



Industrie Service

# **ÜsiKo Phase 2: Auswirkungen eines Brands auf den Ausbau**

**(Vergabenummer: KUVgO1-20-15-Lem)**

Ergebnisse der Brandsimulationen an drei Ausbausystemen  
sowie Bewertung der Folgen eines  
unterstellten Löseereignisses

Bericht A 10132-2025

Februar 2025

---

Erstellt im Auftrag der  
Bundesgesellschaft für Endlagerung mbH (BGE)  
von der TÜV SÜD Industrie Service GmbH  
Energie und Systeme

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

---



## Inhaltsverzeichnis

<b>Abkürzungen</b> .....	<b>4</b>
<b>Abbildungsverzeichnis</b> .....	<b>5</b>
<b>Tabellenverzeichnis</b> .....	<b>14</b>
<b>0. Abgrenzung des Auftrags der TÜV SÜD Industrie Service GmbH durch BGE</b> .....	<b>15</b>
<b>1. Einführung</b> .....	<b>17</b>
1.1 Bezug zum Projekt Errichtung des Endlagers Konrad.....	17
1.2 Vorgehensweise bei der Bearbeitung.....	18
<b>2. Umfang des Berichts</b> .....	<b>21</b>
<b>3. Beschreibung der Ausbausysteme</b> .....	<b>22</b>
3.1 Spritzbeton-Innenschale (Ausbausystem 1, zweischalig).....	22
3.2 Spritzbetonausbau (Ausbausystem 2, einschalig).....	24
3.3 Anker-Maschendraht (Ausbausystem 3) .....	26
<b>4. Festlegung der Parameter für die Simulationsrechnungen und Ermittlung der Einwirkung auf die Oberflächen</b> .....	<b>27</b>
4.1 Ermittlung der festgelegten Bewetterungen für die unterschiedlichen Querschnitte .....	27
4.2 Festlegung der brandspezifischen Parameter für die Simulationsrechnungen .....	29
4.3 Grundlagen des Wärmetransports.....	48
4.4 Auswertungsmethodik .....	50
4.5 Werkstoffe und Gesteinsdaten .....	52
<b>5. Ergebnisse der Brandsimulation</b> .....	<b>57</b>
5.1 Brandverlaufskurve.....	57
5.2 Thermische Last und Temperaturverläufe .....	58
<b>6. Temperaturfeldberechnung</b> .....	<b>79</b>
6.1 Temperatur-Zeit-Kurven an der Oberfläche der Firste.....	79
6.2 Spritzbeton-Innenschale (Ausbausystem 1, zweischalig).....	81



6.2.1	FE-Modell .....	81
6.2.2	Auswertung des Temperaturprofils.....	83
6.3	Stahlfaserspritzbetonausbau (Ausbausystem 2, einschalig) .....	85
6.3.1	FE-Modell .....	85
6.3.2	Auswertung des Temperaturprofils.....	86
6.4	Ausbausystem Anker-Maschendraht (Ausbausystem 3) .....	87
<b>7.</b>	<b>Spannungsberechnung .....</b>	<b>89</b>
7.1	Spritzbeton-Innenschale (Ausbausystem 1) .....	89
7.1.1	FE-Modell .....	89
7.1.2	Auswertung der thermomechanischen Spannungen .....	90
7.1.3	Untersuchung des Krümmungseinflusses .....	94
7.2	Stahlfaserspritzbetonausbau (Ausbausystem 2) .....	95
7.2.1	FE-Modell .....	95
7.2.2	Auswertung der thermomechanischen Spannungen.....	96
7.3	Überlagerung der Spannungen aus der Temperaturbelastung und aus den ständigen Lasten in den Ausbausystemen 1 und 2 .....	97
<b>8.</b>	<b>Bewertung Betonabplatzungen in den Ausbausystemen 1 und 2 .....</b>	<b>104</b>
<b>9.</b>	<b>Bewertung Ausbausystem 3 .....</b>	<b>107</b>
<b>10.</b>	<b>Bewertungsansatz potenzieller Löseereignisse .....</b>	<b>111</b>
<b>11.</b>	<b>Beschreibung der Konservativitäten .....</b>	<b>116</b>
<b>12.</b>	<b>Bewertung Betonbehälter Typ I .....</b>	<b>118</b>
12.1	Beschreibung .....	118
12.2	FE-Modell .....	120
12.3	Berechnung und Auswertung .....	122
<b>13.</b>	<b>Bewertung Stahlcontainer Typ V .....</b>	<b>125</b>
13.1	Beschreibung .....	125
13.2	FE-Modell .....	128
13.3	Berechnung und Auswertung .....	131
<b>14.</b>	<b>Zusammenfassung .....</b>	<b>135</b>
<b>15.</b>	<b>Verwendete Unterlagen .....</b>	<b>138</b>



## Abkürzungen

AtG	Atomgesetz
BfS	Bundesamt für Strahlenschutz
BGE	Bundesgesellschaft für Endlagerung mbH (BGE)
BK	Bruchkörper
CAD	Computer Aided Design
ELK	Einlagerungskammer
ETS	Einlagerungs- und Transportstrecke
fds	Fire Dynamic Simulation
FE	Finite Elemente
GNS	Gesellschaft für Nuklear-Service mbH
GRS	Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit gGmbH
PFB	Planfeststellungsbeschluss
PTB	Physikalisch Technische Bundesanstalt
TW	Transportwagen
ÜsiKo	Überprüfung der sicherheitstechnischen Anforderungen des Endlagers Konrad nach dem Stand von Wissenschaft und Technik
UWB	Unabhängige Wissenschaftliche Begleitung



## Abbildungsverzeichnis

Abbildung 3-1: Querschnitt zweischaliger Ausbau - Ausbausystem 1 (Quelle: BGE)	23
Abbildung 3-2: Darstellung von Strecken und Bereichen, die mittels der Ausbausysteme 1 (blau bzw. orange gekennzeichnet) bzw. 2 (grün bzw. rosa gekennzeichnet) ausgebaut wurden. In den verbleibenden Bereichen werden keine Gebinde transportiert. Daher wurden sie nicht betrachtet (Quelle: BGE).	24
Abbildung 3-3: Querschnitt einschaliger Ausbau - Ausbausystem 2 (Quelle: BGE)	25
Abbildung 3-4: Querschnitt ELK bzw. Kammerzufahrt - Ausbausystem 3 (Quelle: BGE)	26
Abbildung 4-1: Verlauf der Maximaltemperatur an der Firste mit der Lache direkt unter dem TW orientiert am Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte	37
Abbildung 4-2: Verlauf der Maximaltemperatur an der Firste mit der Lache mittig unter dem TW mit Sichtkontakt zur Firste orientiert am Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte	37
Abbildung 4-3: CAD-Modell des TW mit Abfallbehälter (gelb), Stahl (grün) und Diesellache (rot)	38
Abbildung 4-4: Oberflächentemperaturen der Festkörper.	40



Abbildung 4-5: Vergleich der Firsttemperatur des wärmsten Ausschnitts als Voruntersuchung im Ausbausystem 1 mit der 0,75-fachen (blau) und mit der 1-fachen (rot) Oberfläche der Reifen als Brandfläche	41
Abbildung 4-6: Vergleich der Temperatur vor der Firste des wärmsten Ausschnitts als Voruntersuchung im Ausbausystem 1 mit der 0,75-fachen (blau) und mit der 1-fachen (rot) Oberfläche der Reifen als Brandfläche	41
Abbildung 4-7: Vereinfachtes 3D-Modell des TW. Die unterschiedlichen Farben stellen unterschiedliche Materialien dar. Grün ist Stahl, gelb ist Gusseisen und pink ist das Reifenmaterial.	42
Abbildung 4-8: Verwendeter Container Typ VI (Nr. 11), aus den Endlagerungsbedingungen Konrad (Behältergrundtypen für die Verpackung von radioaktiven Abfällen mit vernachlässigbarer Wärmeentwicklung [13])	43
Abbildung 4-9: Umsetzung Ausbauquerschnitt 1	44
Abbildung 4-10: Umsetzung Ausbauquerschnitt 2	45
Abbildung 4-11: Umsetzung Ausbauquerschnitt 3	45
Abbildung 4-12: Länge des betrachteten Abschnitts (96 m) sowie ebene Fläche mit TW im CAD-Modell	46
Abbildung 4-13: Brandverlaufskurve bzw. Wärmefreisetzungsrate	47
Abbildung 4-14: Auswertungsbereiche für die Lufttemperatur, die Oberflächentemperatur sowie die konvektiven und die radiativen Wärmeströme an der Firste und am Stoß	51



- Abbildung 5-1: Wärmefreisetzungsrate des Brands der Reifen und des Dieselkraftstoffs - Ausbausysteme 1, 2 und 3. Die blauen Punkte sind die Wärmefreisetzungsraten pro Sekunde. Die gelbe Kurve entspricht der Vorgabe für die darauf aufbauenden weiteren Berechnungen. 57
- Abbildung 5-2: Vollbrandphase II bei  $t = 1800$  s. Oben: Ausbauquerschnitt 1, Mitte: Ausbauquerschnitt 2, Unten: Ausbauquerschnitt 3 59
- Abbildung 5-3: Lufttemperatur vor der Firste an der Stelle mit dem höchsten Temperaturverlauf – Ausbausystem 1. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte 60
- Abbildung 5-4: Lufttemperatur vor dem Stoß an der Stelle mit dem höchsten Temperaturverlauf – Ausbausystem 1. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte 61
- Abbildung 5-5: Verlauf der Summe der Beiträge zum Gesamtwärmestrom an der Firste mit der durchschnittlich wärmsten Fläche - Ausbausystem 1. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte 62
- Abbildung 5-6: Verlauf der Summe der Beiträge zum Gesamtwärmestrom an dem Stoß mit der durchschnittlich wärmsten Fläche - Ausbausystem 1. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte 62
- Abbildung 5-7: Verlauf der Firsttemperatur auf der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 1. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte 63



- Abbildung 5-8: Verlauf der Stoßtemperatur auf der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 1. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte 64
- Abbildung 5-9: Lokalität der Fläche mit der durchschnittlich wärmsten Firsttemperatur – Ausbausystem 1 65
- Abbildung 5-10: Lufttemperatur vor der Firste an der Stelle mit dem höchsten Temperaturverlauf – Ausbausystem 2. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte 66
- Abbildung 5-11: Lufttemperatur vor dem Stoß an der Stelle mit dem höchsten Temperaturverlauf – Ausbausystem 2. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte 67
- Abbildung 5-12: Verlauf der Summe der Beiträge zum Gesamtwärmestrom an der Firste mit der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 2. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte 68
- Abbildung 5-13: Verlauf der Summe der Beiträge zum Gesamtwärmestrom an dem Stoß mit der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 2. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte 68
- Abbildung 5-14: Verlauf der Firsttemperatur auf der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 2. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte 69



Abbildung 5-15: Verlauf der Stoßtemperatur auf der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 2. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte	69
Abbildung 5-16: Lokalität der Fläche mit der durchschnittlich wärmsten Firsttemperatur – Ausbausystem 2	71
Abbildung 5-17: Lufttemperatur vor der Firste an der Stelle mit dem höchsten Temperaturverlauf – Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte	72
Abbildung 5-18: Lufttemperatur vor dem Stoß an der Stelle mit dem höchsten Temperaturverlauf – Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte	73
Abbildung 5-19: Verlauf der Summe der Beiträge zum Gesamtwärmestrom an der Firste mit der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte	74
Abbildung 5-20: Verlauf der Summe der Beiträge zum Gesamtwärmestrom an dem Stoß mit der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte	74
Abbildung 5-21: Verlauf der Firsttemperatur auf der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte	75



Abbildung 5-22: Verlauf der Stoßtemperatur auf der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte	76
Abbildung 5-23: Lokalität der Fläche mit der durchschnittlich wärmsten Firsttemperatur - Ausbausystem 3	77
Abbildung 6-1: Temperatur während des einstündigen Brands an der Oberfläche der Firste – Ausbausystem 1. Gelbe Linie: Temperaturverlauf an der Firstoberfläche; blaue Linie: Transiente.	79
Abbildung 6-2: Temperatur während des einstündigen Brands an der Oberfläche der Firste – Ausbausystem 2. Gelbe Linie: Temperaturverlauf an der Firstoberfläche; blaue Linie: Transiente.	80
Abbildung 6-3: Temperatur während des einstündigen Brands an der Oberfläche der Firste – Ausbausystem 3. Gelbe Linie: Temperaturverlauf an der Firstoberfläche; blaue Linie: Transiente.	81
Abbildung 6-4: FE-Modell der Beton-Innenschale ohne Bewehrung (thermisch) – Ausbausystem 1	82
Abbildung 6-5: FE-Modell der Beton-Innenschale mit Bewehrung (thermisch) – Ausbausystem 1	82
Abbildung 6-6: Temperaturprofil [°C] Spritzbeton-Innenschale (t = 3900 s; links: ohne Bewehrung; rechts: mit Bewehrung) – Ausbausystem 1	83
Abbildung 6-7: Temperaturverlauf in Abhängigkeit von der Schalentiefe (Spritzbeton-Innenschale, t=3900 s) – Ausbausystem 1	84



Abbildung 6-8: Zeitabhängiger Temperaturverlauf in verschiedenen Tiefen (Spritzbeton-Innenschale) – Ausbausystem 1	85
Abbildung 6-9: Temperaturprofil ( $t = 3900$ s) [°C] – Ausbausystem 2	86
Abbildung 6-10: Zeitabhängiger Temperaturverlauf in verschiedenen Tiefen – Ausbausystem 2	87
Abbildung 7-1: FE-Modell der Beton-Innenschale (strukturmechanisch) – Ausbausystem 1	89
Abbildung 7-2: Normalspannungen (Radial, Umfang, Axial) [MPa] der Beton-Innenschale (Knotenspannungen) – Ausbausystem 1	91
Abbildung 7-3: Normalspannungen (Radial, Umfang) [MPa] der Beton- Innenschale (Elementspannungen) – Ausbausystem 1	92
Abbildung 7-4: Verläufe der Normalspannungen für verschiedene Tiefen (zweischaliger Ausbau) – Ausbausystem 1	93
Abbildung 7-5: Verläufe der Normalspannungen für verschiedene Tiefen (zweischaliger Ausbau) – Ausbausystem 1 – Innendurchmesser 3,0 m	94
Abbildung 7-6: Verläufe der Normalspannungen für verschiedene Tiefen (zweischaliger Ausbau) – Ausbausystem 1 – Innendurchmesser 8,0 m	95
Abbildung 7-7: Normalspannungen (Radial, Umfang, Axial) [MPa] im Bereich Spritzbetonausbau – Ausbausystem 2	96
Abbildung 7-8: Verläufe der Normalspannungen für verschiedene Tiefen – Ausbausystem 2	97
Abbildung 7-9: Maximale Normalspannung und maximales Moment, grafische Darstellung, Ausbausystem 1 (ETS) (Quelle: BGE)	99



Abbildung 7-10: Maximale Normalspannung und zugehöriges Moment, grafische Darstellung, Ausbausystem 1 (Wendestelle) (Quelle BGE)	100
Abbildung 7-11: Maximale Normalspannung und zugehöriges Moment, Ausbausystem 2, (Quelle: BGE)	100
Abbildung 7-12: Abminderungsfaktoren zur Ermittlung der Betondruckfestigkeiten bei erhöhten Temperaturen, Auszug aus [17]	102
Abbildung 10-1: Temperaturverteilung während eines Brandes im Ausbausystem 3	111
Abbildung 10-2: Verschiebungszuwachs infolge Brand und axialer Dehnung des Ankers aus [4]	112
Abbildung 10-3: Potenzielle Bereich mit Steinfall aus [4]	113
Abbildung 12-1: FE-Modell bestehend aus Betonbehälter Typ I und Bruchkörper (Aufprallszenario Kante)	120
Abbildung 12-2: FE-Modell bestehend aus Betonbehälter Typ I und Bruchkörper (Aufprallszenario Ecke)	121
Abbildung 12-3: Plastische Dehnung [-] für Aufprallszenario Kante	123
Abbildung 12-4: Plastische Dehnungen [-] für Aufprallszenario Ecke	124
Abbildung 13-1: Maße und Volumen des Stahlblechcontainers Typ V (aus [13])	126
Abbildung 13-2: FE-Modell bestehend aus dem Deckel des Stahlblechcontainers Typ V und dem Bruchkörper (Aufprallszenario Kante, Darstellung ohne FE-Netz)	129
Abbildung 13-3: FE-Modell bestehend aus dem Deckel des Stahlblechcontainers Typ V und dem Bruchkörper (Aufprallszenario Ecke, Darstellung ohne FE-Netz)	130



Abbildung 13-4: Maximale Verformungen [mm] an unverstärkter Deckelvariante (Aufprall mit Kante)	131
Abbildung 13-5: Maximale plastische Dehnungen [-] an unverstärkter Deckelvariante (Aufprall mit Kante)	132
Abbildung 13-6: Maximale Verformungen [mm] an unverstärkter Deckelvariante (Aufprall mit Ecke)	133
Abbildung 13-7: Maximale plastische Dehnungen [-] an unverstärkter Deckelvariante (Aufprall mit Ecke)	134



## Tabellenverzeichnis

Tabelle 4-1: Zusammenfassung der Querschnitte der Ausbausysteme und der Bewetterungsströme entsprechend dem aktuellen Planungsstand	28
Tabelle 4-2: Übernommene Brandparameter aus [1] und [5] für den mit Diesel betriebenen Transportwagen	32
Tabelle 4-3: Angepasste Brandparameter aus dem neuen TW-Modell	34
Tabelle 4-4: Zuordnung der Brandphasen zur Brandverlaufskurve.	48
Tabelle 4-5: Werkstoffkennwerte	53
Tabelle 4-6: Ausbausystem 3 – Tongesteine	55
Tabelle 4-7: Ausbausystem 3 – Kalkreiche Gesteine und Eisenoolithe	56
Tabelle 5-1: Zusammenfassung der maximalen Temperaturen in Folge unterschiedlicher Querschnittsflächen und Bewetterungsströme	78
Tabelle 7-1: Druckspannungen aus statischen und thermischen Lasten für die Ausbausysteme 1 und 2 sowie ihre Überlagerung.	101
Tabelle 10-1: Energiebetrachtungen auf Basis einer Fallhöhe von 0,8 m	115
Tabelle 12-1: Eigenschaften Betonbehälter Typ I	119
Tabelle 12-2: Mohr-Coulomb-Parameter für einen elastisch-plastischen Berechnungsansatz (aus [4])	122
Tabelle 13-1: Mechanische Eigenschaften S355J2	127



## **0. Abgrenzung des Auftrags der TÜV SÜD Industrie Service GmbH durch BGE**

Die Erstellung des nachfolgenden Berichts „Auswirkungen eines Brands auf den Ausbau“ wurde von der BGE an die TÜV SÜD Industrie Service GmbH im Rahmen der ÜSiKo Phase 2 beauftragt (ÜSiKo = „Überprüfung der sicherheitstechnischen Anforderungen des Endlagers Konrad nach dem Stand von Wissenschaft und Technik“). Die ÜSiKo wird – initiiert von der BGE als verantwortungsvolle Vorhabenträgerin – unabhängig von der jederzeit gegebenen behördlichen Überwachung als selbstständige Überprüfung durch externe Fachgutachter und Sachverständige durchgeführt. Der Planfeststellungsbeschluss Konrad ist bestandskräftig. Er selbst ist kein Gegenstand der Überprüfung im Sinne der ÜSiKo.

Inhalte und Ergebnisse des nachfolgenden Berichts liegen allein in der Verantwortung des jeweiligen Verfassers, der seinen Auftrag selbstständig und frei von Weisungen erfüllt hat. Die Ausführungen in diesem Kapitel erfolgen von Seiten der BGE und dienen ausschließlich der Einordnung der Bearbeitung des Auftrags für ÜSiKo Phase 2:

Die ÜSiKo umfasst bislang folgende zwei Phasen: Die Phase 1 (2017-2020) diente der Ermittlung des Überprüfungsbedarfs. Hier wurde fachgutachterlich untersucht, ob in Bezug auf die Sicherheitsanalysen für das Endlager Konrad ein allgemeiner Fortschritt im Stand von Wissenschaft und Technik eingetreten ist. Soweit dies der Fall ist, wurde dieser Fortschritt als sogenanntes Delta formuliert. Zum überwiegenden Teil wurde bereits in Phase 1 festgestellt, dass der konstatierte Fortschritt keine Relevanz in Bezug auf die Sicherheit des Endlagers Konrad aufweist. Konnte eine Relevanz in Bezug auf die Sicherheit des Endlagers Konrad – in vereinzelten Fällen – in Phase 1 nicht von vornherein ausgeschlossen werden, wurde insoweit ein weiterer Betrachtungsbedarf für Phase 2 ermittelt (sog. sicherheitsrelevante Deltas).

Die Feststellung eines sogenannten sicherheitsrelevanten Deltas in Phase 1 allein lässt keine Schlussfolgerungen in Bezug auf die Sicherheit des Endlagers Konrad zu.



Es wird lediglich festgestellt, dass sich der aktuelle Stand von Wissenschaft und Technik in Bezug auf die Anforderungen an ein heute neu zu genehmigendes Endlager verändert hat und eine sicherheitstechnische Relevanz nicht von vornherein verneint werden kann. Die ÜsiKo sieht für diesen Fall vor, dass eine weitergehende fachgutachterliche Betrachtung in Phase 2 (Aktualisierung von Sicherheitsanalysen) erfolgt.

Bei der Aktualisierung von Sicherheitsanalysen (Phase 2 der ÜsiKo) setzen sich die Fachgutachter mit den konkreten Ausprägungen eines Fortschritts im Stand von Wissenschaft und Technik mit Bezug zu den sicherheitstechnischen Anforderungen des Endlagers Konrad (sog. Sicherheitsrelevanz) auseinander. Im Rahmen der Bearbeitung in Phase 2 werden z.B. neue Modellrechnungen vorgenommen. Sodann wird untersucht, ob eine Relevanz dieser Ergebnisse für die Sicherheitsanforderungen des Endlagers Konrad nach Phase 2 ausgeschlossen werden kann (1.) oder ob die Sicherheitsrelevanz weiter besteht (2.).

1. Soweit fachgutachterlich festgestellt wird, dass sich die in Phase 1 identifizierte potenzielle Sicherheitsrelevanz nach dem Ergebnis der Phase 2 nicht bestätigt, sind Folgerungen in Bezug auf die Sicherheit des Endlagers Konrad ausgeschlossen. In diesem Fall wird das Delta bereits mit der Aktualisierung der Sicherheitsanalysen geschlossen. Für den Fall, dass die Fachgutachter hier gleichwohl Empfehlungen abgeben, bedeutet dies nicht, dass ihre Umsetzung im Hinblick auf die Sicherheit des Endlagers geboten ist. In diesen Fällen wird die BGE in Abstimmung mit den Behörden vielmehr im Einzelfall bewerten, ob und wenn ja, in welcher Weise eine Realisierung erfolgt, um ggf. einen Beitrag zur überobligatorischen Optimierung der Sicherheit des Endlagers zu leisten.
2. Soweit die Sicherheitsrelevanz eines Deltas für das Endlager Konrad nach der fachgutachterlichen Untersuchung nicht ausgeschlossen werden kann, wird die BGE in Abstimmung mit den Behörden unter Einbeziehung etwaiger Empfehlungen der Gutachter über etwaige Maßnahmen beraten und diese – soweit erforderlich – anschließend umsetzen.



## 1. Einführung

### 1.1 Bezug zum Projekt Errichtung des Endlagers Konrad

Die Bundesgesellschaft für Endlagerung mbH (BGE) ist für die Errichtung und den Betrieb des Endlagers Konrad für radioaktive Abfälle mit vernachlässigbarer Wärmeentwicklung zuständig. Seit der Bestätigung durch das Bundesverwaltungsgericht 2007 wird die Schachtanlage Konrad gemäß dem Planfeststellungsbeschluss (PFB) des Landes Niedersachsen vom 22. Mai 2002 zum Endlager umgerüstet.

Die Genehmigungsbehörde hat unter Beteiligung von Sachverständigen alle Voraussetzungen für den Erlass des PFB im Jahr 2002 geprüft und festgestellt, dass die nach dem Stand von Wissenschaft und Technik erforderliche Vorsorge gegen Schäden getroffen ist. Der PFB ist anschließend mehrfach gerichtlich überprüft und bestätigt worden.

Als verantwortungsvolles Unternehmen begann die BGE vor der Inbetriebnahme die sicherheitstechnischen Anforderungen an das Endlager Konrad nach dem Stand von Wissenschaft und Technik zu überprüfen (ÜsiKo). Die BGE hat sich mit der ÜsiKo selbst die Aufgabe gesetzt, die dem Endlager zum Zeitpunkt seiner Zulassung zugrunde gelegten Anforderungen mit dem aktuellen Stand von Wissenschaft und Technik abzugleichen.

In der Phase 1 der ÜsiKo „Ermittlung des Überprüfungsbedarfs“ wurde der Stand von Wissenschaft und Technik zum Zeitpunkt der Erteilung des PFB mit dem Stand zu Beginn der Arbeiten zur Phase 1 der ÜsiKo verglichen. Auf Basis des Abschlussberichts zu den Störfallanalysen der Phase 1 wurden Deltas identifiziert. Zu diesen werden im Rahmen der Phase 2 vertiefte Betrachtungen zu den Sicherheitsanalysen durchgeführt. In der Störfallanalyse gab es einmal das Ereignis Brand unter Tage und einmal das Ereignis Steinfall. Jedoch nicht die Kombination dieser beiden Ereignisse (Delta 23).



Der Ausbau des Grubengebäudes erfolgt gemäß der Unterlage „Planung Grubengebäude“ nach den aktuellen Ausbauregeln für die Schachtanlage Konrad. Dieses Regelwerk wird kontinuierlich an den aktuellen Technikstand angepasst. Durch den entsprechenden Ausbau wird ein Steinfall auf die Abfallgebinde im bestimmungsgemäßen Betrieb ausgeschlossen. Entsprechend dem Untersuchungsergebnis aus der Ü-siKo Phase 1 wird im Folgenden in Phase 2 untersucht, ob beim Brand eines Transportmittels die Funktion des Ausbaus erhalten bleibt und ob somit ein Steinfall weiterhin ausgeschlossen ist.

Daher werden in diesem Bericht die Folgen eines brandinduzierten Steinfalls auf Einlagerungsgebinde während des Einlagerungsbetriebs untersucht („Auswirkungen eines Brands unter Tage auf den Ausbau“). In diesem theoretischen Szenario wird unterstellt, dass als Folge eines technischen Defekts bei einem mit einem Einlagerungsgebinde beladenen Transportfahrzeug ein Brand entsteht. Die Randbedingungen dieses Brands (z. B. die in [1] aufgeführte Brandlast) werden aus den vorhandenen Sicherheitsbetrachtungen soweit möglich übernommen. Bei unseren Betrachtungen hat sich gezeigt, dass der dieselbetriebene Transportwagen bezüglich der anzusetzenden Brandlasten abdeckend ist. Mit einem aktuellen Simulationsprogramm wird ein Brand modelliert und mittels dieser Ergebnisse werden die Auswirkungen auf die Firse insbesondere oberhalb des transportierten Einlagerungsgebändes untersucht.

Entsprechend der Leistungsbeschreibung sind die Auswirkungen dieses Brands unter Tage auf den Ausbau zu betrachten und eine ggf. hieraus resultierende mechanische Einwirkung auf thermisch beanspruchte Gebinde zu ermitteln.

## **1.2 Vorgehensweise bei der Bearbeitung**

Die Bearbeitung der Aufgabe ist in 3 Teile (Schritte a, b und c) untergliedert. Die Bewertung eines brandinduzierten Steinfalls auf Einlagerungsgebinde während des Einlagerungsbetriebs soll durch drei aufeinander aufbauende Teilprojekte erfolgen. Ab-



hängig von den Ergebnissen der jeweils vorausgehenden Teilprojekte soll in Abstimmung mit der BGE festgelegt werden, ob die jeweils folgenden detaillierteren Betrachtungen in den weiteren Teilschritten erforderlich sind oder nicht.

Im Schritt a-1 sollen auf Grundlage der für das Brandgeschehen zur Verfügung gestellten Modell-Kurve „Fahrzeugbrand“ (PTB-Kurve) generische Brandsimulationen für die drei Ausbausysteme des Einlagerungstransportweges erstellt werden. Bei dem Ausbausystem 1 handelt es sich um einen zweischaligen, bei dem Ausbausystem 2 um einen einschaligen Ausbau. Ausbausystem 3 bezeichnet einen Felsausbau, der mit Ankern (Spreizhülsen- und Klebeanker) und Maschendraht gesichert ist.

Für die Simulationen werden detaillierte dreidimensionale Modelle erzeugt, die die wichtigsten material- und brandspezifischen Eigenschaften, wie z. B. die Materialien des Deckenaufbaus sowie weitere brandrelevante Objekte, die ggf. eine Verschattung des radiativen Wärmestroms bewirken, berücksichtigen. Weitere für den Wärmetransport wichtige Randbedingungen wie der Bewetterungsplan, die Lufttemperaturen und die Wärmesenken, wie beispielsweise der transportierte Behälter, werden ebenfalls berücksichtigt. Die Brandsimulationsrechnungen werden mit der Strömungssimulationssoftware Fire Dynamics Simulator (fds) [2] für alle Ausbausysteme durchgeführt (Schritt a-1). Als Ergebnis werden der zeitliche Verlauf der konvektiven und der radiativen Wärmeströme berechnet sowie die Temperaturentwicklung an der Unterseite der Firste und an den Stößen für Zeitschritte von einer Sekunde ermittelt. Grundlage für die Brandsimulationen ist der mit Diesel betriebene Transportwagen. Die Annahmen der Brandlasten decken diejenigen des mit Batterie betriebenen elektrischen Transportwagens und die des Stapelfahrzeuges ab.

Auf Grundlage des thermischen Energieeintrags in die Oberfläche des Ausbaus wird der Wärmetransport im Festkörper berechnet. Die Berechnungen werden mit dem Finite Elemente (FE)-Programm ANSYS [3] durchgeführt (Schritt a-2).



Zur Bewertung der Integrität der verschiedenen Ausbausysteme werden die thermisch induzierten Spannungen mit den Spannungen aus den ständig wirkenden Lasten überlagert. Zudem erfolgt eine Bewertung möglicher Abplatzungen (Schritt a-3). Aufgrund der Komplexität der gebirgsmechanischen Modelle und der spezifischen Gegebenheiten in den Einlagerungsstrecken des Grubengebäudes Konrad wurde die Bewertung der Auswirkungen des Brandereignisses auf das Ausbausystem 3 von der BGE selbst durchgeführt [4].

Mögliche Auswirkungen durch die induzierten Lasten in die Firste wurden bewertet und die Folgen ausgewiesen. Auf dieser Grundlage wurden die mechanischen Auswirkungen für typische Gebinde berechnet und die Folgen bewertet (Schritt b).



## 2. Umfang des Berichts

Im Rahmen dieses Berichts werden folgende Punkte betrachtet bzw. abgearbeitet:

- Beschreibung der Ausbausysteme
- Festlegung der Parameter
- Modellierung des Brands für alle Ausbausysteme
- Berechnung der Temperaturprofile im Beton / Gestein
- Ermittlung der thermomechanischen Spannungen im Beton
- Überlagerung der Spannungen aus Temperatureinwirkung und aus ständigen Lasten
- Bewertung der Auswirkungen auf die Ausbausysteme
- Bewertung der Betonabplatzungen bzw. Löseereignisse
- Beschreibung der zu betrachtenden Abfallgebinde
- Beschreibung der betrachteten Bruchkörper
- Erstellung von FE-Modellen jeweils bestehend aus Abfallgebinde und Bruchkörper
- Durchführung und Auswertung der Berechnungen zur Ermittlung der Auswirkungen auf die Abfallgebinde infolge eines Aufpralls
- Zusammenfassung



### **3. Beschreibung der Ausbausysteme**

In diesem Kapitel werden drei Ausbausysteme vorgestellt, die Grundlage für die Brandsimulationen sind. Diese Ausbausysteme sind entlang des Einlagerungstransportweges anzutreffen.

#### **3.1 Spritzbeton-Innenschale (Ausbausystem 1, zweischalig)**

Das Ausbausystem 1 ist u. a. für das Füllort, die Füllortenerweiterung, die Einlagerungs- und Transportstrecke (ETS) und das Brückenfeld vorgesehen. In Abbildung 3-2 sind Bereiche der Strecken dargestellt, die entsprechend ausgebaut sind bzw. werden. Dabei handelt es sich um ein zweischaliges Ausbaukonzept mit einer nachgiebigen, geschlitzten Außen- und einer bewehrten Innenschale.

Die Außenschale besteht aus einer ca. 20 cm dicken Spritzbetonschale mit einer konstruktiven Mattenbewehrung Q188 und Ausbauankern zur Rückbefestigung am Gebirge. Die Innenschale der hier betrachteten ETS besteht aus einer 30 cm dicken Spritzbetonschale C35/45 und einer Stabstahlbewehrung aus B500B mit Stabdurchmesser von 10 mm und 12 mm.

Für die Brandsimulation und die weiterführenden Untersuchungen wurde der in Abbildung 3-1 dargestellte Querschnitt aus der ETS berücksichtigt. Dieser Querschnitt weist im Bereich der ETS die geringste Querschnittsbreite und -höhe auf. Bei einer geringen Bewetterung sind bei einem geringen Querschnitt höhere Wärmeströme in die Firste zu erwarten als bei größeren Querschnitten, da die Flammen mit einer höheren Wahrscheinlichkeit in Kontakt mit dem Grubengebäude kommen und der Wärmetransport sich erhöht. Ist der Volumenstrom der Bewetterung hoch, bewirkt ein kleinerer Querschnitt, dass die Strömungsgeschwindigkeit steigt und die Wärme schneller aus dem Bereich abtransportiert wird. Weiterhin werden die Flammen in Richtung des Bewetterungsstromes gestreckt, was lokal (direkt oberhalb des Gebindes) einen geringen Wärmetransport ins Grubengebäude zur Folge hat. Daher kann nicht ausgewiesen werden, welcher Querschnitt unter Berücksichtigung aller möglicher Parameter

am konservativsten ist. Aus diesem Grund wurde für die unterschiedlichen Ausbausysteme ein breites Spektrum an Parametern untersucht, um unterschiedliche Einflüsse wie insbesondere die Querschnittflächen und die Bewetterungszustände zu bewerten. Einzelheiten und Ergebnisse sind im Kapitel 4.1 dargelegt.

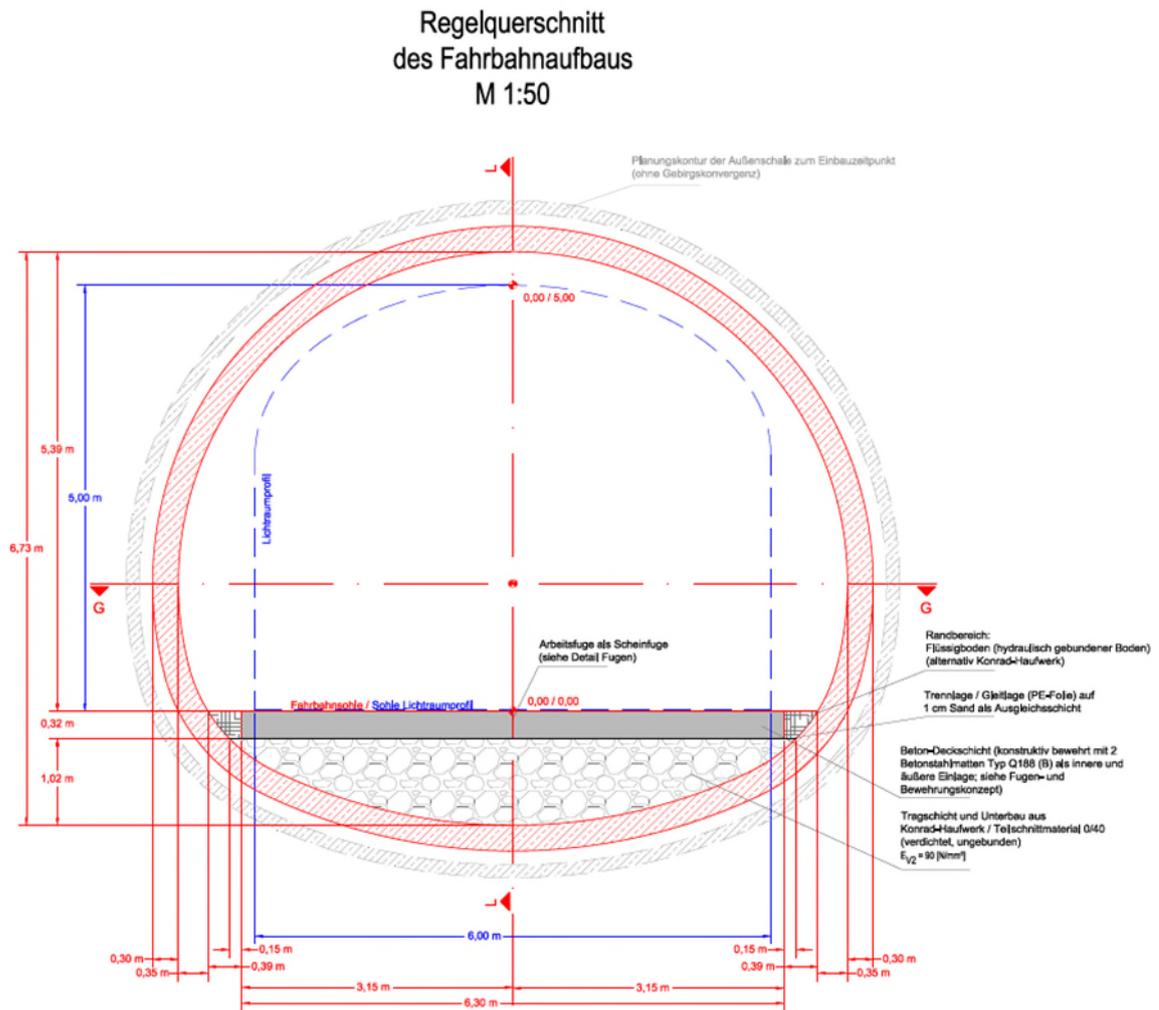


Abbildung 3-1: Querschnitt zweischaliger Ausbau - Ausbausystem 1 (Quelle: BGE)



C35/45 mit je einer Bewehrungsmatte Q188 berg- und luftseitig. Die Überdeckung der Baustahlmatte beträgt im Regelfall ca. 35 mm.

Der für die Brandsimulation berücksichtigte Querschnitt ist in Abbildung 3-3 dargestellt.

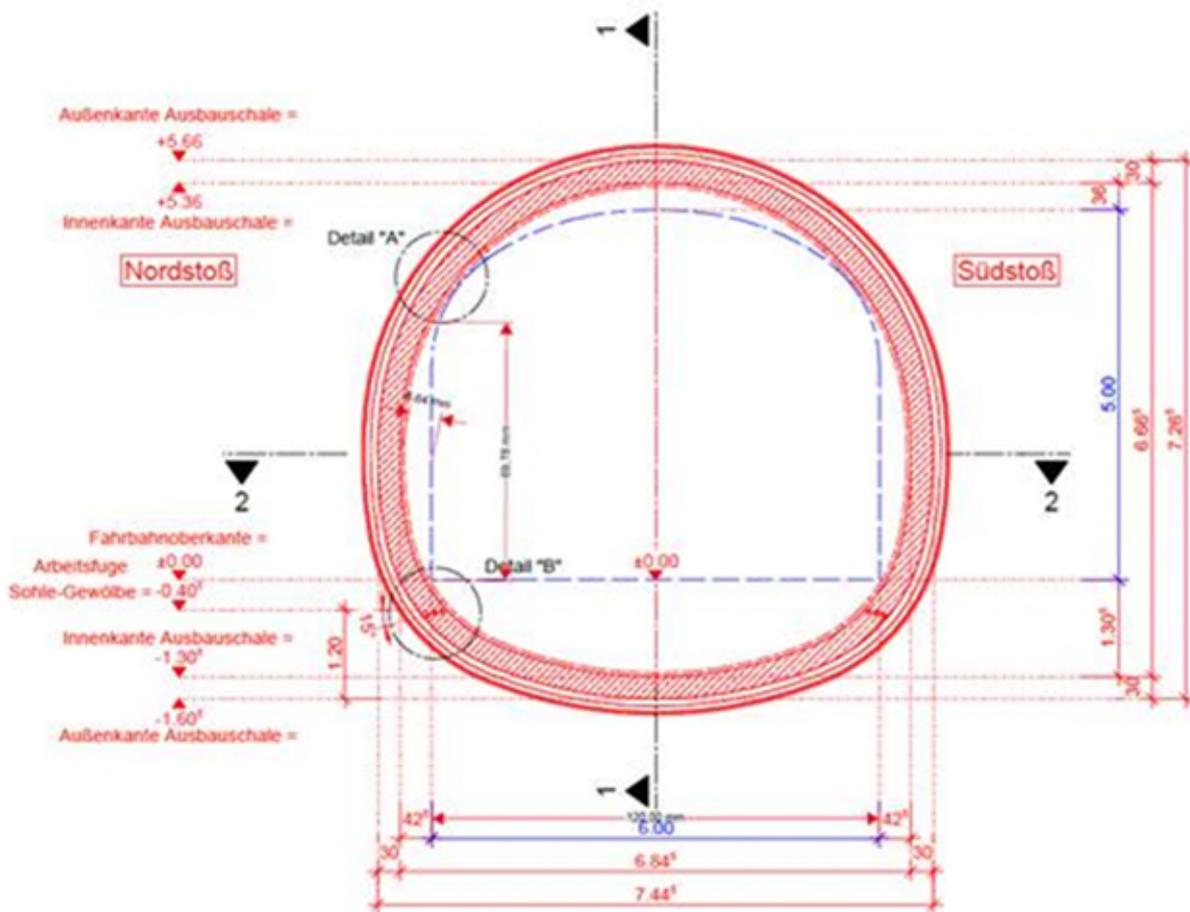


Abbildung 3-3: Querschnitt einschaliger Ausbau - Ausbausystem 2 (Quelle: BGE)

### 3.3 Anker-Maschendraht (Ausbausystem 3)

Bei dem Ausbausystem 3 kommt kein Spritzbetonausbau zum Einsatz. Dieses Ausbausystem ist beispielsweise für die Einlagerungskammern (ELK) und die zugehörigen Zufahrten vorgesehen. Die ELK und die Zufahrten wurden bzw. werden im anstehenden Gebirge durch Sprezhülsenanker und Maschendraht gesichert. Darüber hinaus sind in geomechanisch beanspruchten Bereichen der ELK zusätzliche Klebeanker eingebaut. Im Rahmen von Voruntersuchungen wurden zwei verschiedene Gesteinstypen untersucht. Dabei handelt es sich um Tongesteine sowie um kalkreiche Gesteine und Eisenoolithe. Der für die Brandsimulation berücksichtigte Querschnitt ist in Abbildung 3-4 dargestellt.

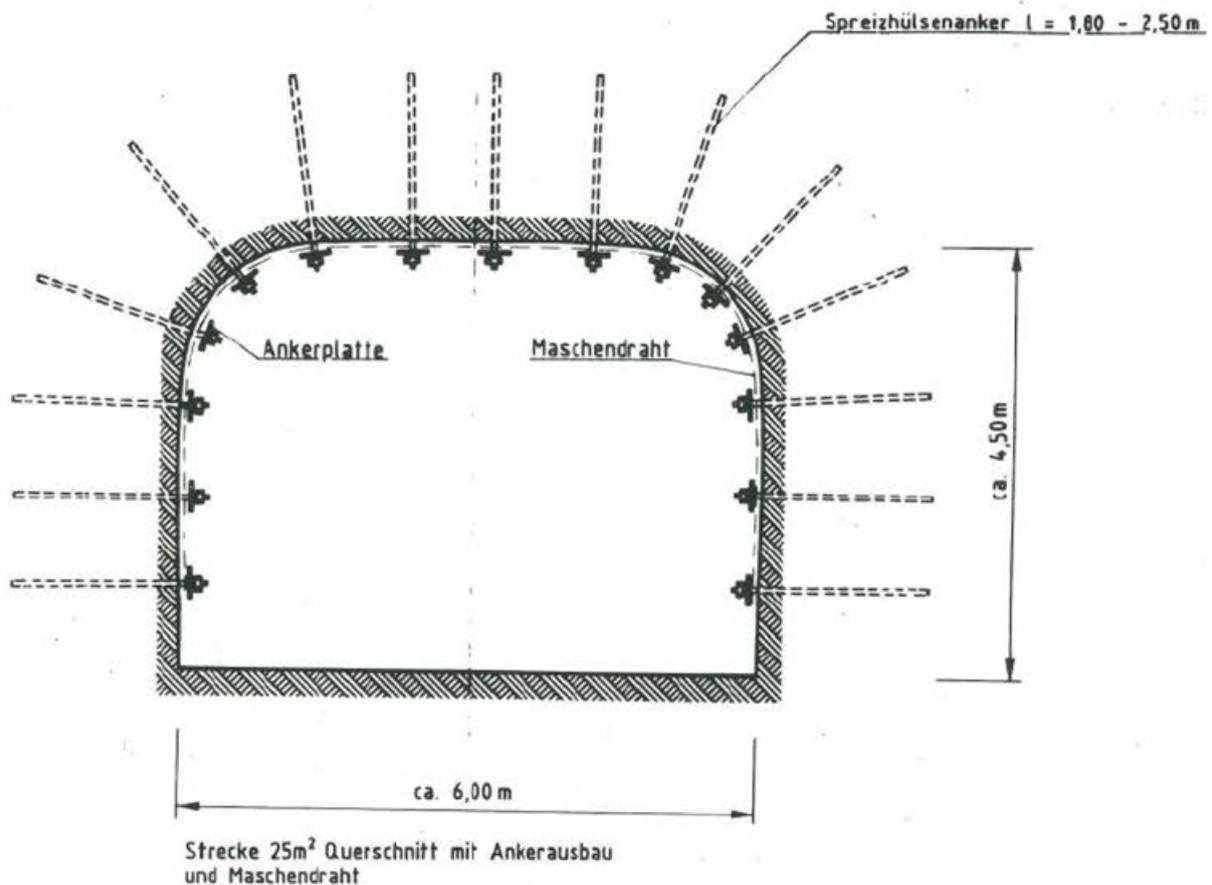


Abbildung 3-4: Querschnitt ELK bzw. Kammerzufahrt - Ausbausystem 3 (Quelle: BGE)



#### **4. Festlegung der Parameter für die Simulationsrechnungen und Ermittlung der Einwirkung auf die Oberflächen**

##### **4.1 Ermittlung der festgelegten Bewetterungen für die unterschiedlichen Querschnitte**

Die drei Ausbausysteme decken die Ausbausituationen ab, die für die Transportstrecken radioaktiver Gebinde untertage relevant sind. Für alle drei Ausbausysteme wurden generische Untersuchungen durchgeführt, da sie einen Einfluss auf die Temperaturentwicklung in der Firste bei gleichbleibenden Brandszenario haben. Unter anderem können folgende Parameter einen Einfluss auf die Temperaturentwicklung in der Firste haben:

- Der Querschnitt des Ausbaus, der in Abhängigkeit von der Bewetterung die Strömungsgeschwindigkeit der zugeführten Luft sowie des zugeführten Sauerstoffs und somit teilweise die Wärmeabfuhr sowie den Verbrennungsprozess bestimmt.
- Die Oberfläche des Ausbaus, insbesondere der Firste, auf die die Flammen infolge des Brands einwirken können.
- Der Bewetterungsstrom, mit dem die Ausbausysteme belüftet werden, indem sich unterschiedliche Strömungsgeschwindigkeiten im Querschnitt ausbilden und diese einen Einfluss auf die Flammenbewegung haben.
- Die Nähe des Brandherds zur Firste insbesondere im Hinblick auf den radiativen Wärmetransport.

Um herauszufinden, welche Parameter den größeren Einfluss haben, wurden die Querschnitte und die jeweils zugehörigen Bewetterungsströme in Voruntersuchungen betrachtet. Hiermit wurde der Einfluss der Bewetterungsströme abgeschätzt. Im Er-



gebnis hat sich gezeigt, dass die geringere Geschwindigkeit im Querschnitt eine konservative Abschätzung hinsichtlich der Wärmeentwicklung in die Firste ist. Dies bestätigen ebenfalls die Ergebnisse der gesamten Untersuchung in Tabelle 5-1. Die Berechnungen dieser Voruntersuchungen wurden mit den in Tabelle 4-1 aufgeführten Daten weitergeführt. Diese Daten sind so gewählt, dass mit dem höchsten Wärmeeintrag zu rechnen ist und beschreiben somit den jeweils ungünstigsten untersuchten Fall. Die relevanten Ergebnisse der Voruntersuchungen werden hier in diesem Bericht vorgestellt.

Tabelle 4-1: Zusammenfassung der Querschnitte der Ausbausysteme und der Bewetterungsströme entsprechend dem aktuellen Planungsstand

	<b>Querschnittsfläche</b>  [m <sup>2</sup> ]	<b>Bewetterungsstrom</b> <b>(Quelle: BGE)</b>  [m <sup>3</sup> /s]	<b>Querschnittsge-</b> <b>schwindigkeit</b>  [m/s]
<b>Ausbausystem 1</b>	32	13,7	0,43
<b>Ausbausystem 2</b>	32	62,7	1,96
<b>Ausbausystem 3</b>	27	17,25	0,64

Die Temperatur der Bewetterungsströme beträgt in allen Ausbausystemen 30°C. Dies entspricht gemäß den Angaben der BGE einer Tagestemperatur von 25°C.



## 4.2 Festlegung der brandspezifischen Parameter für die Simulationsrechnungen

Zur Abschätzung der thermischen Last, die in Folge eines Brandes eines Transportwagens (TW) untertage auf die mit radioaktiven Abfällen beladenen Behälter wirken kann, sind seitens der Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit gGmbH (GRS) im Rahmen des Planfeststellungsverfahrens unterschiedliche Analysen durchgeführt worden.

In [1] ist eine Beschreibung der verwendeten Randbedingungen, der durchgeführten Versuche und der Berechnungen dokumentiert. Unter anderem ist auch die Brandlast ausgewiesen, die für diese Untersuchungen angesetzt wurde. Das Ergebnis der Untersuchung ist eine Modellkurve, die sogenannte PTB-Kurve, welche eine konservative Abschätzung der vorliegenden Lufttemperaturen an den Oberflächen der Abfallbehälter über den zu betrachtenden Zeitraum des Brandes vorgibt. Sie weist eine gleichbleibende Temperatur vor den Außenflächen der Abfallbehälter von 800°C während eines einstündigen Brandes aus.

Entsprechend der Zielsetzung der ÜSiKo werden die ursprünglich angesetzten Randbedingungen mittels aktueller Methoden untersucht. Erste Brandsimulationsrechnungen unter Verwendung der Software fds, bei denen die in [1] aufgeführte Brandlast zugrunde gelegt wurde, haben gezeigt, dass in dem von uns erstellten Modell vor allen Außenflächen des Abfallbehälters keine homogene Temperatur von 800°C über eine Stunde ausgewiesen wird. Die PTB-Kurve stellt nach unseren Berechnungen auf Grundlage der vorgegebenen Brandlast und der aus der Verbrennung resultierenden Wärme eine konservative Ausweisung der Temperaturen vor den Außenflächen der Abfallbehälter dar.

Wir haben die Randbedingungen für die Brandsimulation auf Basis der in [1] dargestellten Randbedingungen geringfügig angepasst. Mittels dieser angepassten Randbedingungen haben wir die Berechnungen mit dem Simulationsprogramm fds durchgeführt und ausgewertet. Diese Herangehensweise ist für die Ansätze der PTB-Kurve



in Bezug auf die Brandlast sowie die maßgebenden Randbedingungen wie im weiteren Verlauf des Kapitels dargelegt als abdeckend zu betrachten. In dieser Teilbetrachtung der Phase 2 der ÜSiKo wird darüber hinaus der Wärmeeintrag in das Grubengebäude ermittelt. Im Weiteren wurden die Brandsimulationen auf der Grundlage des so entwickelten Brandszenarios durchgeführt.

Da die aus [1] hervorgehende Modellkurve für den Temperatur-Zeit-Verlauf beim Fahrzeugbrand insbesondere bezüglich der thermischen Lastannahmen für die Abfallbehälter entwickelt wurde, liegt uns bezüglich der durchzuführenden Untersuchungen zu den Ausbauvarianten kein vorheriger Untersuchungsstand vor. Darüber hinaus wurde in ÜSiKo Phase 1 ein Delta im Stand von Wissenschaft und Technik hinsichtlich der damaligen Vorgehensweise zur Ermittlung der sich infolge eines Dieselbrands einstellenden Temperaturen vor den Abfallbehälter-Oberflächen aufgrund der inzwischen für die Brandsimulationsrechnungen verfügbaren Rechenkapazitäten festgestellt. Dies betrifft insbesondere Weiterentwicklungen im Bereich der Software. Daher stellt die damalige Vorgehensweise zur Ermittlung nicht mehr den aktuellen Stand der Technik dar. Insbesondere der Einfluss der Geometrie und der dazugehörigen Materialien, der in der PTB-Kurve konservativ nicht berücksichtigt wurde, kann heutzutage realitätsnäher abgebildet werden.

Daher haben wir folgende Vorgehensweise für die Simulation des Brandes festgelegt: Um den Anforderungen aus der ÜSiKo gerecht zu werden, werden die Ansätze und die Herleitungen der PTB-Kurve genutzt und mit neuesten Erkenntnissen zum aktuell vorgesehenen TW ergänzt. Ziel dieser Untersuchung ist die Ermittlung der Schädigung von unterschiedlichen Ausbausystemen im Brandfall. Daher wurden die Temperaturen vor den Abfallbehälter-Oberflächen nicht als feste Randbedingung vorgegeben.

Die Herleitungen und Randbedingungen zur PTB-Kurve stammen aus den zur Verfügung gestellten Dokumenten [1] und [5]. Die wichtigsten übernommenen Parameter aus den vorhergenannten Dokumenten sind in Tabelle 4-2 zusammengefasst. Dabei handelt es sich insbesondere um die Brandlast, die Wärmefreisetzungsrate und die



Brandfläche der ölhaltigen Flüssigkeiten, die Brandlast und die Wärmefreisetzungsrates der Reifen sowie den Streckenuntergrund. Für die Brandorte wurden generische Annahmen getroffen, die in den folgenden Kapiteln erläutert werden.



Tabelle 4-2: Übernommene Brandparameter aus [1] und [5] für den mit Diesel betriebenen Transportwagen

Flüssige Brandlast	Dieselmkraftstoff: 300 l
	Hydrauliköl: 230 l
	Weitere Öle: 183 l
	<b>Summe: 713 l Flüssige Brandlast</b>
Abbrandrate flüssige Brandlast	150 kg/(m <sup>2</sup> h)
Heizwert flüssige Brandlast	38,25 MJ/kg
Flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate	1,59 MW/m <sup>2</sup>
Brandfläche Diesel	10 m <sup>2</sup>
Streckenuntergrund	Gerade Fahrbahn, nicht gewölbt oder abschüssig
Abbrandrate Reifen	40 kg/(m <sup>2</sup> h)
Heizwert Reifen	33,6 MJ/kg
Flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate	0,373 MW/m <sup>2</sup>

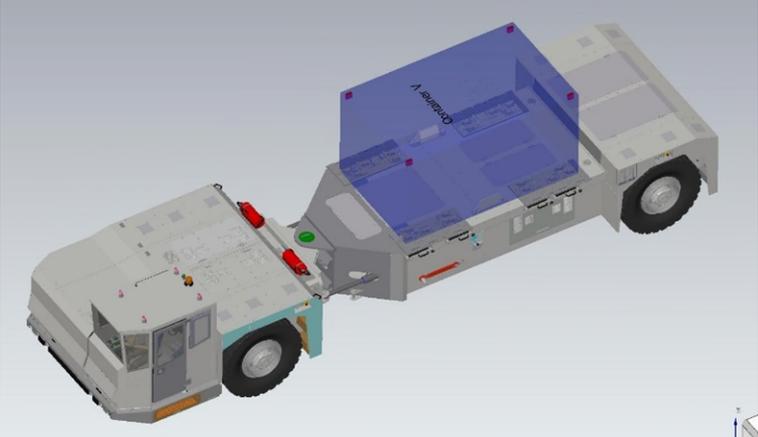
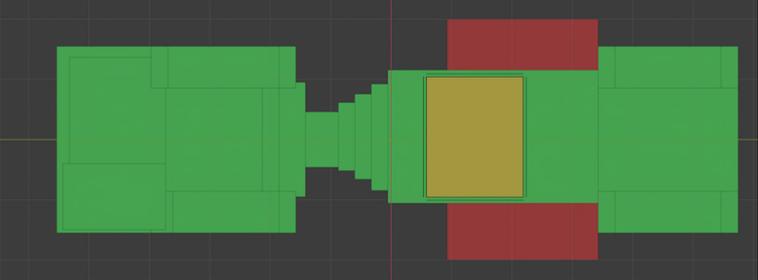


Einige Parameter sind vorausgehend mittels Parameterstudien bewertet und teilweise angepasst worden. Dabei handelt es sich um:

- Position der ölhaltigen Lache
- Geometrie des TW und Brandfläche der Reifen
- Abfallbehälter (insbesondere Wandstruktur)
- Streckenlänge
- Bewetterungsstrom
- Gebirgseigenschaften für den Ausbauquerschnitt 3

Auf Grundlage der Voruntersuchungen und der weniger detaillierten Berechnungen konnten relevante Parameter ermittelt und wesentliche Einflussgrößen erkannt werden. Abweichende Randbedingungen von [1] und [5], wie beispielsweise die Fahrzeuggeometrie inklusive veränderter Brandlast der Reifen, sind in Tabelle 4-3 zusammengefasst.

Tabelle 4-3: Angepasste Brandparameter aus dem neuen TW-Modell

Feste Brandlast	Reifen: Vorne 409,5 kg + hinten 409,5 kg (Gummimasse)
Brandfläche Reifen	Ca. 3,42 m <sup>2</sup> pro Reifen
Fahrzeugmodell	
Lachenpositionierung (Fläche in Rot)	

Alle wichtigen Brandparameter werden im Folgenden kurz dargelegt und erläutert.

#### Flüssige, ölhaltige Brandlast

Die flüssige Brandlast, welche aus Dieselkraftstoff (300 l), Hydrauliköl (230 l) und weiteren Ölen (183 l) besteht, wird aufgrund der ähnlichen Brandeigenschaften zu 713 l Dieselkraftstoff angesetzt. Bei einem angenommenen Heizwert von 42,5 MJ/kg von Öl



und einem Verbrennungsfaktor von 0,9, der den Anteil an nicht oder unvollständig verbranntem Brennstoff berücksichtigt, ergibt sich ein effizienter Heizwert von 38,25 MJ/kg. Bei einer vorgegebenen Abbrandrate von 150 kg/(m<sup>2</sup>h) [1] ergibt sich eine flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate von 1,59 MW/m<sup>2</sup>. Die hier übernommenen Parameter der Abbrandrate und die Wärmefreisetzungsrate werden unter dem Punkt Lache nochmals diskutiert. Diese Annahmen sind bezüglich eines elektrisch angetriebenen Fahrzeugs konservativ und abdeckend (siehe hierzu Nebenbestimmung A.3 - 21 [6]).

### Streckenuntergrund

Zur Vereinfachung der Simulation und der Randbedingungen wird konservativ davon ausgegangen, dass die Strecke, auf der der TW anfängt zu brennen, einer geraden Fahrbahn, welche nicht gewölbt oder abschüssig ist, entspricht. Zudem wird angenommen, dass die Flüssigkeitslache nicht versickert.

### Abbrandrate Reifen

In der E DIN prEN 1991-1-2:2021-10 Tabelle E.4 [7] wird der Heizwert von Gummireifen mit 30 MJ/kg angegeben. Dieser wird nicht verwendet. Die Abbrandrate von Reifen von 40 kg/(m<sup>2</sup>h) wurde genauso wie der effiziente Heizwert von 33,6 MJ/kg aus [8] übernommen. Es ergibt sich eine flächenbezogene Wärmefreisetzungsrate von 0,373 MW/m<sup>2</sup>. Die Brandfläche der Reifen wird unter dem Punkt Geometrie des TW und Brandfläche der Reifen genauer diskutiert.

### Lachengröße, Lachenpositionierung und Wärmefreisetzung

In den bisherigen Annahmen wird von einer Lachengröße von 10 m<sup>2</sup> ausgegangen. Dieser Wert wurde gewählt, um eine Fläche zu definieren, bei der sich alle Reifen durch den Brand entzünden können und weiterhin sichergestellt wird, dass die Abfallbehälter eine direkte Temperaturbelastung erfahren. In dieser Studie werden die 10



m<sup>2</sup> ebenfalls angenommen. Die Lachenpositionierung wird jedoch abweichend von der ursprünglichen Variante angepasst. Durch Voruntersuchungen hat sich gezeigt, dass an der Firste höhere Temperaturen entstehen, wenn die Flammen ohne Hindernis und Verschattung an die Firste ragen und strahlen können. Die Maximaltemperaturen unterscheiden sich in der Untersuchung um ca. 200°C, wie in Abbildung 4-1 und Abbildung 4-2 zu sehen ist. Die Voruntersuchungen, die eine Vereinfachung der hier durchgeführten Simulationen darstellen, geben einen Trend des Temperaturunterschiedes an, besagen jedoch nicht, dass in der finalen Simulation ebenfalls ein Unterschied von 200°C auftreten muss. Aufgrund der Ergebnisse der Voruntersuchung wurde die Lache mittig unter den TW positioniert. Sie hat die Maße 4 m x 2,5 m. In Abbildung 4-3 ist die Fläche der Diesellache in Rot dargestellt.

Die Abbrandrate ist mittels Literaturrecherche nochmals untersucht worden. Gegenstand der Untersuchung war die potenzielle Wärmefreisetzungsrate in Abhängigkeit des Brandtyps. Unterschieden wurden der Lachenbrand (pool fire) und der Überlaufbrand (spill fire). Lachenbrände sind nach [9] und [10] Brände, in der eine seitlich beschränkte Flüssigkeit mit einer freien Oberfläche und einer Flüssigkeitstiefe von >10 mm brennt. Der Überlaufbrand ist ein Teilbereich des Lachenbrands und der Flüssigkeitsstand ist geringer als 5-10 mm. Da das Auslaufen der Öle zu einer Lache nicht genauer definiert wird und generell sehr schwer festzulegen ist, ist untersucht worden, ob die beiden unterschiedlichen Brandtypen unterschiedliche Wärmefreisetzungsraten zur Folge haben. Lachenbrände sind in der Wissenschaft umfangreich untersucht worden. Nach [11] liegen die Abbrandraten beim Lachenbrand >10 mm im stationären Zustand bei ca. 3,5 mm/min, was ungefähr 175 kg/m<sup>2</sup>h entspricht. Überlaufbrände zeigen zwei unterschiedliche Verhalten, je nachdem wie der flüssige Brennstoff nachgeführt wird. Bei Lachen, die unter 5 mm Tiefe liegen und abbrennen, wird kein stationärer Zustand erreicht. Wird der Lache jedoch permanent Brennstoff nachgeführt, kann auch bei geringeren Flüssigkeitsständen ein stationärer Zustand und annähernd die Abbrandraten von 175 kg/m<sup>2</sup>h erreicht werden. Diese Untersuchungen sind [10] und [12] entnommen.

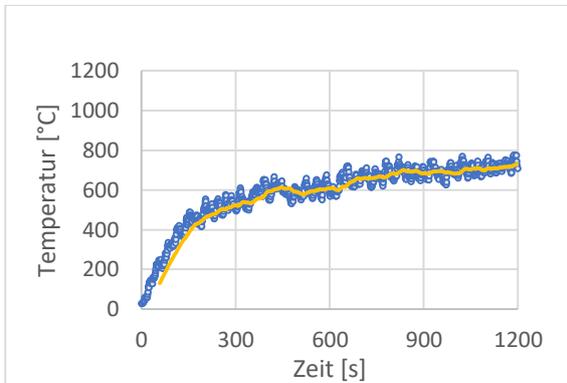


Abbildung 4-1: Verlauf der Maximaltemperatur an der Firste mit der Lache direkt unter dem TW orientiert am Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

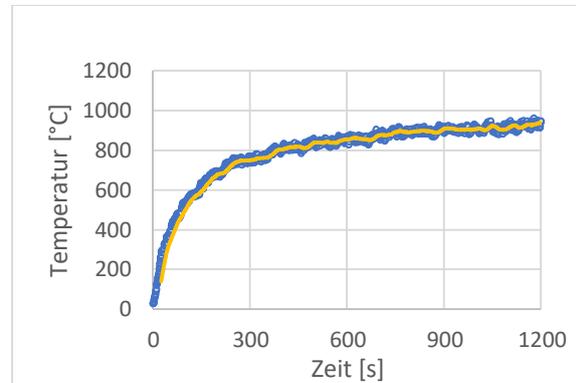


Abbildung 4-2: Verlauf der Maximaltemperatur an der Firste mit der Lache mittig unter dem TW mit Sichtkontakt zur Firste orientiert am Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

Es zeigt sich, dass die Vorgabe der Höhe der Abbrandrate von  $150 \text{ kg/m}^2\text{h}$  [1] plausibel ist und bei Flüssigkeitsständen sowohl größer 10 mm als auch kleiner 10 mm auftreten kann.

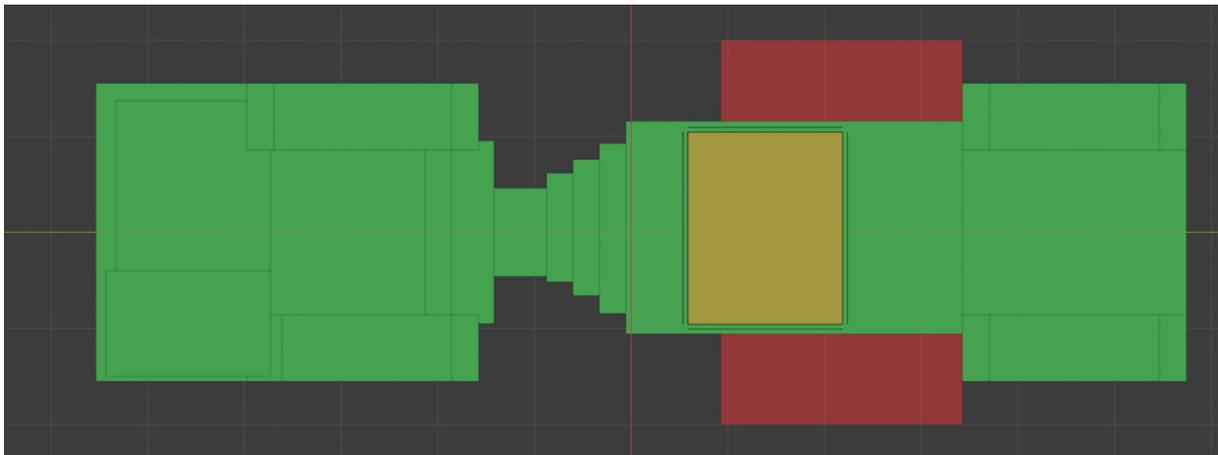


Abbildung 4-3: CAD-Modell des TW mit Abfallbehälter (gelb), Stahl (grün) und Diesellache (rot)

### Geometrie des TW und Brandfläche der Reifen

Zur Integration des TW in das Simulationsmodell konnte auf ein von der BGE zur Verfügung gestelltes 3D-Modell zurückgegriffen werden, welches für die Simulation nochmals vereinfacht wurde. Der gesamten Oberfläche des TW wurden die Materialeigenschaften von Stahl zugeordnet, sodass die Wärmeaufnahme durch den Brand in der Simulation berücksichtigt wird.

Bei dem berücksichtigten TW sind die Reifenflächen und -massen geringer als im Vergleich zu der in [1] betrachteten Analyse. Dies resultiert in einer geringeren Brandlast. Zusätzlich sind die Reifen stärker durch die Radkästen abgeschirmt und der Radstand hat sich von ca. 9,5 m auf ca. 11,2 m erhöht.

In [1] ist beschrieben, dass sich die Reifen infolge des Brands der ölhaltigen Lache entzünden. Dies ist einer der Gründe, weswegen die flüssige Lache ursprünglich längs



unter den TW platziert wurde. Ohne das Stützfeuer aus diesem Brand würden die Reifen nicht auf der gesamten Oberfläche brennen.

Zuvor durchgeführte Parameteranalysen zu der Lache, welche bereits weiter oben beschrieben sind, zeigen, dass die Positionierung und der Brand der flüssigen Brandlast einen größeren Einfluss auf die Temperaturentwicklung an der Firste haben als der Reifenbrand. Durch den größeren Abstand zwischen Lache und Reifen ist plausibel, dass die Temperaturentwicklung an der Oberfläche der vier Reifen geringer ausfällt.

Diese beiden angepassten Ansätze führen dazu, dass die Oberfläche, mit der die Reifen brennen, sich insgesamt verringert. Insbesondere die innenliegende Seite der Reifen erreicht nicht die Temperatur von ca. 330°C, die zu einer Entzündung der Reifen führen würde. Die sich einstellende Oberflächentemperatur der Reifen, ohne dass diese sich entzünden, ist in einer weiteren Simulation untersucht worden. Die Oberflächentemperaturen sind in der folgenden Abbildung 4-4 dargestellt. Die Brandoberfläche der Reifen wurde ursprünglich auf das 1,5-fache der Reifenoberfläche abgeschätzt. Durch die oben genannten Analysen ist die Oberfläche realitätsnäher auf das 0,75-fache der Reifenoberfläche abgeschätzt worden.

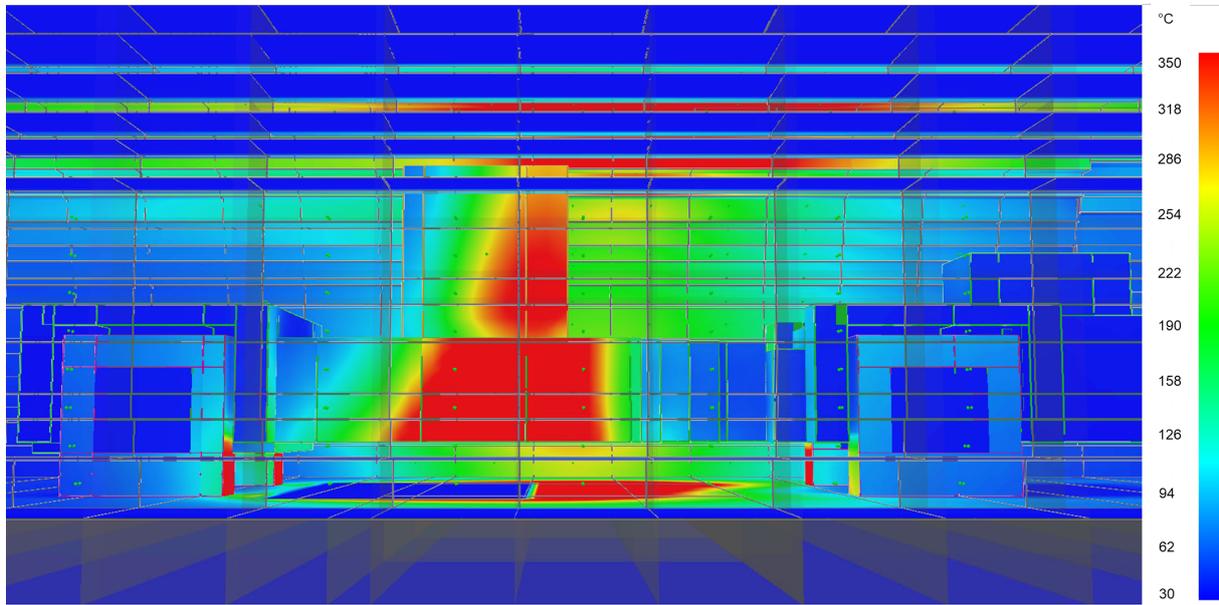


Abbildung 4-4: Oberflächentemperaturen der Festkörper.

Es wurden mehrere Brandsimulationen mit verschiedenen Modellen durchgeführt. Ebenfalls sind die ersten beiden Brandphasen (Tabelle 4-4) mit der gesamten Oberfläche der Reifen exemplarisch an einem Modell simuliert worden. Der Vergleich der höchsten Firsttemperatur (Abbildung 4-5) und der Temperatur vor der Firste (Abbildung 4-6) zeigt keine signifikanten Unterschiede.

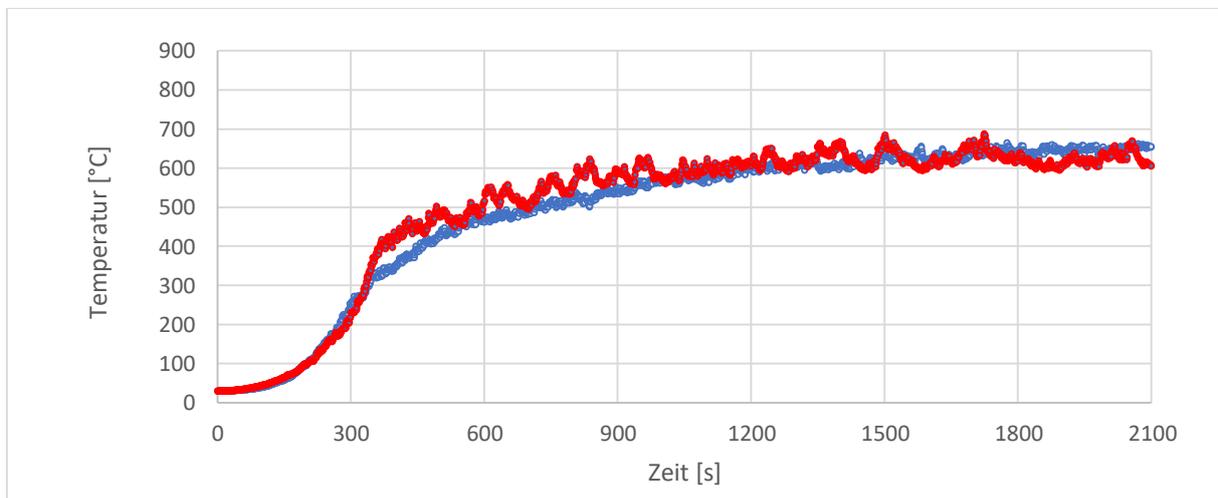


Abbildung 4-5: Vergleich der Firsttemperatur des wärmsten Abschnitts als Voruntersuchung im Ausbausystem 1 mit der 0,75-fachen (blau) und mit der 1-fachen (rot) Oberfläche der Reifen als Brandfläche

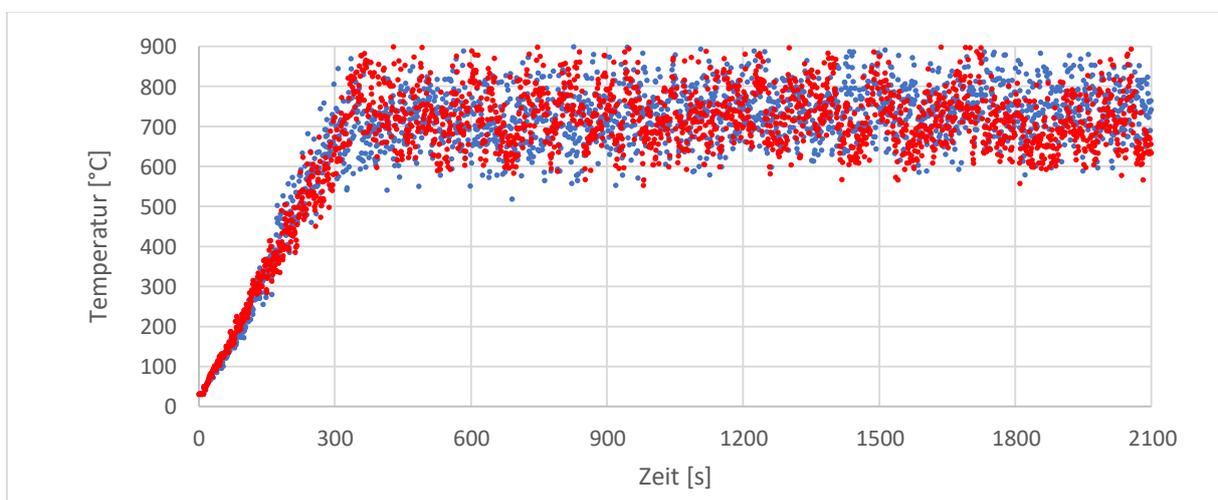


Abbildung 4-6: Vergleich der Temperatur vor der Firste des wärmsten Abschnitts als Voruntersuchung im Ausbausystem 1 mit der 0,75-fachen (blau) und mit der 1-fachen (rot) Oberfläche der Reifen als Brandfläche

Das Modell des TW ist bereits in Tabelle 4-3 dargestellt. Zur Vereinfachung des Simulationsmodells sind die Reifen, welche in der Abbildung 4-7 zu sehen sind, rechteckig modelliert, da das Simulationsprogramm fds [2] nur rechtwinklige Objekte numerisch vernetzen kann. Eine detailliertere Modellierung der Reifen würde die Modellierungs- und insbesondere die Berechnungszeiten unangemessen ausweiten, allerdings können auch mit dem vereinfachten Modell wesentliche Einflüsse schnell erkannt werden.

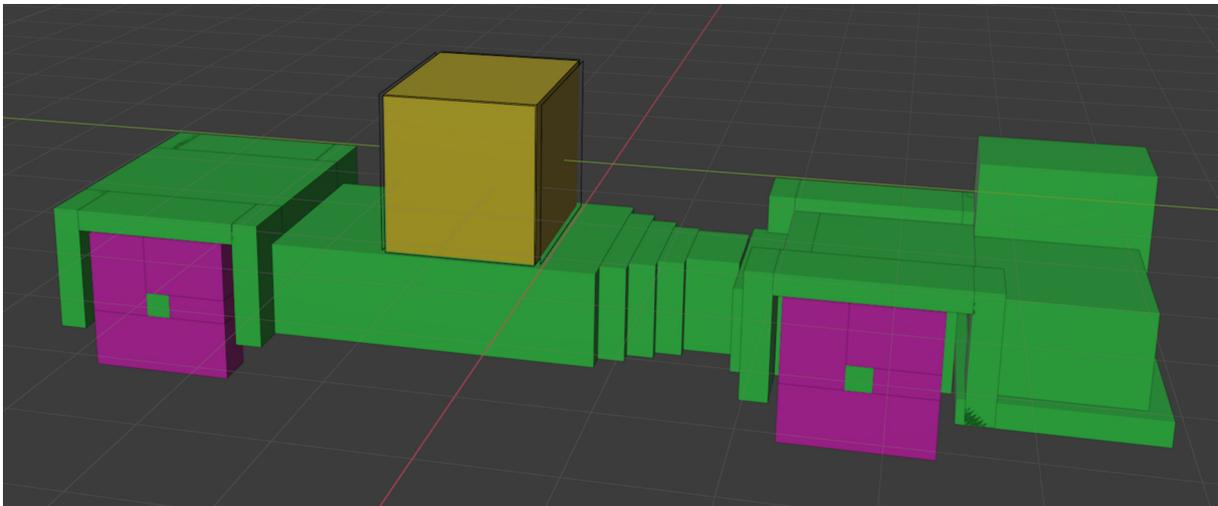


Abbildung 4-7: Vereinfachtes 3D-Modell des TW. Die unterschiedlichen Farben stellen unterschiedliche Materialien dar. Grün ist Stahl, gelb ist Gusseisen und pink ist das Reifenmaterial.

### Abfallbehälter

Auf dem TW befindet sich ein Abfallbehälter, der ebenfalls modelliert wird und als Wärmesenke wirkt. Die Maße des Abfallbehälter können der Abbildung 4-8 entnommen werden. Der Behälter (Stahlblechcontainer Typ VI) wurde ausgewählt, da für diesen Behälter eine hohe Einwirkung durch das Brandereignis auf die vergleichsweise weit nach außen reichenden Seitenflächen und eine hohe Oberflächentemperatur dieser brandzugewandten Seiten erwartet werden. Die Behältermasse wurde modelliert, indem Behälterwänden aus Gusseisen mit einer Dicke von 10 cm angesetzt wurden.

Eine Auswertung der Berechnungsergebnisse ergab, dass der Behälter im Hinblick auf die Temperatureinwirkung auf die Firste keine relevante Wärmemenge aufnimmt.

Nr.	Bezeichnung	Außenabmessungen			
		Länge / Durchmesser mm	Breite mm	Höhe mm	Bruttovolumen m <sup>3</sup>
1	Betonbehälter Typ I	ø 1060	—	1370 <sup>1)</sup>	1,2
2	Betonbehälter Typ II	ø 1060	—	1510 <sup>2)</sup>	1,3
3	Gussbehälter Typ I	ø 900	—	1150	0,7
4	Gussbehälter Typ II	ø 1060	—	1500 <sup>3)</sup>	1,3
5	Gussbehälter Typ III	ø 1000	—	1240	1,0
6	Container Typ I	1600	1700	1450 <sup>4)</sup>	3,9
7	Container Typ II	1600	1700	1700	4,6
8	Container Typ III	3000	1700	1700	8,7
9	Container Typ IV	3000	1700	1450 <sup>4)</sup>	7,4
10	Container Typ V	3200	2000	1700	10,9
11	Container Typ VI	1600	2000	1700	5,4
<sup>1)</sup> Höhe 1370 mm + Lasche von 90 mm = 1460 mm <sup>2)</sup> Höhe 1510 mm + Lasche von 90 mm = 1600 mm <sup>3)</sup> Höhe 1370 mm beim Typ KfK <sup>4)</sup> Stapelhöhe 1400 mm beim Typ KfK					
Containerwerkstoffe sind z. B. Stahlblech, armierter Beton oder Gusswerkstoff.					

Abbildung 4-8: Verwendeter Container Typ VI (Nr. 11), aus den Endlagerungsbedingungen Konrad (Behältergrundtypen für die Verpackung von radioaktiven Abfällen mit vernachlässigbarer Wärmeentwicklung [13])



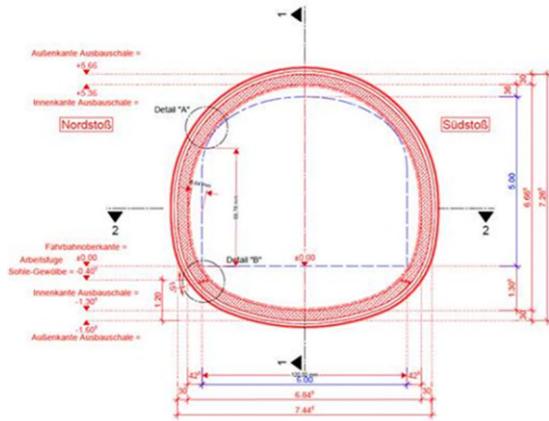
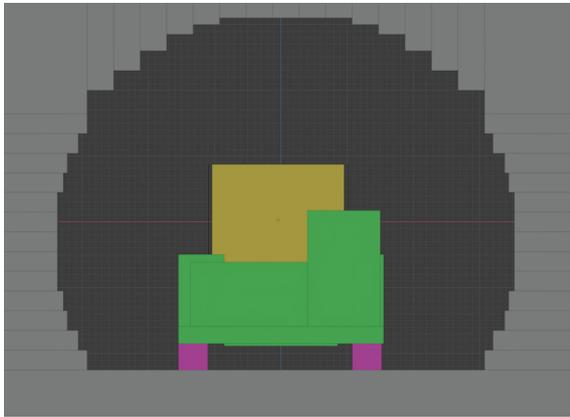


Abbildung 4-10: Umsetzung Ausbauquerschnitt 2

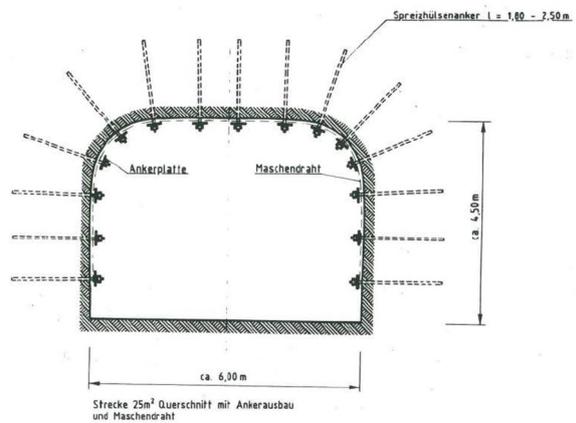
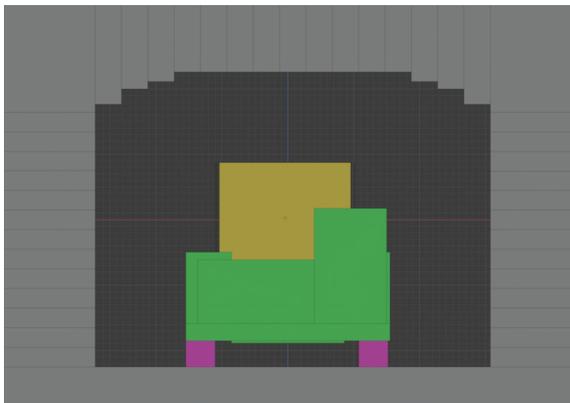


Abbildung 4-11: Umsetzung Ausbauquerschnitt 3

Die Länge der Strecke wird so gewählt, dass die Numerik nach aktuellem Stand der Technik keinen relevanten Einfluss auf die Ergebnisse haben wird. Daher entspricht die Länge mit 96 m ungefähr der 10-fachen Länge des Fahrzeugs.

Der Streckenabschnitt wird von einer Seite mit einem konstanten Bewetterungsstrom angeströmt, der auf der anderen Seite durch den Brand erwärmt aus der Rechendomäne herausströmt.

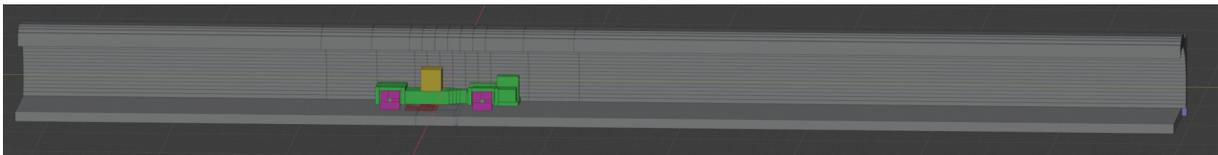


Abbildung 4-12: Länge des betrachteten Abschnitts (96 m) sowie ebene Fläche mit TW im CAD-Modell

### Bewetterungsstrom

In Voruntersuchungen hat sich gezeigt, dass geringere Bewetterungsströme zu einer höheren Temperaturbelastung an der Firste führen. Daher wurde in der Simulation der für den jeweiligen Querschnitt geringstmögliche Bewetterungsstrom berücksichtigt. Dies wird nochmals in der Auswertung der drei Simulationsvarianten diskutiert.

### Gebirgseigenschaften für den Ausbauquerschnitt 3

Da die Beschaffenheit des Gebirges nicht an jeder Stelle identisch ist und leicht variiert, wurden in einer Voruntersuchung zwei verschiedene Gebirgseigenschaften simuliert. Dadurch wurde ermittelt, ob einer der Gesteinstypen eine erhöhte Wärmeaufnahme begünstigt und somit konservativer ist. Berücksichtigte Parameter der Gesteinstypen sind die Wärmespeicherkapazität (828 J/kgK vs. 2120 J/kgK), die Wärmeleitfähigkeit (2,18 W/mK vs. 1,97 W/mK) und die Dichte (2378 kg/m<sup>3</sup> vs. 2691 kg/m<sup>3</sup>). Diese sind in der Tabelle 4-6 und in der Tabelle 4-7 dargestellt. Es zeigt sich in der Voranalyse, dass die Parameter für die unterschiedlichen Gesteinstypen des anstehenden Gebirges keinen relevanten Einfluss ( $\pm 5^\circ\text{C}$ ) auf die maximale Temperatur unterhalb der Firste haben. Daher sind in der finalen Simulation die Parameter 2120 J/kgK, 1,97 W/mK und 2691 kg/m<sup>3</sup> angesetzt worden.

Die Stoffdaten der vorhandenen Feststoffe Beton, Guss, Stahl und Gestein sind Tabelle 4-5, Tabelle 4-6 und Tabelle 4-7 zu entnehmen.

Die oben dargelegten Randbedingungen führen zu der in der Abbildung 4-13 dargestellten Wärmefreisetzungsrate. Es sind fünf verschiedene Abschnitte in der Wärmefreisetzungsrate zu erkennen.

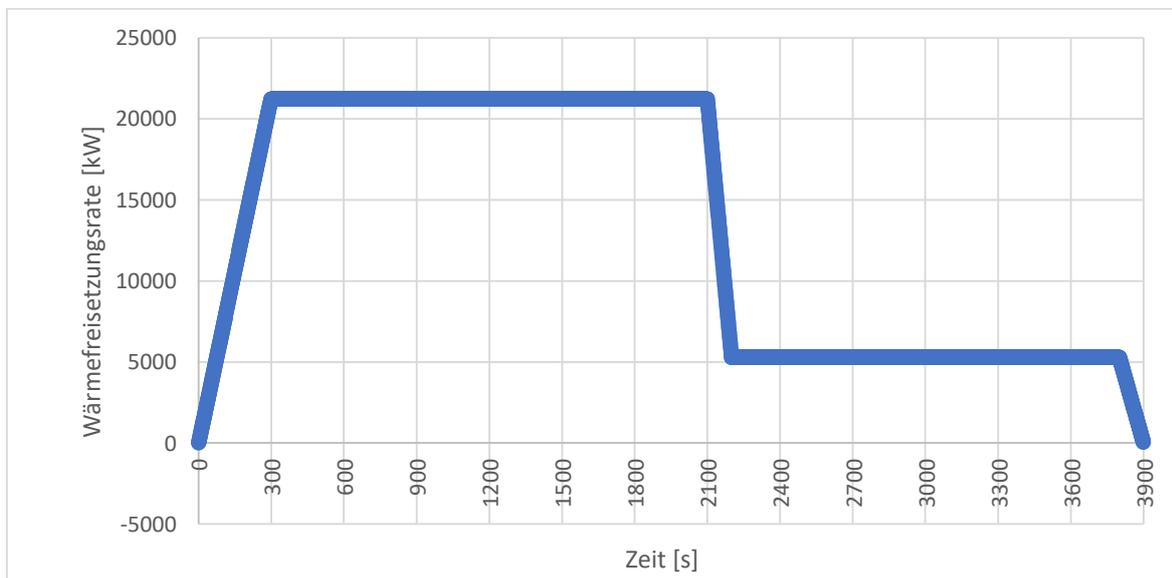


Abbildung 4-13: Brandverlaufskurve bzw. Wärmefreisetzungsrate

Diese sind in der Tabelle 4-4 aufgeführt.



Tabelle 4-4: Zuordnung der Brandphasen zur Brandverlaufskurve.

Phase	Brandsituation
I	t = 0 s – t = 300 s: Lineare Brandausbreitung
II	t = 300 s – t = 2100 s: Vollbrandphase des Lachen- und Reifenbrands
III	t = 2100 s – t = 2200 s: Erlöschen des Lachenbrands und Andauern des Vollbrands Reifen
IV	t = 2200 s – t = 3800 s: Vollbrand Reifenbrand
V	t = 3800 s – t = 3900 s: Erlöschen des Reifenbrands

### 4.3 Grundlagen des Wärmetransports

Zur Verteilung der freigesetzten Wärme gibt es drei unterschiedliche Transportprozesse. Diese sind Wärmeleitung, Konvektion von Wärme und Wärmestrahlung. Die Wärmeleitung und die Konvektion sind abhängig von einem Medium. Die Wärmeleitung geschieht aufgrund von diffusiven Transportvorgängen, die wegen Temperaturunterschieden auftreten. Der konvektive Wärmetransport beschreibt eine Wärmeverteilung in Folge von Molekülbewegungen, welche in diesem Fall die Luftbewegungen innerhalb des Grubengebäudes sind. Dieser wird beispielsweise durch die Bewetterung hervorgerufen. Die Wärmestrahlung ist nicht von dem umgebenden Medium abhängig und wird mittels elektromagnetischer Wellen übertragen. Wenn eine Verbrennung flammenartig verläuft, wie ein Dieselbrand, verglühen Kohlenwasserstoffe und es wird eine Strahlung emittiert. Diese Strahlung wird in unserem betrachteten Modell insbesondere von Festkörpern absorbiert, transmittiert und reflektiert.

In den Gleichungen 1 bis 3 sind die relevanten Beiträge für die unterschiedlichen Wärmetransporte dargestellt.



Wärmeleitung:  $\dot{Q} = \lambda \cdot A \cdot \frac{dT}{ds}$  (Gl. 1)

Konvektiver Wärmetransport:  $\dot{Q} = k \cdot A \cdot dT$  (Gl. 2)

Wärmestrahlung:  $\dot{Q} = \varepsilon \cdot \sigma \cdot A \cdot T^4$  (Gl. 3)

Dabei ist

$\dot{Q}$  *Freigesetzte Wärme*

$\lambda$  *Wärmeleitfähigkeit*

$A$  *Fläche*

$T$  *absolute Temperatur*

$s$  *Länge*

$k$  *Wärmeübergangskoeffizient*

$\varepsilon$  *Emissionsgrad*

$\sigma$  *Stefan-Boltzmann-Konstante*

Aus den unterschiedlichen Beiträgen zum Gesamtwärmetransport ist abzuleiten, dass

- I. der konvektive Wärmetransport für den Abtransport der warmen Luft aus dem Grubenabschnitt den überwiegenden Beitrag liefert und die gesamte freigesetzte Wärme durch den Brand nicht in die Firste, in den TW oder den Abfallbehälter transportiert wird und



- II. die Wärmestrahlung den größeren Anteil zum Wärmetransport von dem Brand in die Firste beiträgt. Die Wärmestrahlung verläuft mit steigender Temperatur nicht linear, sondern mit der vierten Potenz der absoluten Temperatur. Daraus folgt, dass bei gleicher zugrunde gelegter Brandlast eine kurzzeitig sehr hohe Temperatur einen höheren Wärmetransport in den Abfallbehälter bzw. in die Firste zur Folge hat als eine längere moderate Temperatur.

#### **4.4 Auswertungsmethodik**

Der Simulation liegt analog zur beschriebenen PTB-Kurve eine Zeitdauer von 3900 s (65 Min) zugrunde. In dieser Zeit werden für die in der Abbildung 4-14 markierten Flächen die Lufttemperatur, die Oberflächentemperatur sowie der konvektive und der

radiative Wärmestrom aufgezeichnet und für die Flächenmittel für jeden Zeitschritt (jeweils eine Sekunde) berechnet und ausgewiesen.

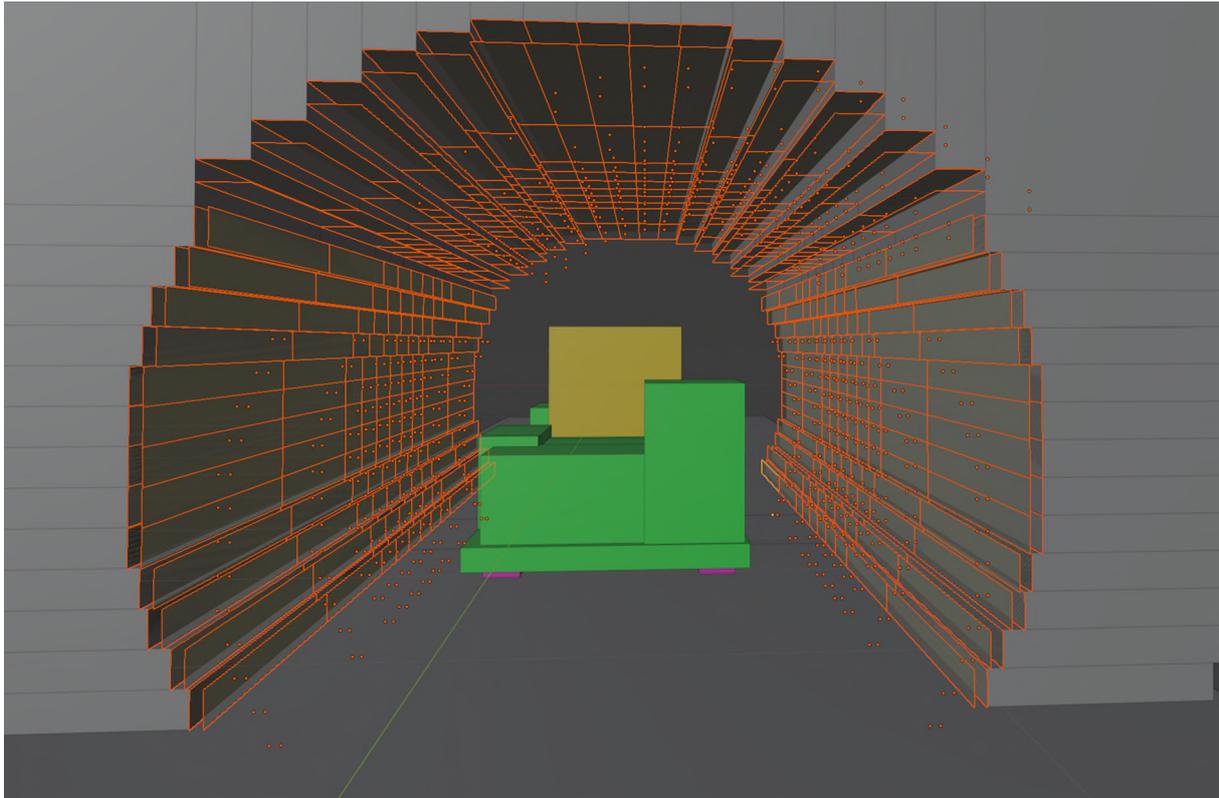


Abbildung 4-14: Auswertungsbereiche für die Lufttemperatur, die Oberflächentemperatur sowie die konvektiven und die radiativen Wärmeströme an der Firse und am Stoß

Zur Bewertung des Brandszenarios werden die Wärmefreisetzungsrates und der Massenabbrand ebenfalls für jeden Zeitschritt berechnet und ausgewiesen. Die sich einstellenden Lufttemperaturen und die Oberflächentemperaturen am Abfallbehälter werden auch als Flächenmittel ausgewertet. Zusätzlich werden für alle Oberflächen die Feststofftemperaturen, die radiativen und die konvektiven Wärmeströme als Konturplot aufgezeichnet.



#### **4.5 Werkstoffe und Gesteinsdaten**

Die Werkstoffkennwerte für den Beton und den Bewehrungsstahl wurden der Norm DIN EN 12524 [14] sowie dem VDI-Wärmeatlas [15] entnommen und sind in der nachfolgenden Tabelle 4-5 nochmals zusammengestellt. Für den Bewehrungsstahl B500 wurden die wärmetechnischen Kennwerte einer chemisch sehr ähnlichen Stahlsorte (1.0305) herangezogen. Für den TW und die Klebe- bzw. Spreizhülsenanker sind ebenfalls die Eigenschaften des Bewehrungsstahls angenommen worden. Die in der Tabelle 4-5 angegebenen Werkstoffeigenschaften werden für alle Berechnungen, die im Rahmen dieser Untersuchungen durchgeführt werden, zugrunde gelegt.



Tabelle 4-5: Werkstoffkennwerte

Material	Temp. in °C	Bewehrungsstahl	Beton	Behälter
		B500	C35/45	Guss
Dichte $\rho$ [kg/m <sup>3</sup> ]	20	7850	2400	7500
	100			
	200			
	300			
	400			
	500			
	600			
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/mK]	20	57	1,95	48,8
	100	57	1,77	
	200	54	1,55	
	300	50	1,36	
	400	45	1,19	
	500	42	1,04	
	600	37	0,91	
Spezifische Wärmekapazität $c$ [J/kgK]	20	430	900	500
	100	500	900	
	200	540	1000	
	300	580	1050	
	400	620	1100	
	500	690	1100	
	600	780	1100	
E-Modul $E$ [MPa]	20	211000	35000	n. a.
	100	207000	29750	
	200	200000	24500	
	300	192000	21000	
	400	184000	17500	
	500	175000	14000	
	600	165000	10500	
Wärmeausdehnungs-koeffizient $\alpha$ [ $10^{-6}/K$ ]	20	12	10,0	n. a.
	100	12,2	10,0	
	200	12,9	10,0	
	300	13,4	10,0	
	400	14	10,1	
	500	14,3	10,1	
	600	14,6	10,2	



Im betrachteten Bereich des Ausbausystems 3 reicht das Gesteinsspektrum, entsprechend einer Zunahme des Kalkgehalts, von Tongesteinen über kalkführende Ton-/Mergelsteine zu oolithischen Kalksteinen. Zudem treten Eisenoolithe auf.

Für die Modellierung des Ausbausystems 3 wurden Kennwerte für Tongesteine (Tabelle 4-6) und wegen weitgehend fehlender standortspezifischer Gesteinsdaten als Näherung für die härteren Gesteinsvarietäten wie Eisenoolith, Kennwerte aus der skandinavischen Endlagersuche von granitischen und dioritischen Gesteinen (Tabelle 4-7) herangezogen. Damit soll die Bandbreite der im Ausbausystem 3 vorkommenden Gesteine abgedeckt werden. Die Tabellen beinhalten z. T. auch minimale und maximale Werte. Die verwendeten Werte sind in den Tabellen ausgewiesen.

Tabelle 4-6: Ausbausystem 3 – Tongesteine

<b>Parameter</b>	<b>Wertebereiche</b>	<b>Verwendete Werte</b>
Dichte $\gamma$ [kg/m <sup>3</sup> ]	2378±23	2378
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/mK], parallel zur Schichtung	2,18	2,18
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/mK], senkrecht zur Schichtung	1,28±0,1	1,28
Spezifische Wärmekapazität $c$ [J/kgK]	828±190	828
Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha$ [10 <sup>-6</sup> 1/K], parallel zur Schichtung	10,5±1,45	10,5
Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha$ [10 <sup>-6</sup> 1/K], senkrecht zur Schichtung	17,8±1,1	17,8
Steifemodul [MPa]	4500±1700*	4500

\* Nicht an reinen Tongesteinen, sondern an kalkhaltigen Varietäten aus der stratigraphischen Einheit Zwischenmittel gebildet



Tabelle 4-7: Ausbausystem 3 – Kalkreiche Gesteine und Eisenoolithe

<b>Parameter</b>	<b>Werte bzw. Wertebereich</b>	<b>Verwendete Werte</b>
Dichte $\gamma$ [kg/m <sup>3</sup> ]	2640 – 2745	2691
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/mK]	1,97	1,97
gravimetrische Wärmekapazität $c$ [J/kgK]	732 – 854	787
Wärmeausdehnungskoeffizient $\alpha$ [10 <sup>-6</sup> (1/K)]	7,0	7,0
Steifemodul [MPa]	3200±800**	3200
Dichte $\gamma$ [kg/m <sup>3</sup> ]	2640 – 2745	2691
Wärmeleitfähigkeit $\lambda$ [W/mK]	1,97	1,97

\*\* E-Moduli der Eisenoolithe

## 5. Ergebnisse der Brandsimulation

Im Folgenden werden die Ergebnisse der Brandsimulation, die als Grundlage für die weiteren Schritte a-2 und a-3 dienen, dargestellt. Zunächst werden die Brandverlaufskurven für die jeweiligen Ausbausysteme beschrieben. Anschließend werden die Temperaturen und die Wärmeströme im Grubengebäude erläutert.

### 5.1 Brandverlaufskurve

Die in den Randbedingungen beschriebene Brandverlaufskurve wurde der Software vorgegeben und wird mittels des numerischen Netzes umgesetzt. Das Resultat ist in Abbildung 5-1 dargestellt. Es zeigt sich, dass der Brandverlauf korrekt in der Simulation abgebildet wird.

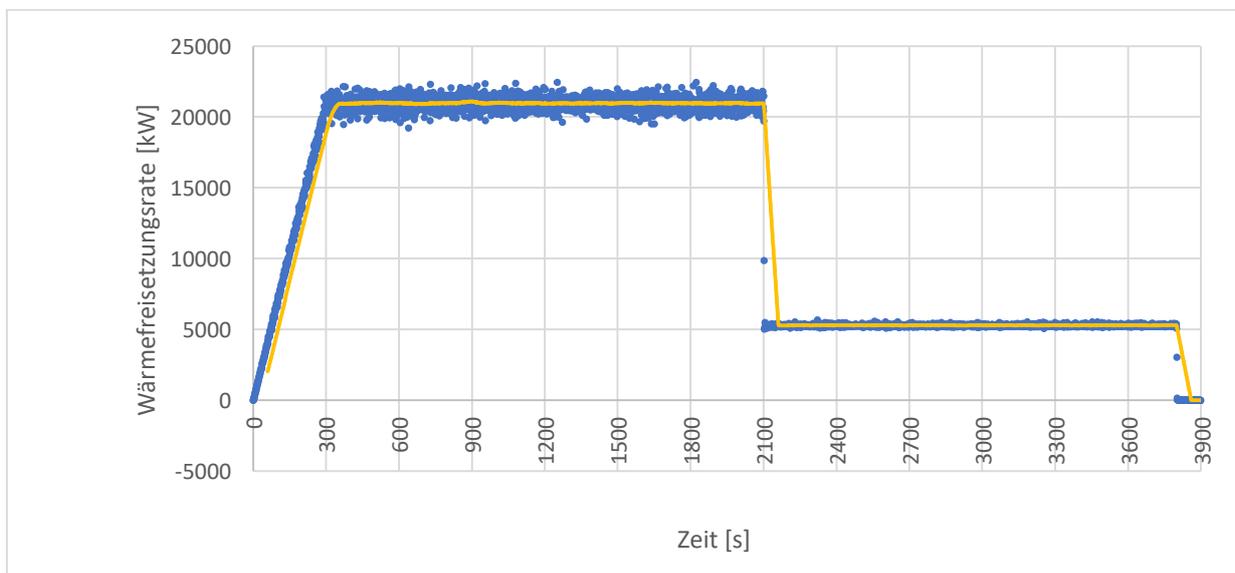


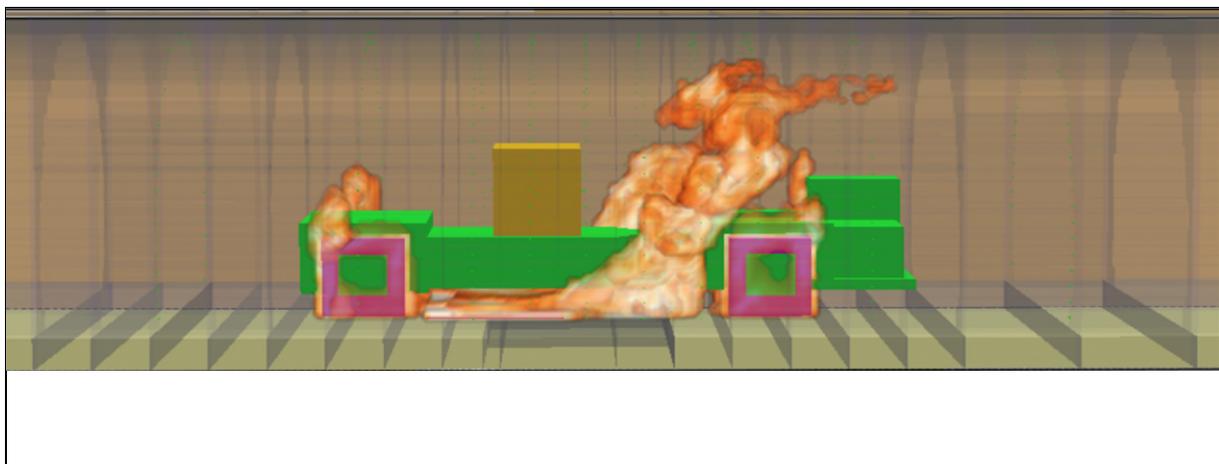
Abbildung 5-1: Wärmefreisetzungsrates des Brands der Reifen und des Dieselkraftstoffs - Ausbausysteme 1, 2 und 3. Die blauen Punkte sind die Wärmefreisetzungsrates pro Sekunde. Die gelbe Kurve entspricht der Vorgabe für die darauf aufbauenden weiteren Berechnungen.

## 5.2 Thermische Last und Temperaturverläufe

Im Folgenden werden die Temperatur- und die Wärmestromverläufe an der heißesten gemessenen Oberfläche grafisch dargestellt.

Ein Rendering (Visualisierung der Ergebnisse) über die Wärmefreisetzung pro Volumen zeigt die Flammenbildung während der Vollbrandphase und ist in Abbildung 5-2 dargestellt.

Es zeigt sich, dass die Flammen infolge der Ventilation abgelenkt werden. Je höher der Bewetterungsstrom ist, desto stärker ist die Neigung. Bei der Verbrennung der Reifen ist die Flammenbildung deutlich geringer, da die Wärmefreisetzungsrates kleiner ist.



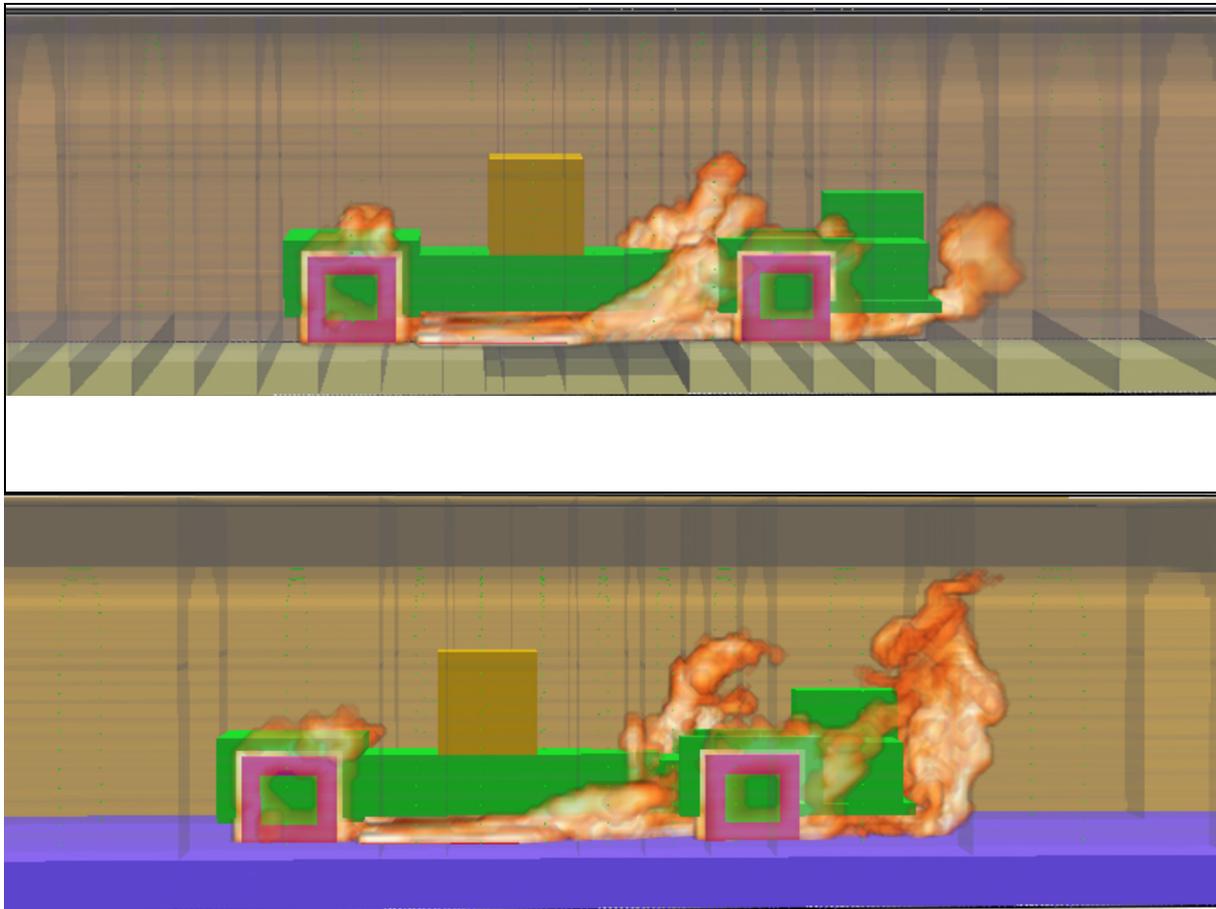


Abbildung 5-2: Vollbrandphase II bei  $t = 1800$  s. Oben: Ausbauquerschnitt 1, Mitte: Ausbauquerschnitt 2, Unten: Ausbauquerschnitt 3

Durch den Bewetterungsstrom werden die Flammen stark abgelenkt und die heißesten Bereiche befinden sich nicht in der Umgebung des Abfallbehälters.

### Ausbausystem 1

Der Verlauf der Lufttemperatur an der wärmsten First-Oberfläche ist ähnlich dem Verlauf der Abbrandrate. Dies zeigt, dass die Verbrennung des Dieselkraftstoffs einen deutlich größeren Einfluss auf die Temperatur vor der Firste, siehe Abbildung 5-3, hat

als der Brand der Reifen. Die Temperaturen steigen bis auf 900°C in der Vollbrandphase der Diesellache. Ab 2200 s sinkt die Temperatur langsam von ca. 250°C auf 200°C. Dasselbe Verhalten zeigt sich bei der Temperatur vor dem Stoß, Abbildung 5-4. Die Temperaturen sind in der Spitze 500°C und fallen während der Vollbrandphase der Reifen auf ca. 200°C ab.

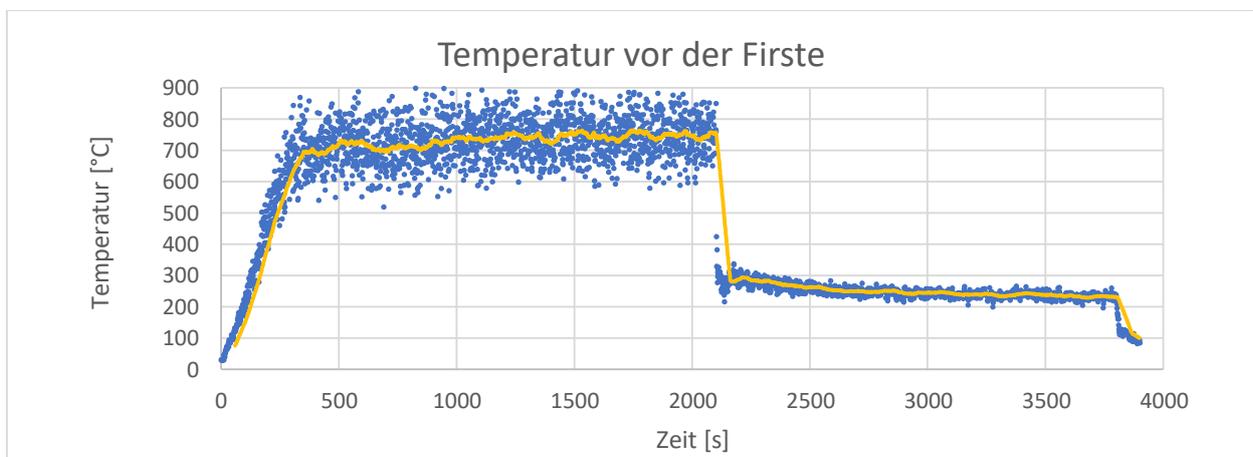


Abbildung 5-3: Lufttemperatur vor der Firste an der Stelle mit dem höchsten Temperaturverlauf – Ausbausystem 1. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

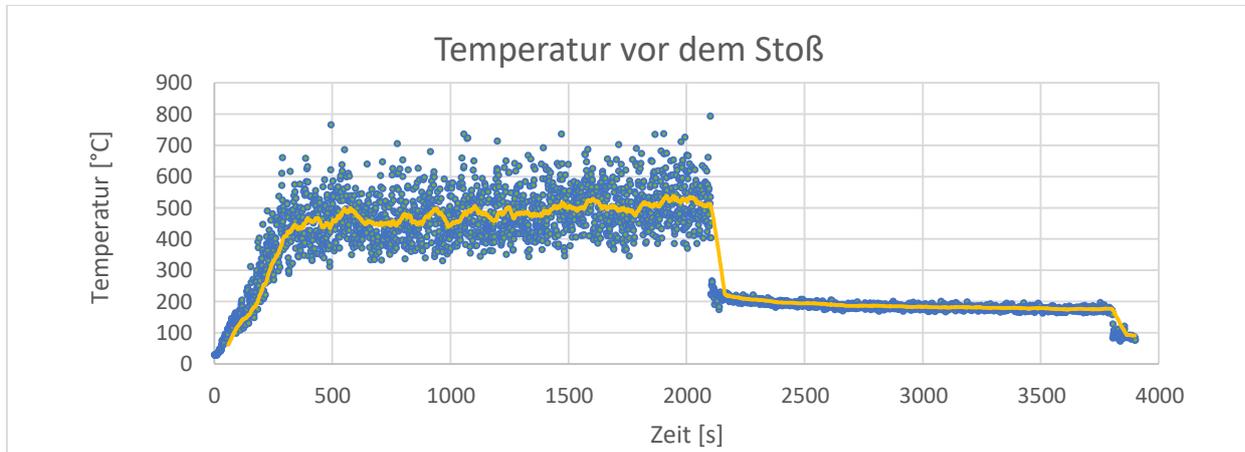


Abbildung 5-4: Lufttemperatur vor dem Stoß an der Stelle mit dem höchsten Temperaturverlauf – Ausbausystem 1. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

Die Fluktuation der Kurve zeigt, dass das Brandereignis sehr stark von der Flammenbewegung abhängig ist. Den Verlauf des Wärmestroms aus der Verbrennung in die Firste und den Stoß zeigen die beiden weiteren Abbildungen (Abbildung 5-5 und Abbildung 5-6). Der Maximalwert des Wärmeeintrags von ca.  $60 \text{ kW/m}^2$  wird zu Beginn der Vollbrandphase der Diesellache erreicht, da zu diesem Zeitpunkt die maximale Wärmefreisetzungsrate bei gleichzeitig geringer Firsttemperatur vorherrscht. Gleichen sich die Flammentemperatur und die Oberflächentemperatur an wird der Wärmestrom stetig geringer. In der Brandphase III wird der Wärmestrom negativ, da der Reifenbrand die Firste nicht mehr erwärmt, sondern die Firste sogar Wärme an die Umgebung abgibt.

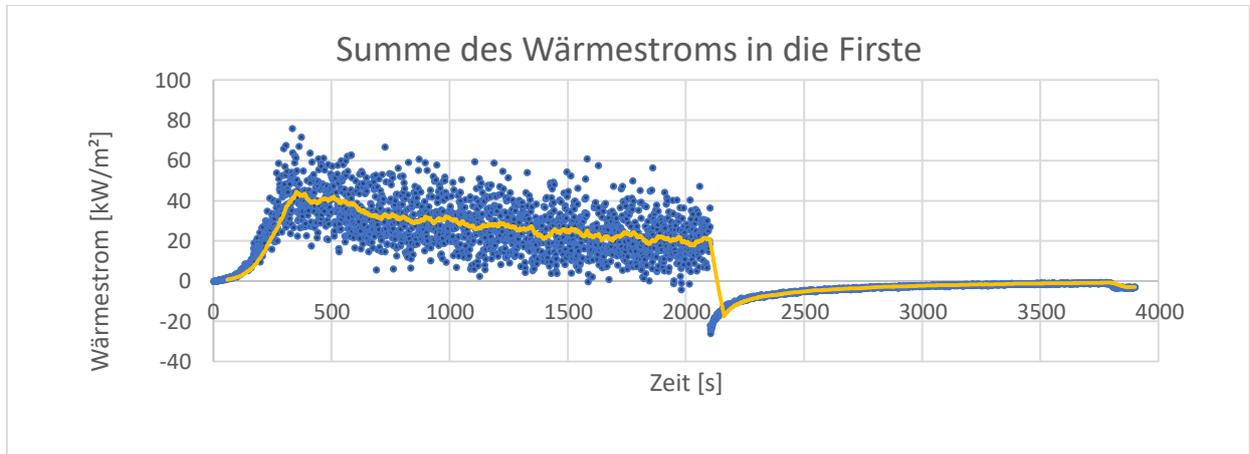


Abbildung 5-5: Verlauf der Summe der Beiträge zum Gesamtwärmestrom an der Firste mit der durchschnittlich wärmsten Fläche - Ausbausystem 1. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

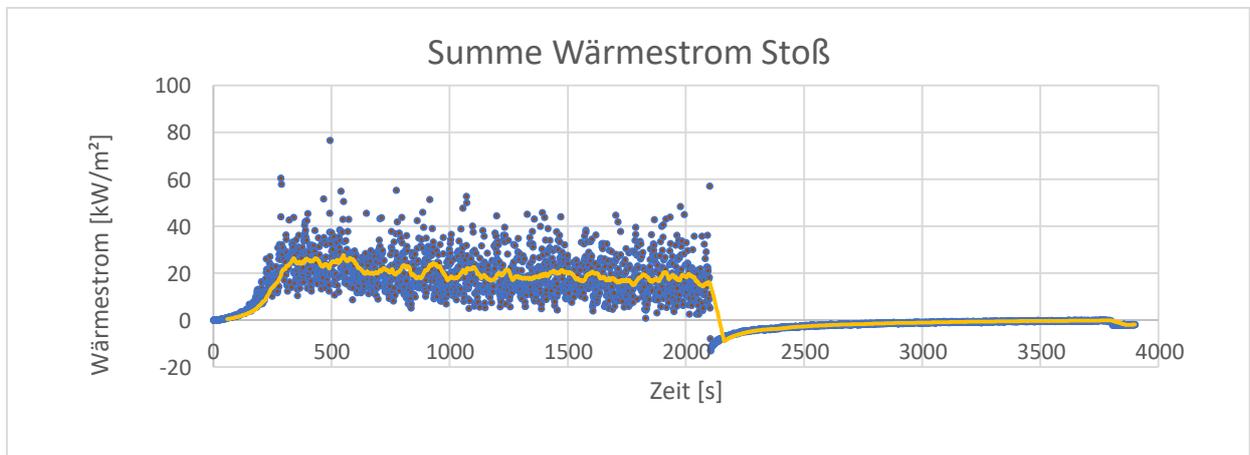


Abbildung 5-6: Verlauf der Summe der Beiträge zum Gesamtwärmestrom an dem Stoß mit der durchschnittlich wärmsten Fläche - Ausbausystem 1. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

Abbildung 5-7 und Abbildung 5-8 zeigen den zeitabhängigen Verlauf der Position mit der höchsten First- und Stoßtemperatur (Betonoberfläche). Während die Lufttemperatur vor der Firste auf ca. 900°C steigt, erreicht die Oberflächentemperatur der Firste (Betonoberfläche) maximal ca. 670°C. Die Stoßtemperatur erreicht am Ende der Vollbrandphase ca. 500°C.

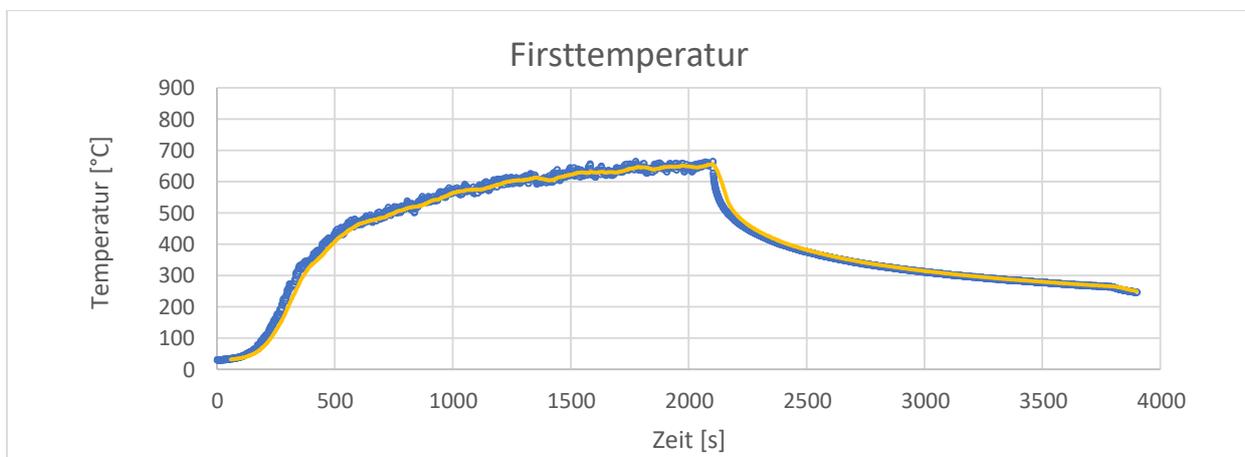


Abbildung 5-7: Verlauf der Firsttemperatur auf der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 1.  
Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

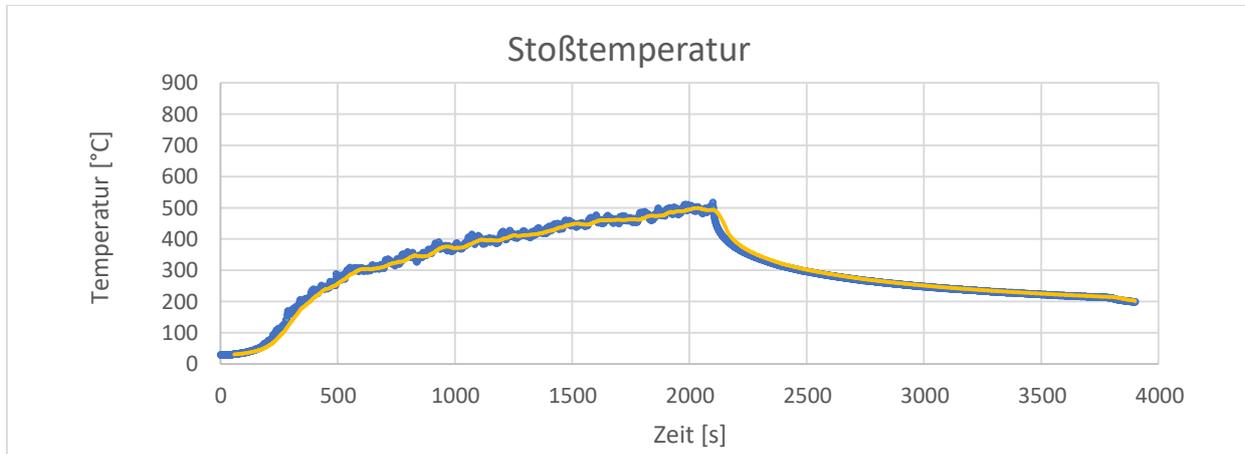


Abbildung 5-8: Verlauf der Stoßtemperatur auf der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 1.  
Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

Auf der folgenden Abbildung (Abbildung 5-9) wird dargestellt, an welcher Stelle sich die durchschnittlich wärmste Fläche im Ausbausystem 1 befindet. Es ist zu erkennen, dass diese wegen des Bewetterungsstroms nicht direkt oberhalb der Abfallbehälter zu finden ist.

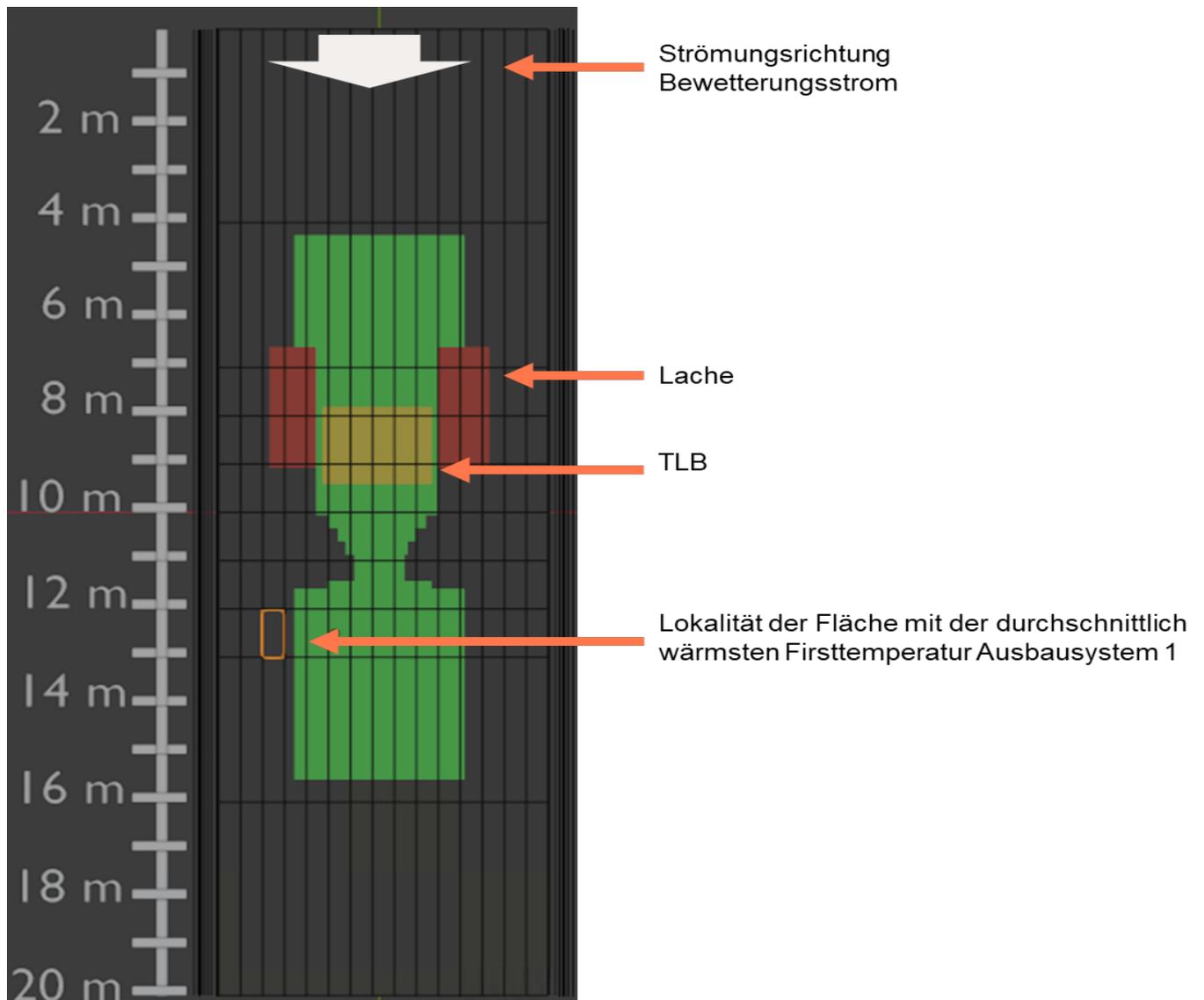


Abbildung 5-9: Lokalität der Fläche mit der durchschnittlich wärmsten Firsttemperatur – Ausbausys. 1

## Ausbausystem 2

Die Lufttemperaturen vor der Firste steigen bis auf 400°C in der Vollbrandphase der Diesellache. Ab 2200 s sinkt die Temperatur langsam auf ca. 100°C ab. Dasselbe Verhalten zeigt sich bei der Temperatur vor dem Stoß. Die Temperaturen betragen in der Spitze 350°C und fallen während der Vollbrandphase der Reifen auf ca. 100°C ab.

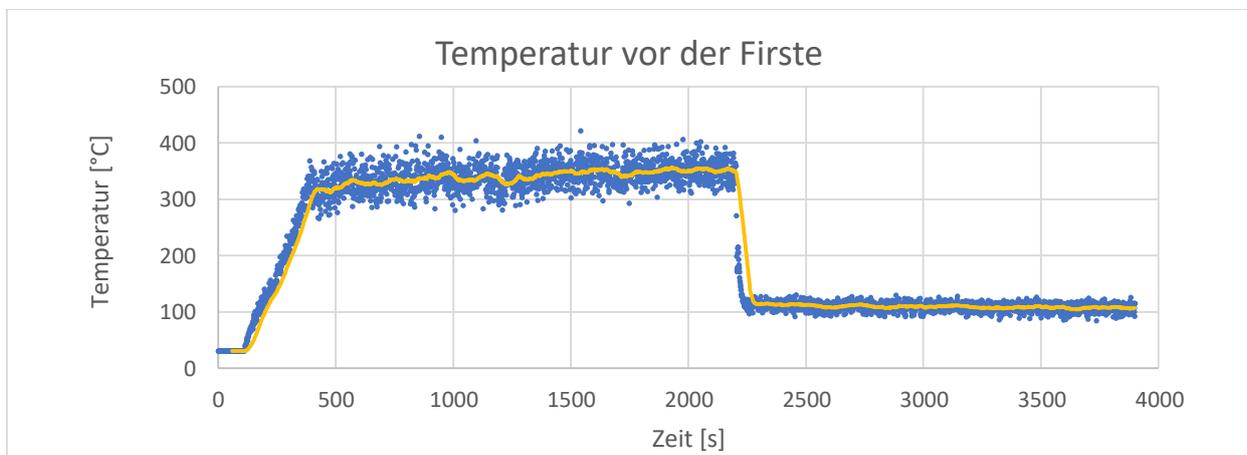


Abbildung 5-10: Lufttemperatur vor der Firste an der Stelle mit dem höchsten Temperaturverlauf – Ausbausystem 2. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

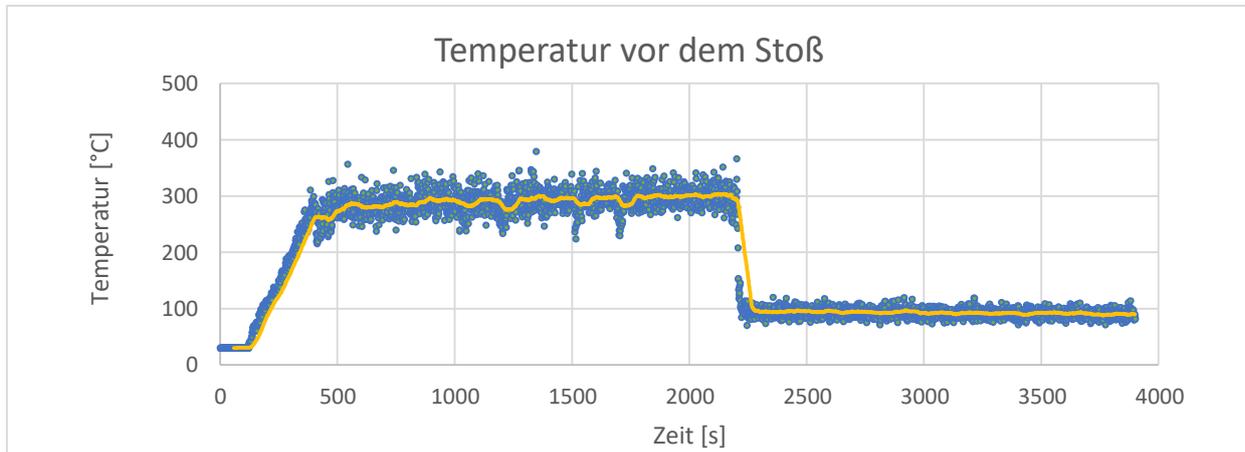


Abbildung 5-11: Lufttemperatur vor dem Stoß an der Stelle mit dem höchsten Temperaturverlauf – Ausbausystem 2. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

Den Verlauf des Wärmestroms aus der Verbrennung in die Firste und den Stoß zeigen die Abbildung 5-10 und die Abbildung 5-11. Es wird an der Firste ein Maximalwert von ca.  $12 \text{ kW/m}^2$  erreicht. Dieser ist deutlich geringer als bei dem Ausbausystem 1, da die Flammen durch den Bewetterungsstrom sehr stark abgelenkt werden und die Entfernung der Flammen zur Oberfläche größer ist. Ebenfalls bewirkt der höhere Bewetterungsstrom, dass die Oberflächen gekühlt und die heißen Rauchgase abtransportiert werden. Die Firstemperatur steigt lediglich auf ca.  $220^\circ\text{C}$  (Abbildung 5-14).

Der Wärmestrom in die wärmste Fläche des Stoßes ist höher als in die Firste (Abbildung 5-12 und Abbildung 5-13). Dies liegt an der geringeren Entfernung zwischen Brandquelle und Oberfläche. Der dominierende Wärmetransport ist die Wärmestrahlung. Dies äußert sich darin, dass die Stoßtemperatur, siehe Abbildung 5-15, höher wird als die Lufttemperatur vor dem Stoß.

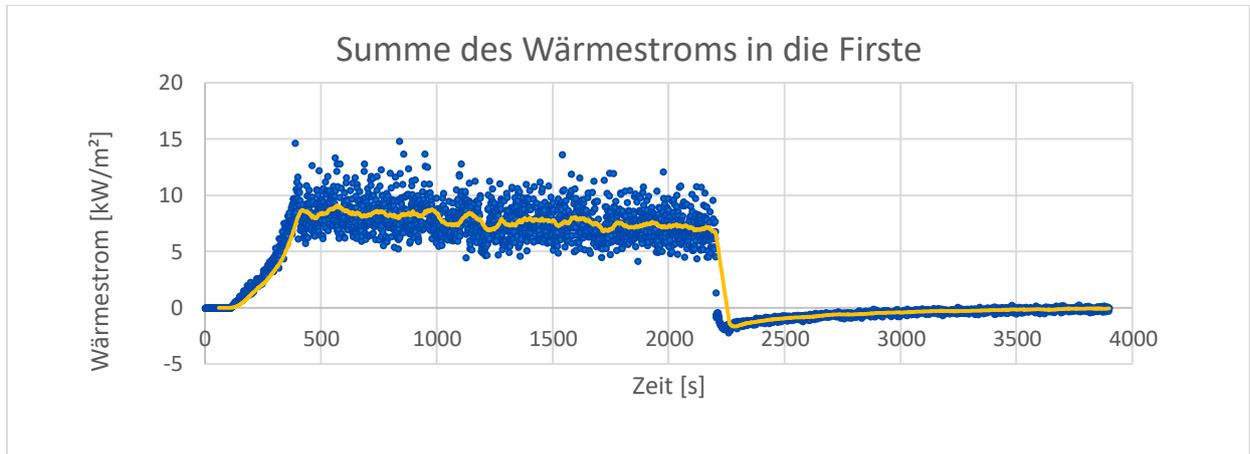


Abbildung 5-12: Verlauf der Summe der Beiträge zum Gesamtwärmestrom an der Firste mit der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 2. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

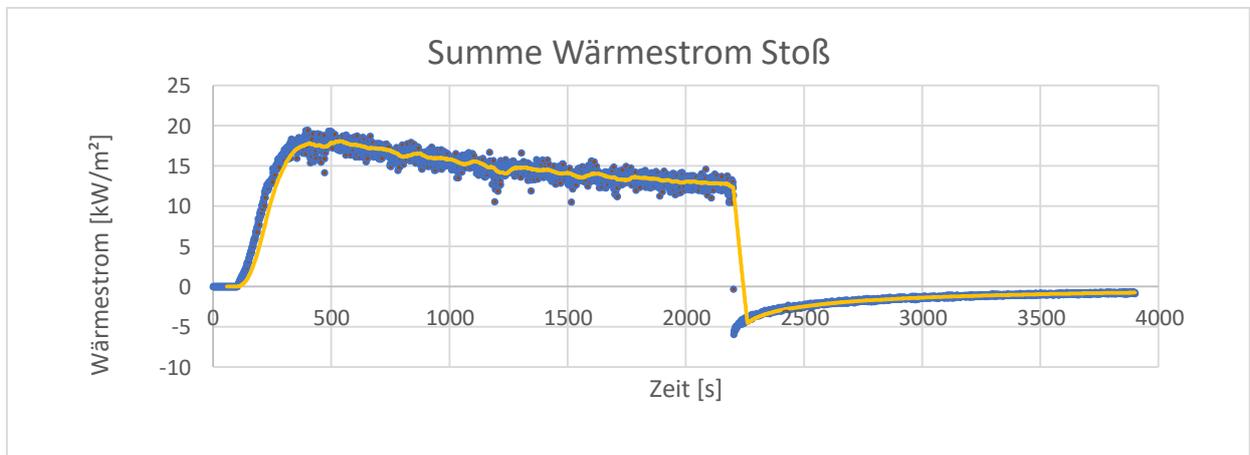


Abbildung 5-13: Verlauf der Summe der Beiträge zum Gesamtwärmestrom an dem Stoß mit der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 2. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

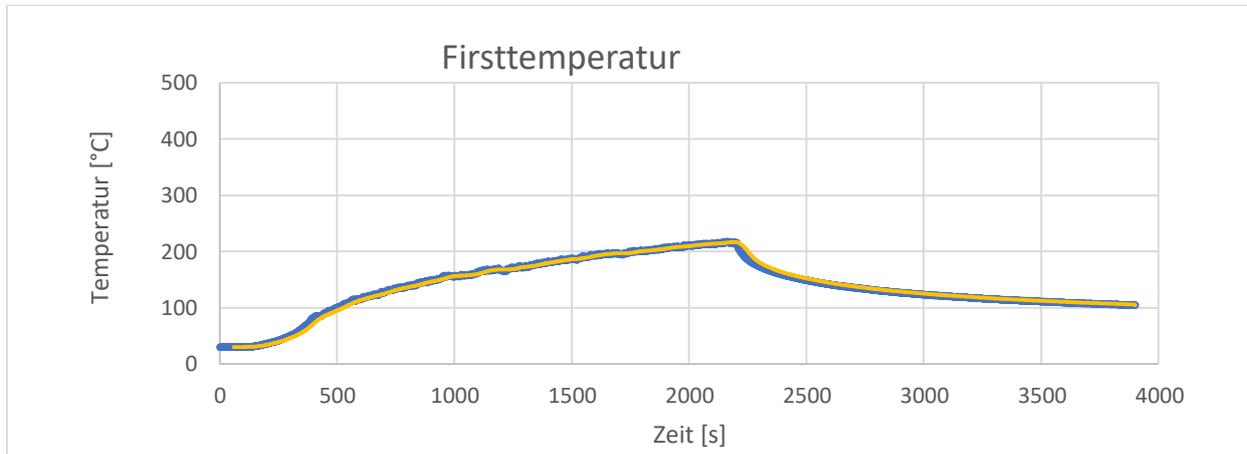


Abbildung 5-14: Verlauf der Firsttemperatur auf der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 2. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

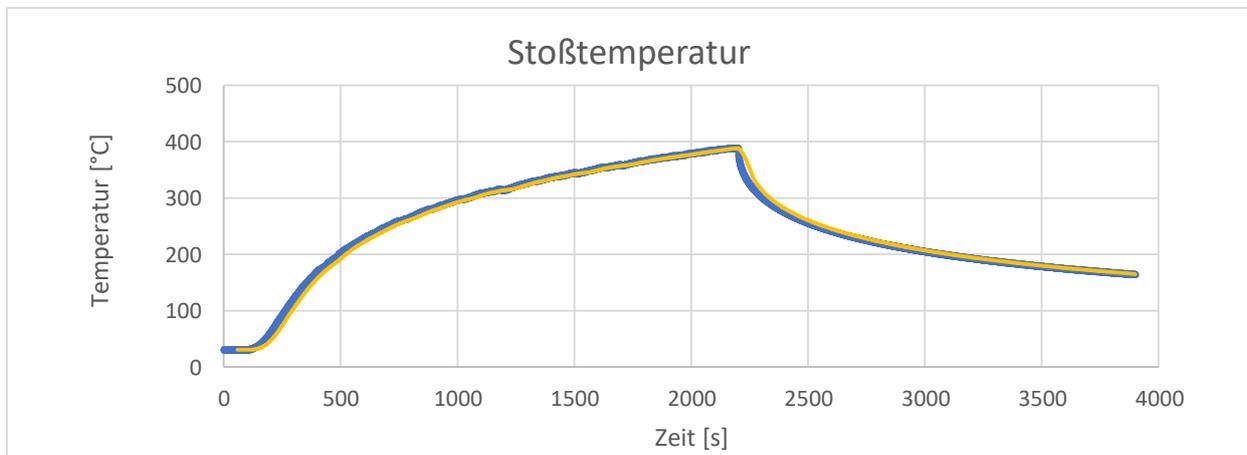


Abbildung 5-15: Verlauf der Stoßtemperatur auf der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 2. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte



In den oberen Abbildungen (insb. Abbildung 5-10 und Abbildung 5-14) wird für die Firste der Einfluss der im Vergleich zum Ausbausystem 1 höheren Strömungsgeschwindigkeit der Luft erkennbar. Gleichfalls ist bei Ausbauquerschnitt 2 die Lufttemperatur vor dem Stoß (Abbildung 5-11) niedriger als die Stoßtemperatur (Abbildung 5-15). Bei dem untersuchten Brandszenario erfolgt der überwiegende Wärmetransport über Strahlung und nicht über einen konvektiven Transport (vgl. auch Kapitel 4.3). Gerade bei Ausbauquerschnitt 2 ist der Bewetterungsstrom sehr hoch, die warme Luft wird sofort verdünnt und abtransportiert. Durch die Nähe von der Brandquelle zum Stoß erhitzt sich dieser daher im Verhältnis deutlich stärker durch Strahlung als über warme Umgebungsluft. Für das Ausbausystem 2 zeigt sich somit, dass die Wärmestrahlung, die vom Bewetterungsstrom unberührt bleibt, einen größeren Einfluss im Verhältnis zum konvektiven Wärmetransport hat als bei den Ausbausystemen 1 und 3.

Nach Abschluss des Ölbrandes sind die umgebenden Flächen heißer als die Umgebungsluft und geben ihre Wärme in Form von Strahlung wieder an die Umgebung ab. Daher beginnen sie dann schon abzukühlen.

Auf der folgenden Abbildung (Abbildung 5-16) wird dargestellt, an welcher Stelle sich die durchschnittlich wärmste Fläche im Ausbausystem 2 befindet. Es ist zu erkennen, dass diese wegen des Bewetterungsstroms nicht direkt oberhalb der Abfallbehälter zu finden ist.

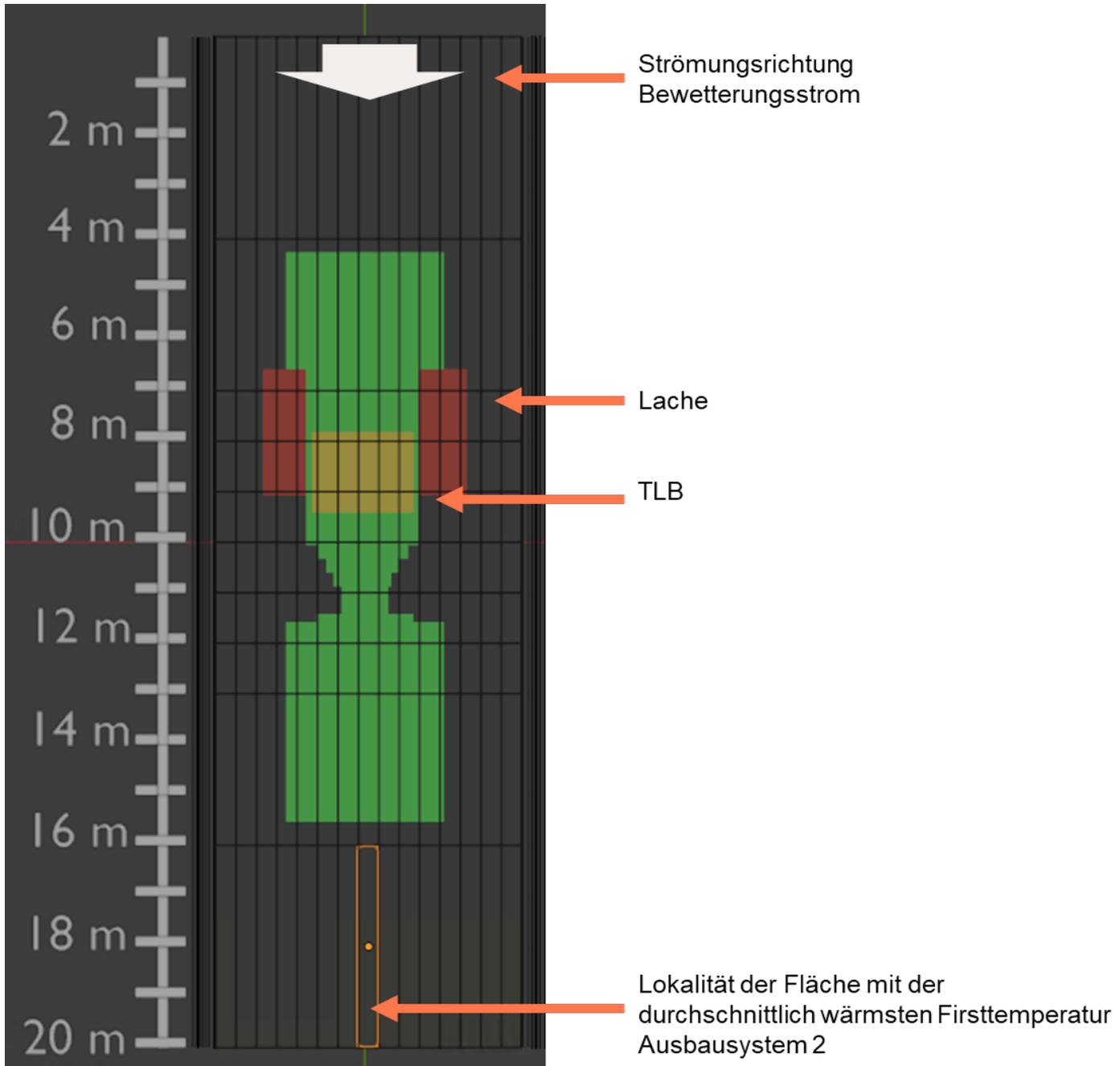


Abbildung 5-16: Lokalität der Fläche mit der durchschnittlich wärmsten Firsttemperatur – Ausbausystem 2

### Ausbausystem 3

Das Ausbausystem 3 hat mit ca. 27 m<sup>2</sup> die geringste Querschnittsfläche. Die Bewetterung liegt mit 17,25 m<sup>3</sup>/s etwas höher als bei Ausbausystem 1. Die Querschnittsgeschwindigkeit liegt bei ca. 0,64 m/s und ist damit ca. 0,2 m/s größer als bei Ausbausystem 1 (0,43 m/s). Die etwas höhere Querschnittsgeschwindigkeit bewirkt einen höheren konvektiven Transport der Brandgase als bei Ausbausystem 1. Dies führt zu leicht niedrigeren Temperaturen vor der Firste. Die Temperaturen steigen bis auf 800°C in der Vollbrandphase der Diesellache (Abbildung 5-17). Ab 2200 s sinkt die Temperatur auf ca. 250°C. Die Temperaturen vor dem Stoß sind höher als bei Ausbausystem 1. Dies liegt an der geringeren Entfernung zwischen Brandquelle und Stoß. Die Temperatur vor dem Stoß (Abbildung 5-18) beträgt in der Vollbrandphase von Reifen und Lache durchschnittlich 600°C und ist somit ca. 150°C höher als bei Ausbausystem 1. Die Temperaturen fallen während der Vollbrandphase der Reifen auf ca. 300°C ab.

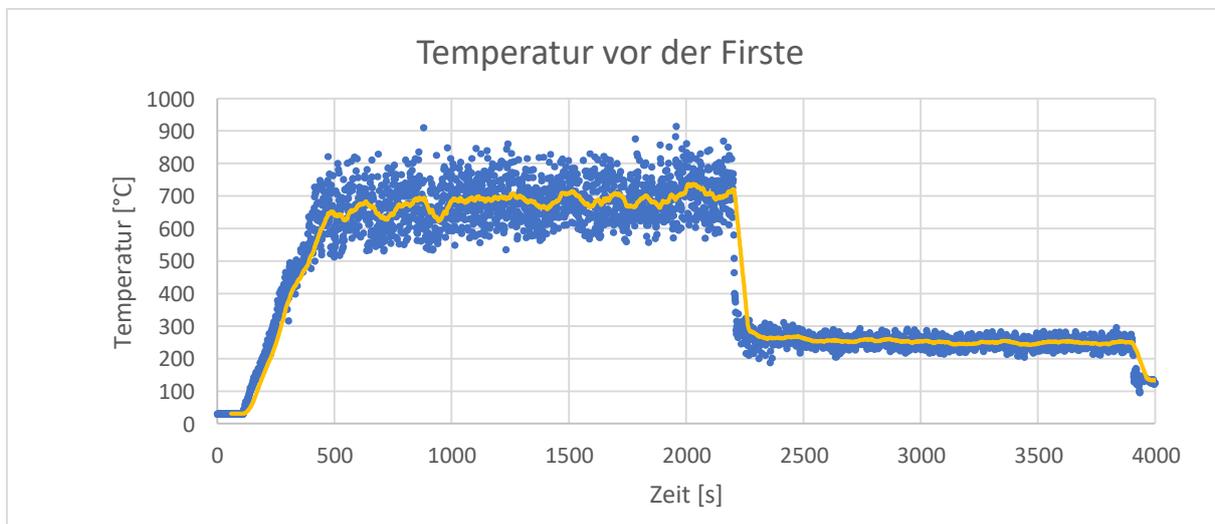


Abbildung 5-17: Lufttemperatur vor der Firste an der Stelle mit dem höchsten Temperaturverlauf – Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

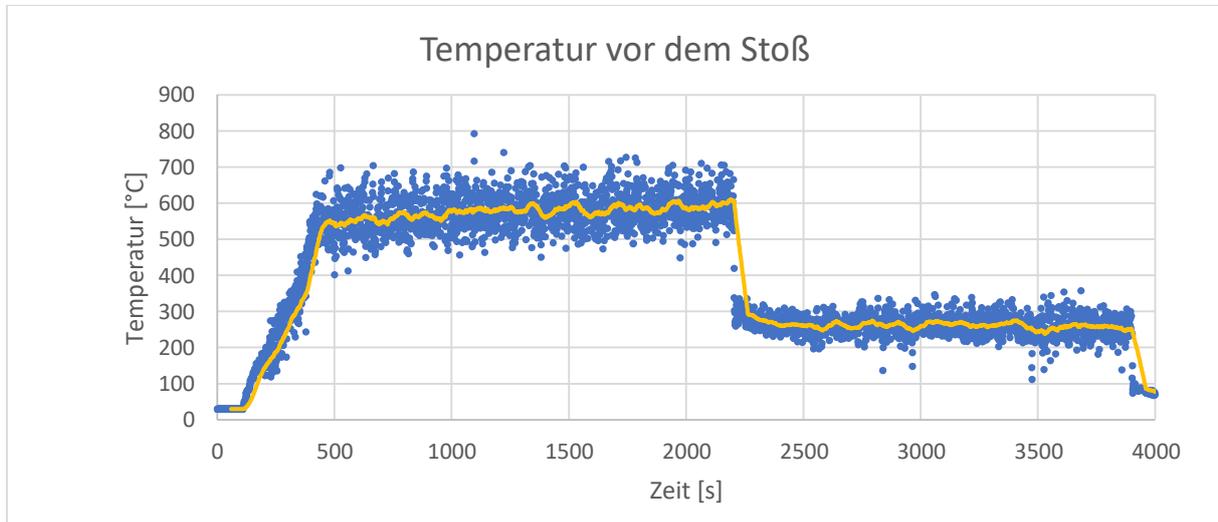


Abbildung 5-18: Lufttemperatur vor dem Stoß an der Stelle mit dem höchsten Temperaturverlauf – Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

Die Fluktuation der Kurve zeigt ähnlich wie bei den anderen untersuchten Brandszenarien, dass das Brandereignis sehr stark von der Flammenbewegung abhängig ist. Der Verlauf des Wärmestroms aus der Verbrennung in die Firste und den Stoß zeigen die weiteren beiden Abbildungen (Abbildung 5-19 und Abbildung 5-20). Die Werte sind denjenigen von Ausbauquerschnitt 1 sehr ähnlich.

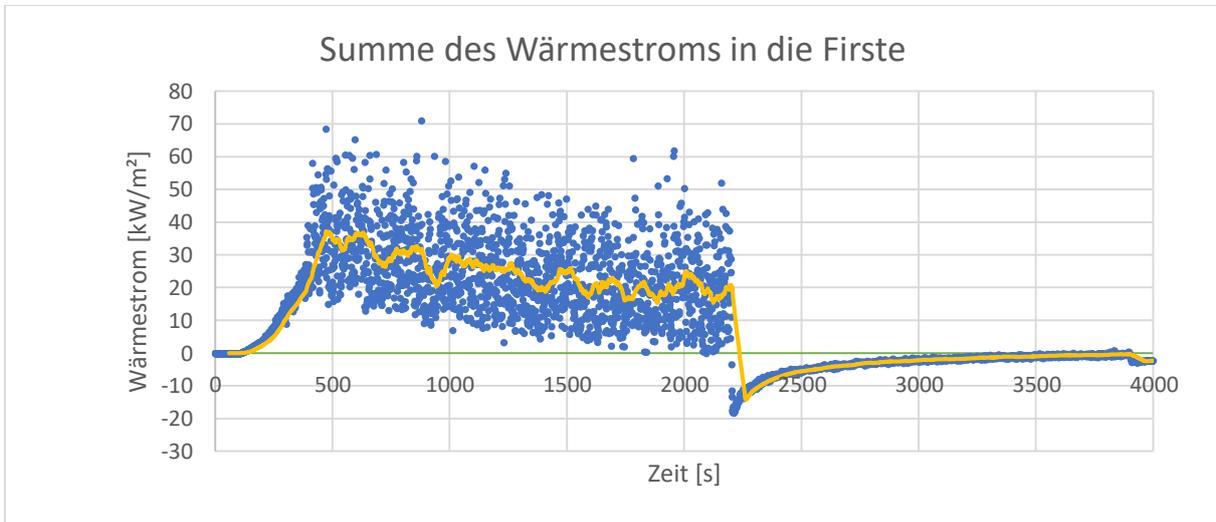


Abbildung 5-19: Verlauf der Summe der Beiträge zum Gesamtwärmestrom an der Firste mit der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

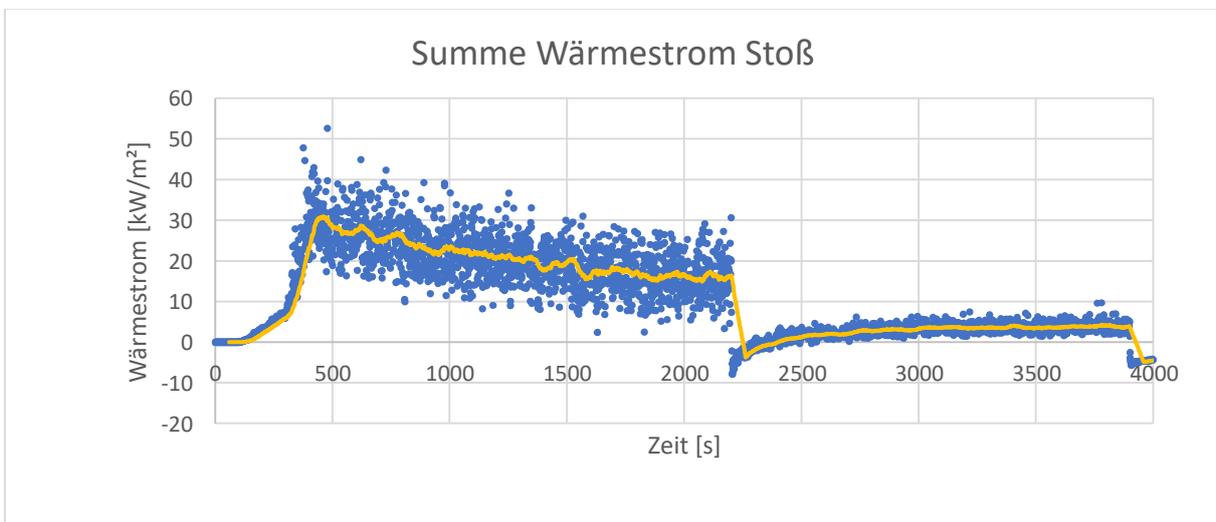


Abbildung 5-20: Verlauf der Summe der Beiträge zum Gesamtwärmestrom an dem Stoß mit der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

Dies resultiert in einer geringeren Firsttemperatur von ca. 600°C und einer vergleichbaren Stoßtemperatur von 500°C (Abbildung 5-21 und Abbildung 5-22).

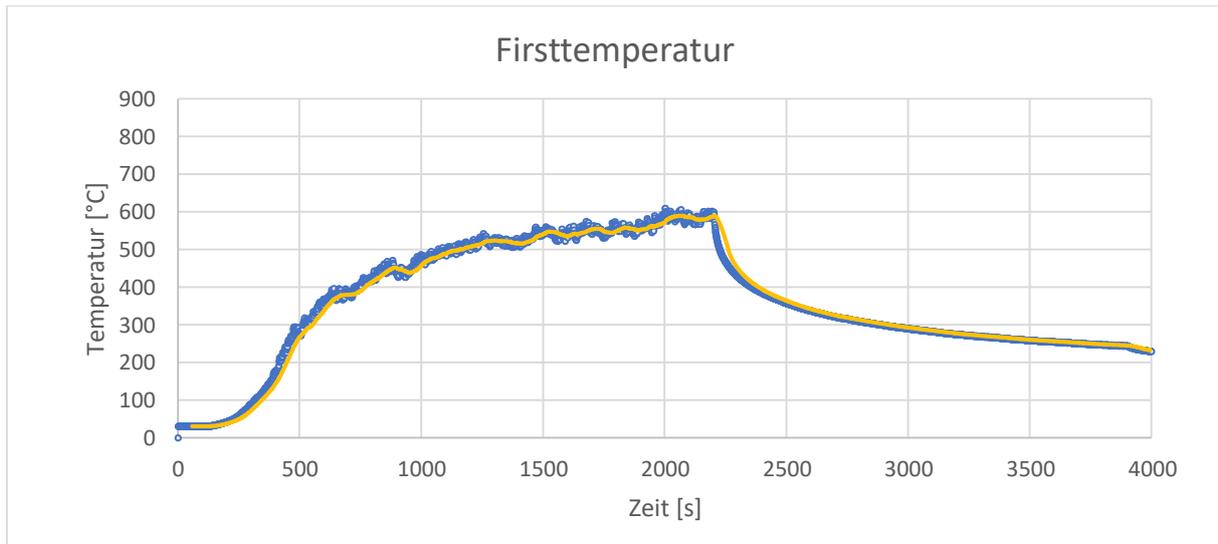


Abbildung 5-21: Verlauf der Firsttemperatur auf der durchschnittlich wärmsten Fläche – Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

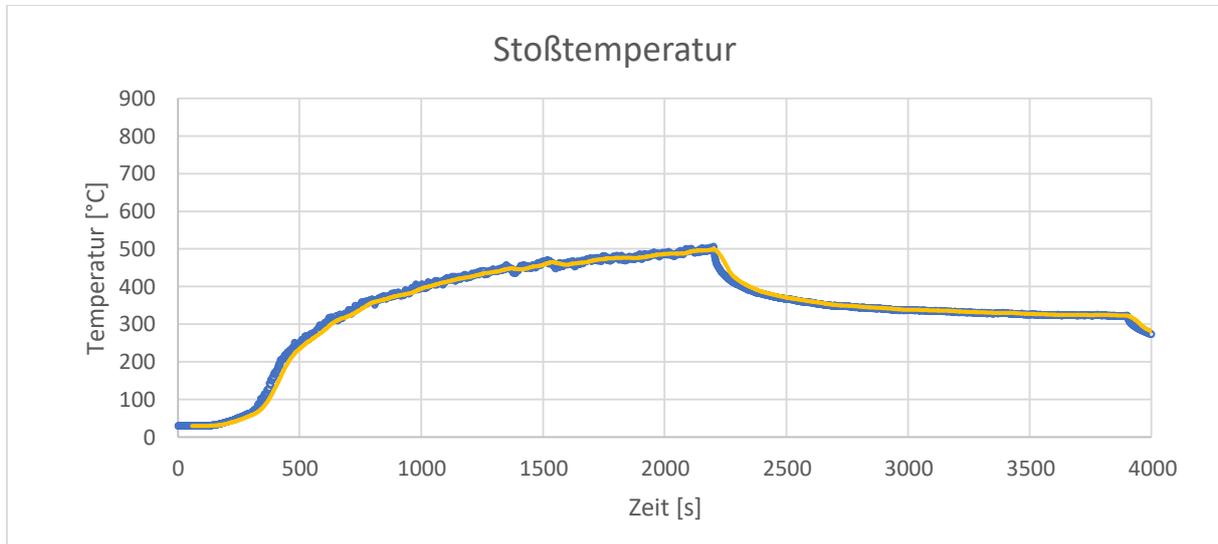


Abbildung 5-22: Verlauf der Stoßtemperatur auf der durchschnittlich wärmsten Fläche

– Ausbausystem 3. Blaue Punkte: Simulationsergebnisse pro Sekunde; Gelbe Kurve: ein auf 60s gemittelter Durchschnitt der blauen Werte

Auf der folgenden Abbildung (Abbildung 5-23) wird dargestellt, an welcher Stelle sich die durchschnittlich wärmste Fläche im Ausbausystem 3 befindet. Es ist zu erkennen, dass diese wegen des Bewetterungsstroms nicht direkt oberhalb der Abfallbehälter zu finden ist.

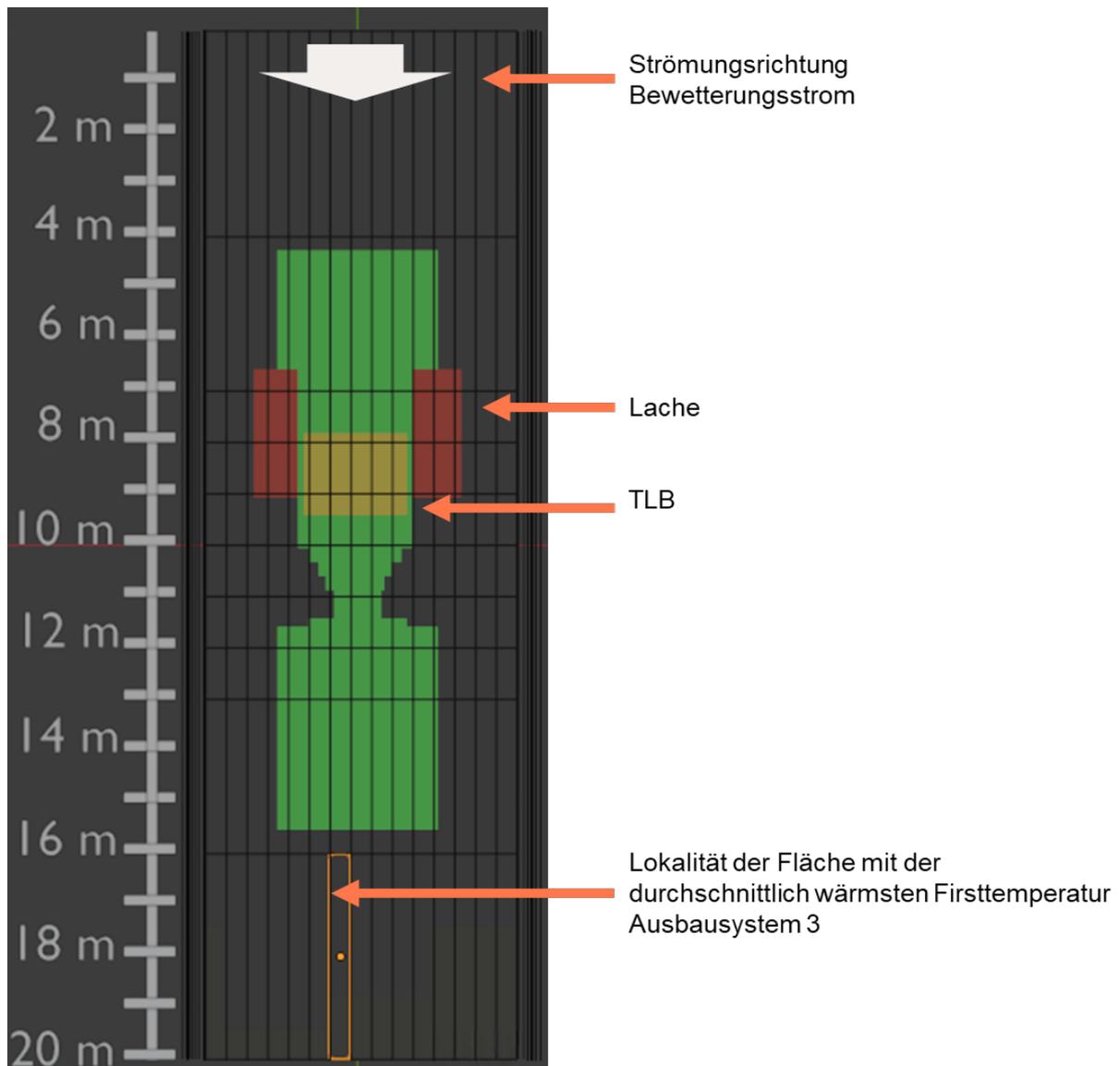


Abbildung 5-23: Lokalität der Fläche mit der durchschnittlich wärmsten Firsttemperatur  
- Ausbausystem 3

Die folgende Tabelle 5-1 basiert auf Tabelle 4-1 und wurde um die beiden rechten Spalten mit der maximalen First- und Lufttemperatur vor der Firste erweitert. Es zeigt



sich, dass bei dem Ausbausystem 1 die höchsten Temperaturen sowohl im Material als auch in der Luft entstehen.

Die geringere Geschwindigkeit des Bewetterungsstroms bewirkt eine geringere Ablenkung der Flamme. Dies hat zur Folge, dass sich die Wärme stärker auf eine geringere Fläche konzentriert. Bei einem hohen Bewetterungsstrom verteilt sich die Wärme auf einen breiteren Bereich und es ergeben sich infolgedessen geringere Maximaltemperaturen. Neben diesem Effekt der Wärmeaufteilung bewirken geringere Geschwindigkeiten, dass die erhitzte Luft langsamer aus dem Streckenabschnitt transportiert und somit eine geringere Kühlwirkung erzielt wird.

Tabelle 5-1: Zusammenfassung der maximalen Temperaturen in Folge unterschiedlicher Querschnittsflächen und Bewetterungsströme

	<b>Querschnittsfläche</b> [m <sup>2</sup> ]	<b>Bewetterungsstrom</b> [m <sup>3</sup> /s]	<b>Querschnittsgeschwindigkeit</b> [m/s]	<b>Firsttemperaturen</b> Max. [°C]	<b>Luft-Temperaturen vor der Firste</b> Max. [°C]
<b>Ausbau-system 1</b>	32	13,7	0,43	ca. 660	ca. 900
<b>Ausbau-system 2</b>	32	62,7	1,96	ca. 215	ca. 400
<b>Ausbau-system 3</b>	27	17,25	0,64	ca. 600	ca. 850

## 6. Temperaturfeldberechnung

### 6.1 Temperatur-Zeit-Kurven an der Oberfläche der Firste

Die im zweischaligen Ausbausystem 1 auftretenden Brandlasten wurden im ersten Schritt auf Basis detaillierter Brandsimulationen über einen Zeitraum von 65 Minuten ermittelt. Der sich an der Firste (Oberfläche) einstellende Temperaturverlauf ist in der nachfolgenden Abbildung 6-1 dargestellt.

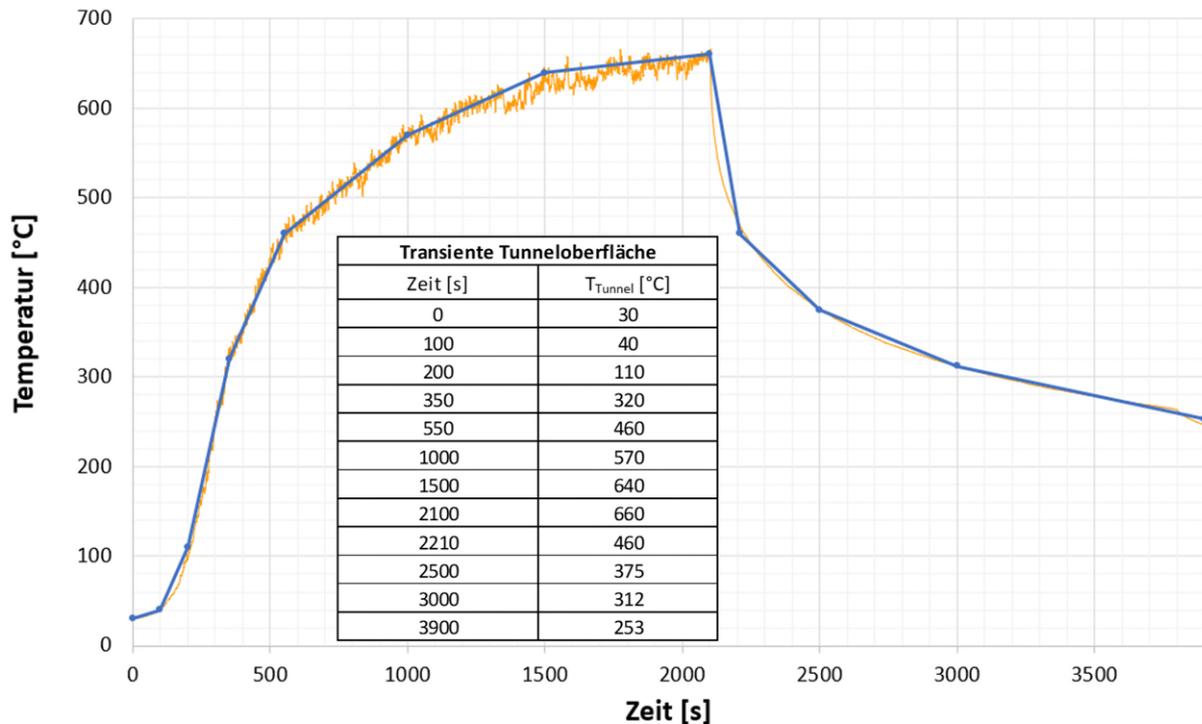


Abbildung 6-1: Temperatur während des einstündigen Brands an der Oberfläche der Firste

– Ausbausystem 1. Gelbe Linie: Temperaturverlauf an der Firsoberfläche; blaue Linie: Transiente.

Für die Temperaturfeldberechnungen wurde aus dem Temperaturverlauf (gelbe Linie) eine Transiente (blaue Linie) mit den in Abbildung 6-1 ebenfalls angegebenen Stützpunkten beginnend mit einer Temperatur von 20°C erstellt.

Entsprechend dem zweischaligen Ausbausystem 1 sind der Temperaturverlauf für das einschalige Ausbausystem 2 sowie die dazugehörigen Stützpunkte in der Abbildung 6-2 dargestellt.

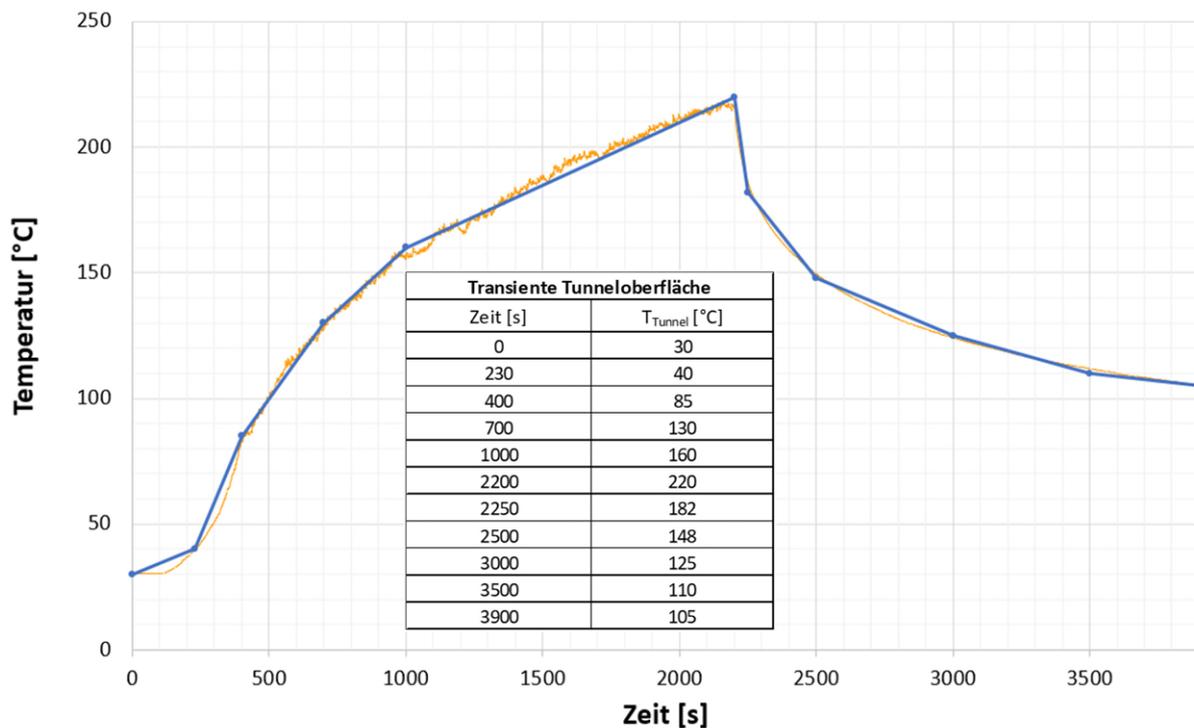


Abbildung 6-2: Temperatur während des einstündigen Brands an der Oberfläche der Firste – Ausbausystem 2. Gelbe Linie: Temperaturverlauf an der Firstoberfläche; blaue Linie: Transiente.

Für das Ausbausystem 3 wurden ebenfalls Brandsimulationen durchgeführt. Der Temperaturverlauf inklusive der Transientenstützpunkte ist in der Abbildung 6-3 dargestellt.

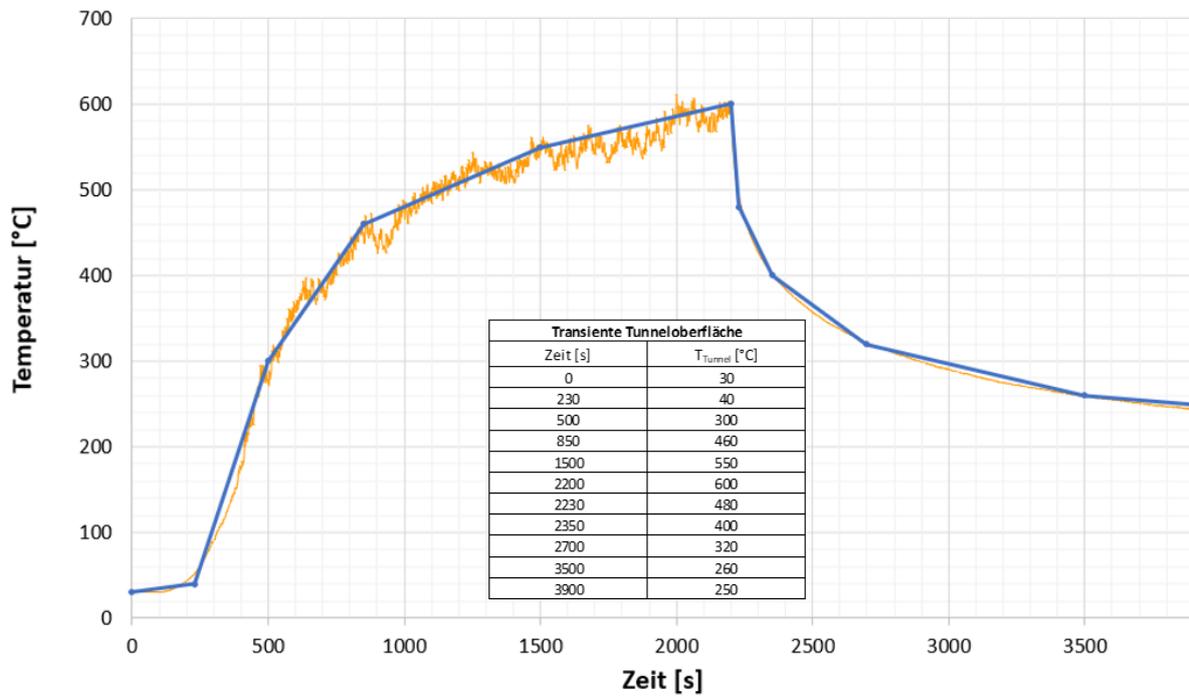


Abbildung 6-3: Temperatur während des einstündigen Brands an der Oberfläche der Firste

– Ausbausystem 3. Gelbe Linie: Temperaturverlauf an der Firsoberfläche; blaue Linie: Transiente.

Mittels der berechneten Temperatur-Zeit-Kurven an der Oberfläche der Firste werden im Folgenden die Wärmeausbreitung im Festkörper und die dadurch induzierten Spannungen berechnet und bewertet.

## 6.2 Spritzbeton-Innenschale (Ausbausystem 1, zweischalig)

### 6.2.1 FE-Modell

Auf Basis von Angaben der BGE haben wir ein FE-Modell einer Beton-Innenschale aus einem Bereich mit zweischaligem Ausbau ohne Bewehrung erstellt. Um im weiteren Verlauf der Untersuchungen aufgrund der deutlich kürzeren Rechenzeiten mit diesem vereinfachten Modell weiterarbeiten zu können, haben wir ein zusätzliches FE-Modell generiert und dabei die Bewehrung berücksichtigt. Damit soll gezeigt werden,

dass der Einfluss der Bewehrung auf die Temperaturverteilung gering ist und im Rahmen dieser Untersuchungen vernachlässigt werden kann. Das FE-Modell ohne Bewehrung ist inkl. der Randbedingungen in der Abbildung 6-4 und das detaillierte FE-Modell mit Bewehrung ist in Abbildung 6-5 dargestellt.

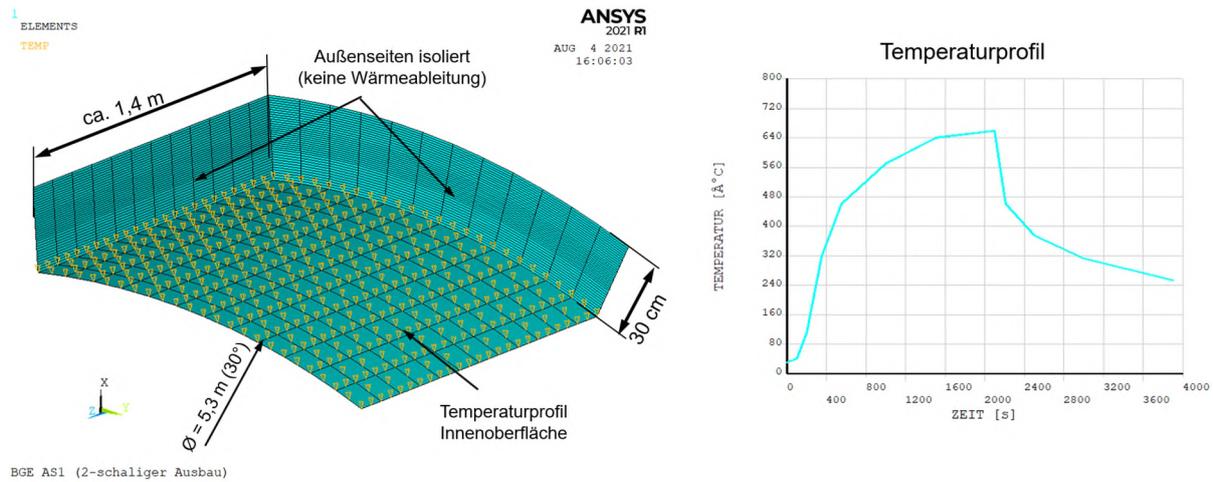


Abbildung 6-4: FE-Modell der Beton-Innenschale ohne Bewehrung (thermisch) – Ausbausystem 1

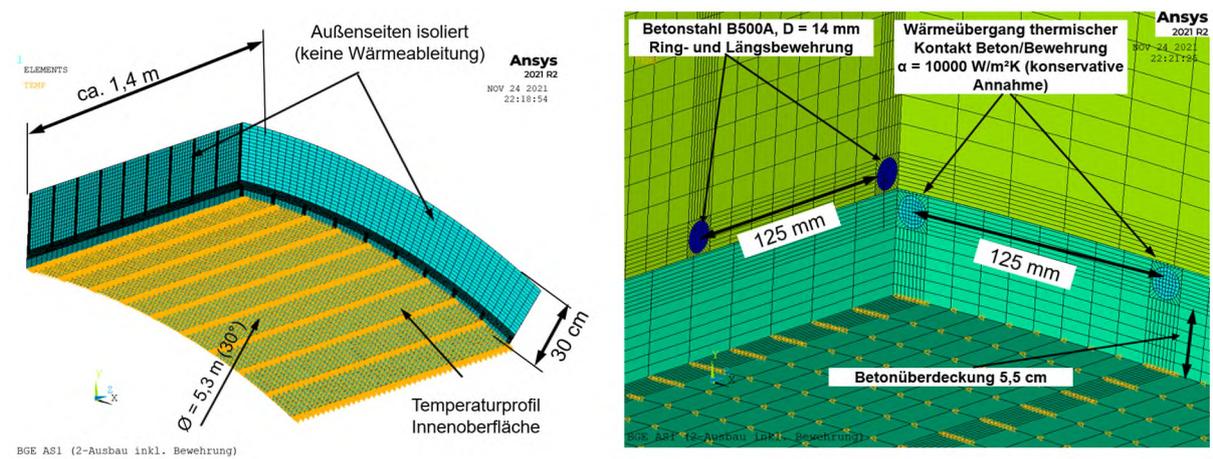


Abbildung 6-5: FE-Modell der Beton-Innenschale mit Bewehrung (thermisch) – Ausbausystem 1

Das FE-Modell ist als 30°-Segment mit dem Innendurchmesser der Firste von 5,3 m und einer Länge von 1,4 m ausgeführt. Aufgrund der großflächigen Erwärmung der

Beton-Innenschale erfolgt bei dem hier betrachteten Segment keine Wärmeableitung in Umfangs- und Axialrichtung. Daher werden die Seitenflächen sowie die Außenoberfläche als isoliert bzw. adiabatisch angenommen. Eine Betrachtung der gesamten Innenschale ist nicht erforderlich.

## 6.2.2 Auswertung des Temperaturprofils

Zur Ermittlung des Temperaturverlaufs wurden transiente FE-Analysen unter Berücksichtigung der thermischen Randbedingungen durchgeführt. Als Ausgangstemperatur wurden 20°C gewählt. Das Temperaturprofil für die Innenschale im Bereich des zweischaligen Ausbaus ist für den Zeitpunkt  $t = 3900$  s in der Abbildung 6-6 dargestellt. Dabei werden die Temperaturprofile der Innenschale ohne und mit Bewehrung gegenübergestellt.

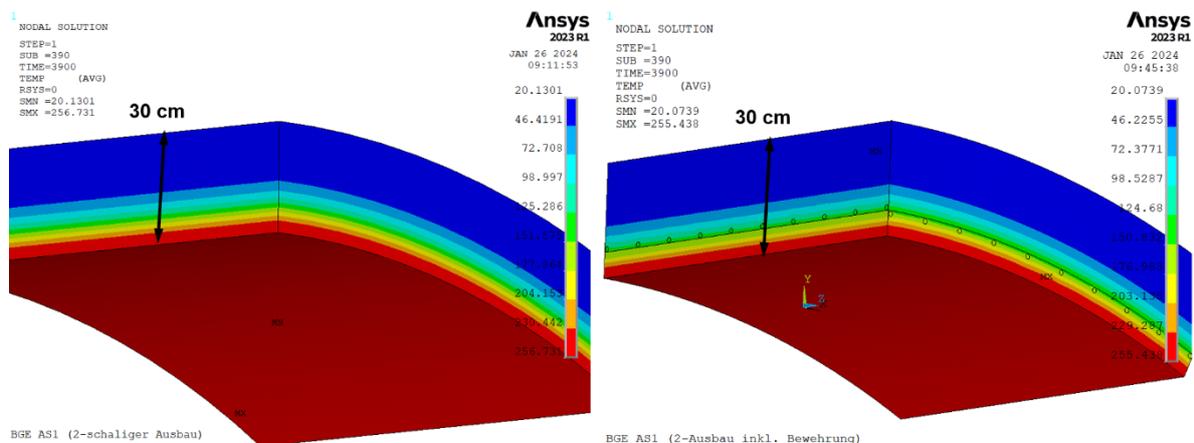


Abbildung 6-6: Temperaturprofil [°C] Spritzbeton-Innenschale ( $t = 3900$  s; links: ohne Bewehrung; rechts: mit Bewehrung) – Ausbausystem 1

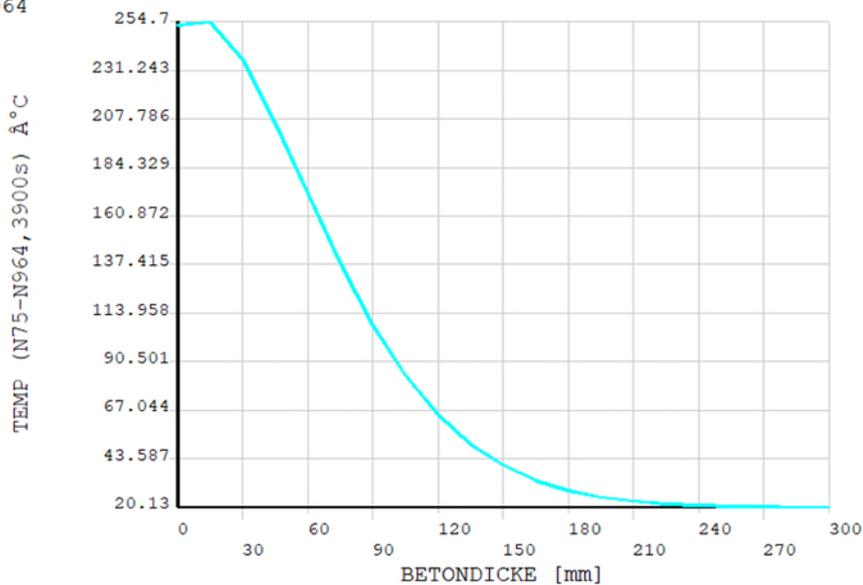
Die nur minimale Erhöhung der Ausgangstemperatur des Gebirges auf der Oberseite des modellierten Ausschnitts (gebirgsseitig) weist auf eine ausreichende Dicke des für diese Untersuchungen erstellten Deckenmodells hin. Aufgrund des sehr geringen Einflusses der Bewehrung wird im weiteren Verlauf das vereinfachte FE-Modell ohne Bewehrung verwendet. Der Temperaturverlauf in Abhängigkeit von der Schalentiefe des

unbewehrten FE-Modells ist für den Zeitpunkt  $t = 3900$  s in der Abbildung 6-7 dargestellt.

```
1
POST1
STEP=1
SUB =390
TIME=3900
PATH PLOT
NOD1=75
NOD2=964
TEMP
```

**Ansys**  
2023 R1

SEP 7 2023  
13:17:13



BGE AS1 (2-schaliger Ausbau)

Abbildung 6-7: Temperaturverlauf in Abhängigkeit von der Schalentiefe (Spritzbeton-Innenschale,  $t=3900$  s) – Ausbausystem 1

In einem weiteren Schritt wird der Temperaturverlauf für die in der Abbildung 6-6 angegebenen Knoten (entspricht der jeweiligen Entfernung von der Betonoberfläche) zeitabhängig ausgewertet (siehe Abbildung 6-8).

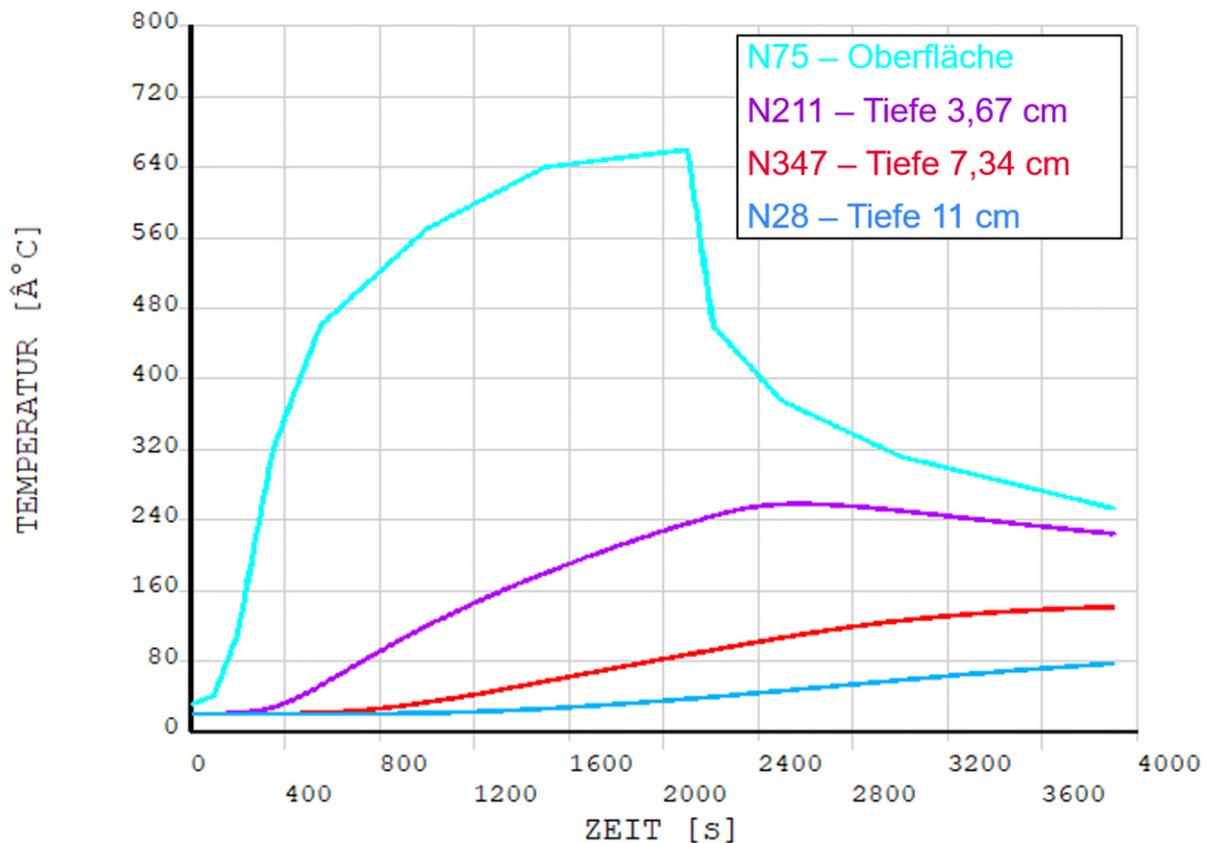


Abbildung 6-8: Zeitabhängiger Temperaturverlauf in verschiedenen Tiefen (Spritzbeton-Innenschale) – Ausbausystem 1

## 6.3 Stahlfaserspritzbetonausbau (Ausbausystem 2, einschalig)

### 6.3.1 FE-Modell

Für das einschalige Ausbausystem wurde das in der Abbildung 6-4 dargestellte FE-Modell unter Berücksichtigung des entsprechenden Temperaturverlaufs (siehe Abbildung 6-2) verwendet. Da der Einfluss des Stahlfaseranteils auf die Wärmeleitfähigkeit sehr gering ist, wurden auch hier die thermischen Kennwerte für Beton entsprechend der Tabelle 4-5 angesetzt. Der Einfluss einer Stahlbewehrung wurde im Kapitel 6.2 bereits bewertet.

### 6.3.2 Auswertung des Temperaturprofils

Auch die Auswertung der Temperaturen erfolgt analog zum Kapitel 6.2.2. Das Temperaturprofil im Bereich des einschaligen Ausbaus ist für den Zeitpunkt  $t = 3900$  s in der Abbildung 6-9 dargestellt.

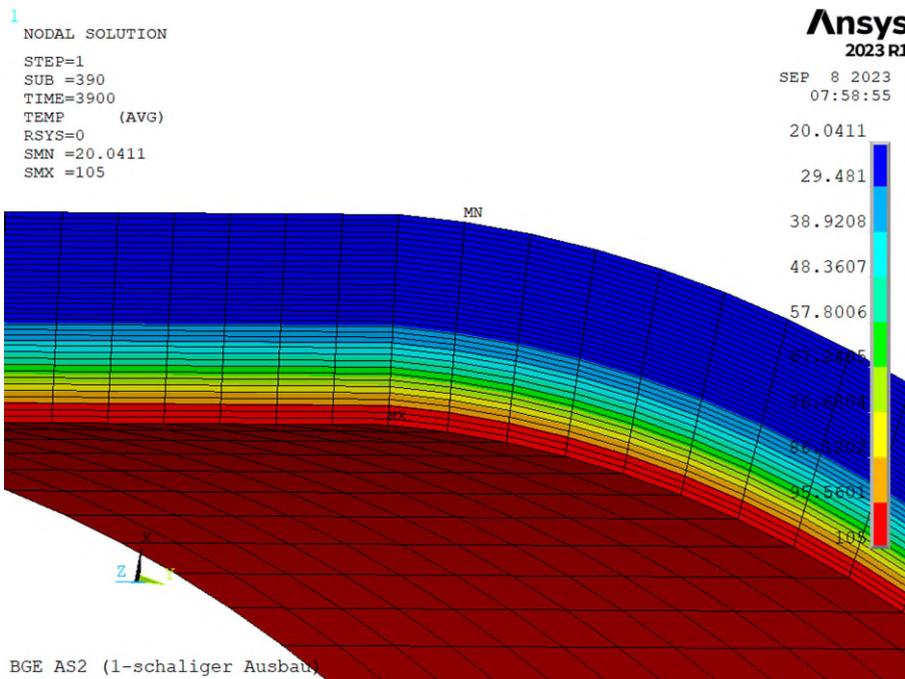


Abbildung 6-9: Temperaturprofil ( $t = 3900$  s) [°C] – Ausbausystem 2

In einem weiteren Schritt wird der Temperaturverlauf für die in der Abbildung 6-6 angegebenen Knoten (entspricht der jeweiligen Entfernung von der Betonoberfläche) zeitabhängig ausgewertet (siehe Abbildung 6-10).

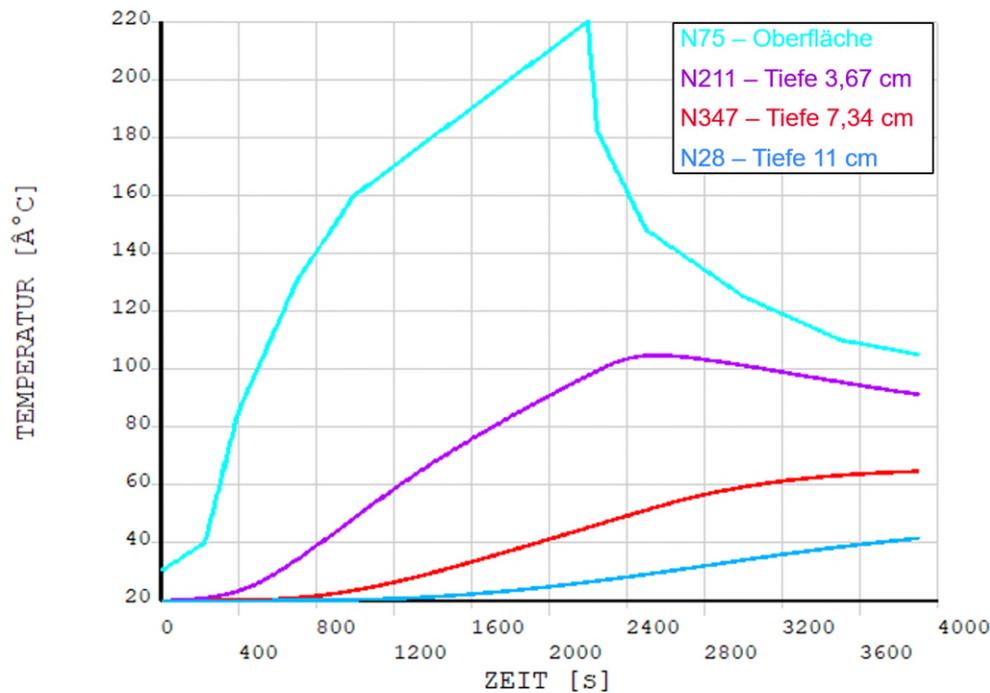


Abbildung 6-10: Zeitabhängiger Temperaturverlauf in verschiedenen Tiefen – Ausbausystem 2

#### 6.4 Ausbausystem Anker-Maschendraht (Ausbausystem 3)

Die Auswirkungen eines Brandereignisses bzw. der in die Firste induzierten thermischen Lasten wurden von der BGE für das Ausbausystem 3 in einem separaten Bericht [4] ermittelt. Dafür wurden insbesondere die Temperatureinwirkungen auf das Gebirge und das Anker-Maschendraht-Ausbausystem zur Ermittlung der mechanischen Auswirkungen (Ausweisung eines unterstellten Löserereignisses) durch eine Kopplung der thermo-mechanischen Lasten durchgeführt. Diese Arbeiten wurden von einem unabhängigen externen Fachgutachter (Prof. Dr. J. Stahlmann) geprüft [16].

In dem Bericht der BGE [4] werden die Temperatureinwirkungen auf Spreizhülsenanker und Klebeanker betrachtet. Die thermischen Simulationen der Spreizhülsenanker zeigen ein zügiges Ausbreiten der Temperatur im Ankerstahl. Nach den ersten 9 cm



werden Temperaturen von 390 °C erreicht, nach weiteren 9 cm 250°C. Bei Klebean-  
kern wird die Temperatur besser verteilt, da über den Kleber Wärme ins Gebirge ab-  
gegeben wird. Nach den ersten 12 cm werden noch Temperaturen bis ungefähr 180°C  
erreicht, nach weiteren 12 cm noch ungefähr 70°C.

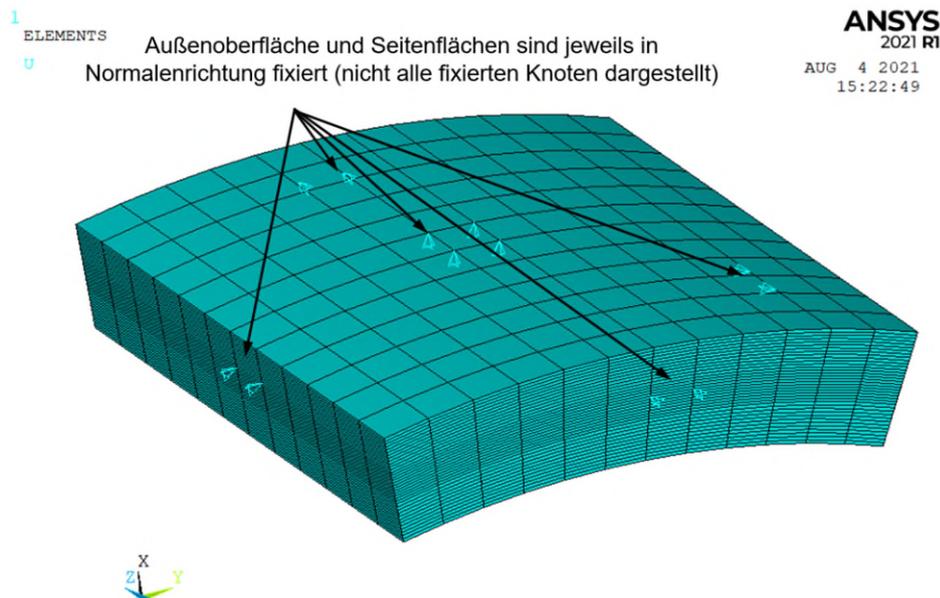
Die Ergebnisse und Auswirkungen auf das Gebirge werden im Kapitel 9 dargestellt.

## 7. Spannungsberechnung

### 7.1 Spritzbeton-Innenschale (Ausbausystem 1)

#### 7.1.1 FE-Modell

Basierend auf der Temperaturverteilung werden die daraus resultierenden thermomechanischen Spannungen ermittelt. Das im Kapitel 6.2.1 beschriebene FE-Modell wird für die Durchführung von strukturmechanischen Berechnungen angepasst. Der Beton wird dabei mit einem linear-elastischen Werkstoffverhalten abgebildet. Die mechanischen Kennwerte wurden entsprechend der Tabelle 4-5 angesetzt. Die Querkontraktionszahl beträgt 0,2. Die Bewertung der auftretenden Spannungen hinsichtlich Materialversagen erfolgt im nachfolgenden Kapitel. Das FE-Modell inkl. der Randbedingungen ist in der Abbildung 7-1 dargestellt.



BGE AS1 (2-schaliger Ausbau)

Abbildung 7-1: FE-Modell der Beton-Innenschale (strukturmechanisch) – Ausbausystem 1



Die Außenoberfläche und die Seitenflächen sind jeweils in Normalenrichtung fixiert. Zur besseren Übersicht sind nur einige Knoten dargestellt.

### **7.1.2 Auswertung der thermomechanischen Spannungen**

Zur Ermittlung der thermomechanischen Spannungen wurden ebenfalls transiente FE-Berechnungen unter Berücksichtigung des Temperaturfelds sowie der strukturmechanischen Randbedingungen durchgeführt. Für die Auswertung der Spannungen wurde ein in der Schalenachse definiertes, polares Koordinatensystem herangezogen. Die maximalen Normalspannungen in radialer Richtung ( $x$ ), in Umfangsrichtung ( $y$ ) und in Längsrichtung ( $z$ ) sind für den Zeitpunkt  $t = 2100$  s in der nachfolgenden Abbildung 7-2 dargestellt. Die zusätzliche Auswertung der Elementspannungen (radiale Richtung und Umfangsrichtung) in Abbildung 7-3 zeigt eine ausreichende Netzqualität.

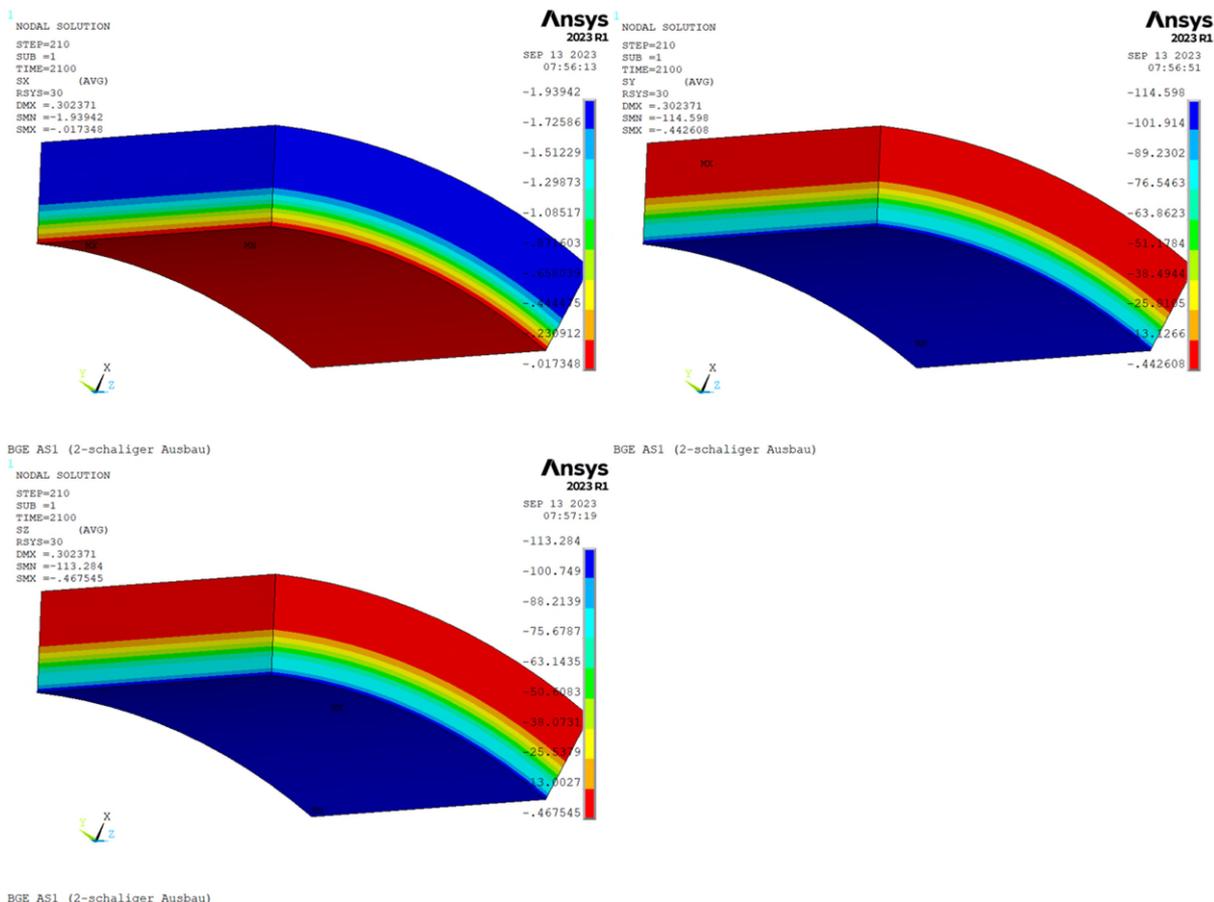


Abbildung 7-2: Normalspannungen (Radial, Umfang, Axial) [MPa] der Beton-Innenschale  
 (Knotenspannungen) – Ausbausystem 1

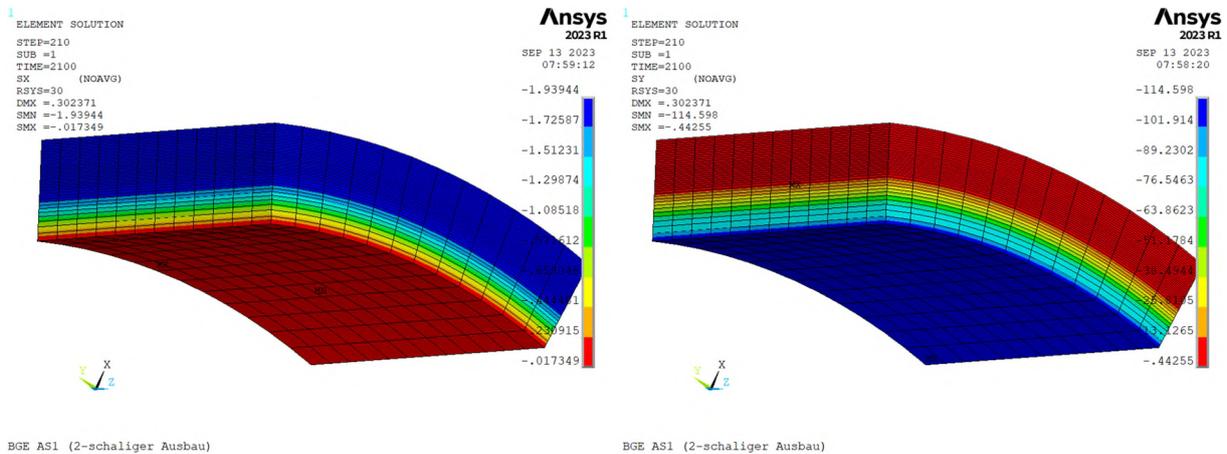


Abbildung 7-3: Normalspannungen (Radial, Umfang) [MPa] der Beton-Innenschale  
(Elementspannungen) – Ausbausystem 1

Da für die Integritätsbewertung der Beton-Innenschale die maximal auftretenden Spannungen von Bedeutung sind, werden die zeitlichen Verläufe der Normalspannungen in den verschiedenen Tiefen ausgewertet (siehe Abbildung 7-4). Es ist zu erkennen, dass es in Y- und Z-Richtung Initialspannungen gibt. Diese lassen sich durch die Temperaturunterschiede an der Gesteinsoberfläche (Ausgangszustand ( $t = 0s$ ,  $T = 20\text{ °C}$ ) und das Temperaturfeld (bei  $t = 0s$ ,  $T = 30\text{ °C}$ ) erklären.

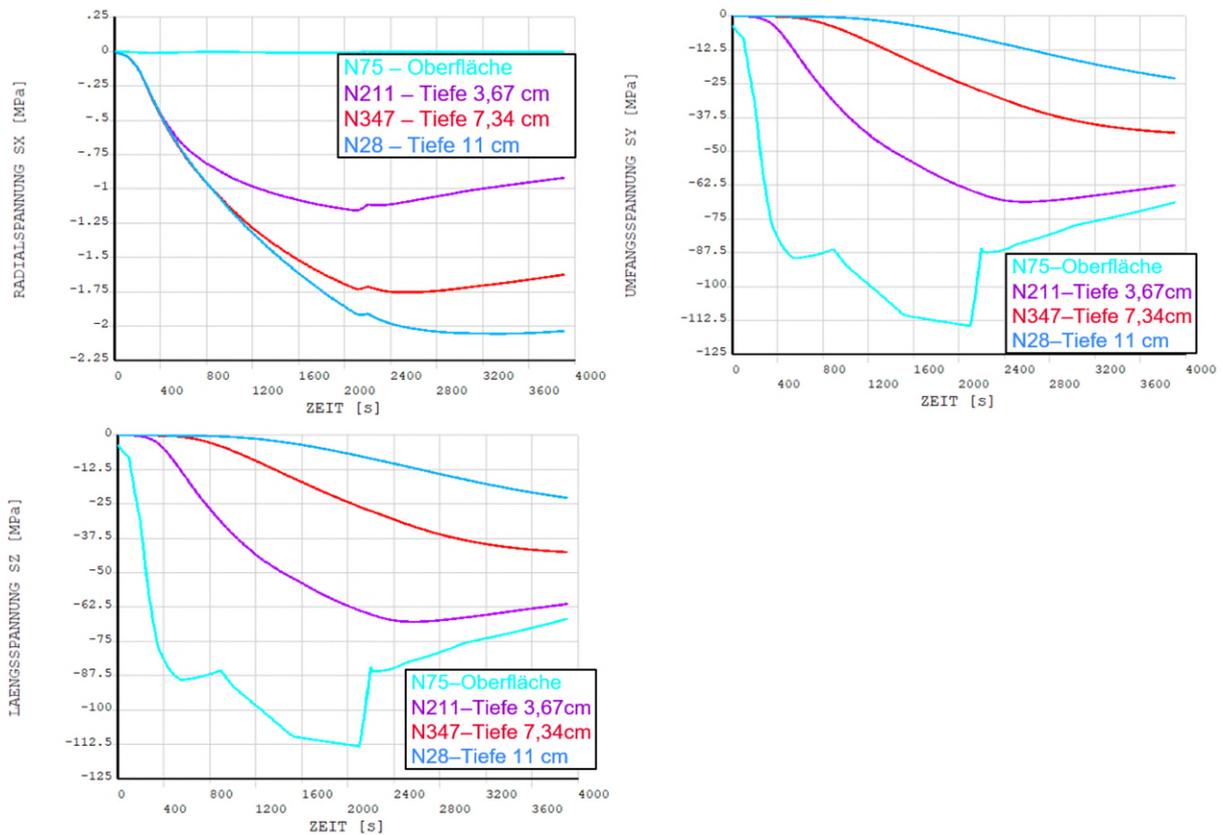


Abbildung 7-4: Verläufe der Normalspannungen für verschiedene Tiefen (zweischaliger Ausbau) – Ausbausystem 1

An der Innenoberfläche der Beton-Innenschale treten infolge der Temperaturbelastung rechnerisch Druckspannungen von ca. 114 MPa auf. Diese sind auf die linear-elastische Modellierung zurückzuführen und werden nachfolgend weiter bewertet.<sup>1</sup>

<sup>1</sup> Im Rahmen der fachöffentlichen Ergebnispräsentation wurde gebeten, die Berechnung der Spannungen noch einmal zu erläutern, insbesondere im Hinblick darauf, wie es möglich ist, dass Spannungen von ca. 112 MPa berechnet werden, wenn die zulässige Druckfestigkeit eigentlich nur 35 MPa beträgt. Der Beton kann diese Druckspannungen theoretisch nicht aufnehmen.

*Hierzu führten wir aus, dass die hohen Spannungen aus der linear elastischen Modellierung des Betons resultieren. Die Spannungen können dadurch rechnerisch unendlich hoch werden. Bei der späteren Auswertung (s. Kapitel 7.3) und Bewertung (s. Kapitel 8) wird die Überschreitung der Betondruckfestigkeit aufgrund der thermischen Einwirkung entsprechend berücksichtigt.*

### 7.1.3 Untersuchung des Krümmungseinflusses

Zur Untersuchung des Krümmungseinflusses wurde in einer Grenzbetrachtung der Innendurchmesser des Segments zudem mit 3,0 m und mit 8,0 m angesetzt. Die entsprechenden Spannungsverläufe sind analog zum vorhergehenden Kapitel in Abbildung 7-5 und in Abbildung 7-6 dargestellt.

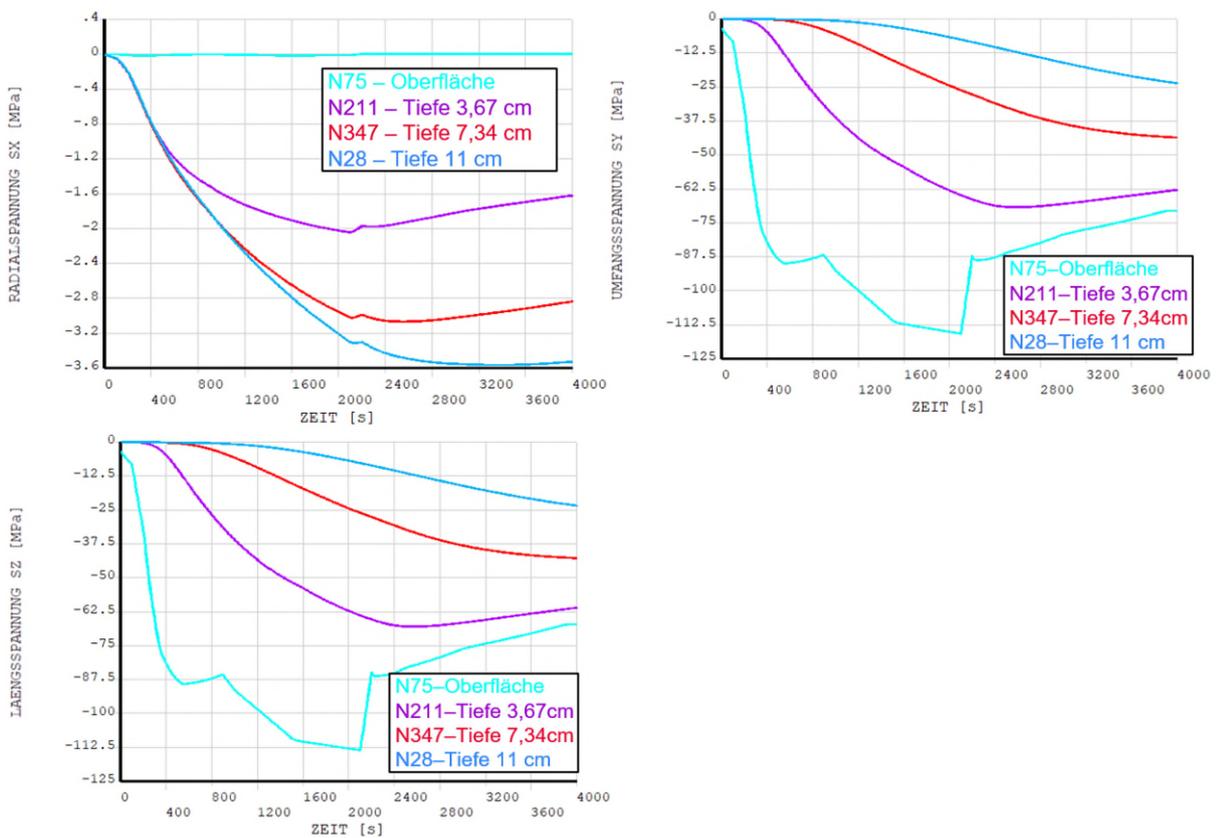


Abbildung 7-5: Verläufe der Normalspannungen für verschiedene Tiefen (zweischaliger Ausbau) – Ausbausystem 1 – Innendurchmesser 3,0 m

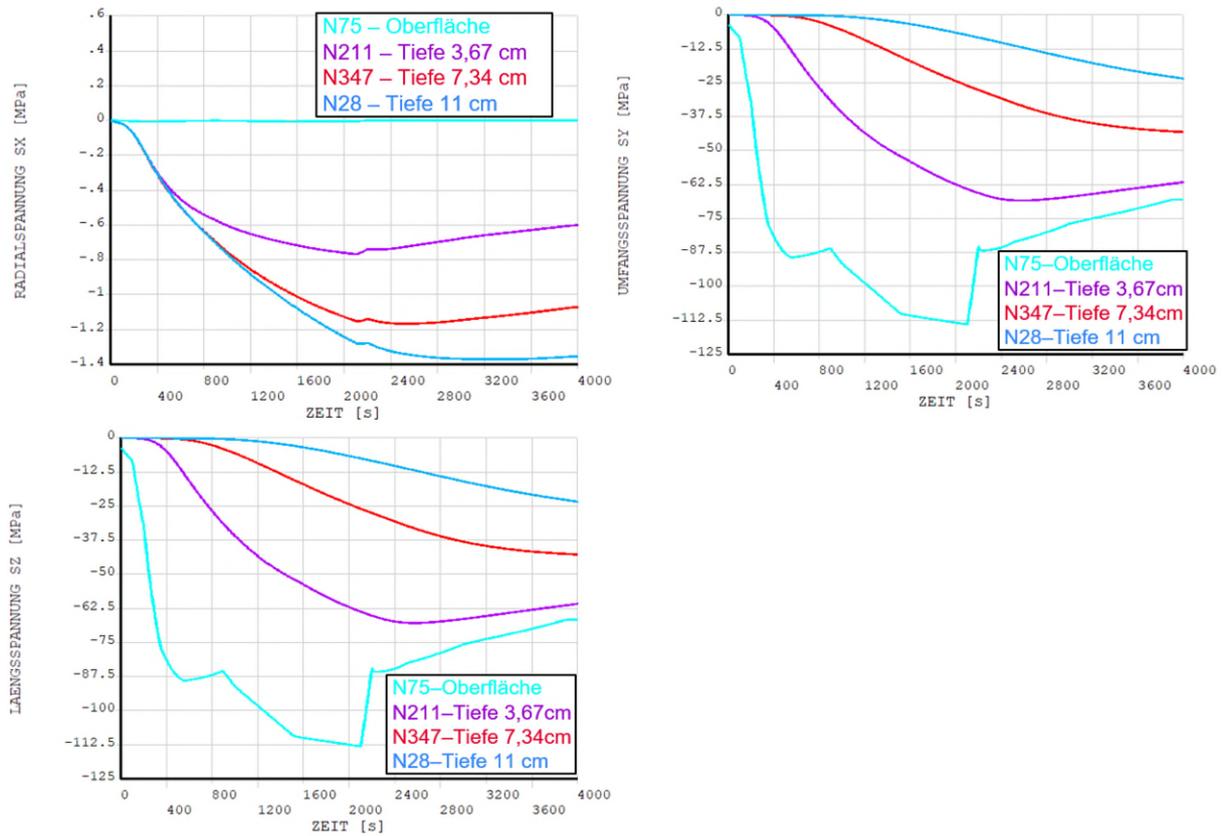


Abbildung 7-6: Verläufe der Normalspannungen für verschiedene Tiefen (zweischaliger Ausbau) –  
Ausbausystem 1 – Innendurchmesser 8,0 m

Die Ergebnisse zeigen, dass die Variation der Krümmung in den hier untersuchten Grenzen keinen relevanten Einfluss auf die Spannungsverteilung hat.

## 7.2 Stahlfaserspritzbetonausbau (Ausbausystem 2)

### 7.2.1 FE-Modell

Für das einschalige Ausbausystem 2 wurde ebenfalls das in der Abbildung 7-1 dargestellte FE-Modell verwendet.

## 7.2.2 Auswertung der thermomechanischen Spannungen

Die Auswertung der thermomechanischen Spannungen erfolgt analog zum Kapitel 7.1.2. Die maximalen Normalspannungen in radialer Richtung (x), in Umfangsrichtung (y) und in Längsrichtung (z) sind für den Zeitpunkt  $t = 2200$  s in der nachfolgenden Abbildung 7-7 dargestellt.

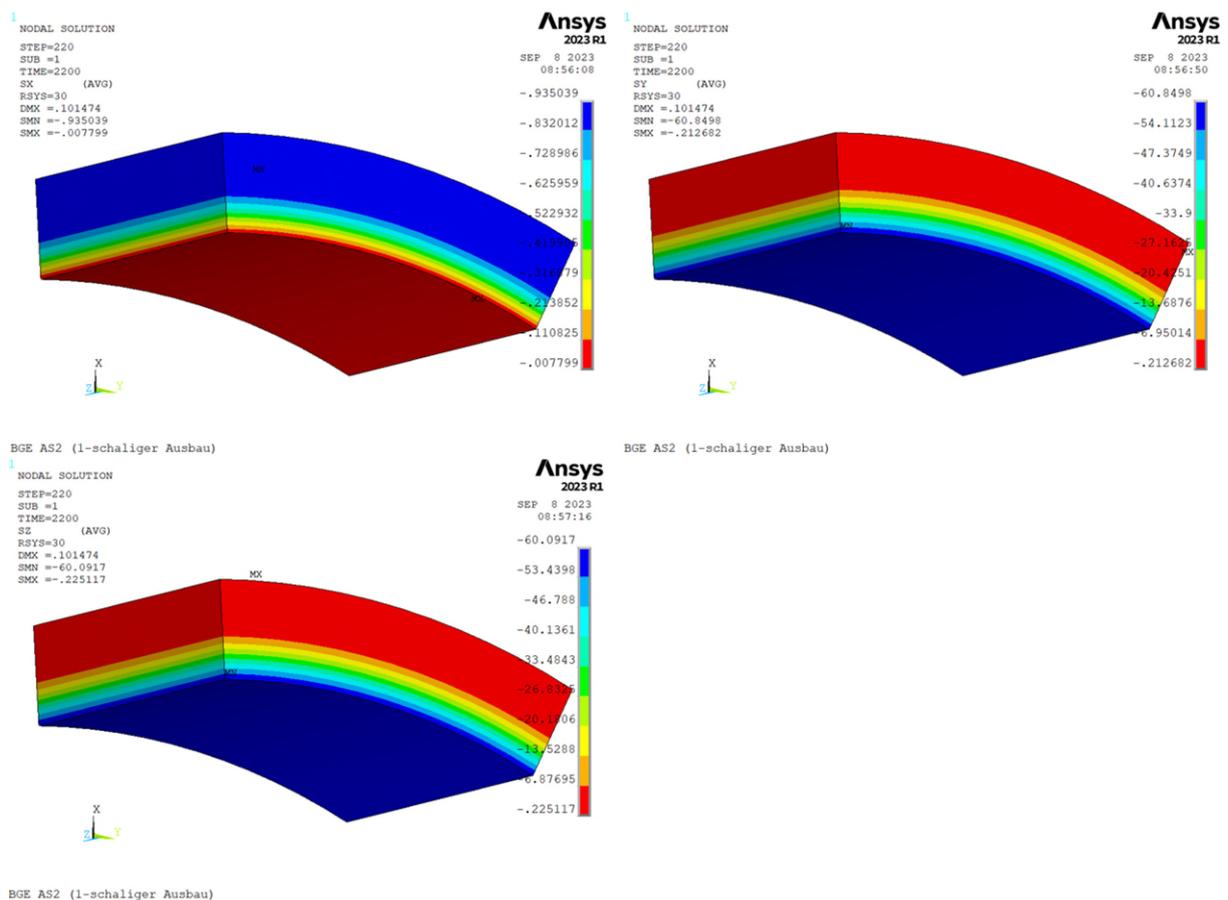


Abbildung 7-7: Normalspannungen (Radial, Umfang, Axial) [MPa] im Bereich Spritzbetonausbau – Ausbausystem 2

Die zeitlichen Verläufe der Normalspannungen wurden zudem in den verschiedenen Tiefen ausgewertet und in der Abbildung 7-8 dargestellt.

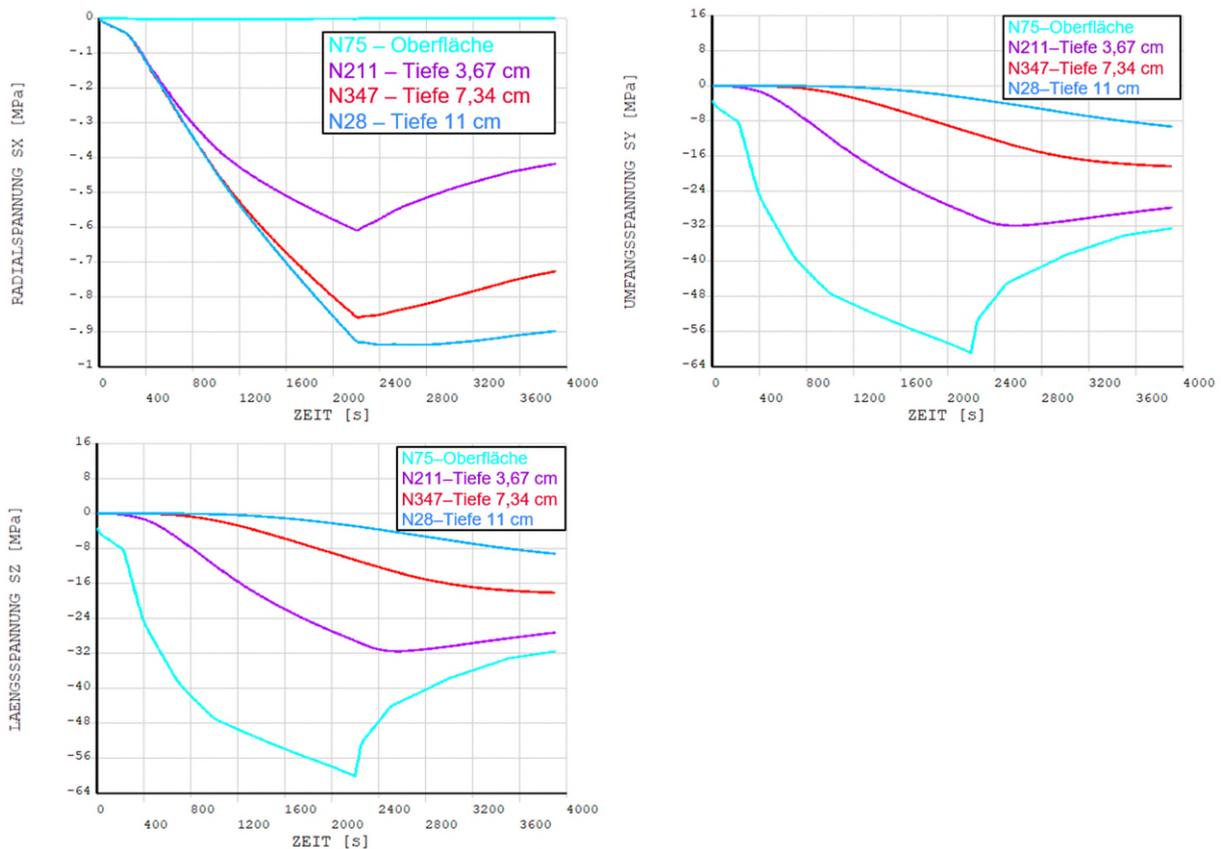


Abbildung 7-8: Verläufe der Normalspannungen für verschiedene Tiefen – Ausbausystem 2

Aufgrund einer geringeren Temperaturbelastung sind die resultierenden Spannungen im Bereich des untersuchten einschaligen Ausbausystems deutlich geringer als im betrachteten zweischaligen Ausbausystem der ETS.

### 7.3 Überlagerung der Spannungen aus der Temperaturbelastung und aus den ständigen Lasten in den Ausbausystemen 1 und 2

Die maximalen Spannungen für die Ausbausysteme 1 und 2 aus den thermomechanischen Einwirkungen, welche in den Kapiteln 7.1.2 und 7.2.2 hergeleitet wurden, betragen an der Oberfläche bis ca. 114 N/mm<sup>2</sup> (Ausbausystem 2: ca. 62 N/mm<sup>2</sup>), in einer Tiefe von 3,67 cm bis ca. 68 N/mm<sup>2</sup> (Ausbausystem 2: ca. 32 N/mm<sup>2</sup>), in 7,34 cm Tiefe



etwa  $42 \text{ N/mm}^2$  (Ausbausystem 2: ca.  $18 \text{ N/mm}^2$ ) und in 11 cm Tiefe knapp  $23 \text{ N/mm}^2$  (Ausbausystem 2: ca.  $9 \text{ N/mm}^2$ ).

Die vorhandenen Schnittgrößen aus den Gebirgslasten wurden für das Ausbausystem 1 sowohl für den Bereich der ETS als auch für den Bereich der Wendestelle durch die BGE entsprechend dem aktuellen Planungsstand zur Verfügung gestellt. Für das Ausbausystem 2 standen Schnittgrößen des Streckenabschnitts 02YEA90/R002 (Zufahrt Feld 5/2) zur Verfügung. Für die Ausbausysteme 1 und 2 wurden damit die maßgeblichen Schnittgrößen zur Verfügung gestellt.<sup>2</sup>

Im Folgenden wird die Tiefe von 11 cm betrachtet. In den in den Kapiteln 7.1.2 und 7.2.2 ausgewerteten Knoten ist in dieser Tiefe die Betondruckfestigkeit (s. dazu nachfolgende Seite) aus den thermischen Spannungen noch nicht überschritten.

Im Ausbausystem 1 wurden die Schnittkräfte der ETS und der Wendestelle ausgewertet. Dabei wurde festgestellt, dass die Wendestelle maßgebend ist. Die Auswertung erfolgt daher für diesen Bereich. Zum Vergleich sind zusätzlich in Abbildung 7-9 die Schnittgrößen der ETS dargestellt.

---

<sup>2</sup> Diesbezüglich erfolgte auch eine Nachfrage der UWB:

Dieser Sachverhalt wurde von der BGE überprüft. Dem TÜV SÜD wurden die entsprechenden Daten zur Verfügung gestellt.

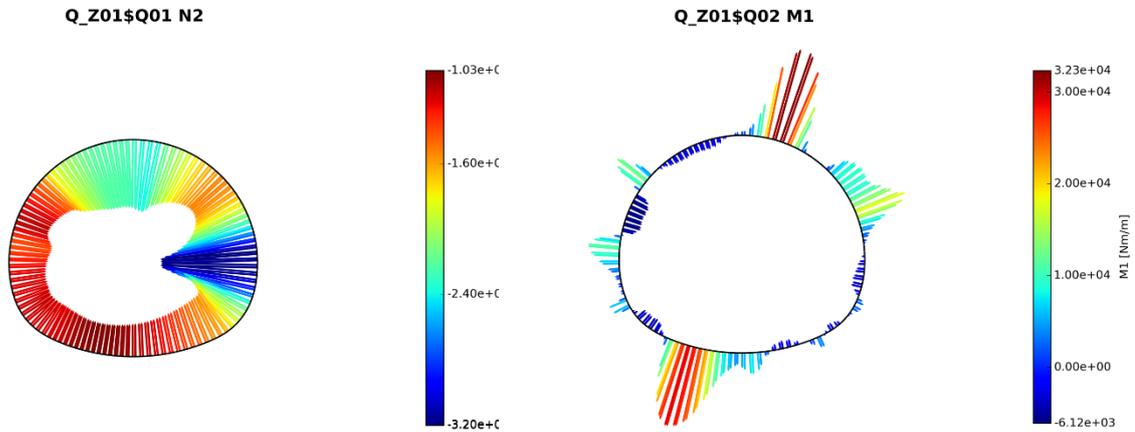


Abbildung 7-9: Maximale Normalspannung und maximales Moment, grafische Darstellung, Ausbausystem 1 (ETS) (Quelle: BGE)

Die maximale charakteristische (Druck-) Normalkraft im betrachteten Bereich des Ausbausystems 1 beträgt nach Angaben der BGE an der Firste ca. 3430 kN/m (vgl. Abbildung 7-10). Die Biegemomente sind in diesem Bereich derart gerichtet, dass sich die Zugzone auf der Luftseite befindet und sie somit in der Tiefe von 11 cm entlastend wirken. Deren Vernachlässigung ist demnach konservativ. Im Ausbausystem 2 betragen Normalkraft und Moment nach Angaben der BGE ca. 2450 kN/m bzw. 42 kNm/m.

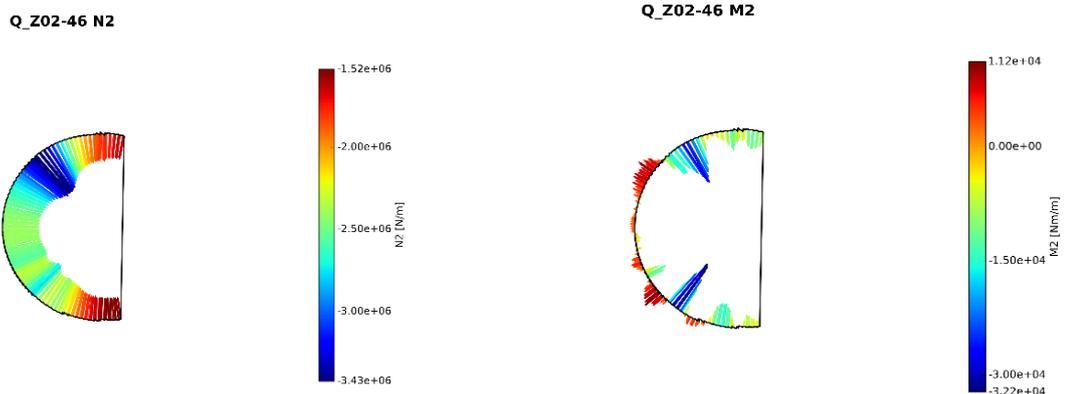


Abbildung 7-10: Maximale Normalspannung und zugehöriges Moment, grafische Darstellung, Ausbausystem 1 (Wendestelle) (Quelle BGE)

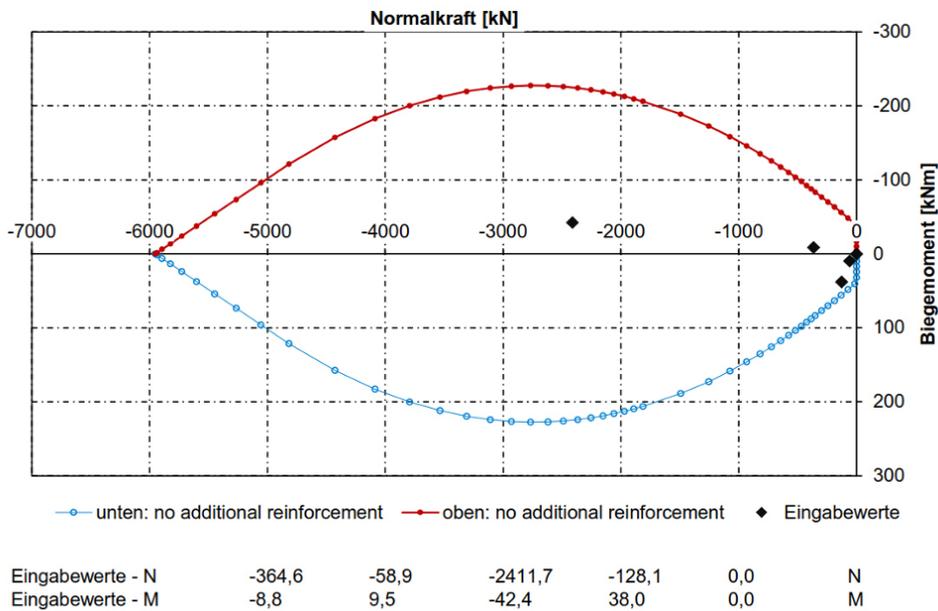


Abbildung 7-11: Maximale Normalspannung und zugehöriges Moment, Ausbausystem 2, (Quelle: BGE)



Bei einer Schalentiefe von 30 cm beträgt die maximale Druckspannung (ermittelt aus der Normalkraft in Höhe von 3430 kN/m und der zugehörigen Fläche von 0,3 m x 1,0 m) aus den statischen Lasten in einer Tiefe von ca. 11 cm somit ca. 11,4 N/mm<sup>2</sup> beim Ausbausystem 1 und ca. 6,0 N/mm<sup>2</sup> beim Ausbausystem 2. Im Ausbausystem 2 wurde dabei berücksichtigt, dass es sich bei den angegebenen Schnittgrößen um Bemessungsgrößen handelt. Die Rückrechnung auf charakteristische Schnittgrößen erfolgt durch Division mit dem Teilsicherheitsbeiwert für ständige Lasten  $\gamma_G = 1,35$ . Die Spannungen aus dem Moment wirken entlastend und konnten konservativ vernachlässigt werden. Die Überlagerung mit den thermomechanischen Spannungen ergibt ca. 34 N/mm<sup>2</sup> beim Ausbausystem 1 und ca. 15 N/mm<sup>2</sup> beim Ausbausystem 2 (vgl. Tabelle 7-1).

Tabelle 7-1: Druckspannungen aus statischen und thermischen Lasten für die Ausbausysteme 1 und 2 sowie ihre Überlagerung.

	<b>Druckspannung aus statischen Lasten, Tiefe 11 cm</b>	<b>Druckspannung aus thermischen Lasten, Tiefe 11 cm</b>	<b>Überlagerung, Tiefe 11 cm</b>
<b>Ausbausystem 1</b>	11,4 N/mm <sup>2</sup>  (=3430kN/m / (0,3m*1,0m))	23 N/mm <sup>2</sup>	34 N/mm <sup>2</sup>
<b>Ausbausystem 2</b>	6,0 N/mm <sup>2</sup>  =2412kN/m / (0,3m*1,0m))/1,35	9 N/mm <sup>2</sup>	15 N/mm <sup>2</sup>

Beton Temp. $\theta$	Quarzh. Zuschläge			Kalksteinhaltige Zuschläge		
	$f_{c,\theta} / f_{ck}$	$\varepsilon_{c1,\theta}$	$\varepsilon_{cu1,\theta}$	$f_{c,\theta} / f_{ck}$	$\varepsilon_{c1,\theta}$	$\varepsilon_{cu1,\theta}$
[°C]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]	[-]
1	2	3	4	5	6	7
20	1,00	0,0025	0,0200	1,00	0,0025	0,0200
100	1,00	0,0040	0,0225	1,00	0,0040	0,0225
200	0,95	0,0055	0,0250	0,97	0,0055	0,0250
300	0,85	0,0070	0,0275	0,91	0,0070	0,0275
400	0,75	0,0100	0,0300	0,85	0,0100	0,0300
500	0,60	0,0150	0,0325	0,74	0,0150	0,0325
600	0,45	0,0250	0,0350	0,60	0,0250	0,0350
700	0,30	0,0250	0,0375	0,43	0,0250	0,0375
800	0,15	0,0250	0,0400	0,27	0,0250	0,0400
900	0,08	0,0250	0,0425	0,15	0,0250	0,0425
1 000	0,04	0,0250	0,0450	0,06	0,0250	0,0450
1 100	0,01	0,0250	0,0475	0,02	0,0250	0,0475
1 200	0,00	-	-	0,00	-	-

Abbildung 7-12: Abminderungsfaktoren zur Ermittlung der Betondruckfestigkeiten bei erhöhten Temperaturen, Auszug aus [17]

Die charakteristische Betondruckfestigkeit  $f_{ck}$  des gemäß den Ausführungsplänen verwendeten C35/45 beträgt bei der in dieser Tiefe vorhandenen Temperatur 35 N/mm<sup>2</sup> (s. Abbildung 7-12).

Bei einem Material-Teilsicherheitsbeiwert  $\gamma_{M,fi}$  für die Einwirkung Brand von

$$\gamma_{M,fi} = 1,0 \text{ [17]}$$

ergibt sich der Bemessungswert der Betondruckfestigkeit  $f_{cd,c}$  zu

$$f_{cd,c} = 35 \text{ N/mm}^2.$$



Die in einer Tiefe von 11 cm auftretenden Spannungen von ca. 34 N/mm<sup>2</sup> (Ausbausystem 1) und 15 N/mm<sup>2</sup> (Ausbausystem 2) aus den thermischen und statischen Einwirkungen sind also geringer als der Materialwiderstand.

Für das Ausbausystem 2 wird zusätzlich die Tiefe 7,34 cm ausgewertet, da in einer Tiefe von 11 cm noch deutliche Reserven zum Materialwiderstand vorhanden sind. Die Tiefe ergibt sich aus dem Knotenabstand des verwendeten FE – Netzes. Dabei ergeben sich nachfolgende Werte:

- Druckspannung aus statischen Lasten: 6,0 N/mm<sup>2</sup>
- Druckspannung aus thermomechanischen Spannungen: 18,0 N/mm<sup>2</sup>
- Druckspannung gesamt: 24,0 N/mm<sup>2</sup>
- $f_{ck}$  bei Temperatur ca. 150°: 34,1 N/mm<sup>2</sup>

Für das Ausbausystem 2 sind also auch in einer Tiefe von 7,34 cm die Spannungen aus den thermischen und statischen Einwirkungen geringer als der Materialwiderstand.



## 8. Bewertung Betonabplatzungen in den Ausbausystemen 1 und 2

Die Auswertung für die Ausbausysteme 1 und 2 ergab, dass bis in eine Tiefe von ca. 11 cm (Ausbausystem 1) bzw. 7,3 cm (Ausbausystem 2) die Druckspannungen größer als die Betondruckfestigkeiten sind. Diese mechanische Analyse stellt eine Vereinfachung des hochkomplexen Dehnungsverhaltens von Beton unter hohen Temperaturen dar. Dabei werden für die untersuchten Bereiche verschiedene konservativ abdeckende Vereinfachungen getroffen. So wurde ein komplett starr gehaltenes 30°-Segment modelliert, in der Realität ist das System weicher und die auftretenden Spannungen sind dadurch geringer. Weiterhin wurde das belastungsabhängige Dehnungsverhalten von Beton nicht berücksichtigt, wonach Beton unter Druckspannungen geringere Temperaturdehnungen erfährt als unbelasteter Beton. Gegebenenfalls spannungsabbauende Rissbildungen wurden ebenfalls konservativ außer Betracht gelassen. Ein komplettes Versagen und Herabfallen der Bereiche, in denen die Festigkeit des Betons überschritten ist, ist unwahrscheinlich, da neben den dargestellten Reserven zusätzlich die Bewehrung im Sinne einer Verankerung für den dahinter liegenden Beton fungiert. Abdeckend ist in jedem Fall, die entsprechenden Bereiche als statisch nicht mehr wirksam anzusehen. Für den Nachweis der Standsicherheit ist der Restquerschnitt heranzuziehen.

Die Temperaturspannungen sind nicht schlagartig im gesamten Querschnittsbereich vorhanden, sondern steigen langsam über den betrachteten Zeitraum hinweg an. D. h. bei den Überlagerungen steigen die Druckspannungen im Beton mit den Temperaturspannungen an. Wenn in einem Bereich die zulässigen Druckspannungen im Beton dann überschritten sind, platzt dieser Bereich ab. Dies sind aber immer (aufgrund des Temperaturverlaufs über den Querschnitt hinweg) nur Schalen, die mit hoher Wahrscheinlichkeit nur eine geringe Schalendicke aufweisen.

Bei diesen Löseereignissen kann bei konservativer Abschätzung von etwa handteller-großen Segmenten ausgegangen werden, die sich während, insbesondere schon in der ersten Viertelstunde, des Brands und nach dem Brandereignis lösen können. Die



Größe der sich ablösenden Schale ist begründet durch den Abstand der kreuzweise verlegten Betonstahlbewehrung (in beide Richtungen beträgt der Abstand der Bewehrungsstäbe ca.  $a = 15$  cm) und die vorhandene Betondeckung (ca.  $c = 3,5$  cm bis  $c = 5,0$  cm). Durch die sehr hohen Temperaturen bei der Brandeinwirkung dehnt sich der Bewehrungsstahl längs und radial aus. Dies führt zu Spannungen im Beton und dadurch zu einer kreuzartigen Rissbildung an der Betonoberfläche direkt über den Bewehrungsstäben. Auf dieser Grundlage kann ein Durchmesser der Schalenablösungen von ca. 20 cm und einer Dicke von 5 cm angenommen werden. Dies entspricht einem Gewicht in der Größenordnung von ca. 4 kg je gelöstem Teilstück. Weiterhin zu berücksichtigen sind in diesem Modell explosionsartige Abplatzungen, welche bei schneller Erwärmung und hoher Temperaturbeanspruchung auftreten. Diese werden durch thermo-mechanische sowie thermo-hydraulische Vorgänge ausgelöst. Unter dem thermo-mechanischen Prozess versteht man den Effekt, dass sich der Beton an der Oberfläche schneller erhitzt als im Bauteilinneren. Durch diesen nichtlinearen Temperaturverlauf im Querschnitt und den damit verbundenen thermischen Dehnungen entstehen durch die behinderte Querdehnung Zugspannungen senkrecht zur Bauteiloberfläche, welche zu einem schlagartigen Ablösen der oberflächennahen Betonschicht führen können. Der thermo-hydraulische Vorgang besteht darin, dass das freie Wasser in den Betonporen bei Temperaturen, welche über dem Siedepunkt des Wassers liegen, verdampft. Der Wasserdampf entweicht zum einen in die Umgebung und wandert zum anderen aber auch in das Bauteilinnere. Dort kondensiert er aufgrund der niedrigeren Temperaturen und bildet eine Barriere aus übersättigtem Beton. Wasserdampf, der sich aus der Richtung der Bauteiloberfläche kommend in das Bauteilinnere bewegt, wird an dieser Stelle gestoppt, was zu einem hohen Wasserdruck in den Betonporen führt. Bei zu hohen Porendrücken können diese zu explosionsartigen Abplatzungen führen.

Periskic [18] und Paliga [19] führten mittels hoch detaillierter und komplexer Modelle numerische Untersuchungen zum Auftreten und zur Größe von explosionsartigen Be-



tonabplatzungen durch. Relevante Einflussgrößen sind hierbei unter anderem Spannungen, Betonfestigkeit, Permeabilität, Zuschlagsart, Erhitzungsgeschwindigkeit und relative Porenfeuchte.

Die Erhitzungsgeschwindigkeit liegt im vorliegenden Fall bei etwas mehr als 80°C/Min. Zur Permeabilität und zur relativen Porenfeuchte liegen keine Erkenntnisse vor. Unter Zugrundelegung von konservativen Annahmen diesbezüglich ergeben die Modellierungen von Periskic [18], dass Abplatzungen in bzw. bis zu einer Tiefe von 1,5 cm vorliegen können. Paliga [19] stellt die Faustformel einer kritischen Betontemperatur von 125°C in 1 cm Bauteiltiefe bzw. 90°C in 1,5 cm Bauteiltiefe in den ersten 10 Minuten eines Brands auf, bei deren Überschreiten von Betonabplatzungen ausgegangen werden kann. Dies ist vorliegend der Fall. In den Ausbausystemen 1 und 2 ist davon auszugehen, dass solche Betonabplatzungen stattfinden.

Zusammenfassend ergeben sich bis in eine Tiefe von ca. 11 cm (Ausbausystem 1 und 2) Auswirkungen durch den Brand. Ein Abfallen der gesamten Betonschicht bis in diese Tiefe ist bei realistischer Betrachtung ausgeschlossen, für den Nachweis der Resttragfähigkeit ist die Berücksichtigung des entsprechenden Nettoquerschnitts konservativ abdeckend.

Von kleinflächigen explosionsartigen Betonabplatzungen bis in eine Tiefe von 1,5 cm ist unter den gegebenen Bedingungen mit großer Wahrscheinlichkeit auszugehen. Dies entspricht Stücken mit einer Masse von deutlich unter 100 g.

Insgesamt sind unzulässige Auswirkungen auf die Integrität der Abfallbinde durch die oben beschriebenen Einwirkungen bei realistischer Betrachtung ausgeschlossen. Die Lastannahmen für die bereits im Rahmen der Ereignisanalysen betrachteten Ereignisse werden nicht überschritten.



### 9. Bewertung Ausbausystem 3

Für die Bewertung der Auswirkungen auf das Ausbausystem 3 ist es sinnvoll, die spezifischen Gegebenheiten in den Einlagerungsstrecken des Endlagers Konrad zu berücksichtigen. Aufgrund der Komplexität der gebirgsmechanischen Modelle des Grubengebäudes Konrad wurde die Bewertung der Auswirkungen des Brandereignisses von der BGE selbst durchgeführt [4]. Für die Bewertung der Auswirkungen eines Brandereignisses auf das Ausbausystem 3 wurden in diesem Bericht thermo-mechanisch gekoppelte Berechnungen durchgeführt und die Temperatureinwirkungen auf Gebirge und Ausbausystem untersucht. Diese Arbeiten wurden von einem unabhängigen externen Fachgutachter (Prof. Dr. J. Stahlmann) geprüft [16] und von der TÜV SÜD Industrie Service GmbH für die weitere Bearbeitung ungeprüft übernommen.

Hierfür wurde der für die Firste berechnete Temperatur-Zeit-Verlauf auf der durchschnittlich wärmsten Fläche (Abbildung 5-21 bzw. Abbildung 6-3) als thermische Randbedingung verwendet (konservativer Modellierungsansatz). Hinsichtlich der bergmännischen, geologischen und geotechnischen Randbedingungen wurden ebenfalls konservativ abdeckende Fälle betrachtet und konservative Annahmen im Berechnungsmodell getroffen: Den rechnerischen Analysen wurde das Grubenraumprofil der Einlagerungskammern zugrunde gelegt. Dieses ist hinsichtlich der Abmessungen und der Form (ebene Firstabschnitte) gebirgsmechanisch abdeckend gegenüber anderen möglichen Brandorten im zu betrachtenden Bereich. Den rechnerischen Analysen wurden ferner die gebirgsmechanischen Eigenschaften jener stratigraphischen Einheit zugrunde gelegt, welche die geringsten Festigkeiten innerhalb des möglichen Einlagerungshorizontes aufweist.

Es wurden zwei Typen der Systemankerung mit Maschendrahtverzug rechnerisch betrachtet: Spreizhülsenanker („Standardausbau“  $L = 1,8 \text{ m}$ ) und Klebeanker (vollverklebter Stabstahl,  $L = 2,4 \text{ m}$ ).



In den Modellierungen wurde für die gebirgsmechanisch abdeckende stratigraphische Einheit sowohl ein sanierter Ausgangszustand (realistischer Fall) als auch ein unsanierter Streckenzustand (unrealistischer Fall) vor dem Brandereignis angenommen. Der sanierte Ausgangszustand entspricht dem aktuellen Planungsstand. Die Rechnungen zum unsanierten Streckenzustand dienen dem Systemverständnis. Für gebirgsmechanisch stark beanspruchte Streckenabschnitte mit hohen kumulierten Konvergenzbeträgen ist vor Beschickung der Kammer eine Sanierung mit Nachprofilierung/Nachschnitt der Kontur und anschließendem Ersatz der Systemankerung durch Klebeanker geplant. Der unsanierte Ausgangszustand ist durch eine hohe Beanspruchung des Gebirges und des (initialen) Ankerbaus gekennzeichnet und somit stark konservativ („worst case“ bzw. wenig realistische Annahme für die betrachteten Berechnungsfälle).

Weitere Grundlagen der Modellierung, die Berechnungsmodelle und Ergebnisse werden in [4] detailliert beschrieben.

Basierend auf den standortspezifischen Gegebenheiten wurden in [4] sechs Rechenfälle durchgeführt, die die lokale Systemankerung, deren Tragverhalten bzw. Ausfallszenarien und einen sanierten / unsanierten Ausgangszustand vor Brand berücksichtigen. Hinsichtlich der thermischen Einwirkungen auf die Tragfähigkeit des Ankerbaus wurden folgende Fälle unterschieden: a) vollständiger Ausfall der Anker im gesamten Querschnitt als konservativ abdeckender Fall („worst case“); b) im realistisch zu erwartenden Fall wurden Konservativitäten abgebaut, indem von der Resttragfähigkeit der Anker Kredit genommen wurde. Die Tragwirkung der Anker (Reduktion E-Modul und Zugfestigkeit gem. DIN EN 1993-1-2, Bild 3.2 [20]) wird berechnungsbegleitend in Abhängigkeit des Temperaturprofils angepasst.

Der für die weiteren Analysen maßgebende Rechenfall zur Abschätzung potenzieller Bruchkörper betrachtet die Kombination aus mit Klebeankern ausgebauten unsanierten Streckenabschnitten. Da für geomechanisch ungünstige Streckenabschnitte im Endlager Konrad eine Systemankerung mit Klebeankern umgesetzt wird, entspricht



dieser Rechenfall den realistisch zu erwartenden Verhältnissen. Aufgrund der zeitlich begrenzten Temperatureinwirkungen des Brandes und des inkrementellen Tragverhaltens – der Ankerstahl wird über die gesamte Länge verklebt und weist kohäsiven Verbund zum Gebirge auf - behalten die konturfernen Ankerabschnitte eine Resttragfähigkeit bei. Infolge des konduktiven Wärmetransportes vom Ankerstahl über den Kleber ins Gebirge bleibt die Eindringtiefe der Wärmefront im Ankerstahl auf den konturnahen Gebirgsbereich begrenzt. So betragen bspw. die Maximaltemperaturen im Konturabstand von 12 und 24 cm im Stahlzugglied ca. 180°C bzw. <70°C. In Anlehnung an Ergebnisse von Technikumsversuchen durch Lapuebla-Ferri et al. [21] und McTyer [22], welche hinsichtlich ihrer Randbedingungen vergleichbar sind, wird in den Berechnungen [4] konservativ unterstellt, dass a) die Tragwirkung der Ankerplatte und –mutter sowie der konturnahen 12 cm des Stahlzuggliedes entfallen und b) der Ankerkleber auf einer Länge von 24 cm in seiner Scherfestigkeit beeinträchtigt / reduziert ist.

Die thermomechanischen Analysen zeigen, dass trotz des im Rechenmodell umgesetzten konturnahen Versagens der Klebeanker deren Tragwirkung in den gebirgstiefern Abschnitten gegeben ist. Die Klebeanker zeigen keine wesentliche Zunahme der Dehnungen (vor / nach Brand). Die plastischen Dehnungen im Gebirge nehmen geringfügig zu - jedoch ohne erkennbare Ausbildung von Bruchkörpern bzw. Vernetzung von Scherbändern. Die (globale) Standsicherheit der Strecke und Tragfähigkeit des Verbundsystems aus Systemankerung und Gebirge ist gegeben. Die thermisch induzierten Verschiebungszuwächse des Gebirges sind räumlich und betragsmäßig begrenzt und betragen maximal 17 cm im Bereich der westlichen Firste. Steinfall von Gebirgsmaterial „zwischen den Anker“ im konturnahen Bereich der westlichen Firste kann im Ausbausystem 3 nicht sicher ausgeschlossen werden, so dass eine weitergehende Betrachtung im Kapitel 10 erfolgt. Der potenziell steinfallgefährdete Gebirgsbereich erstreckt sich dabei über eine Streckenbreite von ca. 2,2 bis 2,5 m bei einer maximalen Tiefe von lokal ca. 1,0 m. Die maximale Masse eines potenziellen Bruchkörpers wurde in [4] mit 0,69 t/ld. m ermittelt. Die Bewertung der Auswirkungen auf die Integrität der Abfallbinde erfolgt in den Kapiteln 12 und 13.



Im nachfolgenden Kapitel 10 werden die Annahmen und Randbedingungen für die Betrachtungen der Auswirkungen eines Steinfalls auf ein Abfallgebäude näher beschrieben. Weiterhin werden abschätzende Rechnungen zum Energieeintrag auf ein Abfallgebäude durchgeführt, um eine übergeordnete Abschätzung der Einwirkung auf ein Gebäude zu erhalten. Dabei wird der Energieeintrag aus Fallversuchen von Abfallgebäuden mit dem Energieeintrag durch das Herabstürzen eines Bruchkörpers auf ein Abfallgebäude miteinander verglichen.

## 10. Bewertungsansatz potenzieller Löseereignisse

Die oben aufgeführten Ergebnisse zeigen, dass die mechanischen Einwirkungen auf die Abfallgebinde im Ausbausystem 3 die abdeckenden sind. Daher wird eine weitergehende Betrachtung im Hinblick auf eine mögliche Schädigung von Abfallgebinden für das im Kapitel 9 ermittelte Löseereignis vorgenommen. In der nachfolgenden Abbildung 10-1 ist die Temperaturverteilung während des Brandes im Ausbausystem 3 dargestellt.

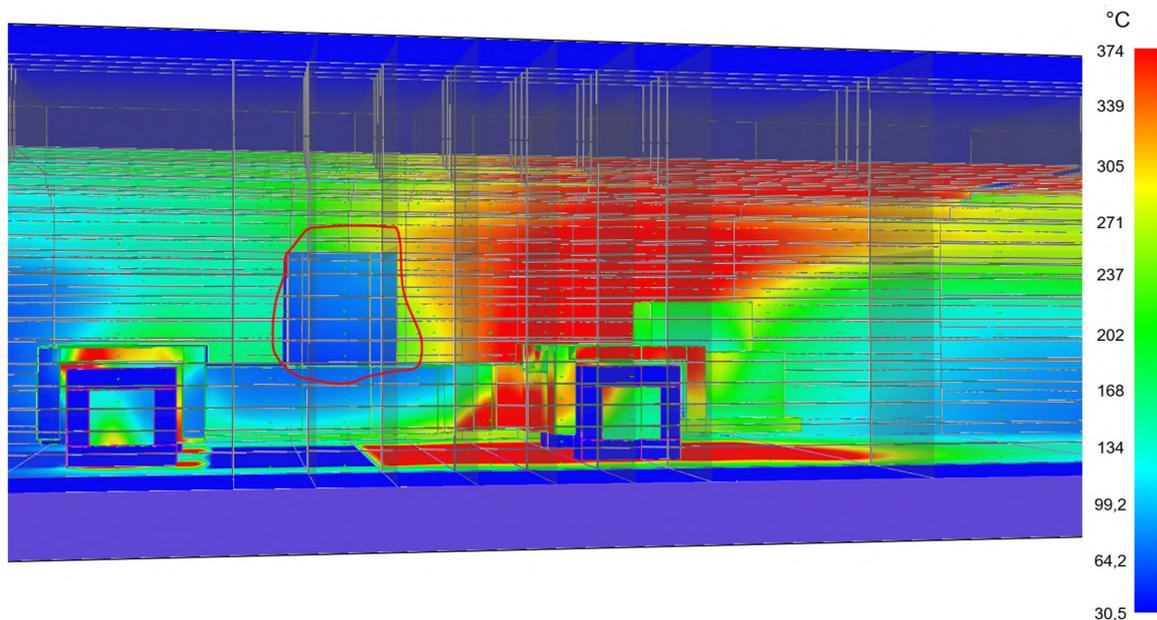


Abbildung 10-1: Temperaturverteilung während eines Brandes im Ausbausystem 3

Es zeigt sich, dass sich die heißesten Bereiche an der Firste nicht direkt über dem Abfallgebinde befinden. In den nachfolgenden Betrachtungen wird konservativ jedoch davon ausgegangen, dass die Löseereignisse direkt über dem Abfallgebinde auftreten.

Im Rahmen der Untersuchung [4] wurden dabei potenzielle Bruchkörper abgeschätzt, die sich infolge der thermischen Einwirkung aus einem Fahrzeugbrand auf das Gebirge ergeben könnten. Dabei wurden die für das Ausbausystem 3 ermittelten Temperaturfelder zugrunde gelegt und thermo-mechanisch gekoppelte Berechnungen unter Berücksichtigung von Grubenraumgeometrie, Ausbausystem, Geologie und Streckenzustand durchgeführt.

Als maßgebend für die Entwicklung potenzieller Bruchkörper wird das Ausbausystem mit Klebeankern erachtet. Diese kommen in geomechanisch ungünstigen Streckenabschnitten bzw. im Zuge von Sanierungsarbeiten zum Einsatz. Da ein kompletter Ausfall aller Anker laut Untersuchung [4] ausgeschlossen ist, wird für die Anker eine Rest-Tragfähigkeit berücksichtigt. Der dabei auftretende Verschiebungszuwachs infolge Brand und axialer Dehnung der Anker ist in Abbildung 10-2 dargestellt.

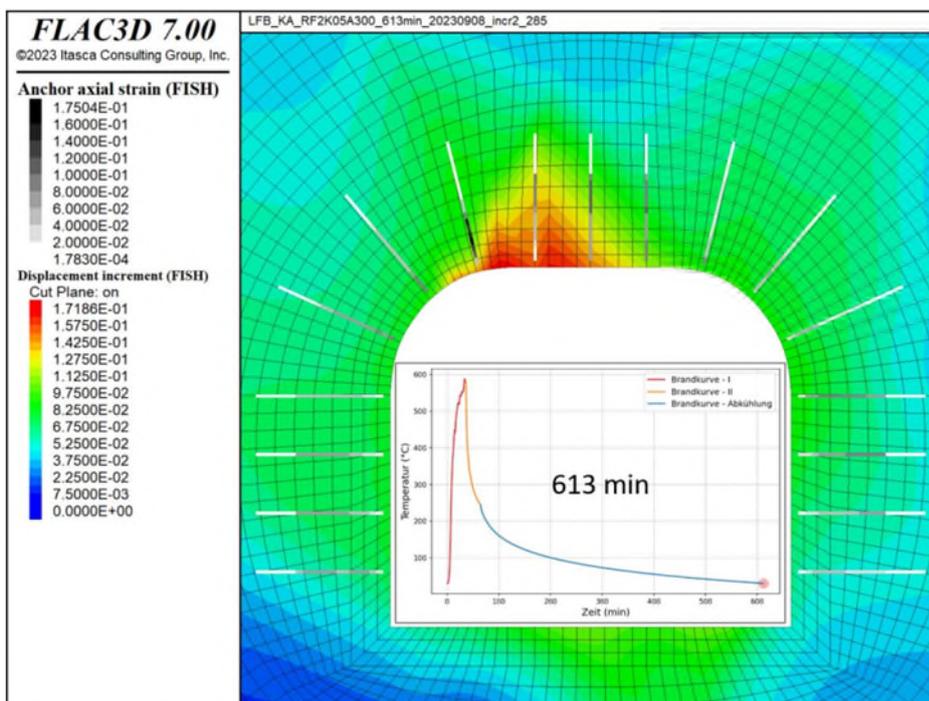


Abbildung 10-2: Verschiebungszuwachs infolge Brand und axialer Dehnung des Ankers aus [4]

Auf Basis der Verschiebungszuwächse wurden zwei potenzielle Bereiche identifiziert, in denen ein Steinfall derzeit nicht sicher ausgeschlossen werden kann. Diese umfassen die Firste und die westliche Kalotte. Die genaue Eingrenzung, die Querschnittsflächen und die spezifischen Massen der potenziellen Bruchkörper sind in der nachfolgenden Abbildung 10-3 dargestellt.

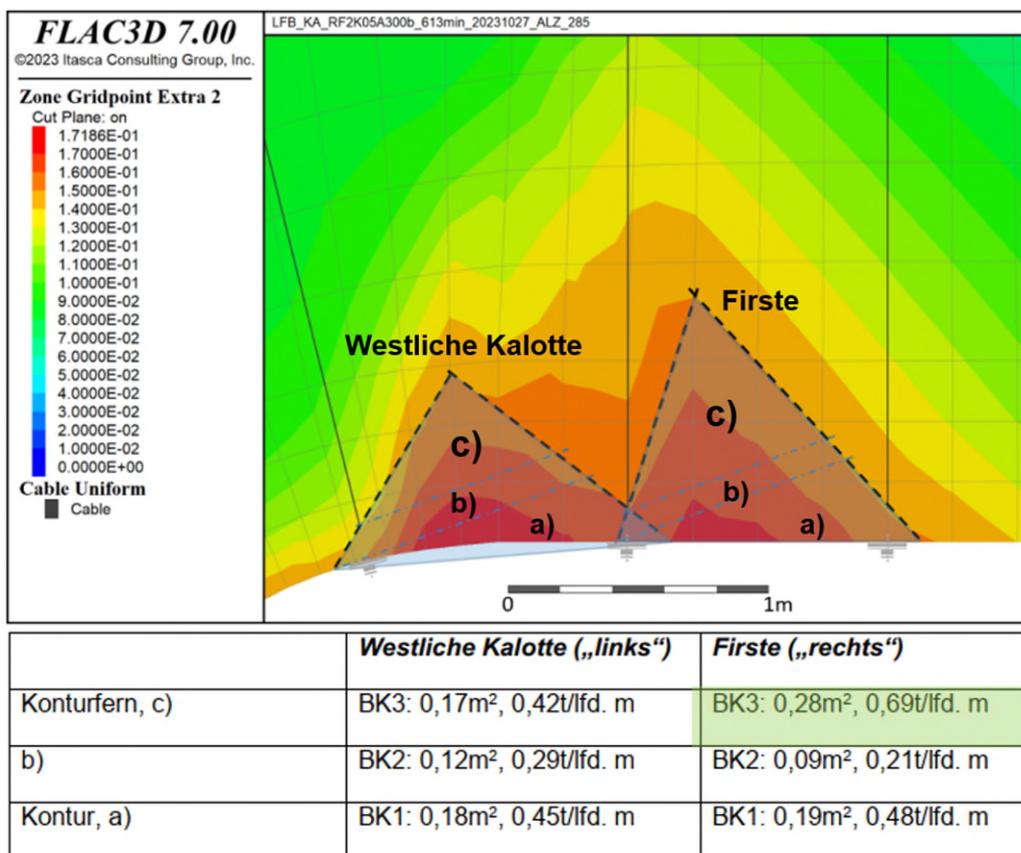


Abbildung 10-3: Potenzielle Bereiche mit Steinfall aus [4]

Der größte potenzielle Bruchkörper ergibt sich dabei im konturferrnen Bereich der Firste mit einer spezifischen Masse von 0,69 Tonnen pro laufenden Meter (t/lfd.m). Die zeitliche Abfolge der Simulation lässt erkennen, dass der Steinfall hierbei nicht instantan eintritt, sondern zeitlich versetzt in Form von Aufblättern und Ablösen von Schichten erfolgt. Konservativ wird jedoch von einem kompakten Bruchkörper ausgegangen.



Für die Bewertung der Auswirkungen eines Löseereignisses auf ein Abfallgebilde werden zunächst die Anforderungen aus dem Arbeitsbericht EU 240 [23] herangezogen. Durch die dort geforderte Bauartprüfung wird sichergestellt, dass die Endlagerungsbedingungen eingehalten werden. Dabei müssen u. a. Fallversuche durchgeführt und anschließend die Integrität der Abfallbehälter bewertet werden. Für die Abfallbehälter der Klasse I wurde eine Fallhöhe von 0,8 m zugrunde gelegt. Die Prüfmuster wurden so fallen gelassen, dass der größtmögliche Schaden in Bezug auf die Integrität erwartet wurde. Aus der Abfallbehältermasse und der Fallhöhe ergibt sich eine Energie, die mit der Energie des Bruchkörpers verglichen wird. Für den Ansatz der Bruchkörperlänge werden die Abmessungen der Abfallbehälter in Tunnellängsrichtung herangezogen. Hinsichtlich der Stahlcontainer ist hier zu beachten, dass Typ III, IV und V in Längsrichtung, die Typen I, II und VI jedoch in Querrichtung auf dem Transportwagen stehen. In Tabelle 10-1 ist der Energievergleich für die in den Endlagerungsbedingungen aufgeführten Behältertypen zusammengestellt. Dabei wurden die runden Beton- und Gussbehälter sowie die quaderförmigen Stahlcontainer mit den aufgeführten Massen betrachtet. Für den Vergleich wird die jeweils geringere Masse betrachtet, da sich infolgedessen bei einem Fallversuch der geringste Energieeintrag in das jeweilige Abfallgebilde ergibt. Wenn der Energieeintrag durch das Löserereignis deutlich unterhalb des geringsten Energieeintrages der Bauartprüfung liegt, kann davon ausgegangen werden, dass auch nach einem unterstellten Löserereignis die Integrität des Gebindes nicht unzulässig beeinträchtigt wird.

Als Fallhöhe werden einheitlich und abdeckend 2 m angenommen. Die Firsthöhe beträgt 4,5 m. Die Höhe der Ladefläche des TW ergibt sich aus dem uns vorliegenden Modell zu ca. 1,4 m. Damit liegt für den Container, Typ V real eine geringere lichte Höhe vor. Daraus ergibt sich entsprechend der folgenden Formel eine Aufprallgeschwindigkeit von 6,3 m/s.

$$v_0 = \sqrt{2 \cdot g \cdot h} \quad (\text{Gl. 4})$$

*g*: Erdbeschleunigung in [m/s<sup>2</sup>], *h*: Fallhöhe in [m]



Tabelle 10-1: Energiebetrachtungen auf Basis einer Fallhöhe von 0,8 m

Bezeichnung	Minimale Masse [t]	Energie Fallversuch h=0.8m [kJ]	Maximale Abmessung des Bruchkörpers [mm]	Spez. Masse Bruchkörper [t/lfd.m]	Masse Bruchkörper [t]	Energie Bruchkörper [kJ]
Betonbehälter	4.55	35.7	1060	0.69	0.73	14.4
Gussbehälter	6.25	49.1	1060	0.69	0.73	14.4
Stahlcontainer	20.0	157.0	3200	0.69	2.21	43.3

Die Ergebnisse zeigen, dass der Energieeintrag durch den Bruchkörper jeweils unter der Energie liegt, die durch die Fallversuche aus 0,8 m Höhe in die Behälterstrukturen eingebracht wird. Durch die geringeren Energieeinträge der Bruchkörper ist auch nach Löseereignissen davon auszugehen, dass die strukturelle Integrität der Abfallbehälter erhalten bleibt. Konservativ wurde hier nur die Fallhöhe von 0,8 m angesetzt. Legt man die Fallhöhe von 5,0 m für die Abfallbehälterklasse II zugrunde, so ergibt sich ein deutlich größerer Unterschied zwischen den Energien aus dem Bruchkörper und den Fallversuchen.

Neben dem strukturellen Versagen der Abfallbehälter kann es durch die Bruchkörpergeometrie jedoch auch zu lokalen Schädigungen kommen. Diese Szenarien werden ergänzend zur energetischen Gesamtbewertung anhand von zusätzlichen FE-Analysen betrachtet. Dabei wird zunächst der Betonbehälter Typ I untersucht. Dieser repräsentiert einen Betonbehältertyp, der für die Endlagerung in Konrad vorgesehen ist und für welchen typische Daten aus dem Behälterbauartverfahren vorliegen. Als zweiter Behälter wird der Stahlcontainer Typ V ausgewählt, der die größten Abmessungen und damit auch die größte Wechselwirkungsfläche mit dem Bruchkörper aufweist.



## 11. Beschreibung der Konservativitäten

Der Bewertung möglicher Löseereignisse und der damit verbundenen Auswirkungen auf die Abfallgebinde liegen die nachfolgend aufgelisteten Konservativitäten zugrunde:

Für das Brandszenario wurden folgende Annahmen zugrunde gelegt:

- Die Brandlast wurde konservativ angesetzt. Die Batterie des Transportfahrzeuges ist schwer entzündlich. Daher wurden die Brandlasten (Treibstoff einschließlich der Betriebsmittel sowie Reifen) der dieselbetriebenen TW zugrunde gelegt.
- Die Fläche der Lache wurde so positioniert, dass alle Reifen vom Brand erfasst werden und gleichzeitig die Lache über die Abmessungen des TW hinausreicht, so dass eine beidseitige radiative Beeinträchtigung der Firste gegeben ist.
- Es wurden versiegelte Flächen des Fahrbahnbelages betrachtet, die kein Versickern von Flüssigkeiten zulassen.

Mit den auf dieser Grundlage ermittelten Ergebnissen wurden die folgenden Berechnungen wiederum mit konservativen Betrachtungen durchgeführt.

- Der heißeste Firstbereich befindet sich nicht über dem Abfallgebinde.
- Strukturen, die möglicherweise einen Teil der Energie des herabstürzenden Bruchkörpers aufnehmen, z. B. die Rahmenkonstruktion der Tauschpalletten, wurden nicht berücksichtigt.
- Das Lösen von Bruchkörpern erfolgt nicht in kompakter Form, sondern in Form von Ablättern und Ablösen. Dadurch sind die einzelnen Bruchstücke kleiner. Bruchstücke, die sich schon auf der Oberfläche des Deckels befinden, nehmen ggf. Energie der weiteren herabstürzenden Bruchstücke auf und reduzieren deren Energieeintrag in den Deckel.



- Der Energievergleich für die betrachteten Bruchkörper erfolgt in Bezug zu den vorausgehenden Betrachtungen, die für eine Fallhöhe von nur 0,8 m erfolgten.
- Beim Betonbehälter wird bei der Bewertung auf ein stützendes Innenfass oder einen Verguss des freien Volumens zwischen einem eingestellten Fass und der Innenseite des Betonbehälters verzichtet. Ebenso würde ein vollständiger Verguss eines Betonbehälters i. d. R. stabilisierend wirken.
- Bei den Stahlblechcontainern wird ebenfalls kein Innenverguss oder kein zweiter innerer Deckel berücksichtigt. Ferner wird für die Dicke des Bleches lediglich 3 mm angenommen. Die meisten Stahlblechcontainer weisen massivere Deckel auf.
- Der Maschendraht wird als nicht mehr tragfähig angesetzt. Es wird ein vollständiges Versagen des gesamten betroffenen Maschendrahts angenommen.
- Für das Gestein der Bruchkörper wurden die Parameter des unteren Erzlagers verwendet, die eine höhere Steifigkeit aufweisen.
- Für den Betonbehälter wurde ein geringer Anteil an Bewehrung angesetzt.
- Für die einzulagernden Gebinde ist eine möglichst vollständige Nutzung des freien Volumens vorgesehen. Aus technischen Gründen muss zwischen Deckel und Abfallprodukt i. d. R. ein Freiraum bleiben. Die weiter unten ausgewiesenen Verformungen von bis zu ca. 100 mm sind für viele reale Beladevarianten nicht realistisch. In einigen realen Fällen würde eine stützende Wirkung des Deckels durch das eingeladene Abfallprodukt erfolgen.



## 12. Bewertung Betonbehälter Typ I

### 12.1 Beschreibung

Gemäß den Vorgaben der Endlagerungsbedingungen Konrad [13] handelt es sich bei den Betonbehältern um armierte, zylindrische Behälter aus Normal- oder Schwerbeton. Die mit radioaktiven Abfallprodukten befüllten Betonbehälter können armierte Betondeckel bzw. massive Stahldeckel ausweisen, die mit dem Behälterkörper zu vergießen bzw. zu verschrauben sind. Ohne Verwendung von Deckeln sind die Resthohlräume im Betonbehälter bis zur Oberkante des Behälters zu verfüllen. Zusätzlich existieren ummantelte Betonbehälter, die aus metallischen Außen- und Innenlinern bestehen und bei welchen der Spalt zwischen den Linern zur Realisierung des Behältermantels mit Beton vergossen wird. Als Deckel kommt in diesem Fall ein massiver Stahldeckel mit Deckeldichtung zur Anwendung. Aufgrund der bereits für das Endlager Konrad qualifizierten Bauarten für Betonbehälter, sowie laufender Behälterbauartverfahren, wurde für die weiteren Betrachtungen der Betonbehälter Typ I aus Normalbeton mit vergossenen Inhalten (ohne Deckel) herangezogen. Dieser repräsentiert einen Betonbehältertyp, der für eine Endlagerung in Konrad vorgesehen ist und für welchen typische Daten aus Behälterbauartverfahren vorliegen. Ummantelte Betonbehälter werden aufgrund der durch die zusätzlich vorhandenen metallischen Außen- und Innenliner, und der damit verbundenen weiteren Barrieren bei mechanischer Beaufschlagung, für die Betrachtungen zur Auswirkung einer Bruchkörperbeaufschlagung nicht als relevant angesehen.

Die grundsätzlichen geometrischen und mechanischen Eigenschaften des für die weiteren Betrachtungen herangezogenen Betonbehälters Typ I sind gemäß den Vorgaben der Endlagerungsbedingungen [13], den Normen DIN EN 1992-1-1 [24] und DIN 488-1 [25] sowie ergänzt durch abdeckende Annahmen aus bestehenden Bauarten (durch die BGE bereitgestellt) in der nachfolgenden Tabelle 12-1 zusammengefasst. Entsprechend der Temperaturverteilung wird für die Abfallbehälter eine Bemessungstemperatur von 100°C zugrunde gelegt. Da sich die Ausführung der Bewehrung für die



einzelnen Behälterbauarten unterscheidet, wurde hier in Bezug auf die DIN EN 1992-1-1 [24] ein minimaler Bewehrungsgrad von  $\rho = 0,5 \%$  für gering beanspruchten Beton angesetzt.

Tabelle 12-1: Eigenschaften Betonbehälter Typ I

Außendurchmesser	1.060 mm
Innendurchmesser	650 mm (Außendurchmesser 200-Liter-Fass: 623 mm)
Länge	1.370 mm
Werkstoff	Normalbeton
Dichte	2,4 – 2,5 kg/dm <sup>3</sup>
Festigkeitsklasse	C30/37
Bemessungstemperatur	100 °C
Festigkeit bei Bemessungstemperatur	30 MPa (Abminderungsfaktor 1,0)
E-Modul	33000 MPa
Querkontraktionszahl	0,2
Bewehrungsgrad	0,5 %

Konservativ wurde zudem auf eine stützende Wirkung des Innenbehälters, wie insbesondere von einem 200-l-Innenfass aus Stahlblech, verzichtet. Häufig werden für diese Zwecke Rollreifen- oder Rollsickenfässer verwendet, die nach dem Verguss des Betonbehälters eine zusätzliche Stützeigenschaft aufweisen.

## 12.2 FE-Modell

Auf Basis der vorliegenden Unterlagen wurde mit dem Programm LS-Prepost V.4.7.7 das in der Abbildung 12-1 dargestellte FE-Modell bestehend aus Betonbehälter Typ I und dem Bruchkörper erstellt. Da die Rundgebinde quer zur Streckenachse transportiert werden, wird der Durchmesser für die Abmessung des Bruchkörpers herangezogen. Zur Beurteilung lokaler Schädigungen wird der Aufprall des Bruchkörpers sowohl mit der Kante als auch mit einer Ecke unterstellt.

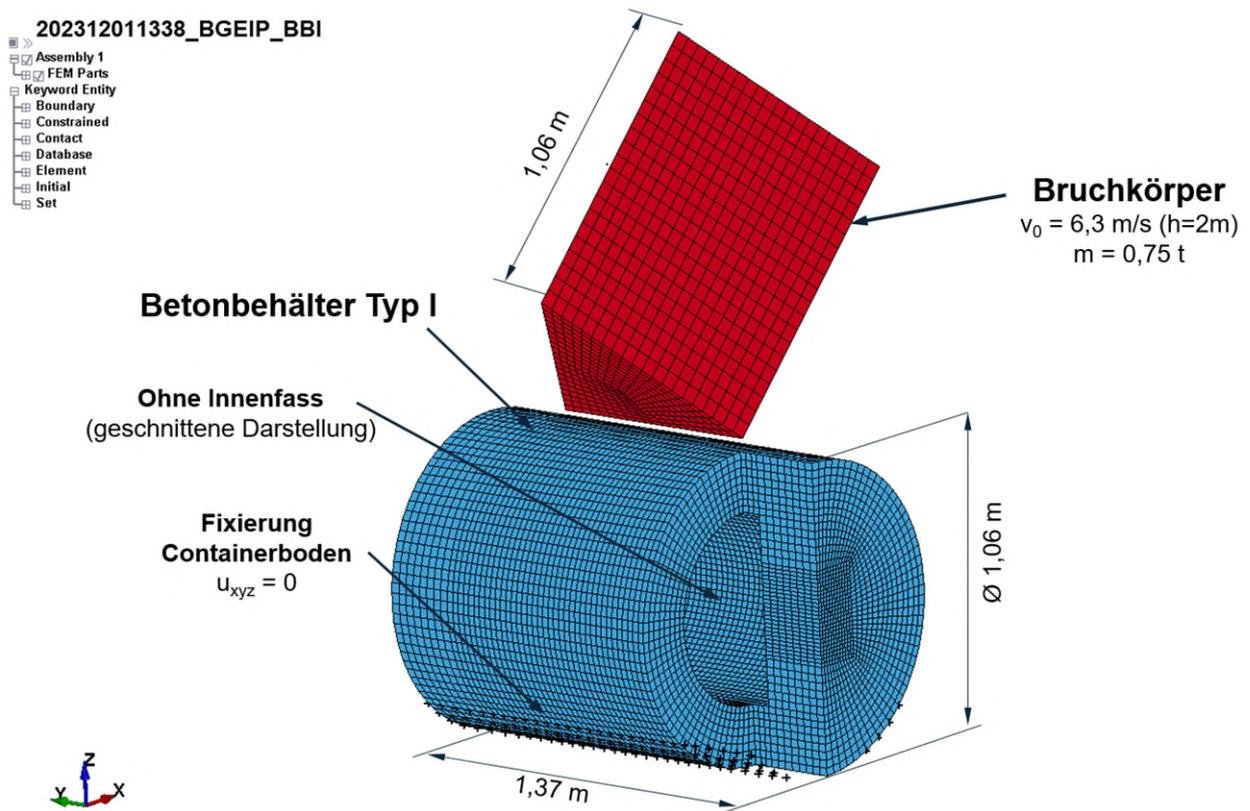


Abbildung 12-1: FE-Modell bestehend aus Betonbehälter Typ I und Bruchkörper (Aufprallszenario Kante)

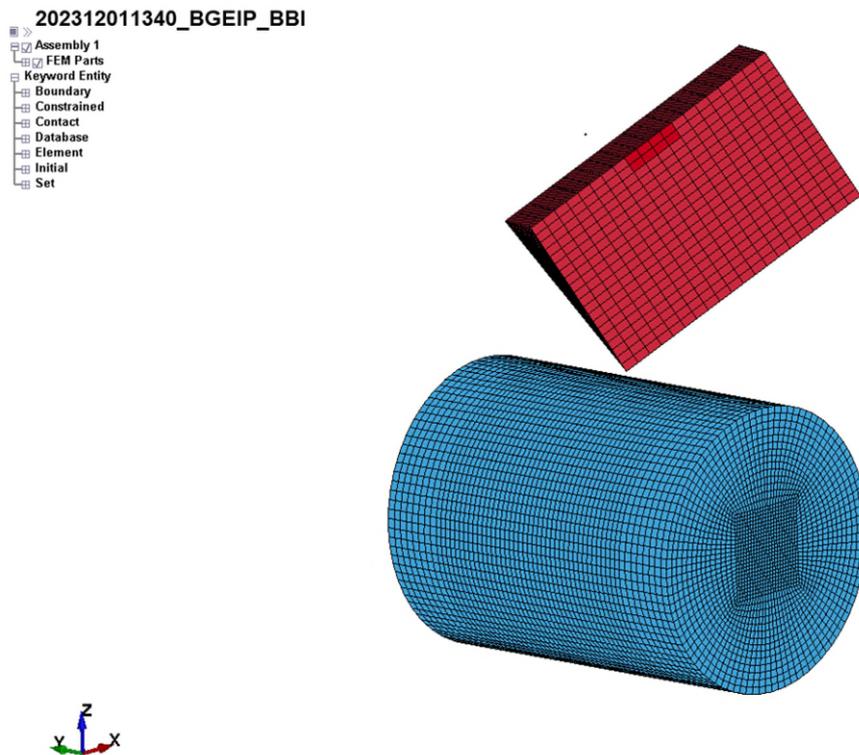


Abbildung 12-2: FE-Modell bestehend aus Betonbehälter Typ I und Bruchkörper (Aufprallszenario Ecke)

Für den Bruchkörper werden die Mohr-Coulomb-Parameter aus der Untersuchung [4] (siehe Tabelle 12-2) zugrunde gelegt. Dabei werden als Materialwerte für das Gestein des Bruchkörpers die steiferen Werte für das untere Erzlager verwendet.



Tabelle 12-2: Mohr-Coulomb-Parameter für einen elastisch-plastischen Berechnungsansatz (aus [4])

<i>Parameter</i>	<i>Einheit</i>	<i>Zwischenmittel (Homogenbereich H3 /2/)</i>	<i>Unteres Erzlager (Homogenbereich H1 /2/)</i>
Dichte	[kg/m <sup>3</sup> ]	2500	2500
E-Modul	[MPa]	3000	8000
Querdehnzahl	[ - ]	0,25	0,20
Kohäsion	[MPa]	0,5	0,7
Reibungswinkel	[ ° ]	34	37
Zugfestigkeit	[MPa]	0	0
Dilatanzwinkel	[ ° ]	0	0

Für den Betonbehälter Typ I aus Stahlbeton wird ein kombiniertes Materialmodell mit einer Druckfestigkeit von 30 MPa und einem Bewehrungsgrad von 0,5% angesetzt.

### 12.3 Berechnung und Auswertung

Die Aufprallberechnungen werden mit der Software LS-Dyna (Version R11) durchgeführt. Die infolge des Aufpralls auftretenden plastischen Dehnungen (Effective Plastic Strain) sind für die hier betrachteten Aufprallszenarien in Abbildung 12-3 und Abbildung 12-4 dargestellt. Als zulässiger Grenzwert für die plastische Dehnung werden zunächst 3,5 ‰ aus der DIN EN 1992-1-1 [24] verwendet.

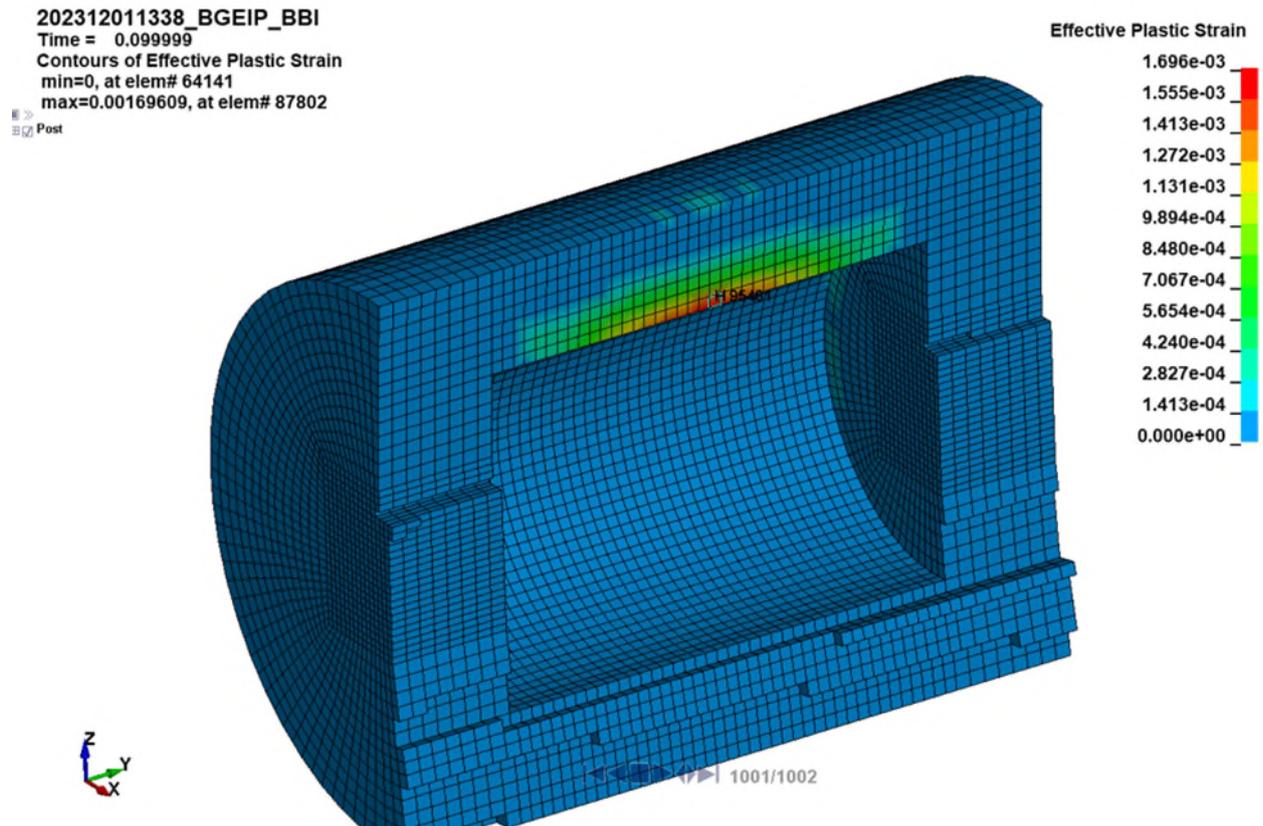


Abbildung 12-3: Plastische Dehnung [-] für Aufprallszenario Kante

202312011340\_BGEIP\_BBI  
Time = 0.099999  
Contours of Effective Plastic Strain  
min=0, at elem# 64141  
max=0.00599716, at elem# 88843

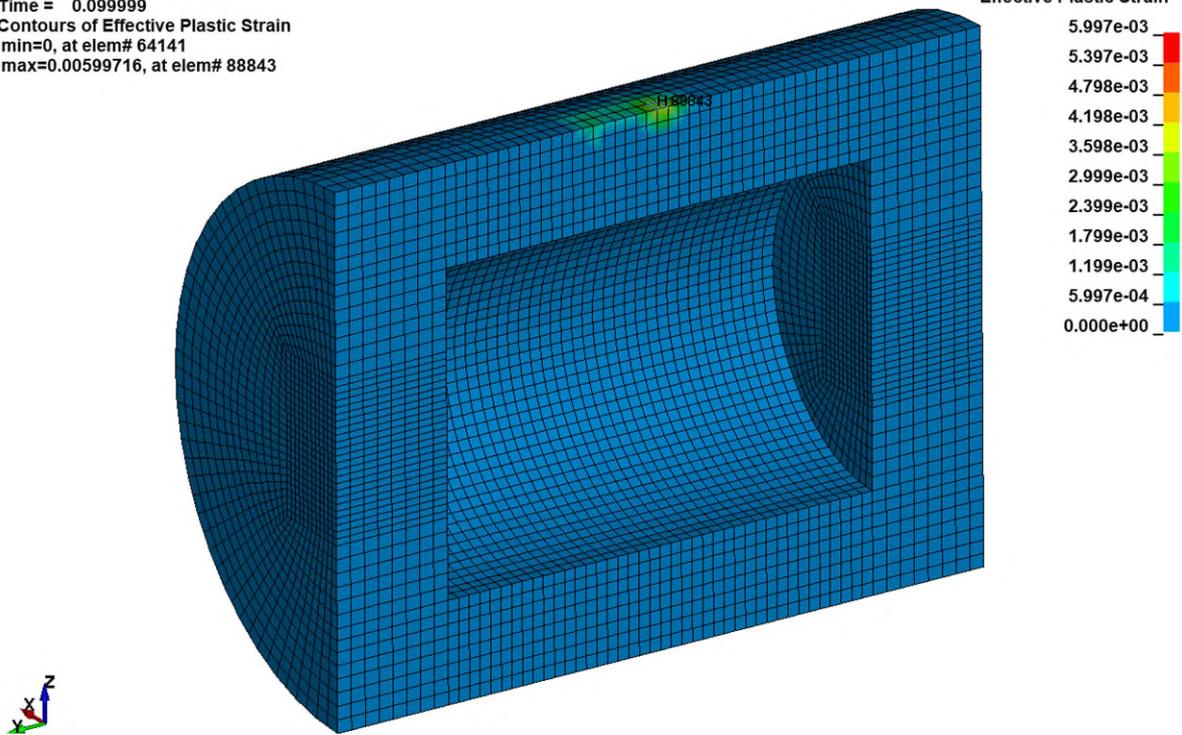


Abbildung 12-4: Plastische Dehnungen [-] für Aufprallszenario Ecke

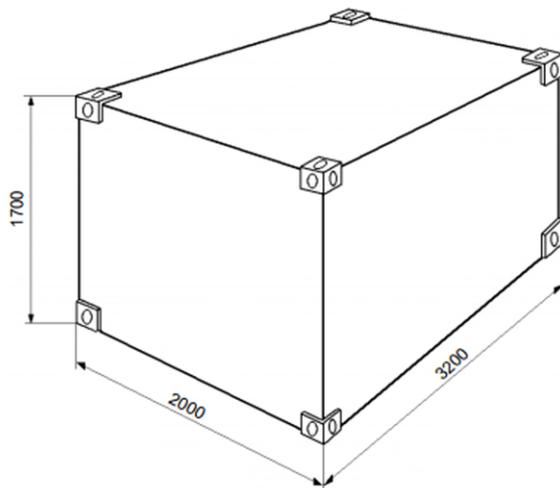
Beim Aufprallszenario mit der Kante werden die zulässigen plastischen Dehnungen von 3,5 ‰ eingehalten. Beim Aufprallszenario mit der Ecke dagegen wird dieser Grenzwert leicht überschritten. Die Verteilung der plastischen Dehnungen erstreckt sich jedoch auf einen lokal sehr begrenzten Bereich. Daraus kann man schließen, dass es lokal zu geringfügigen Beschädigungen am Behälter (Absplittern von Betonbruch der Behälteraußenhülle) kommen kann, ein integrales Versagen ist allerdings auszuschließen.



## 13. Bewertung Stahlcontainer Typ V

### 13.1 Beschreibung

Bei den Containern handelt es sich gemäß den Anforderungen der ELB Konrad um quaderförmige, großvolumige Behälter, die aus Stahlblech, armierten Beton oder Gusswerkstoff bzw. Kombinationen dieser Materialien hergestellt werden können. Container aus Stahlblech bestehen aus einer Rahmenkonstruktion mit Stahlprofilen. Die Seitenwände und auch der Deckel bestehen aus mindestens 3 mm dicken Stahlblechen und sind an den Ecken und Kanten miteinander verschweißt. Die dickwandigen Beton- und Gussbehälter bestehen aus armierten Normal- oder Schwebeton bzw. Gusswerkstoff. Die Deckel der Container werden jeweils aus Stahlblech, armierten Beton oder Gusswerkstoff hergestellt und mit dem Behältergrundkörper verschraubt oder durch Zuganker arretiert. Aufgrund der bereits für das Endlager Konrad qualifizierten Container bzw. der laufenden Behälterbauartverfahren handelt es sich bei den für das Endlager Konrad vorgesehenen Containern hauptsächlich um Stahlblechcontainer. Für die Betrachtungen zur Auswirkung einer Bruchkörperbeaufschlagung werden vor allem die dünnwandigen Stahlblechcontainer als relevant angesehen, bei denen die Abfallprodukte ohne Resthohlraumverfüllung eingebracht werden dürfen. Hierbei werden im Folgenden auf Grundlage bestehender Behälterbauarten realistische Prüfrandbedingungen zur Behälterkonstruktion herangezogen. Von den in den Endlagerungsbedingungen Konrad definierten Behältertypen wurde dabei der Container Typ V mit den größten Abmessungen und damit auch den größten Wechselwirkungsflächen mit dem Bruchkörper ausgewählt. Der Stahlblechcontainer Typ V sowie die geometrischen Eigenschaften sind in der nachfolgenden Abbildung 13-1 dargestellt.



Länge	3200 mm
Breite	2000 mm
Höhe	1700 mm
Bruttovolumen	10,9 m <sup>3</sup>

Abbildung 13-1: Maße und Volumen des Stahlblechcontainers Typ V (aus [13])

Für die Herstellung des Stahlblechcontainers Typ V kommt in der Regel der Baustahl S355J2 zum Einsatz. Die mechanischen Kennwerte wurden aus der Norm DIN EN 10025-2 [26] entnommen und sind in der Tabelle 13-1 nochmals zusammengestellt. Für den Deckel wurde der Werkstoff S355J2 als abdeckend verwendet. Die Kennwerte sind für den Dickenbereich von 16 mm bis 40 mm angegeben. Der Tangentenmodul wird nach der folgenden Formel berechnet.

$$E_{tan} = \frac{R_m - R_{p0.2}}{A} \quad (\text{Gl. 5})$$



Tabelle 13-1: Mechanische Eigenschaften S355J2

Komponente		Stahlcontainer V Deckel
Werkstoff		S355J2 (1.0577)
Lieferzustand		-
Erzeugnisform		Blech
Norm/Datenblatt/Materialzeugnis		DINEN10025-2
Nennstärke	[mm]	16 < t ≤ 40
Dichte	[kg/m <sup>3</sup> ]	7850
E-Modul	[MPa]	207000
Querdehnungszahl	[-]	0.3
Temperatur	[°C]	100
Streckgrenze R <sub>p0,2RT</sub>	[MPa]	345
Streckgrenze R <sub>p0,2T</sub>	[MPa]	249
Zugfestigkeit R <sub>m</sub>	[MPa]	470
Bruchdehnung A	[%]	22
Tangentenmodul E <sub>tang</sub>	[MPa]	568

Im Rahmen dieser Untersuchungen werden auch die infolge der Verformungsgeschwindigkeit auftretenden Verfestigungen im Stahlcontainerblech anhand der folgenden Dehnratenbeziehung nach Cowper und Symonds berücksichtigt. Dabei erhöht sich die Fließgrenze in Abhängigkeit der vorherrschenden Dehnraten um den Faktor k.

$$k = 1 + \left(\frac{\dot{\epsilon}}{C}\right)^{\frac{1}{p}} \quad (\text{Gl. 6})$$

$\dot{\epsilon}$ : Dehnraten [ $s^{-1}$ ]

C: Cowper – Symonds – Parameter [ $s^{-1}$ ], (hier: C = 40s<sup>-1</sup>)

p: Cowper – Symonds – Parameter [-], (hier: p = 5)



Die Cowper-Symonds-Parameter werden entsprechend der Richtlinie [27] angesetzt.

### **13.2 FE-Modell**

Auf Basis der uns vorliegenden Unterlagen wurde das in der Abbildung 13-2 dargestellte FE-Modell bestehend aus dem Deckel des Stahlblechcontainers Typ V und dem Bruchkörper erstellt. Aufgrund der größeren Auswirkungen wird hier nur die Deckelausführung ohne Verstärkung mit einer Blechdicke von 3 mm betrachtet. Um die größten lokalen Beanspruchungen im Deckel zu erzeugen, wurde ein mittiger Aufprall des Bruchkörpers sowohl mit der Kante als auch mit der Ecke (Abbildung 13-3) unterstellt.

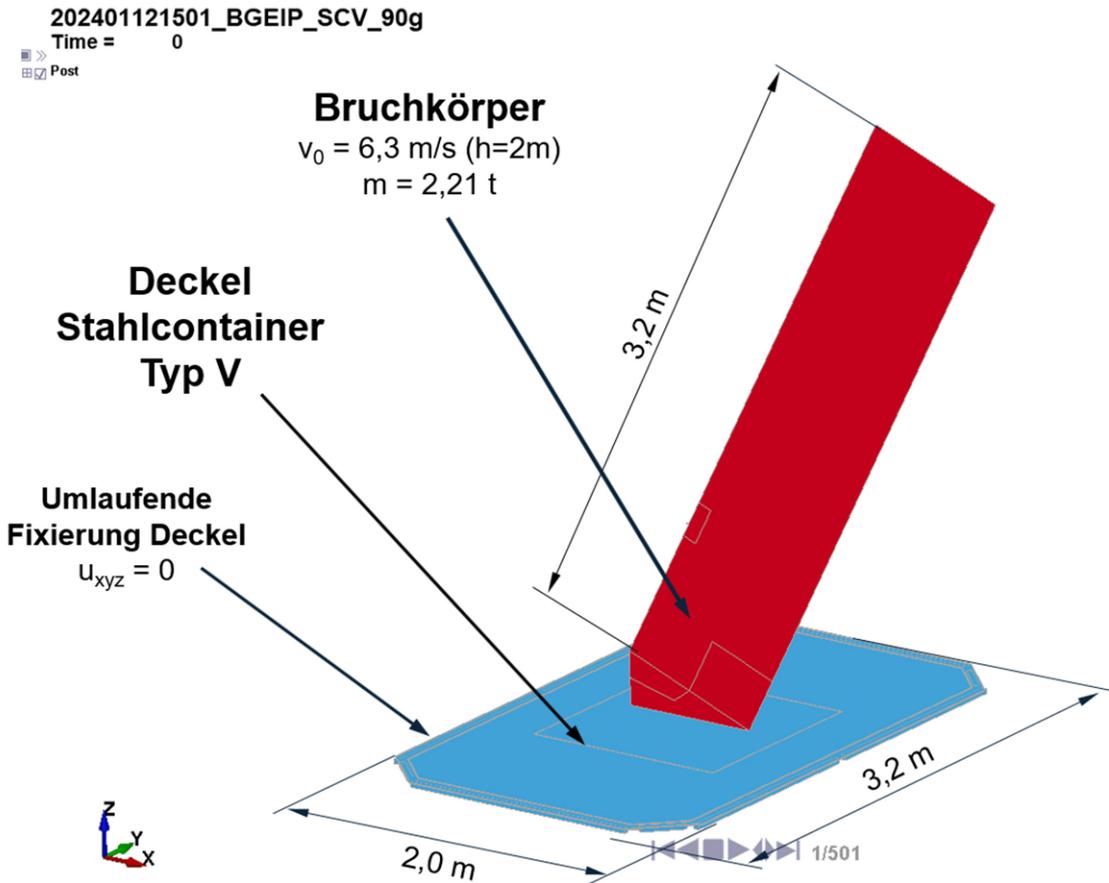


Abbildung 13-2: FE-Modell bestehend aus dem Deckel des Stahlblechcontainers Typ V und dem Bruchkörper (Aufprallszenario Kante, Darstellung ohne FE-Netz)

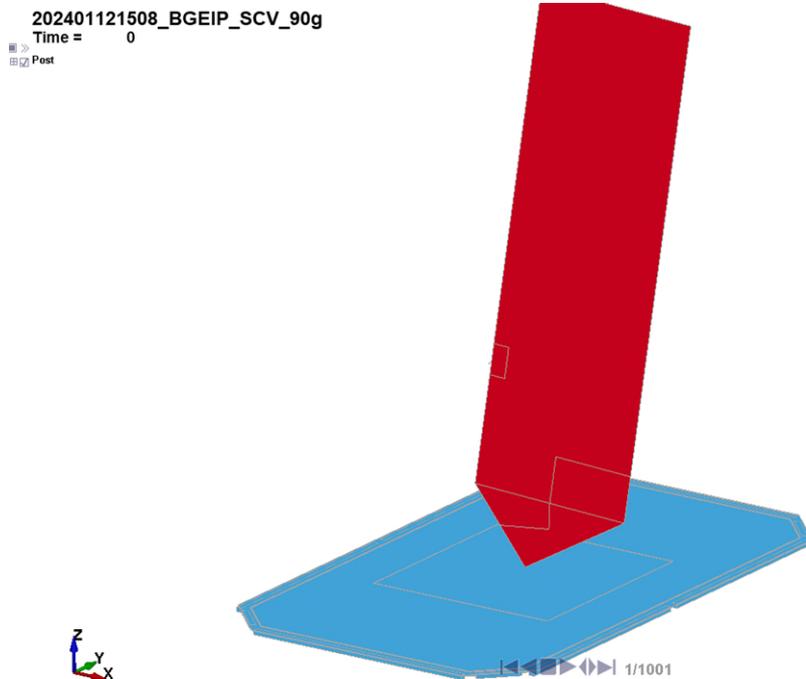


Abbildung 13-3: FE-Modell bestehend aus dem Deckel des Stahlblechcontainers Typ V und dem Bruchkörper (Aufprallszenario Ecke, Darstellung ohne FE-Netz)

Für den Bruchkörper werden die Mohr-Coulomb-Parameter aus dem elastisch-plastischen Materialansatz (siehe Tabelle 12-2) entsprechend dem Kapitel 12.2 zugrunde gelegt. Für den Deckel des Stahlblechcontainers kommt ebenfalls ein elastisch-plastisches Materialmodell für Stahlwerkstoffe (MAT\_PIECEWISE\_LINEAR\_PLASTICITY) zum Einsatz. Die mechanischen Kennwerte werden entsprechend der Tabelle 13-1 für eine Bemessungstemperatur von 100°C angesetzt.

### 13.3 Berechnung und Auswertung

Die infolge des Aufpralls mit der Kante auftretenden Maximalwerte für die Verformungen und für die plastischen Dehnungen (Effective Plastic Strain) sind in Abbildung 13-4 und Abbildung 13-5 dargestellt.

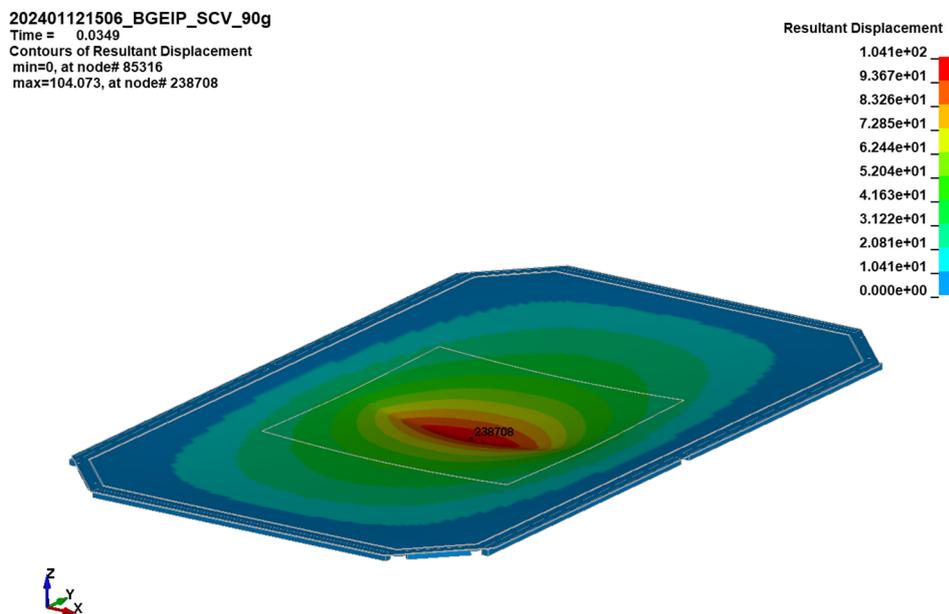


Abbildung 13-4: Maximale Verformungen [mm] an unverstärkter Deckelvariante (Aufprall mit Kante)

202401121506\_BGEIP\_SCV\_90g  
Time = 0.05  
Contours of Effective Plastic Strain  
min=0, at elem# 2074  
max=0.0350296, at elem# 116614

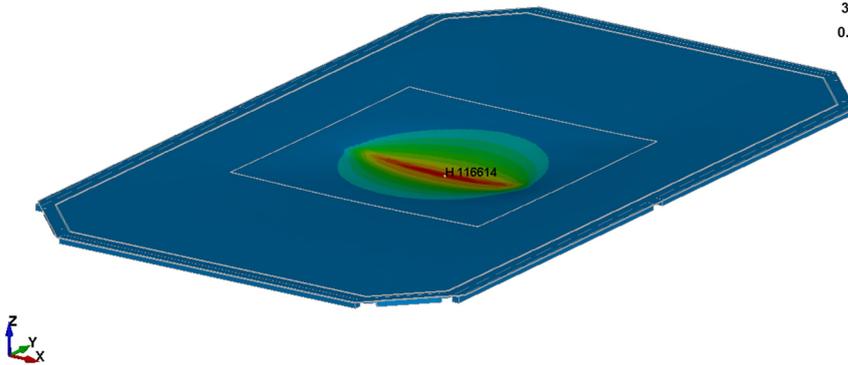
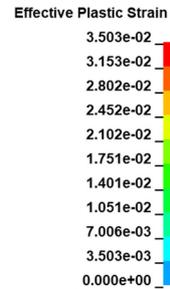


Abbildung 13-5: Maximale plastische Dehnungen [-] an unverstärkter Deckelvariante (Aufprall mit Kante)

Die infolge des Aufpralls mit der Ecke auftretenden Maximalwerte für die Verformungen und für die plastischen Dehnungen (Effective Plastic Strain) sind in Abbildung 13-6 und in Abbildung 13-7 dargestellt.

202401121508\_BGEIP\_SCV\_90g  
Time = 0.05  
Contours of Resultant Displacement  
min=0, at node# 85316  
max=113.57, at node# 223200

Resultant Displacement

1.136e+02
1.022e+02
9.086e+01
7.950e+01
6.814e+01
5.679e+01
4.543e+01
3.407e+01
2.271e+01
1.136e+01
0.000e+00

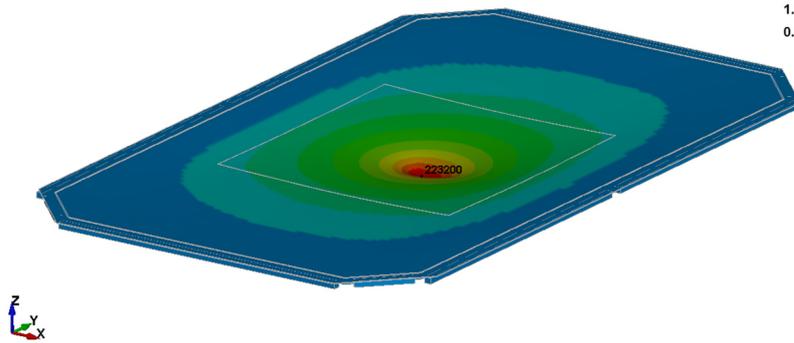


Abbildung 13-6: Maximale Verformungen [mm] an unverstärkter Deckelvariante (Aufprall mit Ecke)

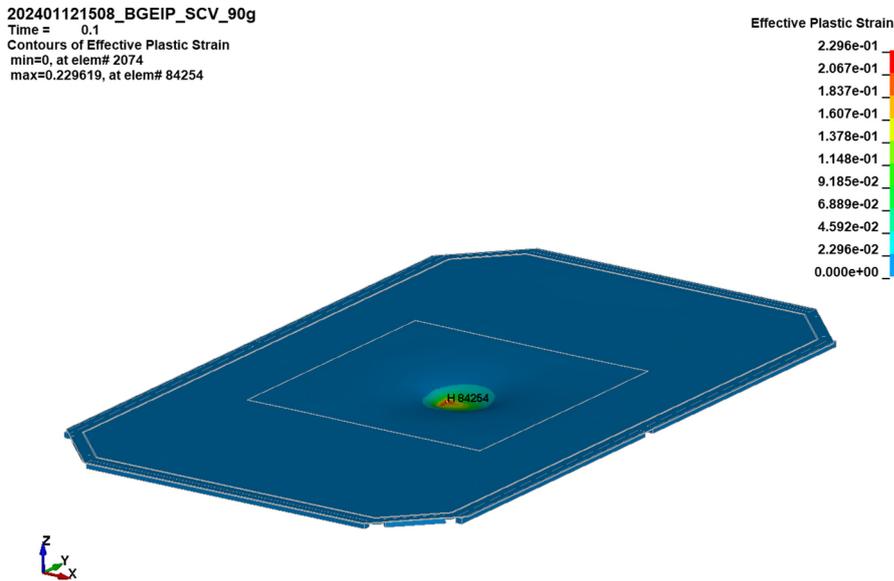


Abbildung 13-7: Maximale plastische Dehnungen [-] an unverstärkter Deckelvariante (Aufprall mit Ecke)

Beim Aufprall des Bruchkörpers mit der Kante kommt es zu einer Durchbiegung des Deckels von ca. 104 mm. Die maximalen plastischen Dehnungen liegen mit 3,5 % deutlich unterhalb der Bruchdehnung. Beim Aufprall des Bruchkörpers mit einer Ecke biegt sich der Deckel um 114 mm durch. Dabei treten plastische Dehnungen von 23 % auf, die über dem zulässigen Wert liegen. Dies kann zu einer punktuellen Schädigung des Deckels führen. Aufgrund der lokalen Begrenzung des Schädigungsbereichs ist ein Verlust der Integrität des Stahlcontainers und ein unzulässiger Austritt des Inventars auszuschließen. Unabhängig vom Erhalt der Integrität sehen wir die Annahmen in [28] weiterhin als gegeben bzw. eingehalten an.

Aufgrund der geringen räumlichen Ausdehnung ist auch hier ein integrales Versagen ausgeschlossen. Die Randbedingungen aus [28] sehen wir weiterhin als eingehalten an.



## 14. Zusammenfassung

Im Rahmen der ÜsiKo, Phase 2 ( $\Delta$  23), wurden für das Endlager Konrad die Auswirkungen eines Dieselbrands eines Transportwagens untersucht, der unter Tage ein Gebinde mit radioaktiven Abfällen transportiert. Diese Betrachtung ist hinsichtlich der Brandlast auch abdeckend für einen elektrisch betriebenen Transportwagen. Dies umfasst auch den im Endlager Konrad eingesetzten batterieelektrisch betriebenen Transportwagen. Dabei wurden die drei typischen Ausbausysteme 1 (zweischaliger Ausbau), 2 (einschaliger Ausbau) und 3 (durch Anker und Maschendraht gesicherte Strecken im anstehenden Gebirge) untersucht.

Zu diesem Zweck wurden für jedes Ausbausystem Brandszenarien erstellt und auf Grundlage der vorliegenden Randbedingungen generische Brandsimulationen durchgeführt. Auf Grundlage der ermittelten Temperaturen an den Firsten wurden jeweils die Wärmeeinträge und die Temperaturverläufe im Streckenausbau (bewehrter Beton, Ausbausysteme 1 und 2) bzw. im anstehenden Gestein (Ausbausystem 3) ermittelt. Damit konnten für die Ausbausysteme 1 und 2 die daraus resultierenden thermomechanischen Spannungen ermittelt sowie eine Beurteilung des daraus folgenden Materialverhaltens durchgeführt werden. Für das Ausbausystem 3 wurden die ermittelten Temperaturen an der Firste an die BGE zur weiteren Bewertung und zur Ermittlung der Geometrie und der Größe eines Ausbruchkörpers übergeben.

Die überlagerten Spannungen aus den Temperatureinwirkungen und aus den statischen Einwirkungen überschreiten für die Ausbausysteme 1 und 2 bis in eine Tiefe von bis zu ca. 11 cm die Betondruckfestigkeiten. Ein Abfallen der gesamten Betonschicht bis in diese Tiefe ist ausgeschlossen, für den Nachweis der Resttragfähigkeit



ist die Berücksichtigung des entsprechenden Nettoquerschnitts jedoch konservativ abdeckend. Eine Bewertung der Resttragfähigkeit des Querschnitts und der Standsicherheit des Grubenraums im Brandfall allgemein war nicht Gegenstand des Auftrages.<sup>3</sup>

Von kleinflächigen explosionsartigen Betonabplatzungen bis in eine Tiefe von 1,5 cm und einer Masse von bis zu 100 g ist unter den gegebenen Bedingungen mit großer Wahrscheinlichkeit auszugehen. Über die gesamte Branddauer hinweg, insbesondere in der ersten Viertelstunde des Brands, sowie auch nach dem Brand ist jedoch mit oberflächlichen Abplatzungen von ca. 20 cm Durchmesser und einer Masse in der Größenordnung von 4 kg auch über dem transportierten Abfallgebinde zu rechnen. Auswirkungen auf die Integrität der Abfallgebinde sind dadurch auszuschließen. Die Randbedingungen aus [28] sind weiterhin eingehalten.

Da im Ausbausystem 3 Löseereignisse nicht ausgeschlossen werden können, wurden diese im Rahmen einer zusätzlichen Untersuchung bewertet [4]. Die Auswirkung auf die strukturelle Integrität der Abfallgebinde wurde anhand eines Vergleichs der Energie aus den Fallversuchen und der potenziellen Energie der Bruchkörper bewertet. Es zeigte sich, dass der Energieeintrag durch die Bruchkörper in die Abfallgebinde durch die Fallversuche abgedeckt wird und ein integrales Versagen der Abfallbehälter daher nicht zu befürchten ist. Des Weiteren wurden noch die lokalen Auswirkungen der Bruchkörpergeometrie betrachtet und dabei jeweils ein Aufprall mit einer Kante und einer Ecke unterstellt. Hier kommt es lokal zur Überschreitung der zugrunde gelegten Festigkeitskriterien. Eine Beschädigung der Struktur des Deckels ist daher nicht aus-

---

<sup>3</sup> Bezüglich der nach einem Brand verbleibenden Standsicherheit des Grubengebäudes erfolgte eine Nachfrage der UWB. Diesbezüglich führt die BGE folgendes aus:

Für die Ausbausysteme 1 und 2 sind bereits entsprechende Standsicherheitsnachweise mit reduziertem Schalenquerschnitt geführt worden. Für das Ausbausystem 1 wurde mit einer auf 20 cm reduzierten Schalendicke gerechnet. Beim Ausbausystem 2 wurde von einer um 11 cm reduzierten Schalendicke ausgegangen. Die Abplatzungen im Ausbausystem 1 von 11 cm bzw. von 7,3 cm im Ausbausystem 2 haben somit keine Auswirkungen auf die Standsicherheit.



zuschließen. Aufgrund der geringen räumlichen Ausdehnung ist allerdings ein integrales Versagen auszuschließen. Die Randbedingungen aus [28] sind weiterhin eingehalten.

München, 25.02.2025

TÜV SÜD Industrie Service GmbH  
Energie und Systeme

Hauptabteilung  
Kerntechnische Projekte



## 15. Verwendete Unterlagen

- [1] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH, „Systemanalyse Konrad, Teil 3: Erläuterungen zur Höhe und Breite des Temperaturplateaus der Modellkurve für den Temperatur-Zeit-Verlauf beim Fahrzeugbrand unter Tage, GRS-A-1340 (PTB Kennung EU 132.3 vom Mai 1987)“, Mai 1987.
- [2] Fire Dynamic Simulation Programm (FDS), „Strömungssimulationssoftware“, Version 6.7.1.
- [3] FE-Programmsystem ANSYS 2021R1.
- [4] BGE, ÜsiKo Phase 2 - Steinfall infolge Brand, Abschätzung der Größe potentieller Bruchkörper, ULV 9KE/33110/02YEF02/R001/-/GA/LD/0003/00.
- [5] Gesellschaft für Reaktorsicherheit (GRS) mbH, „Systemanalyse Konrad, Teil 2: Signifikanz einer Modellkurve „800 °C/1 h“ für den Temperatur-Zeit-Verlauf hinsichtlich der Auswirkungen eines Transportfahrzeugbrandes unter Tage, GRS-A-1094 (PTB Kennung EU 132.1 + 132.2 vom 27.03.1987)“, Mai 1985.
- [6] Niedersächsisches Umweltministerium, *Planfeststellungsbeschluss für die Errichtung und den Betrieb des Bergwerkes Konrad in Salzgitter*, Az.: 41 - 40326/3/10, 22.05.2002.
- [7] E DIN prEN 1991-1-2:2021, Eurocode 1: Einwirkungen auf Tragwerke – Teil 1-2: Allgemeine Einwirkungen – Brandeinwirkungen auf Tragwerke.



- [8] D. B. F. Gesellschaft für Anlagen- und Reaktorsicherheit (GRS) mbH, „Nachweisführung für den batterieelektrischen Einlagerungstransportwagen - Teil 1: Grundlagen und Quellterme -“, 02.02.2022.
- [9] D. Drysdale, An Introduction to Fire Dynamics (3rd Ed.), 2011.
- [10] M. J. Hurley, SFPE Handbook of Fire Protection Engineering (5th Ed), 2016.
- [11] B. a. Khudiakov, Diffusion of burning liquids, 1961.
- [12] Mealy C. , Benfer, M., & Gottuk, D. T., Fire dynamics and forensic analysis of liquid fuel fires, Bureau of Justice Statistics: Washington, DC, USA, 2011.
- [13] Bundesamt für Strahlenschutz, „- Endlager Konrad - Anforderungen an endzulagernde radioaktive Abfälle (Endlagerungsbedingungen) SE-IB-29/08-REV-2“ Stand: Dezember 2014.
- [14] DIN EN 12524:2000, „Baustoffe und -produkte; Wärme- und feuchteschutztechnische Eigenschaften, Tabellierte Bemessungswerte“.
- [15] VDI-Wärmeatlas, 10. Auflage 2006.
- [16] Univ-Prof. Dr.-Ing. Stahlmann, Joachim, „Geotechnischer Prüfbericht zur Unterlage „ÜsiKo Phase 2 – Steinfall infolge Brand - Abschätzung der Größe potenzieller Bruchkörper“, 18.10.2024.
- [17] DIN EN 1992-1-2: 2010-12 + NA, „Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken; Teil 1-2: Allgemeine Regeln – Tragwerksbemessung für den Brandfall“.



- [18] Dissertation Goran Periskic, „Entwicklung eines 3D thermo-hygro-mechanischen Modells für Beton unter Brandbeanspruchung und Anwendung auf Befestigungen unter Zuglasten“, Universität Stuttgart, 2009.
- [19] Dissertation Karen Paliga, „Entstehung und Vermeidung von Betonabplatzungen bei extremer Brandeinwirkung“, Technische Universität Braunschweig, 2003.
- [20] DIN EN 1993-1-2:2010-12 , „Eurocode 3: Bemessung und Konstruktion von Stahlbauten - Teil 1-2: Allgemeine Regeln - Tragwerksbemessung für den Brandfall; Deutsche Fassung EN 1993-1-2:2005 + AC:2009“.
- [21] Lapuebla-Ferri et al., „Load and temperature influence on the post-fire mechanical properties of steel reinforcements.“, *Journal of Constructional steel research* 185 , 2021.
- [22] Mc Tyer, K., „The effect of elevated temperature on resin-anchored rock bolts (18-20 February 2019),“ in *Proceedings of the 2020 Coal Operators´ Conference, Mining Engineering*, University of Wollongong, 2020.
- [23] Bundesamt für Strahlenschutz, „Produktkontrolle Radioaktiver Abfälle Schachtanlage Konrad“, 18.2.1997. VDIS-KZL: 9K//MCD/RB/0004/05,“ 18.02.1997.
- [24] DIN EN 1992-1-1: 2011-01 + NA, „Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken; Teil 1-1: Allgemeine Bemessungsregeln und Regeln für den Hochbau“.
- [25] DIN 488-1:2009, „Betonstahl Teil 1: Stahlsorten, Eigenschaften, Kennzeichnung;“.



- [26] DIN EN 10025-2:2019, „Warmgewalzte Erzeugnisse aus Baustählen Teil 2: Technische Lieferbedingungen für unlegierte Baustähle“.
- [27] SAND.CORe, Best Practice Guide for Sandwich Structures in Marine Application.
- [28] Gesellschaft für Reaktorsicherheit, „Systemanalyse Konrad, Teil 3: Bestimmung störfallbedingter Aktivitätsfreisetzung, Stand 11.87 GRS-A-1389 (PTB-Kennung EU 010.2)“, November 1987.