



Darko Pejić BSc

Duktile Ausbauelemente zur unmittelbaren Tübbingbettung

MASTERARBEIT

zur Erlangung des akademischen Grades

Diplom-Ingenieur

Masterstudium Bauingenieurwissenschaften - Geotechnik und Wasserbau

eingereicht am

Institut für Felsmechanik und Tunnelbau

Technische Universität Graz

Betreuer

O.Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr.mont. Wulf Schubert

Institut für Felsmechanik und Tunnelbau

Technische Universität Graz

Dipl.-Ing. Michael Rudolf Henzinger

Institut für Felsmechanik und Tunnelbau

Technische Universität Graz

Graz, August 2016

Eidesstattliche Erklärung

Affidavit

Ich erkläre an Eides statt, dass ich die vorliegende Arbeit selbstständig verfasst, andere als die angegebenen Quellen/Hilfsmittel nicht benutzt, und die den benutzten Quellen wörtlich und inhaltlich entnommenen Stellen als solche kenntlich gemacht habe. Das in TUGRAZonline hochgeladene Textdokument ist mit der vorliegenden Masterarbeit identisch.

I declare that I have authored this thesis independently, that I have not used other than the declared sources/resources, and that I have explicitly marked all material which has been quoted either literally or by content from the used sources. The text document uploaded to TUGRAZonline is identical to the present master's thesis.

Datum / Date

Unterschrift / Signature

Danksagung

In erster Linie möchte ich mich recht herzlich bei meinem Betreuer Herrn DI Michael Henzinger bedanken, der mir mit viel Geduld und Hilfsbereitschaft stets zur Seite stand und mich im Zuge der Ausarbeitung dieser Masterarbeit in jeglicher Hinsicht unterstützt hat.

Weiters bedanke ich mich bei Herrn Professor Wulf Schubert, der mir im Zuge der Konzeptstudie und der Versuchsdurchführung hilfreiche konstruktive Ratschläge mitgegeben hat.

Großer Dank gilt auch den Laboranten des Institutes für Bodenmechanik und Grundbau, besonders Herrn Daniel Vidonja und Herrn Andreas Hasawend, die mich bei der Vorbereitung meiner Laborversuche unterstützt haben.

Im Labor für Felsmechanik und Tunnelbau, bedanke ich mich bei Herrn Dr. Manfred Blümel und Herrn Anton Kaufmann für die kompetente technische Beratung und die Mithilfe bei der Versuchsdurchführung.

Meinen Freunden und Studienkollegen bin ich zu großem Dank verpflichtet, ohne die mein Studium und der Aufenthalt in Graz nur halb so angenehm gewesen wäre. Ebenso den Kollegen im Diplomandenraum danke ich für den regen Gedankenaustausch, die vielen konstruktiven Gespräche und die nette Unterhaltung während der Kaffeepausen. An dieser Stelle möchte ich mich bei Kerstin und Karoline besonders bedanken, die mir in der Endphase dieser Arbeit mit Mut und gutem Zuspruch zur Seite gestanden sind.

Der größte Dank gilt jedoch meinen lieben Eltern, die mich während meines Studiums stets unterstützt und mir immer wieder aufs Neue Mut und Kraft gespendet haben.

Abstract

In the process of tunnelling with shield TBMs the annular gap is backfilled with pea gravel or mortar according to the ground conditions. Due to the operational procedure an unfavorable bedding situation of the annular gap often leads to ovalization and accompanying damages of the segmental lining.

Based on a concept study two design improvements have been developed to improve the bedding situation. The basic idea of both concepts is the design of ductile support elements with yielding potential in radial direction. Both systems solely differ in the fixation leading to different load cases within the lining.

In a numerical study the overall load cases of the designed support elements were investigated. Based on the findings the required yield stress could be determined for further investigations in the laboratory.

The developed clamping mechanism for the load transfer between yield elements and segmental lining has shown to be simple and efficient. Due to the clamping mechanism, the forces acting on the yield elements are transformed into indirect tensile stresses around the element within the lining. The ratio between tensile stress and the acting forces depends on the geometry of the clamping mechanism. A closed form solution has been developed in order to calculate the necessary reinforcement around the opening.

Kurzfassung

Bei maschinellen Tunnelvortrieben mit nachfolgendem Fertigteilausbau aus Stahlbetonsegmenten (Tübbing) wird entsprechend den Gebirgsverhältnissen Perlkies oder Mörtel als Hinterfüllung des Ringspalttes eingesetzt. Bedingt durch die unvollständige Ringspaltbettung kommt es zur Ovalisierung der einzelnen Tübbingringe und zu möglichen Schäden am Tunnelausbau.

Basierend auf einer durchgeführten Konzeptstudie wurden zwei Systeme zur Verbesserung der Bettungsproblematik entworfen. Grundidee beider Konzepte ist die Ausführung als duktiles Ausbauelement mit entsprechender Nachgiebigkeit in radialer Richtung. Die beiden Systeme unterscheiden sich durch die Art der Fixierung im Tübbingsegment.

In einer numerischen Simulation wurden die Belastungsgrenzen der Ausbauelemente untersucht. Auf Basis der numerischen Lastfalluntersuchung konnte der erforderliche Ausbauwiderstand für die weiteren Untersuchungen im Labor ermittelt werden.

In Laborversuchen wurde der entwickelte Spannmeehanismus zur Positionierung der duktilen Ausbauelemente untersucht. Dabei konnte die Eignung des Spannmeehanismus bestätigt werden. Aufgrund der Keilwirkung resultieren erhöhte Radialkräfte zufolge axialer Belastung des Systems im Einbaubereich der Elemente. Um eine Beschädigung des Tübbingausbaus zu verhindern wurde abhängig von der Bauteilgeometrie und der Lasteinwirkung in radialer Richtung ein geschlossenes Berechnungsverfahren entwickelt, um die erforderliche Spaltzugbewehrung auszulegen.

Inhaltsverzeichnis

1	Einführung	1
2	Stand der Technik	3
2.1	Ringspaltbettung	3
2.1.1	Perlkies	3
2.1.2	Ringspaltmörtel	3
2.2	Normative Anforderungen	5
2.3	Bettungsproblematik	6
2.3.1	Umlagerungsverhalten von Perlkies	7
2.3.2	Aufschwimmen der Tübbingschale bei Ringspaltmörtel	7
2.4	Duktiler Tübbingausbau	10
2.4.1	Tangential verformbare Systeme	11
2.4.2	Radial verformbare Systeme	14
2.5	Schlussfolgerung	17
3	Ziele und Methodik	18
3.1	Definition der Ziele	18
3.2	Methodik	18
4	Konzeptstudie	19
4.1	System 1	19
4.2	System 2	21
5	Lastfallbetrachtung	24
5.1	Numerische Analyse	24
5.1.1	Eingangsparameter	24
5.1.2	Numerisches Modell	26
5.1.3	Ergebnisse der numerischen Simulation	27
5.1.3.1	Belastung der Stauchelemente	27
5.1.3.2	Grenzfallbetrachtung	29

5.2	Durchstanzbemessung	31
5.3	Ermittlung der Spaltzugkraft	35
6	Laborversuche	40
6.1	Versuchsvorbereitung	40
6.1.1	Stauchelement	40
6.1.2	Verspannmechanismus	46
6.1.3	Betonkörper	49
6.2	Versuchsdurchführung	51
6.2.1	Versuchsserie 1	51
6.2.2	Versuchsserie 2	53
7	Zusammenfassung	55
8	Ausblick	57
	Anhang	61

Abbildungsverzeichnis

1.1	Prinzipiskizze einer Doppelschild-TBM	2
1.2	Schematische Darstellung von Ring- und Steuerspalt	2
2.1	Prinzipiskizze eines verformten Tübbingrings infolge Eigengewicht und ev. möglichen Firstauflasten bei unzureichender Ringspaltverfüllung	6
2.2	Schematische Darstellung des Umlagerungsverhaltens von Perlkies im Zuge des Nachziehens des Schildschwanzes	7
2.3	Schematische Darstellung der Verformung einer Tübbingröhre in Tunnellängsrichtung unter Auftrieb	8
2.4	Darstellung der im Ringraum wirksamen Kräfte mit r : Außenradius des Tunnelausbaus, Δr : Ringraumweite, τ_F : Schubspannung, dP : Druckdifferenz	8
2.5	Prinzipiskizze eines Tübbingrings unter Auftrieb	9
2.6	(a) Widerstandsprinzip: steifer Ausbau mit nachgiebigen Rundholzeinlagen als Hinterfüllung; (b) Nachgiebigkeitsprinzip: nachgiebiger Ausbau durch eingelegte Kanthölzer zwischen Betonsegmenten	10
2.7	Nachgiebiger Tübbingausbau mit Quetschholzeinlagen	10
2.8	Einsatz von LSC-Elementen beim Tübbingausbau	11
2.9	LSC-Element – links: Längsschnitt nach 150 mm Stauchung; rechts: dazugehörige Arbeitslinie während des Stauchvorgangs nach 100 mm Verformung	12
2.10	Nachgiebiger Tübbingausbau mit MEYPO-Elementen	12
2.11	Wabenbauprinzip mit Rohrstücken	13
2.12	Wabenbauprinzip als Kassettenausführung	13
2.13	Rippentübbing	14
2.14	Laborversuche zum Eindringverhalten von Rippentübbing in einem Modellgebirge mit unterschiedlichen Druckfestigkeiten – oben: Versuchsanordnung einer belasteten Rippe und einem Modellgebirge; unten: Arbeitslinien bei drei verschiedenen Modellfestigkeiten - Test 1: 0,48 MPa; Test 2: 0,52 MPa; Test 3: 0,72 MPa	15

2.15	Spannungs-Dehnungsverhalten eines 28 Tage alten COMPEX-Mörtels	16
4.1	Prinzipdarstellung einer Tübbingschale mit eingebauten Stauchelementen - links: Längsschnitt durch die Tübbingschale; rechts: Tunnelquerschnitt mit radial angeordneten Stauchelementen zwischen Gebirge und Tübbingausbau	20
4.2	Eingebaute Stauchelemente im Tübbingsegment - links: eingefahren; rechts: ausgefahren	21
4.3	Längsschnitt durch ein Stauchelement mit entwickeltem Spannmechanismus	23
4.4	Detail des Spannmechanismus - Spannkeil und dazugehörige Spannschale mit Sägezahnprofil an der Außenseite	23
5.1	Numerisches Modell in FLAC ^{3D} ; teilgebetteter Tübbingausbau mit zwei Stauchelementen je Tübbingsegment	26
5.2	Numerisches Modell eines Tübbingrings mit Stauchelementen; links: unverfüllter Ringspalt; rechts: vollgebetteter Tübbingring	27
5.3	Gegenüberstellung des vordersten Tübbingrings im teilgebetteten Zustand auf Höhe der Stauchelemente - links: kontinuierliche Laststeigerung auf Stauchelemente; rechts: Tübbingring unter Eigengewicht	28
5.4	Rissentwicklung im vordersten Tübbingring bei 540 kN äußerer Belastung auf die Stauchelemente	29
5.5	Vergleich eines Tübbingrings mit eingebauten Stauchelementen unter Eigengewicht - links: ohne Ringspalthinterfüllung; rechts: mit Ringspalthinterfüllung	30
5.6	Geometrie des Durchstanzbereiches bei punktförmiger Belastung eines Tübbingsegmentes; oben: Abmessungen des kritischen Rundschnittes um den Lasteinleitungsbereich; Mitte: Darstellung der Lastausbreitung im Tübbingquerschnitt; unten: Bewehrungsführung im Durchstanzbereich	32
5.7	Darstellung der resultierenden Fugenpressung bei einer Keilverbindung zufolge einer einwirkenden Axialkraft	35
5.8	Resultierende Radialkraft einwirkend auf die Tübbingöffnung	36
5.9	Zusammenhang der wirksamen Kräfte in der Tübbingöffnung	36
5.10	Korrelation zwischen resultierender Fugenpressung und Kegelneigung des Spannkeils bei $F_a = 70 \text{ kN}$, $l_k = 60 \text{ mm}$, $\varnothing D = 101,5 \text{ mm}$	37
5.11	Erforderliche Bewehrungsmenge in Abhängigkeit der Kegelneigung des Spannkeils bei $F_a = 70 \text{ kN}$, $l_k = 60 \text{ mm}$, $\varnothing D = 101,5 \text{ mm}$	37
5.12	Korrelation zwischen resultierender Fugenpressung und großem Kegeldurchmesser des Spannkeils bei $F_a = 70 \text{ kN}$, $\gamma = 80^\circ$, $l_k = 60 \text{ mm}$	38

5.13	Korrelation zwischen resultierender Fugenpressung und Kegellänge des Spannkeils bei $F_a = 70 \text{ kN}$, $\gamma = 80^\circ$, $\varnothing D = 101,5 \text{ mm}$	39
5.14	Korrelation zwischen resultierender Radialkraft und Kegellänge des Spannkeils bei $F_a = 70 \text{ kN}$, $\gamma = 80^\circ$, $\varnothing D = 101,5 \text{ mm}$	39
6.1	Nahaufnahme einer perforierten Stauchrohrseite - radial angeordnete Bohrungen zur Reduktion der Spitzenlast beim ersten Einbeulen des Stahlrohrs . . .	41
6.2	Arbeitslinien perforierter Stahlrohre unterschiedlichen Durchmessers und unterschiedlicher Art der Perforierung	41
6.3	Rohrquerschnitt - links: Bruttofläche eines Rohrs; rechts: Nettofläche zufolge radialer Perforierungen des Rohrs	43
6.4	Korrelation zwischen aufnehmbarer Beulkraft beim ersten Einbeulen der Stahlrohre und der Bruttofläche der Stauchrohre	43
6.5	Korrelation zwischen aufnehmbarer Beulkraft beim ersten Einbeulen der Stahlrohre und der Nettofläche der Stauchrohre	44
6.6	Beulverhalten von drei Stahlrohren mit Außendurchmesser 88,9 mm und 10 Bohrungen mit Lochdurchmesser 15 mm (oben) und die zugehörigen Arbeitslinien (unten)	45
6.7	Verspannmechanismus - links: Spannschale vor der Überarbeitung; rechts: Zusammengebauter Spannmechanismus nach der Bearbeitung der Schale, zusammengehalten durch ein Gummiband	47
6.8	Kunststoffschale geteilt in vier Teilstücke zur Verbesserung der Verspannwirkung in der Tübbingöffnung	47
6.9	Versuchsanordnung zum Einstanversuch - links: Perforiertes Stauchrohr mit beidseitigem Stahlwiderlager; rechts: Kunststoffkeil als direktes Widerlager des Stauchrohrs ohne eingelegte Stahlplatte	48
6.10	Vergleich der Arbeitslinie eines Stahlrohrs mit Außendurchmesser 51,0 mm aus den Vorversuchen mit der Arbeitslinie bei direkter Auflage des Stahlrohrs auf den Kunststoffkeil	48
6.11	Nachgebildeter Tübbingausschnitt mit Einbauöffnung für die Stauchelemente	49
6.12	Spannungs-Dehnungslinie der geprüften Betonzylinder	50
6.13	Versuchsanordnung eines Ausbauelementes mit Stauchrohrdurchmesser von 51,0 mm und einer Kegelneigung von 85° in der servohydraulischen Prüfeinrichtung	51

6.14	Gegenüberstellung der Arbeitslinie des entwickelten Ausbauelementes mit Kegelneigung von 85° zur Referenzkurve aus den Vorversuchen (Rohrnummer 13)	52
6.15	Spaltzugbruch des unbewehrten Betonkörpers aufgrund ungleichmäßiger Verspannung des Systems in der Betonöffnung	53
6.16	Arbeitslinie des Ausbauelementes mit einer Kegelneigung von 80° im Vergleich zur Referenzkurve aus den Vorversuchen (Rohrnummer13)	54
6.17	Bewehrter Betonkörper nach der Versuchsdurchführung; links: aufgetretene Spaltzugrisse an der Oberseite des Betonkörpers; Mitte: verspannte Schalenteile; rechts: Abdrücke eines Spannschalenteiles in der Betonoberfläche zufolge des Verspannvorgangs	54

Tabellenverzeichnis

5.1	Numerische Eigenschaften von Beton (C 35/45)	24
5.2	Numerische Eigenschaften der Bewehrung (BSt 550)	25
5.3	Numerische Eigenschaften von Perlkies	25
5.4	Numerische Eigenschaften der Stauchelemente	25
5.5	Angenommene Baustoffeigenschaften des Betons (C 35/45)	31
5.6	Angenommene Baustoffeigenschaften der Bewehrung (BSt 550)	31
6.1	Stauchrohrversuche \varnothing 70,0 mm bis 88,9 mm	42
6.2	Stauchrohrversuche \varnothing 42,4 mm bis 57,0 mm	42
6.3	Mechanische Eigenschaften des für die Produktion des Spannmeechanismus ver- wendeten Kunststoffes PA 6 G	46
6.4	Geometrische Abmessungen der zu prüfenden Spannkeile	46
6.5	Eigenschaften der hergestellten Betonkörper	49

Abkürzungen

D	Durchmesser
DAUB	Deutscher Ausschuss für unterirdisches Bauen
ÖGG	Österreichische Gesellschaft für Geomechanik
ÖVBB	Österreichische Vereinigung für Beton- und Bautechnik
SM	Schildmaschine
TBM	Tunnelbohrmaschine
TBM-DS	Tunnelbohrmaschine mit Doppelschild
TVM	Tunnelvortriebsmaschine

1 Einführung

Der maschinelle Tunnelvortrieb hat in den letzten Jahren immer mehr an Bedeutung gewonnen. Charakteristisch dafür sind die hohen erwarteten Vortriebsleistungen, der immer größer werdende Mechanisierungsgrad, die Erhöhung der Arbeitssicherheit des Personals und die geringen Gesamtarbeitskosten.

Die Tunnelvortriebsmaschinen (TVM) werden grundsätzlich in Tunnelbohrmaschinen (TBM) und Schildmaschinen (SM) unterteilt. Abgewandelte Sonderformen berücksichtigen hauptsächlich die Schildausführung.

Mittlerweile werden sowohl im Locker- als auch im Festgestein immer öfter Schildmaschinen mit nachfolgendem Fertigteilausbau aus Stahlbetonsegmenten eingesetzt. Die sogenannten Tübbinge werden mittels eines Erektors im Schutze des Schildmantels, welcher eine vorläufige Sicherung des Gebirges gewährleistet, zu einem Tübbingring zusammengesetzt. Ein Tübbingring besteht in der Regel aus 5 bis 10 einzelnen Tübbingsteinen. Abbildung 1.1 zeigt eine schematische Darstellung einer Doppelschildmaschine (TBM-DS), auf dessen Maschinentyp in dieser Arbeit Bezug genommen wird.

Der Arbeitszyklus einer TBM-DS gliedert sich in den Bohr- und Tübbingversetzvorgang und das Nachziehen des Schildschwanzes. Durch Verspannen der Gripperschuhe am umliegenden Gebirge und Ausfahren der Hauptvortriebszylinder wird der Bohrkopf gegen die Ortsbrust gedrückt und das Gebirge gelöst. Gleichzeitig erfolgt die Montage der Tübbingringe im Schildschwanz. Die Hilfsvortriebszylinder dienen derzeit zur Stützung und Fixierung der einzelnen Tübbingsegmente. Der Bohrvorgang muss lediglich zum Zeitpunkt des Nachsetzens des Schildschwanzes kurzzeitig unterbrochen werden. Nach vollendetem Hub des Frontschildes werden die Gripperschuhe gelöst und die Hauptvortriebszylinder kraftmäßig entspannt. Mit Hilfe der Hilfsvortriebszylinder, die sich am zuvor fertiggestellten Tübbingring abstützen, wird der Schildschwanz nach vorne gedrückt und teleskopartig in den Frontschild eingefahren. Danach kann der Bohr- und Tübbingversetzvorgang wieder aufgenommen werden (Girmscheid, 2013).

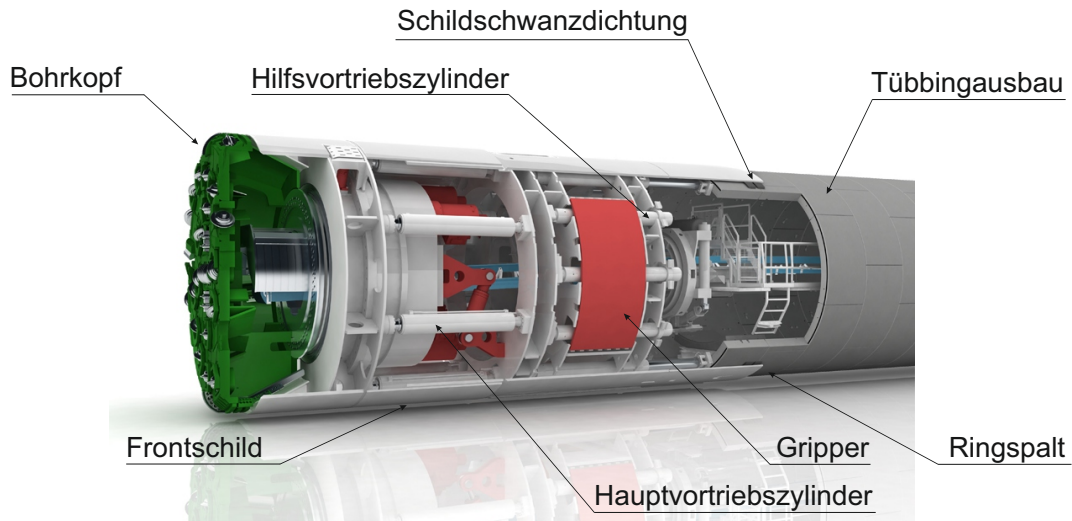


Abbildung 1.1: Prinzipskizze einer Doppelschild-TBM (Herrenknecht AG, 2016)

Bedingt durch einen gewissen Überschnitt des Bohrkopfes und die Konizität des Schildmantels, die ein Verkleben der Maschine verhindern sollen, entsteht ein 10 bis 20 cm tiefer Hohlraum zwischen Gebirge und der Außenseite der endgültigen Tunnelauskleidung (Abbildung 1.2). Um die notwendige Bettung der Tübbingringe und eine gleichmäßige Spannungsverteilung aus dem Gebirge zu gewährleisten, wird der sogenannte Ringspalt möglichst frühzeitig wieder verfüllt. Der Verfüllvorgang unterscheidet sich in Abhängigkeit des eingesetzten Bettungsmaterials. Grundsätzlich werden Perlkies- und Mörtel hinterfüllungen verwendet.

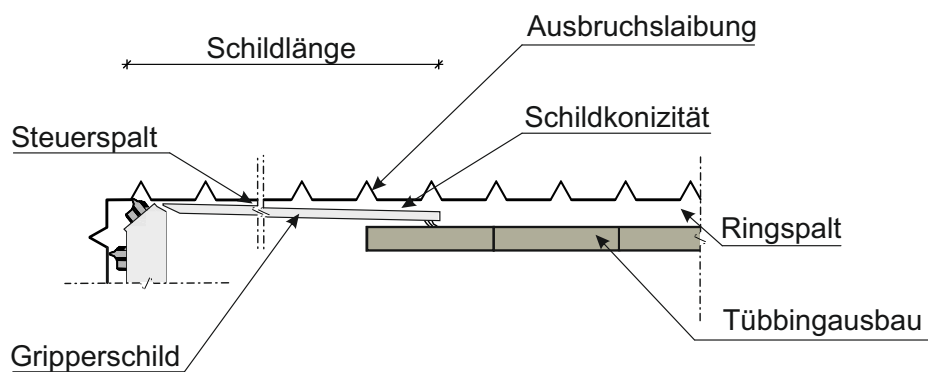


Abbildung 1.2: Schematische Darstellung von Ring- und Steuerspalt (Henzinger et al., 2016)

2 Stand der Technik

2.1 Ringspaltbettung

2.1.1 Perlkies

In standfestem Gebirge wird der Ringspalt üblicherweise mittels enggestuftem, feinkörnigen Kies (Perlkies) hinterfüllt. Übliche Korngrößen liegen zwischen 4 mm und 16 mm. Erfahrungen zeigen, dass Korngrößen zwischen 8 mm bis 11 mm besonders günstige Eigenschaften aufweisen (ÖVBB, 2009). Durch vorhandene Verblasöffnungen in den Tübbingungen wird der Perlkies mittels Druckluft in den Ringspalt eingeblasen. Um mögliche Verstopfungen in den Förderleitungen sowie im Ringspalt zu verhindern sollte der Feinkornanteil unter 10 % gehalten werden (Henzinger et al., 2016). Die Hinterfüllung wird grundsätzlich von der Sohle aus Richtung Firste aufgebaut, wobei im Sohlbereich ein Perlkies-Mörtelgemisch als sofortige Bettungsmaßnahme eingebracht wird. Um eine Dränierung des Gebirges in Tunnellängsrichtung zu verhindern, kann durch eine systematische Mörtelverpressung diesem Umstand entgegengewirkt werden (Wittke, 2006).

2.1.2 Ringspaltmörtel

Bei maschinellen Tunnelvortrieben in Lockergesteinen wird ein Ringspaltmörtel zur Stützung des umliegenden Gebirges und zur Bettung des Tunnelausbaus eingesetzt. Der Mörtel wird über, im Schildschwanz bereits integrierte Leitungen (Lisenen) in den Ringspalt eingepresst. Um das Eindringen des Mörtels in den Montagebereich der Tübbinge zu verhindern, sorgen Stahlbürstendichtungen zwischen Schildmantel und Tübbingausbau für die nötige Abdichtung. Nachfolgend werden verschiedene Arten von Ringspaltmörtel vorgestellt (Thewes & Budach, 2009).

- **Zementhaltige Ringspaltmörtel**

Die zementhaltigen Ringspaltmörtel zählen zu den am weitesten verbreiteten und eingesetzten Mörtel im maschinellen Tunnelvortrieb. Abhängig vom Zementanteil wird weiters eine Unterscheidung in aktive und bedingt aktive Ringspaltmörtel getroffen. Bedingt aktive Mörtel besitzen einen Zementgehalt unter ca. 200 kg pro m³ Frischmörtel und aktive Mörtel einen Anteil über ca. 200 kg Zement pro m³ Frischmörtel. Um eine gute Verarbeit- und Pumpbarkeit des Mörtels zu gewährleisten, wird als Zuschlag vorwiegend Sand mit einem Größtkorn von ca. 8 mm, sowie verschiedene Zusatzstoffe wie Flugasche oder Bentonit verwendet.

- **Zementfreie Ringspaltmörtel**

Um die Logistik der Mörtelbereitstellung zu erleichtern, sowie ein Hydrieren des üblicherweise verwendeten zementhaltigen Mörtels in den Verpressleitungen zu verhindern und dadurch zeitintensive Spülmaßnahmen zu sparen, wurden zementfreie Ringspaltmörtel entwickelt. Bei diesen Mörteln wird die Festigkeitsentwicklung allein durch Abgabe des Anmachwassers an das umgebende Gebirge erreicht. Voraussetzung dafür ist eine entsprechende Durchlässigkeit des umgebenden Baugrundes.

- **Zwei-Komponenten-Systeme**

Um eine bessere baubetriebliche Anpassung des Mörtels an den Vortrieb sowie an die Bettungsanforderungen zu gewährleisten, wurden Zwei-Komponenten-Systeme entwickelt. Die beiden Komponenten werden in getrennten Leitungen bis zum Ringspalt geführt und erst kurz vor dem Einpressen in den Hohlraum miteinander vermischt. Die Reaktionszeit und somit der Erstarrungsverlauf kann durch die Zugabemengen der beiden Komponenten gesteuert werden.

- **Komprimierbare Ringspaltmörtel**

Für den Einsatz in druckhaftem Gebirge wurden komprimierbare Ringspaltmörtel entwickelt, um einerseits die großen Deformationen des Gebirges aufnehmen zu können und andererseits den Gebirgsdruck auf den Ausbau und somit mögliche Schäden des Ausbaus zu verringern. Die Komprimierbarkeit wird durch Zugabe von Polystyrolschaumkugeln realisiert.

2.2 Normative Anforderungen

- In der **ÖVBB (2009)** werden unter den veränderlichen Einwirkungen aus Bauzuständen die Einwirkungskombinationen „Gebirgsauflast im Firstbereich bei teilweise gebetteten Tübbingring“ und „Aufschwimmen der Röhre im Verpressmörtel“ berücksichtigt.

Bei den Bettungsgrundsätzen wird bei Vortrieben mittels TBM-S und TBM-DS mit Tübbingausbau eine Vorspannung der teilgebetteten Bereiche in Tunnellängsrichtung über die Vortriebspresen bzw. über eine entsprechende Längsverspannung gefordert, sowie die Gewährleistung des Bettungszustandes vor dem Lösen dieser Vorspannung.

Die allgemeinen Bettungsanforderungen beinhalten eine an das umgebende Gebirge abgestimmte Steifigkeit. Bei Verwendung von Mörteln ist durch Filtratwasserabgabe eine Aktivierung der Stützwirkung des Korngerüstes des Mörtels zu ermöglichen. Beim Blasversatz ist die Verfüllung im Ulmenbereich parallel zum Vorschub des Schildes zu führen und spätestens nach $2/3 D$ hinter dem Schildschwanz sollte die Verfüllung bis zur Firste reichen. Bei unvollständiger Verfüllung der Firste nach $2/3 D$ ist ein zusätzlicher Arbeitsschritt z.B. Nachverblasen oder Nachverpressen mittels Mörtel erforderlich.

Die Ursachen für die Ovalisierung von Tunnelauskleidungen liegen zum einen konstruktionsbedingt in der Montage (Eigengewicht der Tübbing) und zum anderen ringbettungsbedingt in der Ringspaltverpressung sowie dem Aufschwimmen der Röhre.

Als zusätzliche Reserven zur Verhinderung einer gegenseitigen Verschiebung der Tübbingringe in der Ringfuge werden die Scherfestigkeit der Ringspaltverfüllung und die Weckung von Reibungskräften in der Ringfuge aufgeführt.

- In der **ÖGG (2013)** wird die Verschiebungs- bzw. Sehnenmessung an der Tübbingschale vorgeschlagen und mit den Ergebnissen der Messungen eine Optimierung der Hinterfüllung des Ringspalts zur Reduktion von möglichen Tübbingschäden (z.B. Aufschwimmen, Ovalisierung, Rissbildung) empfohlen. Bei der Verwendung von Perlkies sollte der Verfüllgrad laufend beobachtet werden.
- Die **DAUB (2013)** gibt Toleranzwerte für die Herstellung und den Einbau der Tübbingsteine bzw. Tübbingringe für Ringdurchmesser $\leq 8,0$ m und $\geq 11,0$ m an.
Ein maximaler Fugenversatz von 10 mm sollte zugelassen werden. Abhängig vom Durchmesser und der Anzahl der Tübbingsteine pro Ring, sollte die Ovalisierung jedoch kleiner als 0,5 % des Innendurchmessers sein.

2.3 Bettungsproblematik

Aufgrund der unvollständigen Bettung der Tübbinge, entsteht durch ihr Eigengewicht, sowie mögliche punktuelle Belastungen - beispielsweise gelöste Felskeile - eine Ovalisierung des Tübbingrings (Abbildung 2.1). Dies führt zur Reduktion der Druckzone im Gelenkhals und somit zu einer klaffenden Fuge. Mit zunehmenden Verdrehwinkel des ungebetteten Ringes und der Spannungserhöhung in der Druckzone, kommt es bei Überschreitung der Betondruckfestigkeit der verwendeten Tübbinge zu Betonabplatzungen und in weiterer Folge zur Beeinträchtigung des Korrosionsschutzes der Bewehrung. Das Öffnen der Fugen kann weiters zum Ausfall der Dichtung auf der Zugseite und zu möglichen Wassereintritten in die Tunnelschale führen.

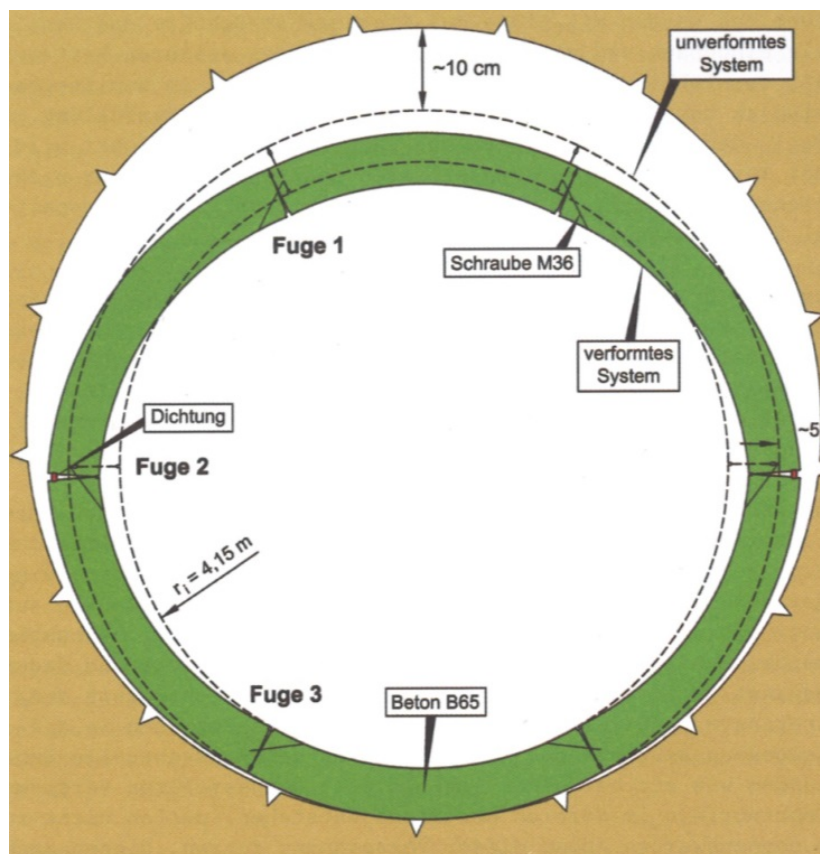


Abbildung 2.1: Prinzipskizze eines verformten Tübbingrings infolge Eigengewicht und ev. möglichen Firstauflasten bei unzureichender Ringspaltverfüllung (Wittke, 2006)

2.3.1 Umlagerungsverhalten von Perlkies

Durch die fehlende seitliche Abschottung kommt es während des Verblasens zum Abrieseln und Umlagerungen des Perlkieskörpers, wodurch eine nur teilweise Bettung des Ausbaus entsteht. Weiters führt die Erfordernis des Nachziehens des Schildschwanzes im Zuge des Tunnelvortriebs (Abbildung 2.2), zu einem instationären Zustand innerhalb des Kieskörpers, der durch ein böschungsbruchähnliches Versagen charakterisiert werden kann. Versuche haben gezeigt, dass der Böschungswinkel im Ringspalt annähernd dem inneren Reibungswinkel des Bettungsmaterials entspricht. Weiters wurde bestätigt, dass während des Umlagerungsprozesses der Sohlbereich nicht vom Perlkies erreicht wird. Daher muss die Verfüllung mittels Mörtel immer durchgeführt werden (Henzinger et al., 2016).

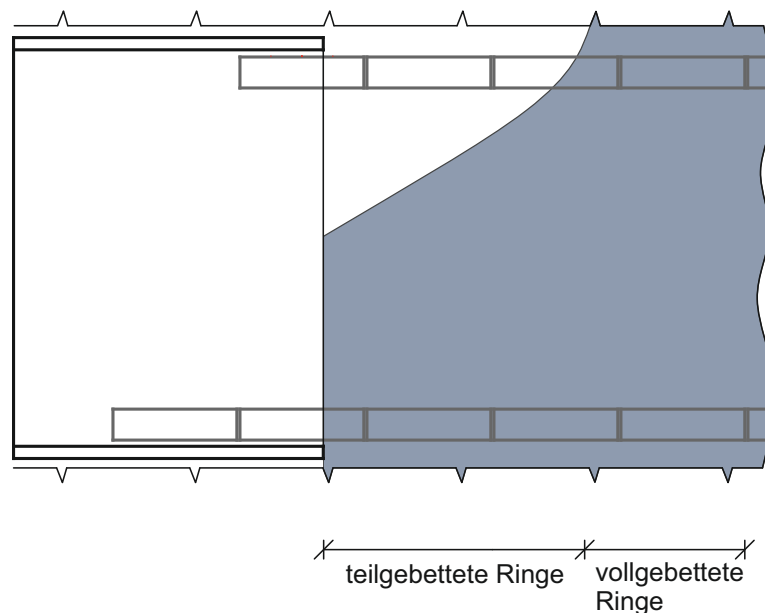


Abbildung 2.2: Schematische Darstellung des Umlagerungsverhaltens von Perlkies im Zuge des Nachziehens des Schildschwanzes (Henzinger et al., 2016)

2.3.2 Aufschwimmen der Tübbingschale bei Ringspaltmörtel

Beim Verpressen des Ringspalts mittels Ringspaltmörtel kommt es vielfach zu Auftriebsercheinungen in der Mörtelsuspension. Dies entsteht daraus, dass die Mörtelsuspension zum Zeitpunkt des Einbringens in den Ringspalt erst aushärten muss. Abhängig von der beigegebenen Menge an Beschleunigern sind mehrere Tübbingringe nach Verlassen des Schildschwanzes davon betroffen. Obwohl die Ringspaltmörtel eine Fließgrenze aufweisen, ist diese nicht ausreichend um ein Kräftegleichgewicht im unmittelbaren Bereich hinter dem Schildschwanz zu erzielen (Abbildung 2.3). Nur durch die Mitwirkung von Koppelkräften über mehrere

Tübbingringe, siehe Länge X in Abbildung 2.3, sowie über Bettungswirkung im Bereich des verfestigten Mörtels ist die Aufnahme der auftretenden Querkräfte möglich (Thienert, 2011).

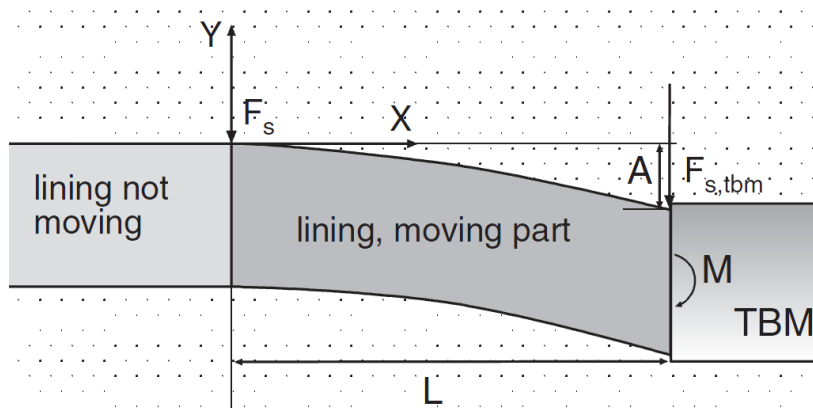


Abbildung 2.3: Schematische Darstellung der Verformung einer Tübbingröhre in Tunnelängsrichtung unter Auftrieb (Bezuijen A. et al., 2005)

Von Bezuijen A. et al. (2005) wurde die Problematik des Aufschwimmens näher untersucht und ein Ansatz für die im Ringspalt herrschenden Kräfte und die Berechnung der Auftriebskraft aufgestellt. Abbildung 2.4 zeigt einen Ausschnitt des Tunnelbauwerks mit den im Ringraum wirkenden Kräften. Die maximale Widerstandskraft entgegen der Auftriebskraft ergibt sich demzufolge zu $F_{max} = \tau_F \cdot (D^2 / \Delta r)$.

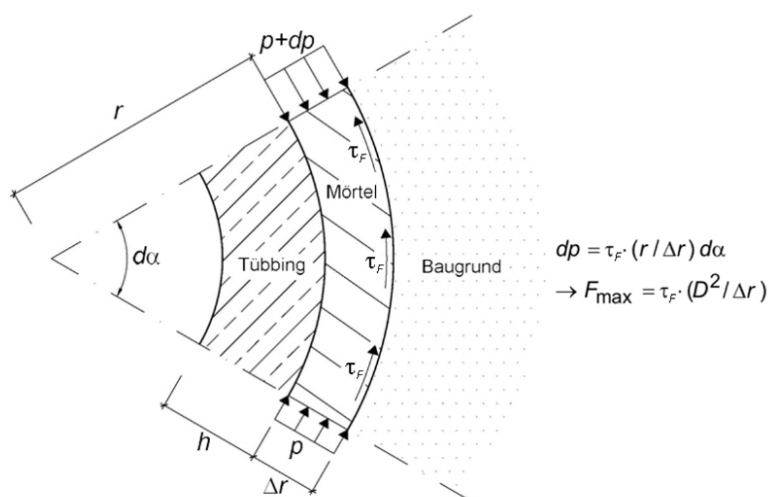


Abbildung 2.4: Darstellung der im Ringraum wirksamen Kräfte mit r : Außenradius des Tunnelausbaus, Δr : Ringspaltweite, τ_F : Schubspannung, dP : Druckdifferenz nach Bezuijen A. et al. (2005) [entnommen aus Thienert (2011)]

Beispielhaft wird für einen angenommenen Tunnel mit Außendurchmesser $D = 9,50$ m, einer Ringspaltweite $\Delta r = 20$ cm, Tübbingstärke $h = 35$ cm (Tübbingwichte $\gamma = 25,0$ kN/m³)

und einer Frischmörtelwichte von $\gamma = 20,0 \text{ kN/m}^3$ die resultierende Auftriebskraft berechnet (Abbildung 2.5).

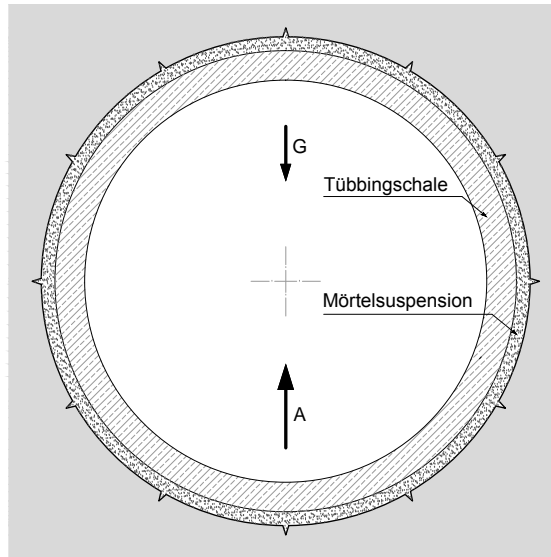


Abbildung 2.5: Prinzipskizze eines Tübbingrings unter Auftrieb

Eigengewicht:

$$\begin{aligned} G &= \frac{\pi}{4} \cdot [D^2 - (D - 2 \cdot h)^2] \cdot \gamma_{Tübbing} \\ &= \frac{\pi}{4} \cdot [9,50^2 - (9,50 - 2 \cdot 0,35)^2] \cdot 25,0 = 251,5 \text{ kN/m} \end{aligned} \quad (2.1)$$

Auftriebskraft:

$$\begin{aligned} A &= \frac{\pi}{4} \cdot D^2 \cdot (\gamma_{Mörtel} - \gamma_{Tunnel}) \\ &= \frac{\pi}{4} \cdot 9,50^2 \cdot (20,0 - 3,55) = 1.166 \text{ kN/m} \end{aligned} \quad (2.2)$$

$$\text{mit: } \gamma_{Tunnel} = \left[\frac{\pi}{4} \cdot (9,50^2 - (9,50 - 2 \cdot 0,35)^2) \cdot 25,0 \right] / \left(\frac{\pi}{4} \cdot 9,50^2 \right) = 3,55 \text{ kN/m}^3$$

Die Gegenüberstellung der Kräfte zeigt, dass die Auftriebskraft ca. dem 4,5-fachen Eigengewicht eines Tübbingrings entspricht. Das Eigengewicht der TBM bzw. der Nachläuferlasten wurde aufgrund der vereinfachten Annahme nicht berücksichtigt.

Der zusätzliche Widerstand F_{max} infolge einer angenommenen Mörtelfließgrenze von $\tau_F=0,5 \text{ kN/m}^2$ ergibt sich zu:

$$\begin{aligned} F_{max} &= \tau_F \cdot (D^2 / \Delta r) \\ &= 0,5 \cdot (9,50^2 / 0,20) = 226 \text{ kN/m} \end{aligned} \quad (2.3)$$

2.4 Duktiler Tübbingausbau

Aufgrund hoher Verformungen des umliegenden Gebirges und daraus folgender starker Beanspruchungen des Tunnelausbaus, wurden bereits Anfang des 20. Jahrhunderts Ideen für duktile Ausbausysteme entwickelt und später auch eingesetzt. Ihr Einsatz beschränkte sich zunächst auf den Bergbau. Dabei wurden zwei verschiedene Systeme aufgegriffen. Beim sogenannten „Widerstandsprinzip“ wird ein steifer Ausbau mit duktilem Hinterfüllmaterial verwendet, wohingegen beim „Ausweichprinzip“ der Ausbau selbst nachgiebig ausgebildet wird (Abbildung 2.6) (Heise & Herbst, 1913).

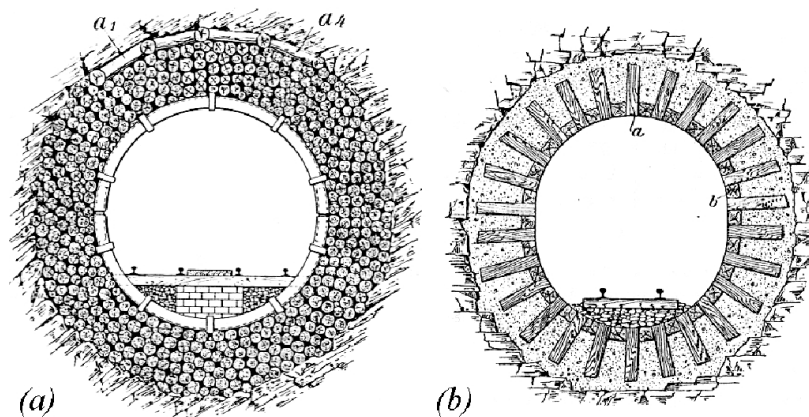


Abbildung 2.6: (a) Widerstandsprinzip: steifer Ausbau mit nachgiebigen Rundholzeinlagen als Hinterfüllung; (b) Nachgiebigkeitsprinzip: nachgiebiger Ausbau durch eingelegte Kanthölzer zwischen Betonsegmenten (Heise & Herbst, 1913)

Duktile Systeme für Tübbingausbauten wurden von Lenk (1931) in den 1930er Jahren vorgestellt. Zwischen den Tübbingsteinen sorgen Quetschholzeinlagen für die notwendige Nachgiebigkeit des Systems (Abbildung 2.7).

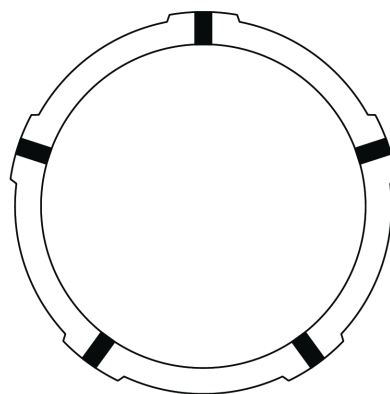


Abbildung 2.7: Nachgiebiger Tübbingausbau mit Quetschholzeinlagen (Lenk, 1931)

Basierend auf diesen Prinzipien wurden in den letzten Jahren verschiedene Systeme weiterentwickelt. Grundsätzlich können diese Systeme entsprechend ihrer Verformungsrichtung in tangential und radial verformbare Systeme unterteilt werden.

2.4.1 Tangential verformbare Systeme

Als tangential verformbare Systeme werden Systeme bezeichnet, bei denen die Tunnelauskleidung tangential (in Umfangsrichtung) nachgiebig ausgebildet ist. Vergleichbar zum konventionellen Tunnelbau, können diese Systeme in die Längsfugen zwischen den Tübbingsegmenten angeordnet werden. Die radiale Verschiebung des Hohlraumrandes wird hierbei über eine Verkürzung des Umfangs um einen Faktor von 2π erreicht (Schneider & Spiegl, 2015). Nachfolgend werden verschiedene Systeme vorgestellt.

- **System Lining Stress Controller (LSC)**

Die von Moritz (1999) am Institut für Felsmechanik und Tunnelbau entwickelten Stauchelemente sind im modernen Tunnelbau nicht mehr wegzudenken. Zusätzlich zum Einsatz im konventionellen Tunnelbau beim Durchörteren von Gebirge geringer Qualität mit großen Überlagerungsdrücken wird auch der Einsatz für den maschinellen Vortrieb mit Tübbingausbau vorgeschlagen.

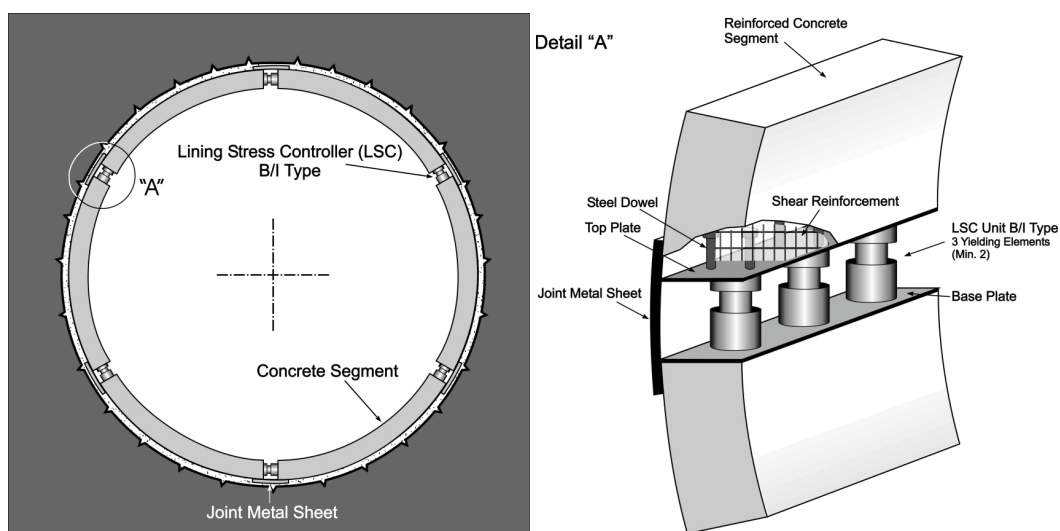


Abbildung 2.8: Einsatz von LSC-Elementen beim Tübbingausbau (Moritz, 1999)

Die Verbindung der LSC-Einheit mit den Tübbingsegmenten wird über Stahldübel und einer Schubbewehrung realisiert. Für den Einsatz vor Ort wird empfohlen je einen Tübbingstein bereits mit einer LSC-Einheit auszustatten.

Der Widerstand der Verbindung kann über die Anzahl der Elemente pro Einheit, wobei

mindestens zwei Elemente erforderlich sind, sowie durch abgestufte Längen einzelner Stauchrohre untereinander, beim Einsatz eines Mehrstufensystems, gesteuert werden. In Abbildung 2.9 ist beispielhaft die Arbeitslinie eines LSC-Elementes mit Außendurchmesser des Stauchrohrs von 88,9 mm und einer Wandstärke von 2,9 mm dargestellt.

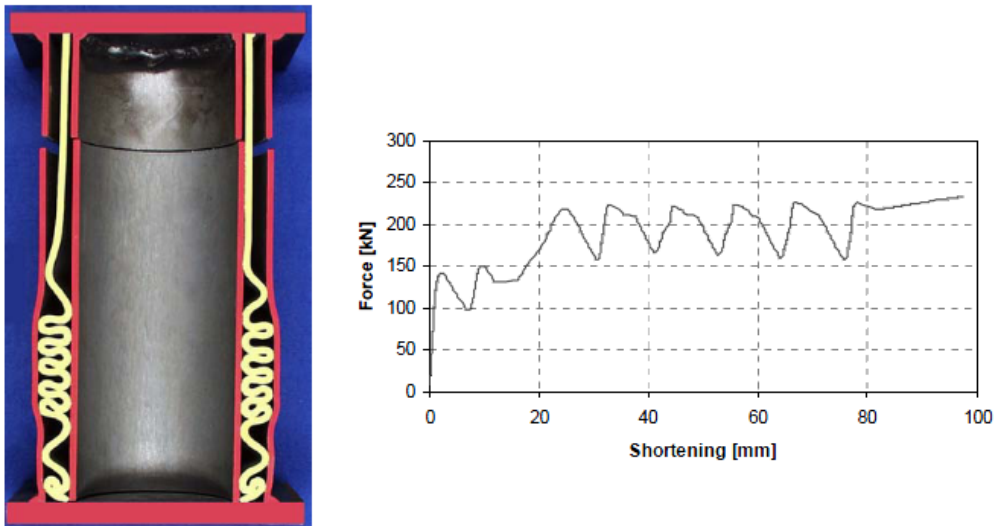


Abbildung 2.9: LSC-Element – links: Längsschnitt nach 150 mm Stauchung; rechts: dazugehörige Arbeitslinie während des Stauchvorgangs nach 100 mm Verformung (Moritz, 1999)

- **System MEYPO**

Von Brunar & Powondra (1985) wurde erstmals ein System für einen nachgiebigen Tübbingausbau mittels Stauchelementen aus Stahl vorgestellt. Dabei wird ein Stahlzylinder unter Druck durch einen mit Scherbolzen versehenen Scherring gepresst (Abbildung 2.10 links). Durch die Bolzen wird der Stahlzylinder abgeschert, wodurch Längsrillen entstehen und sich somit der Widerstand in der Verbindung aufbaut.

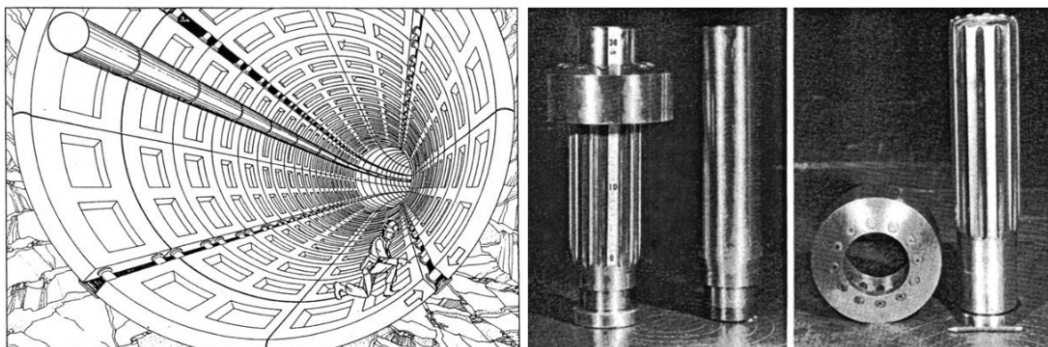


Abbildung 2.10: Nachgiebiger Tübbingausbau mit MEYPO-Elementen (Brunar & Powondra, 1985)

Das System wurde erfolgreich im Rahmen eines Pilotprojekts in der Zeche Ibbenbüren, Deutschland, eingesetzt. Aufgrund der hohen Kosten dieses Systems wurde die Idee jedoch für einen maschinellen Tunnelvortrieb nicht weiter verfolgt (Moritz, 2011).

- **System WABE**

Das von der Bochumer Eisenhütte Heintzmann entwickelte WABE System aus dem konventionellen Tunnelbau wurde für den Einsatz im maschinellen Vortrieb mit Tübbingausbau weiterentwickelt. Die wabenförmig angeordneten Rohrstücke oder Raster- bzw. Kassettenausbildungen befinden sich zwischen zwei Stahlplatten und werden quer zu ihrer Achse belastet. Durch das Zusammenstauchen der Nachgiebigkeitselemente wird ein Gleichgewichtszustand zwischen den Gebirgseinwirkungen und dem Ausbau hergestellt (Podjadtke & Weiding, 2010).

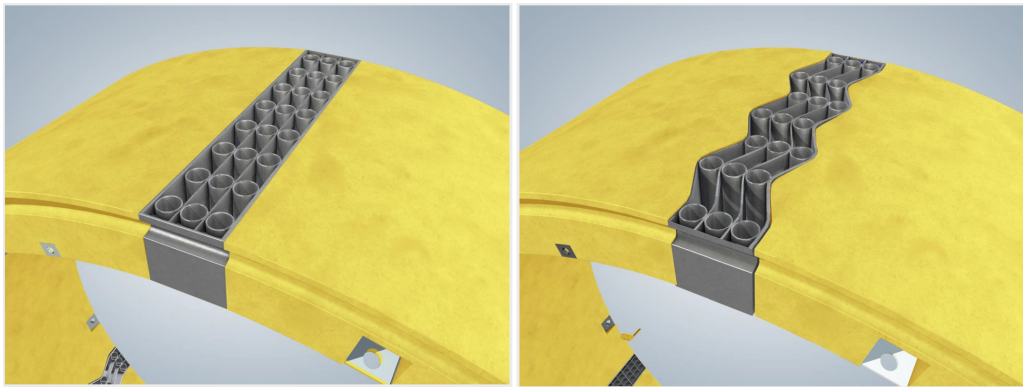


Abbildung 2.11: Wabenbauprinzip mit Rohrstücken (Podjadtke & Weiding, 2010)

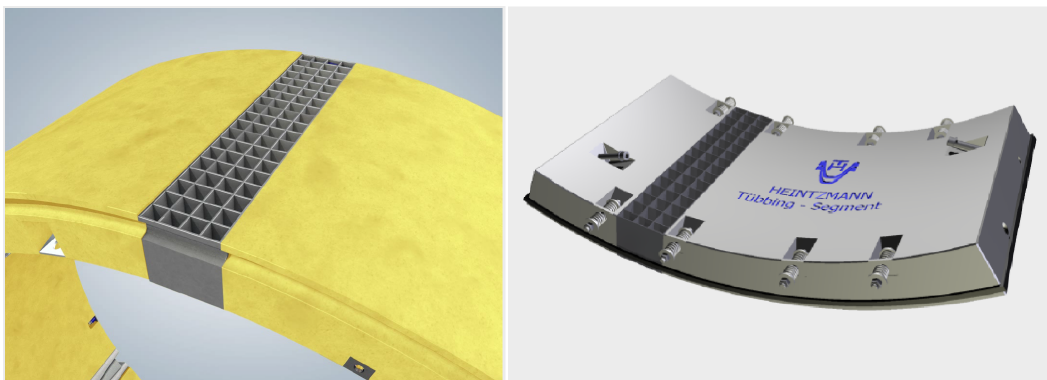


Abbildung 2.12: Wabenbauprinzip als Kassettenausführung (Podjadtke & Weiding, 2010)

2.4.2 Radial verformbare Systeme

Radial wirkende Systeme werden zwischen Gebirge und Ausbau angeordnet. Die radiale Verschiebung des Hohlraumrandes wird bei diesen Systemen direkt und ohne Umweg entweder durch Zusammendrücken eines komprimierbaren Materials oder durch „Hereinwachsen“ des Gebirges in Entspannungsräume auf den Tübbingaußenseiten gewährleistet (Schneider & Spiegl, 2009). Die folgenden Systeme entsprechen diesem Konzept.

- **Rippentübbinge**

Der Rippentübbing oder auch „CO-CO“ (Convergence Compatible Lining System) genannt wurde von Vigl et al. (2007) entwickelt. Die Tübbingsteine sind an der Außenseite mit Rippen versehen, die anfangs eine Stützung des umliegenden Gebirges bewirken und bei weiterer Verformungszunahme des Gebirges ein radiales Hereinwachsen in die zwischen den Rippen liegenden Hohlräume erlauben (Abbildung 2.13).

In umfangreichen Versuchsreihen wurde das Last-Verformungsverhalten der Rippentübbinge untersucht (Abbildung 2.14). Man konnte erkennen, dass in der ersten Phase, wenn die Rippe in Kontakt mit dem Gebirge tritt, ein rascher Kraftanstieg erfolgt. Anschließend folgt ein duktileres Verhalten mit nahezu konstantem Kraftverlauf. Nach vollständigem Eindringen der Rippe in das Gebirge und einem Kontakt der Gebirgsmasse mit dem eigentlichen Tübbing, kommt es erneut zum raschen Kraftanstieg gefolgt von weiteren Verformungen (Vigl et al., 2007).

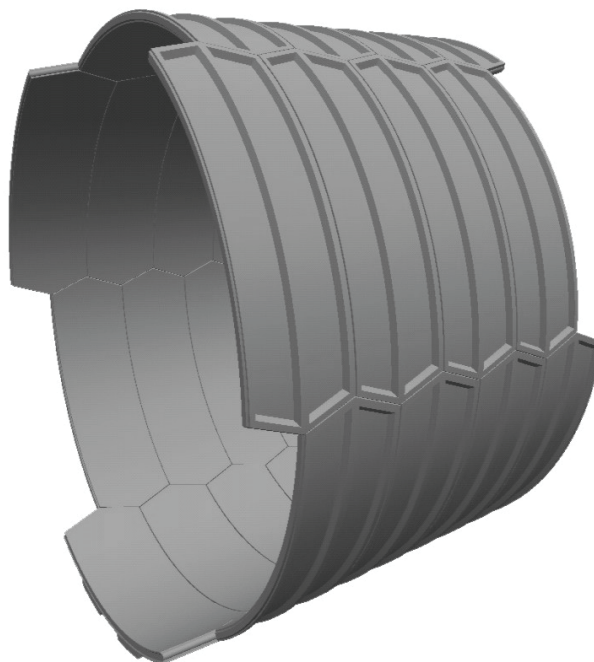


Abbildung 2.13: Rippentübbing (Vigl et al., 2007)

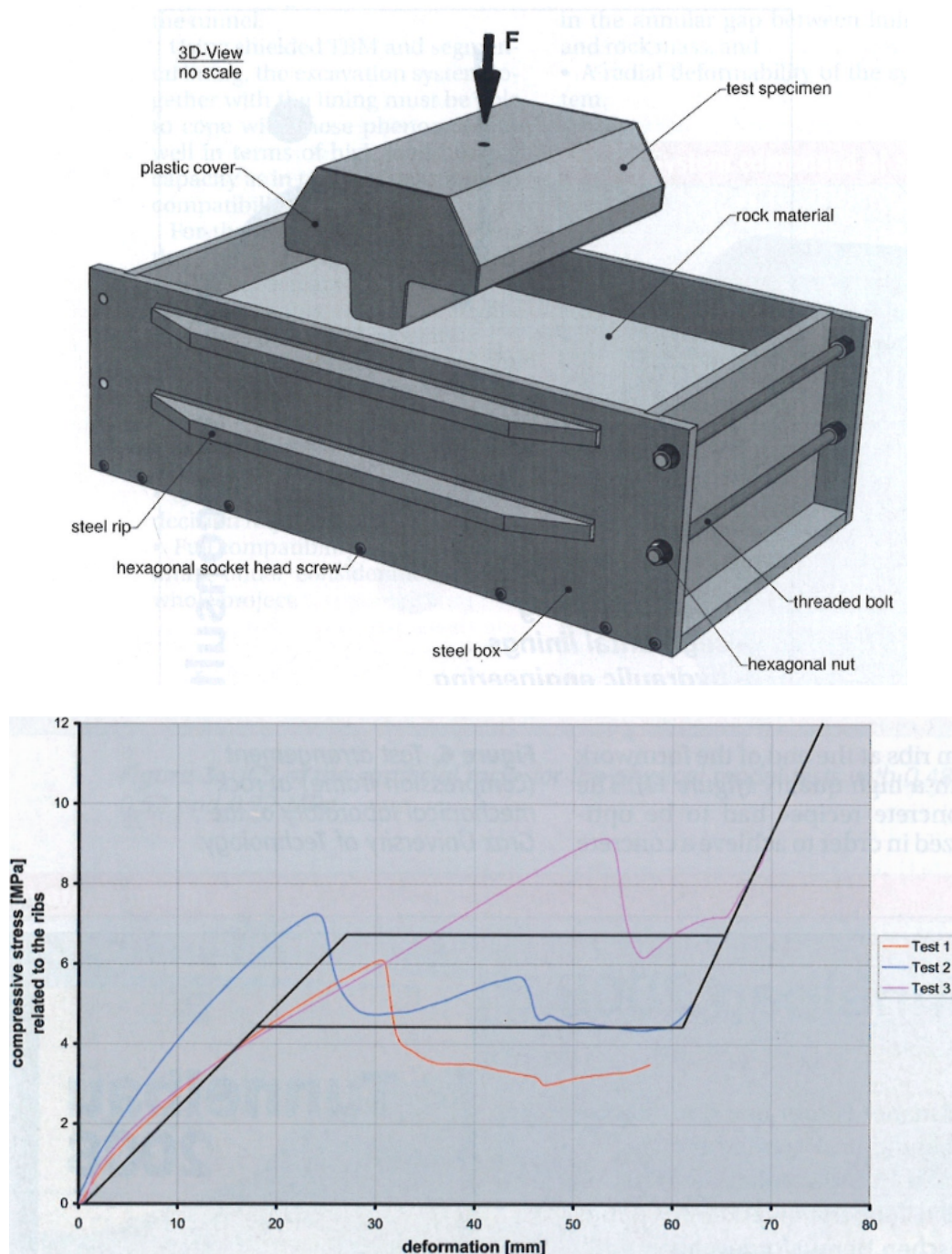


Abbildung 2.14: Laborversuche zum Eindringverhalten von Rippentübbingen in einem Modellgebirge mit unterschiedlichen Druckfestigkeiten – oben: Versuchsanordnung einer belasteten Rippe und einem Modellgebirge; unten: Arbeitslinien bei drei verschiedenen Modellfestigkeiten - Test 1: 0,48 MPa; Test 2: 0,52 MPa; Test 3: 0,72 MPa (Vigl et al., 2007)

- **Komprimierbare Ringspaltfüllungen**

Überlegungen zur Verwendung komprimierbarer Ringspaltfüllungen wurden, wie bereits erwähnt, schon Anfang des 20. Jahrhunderts angestellt. Mowlem (1979) hat Ende der 1970er Jahre ein Patent angemeldet, welches diesem Grundgedanken entspricht. Sein Patent beinhaltet

„eine verformbare Zwischenschicht aus einem komprimierbaren Material zwischen der Tunnelauskleidung und dem umgebenden Gebirge, wobei die Zwischenschicht die Auskleidung vollständig umgibt“(Mowlem, 1979).

Zweck der Füllung war die Stützung des umliegenden Gebirges und gleichzeitig die Möglichkeit einer entsprechenden Nachgiebigkeit im Ringspalt, um einerseits die Eigentragswirkung des Gebirges zu aktivieren und andererseits eine ungleichmäßige Spannungsverteilung am Ausbau auszugleichen.

Das von Schneider et al. (2005) entwickelte „COMPEX SUPPORT SYSTEM“ sowie das DeCo-Grout (Defined Compressible Grout) von Billig et al. (2007) entsprechen diesen Grundgedanken. Diese komprimierbaren Ringspaltmörtel erhalten durch die Zugabe von Polystyrol und Schaum bzw. Kombinationen davon ihre entsprechenden Eigenschaften. Abbildung 2.15 zeigt das Spannungs-Dehnungsverhalten eines nach 28 Tagen Aushärtedauer getesteten COMPEX-Mörtels. Versuche haben gezeigt, dass sich im erhärteten Zustand des Mörtels ein Stauchvermögen von nahezu 50% realisieren lässt.

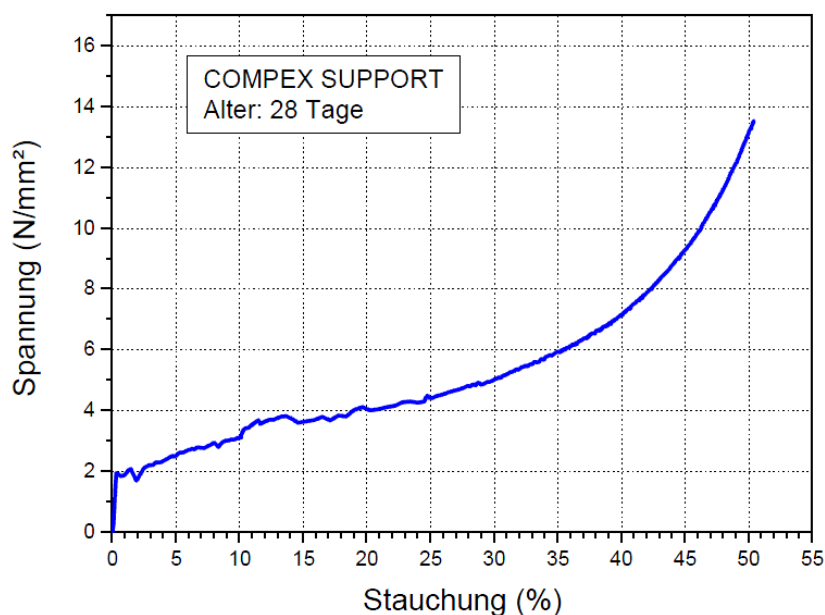


Abbildung 2.15: Spannungs-Dehnungsverhalten eines 28 Tage alten COMPEX-Mörtels (Schneider et al., 2005)

Die Verwendung von Blähton (Wittke, 2006), Gummigranulat oder sonstiger komprimierbarer Materialien als Ringspaltfüllung stellen aus Gründen der schwierigeren Verarbeitbarkeit, sowie ungünstiger Arbeitslinien keine brauchbaren Alternativen dar (Schneider et al., 2005).

2.5 Schlussfolgerung

In den angeführten Richtlinien und Empfehlungen wird eine Ovalisierung der Tunnelschale als unvermeidlich betrachtet und somit lediglich auf entsprechende projektspezifisch tolerierbare Abweichungen vom Durchmesser hingewiesen. Für die Hinterfüllungen wird eine auf das Gebirge abgestimmte Steifigkeit und bei Mörteln eine Druckfestigkeit von $> 0,12 \text{ N/mm}^2$ nach 24 Stunden gefordert. Jedoch stellt diese Forderung nur eine unzureichende Maßnahme dar, da die meisten Tübbingschäden bereits unmittelbar nach Verlassen des Schildschwanzes auftreten, somit vor einer möglichen Hydratation des Zementes bzw. des Verblasens mittels Perlkies.

In standfestem Gebirge und beim Hinterfüllen mittels Perlkies bleibt der Tübbingausbau bis zum Zeitpunkt des Verblasens ungestützt, lediglich im Sohlbereich (ca. 120° -Sektor) erfolgt eine Bettung mittels Injektionsmörtel.

Die bis heute entwickelten Systeme zur Bewältigung druckhafter Gebirgsverhältnisse sind primär auf die Nachgiebigkeit des Tunnelausbaus ausgelegt. Keines dieser Systeme bietet jedoch eine sofortige Bettung der aus dem Schildschwanz ausgefahrenen Tübbingringe. Beim Rippentübbing soll die außenliegende Rippe beim Kontakt mit dem Gebirge eine Stützung des Ausbaus bewirken. Bis dieser Kontakt jedoch hergestellt ist steht der Tübbingring frei und ungestützt, wodurch mögliche Schäden auftreten können. Bei Verwendung komprimierbarer Ringspaltmörtel besteht auch weiterhin die Gefahr des Aufschwimmens der Tübbingröhre in der Mörtelsuspension bis der Mörtel eine gewisse Festigkeit erreicht hat. Zementfreie Mörtel erfordern wiederum eine entsprechende Durchlässigkeit des umliegenden Baugrunds um die Filtration des Mörtels zu ermöglichen.

Nachteile von tangential verformbaren Systemen sind die Verringerung des Lichtraumprofils im Zuge des Verformungsvorgangs, die Möglichkeit eines ungleichmäßigen Verformungsverhaltens bei asymmetrischer Belastung, sowie die Gewährleistung der Dichtigkeit der Längsfugen beim Einsatz im einschaligen Ausbau.

Zum aktuellen Zeitpunkt gibt es keine während des TVM-Vortriebes erprobten Systeme. Eine Weiterentwicklung erscheint sinnvoll und ist Ziel dieser Arbeit.

3 Ziele und Methodik

3.1 Definition der Ziele

Um eine möglichst schadenfreie Herstellung des Tübbingausbaus zu gewährleisten und einer Ovalisierung der Tübbingringe entgegenzuwirken, soll ein Element zur unmittelbaren Bettung und Stützung der Tübbingschale entwickelt werden. Dabei ist auf eine einfache Handhabung bei der Ringmontage sowie eine kostengünstige Produktion der Elemente besonderes Augenmerk zu legen. Die Positionierung der Elemente soll ohne zusätzliche Änderungen an der TVM bzw. an der Vakuumplatte des Erektors möglich sein. Um einen vollständigen Ringbau zu ermöglichen, sind die Elemente in radialer Richtung zwischen Tunnellaibung und Tübbingausbau per Hand zu versetzen und zu justieren. Um die während des Vortriebs entstehenden Verformungen des Gebirges aufnehmen zu können, soll das Element eine entsprechende Nachgiebigkeit in radialer Richtung ermöglichen.

3.2 Methodik

Nach einer einschlägigen Literaturrecherche zu Tübbingschäden, dem derzeitigen Stand der Technik zum Tübbingausbau, sowie zu historischen und derzeitigen Entwicklungen duktiler Ausbausysteme, wird folgende Vorgehensweise definiert:

1. Entwicklung von Systemen zur Bettungsverbesserung
2. Numerische und analytische Auswertung der maßgebenden Lastfälle
3. Wahl einer Variante und Herstellung eines Prototypen
4. Durchführung von Laborversuchen
5. Auswertung der Laborergebnisse

4 Konzeptstudie

Bei den Systemkonzepten wurde auf eine adaptive radiale Positionierung - entsprechend der vorhandenen Ringspaltweite während des Vortriebs - und gleichzeitig auf eine mögliche Nachgiebigkeit des Systems geachtet. Diese Randbedingungen gelten als besondere Herausforderung bei der Entwicklung eines solchen Elementes. Bei einer angenommenen Ringspaltweite von 20 cm und einer Tübbingsteindicke von 35 cm, könnte ein in den Tübbingstein integriertes Element mit einer maximalen Bauhöhe von 55 cm verbaut werden. Bei Verwendung eines starren Elementes ohne mögliche Nachgiebigkeit, würden die auftretenden Gebirgsverformungen das Element in das Tunnelinnere drücken und gegebenenfalls zu betrieblichen Behinderungen führen.

Die folgenden Konzepte versuchen die geforderten Ansprüche zu erfüllen und werden nachfolgend im Detail vorgestellt.

4.1 System 1

Bei diesem System handelt es sich um duktile Ausbauelemente (LSC-Elemente), welche bereits bei zyklischen Vortrieben in stark beanspruchten Gebirgsverhältnissen für die notwendige Nachgiebigkeit des Ausbaus eingesetzt werden. Diese wurden in ihrer Funktionsweise an einen aus Tübbing bestehende Ausbau angepasst. Im Gegensatz zum Vorschlag von Moritz (1999) die Stauchelemente in Umfangsrichtung zwischen den Längsfugen der Tübbingsteine zu versetzen, werden bei diesem Konzept die Elemente in die Tübbinge integriert und in radialer Richtung zwischen Tunnellaubung und Tübbingring angeordnet. Somit fungieren die Elemente als duktile Stauchelemente zwischen Ausbruch und Ausbau und sollen so eine Ovalisierung der noch ungebetteten Ringe verhindern.

Das System besteht im Allgemeinen aus zwei Bauteilen, einem Stauchelement und einem Hüllrohr (siehe Abbildung 4.1 und 4.2). Das Stauchelement gleicht jenem im konventionellen Tunnelbau eingesetzten Element. Lediglich der äußere Rohrmantel, welcher die obere Begrenzung für das während des Beulens entstehende Oszillieren begrenzen soll, ist mit einem

Außengewinde versehen. Für den Transport zum Vortriebsbereich sind die Stauchelemente bereits im Zuge der Tübbingproduktion in die Segmente einzuarbeiten. Unmittelbar während der Herstellung der Tübbing, muss lediglich das Hüllrohr in die Konstruktion in Abhängigkeit der Bewehrungsabstände und der Mindestbetonüberdeckung eingearbeitet werden. Nach dem Betonvorgang und Aushärten des Betons wird das Tübbingsegment aus der Schalung gehoben und das eigentliche Stauchelement in einem Nachbearbeitungsschritt in das Hüllrohr eingeschraubt.

Beim Ringbau können die Stauchelemente nach Verlassen des Schildschwanzes mechanisch in die gewünschte Position gebracht werden und somit einen Kontakt zwischen Gebirge und Tübbingausbau herstellen.

Die vom Stauchelement aufgenommene Kraft wird über die Gewindeverzahnung zwischen dem Element und dem Hüllrohr und in weiterer Folge über einen am Hüllrohr angeschweißten Stahlring in den Tübbingstein eingeleitet.

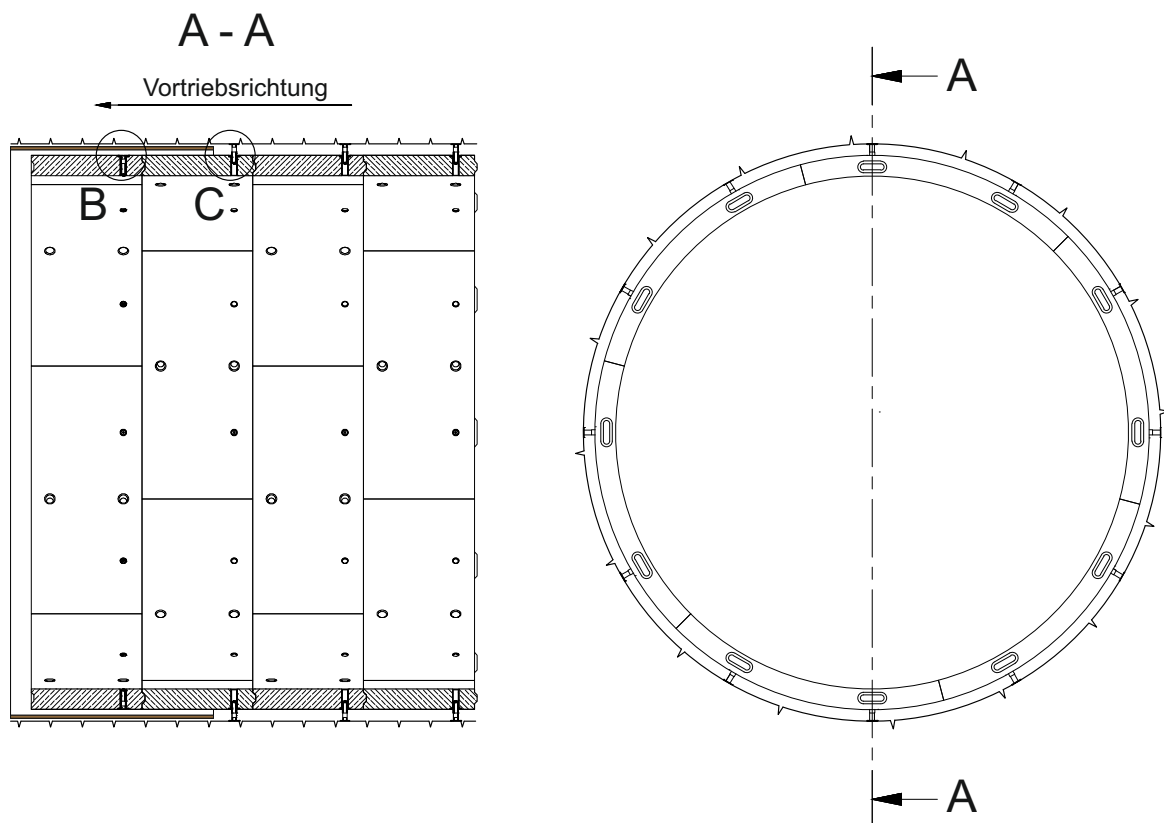


Abbildung 4.1: Prinzipdarstellung einer Tübbingschale mit eingebauten Stauchelementen - links: Längsschnitt durch die Tübbingschale; rechts: Tunnelquerschnitt mit radial angeordneten Stauchelementen zwischen Gebirge und Tübbingausbau

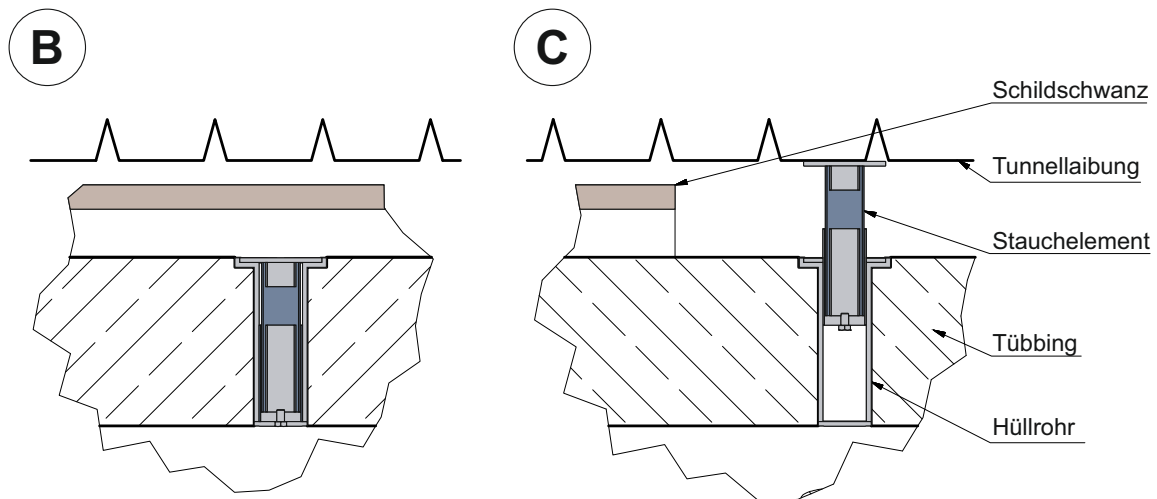


Abbildung 4.2: Eingebaute Stauchelemente im Tübbingsegment - links: eingefahren; rechts: ausgefahren

Vorteil dieses Systems ist die einfache Handhabung bei der Ringmontage. Mit Hilfe einer aufgesetzten Stecknuss auf einer Verlängerung und mittels eines üblichen Druckluftschraubers können die Elemente in die erforderliche Position geschraubt werden. Durch die Vormontage der Stauchelemente in die Tübbingsegmente bereits im Tübbingwerk, reduziert sich jedoch die Anpassungsfähigkeit entsprechend der angetroffenen Ringspaltverhältnisse im unmittelbaren Schildschwanzbereich. Dies bedeutet, dass in nachbrüchigen Gebirgsverhältnissen und anliegenden Gebirgsblöcken am Ausbau die Elemente nicht ausgefahren und positioniert werden können. Dadurch würden die bereits im Tübbingsegment eingebauten Elemente nicht genutzt werden und zu unwirtschaftlichen Verhältnissen führen. Zudem stellt das zusätzlich hohe Gewicht der Stauchelemente einen weiteren Nachteil dieses Konzepts dar. Aufgrund der aufwändigen Konstruktion der LSC-Elemente selbst und die zusätzliche Adaptierung an den Tübbingausbau, wurde ein weiteres System unter Anwendung eines einfachen Spannmehanismus entwickelt.

4.2 System 2

Das Prinzip die Nachgiebigkeit über ein sich zusammenstauchendes Rohr zu gewährleisten, wurde bei diesem System beibehalten. Das Stauchrohr wird an der Unterseite mit einem Spannkeil eingefasst und mit einer dazugehörigen Schale verbunden. Während der Tübbingproduktion muss lediglich eine kreisrunde Öffnung, entsprechend dem Außendurchmesser der Schale, vorgesehen werden. Die Stauchelemente werden bei diesem System, im Gegensatz

zum Ersteren, erst beim Versetzen der Tübbingsegmente in die dafür vorgesehenen Öffnungen geschoben und der Spannmechanismus aktiviert. Somit können die Elemente je nach Anforderung und angetroffener Ringspaltverhältnisse im Schildschwanzbereich eingesetzt werden. Eine an der Unterseite der Schale angeordnete Schraube sorgt nach Positionieren und Verspannen des Stauchelementes in der Tübbingöffnung für die Fixierung des Elementes und verhindert durch die mechanisch aufgebrachte Vorspannung ein Durchrutschen in das Tunnelinnere. Die Kraftübertragung wird hierbei zum einen über die Verspannwirkung des Keils mit der Schale und zum anderen über die Kontaktreibung der Schale mit der Betonoberfläche der Öffnung bewerkstelligt. Zudem besteht die Schale aus vier einzelnen Teilstücken, welche ein besseres Verspannen des Systems im Tübbing bewirken sollen.

Um die Kraftübertragung vom Stauchrohr in die Kunststoffbauteile zu ermöglichen, sowie ein mögliches Einstanzen des dünnwandigen Stahlrohrs in den Spannkeil zu verhindern, wird eine Stahlplatte als Auflagerfläche zwischen die beiden Bauteile eingelegt (Abbildung 4.3 Mitte). Zugleich soll diese Stahlplatte eine gleichmäßigere Spannungsverteilung im Spannkeil bewirken.

Um Gewichtseinsparungen bei den Elementen zu erzielen und die Produktionskosten zu reduzieren, wurde für den Spannmechanismus eine Kunststoffvariante weiterentwickelt. Der Kunststoffspritzguss erlaubt jegliche Formen, unter Verwendung entsprechender Materialien, kostengünstig herzustellen. Um die Verspannung der Schale in der Betonöffnung zu verbessern und das Durchrutschen des Stauchelementes unter Belastung zu verhindern, ist die Schale an der Außenseite mit einem Sägezahnprofil versehen (Abbildung 4.4).

Die Geometrie des Spannmechanismus hat einen maßgebenden Einfluss auf die Kraftübertragung vom Stauchelement in den umliegenden Stahlbetonkörper und die dadurch entstehenden zusätzlichen Spannungskonzentrationen im Einleitungsbereich. Ein steiler Keilwinkel bewirkt eine bessere Verspannung des Systems in der Öffnung, führt aber auch zu einer größeren resultierenden Radialkraft, welche auf die Tübbingöffnung einwirkt und vom Tübbing aufgenommen werden muss.

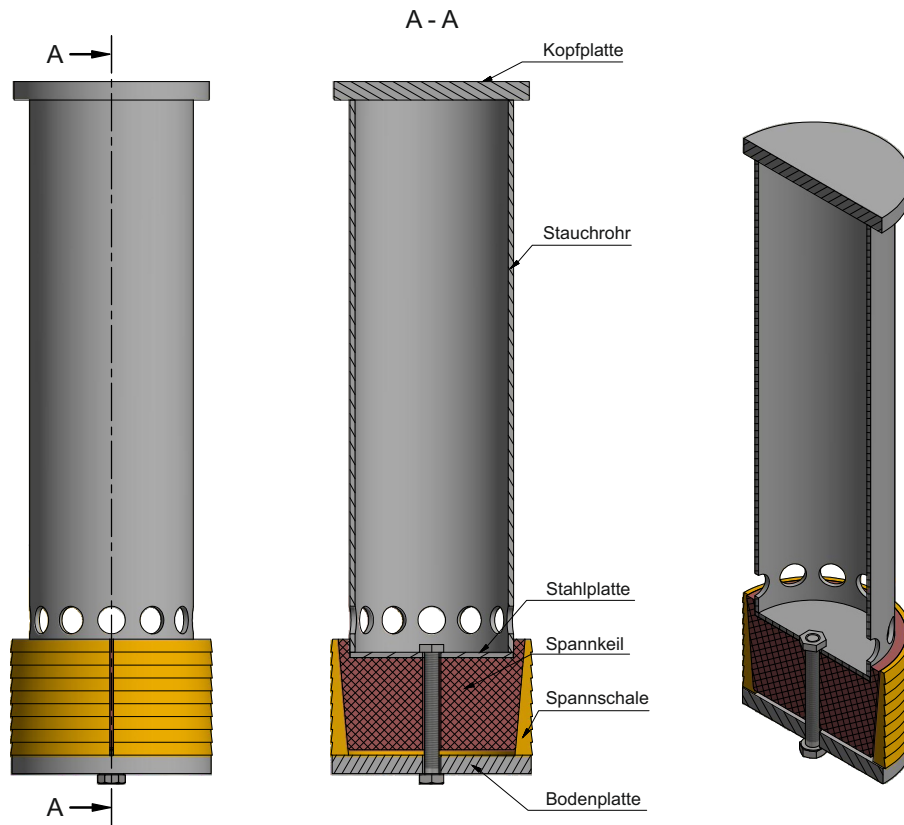


Abbildung 4.3: Längsschnitt durch ein Stauchelement mit entwickeltem Spannmeehanismus

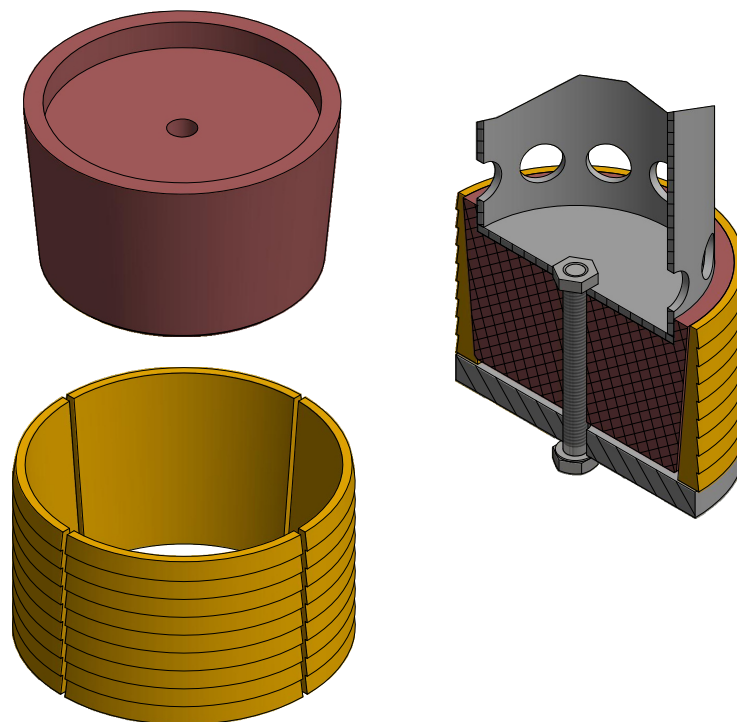


Abbildung 4.4: Detail des Spannmeehanismus - Spannkeil und dazugehörige Spannschale mit Sägezahnprofil an der Außenseite

5 Lastfallbetrachtung

5.1 Numerische Analyse

Ein realistisches Systemverhalten und die dadurch entstehenden Schnittkräfte sind a priori nicht ermittelbar. Für eine realistische Ermittlung der Schnittkraftverläufe im Ausbau ist die Berücksichtigung der Arbeitslinie von Beton, der nichtlinearen Arbeitslinie der Längsfugen sowie einer realitätsgetreuen Bettungssituation notwendig (Henzinger et al., 2016). Des Weiteren lassen sich die Belastungen auf die Stauchelemente einschätzen.

Aufbauend auf Henzinger et al. (2016) wurde das in $\text{FLAC}^{3\text{D}}$ (Itasca, 2012) generierte Tübingmodell mit radial wirkenden Stauchelementen erweitert.

5.1.1 Eingangsparameter

Als Eingabeparameter für ein auf dem Mohr-Coulombschen Bruchkriterium basierendem Betonmodell wurden die Werte in Tabelle 5.1 herangezogen. Die Implementierung der Bewehrung wurde mit sogenannten „cable elements“ realisiert. Die entsprechenden Materialkennwerte wurden aus Tabelle 5.2 entnommen. Alle Parameter wurden gemäß Eurocode 2 (2005) ermittelt.

Tabelle 5.1: Numerische Eigenschaften von Beton (C 35/45)

Parameter	Einheit	Größe
Dichte	[g/cm ³]	2.4
Kohäsion	[MPa]	12.41 (bei f_{cm})
Reibungswinkel	[°]	30
E-Modul	[MPa]	34000
Querdehnzahl	[-]	0.20 (für ungerissenen Beton Eurocode 2 (2005))
Zugfestigkeit	[MPa]	3.2
Restfestigkeit	[MPa]	0.1

Tabelle 5.2: Numerische Eigenschaften der Bewehrung (BSt 550)

Parameter	Einheit	Größe
Anzahl der Biegebewehrungsstäbe je Segment	[-]	15
Anzahl der Biegebewehrungslagen	[-]	2
Querschnittsfläche	[cm ²]	0,79
E-Modul	[MPa]	200000
Querdehnzahl	[-]	0,30
Fließspannung	[MPa]	550
Verbundfestigkeit (Kohäsion)	[MPa]	0,25
Verbundfestigkeit (Reibungswinkel)	[MPa]	35
Verbundsteifigkeit	[MPa]	414.61

Tabelle 5.3 beinhaltet die Eigenschaften des verwendeten Perlkieses. Die Perlkiesbettung wurde nach vollendetem Schildschwanzhub und abgeschlossenem Umlagerungsvorgang als linear elastisch angenommen, da das Scherversagen in diesem Fall nicht von Relevanz ist.

Tabelle 5.3: Numerische Eigenschaften von Perlkies

Parameter	Einheit	Größe
Dichte	[g/cm ³]	1,6
E-Modul	[MPa]	150
Querdehnzahl	[-]	0,20

Zur Nachbildung der Stauchelemente wurde ein linear elastisches Stoffgesetz gewählt. Aufgrund der Zonengröße wurden diese als Vollkörper zwischen Tübbingausbau und Tunnellai-
bung implementiert. Die Eigenschaften sind in Tabelle 5.4 angeführt. Der Elastizitätsmodul wurde als Sekantenmodul aus den Stauchrohrversuchen zwischen Versuchsbeginn und Beul-
beginn der Rohre (Abbildung 6.2) angenähert.

Tabelle 5.4: Numerische Eigenschaften der Stauchelemente

Parameter	Einheit	Größe
Dichte	[g/cm ³]	7,85
E-Modul	[MPa]	41000
Querdehnzahl	[-]	0,30

5.1.2 Numerisches Modell

Für die Untersuchung der maßgebenden Lastfälle wurde das bereits bestehende FLAC^{3D} (Itasca, 2012) Modell (Abbildung 5.1) von Henzinger et al. (2016) verwendet, welches aus fünf jeweils zueinander versetzten Tübbingringen besteht. Das Bettungsmaterial wurde im Ringspalt gemäß der Umlagerungscharakteristik nach einem Hub angeböschet (Henzinger et al., 2016).

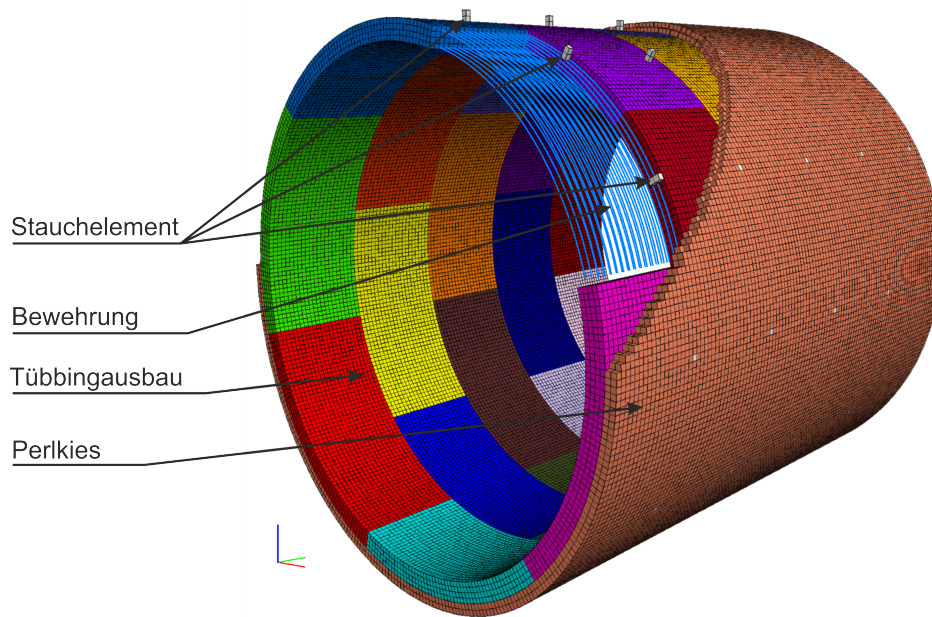


Abbildung 5.1: Numerisches Modell in FLAC^{3D} (Itasca, 2012); teilgebetteter Tübbingausbau mit zwei Stauchelementen je Tübbingsegment (Henzinger et al., 2016)

Wie in Abbildung 5.1 ersichtlich, wurden zusätzlich zwei Stauchelemente je Tübbing über den kompletten Ringumfang installiert (siehe auch Abbildung 5.2 links).

Zur Ermittlung der oberen und unteren Belastungsgrenzen wurden zwei weitere Systeme untersucht. Jeweils aus einem Tübbingring bestehend wurden ein vollständig gebetteter Ring, sowie ein ungebetteter Ring modelliert (Abbildung 5.2).

Der Zustand des ungebetteten Rings stellt den ungünstigsten Zustand des Systems dar. Das gesamte Eigengewicht eines Tübbingrings wird nur von den Stauchelementen aufgenommen. Im Vergleich dazu wird ein Tübbingring mit Stauchelementen im vollgebetteten Zustand betrachtet.

Die aus der numerischen Untersuchung ermittelten Einwirkungen auf die Stauchelemente wurden anschließend für die Durchführung einer Durchstanzbemessung für das System 1 und zur Ermittlung der Spaltzugkraft bei System 2 herangezogen.

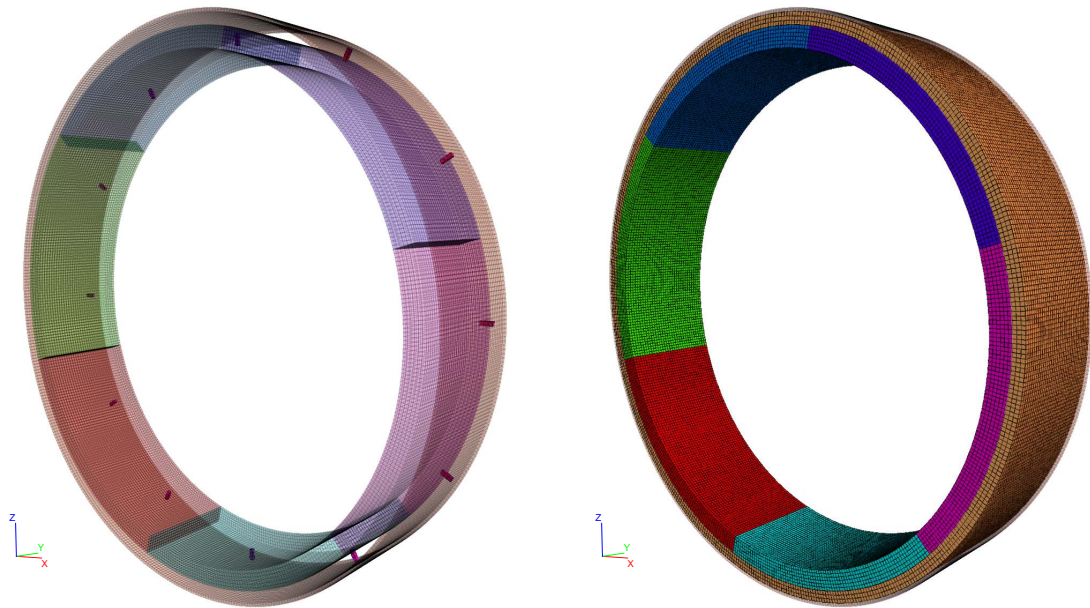


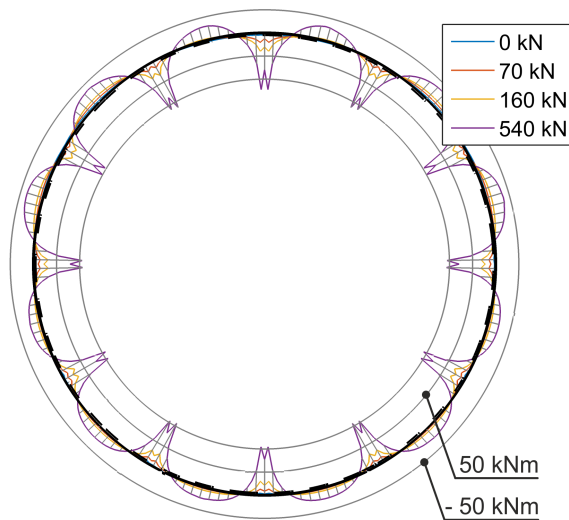
Abbildung 5.2: Numerisches Modell eines Tübbingrings mit Stauchelementen; links: unverfüllter Ringspalt; rechts: vollgebetteter Tübbingring

5.1.3 Ergebnisse der numerischen Simulation

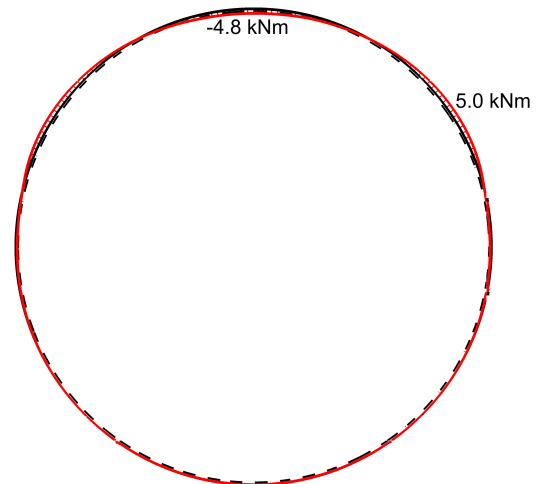
5.1.3.1 Belastung der Stauchelemente

Zur Untersuchung des Einflusses der Stauchelemente auf den Tübbingausbau wurden diese bergseitig einer kontinuierlichen Lasterhöhung ausgesetzt. Hierdurch werden bergseitige Verformungen aufgezwungen.

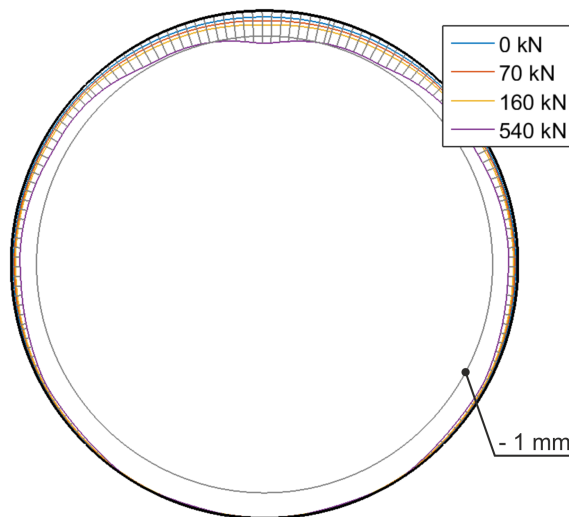
In Abbildung 5.3 (links) werden die Auswirkungen der kontinuierlichen Laststeigerung auf den vordersten Tübbingring hinter dem Schildschwanz auf Höhe der Stauchelemente dargestellt. Durch die punktuelle Belastung der Tübbinge entstehen lokale Schnittkrafteerhöhungen im System. Der Biegemomentenverlauf zufolge der stetig erhöhten äußeren Belastung ist in Abbildung 5.3a dargestellt. Unstetigkeiten im Momentenverlauf im Bereich der eingebauten Stauchelemente werden durch die größeren Knotenpunktverdrehungen seitlich der Schwerelinie der Stauchelemente bedingt. Im Vergleich dazu ist in Abbildung 5.3b der vordere Tübbingring nur unter Eigengewicht im teilgebetteten Zustand gezeigt. Die Verformungsverläufe der beiden Belastungszustände können Abbildung 5.3c und 5.3d entnommen werden. Erste Risse im betrachteten Tübbingring entstehen im Firstbereich bei einer Belastung von 540 kN auf die Stauchelemente (Abbildung 5.4).



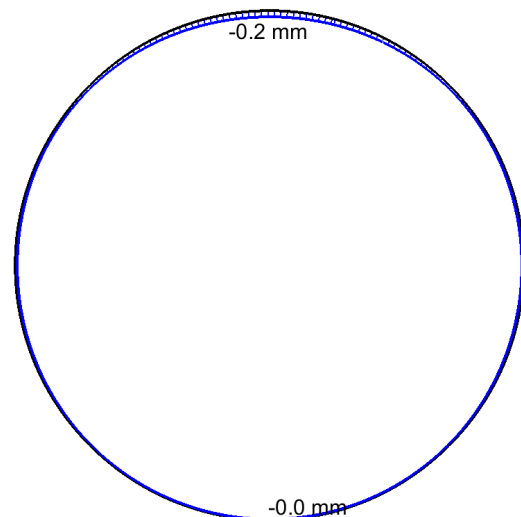
(a) Entwicklung des Biegemomentenverlaufs für die jeweilige Laststufe



(b) Biegemomentenverlauf unter Eigengewicht



(c) Entwicklung des Verformungsverlaufs für die jeweilige Laststufe



(d) Verformungsverlauf unter Eigengewicht

Abbildung 5.3: Gegenüberstellung des vordersten Tübbingrings im teilgebetteten Zustand auf Höhe der Stauchelemente - links: kontinuierliche Laststeigerung auf Stauchelemente; rechts: Tübbingring unter Eigengewicht

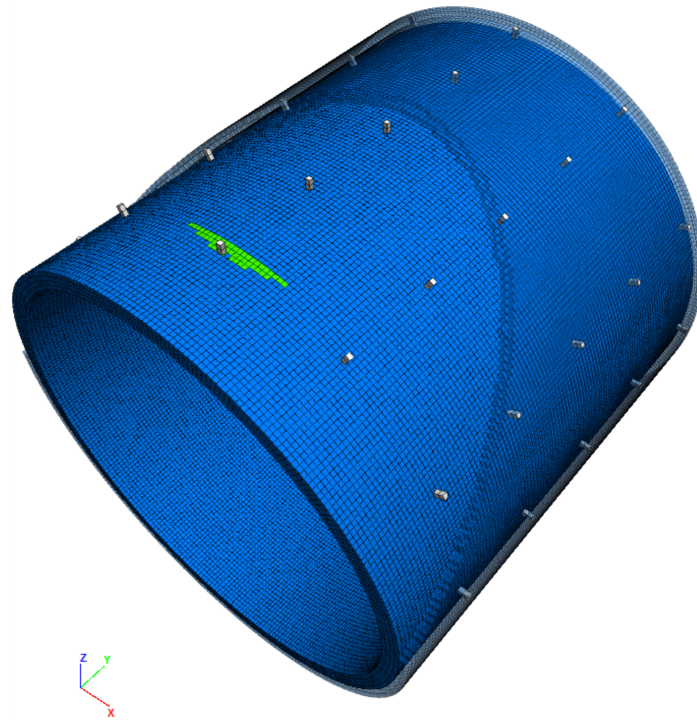
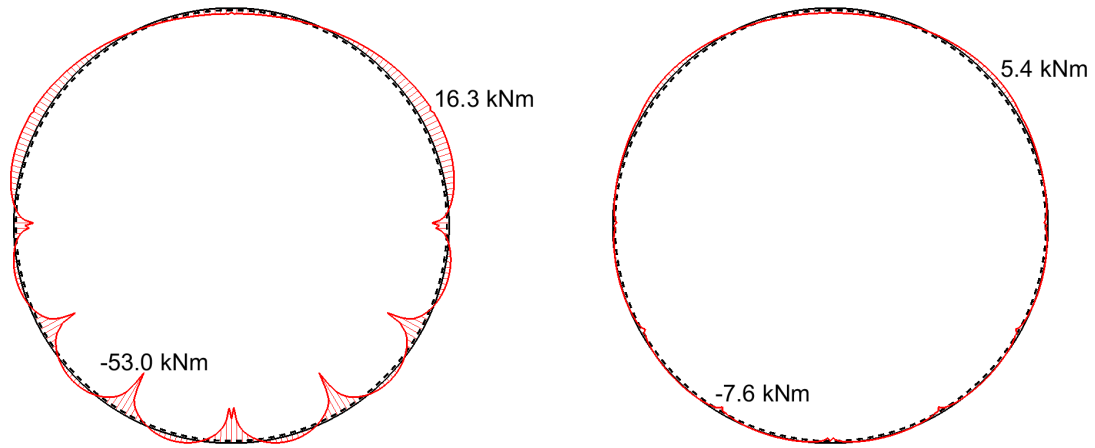


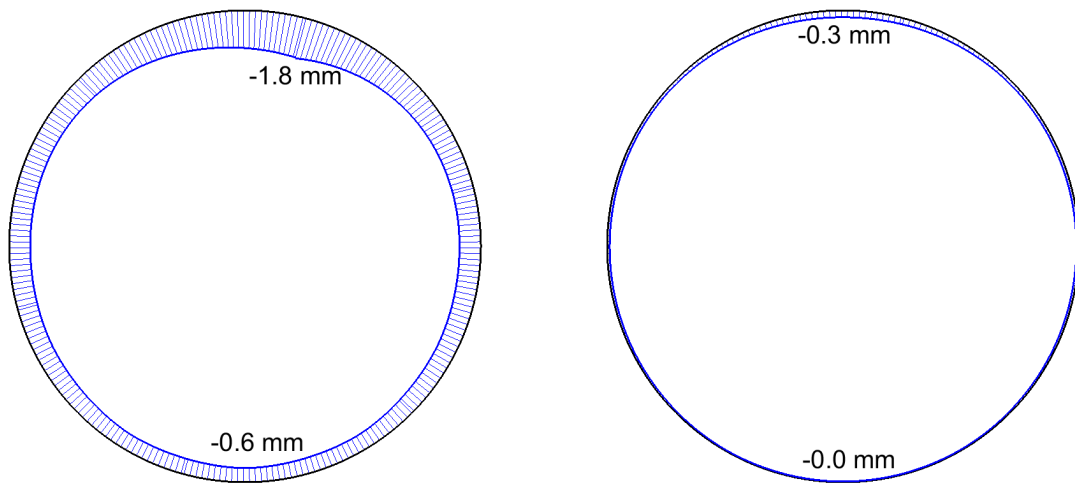
Abbildung 5.4: Rissentwicklung im vordersten Tübbingring bei 540 kN äußerer Belastung auf die Stauchelemente

5.1.3.2 Grenzfallbetrachtung

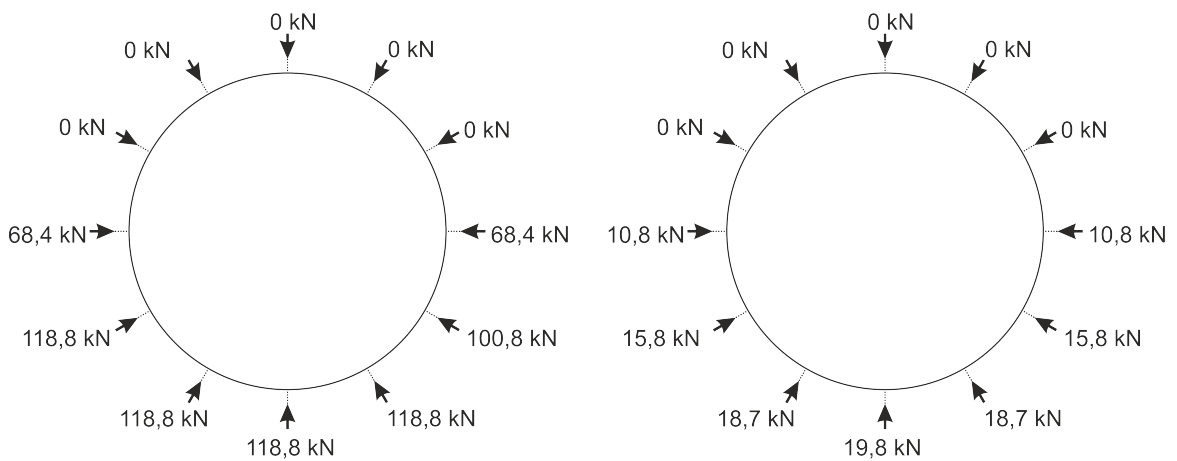
Die Ergebnisse der Grenzfallbetrachtung sind in Abbildung 5.5 dargestellt. Die entsprechenden Biegemomenten- und Verformungsverläufe des Tübbingrings sind in den Abbildung 5.5a bis 5.5d dargestellt. Ohne äußere Lasten und unter Eigengewicht stellen sich bei ungebettetem Zustand Normalkräfte bis zu 118,8 kN (siehe Abbildung 5.5e) und 19,8 kN bei vollgebettetem Tübbingring (siehe Abbildung 5.5f) ein.



(a) Biegemomentenverlauf ohne Ringspalthinterfüllung (b) Biegemomentenverlauf mit Ringspalthinterfüllung



(c) Verformungsverlauf ohne Ringspalthinterfüllung (d) Verformungsverlauf mit Ringspalthinterfüllung



(e) Resultierende Normalkraft auf die Stauchelemente ohne Ringspalthinterfüllung (f) Resultierende Normalkraft auf die Stauchelemente mit Ringspalthinterfüllung

Abbildung 5.5: Vergleich eines Tübbingrings mit eingebauten Stauchelementen unter Eigen-
gewicht - links: ohne Ringspalthinterfüllung; rechts: mit Ringspalthinterfüllung

5.2 Durchstanzbemessung

Die punktuelle Belastung des Tübbings führt zu einem durchstanzähnlichen Versagensmechanismus beim System 1. Auf Grundlage des Eurocode 2 (2005) wird ein Durchstanznachweis gemäß der Berechnung der Querkrafttragfähigkeit von Platten ohne Durchstanzbewehrung im Bereich des kritischen Rundschnittes geführt. Die maximal einwirkende Querkraft wurde mit 119 kN angenommen. Dies entspricht unter Grenzfallbetrachtung der einwirkenden Normalkraft auf das Stauchelement im Sohlbereich eines ungebetteten Rings. Als vereinfachte Annahme wird der Tübbingstein als ebene Platte betrachtet (Abbildung 5.6). Die angenommenen Baustoffeigenschaften sind in Tabelle 5.5 und 5.6 angeführt.

Tabelle 5.5: Angenommene Baustoffeigenschaften des Betons (C 35/45)

Parameter	Einheit	Größe
Charakteristische Betondruckfestigkeit	[MPa]	35
Bemessungswert der Betondruckfestigkeit	[MPa]	23,33
Mittlere Betonzugfestigkeit	[MPa]	3,2
E-Modul	[MPa]	34000
Querdehnzahl	[-]	0.20

Tabelle 5.6: Angenommene Baustoffeigenschaften der Bewehrung (BSt 550)

Parameter	Einheit	Größe
Anzahl der Biegebewehrungslagen	[-]	2
Anzahl der Biegebewehrungsstäbe	[-]	7
Anzahl der Querbewehrungsstäbe	[-]	14
Charakteristische Zugfestigkeit	[MPa]	550
Bemessungswert der Zugfestigkeit	[MPa]	478
E-Modul	[MPa]	200000

Das Nennmaß der Betonüberdeckung wurde bergseitig mit $c_{nom} = 4,5$ cm und luftseitig mit $c_{nom} = 3,5$ cm angenommen. Der Abstand der Biegebewehrungsstäbe beträgt im Mittel 16,5 cm. Der Querbewehrungsabstand beträgt bergseitig 31,8 cm und luftseitig 30,0 cm.

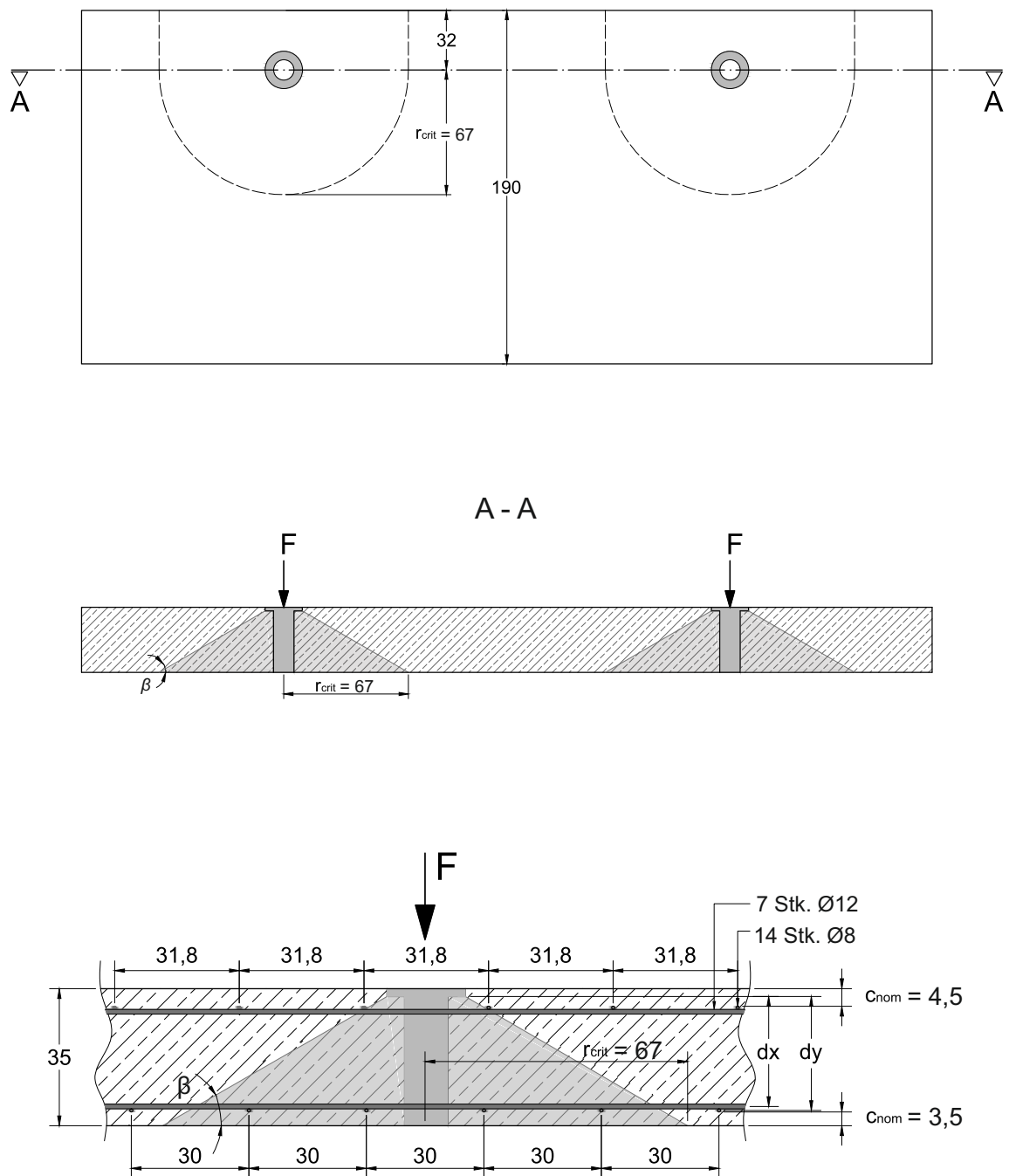


Abbildung 5.6: Geometrie des Durchstanzbereiches bei punktförmiger Belastung eines Tübbingsegmentes; oben: Abmessungen des kritischen Rundschnittes um den Lasteinleitungsbereich; Mitte: Darstellung der Lastausbreitung im Tübbingquerschnitt; unten: Bewehrungsführung im Durchstanzbereich

Die mittlere statische Höhe ergibt sich gemäß den Gleichungen 5.1, 5.2 und 5.3 zu:

$$d = 0,5 \cdot (d_x + d_y) \quad (5.1)$$

$$= 0,5 \cdot (28,1 + 29,1) = 28,6 \text{ cm}$$

$$\text{mit: } d_x = 35,0 - 2,0 - 3,5 - 0,8 - \frac{1,2}{2} = 28,1 \text{ cm} \quad (5.2)$$

$$d_y = 35,0 - 2,0 - 3,5 - \frac{0,8}{2} = 29,1 \text{ cm} \quad (5.3)$$

Der Umfang des kritischen Rundschnittes ergibt sich im Abstand von $2,0 \cdot d$ zu:

$$u_{crit} = \frac{2 \cdot r_{crit} \cdot \pi}{2} + 2 \cdot 32,0 \quad (5.4)$$

$$= \frac{2 \cdot 67,0 \cdot \pi}{2} + 2 \cdot 32,0 = 274,5 \text{ cm} \quad (5.5)$$

$$\text{mit: } r_{crit} = \frac{D}{2} + 2 \cdot d = \frac{19,0}{2} + 2 \cdot 28,6 = 67,0 \text{ cm} \quad (5.6)$$

Die Bewehrungsgrade in x- und y-Richtung errechnen sich mit:

$$\rho_{1x} = \frac{a_{s,x}}{d_x} \quad (5.7)$$

$$= 4 \cdot \frac{(d^2 \cdot \pi / 4)}{d_x} = 4 \cdot \frac{(1,2^2 \cdot \pi) / 4}{28,1 \cdot 100} = 0,0016$$

$$\rho_{1y} = \frac{a_{s,y}}{d_y} \quad (5.8)$$

$$= 2 \cdot \frac{(d^2 \cdot \pi) / 4}{d_y} = 2 \cdot \frac{(0,8^2 \cdot \pi) / 4}{29,1 \cdot 100} = 0,000345$$

Der mittlere Bewehrungsgrad ist damit

$$\rho_1 = \sqrt{\rho_{1x} \cdot \rho_{1y}} \quad (5.9)$$

$$= \sqrt{0,0016 \cdot 0,00035} = 0,000743$$

$$\leq 0,5 \cdot \frac{f_{cd}}{f_{yd}} = 0,5 \cdot \frac{0,5 \cdot 35/1,5}{550/1,15} = 0,024 \quad (5.10)$$

Die einwirkende Querkraft ergibt sich entlang des kritischen Rundschnittes zu

$$v_{Ed} = \frac{\beta \cdot V_{Ed}}{u_{crit} \cdot d} \quad (5.11)$$

$$= \frac{1,0 \cdot 1,5 \cdot 119,0}{2,75 \cdot 0,286} = 227,0 \text{ kN/m}^2$$

Mit dem Maßstabsfaktor

$$\begin{aligned}\kappa &= 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \\ &= 1 + \sqrt{\frac{200}{286}} = 1,84 \leq 2,0\end{aligned}\tag{5.12}$$

errechnet sich die Querkrafttragfähigkeit mit $\sigma_{cd} = 0$ gemäß den Gleichungen 5.13 und 5.14 zu:

$$v_{Rd,c} = C_{Rd,c} \cdot k \cdot \eta_1 \cdot (100 \cdot \rho_1 \cdot f_{ck})^{1/3}\tag{5.13}$$

$$\geq v_{min} = 0,035 \cdot \sqrt{\kappa^3 \cdot f_{ck}}\tag{5.14}$$

$$= \frac{0,18}{1,5} \cdot 1,84 \cdot 1,0 \cdot (100 \cdot 0,000743 \cdot 35)^{1/3} = 304 \text{ kN/m}^2$$

$$\geq 0,035 \cdot \sqrt{1,84^3 \cdot 35} = 517 \text{ kN/m}^2$$

$$v_{Rd,c} = 517 \text{ kN/m}^2 \geq v_{Ed} = 227 \text{ kN/m}^2\tag{5.15}$$

Dieser Nachweis kann mit der bereits im Normaltübbling eingelegten Mindestbewehrung erfüllt werden.

5.3 Ermittlung der Spaltzugkraft

Bedingt durch die Keilwirkung und die Geometrie des Spannmechanismus resultieren erhöhte Radialkräfte im Einbaubereich der Stauchelemente, welche vom Tübbingsegment aufgenommen werden müssen. Abbildung 5.7 zeigt eine schematische Darstellung der wirksamen Kräfte an einer Kegelpressverbindung.

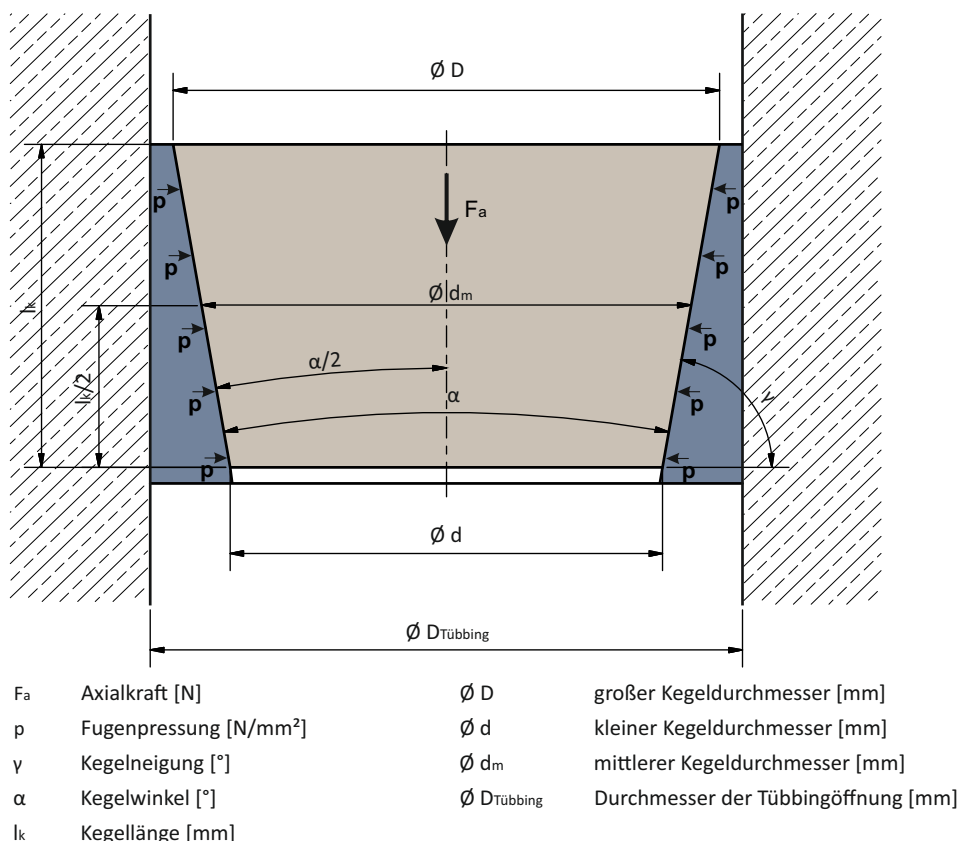


Abbildung 5.7: Darstellung der resultierenden Fugenpressung bei einer Keilverbindung zufolge einer einwirkenden Axialkraft

Die Fugenpressung bei gegebener Axialkraft zwischen Spannkeil und Schale kann mit der aus Wittel et al. (2013) entnommenen Formel berechnet werden als

$$p = \frac{F_a \cdot \cos(\rho) \cdot \cos\left(\frac{\alpha}{2}\right)}{d_m \cdot \pi \cdot l_k \cdot \sin\left(\rho + \frac{\alpha}{2}\right)} \quad (5.16)$$

$$\rho = \arctan(\mu) \quad (5.17)$$

Aufgrund der geringen Reibung zwischen den Kunststoffbauteilen wurde der Reibungskoeffizient μ zu 0 gesetzt. Diese Annahme liegt auf der sicheren Seite, da die Reibung die resultierende Fugenpressung abmindern würde. Wird die so ermittelte Fugenpressung mit der Kegellänge l_k multipliziert ergibt sich die Radialkraft in der Ebene (Abbildung 5.8).

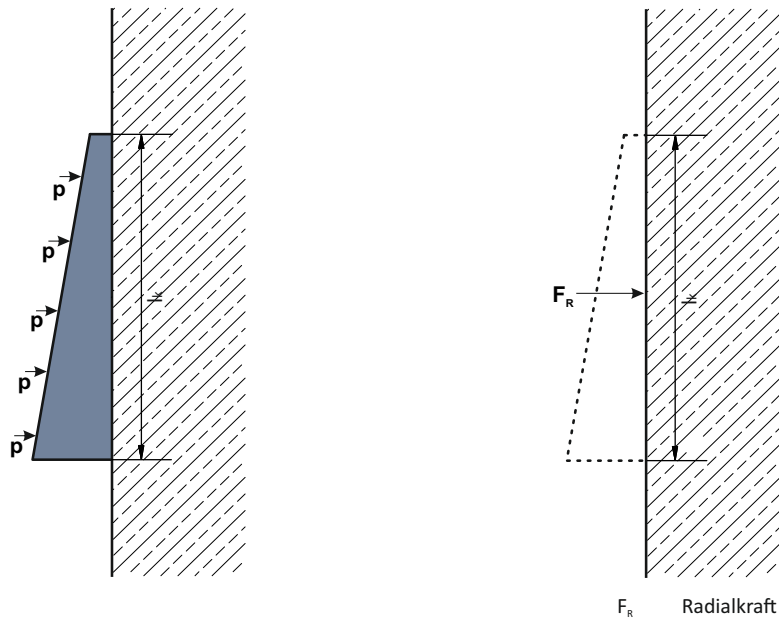


Abbildung 5.8: Resultierende Radialkraft einwirkend auf die Tübbingöffnung

Mit der Annahme, dass die Radialkraft über den vollen Umfang der Tübbingöffnung wirkt, kann mit Hilfe der Kesselformel die Spaltzugkraft und in weiterer Folge die erforderliche Spaltzugbewehrung berechnet werden (Abbildung 5.9).

$$2 \cdot F_S = \int_0^\pi F_R \cdot r \cdot \sin \varphi \, d\varphi \quad (5.18)$$

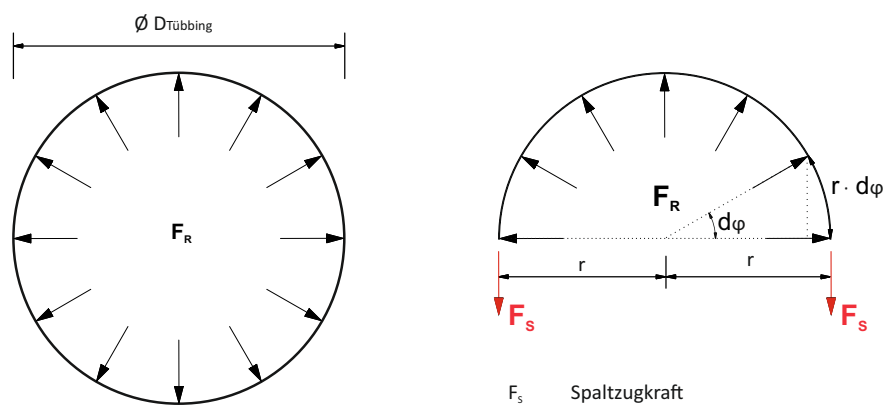


Abbildung 5.9: Zusammenhang der wirkenden Kräfte in der Tübbingöffnung

Wie in Abbildung 5.10 und 5.11 ersichtlich, folgt ab einem Kegelwinkel von 80° eine exponentielle Zunahme der Fugenpressung in der Keilverbindung und somit auch die erforderliche Bewehrungsmenge zur Aufnahme der Spaltzugkraft in der Tübbingöffnung.

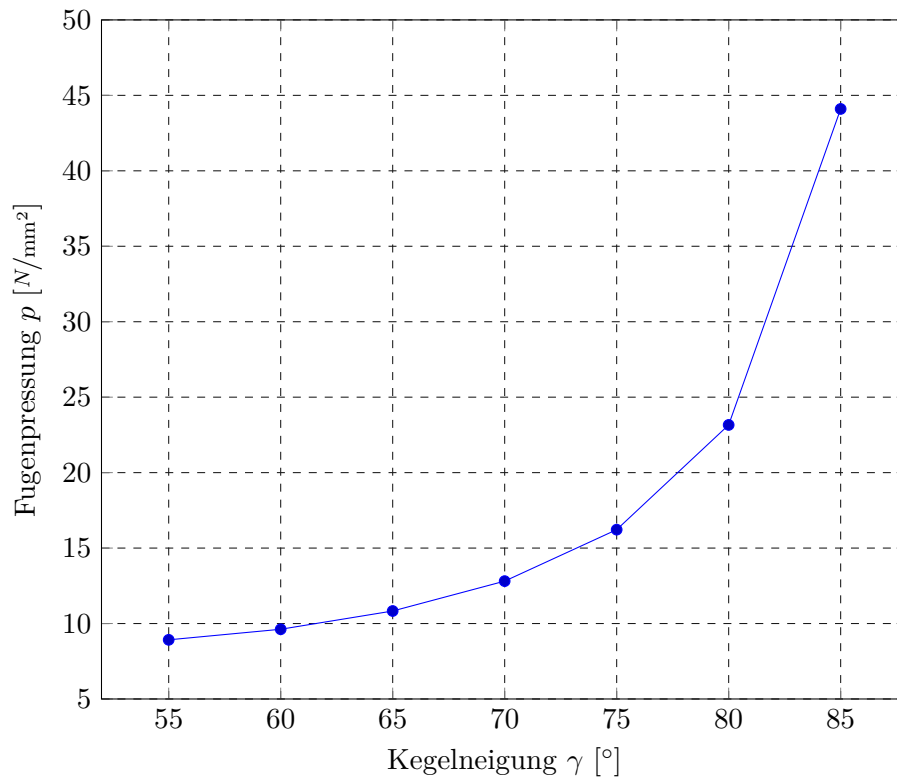


Abbildung 5.10: Korrelation zwischen resultierender Fugenpressung und Kegelneigung des Spannkeils bei $F_a = 70 \text{ kN}$, $l_k = 60 \text{ mm}$, $\varnothing D = 101,5 \text{ mm}$

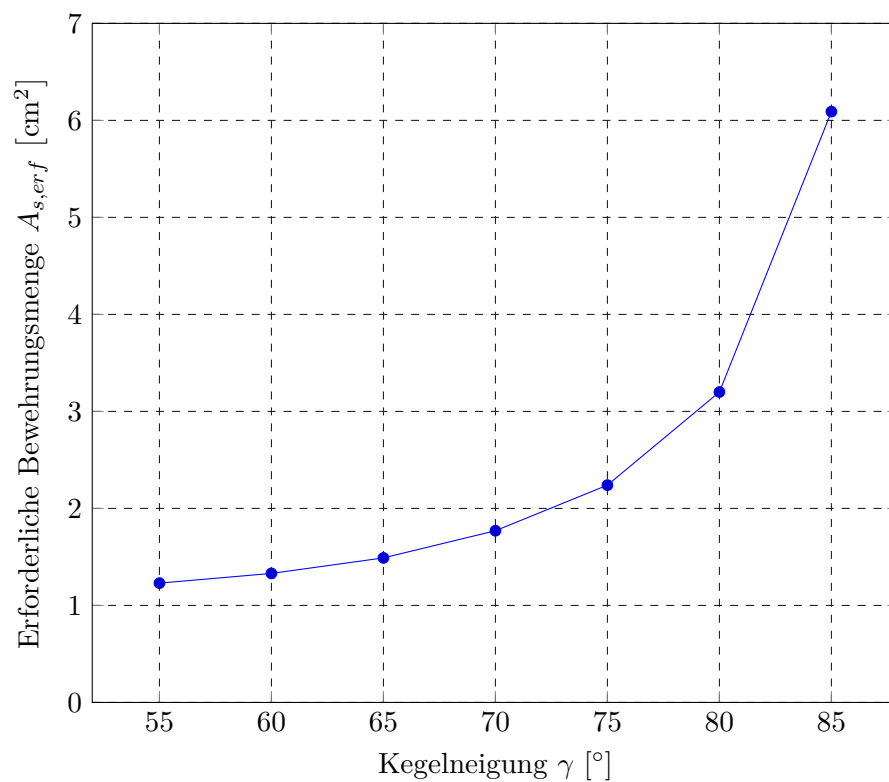


Abbildung 5.11: Erforderliche Bewehrungsmenge in Abhängigkeit der Kegelneigung des Spannkeils bei $F_a = 70 \text{ kN}$, $l_k = 60 \text{ mm}$, $\varnothing D = 101,5 \text{ mm}$

Aus der Formel 5.16 erkennt man, dass die Fugenpressung bzw. die in der Keilverbindung wirkenden Kräfte maßgebend von den geometrischen Randbedingungen der Keilausbildung abhängig sind. Die Formel bezieht sich dabei als vereinfachte Annahme auf den mittleren Kegeldurchmesser des Spannkeils. Dieser hängt jedoch direkt von allen anderen geometrischen Größen ab. In Abbildung 5.12 ist der Zusammenhang der Fugenpressung und dem großen Kegeldurchmesser des Spannkeils dargestellt. Bei gleichbleibender Kegelneigung und Kegellänge nimmt die Fugenpressung bei größer werdendem Kegeldurchmesser ab. Die Beeinflussung der Fugenpressung nimmt ab 70 mm des großen Kegeldurchmessers deutlich ab. Dies gilt auch bei Vergrößerung der Kegellänge bei konstanter Kegelneigung und gleichbleibendem großen Kegeldurchmesser wie in Abbildung 5.13 ersichtlich ist. In Abbildung 5.14 erkennt man jedoch, dass die Erhöhung der Kegellänge trotz der geringer werdenden Fugenpressung zu höheren Radialkräften im Spannmechanismus führt. Die Radialkraft errechnet sich aus der Multiplikation der Fugenpressung mit der Kegellänge. Bei größerer Kegellänge reduziert sich jedoch der mittlere Kegeldurchmesser. Bei der Berechnung der Radialkraft kürzt sich daher die Kegellänge aus der Gleichung und die Fugenpressung wird durch einen kleineren mittleren Kegeldurchmesser dividiert. Daraus resultiert eine höhere Radialkraft trotz geringerer Fugenpressung.

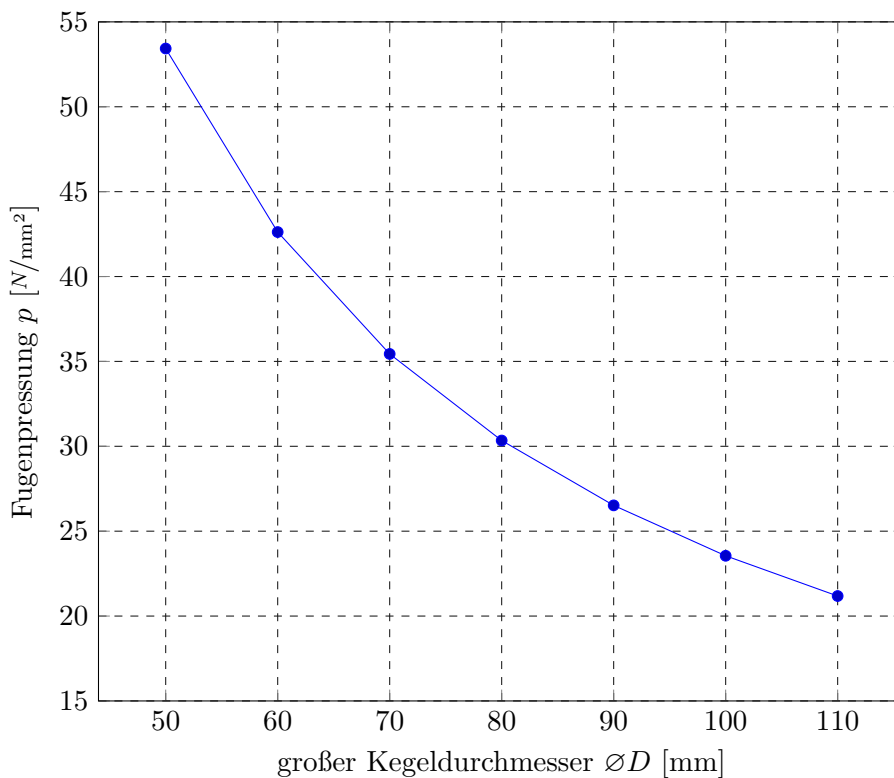


Abbildung 5.12: Korrelation zwischen resultierender Fugenpressung und großem Kegeldurchmesser des Spannkeils bei $F_a = 70 \text{ kN}$, $\gamma = 80^\circ$, $l_k = 60 \text{ mm}$

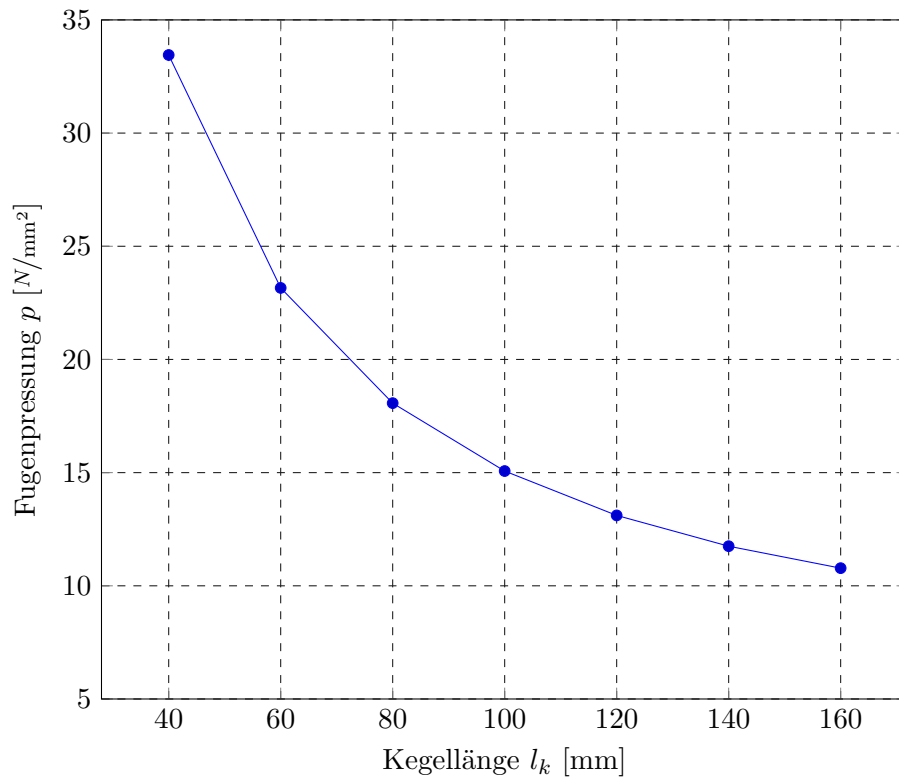


Abbildung 5.13: Korrelation zwischen resultierender Fugenpressung und Kegellänge des Spannkeils bei $F_a = 70 \text{ kN}$, $\gamma = 80^\circ$, $\varnothing D = 101,5 \text{ mm}$

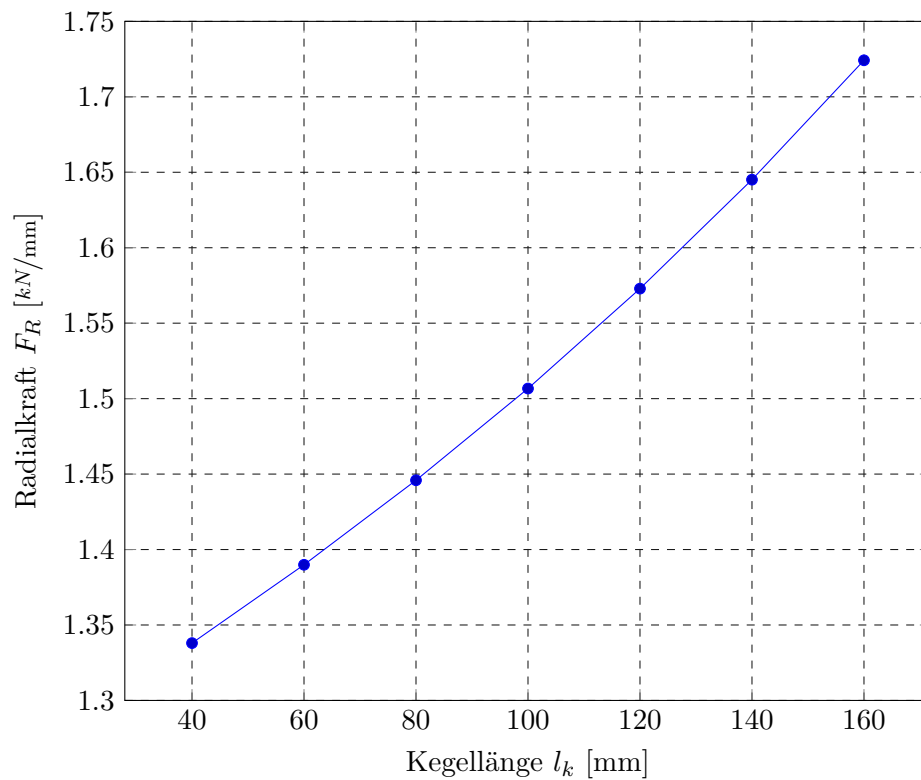


Abbildung 5.14: Korrelation zwischen resultierender Radialkraft und Kegellänge des Spannkeils bei $F_a = 70 \text{ kN}$, $\gamma = 80^\circ$, $\varnothing D = 101,5 \text{ mm}$

6 Laborversuche

Um die aus der numerischen Lastfallanalyse ermittelten Einwirkungen auf die Stauchelemente und die Systeminteraktion zwischen Stauchelement und Tübbingsegment zu untersuchen, wurden Modellversuche im Labor des Institutes für Felsmechanik und Tunnelbau der Technischen Universität Graz durchgeführt.

6.1 Versuchsvorbereitung

In einer experimentellen Versuchsserie wurden verschiedene Rohrdurchmesser mit unterschiedlichen Perforierungen getestet. Dies war erforderlich um den nötigen Ausbauwiderstand der Rohre zu eruieren. Aufgrund der nicht gegebenen Möglichkeit die Stauchelemente in einem Tübbingstein mit seinen Naturmaßen im Labor zu testen, musste vorerst ein repräsentativer Tübbingausschnitt hergestellt werden. Nachfolgend werden die vorbereitenden Tätigkeiten an den zu prüfenden Bauteilen beschrieben.

6.1.1 Stauchelement

Für das Stauchrohr des Stauchelementes wurden Stahlrohre mit Stahlgüte S235, Durchmessern zwischen 42,4 mm bis 88,9 mm, Wandstärken zwischen 2,1 mm und 2,9 mm sowie einer Rohrlänge von 300 mm untersucht. Um einen vordefinierten Beulbereich des Stauchrohrs zu erzielen, wurden radiale Perforierungen an einer Rohrseite angeordnet (Abbildung 6.1). Zudem wird durch die Schwächung des Rohrs mittels der Bohrungen die Spitzenlast vor dem ersten Einbeulen des Rohrs reduziert. Durch Variation der geometrischen Abmessungen der Perforierungen kann Einfluss auf die Arbeitslinie des Stauchelementes genommen werden. Abbildung 6.2 zeigt die Ergebnisse der getesteten Stauchrohre. In Tabelle 6.1 und 6.2 sind die Dimensionen, sowie die dazugehörige Beulkraft beim ersten Einbeulen der untersuchten Rohre aufgelistet.



Abbildung 6.1: Nahaufnahme einer perforierten Stauchrohrseite - radial angeordnete Bohrungen zur Reduktion der Spitzenlast beim ersten Einbeulen des Stahlrohrs

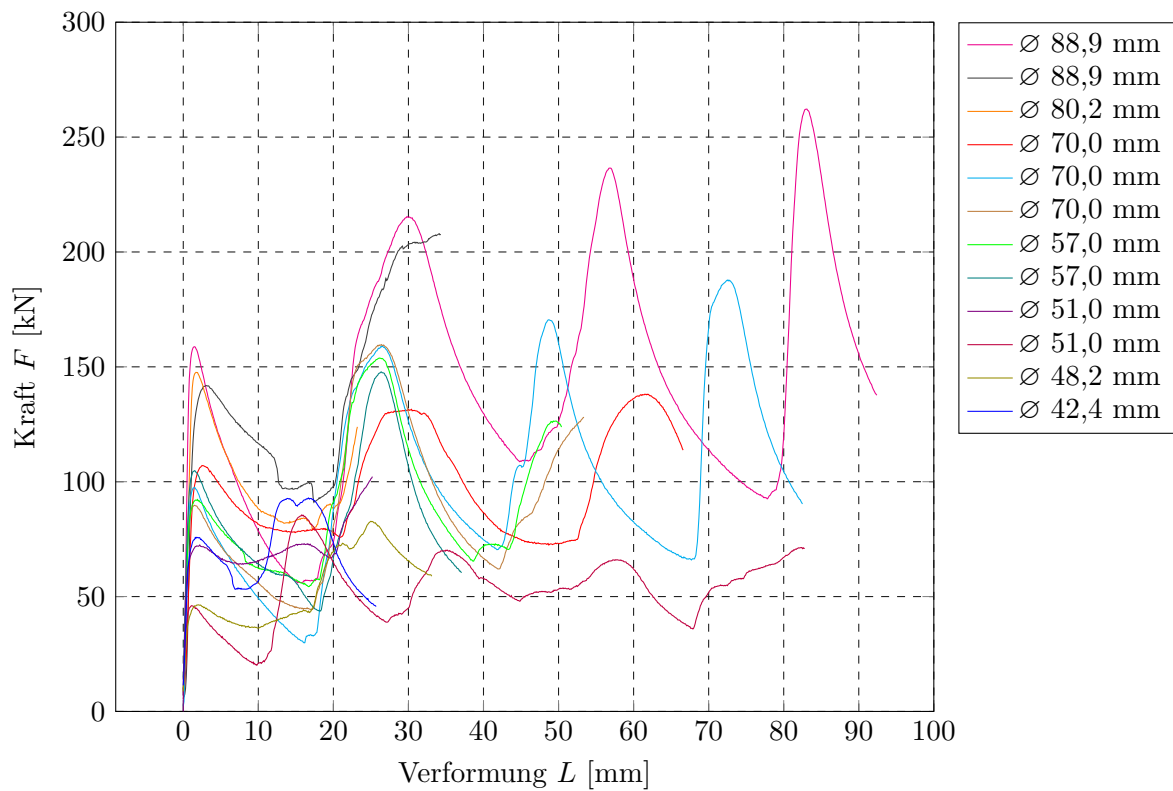


Abbildung 6.2: Arbeitslinien perforierter Stahlrohre unterschiedlichen Durchmessers und unterschiedlicher Art der Perforierung

Tabelle 6.1: Stauchrohrversuche \varnothing 70,0 mm bis 88,9 mm

Rohrnummer		2	4	5	6	9	10
Stahlgüte	[-]	S235	S235	k.A.	S235	S235	S235
Durchmesser	[mm]	88,9	88,9	80,2	70,0	70,0	70,0
Wandstärke	[mm]	2,9	2,9	2,1	2,6	2,6	2,6
Lochanzahl	[-]	10	14	14	14	10	11
Lochdurchmesser	[mm]	15,0	13,0	10,0	10,0	13,0	13,0
Stegbreite	[mm]	12,0	6,3	7,5	5,1	8,2	6,2
Randabstand	[mm]	10,0	13,5	15,0	15,0	10,0	10,0
Kraft _{Peak}	[kN]	158,8	141,8	147,6	107,0	97,6	88,9
Verkürzung	[mm]	1,5	3,0	1,7	2,5	1,5	1,9

Tabelle 6.2: Stauchrohrversuche \varnothing 42,4 mm bis 57,0 mm

Rohrnummer		11	12	13	14	7	8
Stahlgüte	[-]	S235	S235	S235	S235	k.A.	235
Durchmesser	[mm]	57,0	57,0	51,0	51,0	48,2	42,4
Wandstärke	[mm]	2,3	2,3	2,3	2,3	2,0	2,3
Lochanzahl	[-]	12	10	10	10	10	10
Lochdurchmesser	[mm]	9,0	9,0	10,0	10,0	10,0	6,0
Stegbreite	[mm]	5,3	8,2	5,3	5,3	4,5	6,6
Randabstand	[mm]	10,0	10,0	10,0	5,0	10,0	10,0
Kraft _{Peak}	[kN]	92,3	104,8	72,1	46,0	46,4	75,8
Verkürzung	[mm]	1,9	1,5	1,8	1,1	2,0	1,8

Aufgrund mehrerer gleichzeitig beeinflussender Faktoren wie Rohrdurchmesser, Wandstärke, Anzahl und Anordnung der Bohrlöcher am Rohr, ist eine eindeutige Aussage über die aufnehmbare Beulkraft bei zugehörigem optimalen Rohrdurchmesser nicht möglich. Man erkennt, dass bei größerem Durchmesser des Stahlrohrs auch eine höhere Beulkraft aufgenommen werden kann. Gemäß Abbildung 6.4 und 6.5 erkennt man jedoch auch, dass die Art der Perforierung bei gleichem Rohrdurchmesser bzw. der Vergleich zwischen Brutto- und Nettofläche eines Rohrs (Abbildung 6.3) unterschiedliche Ergebnisse liefert.

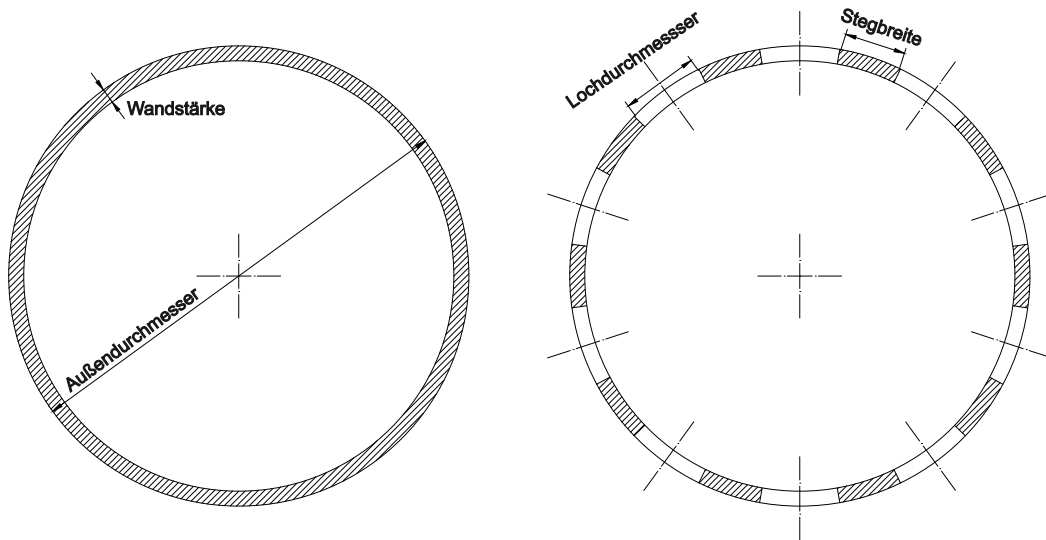


Abbildung 6.3: Rohrquerschnitt - links: Bruttofläche eines Rohrs; rechts: Nettofläche zufolge radialer Perforierungen des Rohrs

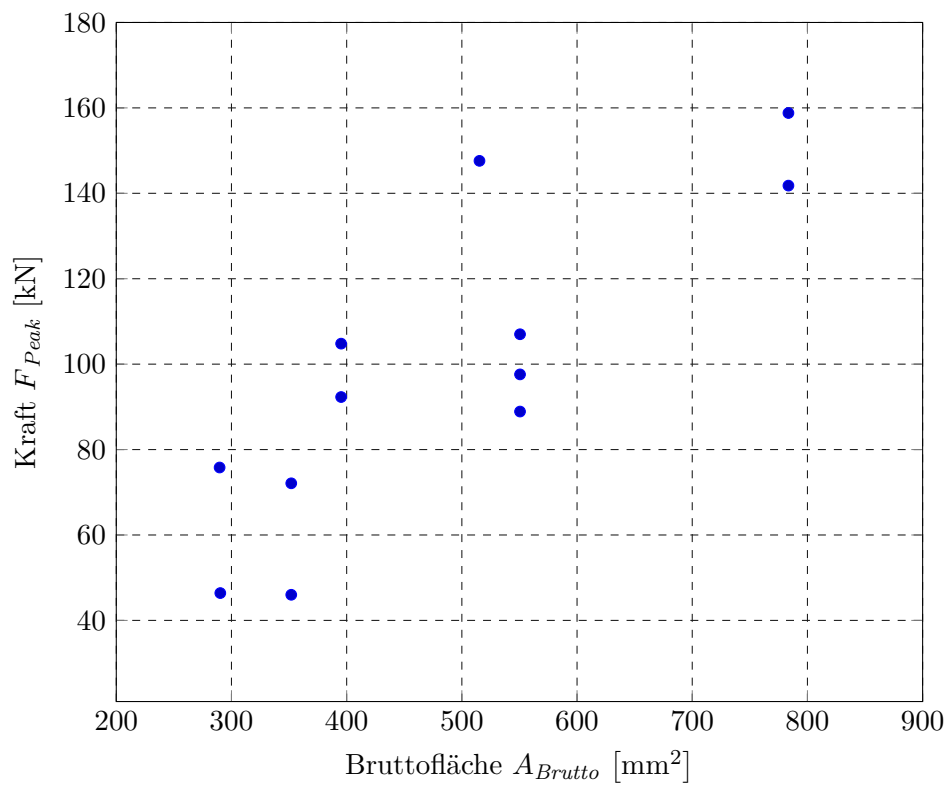


Abbildung 6.4: Korrelation zwischen aufnehmbarer Beulkraft beim ersten Einbeulen der Stahlrohre und der Bruttofläche der Stauchrohre

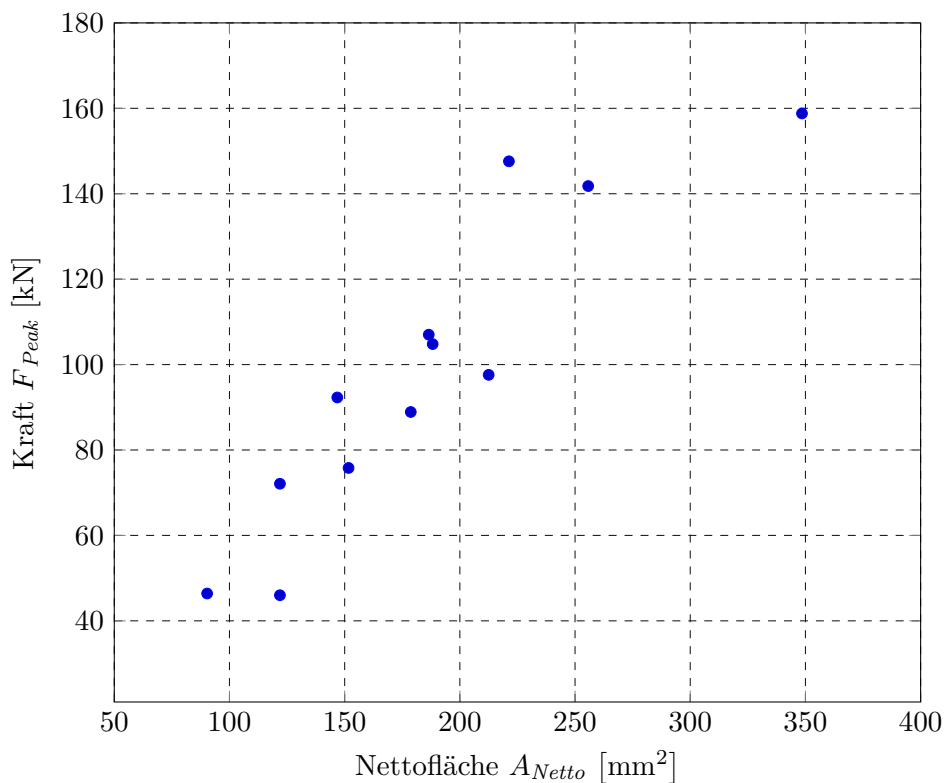


Abbildung 6.5: Korrelation zwischen aufnehmbarer Beulkraft beim ersten Einbeulen der Stahlrohre und der Nettofläche der Stauchrohre

Abbildung 6.6 zeigt das Beulverhalten von drei getesteten Stahlrohren mit gleichen Materialeigenschaften, gleicher Art der Perforierung und bei gleichen Testbedingungen. Versuch 1 zeigt nach anfänglichem symmetrischen Beulen eine Änderung zum asymmetrischen Beulen. Dies tritt gemäß Abbildung 6.6 (unten) nach ca. 50 mm Verformungsweg auf. Gründe dafür sind mögliche inhomogene Materialzusammensetzungen des Stahlrohrs oder Imperfektionen bei der Herstellung des Rohrs. Versuch 2 und 3 weisen ein symmetrisches Beulverhalten mit nahezu identischen Arbeitslinien auf. Versuch 2 wurde nach ca. 90 mm Verformung abgebrochen, da die Hubhöhe der Versuchseinrichtung auf ca. 110 mm begrenzt ist und ein Nachsetzen von Zwischeneinlagen erforderlich machen würde. Bei Versuch 3 wurden nach ca. 90 mm Verformung Zwischeneinlagen eingesetzt und das Rohr auf ca. 2/3 seiner Ausgangshöhe zusammengestaucht. Bei 160 kN Belastung und 1,5 mm Verformung tritt das erste Einbeulen des Rohrs auf. Danach folgt ein Kraftabfall auf 55 kN bei ca. 18 mm Verformungsweg. Nach vollständigem Einbeulen der Falte und Kontakt der Innenflächen des Rohrs folgt wieder ein Kraftanstieg bis die maximale Beulkraft erreicht ist und es wieder zum Einbeulen und somit zum Kraftabfall kommt. Aus den Versuchen erkennt man, dass nach fünf Falten sich ein nahezu horizontales Plateau mit 270 kN maximal aufnehmbarer Beulkraft ausbildet. Dieses entspricht der Zugfestigkeit des Stahls. Danach oszilliert die Kraft zwischen 270 und 80 kN.

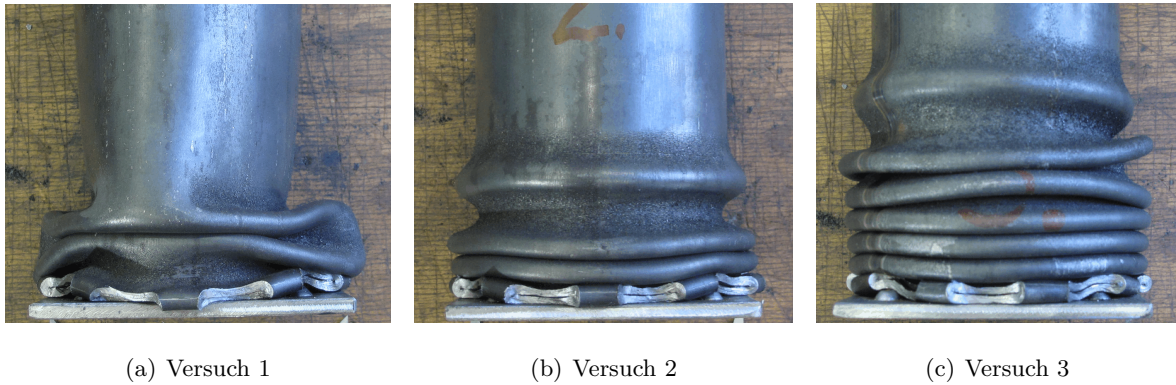
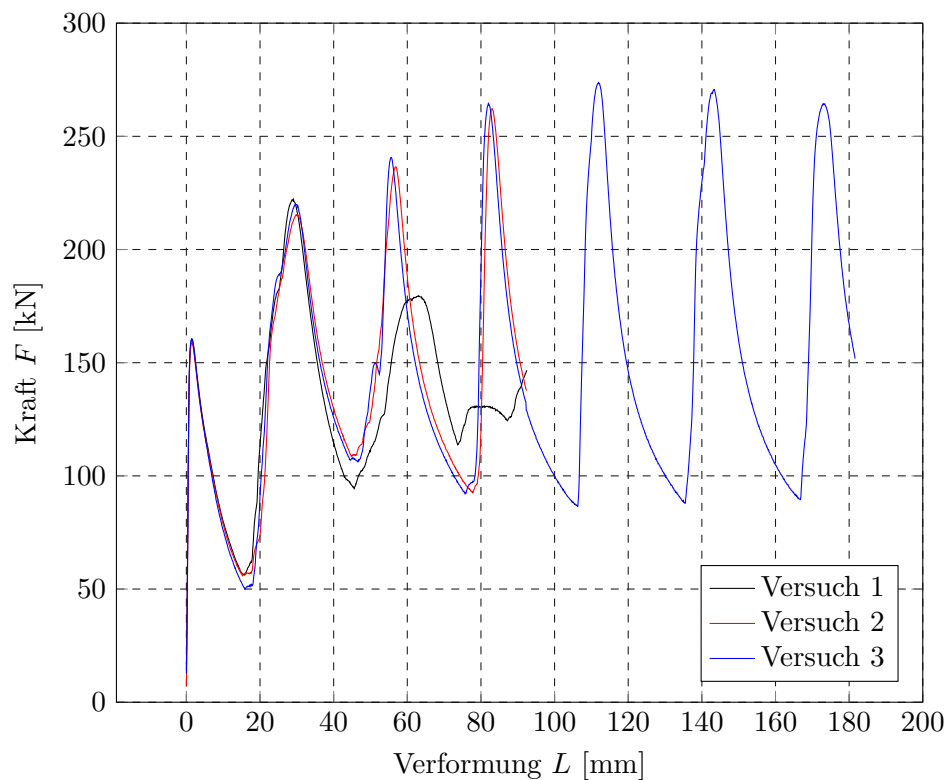


Abbildung 6.6: Beulverhalten von drei Stahlrohren mit Außendurchmesser 88,9 mm und 10 Bohrungen mit Lochdurchmesser 15 mm (oben) und die zugehörigen Arbeitslinien (unten)



Zufolge der numerischen Untersuchung werden unter Grenzfallbetrachtung die Stauchelemente im Ulmenbereich eines ungebetteten Ringes aufgrund seines Eigengewichtes mit ca. 68,4 kN belastet. Dementsprechend wurde für das Stauchrohr des Ausbauelementes ein Stahlrohr mit Außendurchmesser 51,0 mm (siehe Parameter von Rohrnummer 13 in Tabelle 6.2) aus den zuvor durchgeführten Vorversuchen gewählt. Die aufnehmbare Beulkraft vor dem ersten Einbeulen dieses Rohrs beträgt 72,1 kN.

6.1.2 Verspannmechanismus

Der Spannkeil und die Schale für den Spannmechanismus wurden aus Polyamid-Kunststoff hergestellt. Dieses Material wurde aufgrund seiner guten Bearbeitbarkeit bei der Produktion der Bauteile, sowie seiner mechanischen Eigenschaften ausgewählt (Tabelle 6.3). Für den Prototypenbau wurden die Kunststoffbauteile im Drehverfahren, anstatt nach dem vorgesehenen Spritzgussverfahren aus einem Kunststoff-Halbzeug hergestellt. Tabelle 6.4 beinhaltet die geometrischen Abmessungen der hergestellten Bauteilserien. Die Abbildung 6.7 (links) zeigt beispielhaft den Spannmechanismus vor der Nachbearbeitung der Schale. Wie in Kapitel 4.2 vorgestellt, besteht die Schale aus vier Einzelstücken, welche eine bessere Verspannung des Mechanismus in der Tübbingöffnung bewirken sollen. Nach der Bearbeitung der Schale (Abbildung 6.8) wurden die Teilstücke wieder zusammengebaut und mit einem Gummiband zusammengehalten, um den Einbau des Stauelementes in den Betonkörper zu erleichtern (Abbildung 6.7 rechts).

Tabelle 6.3: Mechanische Eigenschaften des für die Produktion des Spannmechanismus verwendeten Kunststoffes PA 6 G

Parameter	Einheit	Größe
Dichte	[g/cm ³]	1,145
Streckgrenze	[MPa]	80
Reißdehnung	[%]	>20
E-Modul	[MPa]	4000

Tabelle 6.4: Geometrische Abmessungen der zu prüfenden Spannkeile

Serie		1	2	3
Kegelneigung	[°]	75,0	80,0	85,0
Kegelwinkel	[°]	30,0	20,0	10,0
Einstellwinkel	[°]	15,0	10,0	5,0
Kegellänge	[mm]	60,0	60,0	60,0
großer Kegel-Durchmesser	[mm]	101,5	101,5	101,5
mittlerer Kegel-Durchmesser	[mm]	85,4	90,9	96,3
kleiner Kegel-Durchmesser	[mm]	69,4	80,3	91,0



Abbildung 6.7: Verspannmechanismus - links: Spannschale vor der Überarbeitung; rechts: Zusammengebauter Spannmechanismus nach der Bearbeitung der Schale, zusammengehalten durch ein Gummiband

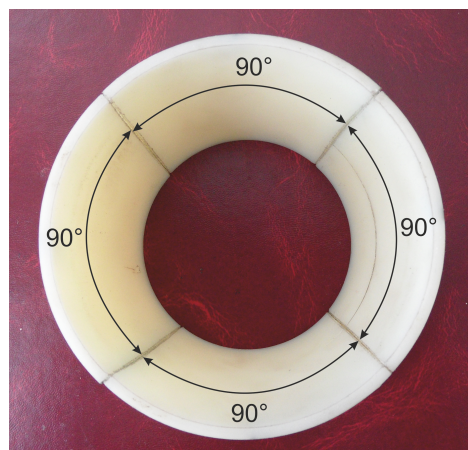


Abbildung 6.8: Kunststoffschale geteilt in vier Teilstücke zur Verbesserung der Verspannwirkung in der Tübbingöffnung

Um das Einstanzverhalten des Stahlrohrs in die Auflageroberfläche des Spannkeils zu beurteilen und Aussagen über die Notwendigkeit des Einlegens einer Stahlplatte zwischen Stauchrohr und Kunststoffkeil treffen zu können, wurde eine experimentelle Untersuchung mittels einem Stahlrohr mit Außendurchmesser 51,0 mm (Rohrnummer 13) durchgeführt. Die Versuchsanordnung der beiden untersuchten Fälle ist in Abbildung 6.9 dargestellt. Aus Abbildung 6.10 erkennt man, dass die Steigung der Arbeitslinie bis zum ersten Einbeulen des Stahlrohrs bei direkter Auflage des Rohrs auf den Kunststoffkeil flacher verläuft als bei beidseitigem Stahlwiderlager des Rohrs. Dieses Verhalten ist auf plastische Verformungen des Kunststoffs zurückzuführen. Die restliche Abweichung der beiden Arbeitslinien voneinander kann als mögliche Imperfektion bei der Herstellung der Perforierungen interpretiert werden.

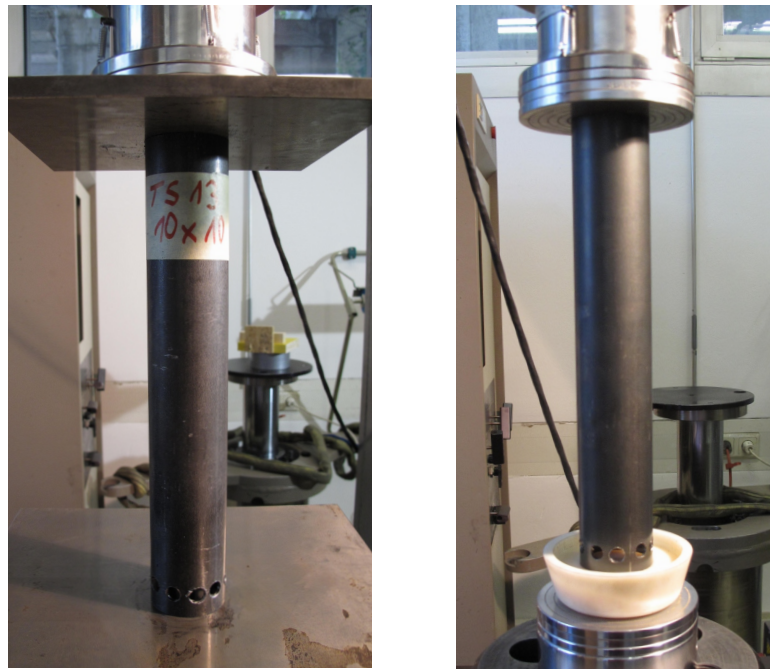


Abbildung 6.9: Versuchsanordnung zum Einstanzversuch - links: Perforiertes Stauchrohr mit beidseitigem Stahlwiderlager; rechts: Kunststoffkeil als direktes Widerlager des Stauchrohrs ohne eingelegte Stahlplatte

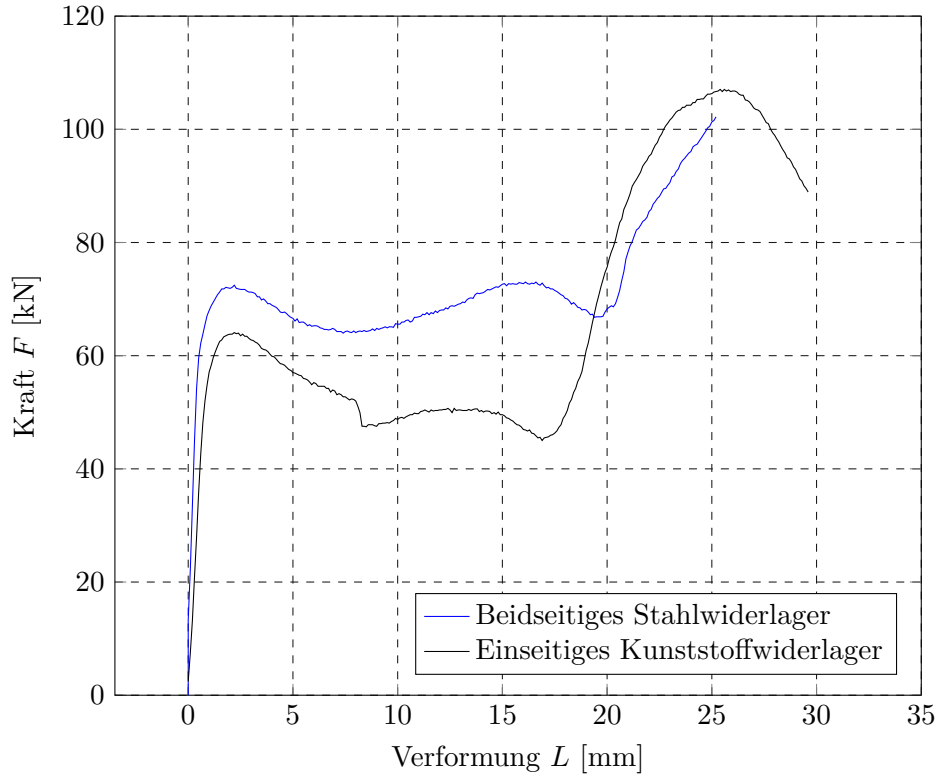


Abbildung 6.10: Vergleich der Arbeitslinie eines Stahlrohrs mit Außendurchmesser 51,0 mm aus den Vorversuchen mit der Arbeitslinie bei direkter Auflage des Stahlrohrs auf den Kunststoffkeil

6.1.3 Betonkörper

Um das entwickelte Systemkonzept möglichst realitätsgetreu im Laborversuch zu untersuchen, wurden Betonkörper mit innen liegender Öffnung hergestellt (Abbildung 6.11). Diese sollen einen Tübbingausschnitt im unmittelbaren Einbaubereich der Stauchelemente darstellen. Der Außendurchmesser der Betonkörper beträgt 400 mm und der Innendurchmesser der Betonöffnung 110 mm. Für die Herstellung der Betonkörper wurde ein faserverstärkter Trockenbeton der Festigkeitsklasse C25/30 verwendet. Die Eigenschaften der hergestellten Betonkörper sind Tabelle 6.5 zu entnehmen.

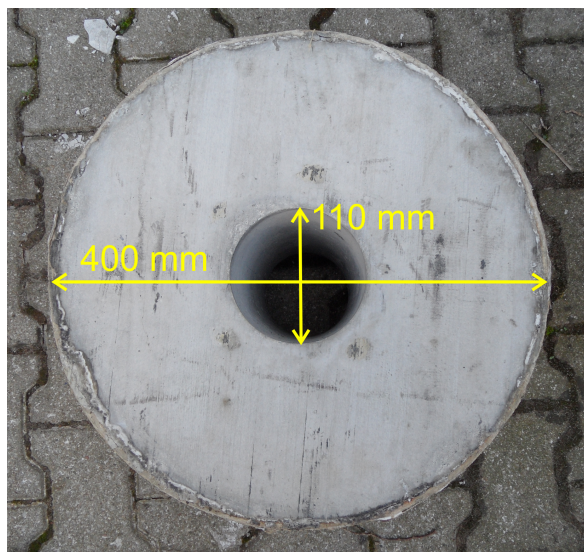


Abbildung 6.11: Nachgebildeter Tübbingausschnitt mit Einbauöffnung für die Stauchelemente

Tabelle 6.5: Eigenschaften der hergestellten Betonkörper

Betonkörper		1	2	3
Gesteinskörnung	[mm]	0-8	0-8	0-8
Materialmenge	[kg]	70,0	70,0	70,0
Wassergehalt	[l/kg]	0,09	0,1	0,09
Gesamtwassermenge	[l]	6,13	6,65	6,13
Aushärtezeit	[Tage]	28	28	28
Druckfestigkeit (f_{cm})	[MPa]	56,0	48,9	52,3
Zugfestigkeit (f_{ctm})	[MPa]	4,0	3,6	3,8
Dehnung (ϵ_{c1})	[‰]	6,2	5,1	5,6
Elastizitätsmodul (E_{cm})	[MPa]	37000	23000	29600

In Abbildung 6.12 sind die Spannungs-Dehnungslinien der hergestellten Betonproben nach 28 Tagen Aushärtezeit, geprüft an Zylindern mit Durchmesser von 100,5 mm und einer Höhe von 136 mm gezeigt. Die angegebene Mindestbetondruckfestigkeit wird bei allen drei Betonproben erreicht. Der Elastizitätsmodul wurde als Sekante an die Spannungs-Dehnungskurve bei 40 % der Zylinderdruckfestigkeit bestimmt. Die maximale Betondruckfestigkeit wird bei den getesteten Betonproben im Bereich zwischen 5 ‰ und 6 ‰ Betondehnung, anstatt der üblicherweise auftretenden 2,5 ‰ erreicht. Dies ist hauptsächlich auf die in der Trockenbetonmischung bereits beigemengten Fasern zurückzuführen.

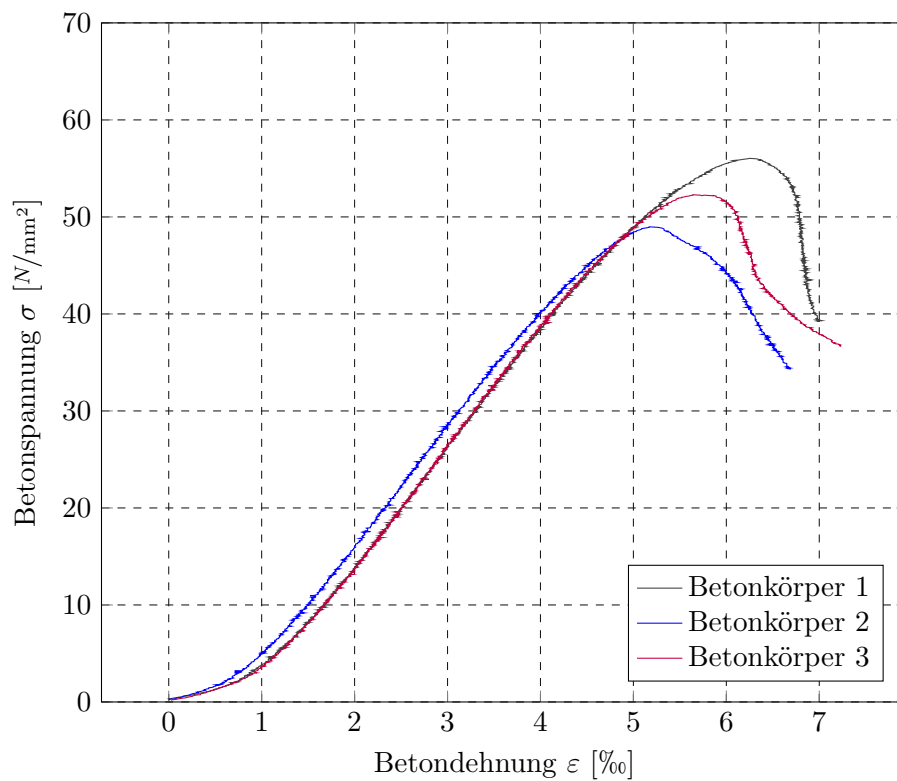


Abbildung 6.12: Spannungs-Dehnungslinie der geprüften Betonzyylinder

6.2 Versuchsdurchführung

Ein nachgebildeter Tübbingausschnitt mit eingebautem Stauchelement diente als Prüfkörper, an welchem einaxiale Druckversuche durchgeführt wurden. Das Stauchelement wurde in die vorgesehene Betonöffnung geschoben, auf die entsprechende Ringspaltweite eingestellt und mittels Spannmechanismus in der Öffnung fixiert. Anschließend folgte die weggesteuerte Versuchsdurchführung mit einer konstanten Belastungsgeschwindigkeit von 2,0 mm/min.

6.2.1 Versuchsserie 1

Bei diesem Versuch wurde der Spannmechanismus aus Serie 3 (siehe Tabelle 6.4) in Kombination mit einem Stahlrohr mit Rohrdurchmesser 51,0 mm (Rohrnummer 13) in einen unbewehrten Betonkörper eingebaut. Das Ausbauelement wurde auf eine Ringspaltweite von ca. 20 cm eingestellt. Einlagen aus Stahlplatten zwischen oberem Widerlager und dem Stauchelement dienen zum einen der gleichmäßigeren Auflage für das Stauchrohr und zum anderen wird dadurch eine Einschränkung des vollen Hubwegs des Hydraulikzylinders der Prüfeinrichtung vermieden (Abbildung 6.13).

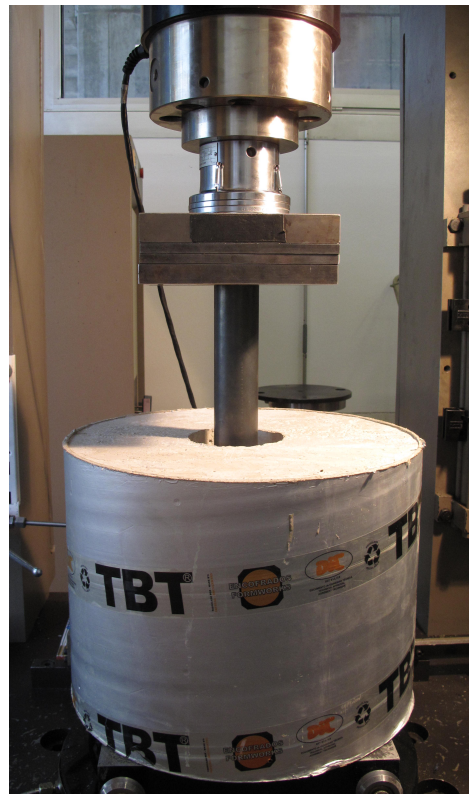


Abbildung 6.13: Versuchsanordnung eines Ausbauelementes mit Stauchrohrdurchmesser von 51,0 mm und einer Kegelneigung von 85° in der servohydraulischen Prüfeinrichtung

In Abbildung 6.14 ist die Arbeitslinie des geprüften Ausbauelementes der Referenzkurve aus den Vorversuchen des Rohrs gegenübergestellt. Nach anfänglichem Verspannen des Systems in der Betonöffnung kam es bei ca. 47,5 kN und 5,6 mm Verformung zum Spaltzugbruch des Betonkörpers. Die Beulkraft des Rohrs konnte bei diesem Versuch nicht erreicht werden. Aufgrund der ungleichmäßigen Verspannung des Spannkeils zwischen den vier Schalenstücken, erfolgte die Krafteinleitung in den Betonkörper lediglich über zwei verspannte Schalenstücke. Der entstandene Spaltzugbruch erfolgte annähernd normal zu den einwirkenden Radialkräften (Abbildung 6.15).

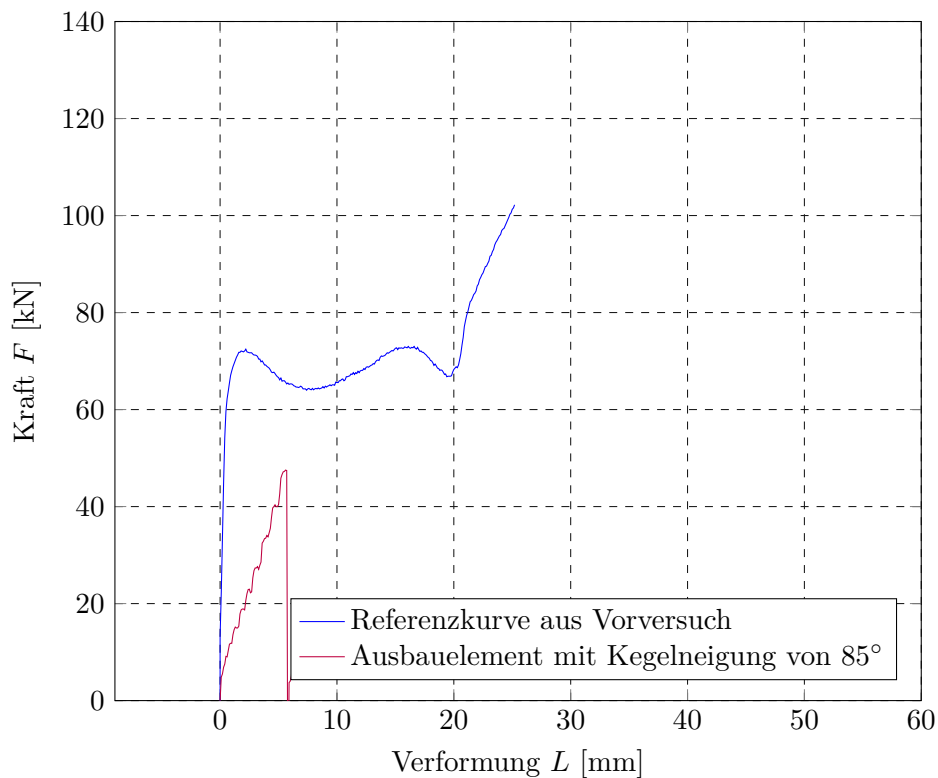


Abbildung 6.14: Gegenüberstellung der Arbeitslinie des entwickelten Ausbauelementes mit Kegelneigung von 85° zur Referenzkurve aus den Vorversuchen (Rohrnummer 13)

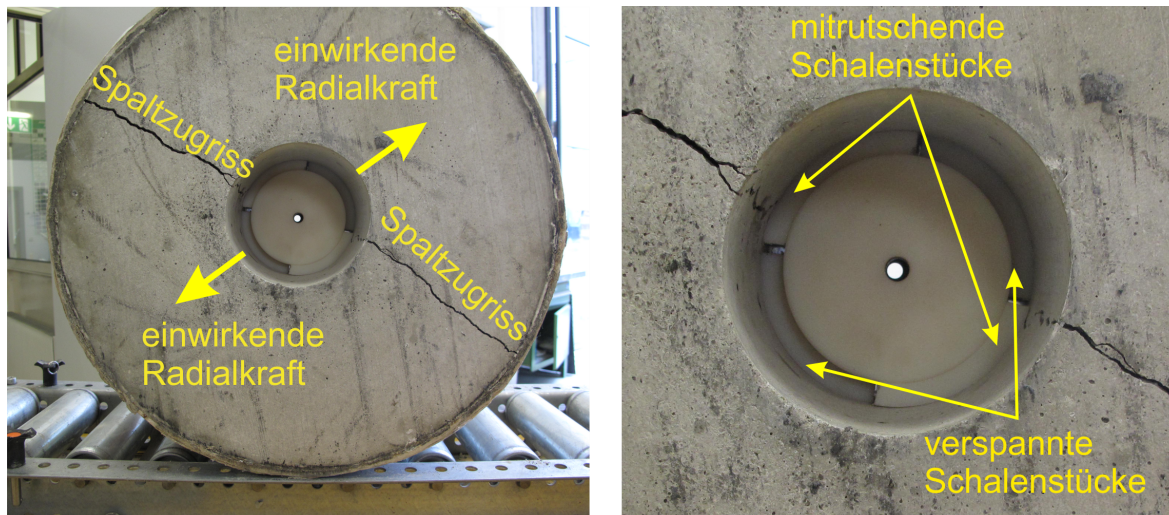


Abbildung 6.15: Spaltzugbruch des unbewehrten Betonkörpers aufgrund ungleichmäßiger Verspannung des Systems in der Betonöffnung

6.2.2 Versuchsserie 2

Bei diesem Versuch wurde das Ausbauelement aus Serie 2 (siehe Tabelle 6.4) in einen mit einer Stahlwendel (Wendeldurchmesser 150 mm; 2 x 8,0 mm Stabdurchmesser; 30,0 mm Ganghöhe) bewehrten Betonkörper eingebaut. Abbildung 6.16 zeigt die Arbeitslinie des untersuchten Ausbauelementes mit einer Kegelneigung von 80° des Spannkeils und die zugehörige Referenzkurve (Rohrnummer 13) aus den Vorversuchen. Man erkennt, dass im Zuge des Verspannungsprozesses deutlich mehr Verformungen auftreten bis die maximale Beulkraft des Rohrs erreicht ist. Grund dafür ist zum einen der erforderliche Verformungsweg bis zum kraftschlüssigen Verspannen des Mechanismus in der Betonöffnung und zum anderen mögliche plastische Verformungen der Kunststoffbauteile. Nach einmaligem Verspannen des Systems in der Betonöffnung verhält sich das Stauchelement anschließend wie jenes Stahlrohr aus den Vorversuchen. Die aufnehmbare Beulkraft bis zum ersten Einbeulen des Stahlrohrs aus den Vorversuchen wurde mit 72,1 kN bei ca. 1,8 mm Verformung ermittelt. Im eingebauten Zustand kann eine Beulkraft von 68,8 kN bei ca. 6,8 mm Verformung aufgenommen werden. Bei ca. 24 mm Verformungsweg kam es zu Rissen an der Oberfläche des Betonkörpers. Der Versuch wurde trotz der sichtbaren Risse fortgeführt. Nach dem zweiten Einbeulen des Rohrs bei einer Beulkraft von ca. 119 kN und 36 mm Verformung folgte ein Kraftabfall auf 53 kN bei 50,8 mm Verformung. Nach ca. 55 mm wurde der Versuch beendet. Auch hier erfolgte eine ungleichmäßige Verspannung des Keils zwischen den vier Schalenstücken (Abbildung 6.17 Mitte). Abbildung 6.17 (links) zeigt den Betonkörper nach Versuchsende. Der Vergleich mit dem Rissbild aus dem vorhergehenden Versuch (Abbildung 6.15) zeigt, dass die

Risse bei diesem Versuch um die eingelegte Bewehrung verlaufen. Bei der Begutachtung der Betonöffnung nach Ausbau des Elementes konnten keine Oberflächenrisse in der Betonöffnung erkannt werden. In Abbildung 6.17 (rechts) erkennt man die Abdrücke eines sich verspannten Schalenstückes an der Betonoberfläche der Einbauöffnung.

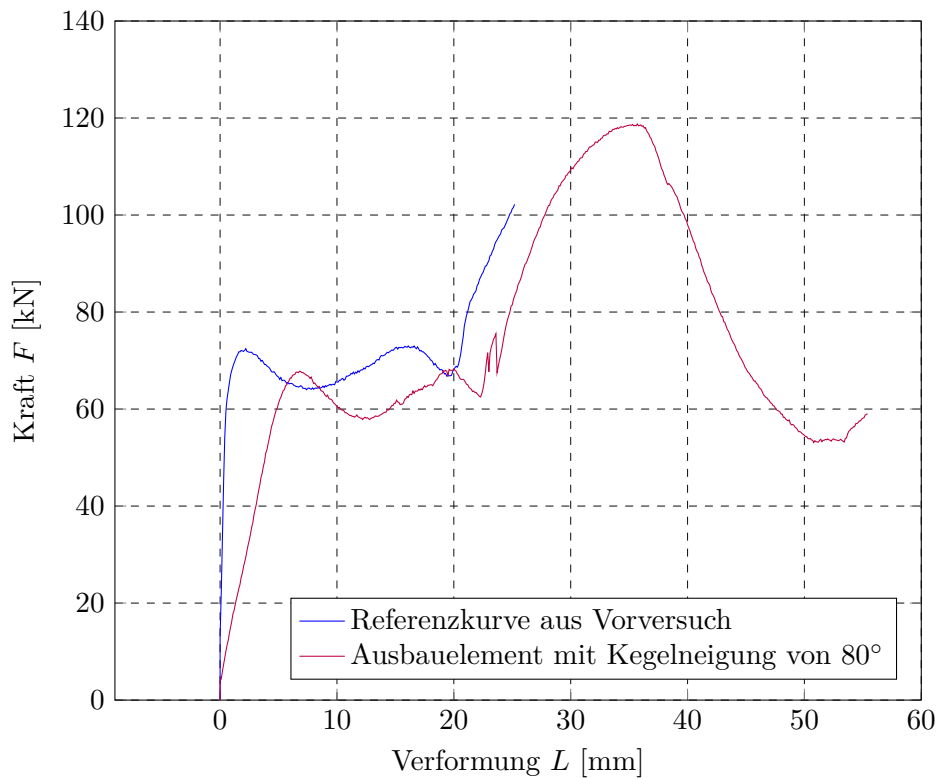


Abbildung 6.16: Arbeitslinie des Ausbauelementes mit einer Kegelneigung von 80° im Vergleich zur Referenzkurve aus den Vorversuchen (Rohrnummer13)



Abbildung 6.17: Bewehrter Betonkörper nach der Versuchsdurchführung; links: aufgetretene Spaltzugrisse an der Oberseite des Betonkörpers; Mitte: verspannte Schalenstücke; rechts: Abdrücke eines Spannschalensstückes in der Betonoberfläche zufolge des Verspannvorgangs

7 Zusammenfassung

Nach einer umfassenden Literaturstudie wurde festgestellt, dass derzeit keine im Tunnelbau systematisch erprobten Systeme zur unmittelbaren Tübbingbettung existieren. Aufgrund der unvollständigen Bettung der ersten Tübbingringe hinter dem Schildschwanz kommt es zur Ovalisierung der Tübbingschale und zu möglichen Schäden am Ausbau. In der vorliegenden Arbeit wurden mögliche Lösungen zu dieser Problemstellung ausgearbeitet. Hierfür wurden duktile Ausbauelemente, welche eine entsprechende Nachgiebigkeit in radialer Richtung erlauben und die Aufnahme von auftretenden Gebirgsverformungen zulassen, entwickelt.

Im Zuge einer Konzeptstudie wurden zwei Systeme in radialer Richtung entworfen. Beim ersten System wurden LSC-Elemente, wie sie im konventionellen Tunnelbau eingesetzt werden, an einen aus Tübbing bestehenden Ausbau adaptiert. Dabei erlaubt ein bereits bei der Tübbingproduktion einbetoniertes Hüllrohr in den Tübbing in Kombination mit einem Schraubmechanismus das Positionieren der Stauchelemente zwischen Gebirge und Tübbingausbau. Aufgrund der unzureichenden Anpassungsfähigkeit bei nachbrüchigen Gebirgsverhältnissen und der hohen Produktionskosten der Stauchelemente wurde ein zweites anpassungsfähigeres Design entwickelt. Dieses wird mittels eines Spannmehanismus aus Kunststoff positioniert und verspannt. Hierbei wird ein Stauchrohr an der Unterseite von einem Spannkeil eingefasst und mit einer dazugehörigen Spannschale verbunden. Nach Einbau und Positionieren des Ausbauelementes in einer vorgesehenen Tübbingöffnung kann nach Verspannen des Ausbauelementes im Tübbingsegment der sofortige Kontakt der Tübbingringe mit dem umgebenden Gebirge hergestellt werden. Dieses Konzept erlaubt je nach angetroffenen Ringspaltverhältnissen einen flexiblen Einsatz der Ausbauelemente. Weitere Vorteile dieses Systems sind die einfache Handhabung bei der Ringmontage sowie die geringen Produktionskosten.

Um die Einwirkungen zur Bestimmung des Ausbauwiderstandes der Elemente zu ermitteln, wurde eine numerische Lastfallanalyse durchgeführt. Das numerische Modell besteht aus fünf jeweils zueinander versetzten Tübbingringen im teilbetteten Zustand. Pro Tübbingsegment wurden zwei Stauchelemente installiert. Um die oberen und unteren Belastungsgrenzen der Stauchelemente zu bestimmen, wurden zwei weitere Lastfälle untersucht. Jeweils aus einem

Tübbingring bestehend, wurden ein vollständig gebetteter Ring, sowie ein ungebetteter Ring modelliert. Unter Belastung durch Eigengewicht ohne zusätzliche Lasten wirken im Extremfall bis zu 118,8 kN im Sohlbereich und 68,4 kN im Ulmenbereich eines ungebetteten Tübbingrings auf das jeweilige Stauelement ein. Unter der Annahme, dass der Sohlbereich während des Tunnelvortriebs umgehend verfüllt wird, wurde der nötige Ausbauwiderstand der Stauelemente anhand der einwirkenden Lasten im Ulmenbereich eines Tübbingrings festgelegt.

In einer durchgeführten Vorversuchsserie wurden verschiedene Rohrdurchmesser mit unterschiedlichen Perforierungen getestet. Durch die Perforierung der Rohre wird ein kontrolliertes Einbeulen im Bereich der Bohrungen vorgegeben. Diese Versuche dienten der Ermittlung eines passenden Rohrdurchmessers mit entsprechender Perforierung für den festgelegten Ausbauwiderstand. Aus den Versuchen wurde erkannt, dass mehrere Faktoren, wie Rohrdurchmesser, Wandstärke der Rohre, Anzahl und Anordnung der Bohrlöcher das Beulverhalten der Stauchrohre beeinflussen. Ein Rohr mit einem Durchmesser von 51,0 mm und 10 Bohrungen mit einem Lochdurchmesser von 10,0 mm und einer Beulkraft von 72,1 kN erwies sich für das Ausbauelement als geeignet. Zur Untersuchung des tatsächlichen Systemverhaltens der Ausbauelemente im eingebauten Zustand wurden zwei Laborversuche durchgeführt. Bei einer ersten Versuchsserie konnte bestätigt werden, dass der Einbau einer Spaltzugbewehrung unabdingbar ist. Bei der zweiten Versuchsserie wurde ein überarbeiteter Spannmechanismus mit einer Kegelneigung von 80° in einen mit einer Wendelbewehrung versehenen Betonkörper eingebaut. Bei diesem Versuch wurde der Ausbauwiderstand des Stauelementes erreicht und die vorgesehene Funktionsweise des Spannmechanismus konnte bestätigt werden. Nach Ausbau des Elementes waren zwei Schalenabdrücke an der Oberfläche der Betonöffnung zu erkennen. Normal dazu traten Spaltzugrisse im Betonkörper auf. Dies lässt darauf schließen, dass sich lediglich zwei der vier Schalenstücke im Betonkörper ordnungsgemäß verspannt hatten, während die anderen zwei mit dem Spannkeil mitgerutscht sind. Dadurch wurden die einwirkenden Radialkräfte an den beiden verspannten Schalenstücken um 50% erhöht und die eingelegte Spaltzugbewehrung überbeansprucht.

8 Ausblick

Aufgrund der aus den durchgeführten Versuchen gewonnenen Erkenntnisse, wird eine Optimierung des Spannmechanismus und eine Überarbeitung der Spannschale empfohlen. Bedingt durch das ungleichmäßige Verspannen bei vierteiliger Ausführung und der damit einhergehenden asymmetrischen Krafteinleitung in das Tübbingsegment, kommt es zur Erhöhung der Spaltzugkräfte im Einbaubereich der Elemente. Aus diesem Grund sollte die Schale, anstatt aus Einzelteilen, mit drei Einschlitzungen und verbleibendem Steg im oberen Bereich der Schale bestehen. Dadurch wird ein paralleler Einbau des Spannmechanismus und eine gleichmäßige Verspannung des Spannkeils über den gesamten Umfang der drei Schalensegmente gewährleistet.

Weitere Versuche sollten in situ oder an einem Tübbingprüfstand mit den entwickelten Ausbauelementen durchgeführt werden. Dadurch kann das gesamte Systemverhalten untersucht werden. Bei Versuchen während des Vortriebs an einem Messtübbing kann die Handhabung der Ausbauelemente erprobt werden.

Literaturverzeichnis

- Bezuijen A., Van der Zon W.H., & Talmon A.M. (2005). Laboratory testing of grout properties and their influence on back fill grouting. In *Underground Space Use. Analysis of the Past and Lessons for the Future, Two Volume Set* (pp. 941–947). Taylor & Francis.
- Billig, B., Ebsen, B., Gipperich, C., Schaab, A., & Wulff, M. (2007). DeCo Grout-Innovative grout to cope with rock deformations in TBM tunnelling. *Underground Space-The 4th Dimension of Metropolises, ITA World Tunnel Congress*, 1487–1492.
- Brunar, G. & Powondra, F. (1985). Nachgiebiger Tübbingausbau mit Meypo-Stauelementen. *Felsbau* 3, (4), 225–229.
- DAUB (2013). Empfehlungen für den Entwurf, die Herstellung und den Einbau von Tübbingringen. *Deutscher Ausschuss für unterirdisches Bauten e.V. (DAUB)*.
- Eurocode 2 (2005). ÖNORM EN 1992-1-1: Bemessung und Konstruktion von Stahlbeton- und Spannbetontragwerken - Teil 1-1: Grundlagen und Anwendungsregeln für den Hochbau. *Österreichisches Normungsinstitut*.
- Girmscheid, G. (2013). *Bauprozesse und Bauverfahren des Tunnelbaus*. Weinheim, Germany: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA.
- Heise, F. & Herbst, F. (1913). *Lehrbuch der Bergbaukunde*. Berlin: Springer Berlin Heidelberg.
- Henzinger, M. R., Radončić, N., Moritz, B. A., & Schubert, W. (2016). Backfill of segmental lining - State of the art, redistribution behaviour of pea gravel, possible improvements / Tübbingbettung - Stand der Technik, Umlagerungsverhalten von Perlkies, Verbesserungspotenzial. *Geomechanics and Tunneling*, 9(3), 188–199.
- Herrenknecht AG (2016). Prädestiniert für lange Hartgesteinsvortriebe: Doppelschild-TBM von Herrenknecht, Online: URL: <https://www.herrenknecht.com/de/produkte/kernprodukte/tunnelling/doppelschild-tbm.html>, Letzter Abruf: 13.08.2016.
- Itasca (2012). FLAC 3D 5.01. Manual: Itasca Consulting Group. Minneapolis.

- Lenk, K. (1931). *Der Ausgleich des Gebirgsdruckes in großen Teufen beim Berg- und Tunnelbau*. Berlin, Heidelberg: Springer Berlin Heidelberg.
- Moritz, B. (1999). *Ductile support system for tunnels in squeezing rock*. PhD thesis, University of Technology, Graz.
- Moritz, B. (2011). Yielding elements - requirements, overview and comparison / Stauchelemente - Anforderungen, Überblick und Vergleich. *Geomechanics and Tunneling*, 4(3), 221–236.
- Mowlem, J. (1979). UK Patent application GB 2013757 A.
- ÖGG (2013). Richtlinie für die geotechnische Planung von Untertagebauten mit kontinuierlichem Vortrieb. *Österreichische Gesellschaft für Geomechanik*.
- ÖVBB (2009). Richtlinie Tübbingsysteme aus Beton. *Österreichische Vereinigung für Beton- und Bautechnik*.
- Podjadtke, R. & Weiding, G. (2010). Verstellbarer nachgiebiger Tübbingausbau / Adjustable flexible segment lining. *Tunnel*, (7), 37–42.
- Schneider, E., Rotter, K., Saxer, A., & Röck, R. (2005). Complex Support System. Komprimierbarer Ringspaltmörtel zur Bewältigung druckhafter Gebirgsbereiche bei TBM-Vortrieben mit starrem Tübbingausbau. *Felsbau*, 23(5), 95–101.
- Schneider, E. & Spiegl, M. (2009). Nachgiebiger Ausbau für druckhaftes Gebirge: (Gestern – Heute – Morgen) - Lösungen für den Brenner-Basistunnel. *BBT Symposium*.
- Schneider, E. & Spiegl, M. (2015). Nachgiebiger Ausbau für druckhaftes Gebirge, 230–256.
- Thewes, M. & Budach, C. (2009). Mörtel im Tunnelbau. Stand der Technik und aktuelle Entwicklungen zur Verfüllung des Ringspalt bei Tunnelvortriebsmaschinen. *Bauportal*, 121(12), 706–711.
- Thienert, C. (2011). *Zementfreie Mörtel für die Ringspaltverpressung beim Schildvortrieb mit flüssigkeitsgestützter Ortsbrust: Univ., Diss.–Wuppertal, 2011*, volume 31 of *Berichte des Lehr- und Forschungsgebietes Geotechnik, Bergische Universität Wuppertal, Fachbereich D, Abteilung Bauingenieurwesen*. Aachen: Shaker.
- Vigl, A., Schubert, W., Posch, P., Walter, A., & Blümel, M. (2007). Investigations for a convergence compatible lining system. *Felsbau*, (6), 48–53.
- Wittel, H., Muhs, D., Jannasch, D., & Voßiek, J. (2013). *Roloff/Matek Maschinenelemente:*

Normung, Berechnung, Gestaltung (21., vollst. überarb. Aufl. 2013 ed.). Wiesbaden and s.l.: Springer Fachmedien Wiesbaden.

Wittke, W. (2006). *Statik und Konstruktion maschineller Tunnelvortriebe*, volume 6 of *Veröffentlichungen Geotechnik in Forschung und Praxis*. Essen: Verl. Glückauf.

Anhang

Werkstoffrichtwerte

Werksbezeichnung	MK-PAC6		
DIN EN ISO 1043 Kennzeichen	PA 6 G		
Modifikation	keine		
Farbe	natur, schwarz, weitere Farben		
Eigenschaften	Maßeinheit	Prüfmethode	Wert
Allgemeine Eigenschaften			
Dichte	g/cm ³	DIN EN ISO 1183-1	1,145
Feuchtigkeitsaufnahme	%	DIN EN ISO 62	-
-Sättigungswert bei 23°C/50% RH			
Brennverhalten nach UL 94 (Dicke 3mm/6mm)		ISO 1210 (UL 94)	HB / HB
Mechanische Eigenschaften			
Streckspannung	MPa	DIN EN ISO 527	80
Reißdehnung	%	DIN EN ISO 527	>20
E-Modul (Zug)	MPa	DIN EN ISO 527	4000
Kerbschlagzähigkeit (Charpy)	kJ/m ²	ISO 179/1eA/Pendel 1J	-
Kugeldruckhärte	N/mm ²	DIN EN ISO 2039-1	-
Shore - Härte	Skala D	DIN 53505	84
Thermische Eigenschaften			
Schmelztemperatur	°C	ISO 11357	220
Wärmeleitfähigkeit	W/(m°C)	DIN 52612	0,26
Spezifische Wärmekapazität	kJ/(kgK)	DIN 52612	-
Linear thermischer Ausdehnungskoeffizient	°C ⁻¹	DIN EN ISO 11359 / 20°C-55°C	8 x 10 ⁻⁵
Anwendungstemperatur - langfristig	°C		-40 bis 100
Anwendungstemperatur -kurzzeitig, maximal	°C		-100 / 170
Wärmeformbeständigkeit, Methode A : 1,8 MPa	°C	DIN EN ISO 75	-
Elektrische Eigenschaften			
Dielektrizitätszahl, 100 Hz		IEC 60250	4
Dielektrischer Verlustfaktor, 100 Hz		IEC 60250	-
Spezifischer Durchgangswiderstand	Ohm m	IEC 60093	1 x 10 ¹³
Spezifischer Oberflächenwiderstand	Ohm	IEC 60093	1 x 10 ¹²
Vergleichzahl der Kriechwegbildung CTI, Prüfl. A		IEC 60112	600
Durchschlagfestigkeit	kV/mm	IEC 60243	25

Anwendungsbeispiele: Gleitteile, Rollen, Buchsen, Seilrollen, uvm.

Anmerkung:

Durch Feuchtigkeitsaufnahme ändern sich bei Polyamiden die mechanischen Eigenschaften, das Material wird zäher und schlagfester, der E-Modul sinkt. Abhängig von der Umgebungsatmosphäre, der Temperatur und der Zeit für die Feuchtigkeitsaufnahme ist jedoch nur eine bestimmte Oberflächenschicht von den Eigenschaftsbedingungen betroffen. Bei dickwandigen Teilen bleibt der Kernbereich unverändert.

Die kurzzeitige maximale Einsatztemperatur gilt nur für Anwendungen mit sehr niedriger mechanischer Belastung über wenige Stunden. Die langfristige maximale Einsatztemperatur basiert auf der Wärmealterung der Kunststoffe durch Oxidation, die eine Abnahme der mechanischen Eigenschaften zur Folge hat. Angegeben sind die Temperaturen, die nach einer Zeit von mindestens 5.000 Stunden eine Abnahme der Zugfestigkeit (gemessen bei Raumtemperatur) um 50% im Vergleich zum Ausgangswert verursachen. Dieser Wert liefert keine Aussage zur mechanischen Festigkeit des Werkstoffes bei hohen Anwendungstemperaturen. Bei dickwandigen Teilen ist von der Oxidation bei hohen Temperaturen nur die Oberflächenschicht betroffen, die durch den Einsatz von Antioxidantien besser geschützt werden kann. Der Kernbereich der Teile bleibt in jedem Fall ungeschädigt. Die minimale Einsatztemperatur wird maßgeblich bestimmt von einer möglichen Schlag- oder Stoßbelastung im Einsatz. Die angegebenen Werte beziehen sich auf geringe Schlagbeanspruchung.

Die elektrischen Kennwerte wurden an naturfarbenem, trockenem Material gemessen. Bei anderen Einfärbungen (insbesondere schwarz) oder feuchtem Material kann es zu deutlichen Veränderungen der elektrischen Kennwerte kommen. Die angegebenen Werte wurden aus vielen Einzelmessungen als Durchschnittswerte ermittelt und entsprechen dem Stand unserer heutigen Kenntnisse. Sie dienen lediglich als Information über unsere Produkte und sollen eine Hilfe zur Materialauswahl sein. Wir sichern damit nicht bestimmte Eigenschaften oder die Eignung für bestimmte Einsatzzwecke rechtlich verbindlich zu. Da die Eigenschaften auch von den Dimensionen der Halbzeuge und dem Kristallisationsgrad (z.B. Nukleierung durch Pigmente) abhängen, können die tatsächlichen Eigenschaftswerte eines bestimmten Produkts von den Angaben etwas abweichen.

*Die mechanischen Eigenschaften von faserverstärkten Materialien wurden an spritzgegossenen Probekörpern in Faserrichtung ermittelt. Für die Auslegung von Konstruktionen und die Definition von Materialspezifikationen nennen wir Ihnen auf Anfrage gerne die für Ihre Anwendungen zutreffenden Daten.



High Performance in Plastics

