

Analysen zur Belastung der temporären Spritzbetonsicherung bei Tunnelvortrieben mit einer Gripper-TBM

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Schmitt, Omid Monfaredpur B. Eng., Prof. Dr.-Ing. Ulrich Burbaum, Dr.-Ing. Rohola Hasanpour
Hochschule für angewandte Wissenschaften Darmstadt

Zusammenfassung

Eine Gripper-TBM wird im Festgestein mit mittlerer bis hoher Standzeit eingesetzt. Zur Stützung des Hohlraums wird die temporäre Spritzbetonsicherung erst im Nachläuferbereich der Gripper-TBM eingebaut. Dadurch kann es zu einer starken Umlagerung der Spannungen im Gebirge kommen, so dass die temporäre Spritzbetonsicherung nur im geringen Maße durch den Gebirgsdruck belastet wird. Das Spannungsverformungsverhalten des Gebirges durch ebene numerische Berechnungen oder durch vorhandene theoretische Ansätze abzuschätzen, ist durch die räumlichen Spannungszustände nur schwer bzw. nicht möglich. Um eine realitätsnahe Beanspruchung der temporären Spritzbetonschale ableiten zu können, sind aufwendige dreidimensionale Berechnungen notwendig oder die Ableitung ist anhand von Messungen aus vergleichbaren ausgeführten Projekten durchzuführen. Erste Ergebnisse aus durchgeführten dreidimensionalen numerischen Berechnungen zeigen, dass die temporäre Spritzbetonsicherung nur im geringen Maße durch den Gebirgsdruck belastet wird. Allerdings wurden bei diesen Untersuchungen nur Einzelfälle betrachtet. Der Einfluss aus der Variation der stofflichen Parameter zur Beschreibung des Gebirges oder aus der Variation von geometrischen Parametern wurde bisher noch nicht weiter analysiert. Daher wurden weitere umfangreiche Parameter- bzw. Sensitivitätsstudien mit einem detaillierten dreidimensionalen numerischen Simulationsmodell durchgeführt. Aus diesen Studien werden die wesentlichen Ergebnisse im Rahmen des vorliegenden Beitrages vorgestellt.

1. Einführung

Nach den Empfehlungen des DAUB [1] kommt eine offene Tunnelbohrmaschine (Gripper-TBM) im Festgestein mit mittlerer bis hoher Standzeit zum Einsatz. Für den Vortrieb bzw. für die Interaktion mit dem Gebirge sind verschiedene Aspekte von Bedeutung. Der Bereich des Bohrkopfes ist zum einen stark geprägt durch den Abbauprozess an der Ortsbrust. Zum anderen sind die Verformungen des ungestützten Gebirges im Bereich des Bohrkopfes bzw. des Schildmantels von besonderer Bedeutung. Im Krafteinleitungsbereich der Gripper-Verpressung bzw. der Gripperpratzen ist ein weiterer Bereich vorhanden, in dem der Spannungszustand des Gebirges beeinflusst wird. Für die Umsetzungsvorgänge der Gripper-TBM wird das Gebirge durch die Krafteinleitung im Bereich der verschiedenen Schreitwerke belastet.

Im Vergleich zu einem Vortrieb mit einer Tunnelbohrmaschine mit Schild (TBM-S), bei der die Stützung des Hohlraums unmittelbar mit dem Einbau der Tübbingsicherung erfolgt, findet die planmäßige Stützung des Gebirges beim Vortrieb mit einer Gripper-TBM erst im Nachläuferbereich der Gripper-TBM

mittels einer Spritzbetonsicherung statt. Dieser Bereich hatte z. B. bei den Vortrieben des Gotthard-Basis-Tunnels einen Abstand von 46,5 m zur Ortsbrust (vgl. [15]). Dadurch kann es zu einer starken Umlagerung der Spannungen im Gebirge kommen, so dass die temporäre Spritzbetonsicherung nur im geringen Maße durch den Gebirgsdruck belastet wird.

Zur Verklemmungsproblematik des Bohrkopfes einer Gripper-TBM wurden in [3] bis [5] Ergebnisse vorgestellt. Ebenso wurden die umfangreichen Untersuchungen und die daraus gewonnenen Erkenntnisse bezüglich des Krafteinleitungsbereichs der Gripper-Verpressung bzw. der Gripperpratzen, in dem es zu einer Beeinflussung des Gebirgsdrucks kommt, in [6] bis [10] aufgezeigt. Erste Ergebnisse aus Untersuchungen bezüglich der Spannungsumlagerungen im Gebirge sind in [11] dokumentiert. Analysen bzgl. verschiedener Ausbautypen, die bei einem Gripper-TBM-Vortrieb verwendet werden können, sind in [12] dargestellt.

Das Spannungsverformungsverhalten des Gebirges durch ebene numerische Berechnungen oder durch vorhandene theoretische Ansätze abzuschätzen, ist

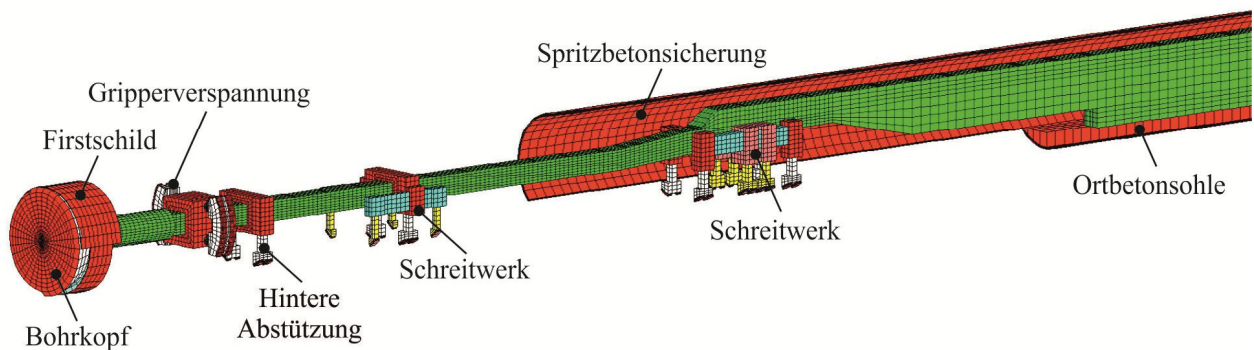


Bild 1: Numerisches Berechnungsmodell der Gripper-TBM

durch die räumlichen Spannungszustände nur schwer bzw. nicht möglich. Um eine realitätsnahe Beanspruchung der temporären Spritzbetonsicherung ableiten zu können, sind aufwendige dreidimensionale Berechnungen durchzuführen oder die Ableitung ist anhand von Messungen aus vergleichbaren durchgeführten Projekten vorzunehmen. Die ersten Ergebnisse aus den Untersuchungen aus [11] zeigen, dass die temporäre Spritzbetonsicherung nur im geringen Maße durch den Gebirgsdruck belastet wird. Allerdings wurden bei diesen Untersuchungen nur Einzelfälle betrachtet. Der Einfluss aus der Variation der stofflichen Parameter zur Beschreibung des Gebirges z. B. E-Modul oder Scherfestigkeiten sowie aus der Variation der geometrischen Parameter z. B. Überlagerungshöhe oder Dicke der Spritzbetonschale wurden bisher noch nicht weiter analysiert. Daher wurden umfangreiche Parameter- bzw. Sensitivitätsstudien mit einem detaillierten dreidimensionalen numerischen Simulationsmodell durchgeführt. Aus diesen Studien werden die wesentlichen Ergebnisse im Rahmen des vorliegenden Beitrages vorgestellt.

2. Numerisches Simulationsmodell

Das entwickelte dreidimensionale numerische Modell bildet den kompletten Bauablauf eines Vortriebs mit einer einfach verspannten Gripper-TBM ab. In Bild 1 ist das numerische Berechnungsmodell mit den einzelnen modellierten Bereichen dargestellt. Die geometrischen Abmessungen, die Materialkennwerte und der Bauablauf entsprechen denen der Gripper-TBM, wie sie in den einzelnen Abschnitten beim Vortrieb des Gotthard-Basistunnels zum Einsatz kamen (vgl. [13] bis [15]).

Der Ausbruchsdurchmesser im Modell beträgt $d = 9,5$ m. Die Abmessungen des Berechnungsmodells wurden anhand von Voruntersuchungen und auf Grundlage der Empfehlungen nach [16] mit einem seitlichen

Abstand von 77 m (entsprechend $8d$) und einem Abstand von 48 m (entsprechend $5d$) vom unteren Rand gewählt. Die Gesamtlänge des Berechnungsmodells beträgt 230 m, in dem eine Vortriebsstrecke von 190 m abgebildet wurde (vgl. Bild 2).

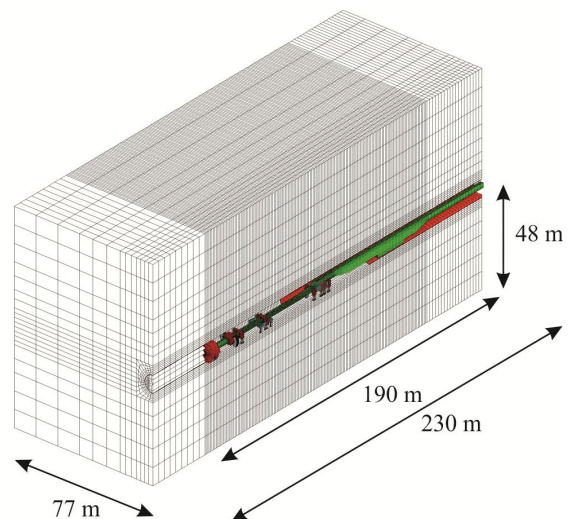


Bild 2: Dreidimensionales numerisches Modell Gripper-TBM mit der Darstellung des simulierten Untergrundes

Der Untergrund wurde mit einem linearelastisch-idealplastischen Stoffgesetz mit dem Fließkriterium nach Mohr-Coulomb mit nicht assoziierter Fließregel simuliert. Der Einfluss von Trennflächen wurde im Rahmen der vorgestellten Berechnungen nicht berücksichtigt. Die Stahlbauteile der Gripper-TBM wurden mit linear-elastischen Materialverhalten sowie bereichsweise angesetzten Ersatzsteifigkeiten und Ersatzwichten erfasst. Ebenso wurden der Spritzbeton und die Ortbetonsohle durch ein linear-elastisches Materialverhalten beschrieben. Der Elastizitätsmodul des Spritzbetons und der Ortbetonsohle wurde in Abhängigkeit des Baufortschritts und einer vorgegebenen

Vortriebsgeschwindigkeit für die Simulation des Baufortschritts angepasst, um so die zeitliche Erhärtung des Betons zu simulieren (vgl. [3] bis [5], [9], [11]). Dazu wurde die Druckfestigkeit in den Elastizitätsmodul (Bild 3) entsprechend [17] umgerechnet und in den Berechnungen angesetzt. Für den Erhärtungsvorgang wurde von einer durchschnittlichen Vortriebsleistung von 13 m/Tag in den ersten Studien ausgegangen. Die Spritzbetonschale und die Ortbetonsohle wurden mit einer Querdehnzahl von $\mu = 0,2$ und einer Wichte von $\gamma = 24 \text{ kN/m}^3$ berücksichtigt.

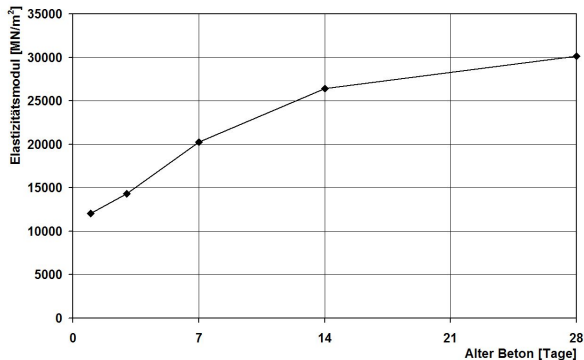


Bild 3: Zeitabhängige Entwicklung des Elastizitätsmoduls für einen Beton C20/25

In den räumlichen Berechnungen können die einzelnen Vortriebsphasen, wie z. B. die einzelnen Bohrhübe, das Umsetzen der Gripperpratzen und das Umsetzen der Schreitwerke simuliert werden. Für die hier dargestellten Ergebnisse wurden die Berechnungen als step-by-step Analyse durchgeführt.

3. Sensitivitätsstudien

Mit dem zuvor beschriebenen numerischen Modell wurden umfangreiche Sensitivitätsstudien durchgeführt, um daraus das theoretische Spannungsverformungsverhalten des Gebirges bei einem maschinellen Tunnelvortrieb mit einer Gripper-TBM bzw. die Beanspruchung der temporären Spritzbetonsicherung abzuleiten.

Tab. 1: Bandbreite Parameter (isotrope Materialeigenschaften Gebirge)

Kenngröße	Bandbreite
Wichte Gebirge γ [kN/m^3]	26
E-Modul Gebirge E_{Gebirge} [MN/m^2]	500 bis 5.000
Querdehnzahl μ [-]	0,2
Reibungswinkel Gebirge φ_{Gebirge} [$^\circ$]	25 bis 40
Kohäsion Gebirge c_{Gebirge} [MN/m^2]	0,1 bis 2,0
Überlagerungshöhe h_U [m]	100 bis 800

Unter Berücksichtigung isotroper Materialeigenschaften des Gebirges wurden in den Sensitivitätsstudien

die Gebirgskennwerte, die Überlagerungshöhe h_U und die Dicke der temporären Spritzbetonsicherung d_s variiert. In Tabelle 1 sind die einzelnen Kenngrößen mit den variierten Bandbreiten zusammengefasst. Hierbei ist anzumerken, dass die unteren Kennwerte für den Elastizitätsmodul des Gebirges E_{Gebirge} und die Kohäsion des Gebirges c_{Gebirge} Extremwertbetrachtungen darstellen. Im Folgenden werden die wesentlichen Ergebnisse der Untersuchungen der Sensitivitätsstudien vorgestellt.

4. Berechnungsergebnisse

4.1 Bereich Bohrkopf Gripper-TBM

In Bild 4 sind die Radialspannungen des simulierten Gebirges, die im Bereich der Ulme berechnet wurden, für eine Berechnungsvariante exemplarisch abgebildet. Dargestellt sind dabei die Radialspannungen, die im unmittelbaren Ausbruchrand des Tunnelquerschnitts in der Ulme wirken. Hier ist sehr deutlich zu erkennen, dass sich die Gebirgsspannungen im Bereich der Ortsbrust umlagern. Unmittelbar vor dem Ausbruch nimmt die Größe der Radialspannungen im Ulmenbereich sehr stark zu und reduziert sich dann im Bereich des Bohrkopfs sehr stark auf null. Im Bereich der Gripperverspannung, in dem die Verspannkräfte ins Gebirge eingetragen werden, kommt es dann erwartungsgemäß zu einer entsprechenden Vergrößerung der Radialspannungen aufgrund des Anliegens der Gripperverspannung an das Gebirge bzw. durch das Einleiten der Verspannkräfte der Gripperverspannung. Die Vergrößerung der Radialspannungen ist dabei maßgeblich von der Größe der eingeleiteten Kräfte der Gripperverspannung abhängig. Nach dem Umsetzen der Gripperverspannung reduzieren sich im nachfolgenden Bereich die Radialspannungen wieder zu null. Beim Einbau der Spritzbetonsicherung und der Ortbetonsohle kommt es erwartungsgemäß zu einem Anstieg der Radialspannungen in der Ulme bis sich ein konstanter Wert einstellt. Dabei ist der Anstieg abhängig von der zeitlichen Festigkeitsentwicklung des Spritzbetons. Sehr deutlich wird bei der Darstellung der Radialspannungen im Bild 4, dass die Gebirgsspannungen, die auf die temporäre Spritzbetonsicherung wirken, äußerst gering sind. Bei der Betrachtung der Radialspannungen im Bereich der Firste zeichnet sich ein ähnlicher Spannungsverlauf wie in der Ulme ab, nur dass hierbei konsequenterweise der Einfluss der Gripperverspannung nicht bemerkbar ist.

4.2 Belastung der temporären Spritzbetonsicherung

In den Bildern 5 bis 8 ist der maßgebliche Teil der Auswertungen der Sensitivitätsstudien aufbereitet. Die für die Bemessung der temporären Spritzbetonsicherung bzw. -schale maßgebende Schnittgröße stellt die maximale Normalkraft im Bereiche der Ulme dar. Das

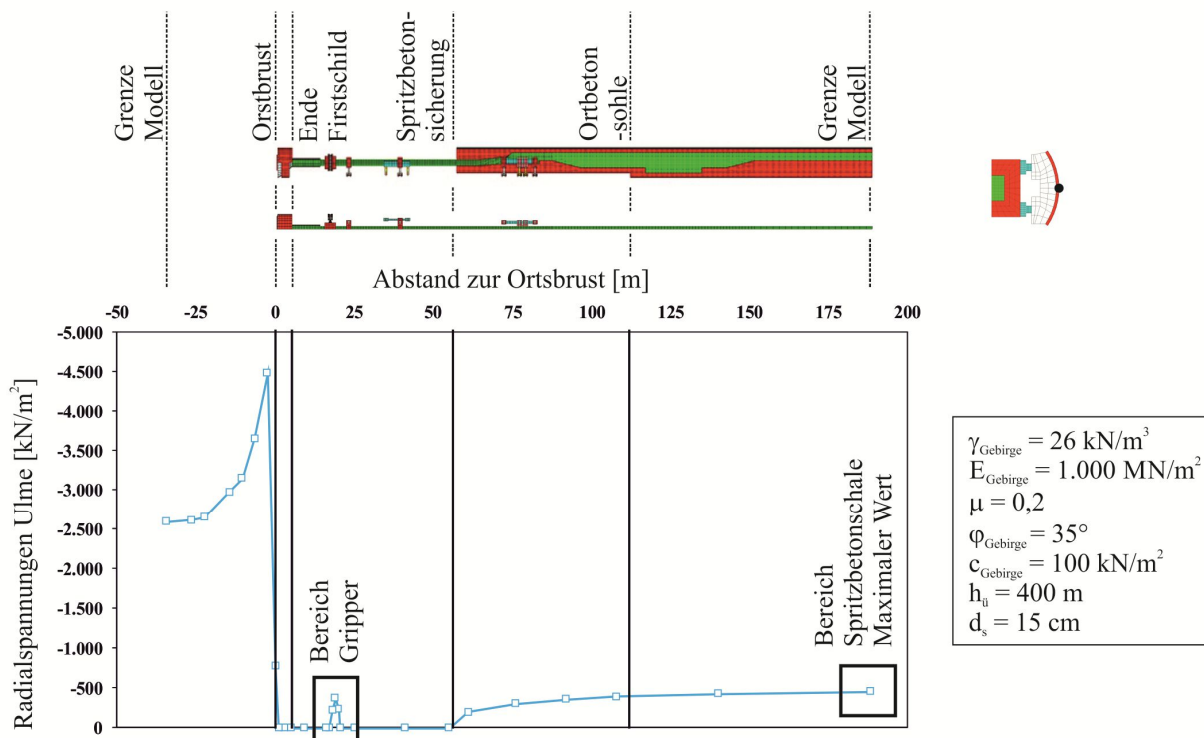


Bild 4: Radialspannungen im Ulmenbereich bezogen auf den Abstand zur Ortsbrust

berechnete Biegemoment aus den Parameterstudien spielt aufgrund der sehr geringen Größe bei der Bemessung keine Rolle und wird daher nicht weiter dargestellt. Neben dem absoluten Maximalwert der Normalkraft im Bereich der Ulme ist in den Bildern 5, 7 und 8 auch der Vorentspannungsfaktor α_k aufgetragen. Der Vorentspannungsfaktor α_k wird verwendet, um in einer zweidimensionalen numerischen Berechnung durch das Stützlast- bzw. Stützkernverfahren die Lastumlagerung durch den Tunnelvortrieb simulieren

zu können (vgl. [16]). Beim Stützlastverfahren werden in einem rechnerischen Zwischenschritt die Knotenkräfte, die im Primärspannungszustand ermittelt wurden, um den Vorentspannungsfaktor α_k reduziert. Dabei bedeutet ein hoher Vorentspannungsfaktor α_k , dass der Ausbau nur einen geringen Anteil der Lasten aus der Lastumlagerung aufnehmen muss. Ein geringerer Vorentspannungsfaktor α_k hat dagegen die Folge, dass der temporäre Ausbau einen größeren Anteil der Lasten aus der Lastumlagerung abtragen muss.

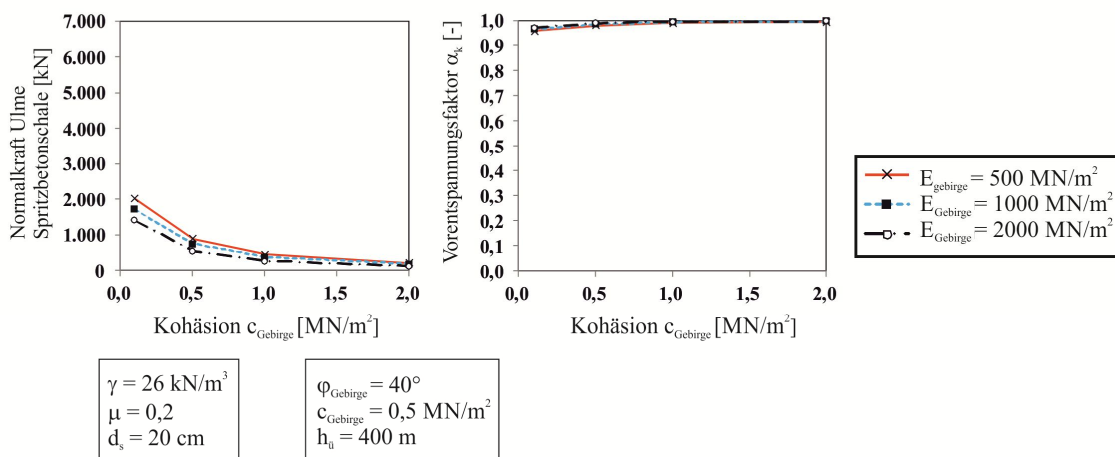


Bild 5: Einfluss Elastizitätsmodul Gebirge E_{Gebirge} im Bereich der maximalen Normalkraft der Spritzbetonschale im Bereich der Ulme / Vorentspannungsfaktor α_k , Überlagerungshöhe $h_{\text{ü}} = 400 \text{ m}$

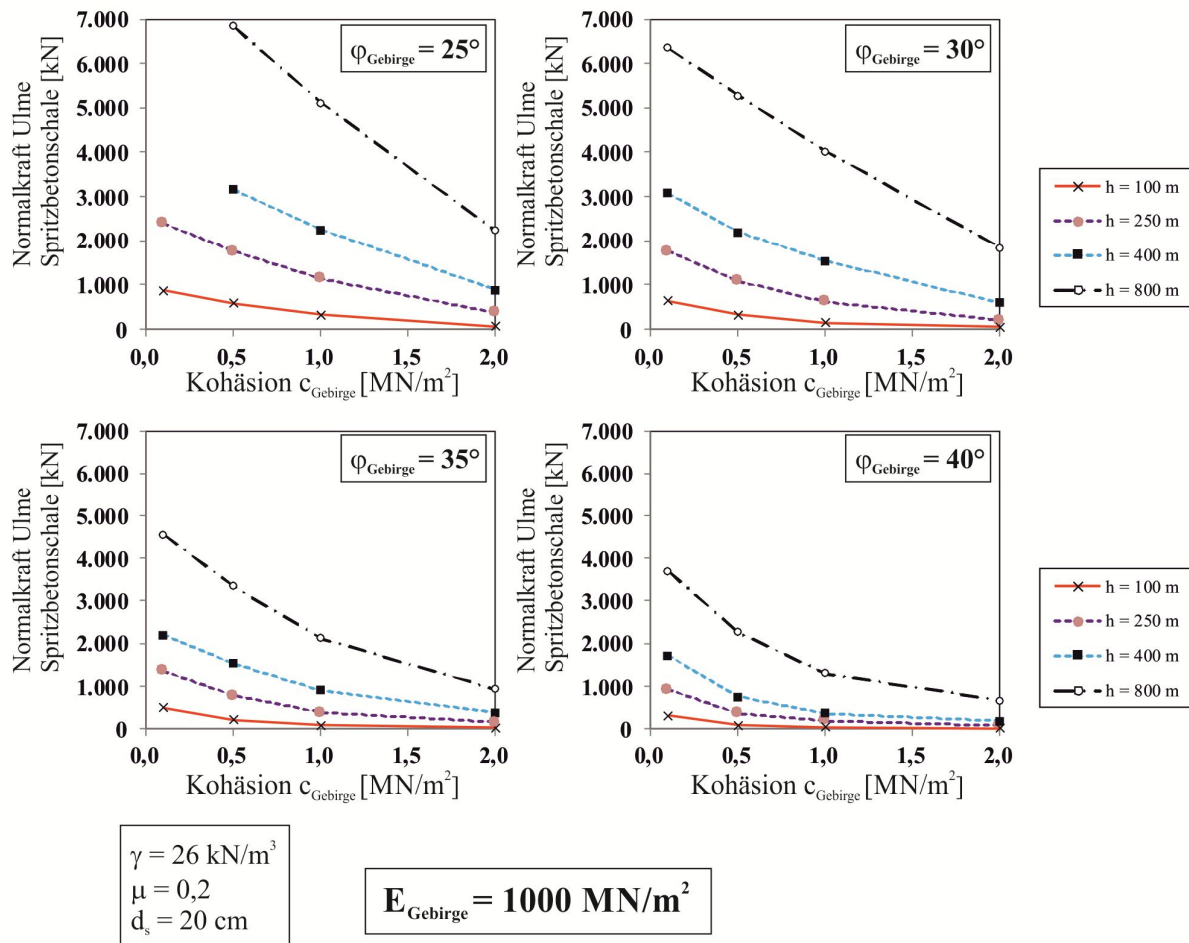


Bild 6: Einfluss der Scherfestigkeiten des Gebirges und der Überlagerungshöhe im Bereich der maximalen Normalkraft der Spritzbetonschale im Bereich der Ulme

Im Bild 5 ist die Abhängigkeit der Normalkraft in der Ulme und der Vorentspannungsfaktor α_k vom Elastizitätsmodul des Gebirges E_{Gebirge} und der Kohäsion des Gebirges c_{Gebirge} dargestellt. Bei zunehmender Kohäsion des Gebirges zeigt sich, dass der Elastizitätsmodul des Gebirges keinen Einfluss auf die Größe der Normalkraft in der Ulme hat. Bei der Betrachtung des Vorentspannungsfaktors wird ebenso deutlich, dass der Elastizitätsmodul des Gebirges keinen relevanten Einfluss auf die temporäre Spritzbetonsicherung hat. Dies ist darauf zurückzuführen, dass sich der elastische Anteil der Verformungen bereits vor dem relativ späten Einbau der temporären Spritzbetonsicherung eingestellt hat und daraus keine Spannungumlagerungen mehr resultieren können. Dagegen zeigt sich, dass die Kohäsion des Gebirges einen Einfluss auf den Lastabtrag der temporären Spritzbetonsicherung aufweist. Dabei ist allerdings anzumerken, dass hier mit einem Vorentspannungsfaktor von 0,96 bis 1,0 ein relativ geringer Einfluss festzustellen ist.

In Bild 6 ist die maximale Normalkraft der temporären Spritzbetonschale in der Ulme für verschiedene Reibungswinkel des Gebirges φ_{Gebirge} in Abhängigkeit von der Kohäsion des Gebirges c_{Gebirge} und der Überlagerungshöhe $h_{\bar{u}}$ visualisiert. Bei einem Reibungswinkel des Gebirges φ_{Gebirge} von 25° in Kombination mit einer Kohäsion des Gebirges $c_{\text{Gebirge}} = 0,1 \text{ MN/m}^2$ und einer Überlagerungshöhe $h_{\bar{u}} = 400 \text{ m}$ bzw. $h_{\bar{u}} = 800 \text{ m}$ konnten keine Werte abgebildet werden, da hier das simulierte Gebirge numerisch kollabierte. Dies bedeutet, dass bei dieser Kennwertkombination der ungestützte Bereich nicht mehr ausreichend standsicher ist und hier eine temporäre Sicherung z. B. durch eine Systemankerung bzw. durch Ausbaubögen im ungestützten Bereich im Rahmen des Vortriebs notwendig wäre. Bei der Betrachtung der Diagramme in Bild 6 zeigt sich zum einen der Einfluss der Scherfestigkeiten des Gebirges und zum anderen der Einfluss der Überlagerungshöhe auf die Größe der maximalen Normalkraft im Ulmenbereich. Bei einem Gebirge mit geringen Scherfestigkeiten ergeben sich erwartungsgemäß für die Spritzbetonschale größere Normalkräfte als bei

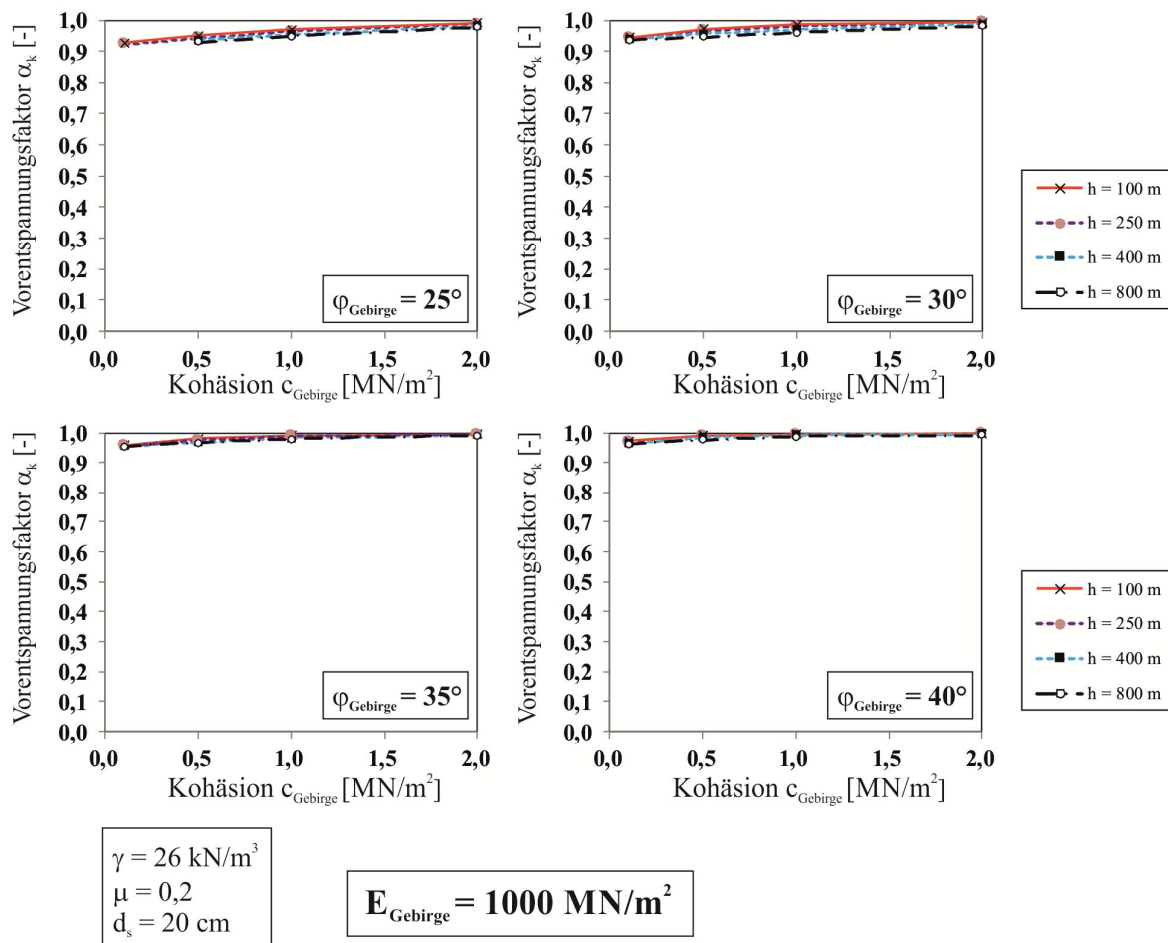


Bild 7: Einfluss der Scherfestigkeiten des Gebirges und der Überlagerungshöhe auf den Vorentspannungsfaktor α_k

einem Gebirge mit höheren Scherfestigkeiten. Dies resultiert daraus, dass sich die Spannungen bei einem Gebirge mit geringeren Scherfestigkeiten stärker umlagern, d. h. die Spannungen können im unmittelbaren Bereich des Ausbruchsquerschnitts nicht aufgenommen werden und das Gebirge plastiziert. Damit ergibt sich im Gebirge ein größeres Gewölbe. Der Gebirgsdruck, der unterhalb des Gewölbes entsteht, muss entsprechend von der temporären Spritzbetonsicherung aufgenommen werden. Mit steigender Überlagerungshöhe vergrößern sich, wie in Bild 6 zu sehen ist, die Normalkräfte in der Spritzbetonschale. Auch hier bildet sich mit zunehmender Überlagerungshöhe ein größeres Gewölbe aus.

Der Einfluss der Scherfestigkeiten des Gebirges und der Überlagerungshöhe auf die Belastung der temporären Spritzbetonsicherung relativiert sich bei der Betrachtung des Bildes 7. Hier ist der Vorentspannungsfaktor für die zuvor in Bild 6 dargestellten Einflussgrößen visualisiert. Für die dargestellten Varianten liegt der Vorentspannungsfaktor zwischen 0,92 bis 1,0. Bei Vergleich der Überlagerungshöhen zeigt sich,

dass die Kurvenverläufe fast deckungsgleich sind und die Überlagerungshöhe keine Auswirkung auf die Größe des Vorentlastungsfaktors besitzt. Für den Reibungswinkel des Gebirges ist ein geringer aber vorhandener Einfluss auf die Größe des Vorentspannungsfaktors feststellbar. Der größte Einfluss auf die Größe des Vorentspannungsfaktors resultiert aus der Kohäsion des Gebirges.

In Bild 8 sind die Ergebnisse veranschaulicht, die sich für die Variation der Dicke der Spritzbetonschale d_s in Abhängigkeit des Reibungswinkels des Gebirges ergeben. Hier ist festzustellen, dass die Dicke der Spritzbetonschale nur einen sehr geringen Einfluss bzw. eine untergeordnete Bedeutung für die Größe der maximalen Normalkraft in der Ulme besitzt. Mit zunehmender Dicke der Spritzbetonschale steigen die Normalkräfte in der Spritzbetonschale geringfügig an, was darauf zurückzuführen ist, dass mit zunehmender Steifigkeit der Spritzbetonschale die Spannungen aus dem Gebirge angezogen werden. Deutlich wird aber auch hier wieder, dass der größere Einfluss auf die Größe der maximalen Normalkräfte in der Spritzbetonschale aus

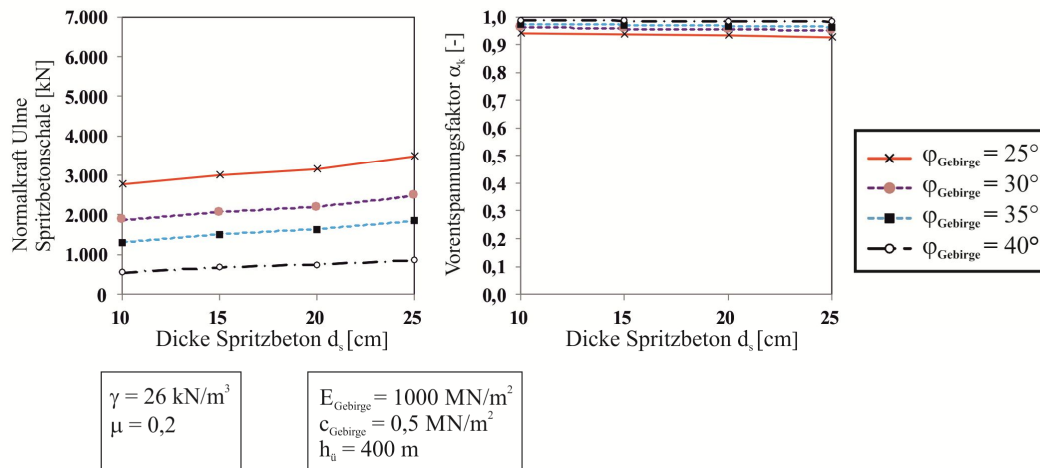


Bild 8: Einfluss der Dicke des Spritzbetons im Bereich der maximalen Normalkraft der Spritzbetonschale im Bereich der Ulme / Vorentspannungsfaktor α_k , Überlagerungshöhe $h_{\text{Ü}} = 400$ m

der Scherfestigkeiten des Gebirges entsteht. Der Vorentspannungsfaktor liegt für den Vergleich der Dicke der Spritzbetonschale zwischen 0,93 bis 0,98.

5. Zusammenfassung und Ausblick

Um die Belastung der temporären Spritzbetonsicherung bei einem maschinellen Tunnelvortrieb mit einer Gripper-TBM zu analysieren, wurden umfangreiche Parameter- bzw. Sensitivitätsstudien mit einem dreidimensionalen numerischen Simulationsmodell durchgeführt.

Die Ergebnisse der Berechnungen zeigen sehr deutlich, dass von den variierten Parametern Elastizitätsmodul Gebirge, Reibungswinkel Gebirge, Kohäsion Gebirge, Überlagerungshöhe und Dicke Spritzbetonschale die Kennwerte der Scherfestigkeiten des Gebirges den größten Einfluss auf die für die Bemessung maßgebende Größe der maximalen Normalkraft im Ulmenbereich haben. Bei der Betrachtung der Größe des Vorentspannungsfaktors relativiert sich diese Erkenntnis dadurch, dass die Werte für den Vorentlastungsfaktor, der zur Durchführung von zweidimensionalen numerischen Berechnungen erforderlich ist, um das Stützlast- bzw. Stützkennverfahren anwenden zu können, zwischen 0,93 bis 1,0 liegen. Das bedeutet, dass für den betrachteten Bereich der Kennwerte in Tabelle 1 nur eine sehr geringe Belastung der Spritzbetonsicherung auftritt, d. h. die Spritzbetonsicherung trägt maximal ca. 7 % der Belastung aus dem Gebirge. Hierbei ist zu berücksichtigen, dass die unteren Kennwerte für den Elastizitätsmodul des Gebirges und die Kohäsion des Gebirges Extrembetrachtungen darstellen und zum einen die Standsicherheit des ungestützten Bereichs des Gebirges nicht gegeben ist und zum anderen starke elastische und plastische Verformungen im Ausbruchsquerschnitt berechnet werden können

(vgl. [3]) und somit das Risiko des Verklammens des Bohrkopfes für den Vortrieb maßgebend sein kann. Bei höheren Kennwerte für das Gebirge ist die Belastung der Spritzbetonsicherung so gering, dass sich ein fast lastfreier Fall ergibt. Was in den Untersuchungen deutlich wird, dass für isotropes elastoplastisches nicht zeitabhängiges Materialverhalten des simulierten Gebirges die Spritzbetonschale nicht sinnvoll bemessen werden kann. Hier zeigt sich ein weiterer Forschungsbedarf. Zum einen ist zu untersuchen, wie sich das Spannungsverformungsverhalten des Gebirges bei einem simulierten Trennflächengefüge des Gebirges verhält und zum anderen welche Auswirkungen sich durch ein simuliertes zeitabhängiges Materialverhalten des Gebirges auf das Spannungsverformungsverhalten des Gebirges ergeben.

Bei den dargestellten Ergebnissen ist zu beachten, dass in diesem Beitrag die theoretische Umlagerung der Spannungen im simulierten Gebirge betrachtet wurde. Die mit der Spannungsumlagerung einhergehenden berechneten Verschiebungen wurden im vorliegenden Beitrag nicht dargestellt.

In den Untersuchungen wurde keine Systemankerung bzw. Ausbaubögen für den ungestützten Bereich zur Erhöhung der Standsicherheit des Gebirges z. B. bei einem Gebirge mit geringer Scherfestigkeiten des Gebirges berücksichtigt. Hier sind weitere Untersuchungen erforderlich, bzw. wäre hier die Diskussion notwendig, ob für solche Randbedingungen ein Vortrieb mit einer Gripper-TBM für längere Tunnelabschnitte technisch und wirtschaftlich sinnvoll ist.

Literatur

- [1] Deutscher Ausschuss für unterirdisches Bauen e. V. (DAUB): Empfehlungen zur Auswahl von

- Tunnelvortriebsmaschinen. TUNNELBAU 2011, Deutsche Gesellschaft für Geotechnik e. V., VGE Verlag GmbH, Essen, S. 231 -299.
- [2] Maidl, B., Schmid, L., Ritz, W., Herrenknecht, M.: Tunnelbohrmaschinen im Hartgestein, Ernst & Sohn Verlag, 2001.
- [3] Schmitt, J., Krajewski, W., Fromm, H., Wawrzyniak, C.: Analysen zum Spannungsverformungsverhalten des Gebirges bei einfach verspannten Gripper-Tunnelbohrmaschinen, 9. Kolloquium 'Bauen in Boden und Fels', Technische Akademie Esslingen, 14.-15.01.2014, S. 187-194.
- [4] Schmitt, J., Monfaredpur, O., Burbaum, U., Hasanpour, R.: Kriterium zur Prognose des Risikos der Verklemmung einer Gripper-TBM, GeoResources Journal, Band 3 (2017), Heft 1-2017, S. 29-38.
- [5] Schmitt, J., Monfaredpur, O., Burbaum, U., Hasanpour, R.: Criterion for Predicting the Risk of a Gripper TBM Jamming, GeoResources Journal, Band 3 (2017), Heft 2-2017, S. 25-34.
- [6] Eisenstein, Z. D., Rossler, K.: Geotechnical Criteria for Double Shield Tunnel Boring Machines, Studien-gesellschaft für unterirdische Verkehrsanlagen (STUVA), Forschung + Praxis, U-Verkehr und Unterirdisches Bauen, Band 36, 1995, S. 192-201.
- [7] Galler, R.: Geotechnische Untersuchungen zur Verspannungen offener Tunnelbohrmaschinen, Institut für Geomechanik, Tunnelbau und Konstruktiven Tiefbau, Montanuniversität Leoben, 1997.
- [8] Galler, R.: Impulse zur Weiterentwicklung des Tunnelbohrmaschinenvortriebes, Österreichischer Tunneltag 2000, 11. Oktober 2000, Salzburg, S. 139-144.
- [9] Schmitt, J., Edelmann, T.: Bestimmung der Einsatzgrenzen im Fels für die Verspannung von Gripper-Tunnelbohrmaschinen, 10. Kolloquium 'Bauen in Boden und Fels', Technische Akademie Esslingen, 19.-20.01.2016, S. 287-297.
- [10] Barla, G.: TBM Tunneling in deep underground excavation in hard rock with spalling behavior, 43. Geomechanik-Kolloquium 14.11.2014, Veröffentlichungen des Institutes für Geotechnik der TU Bergakademie Freiberg, Heft 2014-2, S. 25-39.
- [11] Schmitt, J., Stahlmann, J., Gattermann, J., Herrenknecht, M., Rehm, U.: Numerische Simulation eines maschinellen Tunnelvortriebs mit einer Gripper-TBM, Tagungsband des 5. Kolloquium 'Bauen in Boden und Fels', Technische Akademie Esslingen, 24.-25.01.2006, S. 269-278.
- [12] Ramoni, M.: On the feasibility of TBM drives in squeezing ground and the risk of shield jamming. Eidgenössische Technische Hochschule ETH Zürich, 2010.
- [13] Ehrbar, H., Sala, A., Wick, R.: Vortriebe am Gotthard-Basistunnel – ein Rückblick, Erfahrungen und Lehren aus Sicht des Bauherrn. Swiss Tunnel Congress 2012, S. 114-135, 2012.
- [14] Brux, G.: TBM-Einsatz am Gotthard-Basistunnel, Sachstandsbericht: Mitte 2007, Tiefbau 12/2007, S. 752-755.
- [15] Gollegger, J., Priller, A., Rausch, M.: Einsatz von offenen Tunnelbohrmaschinen bei druckhaftem Gebirge im Gotthard Basistunnel, Geomechanics and Tunneling 2 (2009), No. 5, S. 591-600.
- [16] Deutsche Gesellschaft für Geotechnik (DGGT): Empfehlungen des Arbeitskreises "Numerik in der Geotechnik" – EANG, Ernst & Sohn Verlag, 2014.
- [17] Grübl, P., Weigler, H., Karl, S.: Beton - Arten, Herstellung und Eigenschaften, 2. Auflage, Ernst & Sohn Verlag, 2001.

Autoren:

Prof. Dr.-Ing. Jürgen Schmitt
juergen.schmitt@h-da.de

Omid Monfaredpur B. Eng.
omid.monfaredpur@stud.h-da.de

Prof. Dr.-Ing. Ulrich Burbaum
ulrich.burbaum@h-da.de

Dr.-Ing. Rohola Hasanpour
ra.hasanpour@gmail.com

Hochschule für angewandte Wissenschaften Darmstadt
Fachbereich Bauingenieurwesen
Haardtring 100
64295 Darmstadt