimmung der Detonationseinwirkung keinen Einfluss auf die dynamische Bauteilantwort hat.

Vergleicht man die Ankunftszeiten  $t_a$  der Druckwellen in den unterschiedlichen Modellen für die beiden Solver, so fällt ein nahezu einheitlicher zeitlicher Versatz auf. Die Werte von ANSYS AUTODYN zeigen hierbei eine gute Übereinstimmung mit den Referenzwerten. Die Abweichungen bei PROSAIR haben keine weiteren Auswirkungen. Eine Auswertung des logarithmischen Fehlers ist für die Ankunftszeit  $t_a$  nicht zweckmäßig.

### A.4 Herleitung der globalen Einwirkungskomponenten

Im Folgenden werden die globalen Einwirkungskomponenten  $P_x(z, t)$  und  $I_x(z, t)$  aus Kapitel 2.5 hergeleitet. Für die Definition der Variablen wird auf Abbildung 2.28 verwiesen. Der an der Stützoberfläche reflektierte Druck  $p_{ro}$ , der die Einwirkung auf das Bauteil definiert, wird im Folgenden vereinfachend als Druck  $p$  bezeichnet.

**Geometrische Grundbeziehungen** Für die Herleitung werden zuerst die geometrischen Grundbeziehungen aufgestellt. Aus dem Radius  $r$ , der dem halben Durchmesser des gewählten Stahlrohres entspricht, und dem Ursprungswinkel des Punktes (i)  $\varphi_i$  ergeben sich nach Gleichung (A.3) die Y-Koordinate des Punktes (i)  $y_i$ , die Umfangslänge des Punktes (i)  $u_i$  sowie die Sehnenlänge des Punktes (i)  $s_i$ . Die Punkte (i), ausgedrückt durch ihre Koordinaten  $x_i$  und  $y_i$ , beziehen sich hierbei auf den Koordinatenursprung des Einwirkungsmodells, der sich im Detonationsabstand  $R$  vor dem Zylinder befindet. Für die anschließende Auswertung der Kraftkomponenten in X-Richtung am Punkt (i)  $P_{x,i}$  bestimmt sich der Abstand in Y-Richtung  $\Delta y_i$ , der dem einwirkenden Druck am Punkt (i)  $p_{xi}$  zugeordnet ist, aus der Differenz der Y-Koordinaten zweier benachbarter Punkte nach Gleichung (A.4).

$$y_i = r \sin(\varphi_i); \quad u_i = r \varphi_i; \quad s_i = 2 r \sin(\varphi_i/2) \quad (\text{A.3})$$

$$\Delta y_i = y_i - y_{(i-1)} \quad (\text{A.4})$$

**Kraftkomponenten** Auf Basis der geometrischen Grundbeziehungen lassen sich nun aus der Druckverteilung  $p_i$  nach Gleichung (A.5) die Druckkomponenten  $p_{xi}$  und  $p_{yi}$  am

Punkt (i) bestimmen. Da sich aufgrund der Symmetrie die resultierende Kraftkomponente in Y-Richtung  $P_y(z, t)$  zu null ergibt, werden auch die Druckkomponenten in Y-Richtung nicht weiter verfolgt.

$$\begin{aligned} p_{x,i} &= p_i \cos(\varphi_i) \\ p_{y,i} &= p_i \sin(\varphi_i) \end{aligned} \quad (\text{A.5})$$

Die resultierende Kraftkomponente in X-Richtung für den Punkt (i)  $P_{x,i}$  wird zwischen den Werten der angrenzenden Knoten durch Multiplikation mit dem zugeordneten Abstand in Y-Richtung  $\Delta y_i$  nach Gleichung (A.6) ermittelt. Die numerische Näherungslösung der Integration erfolgt über die Trapezformel, die eine ausreichende Diskretisierung über den Umfang erfordert. Die minimalen Abweichungen in Bereichen negativer Kurvenkrümmung führen zu einer geringfügigen Unterschätzung des Integrals, in Bereichen mit positiver Krümmung zu einer geringfügigen Überschätzung. Durch eine zielgerichtete Wahl der Auswertepunkte lassen sich die Abweichungen jedoch auf ein Minimum begrenzen.

$$P_{x,i}(z, t) = \frac{1}{2} (p_{x,i} + p_{x,i-1}) \Delta y_i \quad (\text{A.6})$$

Das Umlaufintegral nach Gleichung (A.7) kann nun als Summe der Kraftkomponenten  $P_{x,i}(z, t)$  über die Auswertepunkte  $i$  des Umfangs nach Gleichung (A.8) angenähert werden.

$$P_x(z, t) = \oint p_x(y, z, t) dy \quad (\text{A.7})$$

$$\approx \sum_{i=1}^n P_{x,i}(z, t) = \sum_{i=1}^n \frac{1}{2} (p_{x,i} + p_{x,i-1}) \Delta y_i \quad (\text{A.8})$$

**Impulskomponenten** Die Integration der Verläufe der Kraftkomponente  $P_x(z, t)$  über die Zeit ergibt die Verläufe der einwirkenden Impulskomponenten  $I_x(z, t)$  in Abhängigkeit von der Höhe nach Gleichung (A.9). Da sich die Kraftkomponenten wiederum aus dem Umlaufintegral der Druckkomponenten herleiten, kann die Impulskomponente in Abhängigkeit von der Druckkomponente formuliert werden. Die zeitliche Integration der Kraftkomponente kann wiederum mit der Trapezformel in eine Summe über alle Zeitinkremente  $\Delta t$  nach Gleichung (A.10) überführt werden. Wie im Rahmen der Herleitung in Kapitel 2.5.1 und der exemplarischen Auswertung der resultierenden Kraftkomponenten in Kapitel 2.5.2 beschrieben, wird bei der Entwicklung des Impulses über die Zeit zwischen positiven und negativen Teilimpulsen unterschieden.

$$I_x(z, t) = \int_t P_x(z, t) dt = \int_t \oint p_x(y, z, t) dy dt \quad (\text{A.9})$$

$$\approx \sum_t \frac{1}{2} (P_x(t_0) + P_x(t_1)) \Delta t \quad (\text{A.10})$$



## A.5 Speed-Up Parallelisierung

Um den Effekt einer Parallelisierung bei der Simulation von Detonationseinwirkungen mit ANSYS AUTODYN zu veranschaulichen, wird anhand von Sz1 exemplarisch aus der Simulationsdauer eines Modells die relative Geschwindigkeitserhöhung (Speed-Up) bestimmt.

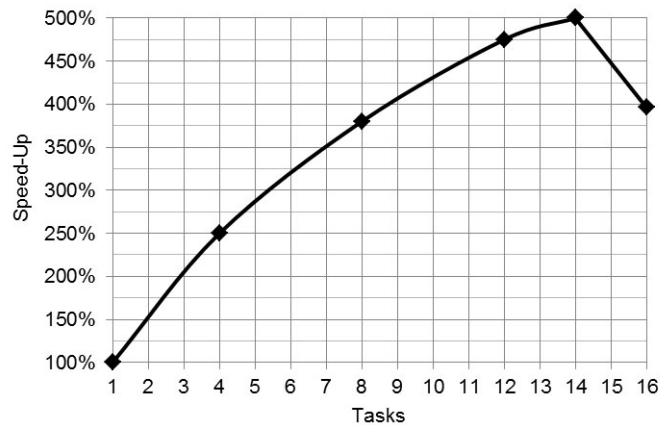


Abbildung A.2: Auswertung der Speed-Up-Studie zur Parallelisierung für bis zu 16 Kerne

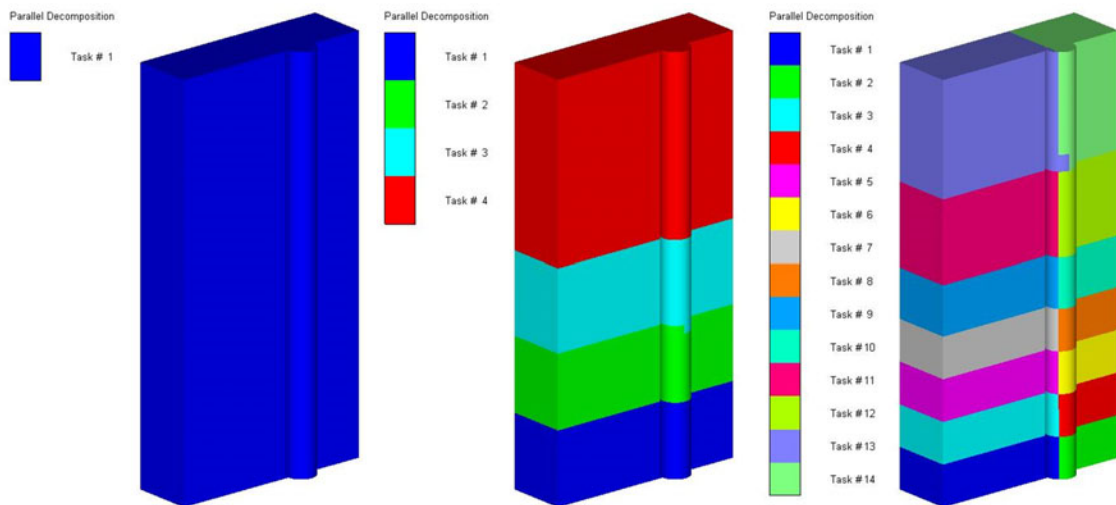


Abbildung A.3: Darstellung der Modellaufteilung mit 1 (links), 4 (mittig) und 14 Tasks (rechts)

Als Ausgangsmodell wird Modell 1 der Einwirkung mit einer Diskretisierung von  $5\text{ mm}$  verwendet. Es besitzt etwa  $16\text{ Mio.}$  Zellen und wird mit dem FCT-Solver gelöst. Für die Bestimmung der Rechenzeit werden jeweils 100 Zeitschritte mit einer unterschiedlichen Anzahl von Tasks (Teilbereiche des Modells) betrachtet. Als Vergleichswert wird die Dauer von  $95\text{ min}$  für die Simulation mit nur einem Task herangezogen. Die verwendete Hardware ist eine handelsübliche Workstation, bestehend aus 2 Intel Xeon E5 2687W Prozessoren mit jeweils 8 Kernen, einer Geschwindigkeit von  $3,10\text{ GHz}$  und  $32\text{ GB}$  DDR3 Arbeitsspeicher.

Durch die Parallelisierung lässt sich die Leistung der Hardware um bis zu 500 % steigern. Wie Abbildung A.2 zu entnehmen ist, entwickelt sich der Speed-Up kontinuierlich bis zum Spitzenwert, der bei 14 Tasks erreicht wird. Dies ist darin begründet, dass es neben den Slave-Prozessen für die definierten Tasks immer noch einen Master-Prozess gibt, der das gesamte Modell hält. Dieser ist bei der dargestellten Anzahl der Tasks noch nicht berücksichtigt, was dazu führt, dass das Simulationsmodell mit 14 Tasks insgesamt 15 Kerne aktiviert, was für die Workstation mit 16 Kernen eine ideale Auslastung bedeutet und die Simulationszeit von 95 *min* auf 19 *min* reduziert. Der Leistungsabfall bei 16 Tasks entsteht dadurch, dass durch den zusätzlichen Master-Prozess mehr Prozessoren aktiviert werden, als bei der verwendeten Hardware zur Verfügung stehen.

Die Aufteilung in einzelne Tasks erfolgt hierbei automatisch und funktioniert problemlos. Bei einer manuellen Aufteilung in 5 Tasks – vier für den Luftraum und einen für das starre Lagrangeobjekt des zylinderförmigen Stützenkörpers – liegt der erreichte Speed-Up von 232 % deutlich unterhalb des Wertes von 310 %, der bei einer automatischen Aufteilung erreicht wird. Abbildung A.3 zeigt die Aufteilung für unterschiedliche Anzahlen von Tasks. Da jedem Task optimalerweise eine identische Anzahl an Zellen zugeordnet werden soll, orientieren sich die Bereiche der Tasks an der Lage der lokalen Netzverdichtung. Aufgrund des nicht strukturierten Netzes des Lagrangekörpers, im Gegensatz zum Eulerraum, sind die Grenzen der einzelnen Tasks teilweise nicht homogen.

Es ist an dieser Stelle anzumerken, dass die deutlichen Beschleunigungen der Simulation durch Modelle mit großen Elementzahlen begünstigt werden. Das heißt, bei Modellen mit weniger Elementen ist auch ein geringerer Speed-Up zu erwarten.

Sowohl die aktivierte maximale Prozessorleistung als auch die fast maximale Auslastung des Arbeitsspeichers zeigen, dass für die handelsübliche Hardware im Bereich der verwendeten Modellgrößen die maximale Leistungsfähigkeit erreicht ist.

Mit steigender Anzahl der aktivierten Kerne steigt auch die Auslastung des Arbeitsspeichers und erreicht Spitzenwerte von knapp über 30 *GB* für das untersuchte Modell. Obwohl für eine meist nicht empfohlene ungerade Anzahl an Tasks ebenfalls eine kontinuierliche Leistungssteigerung wie in Abbildung A.2 beobachtet werden kann, zeigen diese Modelle eine erhöhte Arbeitsspeichernutzung.





## Anhang B

# Allgemeine Knicklängenbestimmung

### B.1 Parametermodell des nachgiebig gelagerten Balkens

Über ein parametrisiertes System besteht die Möglichkeit einer allgemeinen Knicklängendefinition. Dies ermöglicht eine Bewertung von Einflüssen aus verschiedenen Auflagernachgiebigkeiten auf die Knicklänge des Stabes. Mit den entstehenden Metamodellen kann beispielsweise die Traglast für beliebige Kombinationen an Einspanngraden ermittelt werden. Die Knicklängenbestimmung orientiert sich hierbei an PETERSEN [114], der vier variable Grundsysteme unterscheidet, um den Parameterraum des allgemein nachgiebig gelagerten Stabes abzubilden. Er verwendet für die Auswertung bezogene Steifigkeiten, die aber für die graphische Aufbereitung der Ergebnisse nicht ideal erscheinen. KINDMANN [83] wählt die gleichen Grundsysteme, definiert die Auflagerbedingungen aber nicht über ihre bezogenen Steifigkeiten, sondern über Nachgiebigkeiten, die Werte zwischen null und eins annehmen können. Diese Definition führt u. a. zu homogeneren Flächenverläufen für die resultierenden Metamodelle, wie die Abbildungen B.4 bis B.7 zeigen.

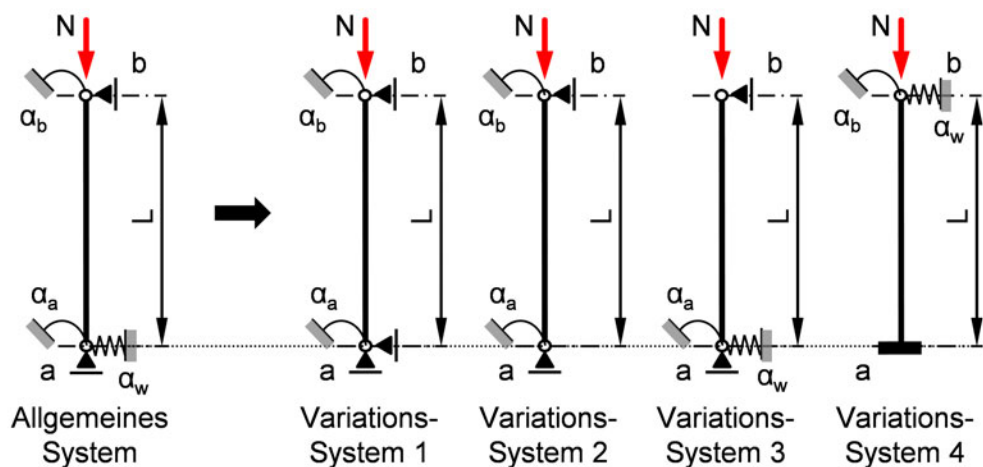


Abbildung B.1: Allgemeine Definition des nachgiebig gelagerten Stützensystems (links) und Ableitung der Variationssysteme 1 bis 4

Die allgemeine Systemdefinition wird in vier Ersatzsysteme nach Abbildung B.1 überführt, im Folgenden als Variationssysteme bezeichnet, die einen begrenzten Variationsbereich an Anschluss- bzw. Auflagernachgiebigkeiten aufweisen und auf die Definition der Elementarsysteme in Kapitel 3.1.3 aufbauen. Eine Differenzierung in Anlehnung an PETERSEN [114] und KINDMANN [83] hat sich als zweckmäßig erwiesen und deckt einen großen Bereich baupraktisch relevanter Systeme ab.

Zur besseren Veranschaulichung der Ergebnisse wird der Grad der Nachgiebigkeit  $\alpha_i$  nach Gleichung (B.1) eingeführt, der sich zwischen 0 % und 100 % bewegt. Eine Nachgiebigkeit von 0 % entspricht somit einem ideal starren Widerstand, eine Nachgiebigkeit von 100 % einem Auflagerwiderstand von null. Die Nachgiebigkeiten lassen sich aus den bezogenen Steifigkeiten der rotatorischen und translatorischen Freiheitsgrade nach Gleichung (B.2) bestimmen.

$$\alpha_i = \frac{1}{1 + \bar{c}_i} \quad (\text{B.1})$$

$$\bar{c}_a = \frac{c_a \cdot L}{EI} \quad \bar{c}_b = \frac{c_b \cdot L}{EI} \quad \bar{c}_w = \frac{c_w \cdot L^3}{EI} \quad (\text{B.2})$$

## B.2 Knickbedingung des nachgiebig gelagerten Biegestabes

Für die homogene Differentialgleichung (DGL) des Biegebalkens nach linearisierter Th. II. O. in Gleichung (B.3) wird der allgemeine Lösungsansatz für die Verformung  $w(x)$  nach Gleichung (B.4) herangezogen. Setzt man in Anlehnung an KINDMANN [x] die Steifigkeiten  $c_i$  als Randbedingungen ein, so entsteht ein Gleichungssystem mit vier Unbekannten. Die Steifigkeiten können durch die bezogenen Steifigkeiten  $\bar{c}_i$  nach Gleichung (B.2) ersetzt und die Unbekannte  $C_4$  direkt eliminiert werden. Es entsteht das Gleichungssystem nach Gleichung (B.5) mit drei Gleichungen für die drei unbekanntenen Konstanten des Lösungsansatzes  $C_1$ ,  $C_2$  und  $C_3$ . Die nicht-triviale Lösung des Gleichungssystems, die der Knickbedingung für den Eigenwert  $\epsilon$  entspricht, erhält man durch das Nullsetzen der Determinante der Matrix  $\mathbf{M}$  nach Gleichung (B.6) und (B.7). Der Knicklängenbeiwert  $\beta$  bestimmt sich nach Gleichung (B.8) aus dem Eigenwert  $\epsilon$ . Die iterative Lösung der Knickbedingung kann in beliebiger Genauigkeit durch eine Nullstelleniteration nach NEWTON erfolgen.

$$w'''' + \frac{\epsilon^2}{L^2} w'' = 0 \quad (\text{B.3})$$

$$w := x \mapsto C_1 \sin\left(\frac{\epsilon x}{L}\right) + C_2 \cos\left(\frac{\epsilon x}{L}\right) + C_3 x + C_4 \quad (\text{B.4})$$

$$\begin{bmatrix} -\bar{c}_b \epsilon & -\epsilon^2 & -\bar{c}_b \\ \bar{c}_a \cos(\epsilon) - \epsilon \sin(\epsilon) & -\epsilon \cos(\epsilon) - \bar{c}_a \sin(\epsilon) & \bar{c}_a / \epsilon \\ -\bar{c}_w \sin(\epsilon) & \bar{c}_w (1 - \cos(\epsilon)) & \epsilon^2 - \bar{c}_w \end{bmatrix} \cdot \begin{bmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \end{bmatrix} \quad (\text{B.5})$$

$$\mathbf{M} := \begin{bmatrix} -\bar{c}_b \epsilon & -\epsilon^2 & -\bar{c}_b \\ \bar{c}_a \cos(\epsilon) - \epsilon \sin(\epsilon) & -\epsilon \cos(\epsilon) - \bar{c}_a \sin(\epsilon) & \bar{c}_a / \epsilon \\ -\bar{c}_w \sin(\epsilon) & \bar{c}_w (1 - \cos(\epsilon)) & \epsilon^2 - \bar{c}_w \end{bmatrix} \quad (\text{B.6})$$

$$\det(\mathbf{M}) = 0 \quad (\text{B.7})$$

$$\beta = \frac{\pi}{\epsilon} \quad (\text{B.8})$$

### B.3 Sensitivitätsanalyse des Parameterraums

Durch die Aufteilung des Parameterraums in Variationssysteme entstehen vier Teilparameterräume mit jeweils zwei variablen Nachgiebigkeiten. Für die Ableitung der Metamodelle muss zunächst eine Sensitivitätsanalyse der Parameterräume erfolgen. Für die Definition und Auswertung wird das schon aus Kapitel 5 bekannte Softwarepaket OPTISLANG verwendet, das eine beliebige Formulierung multidimensionaler Parameterräume zulässt, die dann gezielt untersucht werden können. Die Knicklängenbeiwerte werden automatisiert mit dem Softwarepaket MAPLE<sup>1</sup> und der zuvor allgemein hergeleiteten Knickdeterminante bestimmt. Bei MAPLE handelt es sich um ein sogenanntes Computer-Algebra-System, das u. a. numerische Rechenoperationen und symbolische Termumformungen ermöglicht.

Die Projektdefinition in OPTISLANG erfolgt über Verknüpfungen zwischen einzelnen Funktionsmodulen nach Abbildung B.2. Darin wird dem Solver MAPLE eine parametrisierte Eingabedatei zugeführt und gelöst, anschließend können die Ergebnisgrößen ausgelesen werden. MAPLE lässt sich in die Programmumgebung von OPTISLANG problemlos einbinden und wird automatisiert aufgerufen und ausgewertet. Ausgehend von der Sensitivitätsanalyse wird das Metamodell (*MOP*) des Parameterraums abgeleitet. Die jeweiligen Ergebnisse werden über ein Postprocessing (*Post\_Sensi* | *Post\_MOP*) aufbereitet, die Eingangs- und Ausgangsgrößen werden mit Hilfe der Input- und Outputdateien festgelegt. Für die Eingangsgrößen ergibt sich eine Definition nach Abbildung B.3 mit Angabe der Art der jeweiligen Variable und der Bandbreite, innerhalb der sie untersucht werden soll. Im vorliegenden Fall sind das die in Abbildung B.1 definierten Nachgiebigkeiten. Die einzige Ausgabegröße ist der Knicklängenbeiwert  $\beta$ . Die Grenznachgiebigkeiten der einzelnen Variationssysteme sind so gewählt, dass sich Knicklängenbeiwerte  $\beta$  zwischen 0,5 und  $3\pi$  ergeben.

### B.4 Metamodell des nachgiebigen Stabes

Für die Definition der Parameterkombinationen (Designs) im Parameterraum wird das präferierte Advanced Latin Hypercube Sampling (ALHS) verwendet (vgl. Kap. 5.2). Aufgrund des geringen Rechenaufwandes werden 100 Designs erzeugt. Für das Variationssystem 3 konnte die Ergebnisqualität durch die Verwendung von 200 Designs geringfügig gesteigert werden. Um markante und bekannte Knicklängenbeiwerte zu vergleichen, und

<sup>1</sup>Maple, Version 16.02, Maplesoft, Waterloo Maple Inc., [www.maplesoft.com](http://www.maplesoft.com)



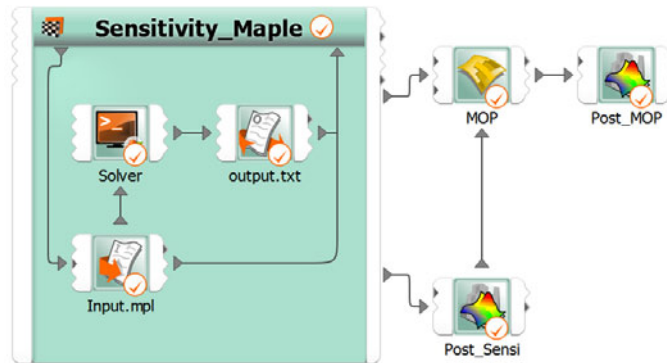


Abbildung B.2: Projektansicht mit Maple-Knoten und MOP in OPTISLANG

Name	Parameter type	Reference value	Constant	Value type	Resolution	Range	Range plot
1 lpha_a	Deterministic	1	<input type="checkbox"/>	REAL	Continuous	0.001 1	
2 lpha_b	Deterministic	1	<input type="checkbox"/>	REAL	Continuous	0.001 1	
3 lpha_w	Deterministic	0.001	<input type="checkbox"/>	REAL	Continuous	0.001 0.99	

Abbildung B.3: Definition der Input-Variablen in OPTISLANG

um die Eckbereiche der Parameterräume besser zu erfassen, werden einzelne Parameterkonfigurationen manuell ergänzt. Die Qualität der Sensitivitätsanalyse wird dabei über die erreichten Vertrauensintervalle der Korrelationsmatrix ausgedrückt. Durch die klaren und bekannten Korrelationen zwischen den betrachteten Parametern einerseits und aufgrund der großen Anzahl an Designpunkten in Bezug zur Anzahl der Eingangsgrößen andererseits ergeben sich äußerst geringe Vertrauensintervalle. Bei einem Korrelationskoeffizienten von 0,5 wird ein Vertrauensintervall von 0,09 erreicht, was deutlich unterhalb der Empfehlung von 0,15 nach OPTISLANG [43] liegt. Für den Korrelationskoeffizienten von 0,7 wird ein Vertrauensintervall von 0,06 erreicht, was ebenfalls deutlich unterhalb der Empfehlung von 0,10 liegt. Dies attestiert den Parameterräumen eine sehr gute Beschreibbarkeit und spiegelt sich auch in der Prognosefähigkeit der abgeleiteten Metamodelle wider, denn nur ein Zusammenhang der klar beschreibbar ist, kann in ein Metamodell von hoher Qualität münden.

Aus den Ergebnissen der Sensitivitätsanalyse lässt sich nun ein Metamodell (MOP) des untersuchten Parameterraums, wie in Kapitel 5.2.3, ableiten. Die Prognosefähigkeit der einzelnen Ergebnisgrößen wird dabei über den Prognosekoeffizient (CoP) ausgedrückt. Er beschreibt die mittlere Übereinstimmung des Metamodells mit den untersuchten Designpunkten auf Basis der gewählten Regression. Die abgeleiteten Metamodelle für die Variationssysteme 1 bis 4 nach Abbildung B.1 sind in den Abbildungen B.4 bis B.7 dargestellt und werden im Anschluss diskutiert. Damit lokale Abweichungen, vor allem an den kritischen Randbereichen, gering bleiben, ist ein hoher Prognosekoeffizient anzustreben. Die erzielte hohe Modellqualität wird im vorliegenden Fall über eine Moving Least Square Approximation (MLS) erreicht, die über ortsabhängige Wichtungsfunktionen dem lokalen Charakter der Regression Rechnung trägt. Polynomansätze für die Regression führen zu



homogeneren Flächenverläufen, zeigen aber teilweise starke lokale Abweichungen in den Eck- und Randbereichen, was über die allgemein bekannten Knicklängenbeiwerte jedoch gut bewertet werden kann.

Betrachtet man Variationssystem 1, einen gelenkigen Einfeldträger mit Rotationsfedern an beiden Enden, so erreicht das in Abbildung B.4 dargestellte Metamodell eine Prognosefähigkeit von 100%. Vor allem die Eckpunkte sind darin gut verifizierbar. Besitzen beide Stabenden eine volle Nachgiebigkeit, so ergibt sich ein Knicklängenbeiwert von  $\beta = 1,0$ . Für den Fall, dass beide Stabenden unnachgiebig gelagert sind, ergibt sich bekanntermaßen ein Knicklängenbeiwert von  $\beta = 0,50$ . Ist nur ein Stabende unnachgiebig gelagert ergibt sich ein Wert von  $\beta = 0,70$ . Da die Einflüsse beider Variationsparameter identisch sind, entsteht auch eine zur Diagonale symmetrische Flächendefinition.

Variationssystem 2 weist identische Rotationsnachgiebigkeiten wie System 1 auf, besitzt aber zudem eine horizontale Verschieblichkeit am Fußpunkt. In Abhängigkeit von den Rotationsnachgiebigkeiten ergibt sich eine Knicklängendefinition nach Abbildung B.5 und es wird auch hier eine Prognosefähigkeit von 100% erreicht. Es ist sofort ersichtlich, dass beide Rotationsfedern trotz der unterschiedlichen Lagerung des Stabes einen identischen Einfluss auf den Knicklängenbeiwert besitzen und ebenfalls zu einer symmetrischen Fläche führen. Geht die Rotationsnachgiebigkeit beider Endpunkte gegen null, ergibt sich ein Knicklängenbeiwert von  $\beta = 1,0$ . Gibt man eine Rotationseinspannung frei, lässt er sich auf  $\beta = 2,0$  steigern. Gibt man beide Rotationseinspannungen frei, so entsteht ein labiles System, und der Knicklängenbeiwert weist eine Singularität auf, die über die diskrete Beschreibung des Metamodells angenähert wird.

Der Zusammenhang für Variationssystem 3 weist eine größere Komplexität auf, was entsprechend Abbildung B.6 zu geringen Einbußen in der Qualität des Metamodells führt. Dies zeigt sich auch durch den auf 99% geringfügig reduzierten Prognosekoeffizienten. Das System nach Abbildung B.1 besitzt an beiden Enden eine gelenkige Anbindung. Am Fußpunkt ist eine rotatorische und eine translatorische Nachgiebigkeit definiert. Ist die horizontale Nachgiebigkeit null, erhält man über die Rotationsfeder einen Knicklängenbeiwert zwischen  $\beta = 0,7$  und  $\beta = 1,0$ . Besitzt die horizontale Feder eine ideale Nachgiebigkeit, so läuft der Knicklängenbeiwert von  $\beta = 2,0$  gegen eine Singularität für das labile System.

Für Variationssystem 4 nach Abbildung B.7 ergibt sich ebenfalls eine ideale Prognosefähigkeit von 100%. Das System besitzt eine Einspannung am Fußpunkt und eine rotatorische und translatorische Lagerung am Stützenkopf. Für eine ideal nachgiebige Horizontalfeder am oberen Stabende zeigt das Metamodell einen linearen Einfluss aus der Rotationsfeder, der einen Knicklängenbereich zwischen  $\beta = 1,0$  und  $\beta = 2,0$  aufweist. Ist das obere Stabende horizontal unverschieblich, so ergeben sich Knicklängenbeiwerte zwischen  $\beta = 0,5$  und  $\beta = 0,7$ .

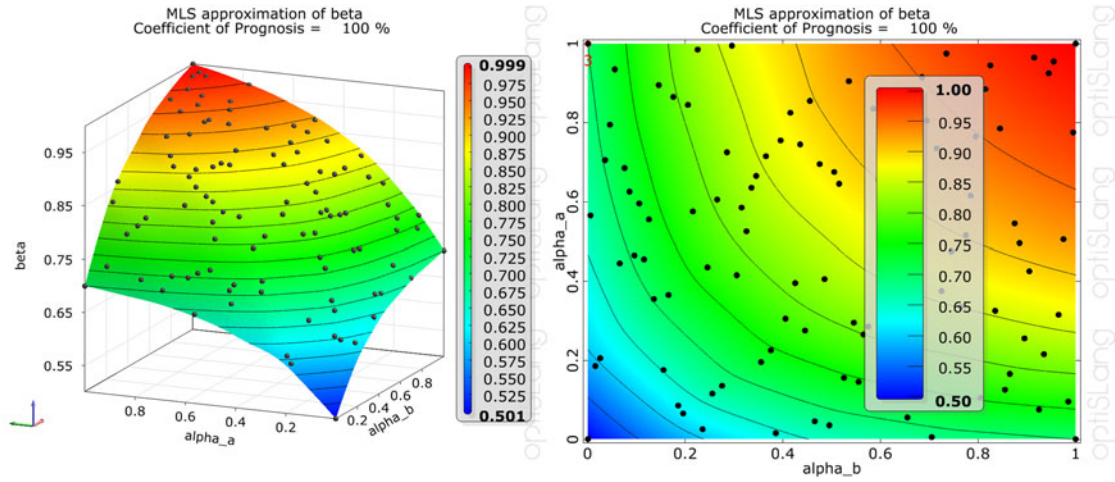


Abbildung B.4: MOP für Variationssystem 1 mit einer Prognosefähigkeit von 100%

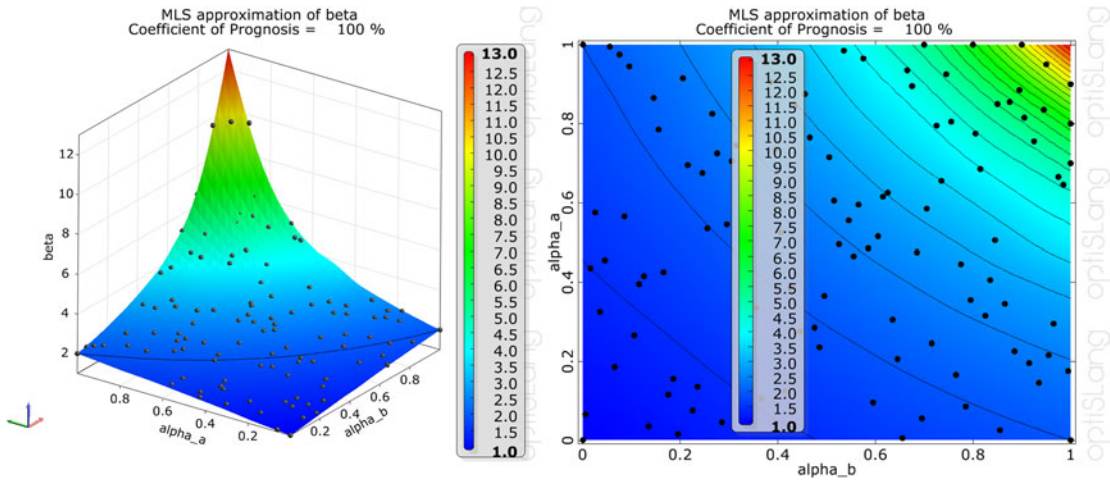


Abbildung B.5: MOP für Variationssystem 2 mit einer Prognosefähigkeit von 100%

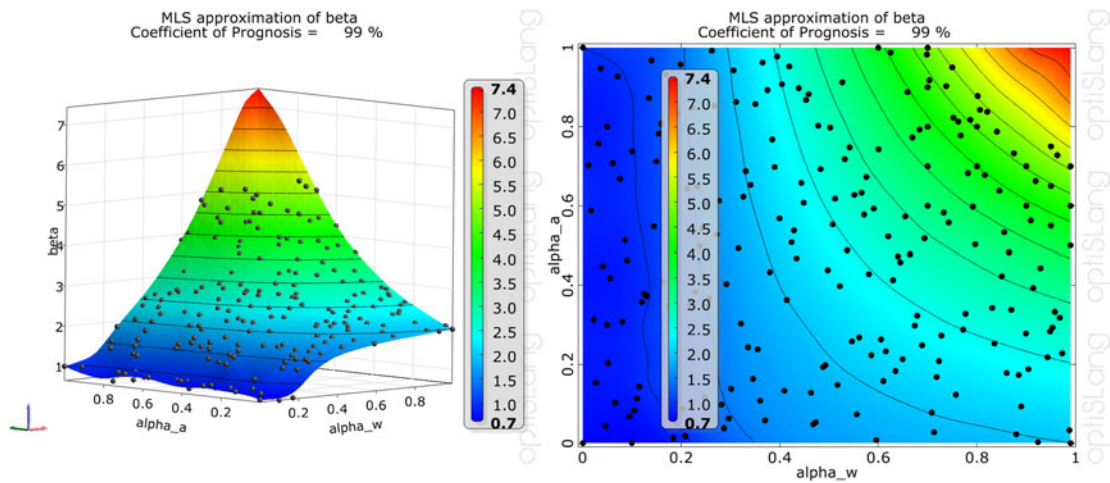


Abbildung B.6: MOP für Variationssystem 3 mit einer Prognosefähigkeit von 99%

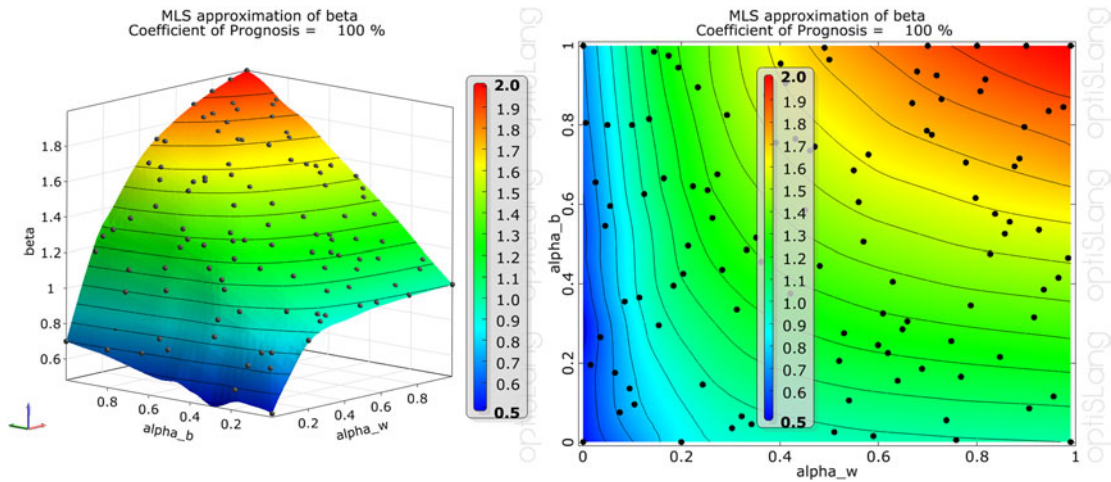


Abbildung B.7: MOP für Variationssystem 4 mit einer Prognosefähigkeit von 100%

## B.5 Schlussfolgerungen

Mit den präsentierten Metamodellen gelingt es, für nachgiebig gelagerte Stäbe, Knicklängenbeiwerte zu bestimmen. In Kombination mit einem Nachweisverfahren, wie dem Ersatzstabverfahren, lässt sich so für annähernd beliebig definierte Kombinationen aus Stabquerschnitt, Länge und Einspanngraden die Tragfähigkeit ermitteln. Einflüsse auf das Stabilitätsverhalten, beispielsweise durch Abweichungen von idealen Einspanngraden oder Nachgiebigkeiten oder bei planmäßig teilnachgiebigen Anbindungen, sind nicht immer trivial und können mit Hilfe der Metamodelle ebenfalls bewertet werden. Zudem können die Modelle über ihre diskrete Beschreibung beliebig weiterverwendet werden.

Die Analyse dieser Parameterräume mit statistischen Methoden stellt eine Alternative zu den bekannten Arbeiten zur Knicklängenbestimmung dar und ist zugleich ein gutes Anwendungsbeispiel für ingenieurmäßige Fragestellungen. Die vorgestellten Methoden erlauben eine Verarbeitung von beliebig multidimensionalen Parameterräumen, und durch die statistischen Ansätze entsteht ein zusätzlicher Kontrollmechanismus, mit dessen Hilfe Fehler oder unerwartete Anomalien entdeckt und bewertet werden können.

Eine Abbildung des gesamten Parameterraums des allgemein nachgiebig gelagerten Balkens war aufgrund der auftretenden Singularitäten für einzelne Parameterkonfigurationen mit labilen Grenzzuständen zwar mit guter, aber nicht mit ähnlich hoher Qualität wie für die vier Variationssysteme möglich. Dies betrifft vor allem die Rand- und Eckbereiche.



# Anhang C

## Bauteilanalyse

### C.1 Materialkennwerte

Die im Rahmen der Bauteilanalyse verwendeten expliziten Materialmodelle werden in Kapitel 4.1.2 vorgestellt. Die Materialkennwerte beruhen auf den gewählten Materialfestigkeiten aus Kapitel 3.1.2 und sind für Stahl in Tabelle C.1 und für Beton in Tabelle C.2 zusammengefasst.

Tabelle C.1: Kennwerte des expliziten Materialmodells von Stahl

Variable	Wert	Einheit	Bezeichnung
$\rho$	$7,85 E + 03$	$[kg/m^3]$	Dichte
$E$	$2,10 E + 05$	$[MPa]$	Elastizitätsmodul
$K$	$1,75 E + 05$	$[MPa]$	Kompressionsmodul
$G$	$8,08 E + 04$	$[MPa]$	Schubmodul
$\nu$	0,3	$[-]$	Querdehnzahl
$c_L$	$6,00 E + 03$	$[m/s]$	Longitudinalwellengeschwindigkeit
EoS – Mie-Grüneisen			
$\Gamma$	1,71	$[-]$	Grüneisenkoeffizient
$c_B$	$4,72 E + 03$	$[m/s]$	Kompressionswellengeschwindigkeit
$s$	1,4	$[-]$	Linearer Hugoniot-Steigungskoeffizient
Festigkeitsmodell – Johnson-Cook			
$A$	284	$[MPa]$	Fließgrenze
$B$	586	$[MPa]$	Verfestigungsparameter
$n$	0,341	$[-]$	Verfestigungsexponent
$C$	0,016	$[-]$	Dehnratenkonstante
$\dot{\epsilon}_0$	$1,0 E - 04$	$[s^{-1}]$	Referenzdehnratenrate
$T_{ref}$	293	$[K]$	Referenztemperatur
$T_m$	1811	$[K]$	Schmelztemperatur
$m$	1	$[-]$	Temperaturrexponent

Tabelle C.2: Kennwerte des expliziten Materialmodells von Beton

Variable	Wert	Einheit	Bezeichnung
$\rho_{ref}$	$2,75 E + 03$	$[kg/m^3]$	Referenzdichte (Matrix)
$G$	$1,42 E + 04$	$[MPa]$	Schubmodul
$\nu$	0,2	$[-]$	Querdehnzahl
EoS – p- $\alpha$ -Modell			
$\rho_{por}$	$2,40 E + 03$	$[kg/m^3]$	Dichte (porös)
$c_{por}$	$2,81 E + 03$	$[m/s]$	Kompressionswellengeschwindigkeit
$p_{el}$	23,3	$[MPa]$	Elastizitätsgrenze
$p_{comp}$	$6,00 E + 03$	$[MPa]$	Kompaktionsdruck
$N$	3	$[-]$	Kompaktionsexponent
EoS (solid) – Polynom-Ansatz			
$K_1$	$3,65 E + 04$	$[MPa]$	Polynom-Koeffizient
$K_2$	$4,10 E + 04$	$[MPa]$	Polynom-Koeffizient
$K_3$	$9,36 E + 03$	$[MPa]$	Polynom-Koeffizient
$\Gamma$	1,22	$[-]$	Grüneisenkoeffizient
$T_{ref}$	293	$[K]$	Referenztemperatur
Festigkeitsmodell – RHT			
$f_c$	35,0	$[MPa]$	Druckfestigkeit
$f_t/f_c$	0,091	$[-]$	Relative Zugfestigkeit
$f_s/f_c$	0,18	$[-]$	Relative Schubfestigkeit
$Comprat$	0,53	$[-]$	Elastische Grenze der Druckfestigkeit
$Tensrat$	0,7	$[-]$	Elastische Grenze der Zugfestigkeit
$B_{fail}$	1,6	$[-]$	Lineare Versagensflächenkonstante
$N_{fail}$	0,61	$[-]$	Versagensflächenexponent
$B_{fric}$	1,6	$[-]$	Lineare Restfestigkeitskonstante
$N_{fric}$	0,61	$[-]$	Restfestigkeitsexponent
$Q_2$	0,6805	$[-]$	Drei-Invarianten-Abhängigkeit
$B_Q$	0,0105	$[-]$	Drei-Invarianten-Abhängigkeit
$Prefact$	2	$[-]$	Inelastische Verformbarkeit
$\alpha$	0,032	$[-]$	Dehnratenexponent Druck
$\delta$	0,036	$[-]$	Dehnratenexponent Zug
Schädigungsmodell – RHT			
$D_1$	0,04	$[-]$	Schädigungsparameter
$D_2$	1	$[-]$	Schädigungsparameter
$Efmin$	0,01	$[-]$	Minimale inelastische Verformbarkeit Zug
$ShratD$	0,13	$[-]$	Relativer Schermodul

## C.2 Modalanalyse

Für das Analysemodell Nr. 3 mit der Bezeichnung [Masse | 50 %] werden die Eigenwerte über eine lineare Modalanalyse bestimmt. Das Simulationsmodell besitzt eine Auslastung der Axialkapazität von 50 % und wird in Kapitel 4.2 als Referenzmodell der Bauteilanalyse unter Detonationseinwirkungen untersucht. Die Ergebnisse der Modalanalyse sind in Tabelle C.3 zusammengefasst. Die Bezeichnung der Moden orientiert sich am dominanten Schwingungsanteil, die Nummerierung entspricht der Halbwellenzahl.

Eine Sonderstellung nimmt die als N0 bezeichnete Normalkraftmode ein. Hierbei handelt es sich um die vertikale Schwingung der Punktmasse am Stützenkopf, die infolge der hohen Punktmasse aus der Auflast durch eine äußerst niedrige Eigenfrequenz charakterisiert ist.

Tabelle C.3: Eigenwerte des Referenzmodells Nr. 3 [Masse | 50 %]

Mode	$\omega$ [1/rad]	f [Hz]	T [ms]	Dominanter Anteil
N 0	5,26E+01	8,38E+00	1,19E+02	Normalkraft
B 1	3,87E+02	6,17E+01	1,62E+01	Biegung
B 2	1,03E+03	1,65E+02	6,08E+00	Biegung
B 3	1,93E+03	3,08E+02	3,25E+00	Biegung
N 2	2,76E+03	4,39E+02	2,28E+00	Normalkraft
B 4	3,03E+03	4,82E+02	2,08E+00	Biegung
B 5	4,26E+03	6,78E+02	1,47E+00	Biegung
N 3	5,51E+03	8,77E+02	1,14E+00	Normalkraft
B 6	5,60E+03	8,92E+02	1,12E+00	Biegung
B 7	7,03E+03	1,12E+03	8,94E-01	Biegung
N 4	8,24E+03	1,31E+03	7,62E-01	Normalkraft
B 8	8,50E+03	1,35E+03	7,39E-01	Biegung
B 9	1,00E+04	1,60E+03	6,27E-01	Biegung
N 5	1,10E+04	1,74E+03	5,74E-01	Normalkraft
B 10	1,16E+04	1,84E+03	5,43E-01	Biegung
B 11	1,31E+04	2,09E+03	4,78E-01	Biegung
N 5	1,36E+04	2,17E+03	4,61E-01	Normalkraft
B 12	1,47E+04	2,34E+03	4,27E-01	Biegung
N 6	1,63E+04	2,59E+03	3,86E-01	Normalkraft
B 13	1,63E+04	2,60E+03	3,85E-01	Biegung

Die Stütze kann in diesem Fall als Axialfeder eines Einmassensystems interpretiert werden. Die weiteren Normalkraftmoden zeigen Längsschwingungen der Stütze mit vernachlässigbaren vertikalen Verformungsanteilen am Stützenkopf, sodass das Bezeichnungsschema über die Anzahl der Halbwellen für N 1 bis N 6 zutreffend ist.

Die Auswertung der Eigenmoden wird für die Interpretation von harmonischen Anteilen bei der Auswertung der Analysemodelle herangezogen. Da es sich um eine lineare Modalanalyse handelt, sind keine materiellen und geometrischen Nichtlinearitäten abgebildet. Somit sind Rückschlüsse aus der Bauteilreaktion bei auftretenden Plastifizierungen nur begrenzt möglich. Wie die Auswertung in Kapitel 4 jedoch zeigt, lassen sich über die auftretenden Periodendauern in der dynamischen Reaktion auch bei geringen lokalen Plastifizierungen angeregte modale Anteile identifizieren. Ein Vergleich mit den Eigenwerten des äquivalenten Systems mit geometrischer Ersatzimperfektion zeigt im Rahmen der Simulationengenauigkeit keine Abweichungen zum vorliegenden System.

Im Gegensatz zu dünnwandigen Stahlprofilen mit ihrer teilweise geringen Schubsteifigkeit zeigen sich im Rahmen der Modalanalyse für die untersuchten gedrungenen Verbundstützenquerschnitte keine elastischen Schubmoden.

### C.3 Wellenausbreitung im Kontinuum

In Anlehnung an HARTMANN [70] werden einige Grundlagen zur Wellenausbreitung präsentiert und mit den beobachteten Ergebnissen der Bauteilreaktion in Verbindung gebracht. Als weiterführende Literatur zur Thematik der Wellenausbreitung kann u. a. auf HIERMAIER [75], MEYERS [109] und ZUKAS [158] verwiesen werden.

Detonationseinwirkungen werden aufgrund der hohen auftretenden Belastungsgeschwindigkeiten in der Regel von Phänomenen der Wellenausbreitung in den verschiedenen Medien begleitet. In Abhängigkeit von Anregung, Medium und System zeigen sich nach Abbildung C.1 auf der rechten Seite unterschiedliche Wellenarten wie Oberflächenwellen oder RAYLEIGH-Wellen, Längswellen (Longitudinalwellen) und Scherwellen (Transversalwellen). Es können aber auch Kompressionswellen und Biege­wellen, wie sie bei Balken und Platten zu beobachten sind, auftreten. Darüber hinaus wird zwischen elastischen und plastischen Wellen unterschieden, die grundsätzlich identisch behandelt werden. Wenn die durch eine Welle im Material hervorgerufenen Beanspruchungen den elastischen Bereich übersteigen, entstehen plastische Wellen. Bei vielen Materialien, so auch bei Beton, breiten sich plastische Wellen unter gewissen Bedingungen langsamer aus als elastische. Für hohe Drücke entstehen Schockwellen, bei denen die Geschwindigkeit der plastischen Welle die der elastischen übersteigt und die plastische Welle den elastischen Vorläufer überholt, wobei sich die Schockfront mit der Geschwindigkeit  $U_s$  ausbildet. Die Schockfront kann nach HARTMANN [70] wieder mathematisch als Diskontinuität in den Verläufen der Zustandsgrößen Druck  $p$ , Dichte  $\rho$ , spezifische Energie  $e$  und Partikelgeschwindigkeit  $u_p$  gedeutet werden.

Die unterschiedlichen Wellenarten sind durch ihre Ausbreitungsgeschwindigkeiten in einem Medium gekennzeichnet. So lässt sich die Geschwindigkeit der elastischen Longitudinalwelle  $c_L$  über die LAMÉ-Konstanten  $\lambda$  und  $\mu$  und die Dichte  $\rho$  für den allgemeinen dreiaxialen Fall nach Gleichung (C.1) ausdrücken. Durch Umformung kann die Beziehung auch über den Kompressionsmodul  $K$  und den Schubmodul  $G$  beschrieben werden. Sie bewegt sich mit der Partikelgeschwindigkeit  $u_p$  parallel zu den Partikeln. Für den einaxialen Fall eines dünnen Stabes vereinfacht sich die Wellengeschwindigkeit  $c_{LS}$  und zeigt eine reine Abhängigkeit vom Elastizitätsmodul  $E$  und von der Materialdichte nach Gleichung (C.2). Die Longitudinalwelle bewegt sich senkrecht zur Richtung der Partikel und besitzt nach Gleichung (C.3) eine Geschwindigkeit, die stets niedriger ist als die Geschwindigkeit der Longitudinalwelle. Bei der Ausbreitung der Transversalwelle treten keine volumetrischen Verzerrungen auf, im Gegensatz zu den Kompressionswellen  $c_B$ . Deren Geschwindigkeit lässt sich über Gleichung (C.4) in Abhängigkeit vom Kompressionsmodul  $K$  beschreiben. RAYLEIGH-Wellen  $c_R$  verlaufen entlang einer freien Oberfläche und sind nach HARTMANN [70] lediglich über empirische Beziehungen beschreibbar.

$$c_L = \sqrt{\frac{\lambda + 2\mu}{\rho}} = \sqrt{\frac{K + \frac{4}{3}G}{\rho}} \quad (\text{C.1})$$

$$c_{LS} = \sqrt{\frac{E}{\rho}} = \sqrt{\frac{9KG}{\rho(3K + G)}} \quad (\text{C.2})$$

$$c_T = \sqrt{\frac{G}{\rho}} = \sqrt{\frac{\mu}{\rho}} \quad (\text{C.3})$$

$$c_B = \sqrt{\frac{K}{\rho}} = \sqrt{\frac{2\mu(1 - \nu)}{3(1 - 2\nu)\rho}} \quad (\text{C.4})$$



Abbildung C.1 zeigt anhand von horizontalen Verformungen, wie die Druckwelleneinwirkung das Kontinuum der Verbundstütze erreicht und sich die Belastungen wellenförmig in guter Übereinstimmung mit der Prinzipskizze nach MEYERS [109] ausbreiten. Zur besseren Veranschaulichung wurde das Analysemodell Nr. 1 [Masse | 0 %] ohne axiale Vorspannung ausgewertet, um die Wellenausbreitung in Form von Druck- und Verformungszuständen zeigen zu können. Bei genauer Betrachtung ist auch die Schichtgrenze zwischen Stahlrohr und Beton zu erkennen, die aufgrund der unterschiedlichen Ausbreitungsgeschwindigkeiten die Wellenausbreitung beeinflusst.

Um die weitere Ausbreitung der Belastungen im Bauteil zu zeigen, sind in Abbildung C.2 die auftretenden horizontalen Verformungen in der Systemebene zu diskreten Zeitpunkten zwischen  $0,49\text{ ms}$  und  $1,50\text{ ms}$  wiedergegeben. Es lässt sich erkennen, dass sich die lokale Wellenausbreitung zu Beginn der Einwirkung in eine gleichmäßige Bauteilreaktion in Form einer Biegewelle wandelt.

In Abbildung C.3 sind die hydrostatischen Druckzustände in der Systemebene für das Stahlrohr auf der linken Seite und für den Betonkern auf der rechten Seite zu diskreten Zeitpunkten zwischen  $0,49\text{ ms}$  und  $0,60\text{ ms}$  dargestellt. Eine Aufteilung nach unterschiedlichen Medien wurde aufgrund des unterschiedlichen Druckniveaus notwendig, wenn auch die betrachteten qualitativen Verteilungen große Übereinstimmungen aufweisen. Da der hydrostatische Druckzustand den volumetrischen Anteil der Spannungen und Verzerrungen zeigt, können der Abbildung Longitudinal- und Kompressionswellenanteile zugeordnet werden.

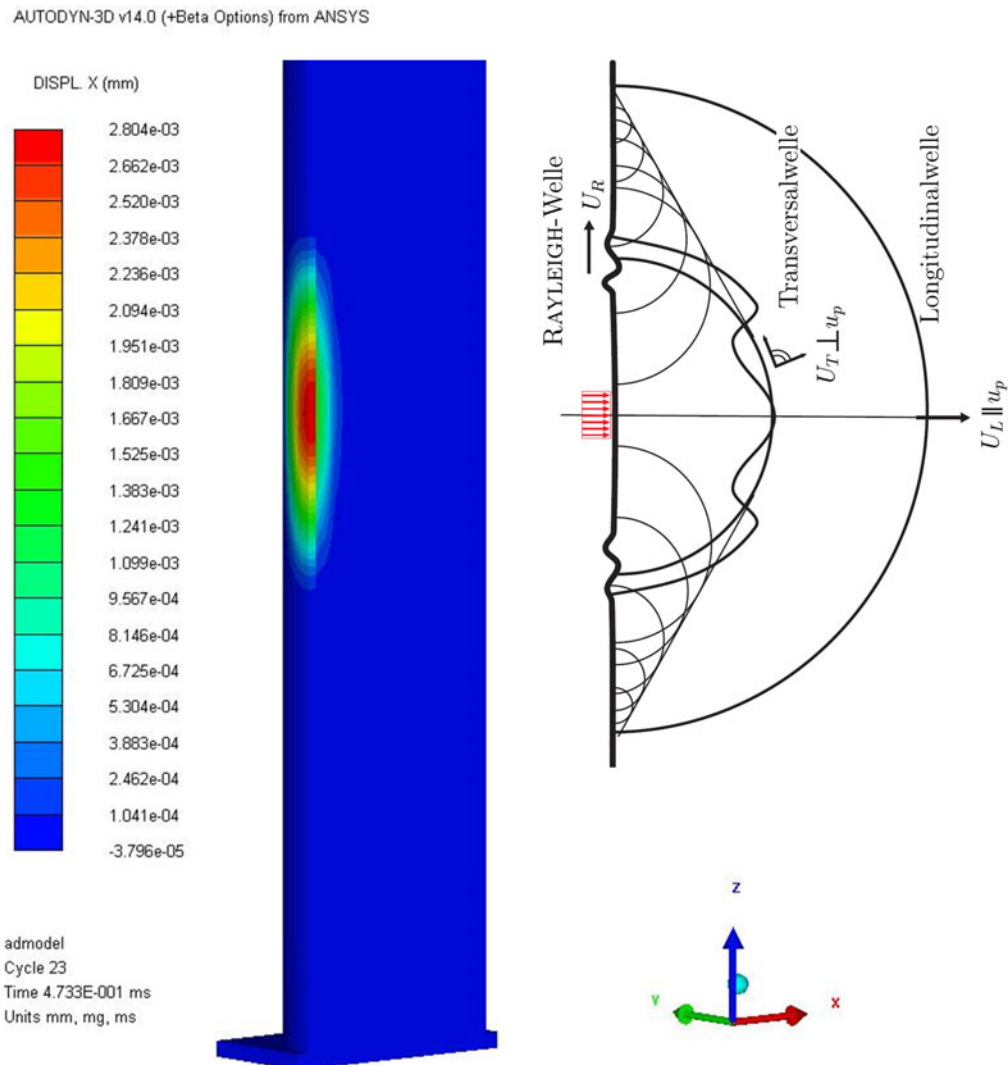


Abbildung C.1: Lastausbreitung im Kontinuum aus Stahlrohr und Betonkern, visualisiert durch horizontale Verformungen (links); Definition der unterschiedlichen angeregten Wellenarten für den homogenen elastischen Halbraum nach MEYERS [109] aus HARTMANN [70] (rechts)

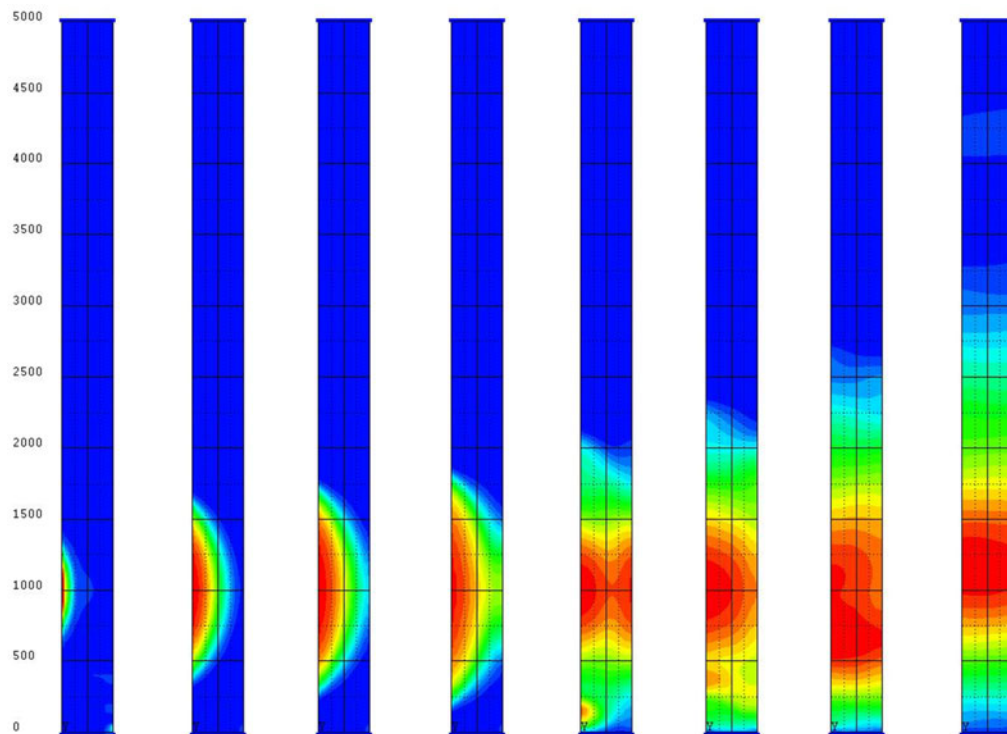


Abbildung C.2: Visualisierung der Lastausbreitung im Kontinuum durch horizontale Verformungen zu diskreten Zeitpunkten zwischen  $0,49\text{ ms}$  bis  $1,50\text{ ms}$

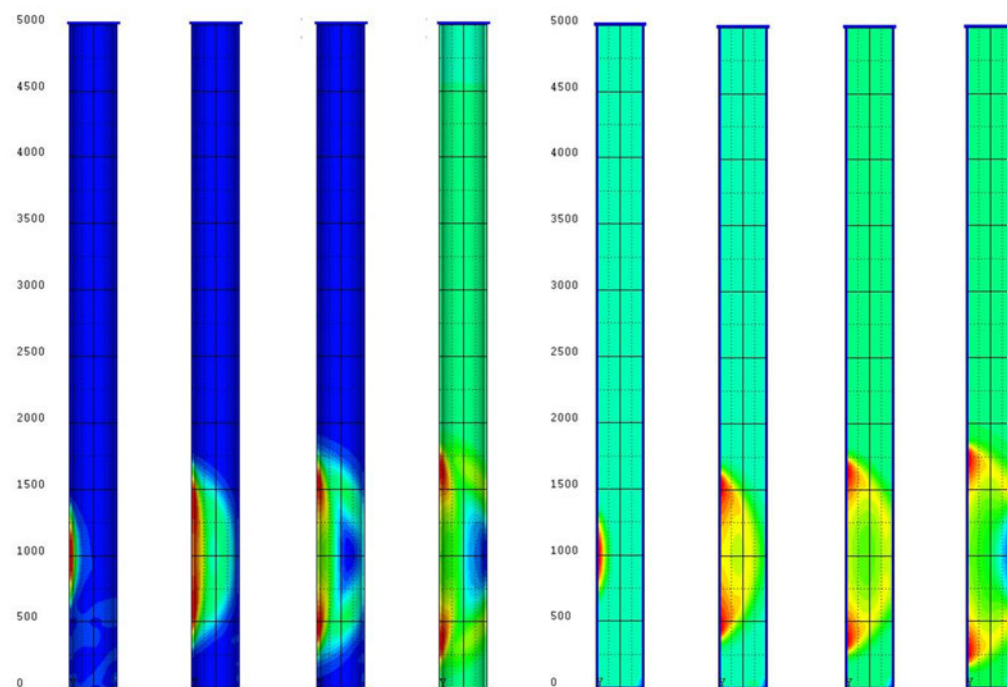


Abbildung C.3: Ausbreitung von hydrostatischen Druckzuständen im Kontinuum des Stahlrohres (links) und im Betonkern (rechts) zu diskreten Zeitpunkten zwischen  $0,49\text{ ms}$  bis  $0,60\text{ ms}$

## C.4 Lage und Nummerierung der Messpunkte

Lage und Nummerierung der verwendeten Messpunkte für die untersuchten Modelle sind nicht einheitlich, die Zuordnung zu den einzelnen Ergebnissen in Kapitel 4 ist aber eindeutig. Die Definition der Messpunkte kann Abbildung C.4 entnommen werden.

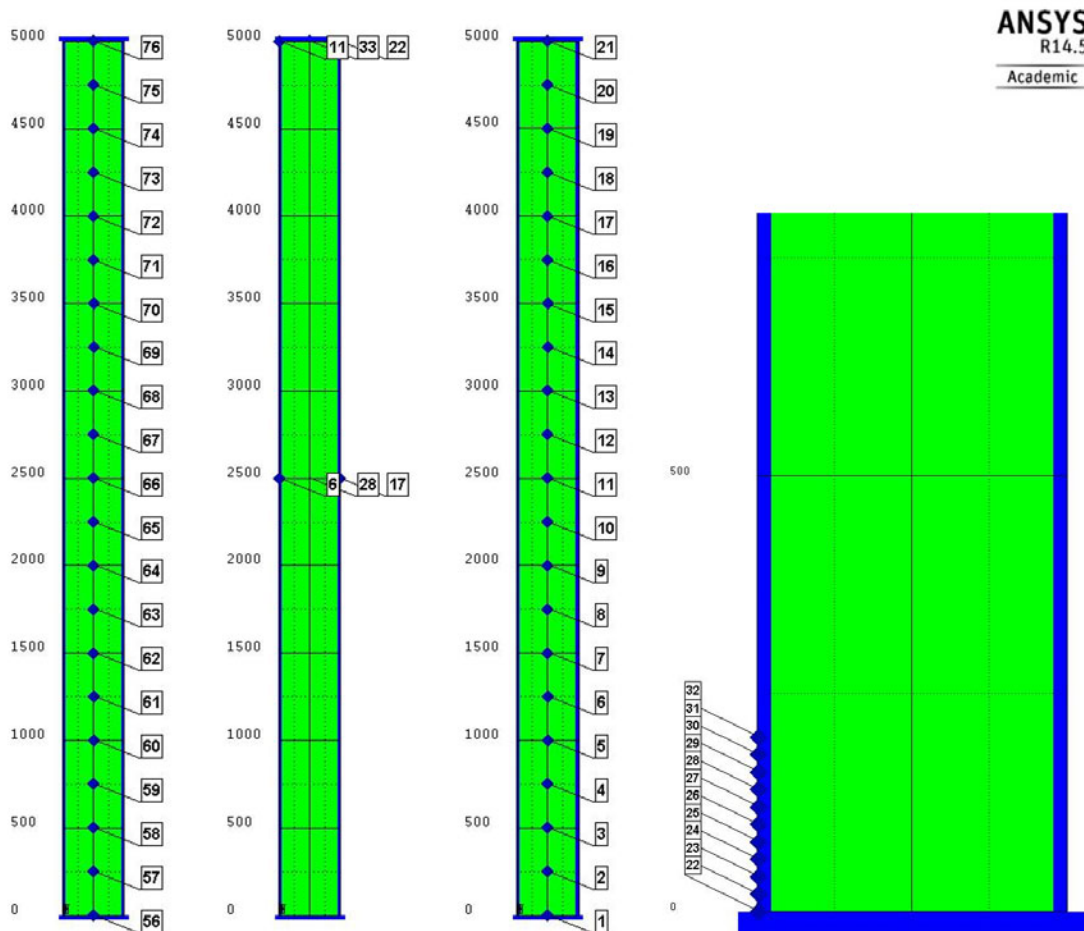


Abbildung C.4: Definition der Messpunkte für die verschiedenen Modelle

## C.5 Ergebnistabellen

In den Tabellen C.4 bis C.9 werden die Ergebnisse aller untersuchten Modelle der Bauteilanalyse aus Kapitel 4 wiedergegeben. Für die Modelle Nr. 20 bis 23, die die Steigerung der Detonationsintensität behandeln, können aufgrund der auftretenden Schädigungen im Betonkern keine Hauptdruckspannungsamplituden ausgewertet werden. Zudem beruht die Angabe der maximalen plastischen Dehnungen im Betonkern für diese Modelle auf einer fortgeschrittenen Rissbildung und Entfestigung. Die Schädigungszustände im Betonkern sind für die untersuchten Szenarien Sz1 bis Sz5 in Abbildung 4.42 des Kapitels 4.5.3 wiedergegeben.

Tabelle C.4: Einwirkungsergebnisse der untersuchten Modelle

Nr.	Bereich	Variable	Einwirkung [CouFX]				
		Modell	max [MN]	t [ms]	Imp [kNs]	t [ms]	
1	1	[ Masse   0 % ]	1,99 (1,56)	0,66 (0,54)	0,74	1,73	
2		[ Masse   25 % ]					
3		[ Masse   50 % ]					
4		[ Verf   0 % ]					
5		[ Verf   25 % ]					
6		[ Verf   50 % ]					
7		[ Kraft   25 % ]					
8		[ Kraft   50 % ]					
9	2	[ Reib   20 mm ]	1,98 (1,55)	0,66 (0,54)	0,73	1,78	
10		[ Reib   10 mm ]	1,97 (1,57)	0,66 (0,54)	0,73	1,76	
11		[ Imp   20 mm ]	1,91 (1,54)	0,67 (0,55)	0,72	1,79	
12		[ Imp   Reib   20 mm ]	1,91 (1,54)	0,67 (0,55)	0,72	1,79	
13		[ Imp   Reib   10 mm ]	1,95 (1,56)	0,66 (0,54)	0,72	1,79	
14		[ ohne Symmetrie ]	1,99 (1,55)	0,66 (0,55)	0,73	1,78	
15		3	[ FCT   ZB   2 ms ]	1,99 (1,56)	0,66 (0,54)	0,74	1,73
16	[ FCT   10 mm ]		2,00 (1,56)	0,74		1,81	
17	[ FCT   ZB   10 mm ]		1,98 (1,55)	0,73		1,78	
18	[ MME   ZB   10 mm ]		1,78 (1,53)	0,73		1,60	
19	[ starke Kopplung ]		1,92 (1,53)	0,71		1,77	
20	[ Sz2 ]		3,22 (2,47)	0,56 (0,47)		1,37	3,0
21	[ Sz3 ]		5,54	0,54		2,63	
22	[ Sz4 ]		10,4	0,41		5,53	
23	[ Sz5 ]	19,5	0,36	10,5			

Tabelle C.5: Verformungsergebnisse der untersuchten Modelle

Nr.	Bereich	Variable	max [DispX] Feld			min [DispX] Feld			[DispX] pl	[DispZ] Stützenkopf								
		Modell	[mm]	t [ms]	z [m]	[mm]	t [ms]	z [m]	[mm]	max [mm]	min [mm]	Δ [mm]	t [ms]					
1	1	[ Masse   0 % ]	2,52	5,4	3,25	-1,58	12,2	2,00	0,1	0,20	0,00	-0,20	22,9					
2		[ Masse   25 % ]	2,51	5,3		-1,85	11,7	3,00		-1,76	-2,01	-0,25	45,4					
3		[ Masse   50 % ]	2,53	5,3		-1,92	11,7	3,00		-3,53	-4,39	-0,86	66,1					
4		[ Verf   0 % ]	2,51	5,4		-1,62	12,2	2,00		0,00	0,00	-	-					
5		[ Verf   25 % ]	2,52	5,3		-1,85	11,7	2,00		-1,76	-1,76	-	-					
6		[ Verf   50 % ]	2,54	5,3		-1,91	11,7	2,00		-3,54	-3,54	-	-					
7		[ Kraft   25 % ]	2,52	5,3		-1,84	11,7	2,00		-1,76	-2,1	-0,34	3,8					
8		[ Kraft   50 % ]	2,54	5,3		-1,78	12,0	2,00		-3,53	-4,85	-1,32	2,7					
9	2	[ Reib   20 mm ]	2,47	5,2	3,25	-1,79	12,0	2,00	0,1	-3,56	-4,36	-0,80	66,1					
10		[ Reib   10 mm ]	2,40	5,2	3,25	-1,80	11,9	2,00	0,1	-3,57	-4,37	-0,80	65,5					
11		[ Imp   20 mm ]	2,98	5,2	3,00	-1,31	11,7	2,00	0,8	-3,55	-4,39	-0,84	66,0					
12		[ Imp   Reib   20 mm ]	3,14	5,3	3,00	-1,00	12,0	1,75	1,0	-3,57	-4,37	-0,80	66,1					
13		[ Imp   Reib   10 mm ]	3,11	5,3	3,00	-1,01	11,9	1,75	1,1	-3,58	-4,4	-0,82	65,3					
14		[ ohne Symmetrie ]	2,50	5,3	3,25	-1,79	12,1	2,00	0,1	-3,55	-4,35	-0,80	66,3					
15	3	[ FCT   ZB   2 ms ]	2,67	5,2	3,00	-1,98	11,7	2,00	0,1	-3,53	-4,39	-0,86	66,1					
16		[ FCT   10 mm ]	2,47	5,2	3,25	-1,90					-4,39	-0,86						
17		[ FCT   ZB   10 mm ]	2,46	5,2	3,25	-1,90					-4,39	-0,86						
18		[ MME   ZB   10 mm ]	2,55	5,3	3,25	-1,87					-4,37	-0,84						
19		[ starke Kopplung ]	3,15	5,3	3,00	-1,10					11,9	2,00		1,0	-3,57	-	-	-
20		[ Sz2 ]	4,50	5,3	3,10	-2,80					12,2	2,00		0,25	-3,56	-4,46	-0,90	66,2
21		[ Sz3 ]	8,42	5,7	3,00	-3,62					12,7	2,00		1,30	-4,61	-1,05	66,6	
22		[ Sz4 ]	19,3	6,7	2,70	-0,30					16,0	3,50		8,50	-5,56	-2,00	72,6	
23	[ Sz5 ]	47,6	8,8	2,25	-	-	-	35,20	-7,27	-3,71	77,7							



Tabelle C.6: Geschwindigkeitsergebnisse der untersuchten Modelle

Nr.	Bereich	Variable	max [VeloX] Feld			min [VeloX] Feld					
		Modell	[m/s]	t [ms]	z [m]	[m/s]	t [ms]	z [m]			
1	1	[ Masse   0 % ]	2,33	1,0	0,75	-1,33	9,6	1,75			
2		[ Masse   25 % ]	2,41			-1,63	6,6	3,25			
3		[ Masse   50 % ]	2,51			-1,69	9,4	1,75			
4		[ Verf   0 % ]	2,33			-1,34	9,6	1,75			
5		[ Verf   25 % ]	2,41			-1,64	6,6	3,25			
6		[ Verf   50 % ]	2,51			-1,67	9,4	1,75			
7		[ Kraft   25 % ]	2,41			-1,63	6,6	3,25			
8		[ Kraft   50 % ]	2,51			-1,63	9,4	1,75			
9	2	[ Reib   20 mm ]	2,51	1,0	0,75	-1,25	9,6	1,75			
10		[ Reib   10 mm ]	2,43			-1,27	6,6	3,25			
11		[ Imp   20 mm ]	2,42			-1,70	9,3	1,75			
12		[ Imp   Reib   20 mm ]	2,36			-1,24	9,6	1,75			
13		[ Imp   Reib   10 mm ]	2,47			-1,26	9,6	1,75			
14		[ ohne Symmetrie ]	2,55			-1,24	9,7	1,75			
15	3	[ FCT   ZB   2 ms ]	2,51	1,0	0,75	-1,70	9,3	1,75			
16		[ FCT   10 mm ]	2,42			-1,68	9,3				
17		[ FCT   ZB   10 mm ]	2,43			-1,67	9,3				
18		[ MME   ZB   10 mm ]	2,35			-1,67	9,3				
19		[ starke Kopplung ]	2,37			-1,31	9,6				
20		[ Sz2 ]	4,88			0,57	0,10		-2,06	9,7	1,60
21		[ Sz3 ]	7,61			0,48	0,05		-3,20	10,0	1,50
22		[ Sz4 ]	14,3			0,42	0,05		-4,40	11,0	1,70
23	[ Sz5 ]	21,3	0,38	0,06	-5,28	12,9	1,75				

Tabelle C.7: Dehnungsergebnisse der untersuchten Modelle

Nr.	Bereich	Variable	max [EPS] Stahl		max [EPS] Beton		max [EPS.RATE] Stahl			max [EPS.RATE] Beton										
		Modell	[ - ]	Ort	[ - ]	Ort	[ 1/ms ]	t [ms]	Ort	[ 1/ms ]	t [ms]	Ort								
1	1	[ Masse   0 % ]	0	-	< 0,5%	unten	< 1E-05	-	-	< 1E-02	-	-								
2		[ Masse   25 % ]	0	-																
3		[ Masse   50 % ]	5,0E-07	oben hinten																
4		[ Verf   0 % ]	0	-																
5		[ Verf   25 % ]	0	-																
6		[ Verf   50 % ]	1,0E-07	oben hinten																
7		[ Kraft   25 % ]	0	-																
8		[ Kraft   50 % ]	1,1E-05	oben hinten																
9	2	[ Reib   20 mm ]	5,8E-07	oben hinten	< 0,5%	unten	< 1E-05	-	-	< 1E-02	-	-								
10		[ Reib   10 mm ]	1,7E-05																	
11		[ Imp   20 mm ]	4,3E-06																	
12		[ Imp   Reib   20 mm ]	1,5E-05																	
13		[ Imp   Reib   10 mm ]	1,9E-04																	
14		[ ohne Symmetrie ]	6,0E-07																	
15	3	[ FCT   ZB   2 ms ]	1,1E-06	oben hinten	< 0,5%	unten	< 1E-05	-	-	< 1E-02	-	-								
16		[ FCT   10 mm ]	2,8E-07																	
17		[ FCT   ZB   10 mm ]	2,5E-07																	
18		[ MME   ZB   10 mm ]	8,0E-07																	
19		[ starke Kopplung ]	2,0E-05																	
20		[ Sz2 ]	8,0E-04										oben hinten	1,3%	1,4E-03	4,4	o+h	< 1,0E-02	1,2	unten
21		[ Sz3 ]	4,6E-03										oben hinten	10%	5,9E-03	4,4	o+h	< 1,5E-02	1,0	
22		[ Sz4 ]	1,8E-02										oben hinten	28%	2,4E-02	0,6	unten	< 2,5E-02	0,8	
23	[ Sz5 ]	6,8E-02	unten	43%	7,9E-02	0,6	unten	< 1,0E-01	0,8											

Tabelle C.8: Spannungsergebnisse der untersuchten Modelle

Nr.	Bereich	Variable		Vorsp Stahl		Vorsp Beton		max [Sigma_V] Stahl		min [Sigma_min] Beton	
		Modell	Sigma_V [MPa]	Sigma_min [MPa]	[MPa]	t [ms]	Ort	[MPa]	t [ms]	Ort	
1	1	[ Masse   0 % ]	0	0	234	4,8	oben vorne	-39,2	15,0	oben vorne	
2		[ Masse   25 % ]	73,4	-11,8	243	4,8	oben hinten	-47,1	13,8	oben vorne	
3		[ Masse   50 % ]	147	-23,7	303	4,8	oben hinten	-48,5	12,6	unten vorne	
4		[ Verf   0 % ]	0	0	228	5,0	oben vorne	-41,5	14,8	oben vorne	
5		[ Verf   25 % ]	73,4	12,3	230	4,8	oben hinten	-50,1	13,8	oben vorne	
6		[ Verf   50 % ]	147	24,7	294	4,8	oben hinten	-52,0	14,0	oben vorne	
7		[ Kraft   25 % ]	73,4	-11,8	233	4,6	oben hinten	-49,6	14,0	oben vorne	
8		[ Kraft   50 % ]	147	-23,7	317	4,6	oben hinten	-59,3	12,6	unten vorne	
9	2	[ Reib   20 mm ]	149	-24,2	301			-51,9	14,0	oben vorne	
10		[ Reib   10 mm ]	149	-24,2	327			-57,9	10,8	unten vorne	
11		[ Imp   20 mm ]	126 - 168	(-20,7) - (-26,7)	315	4,8	oben hinten	-47,5	10,6	unten vorne	
12		[ Imp   Reib   20 mm ]	129 - 170	(-20,9) - (-27,5)	324			-54,9	14,0	oben vorne	
13		[ Imp   Reib   10 mm ]	129 - 168	(-21,0) - (-27,5)	355			-60,3	10,8	unten vorne	
14		[ ohne Symmetrie ]	149	-24,2	300			-63,2	13,0	oben vorne	
15		[ FCT   ZB   2 ms ]			307			-50,1	12,6	unten vorne	
16		[ FCT   10 mm ]			299			-48,1	12,6	unten vorne	
17	[ FCT   ZB   10 mm ]	147	-23,7	298	4,8	oben hinten	-48,6	12,6	unten vorne		
18	[ MME   ZB   10 mm ]			305			-49,1	14,0	oben vorne		
19	3	[ starke Kopplung ]	129 - 170	(-20,9) - (-27,5)	328	5,0		-57,8	13,8	oben vorne	
20		[ Sz2 ]			380	4,8	oben hinten				
21		[ Sz3 ]	149	-24,2	434	5,2	oben hinten				
22		[ Sz4 ]			502	2,2	unten hinten				
23		[ Sz5 ]			597	3,0	unten hinten				

Tabelle C.9: Auflagerreaktionen der untersuchten Modelle

Nr.	Bereich	Variable Modell	Stützenfuß [BndFX]			Stützenkopf [BndFX]			Stützenfuß [BndFZ]			t [ms]			
			min [MN]	t [ms]	max [MN]	min [MN]	t [ms]	max [MN]	min [MN]	t [ms]	max [MN]		Ende [MN]		
1	1	[ Masse   0 % ]	-1,04	1,0	0,34	5,1	-0,62	2,8	0,55	2,0	0,81	0,67	0,8	0,02	
2		[ Masse   25 % ]	-1,24	0,8	0,70	5,0	-1,57	17,9	1,65	13,2	3,0 (2,47)	0,67 (43,3)	1,5	0,8	2,27
3		[ Masse   50 % ]	-1,29	0,8	0,70	12,5	-1,11	5,8	1,05	8,1	4,79 (4,55)	64,2 (0,67)	3,2	3,2	4,50
4		[ Verf   0 % ]	-1,04	1,0	0,37	5,2	-0,63	2,8	0,52	3,3	0,81	0,67	-0,43	0,8	0,17
5		[ Verf   25 % ]	-1,24	0,7	0,67	5,0	-1,00	2,7	0,73	2,0	3,00	0,67	1,5	0,8	2,04
6		[ Verf   50 % ]	-1,29	0,8	0,74	12,6	-1,12	2,7	0,82	6,8	4,55	0,67	3,2	3,2	3,66
7		[ Kraft   25 % ]	-1,24	0,7	0,68	5,0	-1,01	2,7	0,73	2,0	3,00	0,67	1,5	0,8	2,26
8		[ Kraft   50 % ]	-1,29	0,7	0,72	12,6	-1,12	2,7	0,80	6,8	5,80	3,24	3,3	0,8	4,53
9	2	[ Reib   20 mm ]	-1,22		0,30	11,0	-1,01	6,0	0,95	8,2	4,74 (4,51)	64,3 (0,67)	3,2	0,8	4,49
10		[ Reib   10 mm ]	-1,28		0,32	10,9	-1,46	5,7	1,40	7,9	4,77 (4,61)	64,0 (0,67)	3,2	0,8	-
11		[ Imp   20 mm ]	-1,26		0,69	12,6	-1,05	5,9	1,01	8,1	4,80 (4,44)	64,2 (0,67)	3,2	3,2 / 0,8	4,49
12		[ Imp   Reib   20 mm ]	-1,22	0,7	0,30	10,9	-0,99	5,9	0,92	8,2	4,76 (4,43)	64,2 (0,67)	3,2	3,2 / 0,8	4,49
13		[ Imp   Reib   10 mm ]	-1,27		0,31	10,9	-1,43	5,7	1,34	7,9	4,79 (4,51)	61,8 (0,68)	3,1	0,8	-
14		[ ohne Symmetrie ]	-1,22		0,30	11,0	-1,01	6,0	0,94	8,2	4,75 (4,55)	64,3 (0,69)	3,2	0,8	4,49
15		[ FCT   ZB   2 ms ]	-1,29	0,7	0,78	12,6	-1,21	5,9	1,11	8,1	4,79 (4,55)	68,8 (0,67)	3,2	3,2	
16		[ FCT   10 mm ]	-1,26	0,7	0,73	12,6	-1,08	5,9	1,02	8,1	4,80 (4,55)	68,8 (0,67)	3,2	3,2	4,49
17	[ FCT   ZB   10 mm ]	-1,26	0,7	0,74	12,6	-1,08	5,9	1,03	8,1	4,79 (4,54)	68,8 (0,67)	3,2	3,2		
18	[ MME   ZB   10 mm ]	-1,18	0,8	0,71	12,6	-1,10	5,8	1,01	8,0	4,79 (4,52)	64,2 (0,67)	3,3	3,2		
19	[ starke Kopplung ]	-1,24	0,7	0,33	10,8	-1,01	5,9	0,96	8,1	4,55	0,67	3,3	0,8	-	
20	[ Sz2 ]	-1,84	0,9	0,46	11,0	-1,64	6,1	1,51	8,3	4,78 (4,70)	64,4 (0,60)	3,0	0,7	4,49	
21	[ Sz3 ]	-3,01	0,9	0,60	11,2	-2,68	6,3	2,47	8,6	5,03 (4,81)	0,54 (65,0)	2,8	0,6	4,48	
22	[ Sz4 ]	-4,17	0,8	0,73	14,1	-3,68	6,7	2,83	16,8	5,09 (4,98)	0,51 (66,7)	2,4	6,3	4,44	
23	[ Sz5 ]	-5,57	0,9	0,74	16,2	-3,97	7,4	3,84	18,1	6,09 (5,11)	0,42 (71,0)	0,7	4,1	4,40	



## Anhang D

# Sensitivitätsanalyse und Optimierung

Anhang D bezieht sich auf die Parameteroptimierung in Kapitel 5. Das Simulationsmodell der Optimierungsuntersuchungen mit Materialisierung und Messpunktdefinition ist in Abbildung D.1 dargestellt.

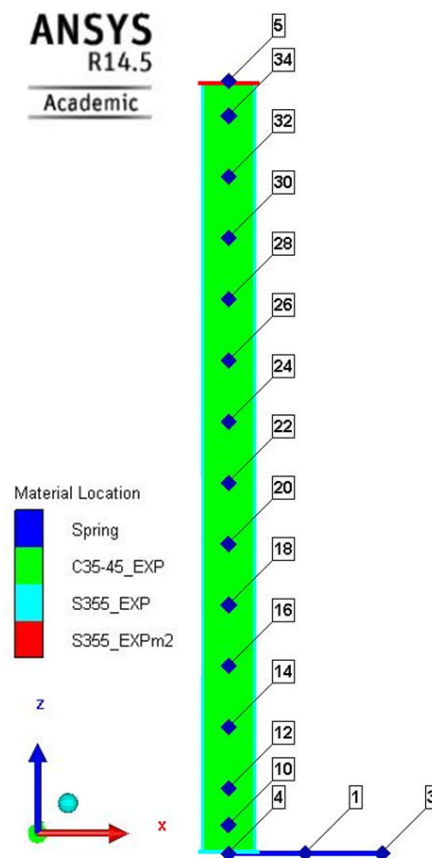


Abbildung D.1: Simulationsmodell der Optimierungsuntersuchungen mit der Definition der Messpunkte

## D.1 Definition einer logarithmischen Input-Variable

Die horizontale Nachgiebigkeit am Fußpunkt ist als Input-Variable mit einer Bandbreite über drei Potenzen definiert. Am Beispiel der Federsteifigkeit wird der Einfluss der Parameterdefinition im logarithmischen Maßstab veranschaulicht. Die logarithmische Definition der Bandbreite führt zu einer deutlich besseren statistischen Beschreibbarkeit des Parameterraums, was wiederum die Aussagewahrscheinlichkeiten im Rahmen der Sensitivitätsanalyse deutlich steigert und darüber hinaus sowohl die Prognosefähigkeit des Metamodells als auch die spätere Optimierung beeinflusst.

Die Auswirkung der logarithmischen Parameterdefinition wird an der Verteilung der Designpunkte durch das Sampling in Abbildung D.2 deutlich. Die logarithmische Definition auf der rechten Seite weist eine gleichmäßige Verteilung der Designpunkte auf, wogegen die Abbildung der eigentlichen Bandbreite der Variable auf der linken Seite zu einer deutlichen Konzentration der Designpunkte im unteren Bereich führt. Des Weiteren sind in Abbildung D.2 die Ergebnisse der Sensitivitätsanalyse für die unterschiedlichen Definitionen direkt gegenübergestellt und verdeutlichen die Auswirkungen auf die Beschreibbarkeit der Parameterzusammenhänge. Bei der Definition des Metamodells ergeben sich die größten Unterschiede bei der maximalen Fußpunktverformung sowie bei der Fußpunktgeschwindigkeit, wie Abbildung D.3 zeigt. Hier kann durch die Anpassung der Variablendefinition der Prognosekoeffizient von 46 % auf 97 % bzw. von 89 % auf 95 % gesteigert werden.

## D.2 Sampling und Auswertung der Sensitivitätsanalyse

Die Definition der Input-Parameter in OPTISLANG ist in Abbildung D.4 dargestellt. Die Parameterkombinationen der Eingangsgrößen für die untersuchten Designs auf Basis des ALHS-Samplings sind in Tabelle D.1 zusammengefasst. Die Ergebnisgrößen für die untersuchten Designs werden in den Tabellen D.2 und D.3 wiedergegeben. Die Einflüsse der einzelnen Eingangsgrößen auf die Ergebnisgrößen sind in den Abbildungen D.5 bis D.8 dargestellt und ergänzen die Ausführungen in Kapitel 5.2.2.

## D.3 Auswertung der Optimierungsuntersuchungen

Die Bauteilergebnisse für das Ausgangsdesign (1) und die Verifizierung der Ergebnisse aus der Optimierung für Design (141) und aus der Pareto-Optimierung für Design (397) sind getrennt für das Stahlrohr und den Betonkern in den Abbildungen D.9 bis D.11 dargestellt und ergänzen die Auswertungen in Kapitel 5.3.3 und 5.4.3. Die effektiven plastischen Dehnungen für das Stahlrohr werden der Rissbildung und der Verteilung der Schädigungen in der Symmetrieebene des Betonkerns gegenübergestellt.

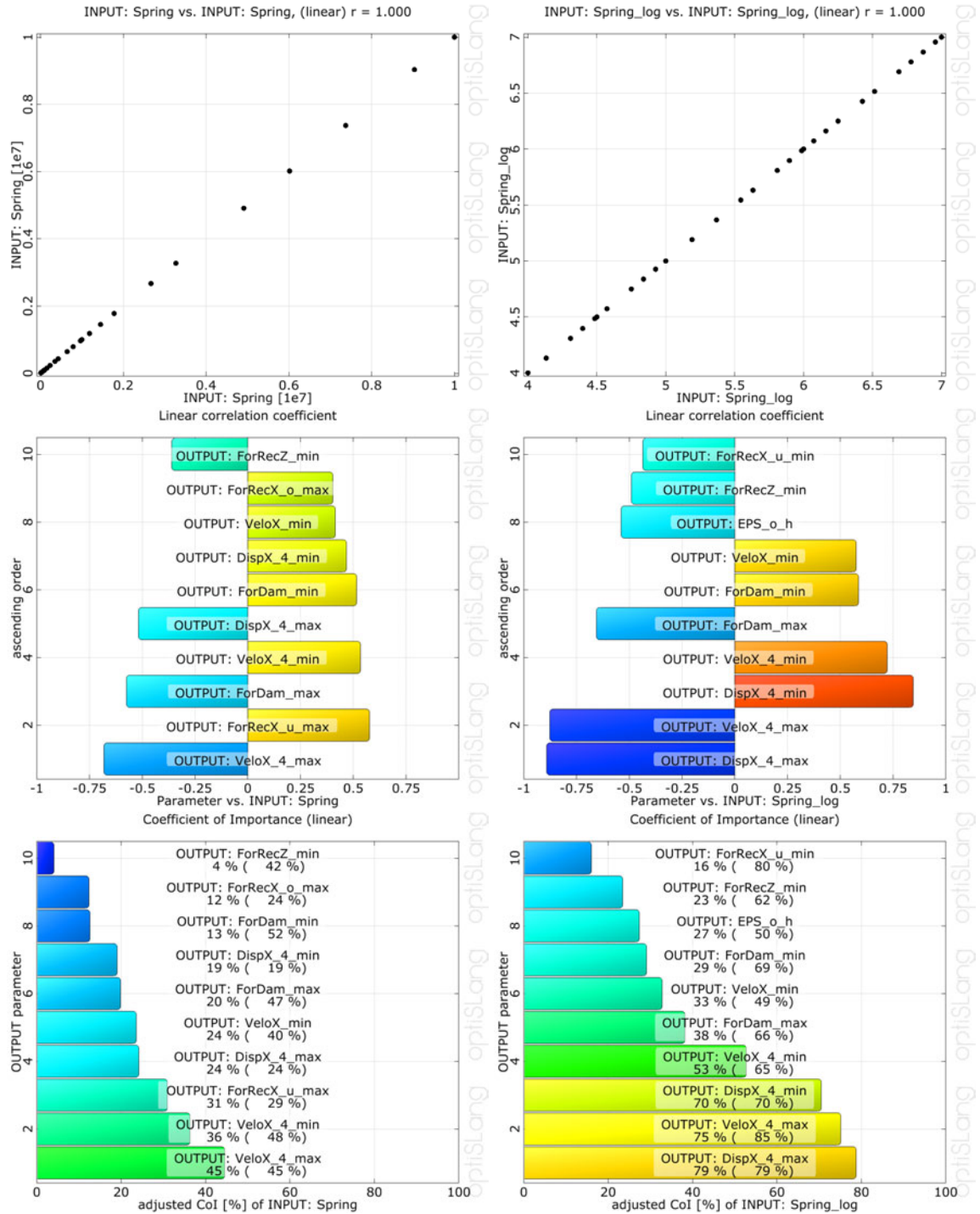


Abbildung D.2: Auswertung der Sensitivitätsanalyse der horizontalen Nachgiebigkeit am Fußpunkt über vier Potenzen (linke Spalte) und logarithmisch (rechte Spalte): Anthillplot (oben), lineare Korrelationskoeffizienten (mittig), CoI (unten)

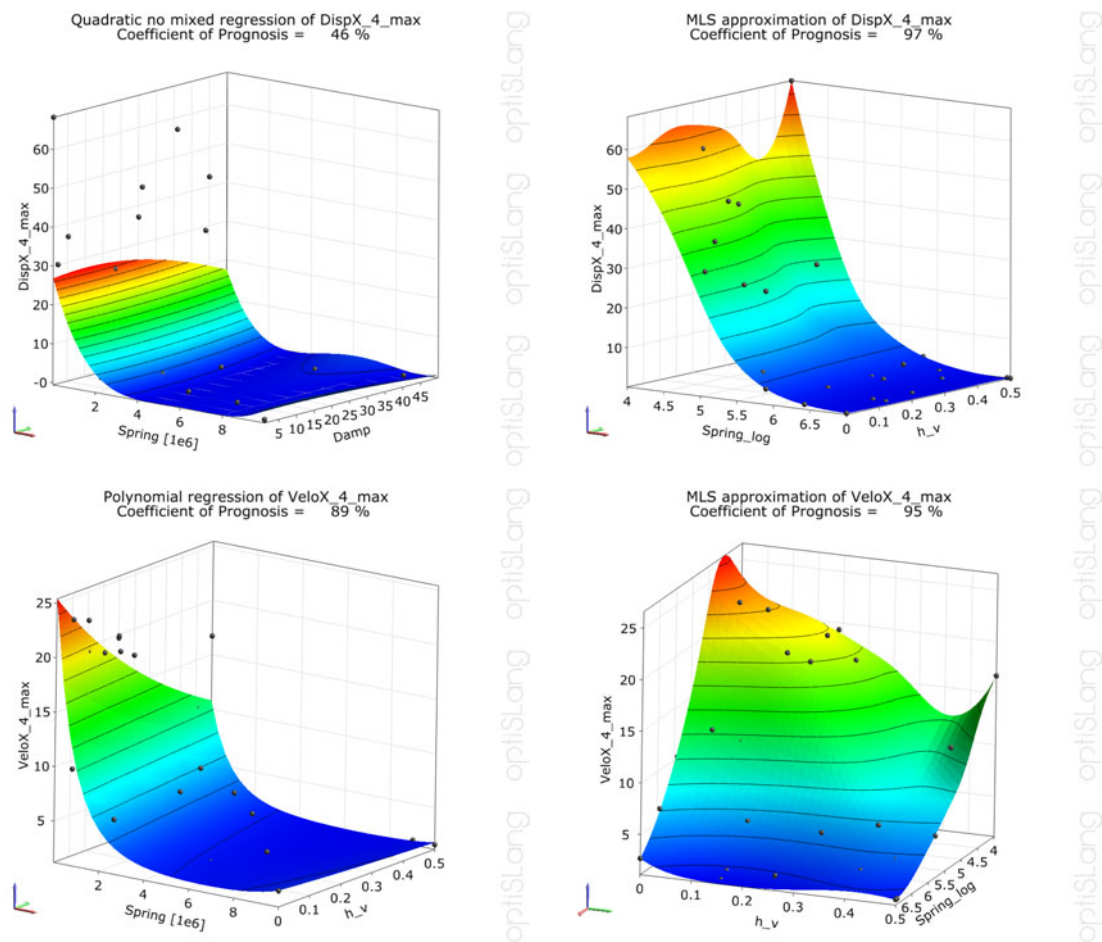


Abbildung D.3: MOP der horizontalen Nachgiebigkeit am Fußpunkt über drei Potenzen (linke Spalte) und für die logarithmische Variable (rechte Spalte); für die maximale Fußpunktverformung (oben) und die maximale Fußpunktgeschwindigkeit (unten)

Name	Parameter type	Reference value	Constant	Value type	Resolution	Range	Range plot
1 BC_oben	Deterministic	0	<input type="checkbox"/>	REAL	Ordinal discrete by value	0; 1	
2 BC_unten	Deterministic	0	<input type="checkbox"/>	REAL	Ordinal discrete by value	0; 1	
3 h_v	Deterministic	0	<input type="checkbox"/>	REAL	Continuous	0 0.5	
4 Damp	Deterministic	1	<input type="checkbox"/>	REAL	Continuous	1 50	
5 Spring_log	Deterministic	7	<input type="checkbox"/>	REAL	Continuous	4 7	

Abbildung D.4: Definition der Input-Parameter in OPTISLANG

Tabelle D.1: Definition der untersuchten Designs

Design	$BC_{oben}$	$BC_{unten}$	$h_v$	$Spring$	$Sprin_{log}$	$Damp$
1	0	0	0,00	$1,00 E + 07$	$7,00 E + 00$	1,0
2	1	1	0,50	$1,00 E + 07$	$7,00 E + 00$	1,0
3	1	1	0,50	$1,00 E + 04$	$4,00 E + 00$	1,0
4	0	1	0,10	$3,16 E + 04$	$4,50 E + 00$	25
5	1	0	0,20	$1,00 E + 05$	$5,00 E + 00$	10
6	0	1	0,30	$1,00 E + 06$	$6,00 E + 00$	50
7	0	1	0,15	$4,91 E + 06$	$6,69 E + 00$	10
8	1	0	0,25	$6,02 E + 06$	$6,78 E + 00$	39
9	1	1	0,45	$3,75 E + 04$	$4,57 E + 00$	20
10	1	0	0,20	$3,06 E + 04$	$4,49 E + 00$	26
11	0	0	0,40	$3,27 E + 06$	$6,51 E + 00$	29
12	1	0	0,05	$4,29 E + 05$	$5,63 E + 00$	42
13	1	0	0,10	$5,62 E + 04$	$4,75 E + 00$	5,0
14	0	0	0,20	$1,36 E + 04$	$4,13 E + 00$	36
15	1	0	0,00	$2,67 E + 06$	$6,43 E + 00$	16
16	1	0	0,30	$1,45 E + 06$	$6,16 E + 00$	6,0
17	1	1	0,50	$9,03 E + 06$	$6,96 E + 00$	46
18	1	1	0,05	$6,89 E + 04$	$4,84 E + 00$	2,0
19	0	0	0,45	$1,78 E + 06$	$6,25 E + 00$	35
20	1	0	0,00	$7,89 E + 05$	$5,90 E + 00$	49
21	0	0	0,40	$9,67 E + 05$	$5,99 E + 00$	7,0
22	1	0	0,50	$6,44 E + 05$	$5,81 E + 00$	33
23	0	1	0,25	$2,33 E + 05$	$5,37 E + 00$	25
24	1	0	0,15	$8,44 E + 04$	$4,93 E + 00$	18
25	1	1	0,15	$7,37 E + 06$	$6,87 E + 00$	9,0
26	0	1	0,15	$1,18 E + 06$	$6,07 E + 00$	38
27	1	1	0,40	$2,04 E + 04$	$4,31 E + 00$	44
28	0	0	0,25	$2,49 E + 04$	$4,40 E + 00$	45
29	0	0	0,10	$3,50 E + 05$	$5,54 E + 00$	48
30	1	1	0,25	$1,55 E + 05$	$5,19 E + 00$	13
141	0	1	0,00	$1,00 E + 07$	$7,00 E + 00$	34
397	0	1	0,20	$7,89 E + 06$	$6,90 E + 00$	41



Tabelle D.2: Auswertung der untersuchten Designs – Teil 1

Design	EPS_o_v	EPS_o_h	EPS_f_v	EPS_f_h	EPS_u	EPS_u_zx	EPS_u_h	DispX_max	DispX_pl	DispX4_max	DispX4_min	DispZ
1	2,45E-02	3,88E-02	6,91E-03	4,85E-03	6,98E-02	5,32E-02	5,12E-02	4,84E+01	76%	3,40E-01	-3,80E-02	-3,86E+00
2	3,80E-02	4,83E-02	1,71E-02	1,50E-02	6,10E-03	1,91E-03	1,29E-05	1,11E+02	92%	1,10E-01	-1,10E-01	-5,56E+00
3	3,30E-02	4,91E-02	8,29E-03	1,10E-02	3,60E-03	1,84E-03	1,33E-05	1,18E+02	80%	6,83E+01	-1,56E+01	-5,36E+00
4	3,22E-02	4,63E-02	1,11E-02	9,26E-03	2,54E-03	1,60E-03	0,00E+00	8,67E+01	84%	3,70E+01	-6,07E+00	-4,09E+00
5	3,05E-02	4,54E-02	8,80E-03	7,39E-03	5,60E-02	3,38E-02	7,98E-02	6,32E+01	87%	2,29E+01	-4,41E+00	-4,46E+00
6	3,29E-02	4,31E-02	1,65E-02	1,49E-02	3,60E-03	1,78E-03	0,00E+00	1,01E+02	83%	1,74E+00	-1,80E-01	-4,52E+00
7	3,24E-02	4,25E-02	1,56E-02	1,32E-02	8,04E-03	6,28E-03	2,00E-04	8,99E+01	79%	4,10E-01	-4,10E-02	-4,29E+00
8	2,83E-02	4,11E-02	8,1E-03	6,50E-03	5,80E-02	3,18E-02	7,55E-02	6,11E+01	82%	3,30E-01	-5,10E-02	-4,55E+00
9	3,30E-02	4,77E-02	1,23E-02	1,16E-02	3,15E-03	1,75E-03	0,00E+00	1,07E+02	91%	2,41E+01	-5,24E+00	-5,20E+00
10	3,90E-02	5,25E-02	4,76E-03	5,12E-03	3,50E-02	6,03E-03	4,34E-02	6,43E+01	62%	4,45E+01	-9,02E+00	-3,72E+00
11	3,05E-02	4,24E-02	9,66E-03	7,51E-03	5,50E-02	2,72E-02	7,58E-02	6,68E+01	81%	5,65E-01	-1,05E-01	-4,48E+00
12	2,95E-02	4,06E-02	7,56E-03	6,02E-03	7,45E-02	5,31E-02	5,30E-02	5,32E+01	78%	6,59E+00	-7,68E-01	-4,18E+00
13	3,01E-02	4,58E-02	7,99E-03	6,84E-03	5,50E-02	2,68E-02	7,64E-02	6,43E+01	94%	3,67E+01	-7,35E+00	-4,50E+00
14	3,14E-02	5,06E-02	3,20E-03	2,62E-03	1,20E-02	3,88E-03	1,87E-02	6,70E+01	36%	5,69E+01	-1,26E+01	-3,06E+00
15	2,64E-02	3,99E-02	7,21E-03	5,07E-03	7,30E-02	5,64E-02	5,70E-02	4,87E+01	77%	1,28E+00	-1,24E-01	-3,93E+00
16	2,82E-02	4,15E-02	9,21E-03	7,03E-03	5,80E-02	2,99E-02	7,67E-02	6,34E+01	82%	1,54E+00	-2,00E-01	-4,62E+00
17	3,80E-02	4,83E-02	1,71E-02	1,54E-02	6,00E-03	1,90E-03	1,30E-05	1,11E+02	92%	1,10E-01	-1,20E-01	-5,54E+00
18	3,15E-02	4,09E-02	2,13E-02	2,05E-02	6,44E-03	5,24E-03	0,00E+00	1,02E+02	90%	3,02E+01	-6,56E+00	-5,18E+00
19	3,02E-02	4,33E-02	1,01E-02	7,80E-03	6,20E-02	2,58E-02	7,99E-02	6,90E+01	81%	9,90E-01	-1,90E-01	-4,52E+00
20	3,05E-02	4,02E-02	6,94E-03	5,24E-03	7,49E-02	5,57E-02	5,20E-02	4,97E+01	77%	3,94E+00	-3,70E-01	-3,93E+00
21	2,93E-02	4,30E-02	9,73E-03	7,70E-03	6,00E-02	2,74E-02	7,84E-02	6,67E+01	81%	3,06E+00	-5,20E-01	-4,40E+00
22	2,85E-02	4,50E-02	1,03E-02	8,15E-03	5,80E-02	2,50E-02	7,60E-02	7,08E+01	83%	2,81E+00	-4,30E-01	-4,52E+00
23	3,42E-02	4,38E-02	1,95E-02	1,82E-02	2,63E-03	1,75E-03	0,00E+00	9,72E+01	82%	7,52E+00	-7,60E-01	-4,51E+00
24	2,90E-02	4,42E-02	8,04E-03	7,12E-03	5,20E-02	2,67E-02	7,38E-02	5,93E+01	88%	2,53E+01	-5,12E+00	-4,24E+00
25	3,15E-02	4,56E-02	1,58E-02	1,24E-02	8,10E-03	6,00E-03	2,30E-04	8,99E+01	85%	2,50E-01	-2,10E-03	-4,82E+00
26	3,10E-02	4,15E-02	1,51E-02	1,25E-02	7,58E-03	5,67E-03	2,10E-04	9,00E+01	80%	1,88E+00	-1,74E-01	-4,27E+00
27	3,20E-02	4,84E-02	1,03E-02	8,30E-03	2,92E-03	1,69E-03	0,00E+00	1,03E+02	77%	2,90E+01	-4,63E+00	-4,65E+00
28	2,41E-02	4,94E-02	4,34E-03	4,03E-03	2,80E-02	4,29E-03	3,25E-02	6,24E+01	48%	4,26E+01	-1,10E+01	-3,37E+00
29	2,57E-02	4,04E-02	8,13E-03	5,92E-03	7,44E-02	5,11E-02	5,83E-02	5,53E+01	76%	7,05E+00	-9,63E-01	-4,14E+00
30	3,40E-02	4,30E-02	1,98E-02	1,93E-02	2,55E-03	1,70E-03	0,00E+00	9,79E+01	89%	1,12E+01	-1,18E+00	-5,12E+00
141	2,82E-02	3,99E-02	1,38E-02	1,01E-02	2,70E-02	2,22E-02	5,50E-04	7,48E+01	74%	2,88E-01	-2,10E-02	-3,66E+00
397	3,12E-02	4,28E-02	1,62E-02	1,40E-02	5,40E-03	3,89E-03	1,50E-05	9,41E+01	81%	2,28E-01	-2,42E-02	-4,38E+00

Tabelle D.3: Auswertung der untersuchten Designs – Teil 2

Design	VeloX_max	VeloX_min	VeloX4_max	VeloX4_min	ForRecX_u_max	ForRecX_u_min	ForRecX_o_max	ForRecX_o_min	ForRecZ_max	ForRecZ_min	ForDam_max	ForDam_min
1	1,92E+01	-5,29E+00	2,68E+00	-1,90E+00	7,49E+08	-6,77E+09	3,86E+09	-4,00E+09	6,08E+09	6,20E+08	1,91E+06	-2,68E+06
2	2,33E+01	-4,10E+00	1,63E+00	-1,13E+00	2,26E+09	-2,14E+09	1,86E+09	-9,41E+08	5,67E+09	7,50E+07	1,13E+06	-1,62E+06
3	2,32E+01	-1,00E+01	1,67E+01	-1,00E+01	3,11E+08	-1,36E+09	2,21E+09	-1,76E+09	5,67E+09	3,70E+08	1,03E+07	-1,67E+07
4	2,11E+01	-9,10E+00	1,95E+01	-9,10E+00	4,07E+08	-2,53E+09	1,22E+09	-2,21E+09	5,90E+09	6,32E+08	2,27E+08	-4,88E+08
5	2,02E+01	-9,18E+00	1,85E+01	-9,14E+00	8,80E+08	-4,57E+09	1,89E+09	-1,37E+09	5,63E+09	1,05E+09	9,14E+07	-1,85E+08
6	2,31E+01	-4,98E+00	4,09E+00	-2,45E+00	3,59E+08	-3,50E+09	1,49E+09	-2,19E+09	5,58E+09	2,40E+08	1,22E+08	-2,05E+08
7	2,24E+01	-5,00E+00	1,69E+00	-9,60E-01	4,01E+08	-3,96E+09	1,63E+09	-2,72E+09	5,75E+09	3,10E+08	9,55E+06	-1,69E+07
8	2,09E+01	-4,79E+00	1,99E+00	-6,20E-01	6,06E+08	-4,00E+09	2,17E+09	-1,79E+09	5,59E+09	3,60E+08	2,42E+07	-7,76E+07
9	2,31E+01	-6,38E+00	1,07E+01	-6,38E+00	4,00E+08	-1,86E+09	2,10E+09	-1,11E+09	5,71E+09	2,60E+08	1,28E+08	-2,15E+08
10	2,02E+01	-8,43E+00	1,99E+01	-8,43E+00	5,70E+08	-2,87E+09	1,85E+09	-6,33E+08	5,63E+09	1,17E+09	2,19E+08	-5,18E+08
11	2,10E+01	-5,33E+00	2,78E+00	-7,40E-01	6,70E+08	-3,63E+09	1,45E+09	-3,04E+09	5,69E+09	4,80E+08	2,14E+07	-8,07E+07
12	2,00E+01	-4,73E+00	1,24E+01	-3,96E+00	6,58E+08	-5,77E+09	2,11E+09	-2,30E+09	6,23E+09	4,10E+08	1,66E+08	-5,21E+08
13	2,24E+01	-1,19E+01	2,24E+01	-1,19E+01	8,24E+08	-4,11E+09	1,74E+09	-1,35E+09	5,88E+09	9,20E+08	5,94E+07	-1,12E+08
14	2,03E+01	-7,00E+00	1,97E+01	-5,33E+00	4,32E+08	-2,00E+09	1,00E+09	-1,75E+09	5,63E+09	1,68E+09	1,92E+08	-7,10E+08
15	1,98E+01	-4,84E+00	6,23E+00	-3,17E+00	6,58E+08	-6,83E+09	2,44E+09	-2,99E+09	6,06E+09	6,48E+08	5,08E+07	-9,97E+07
16	2,08E+01	-4,72E+00	5,10E+00	-1,89E+00	5,85E+08	-4,44E+09	2,11E+09	-1,52E+09	5,56E+09	3,27E+08	1,14E+07	-3,06E+07
17	2,33E+01	-4,09E+00	1,65E+00	-1,11E+00	2,15E+09	-2,00E+09	1,86E+09	-9,37E+08	5,67E+09	6,90E+07	5,08E+07	-7,59E+07
18	2,36E+01	-1,80E+01	2,30E+01	-1,80E+01	9,00E+08	-4,14E+09	2,17E+09	-1,91E+09	6,28E+09	-1,62E+07	3,59E+07	-4,60E+07
19	2,12E+01	-5,29E+00	3,55E+00	-5,70E-01	6,78E+08	-3,53E+09	1,43E+09	-2,83E+09	5,68E+09	4,79E+08	2,01E+07	-1,24E+08
20	2,00E+01	-4,88E+00	1,01E+01	-3,26E+00	5,85E+08	-6,29E+09	2,37E+09	-2,93E+09	6,06E+09	3,92E+08	1,60E+08	-4,93E+08
21	2,09E+01	-5,17E+00	6,02E+00	-2,00E+00	7,21E+08	-4,26E+09	1,35E+09	-2,77E+09	5,69E+09	5,50E+08	1,40E+07	-4,21E+07
22	2,12E+01	-4,66E+00	5,16E+00	-1,12E+00	5,46E+08	-3,62E+09	2,10E+09	-9,80E+08	5,64E+09	6,76E+08	3,70E+07	-1,70E+08
23	2,25E+01	-6,01E+00	9,27E+00	-6,01E+00	3,54E+08	-3,54E+09	1,45E+09	-2,05E+09	5,58E+09	3,00E+08	1,50E+08	-2,32E+08
24	1,97E+01	-9,17E+00	1,89E+01	-9,17E+00	8,71E+08	-4,31E+09	1,84E+09	-1,15E+09	5,76E+09	1,07E+09	1,65E+08	-3,39E+08
25	2,25E+01	-4,32E+00	1,20E+00	-4,30E-01	3,06E+08	-3,63E+09	2,16E+09	-1,06E+09	5,75E+09	2,73E+08	3,88E+06	-1,09E+07
26	2,21E+01	-4,99E+00	5,11E+00	-2,37E+00	4,10E+08	-4,46E+09	1,57E+09	-2,66E+09	5,76E+09	3,51E+08	9,02E+07	-1,94E+08
27	2,30E+01	-4,02E+00	1,01E+01	-3,35E+00	2,32E+08	-1,48E+09	2,10E+09	-1,23E+09	5,73E+09	3,60E+08	1,48E+08	-4,42E+08
28	2,06E+01	-7,00E+00	1,76E+01	-5,32E+00	6,15E+08	-2,58E+09	1,40E+09	-2,44E+09	5,59E+09	1,37E+09	2,40E+08	-7,91E+08
29	1,99E+01	-4,94E+00	1,14E+01	-2,62E+00	6,74E+08	-5,07E+09	2,23E+09	-3,51E+09	5,88E+09	5,48E+08	1,26E+08	-5,49E+08
30	2,24E+01	-8,00E+00	1,16E+01	-8,00E+00	6,34E+08	-3,49E+09	2,05E+09	-8,29E+08	5,58E+09	2,06E+08	1,04E+08	-1,51E+08
141	2,13E+01	-4,88E+00	2,54E+00	-1,16E+00	4,08E+08	-5,73E+09	1,62E+09	-3,07E+09	6,10E+09	5,69E+08	3,94E+07	-8,63E+07
397	2,29E+01	-5,02E+00	9,80E-01	-4,19E-01	3,83E+08	-3,60E+09	1,67E+09	-2,64E+09	5,65E+09	2,55E+08	1,72E+07	-4,02E+07

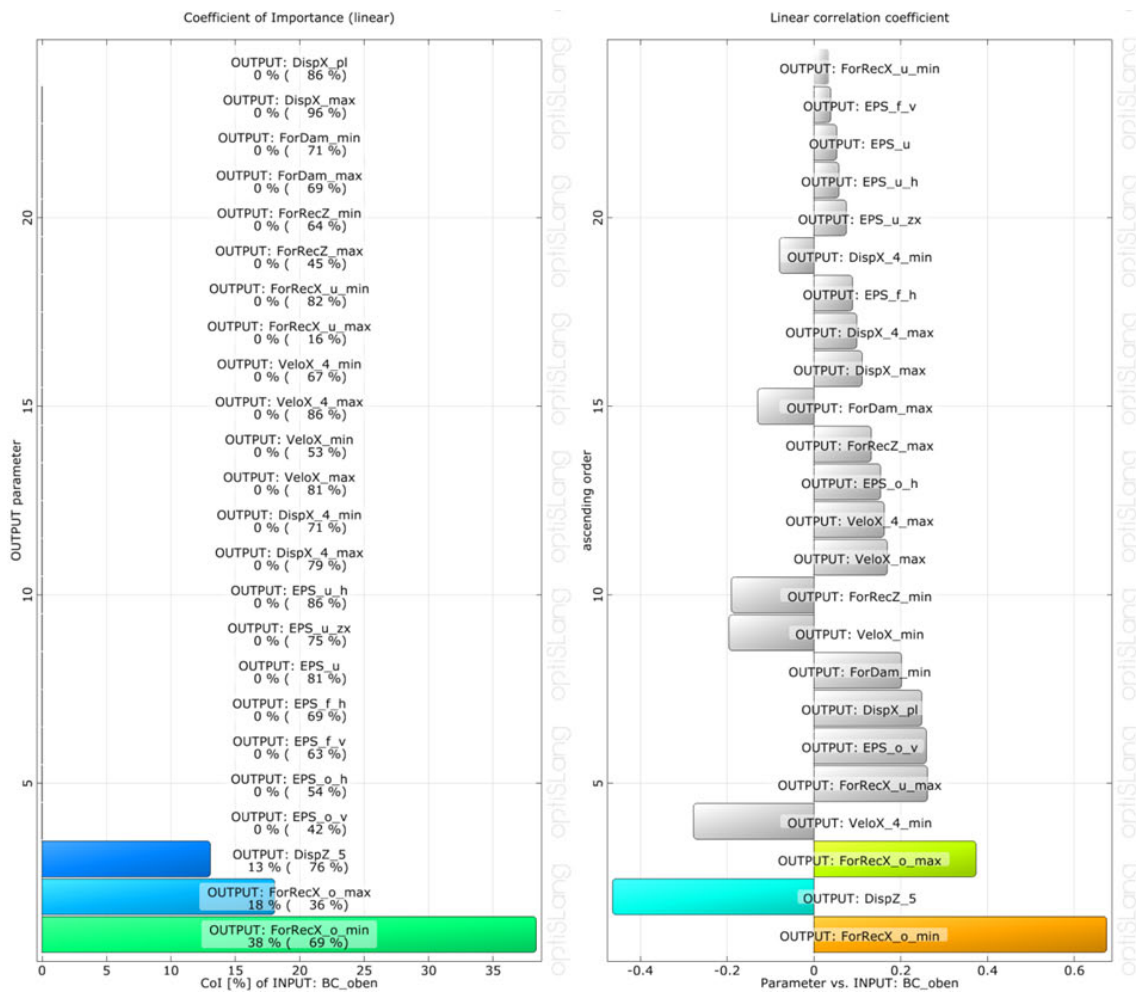


Abbildung D.5: CoI und lineare Korrelationskoeffizienten des Rotationsfreiheitsgrades am Stützenkopf



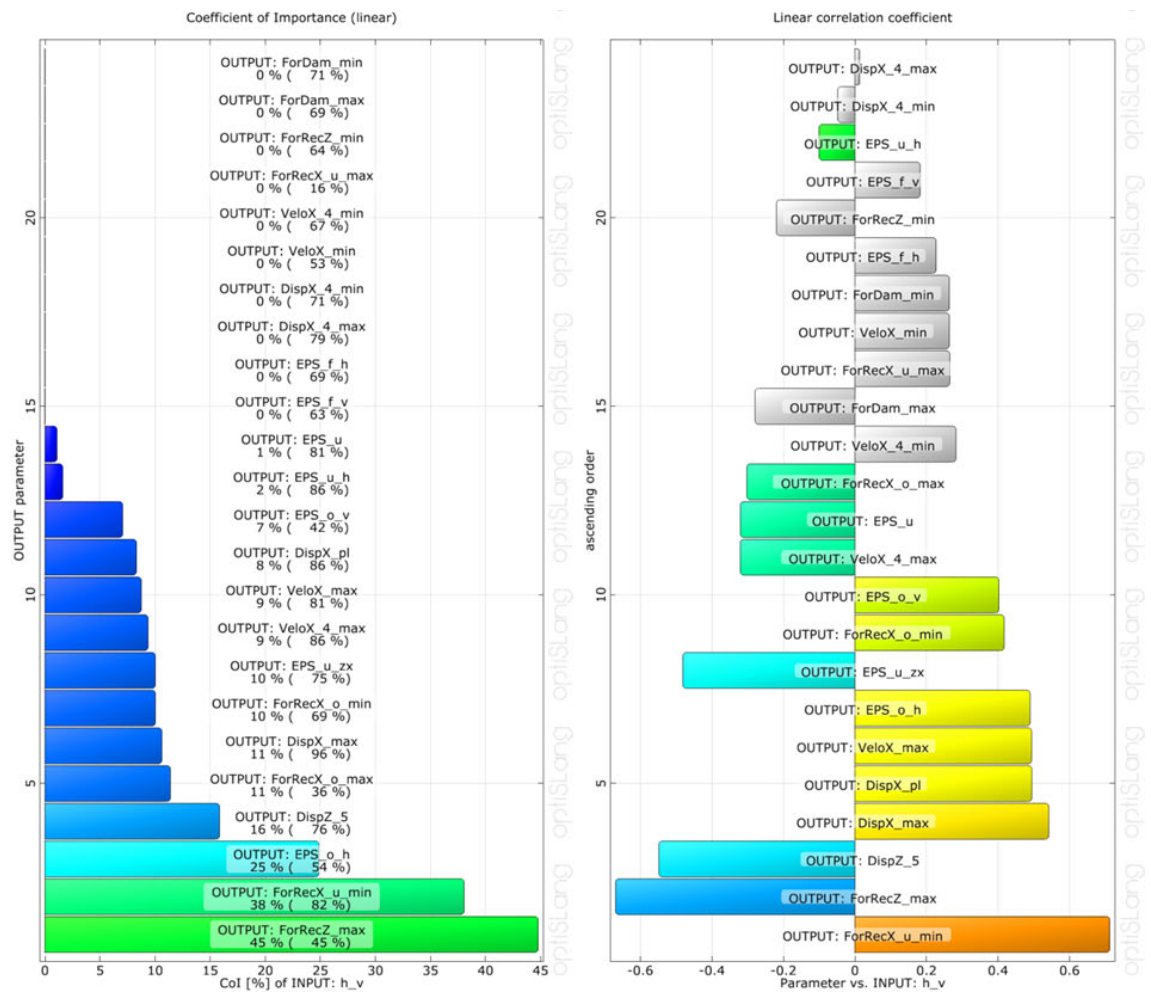


Abbildung D.6: CoI und lineare Korrelationskoeffizienten der Vertiefung

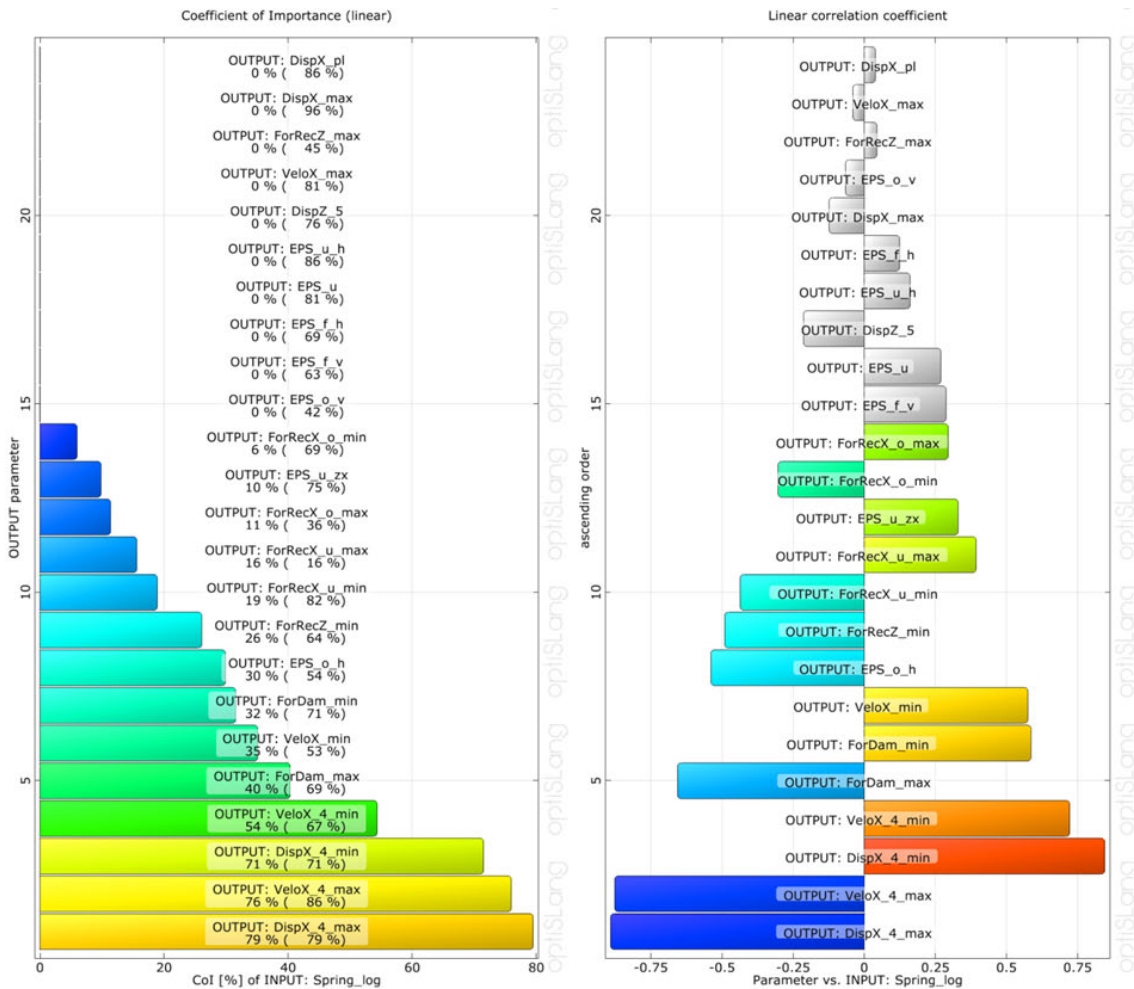


Abbildung D.7: CoI und lineare Korrelationskoeffizienten der horizontalen Nachgiebigkeit am Stützenfuß

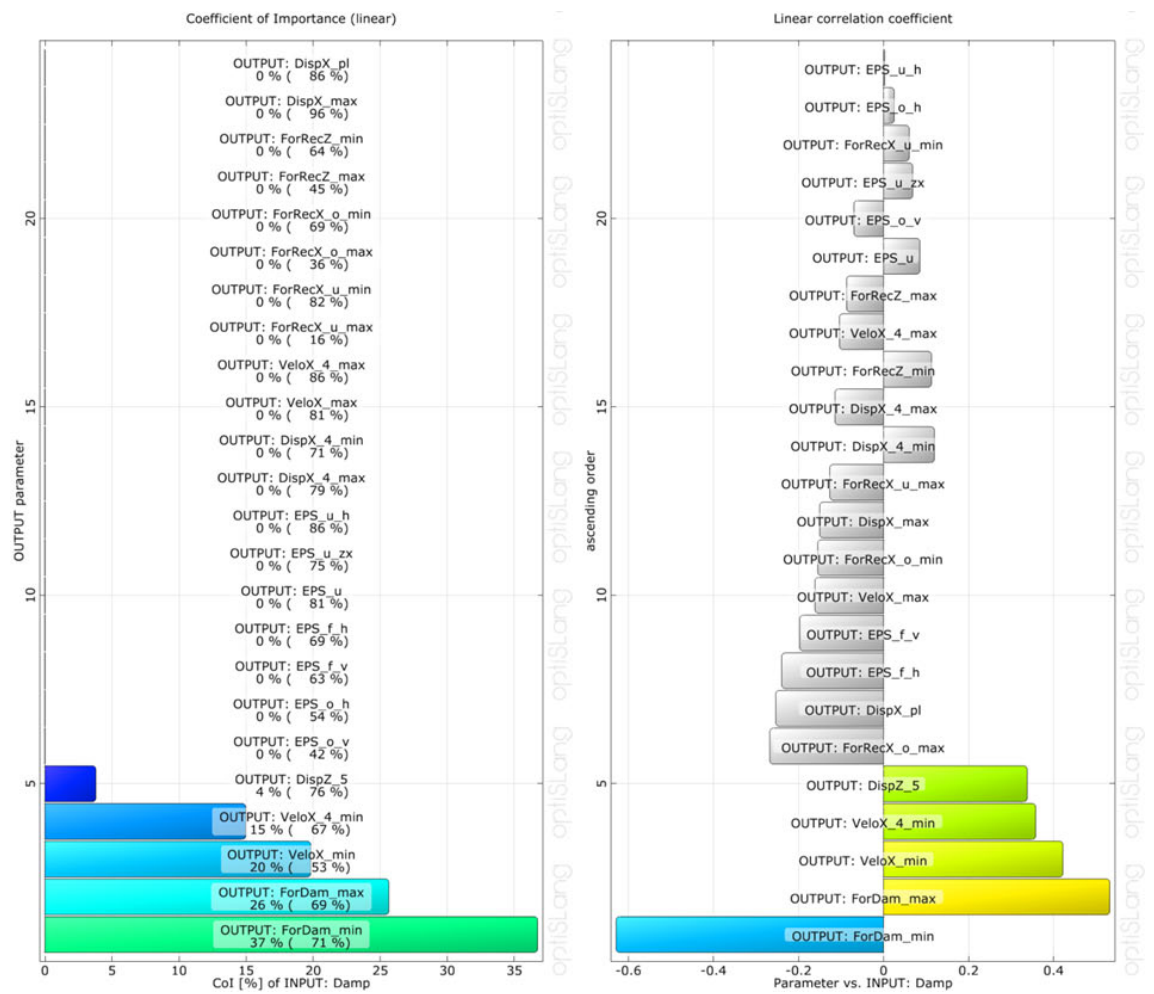


Abbildung D.8: CoI und lineare Korrelationskoeffizienten der horizontalen Dämpfung am Stützenfuß

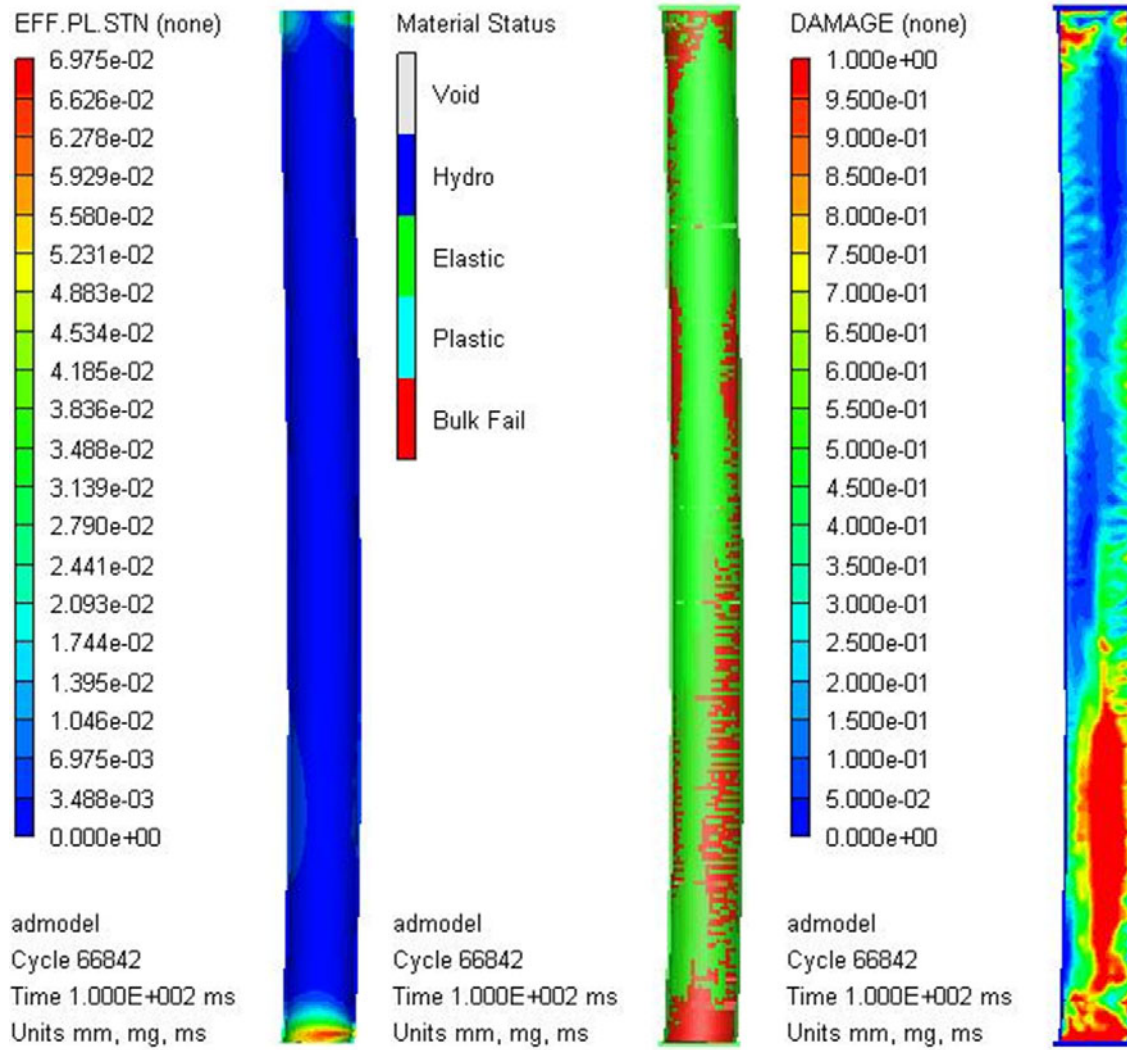


Abbildung D.9: Bauteilerggebnisse von Design (1) für das Stahlrohr (links) und für den Betonkern (mittig u. rechts)

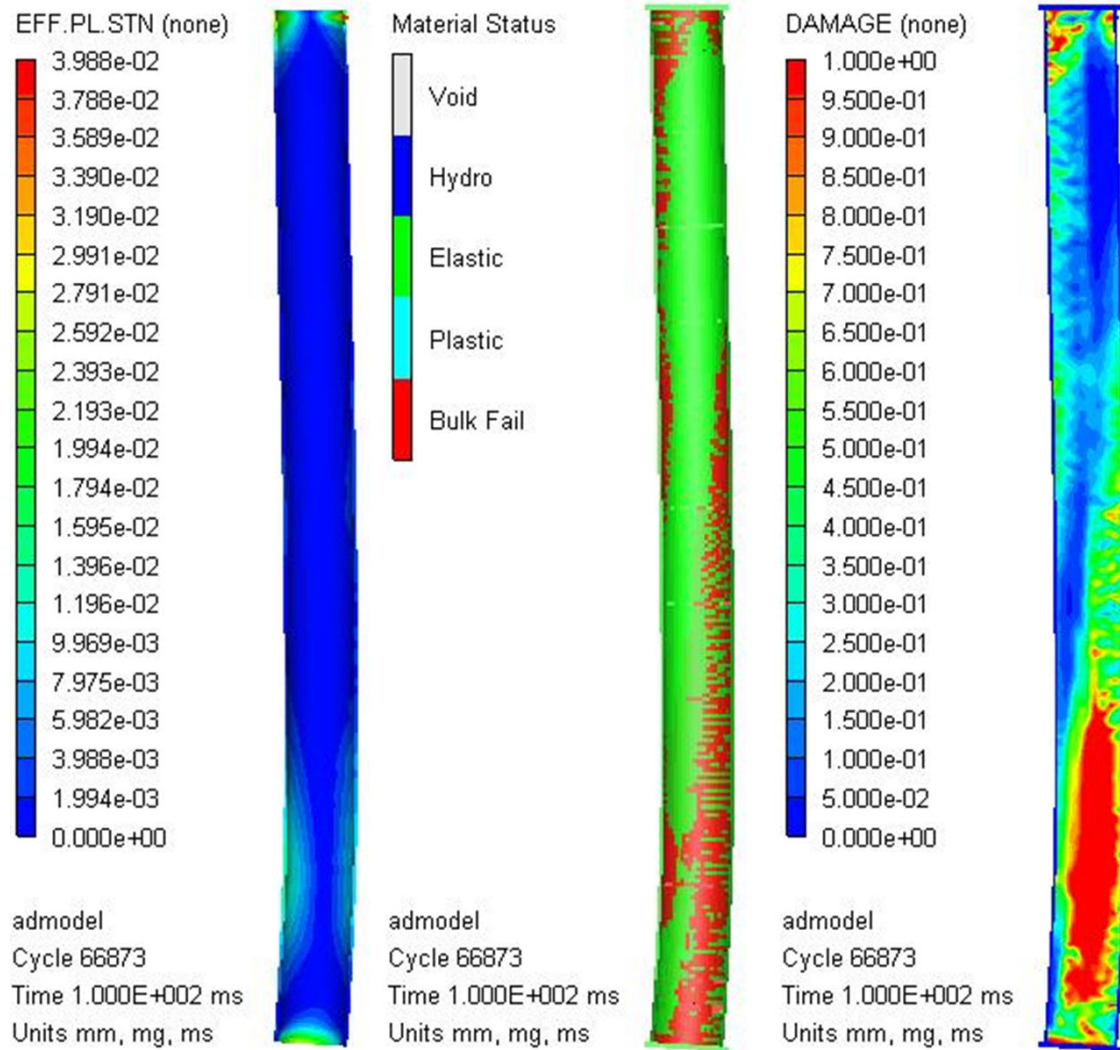


Abbildung D.10: Bauteilergebnisse der Verifizierung von Design (141) für das Stahlrohr (links) und für den Betonkern (mittig u. rechts)



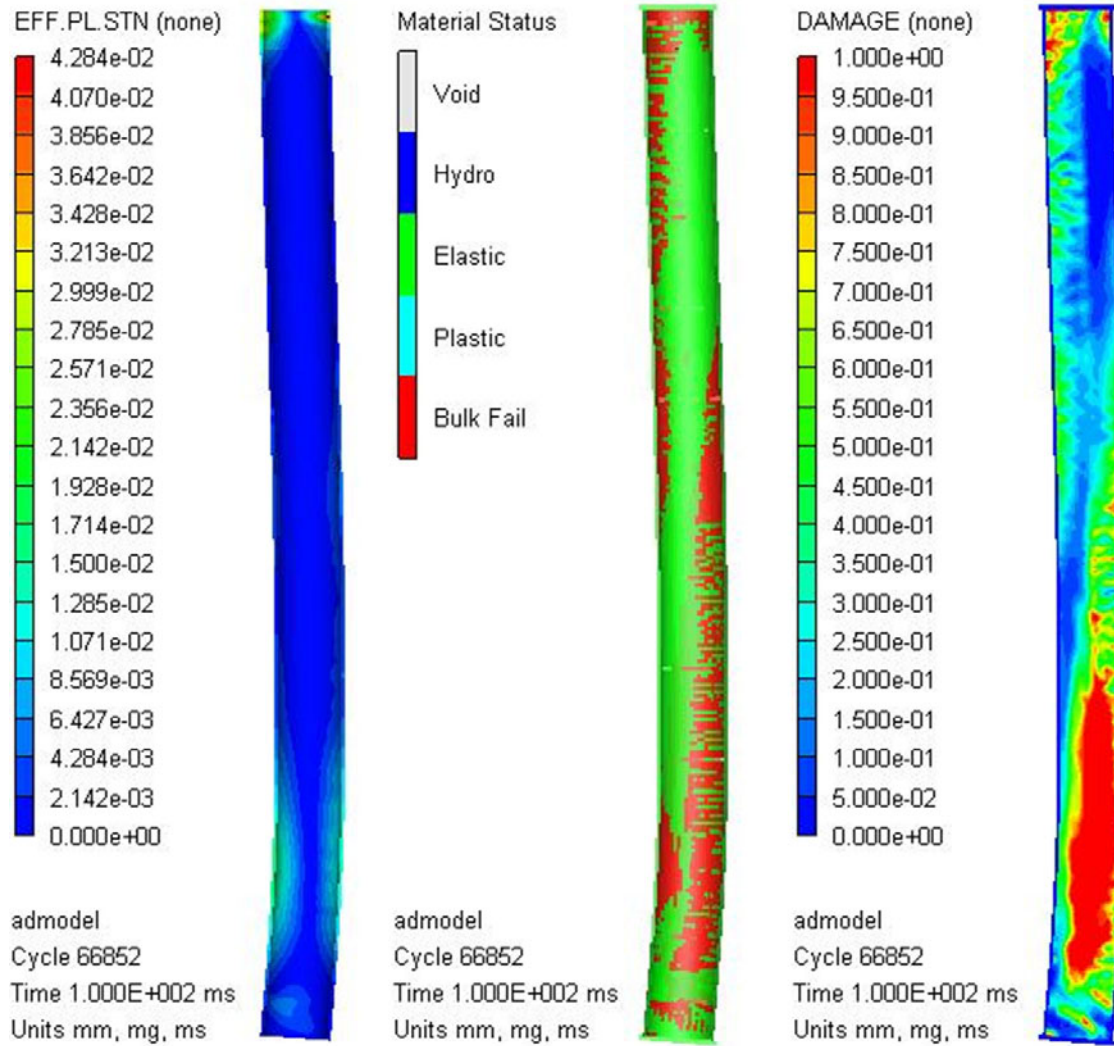


Abbildung D.11: Bauteilergebnisse der Verifizierung von Design (397) für das Stahlrohr (links) und für den Betonkern (mittig u. rechts)