

MASTERARBEIT

Vergleichende Untersuchungen zu CNL (Constant Normal Load) und CNS (Constant Normal Stiffness) Direktscherversuchen

Saida Poturović

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. Dr.techn., Ass.-Prof. Manfred Blümel

Institut für Felsmechanik und Tunnelbau
Technische Universität Graz

Graz, Jänner 2015

Eidesstattliche Erklärung

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 entnommene Stellen als solche kenntlich gemacht habe.

Graz, Jänner 2015

Saida Poturović

Danksagung

Ich bedanke mich herzlich meinen Betreuer O. Univ. -Prof. Dipl. -Ing. mont Wulf Schubert und Ass. Prof. Dipl. -Ing. Dr. techn. Manfred Blümel für ihre Bereitschaft, meine Arbeit mit großer Bereitwilligkeit und fachlicher Hilfe zu fördern.

Mein besonderer Dank gilt auch Herrn Anton Kaufmann für die Unterstützung bei der Vorbereitung und Durchführung der experimentellen Untersuchungen.

Für ihre Geduld und liebevolle Unterstützung während der Studienzeit danke ich meinen Eltern Tarik und Vasva, sowie meiner Schwester Selma. Ebenso danke ich meinem Freund Miran, der mir immer zur Seite stand.

Ich möchte mich außerdem bei meinen Freunden bedanken, derentwegen diese Jahre zu einer unvergesslichen Zeit werden.

Abstract

This master thesis deals with the comparison of the results of shear tests conducted under conditions of constant normal load (CNL) and constant normal stiffness (CNS). The aim of this thesis is to investigate whether the shear strength results of the two test procedures are comparable and whether the results from an experiment under CNS conditions are sufficient to describe the shear behaviour of a rock joint.

The experiments were carried out on artificial samples with identical material properties. To ensure that the geometry was identical, replicas of natural rock joints were prepared using silicone moulder. A total of fifteen tests under CNL and CNS trial procedures were conducted with the help of the MTS servo-controlled direct shear apparatus in the laboratory of the Institute of Rock Mechanics and Tunnelling of the University of Technology in Graz.

The mechanical parameters friction angle and dilatancy were derived from the results of both experimental procedures and compared subsequently.

Kurzfassung

Diese Arbeit befasst sich mit dem Vergleich der Ergebnisse der Scherversuche unter den Randbedingungen der Constant Normal Load (CNL) und der Constant Normal Stiffness (CNS). Das Ziel dieser Arbeit ist es, zu untersuchen ob die Scherfestigkeitsergebnisse der beiden Versuchsprozeduren vergleichbar sind bzw. ob die Ergebnisse aus einem Versuch unter CNS-Bedingungen ausreichend sind, um das Scherverhalten der Trennfläche zu beschreiben.

Die Versuche wurden an künstlich hergestellten Proben mit identischen Materialeigenschaften durchgeführt. Um die Gleichheit der Geometrie sicherzustellen, wurde ein Abguss der Naturtrennfläche mit Hilfe von Silikon Formen hergestellt. Es wurden insgesamt fünfzehn Tests unter CNL- und CNS-Versuchsprozeduren am MTS prozessorgeregelten servohydraulischen Direktschergerät (servo controlled direct shear apparatus) im Labor des Instituts für Felsmechanik und Tunnelbau der Technischen Universität Graz durchgeführt.

Die mechanischen Parameter Reibungswinkel und Dilatanz wurden von den Ergebnissen beider Versuchsprozeduren abgeleitet und anschließend verglichen.

Inhaltsverzeichnis

1	Einleitung	1
1.1	Ziel	1
1.2	Literaturstudium	2
1.2.1	Trennflächen	2
1.2.2	Scherfestigkeitsverhalten der Trennflächen.....	3
1.2.3	Mechanische Eigenschaften.....	4
1.2.4	Anfangs- und Randbedingungen	5
1.3	Bestimmung der Scherfestigkeit.....	7
1.3.1	Empirische Methoden.....	7
1.3.1.1	<i>Kriterium nach Mohr-Coulomb</i>	7
1.3.1.2	<i>Kriterium nach Patton</i>	8
1.3.1.3	<i>Kriterium nach Barton und Choubey</i>	9
1.3.1.4	<i>Maksimovich Kriterium</i>	10
1.3.1.5	<i>Kriterium nach Grasselli</i>	12
2	Laborversuche	13
2.1	Versuchsverfahren	13
2.2	Schergerät	14
2.3	Vorgangsweise.....	15
2.3.1	Moulder Vorbereitung.....	15
2.3.2	Material für die Scherversuchsproben	15
2.3.3	Vorbereitung des Probekörpers.....	16
2.3.4	Versuchsvorbereitung	16
3	Ergebnisse	18
3.1	Allgemein	18
3.2	Spannungsverhalten	19
3.3	Reibungskoeffizient	21
3.4	Steifigkeit und Dilatanzvermögen	24
3.5	Ergebnisse	26
3.5.1	Dilatanzpotenzial	30
3.5.2	Reibungswinkel und Bruchgerade	31
3.5.3	Der Abzug der Dilatanz	33

3.5.4 Restreibungswinkel	35
3.6 Vergleich der Ergebnisse mit den empirischen Methoden	37
4 Schlusswort	39
Literatur	41
Anhang A	I
Anhang B	IX

Abbildungsverzeichnis

Abbildung 1: Beispiele der verschiedenen Trennflächenarten.....	2
Abbildung 2: Wichtigste geometrische Eigenschaften der Trennflächen [4]	3
Abbildung 3: Prinzip der (a) CNS-Versuchsprozedur, (b) CNL-Versuchsprozedur	6
Abbildung 4: Bilineares Modell von Patton	8
Abbildung 5: Typische Rauigkeitsprofile und zugehörige JRC – Werte [23]	9
Abbildung 6: Definition der Parameter der nichtlinearen Bruchgerade [21]	11
Abbildung 7: Direktschergerät.....	14
Abbildung 8: Herstellung der Formen.....	15
Abbildung 9: Herstellung des Probenkörpers	16
Abbildung 10: Ergebnisse der beiden Versuchsprozeduren	18
Abbildung 11: Normalspannung-Scherspannungsverlauf und dazugehörige Dilatanz unter CNL- und CNS-Bedingungen.....	20
Abbildung 12: Reibungskoeffizient Verlauf entlang des Scherweges unter CNL-Bedingungen	22
Abbildung 13: Reibungskoeffizient Verlauf entlang des Scherweges unter CNS-Bedingungen	23
Abbildung 14: Typische Spannungspfad eines CNS-Versuches	23
Abbildung 15: „Multi-Spring Model“ [25]	24
Abbildung 16: Darstellung der berechneten Innere Steifigkeiten und dazugehörige Randbedingungen für CNS-Versuche.....	26
Abbildung 17: Verlauf der Reibungskomponenten entlang des Scherweges unter Steifigkeitskontrollierten Randbedingungen und dazugehörige Dilatanzpotenzial	28
Abbildung 18: Verlauf der Reibungskomponenten entlang des Scherweges unter Spannungskontrollierten Randbedingungen und dazugehörige Dilatanzpotenzial	29
Abbildung 19: Einfluss der Initialspannung auf das Dilatanzpotenzial unter CNL-Randbedingungen	30
Abbildung 20: Einfluss der Initialspannung sowie Normalsteifigkeit auf das	

Dilatanzpotenzial unter CNS-Randbedingungen	30
Abbildung 21: Ergebnisse des Gesamtreibungswiderstandes aller CNL Versuche	31
Abbildung 22: Einfluss der Rauigkeit auf der Nichtlinearität der Bruchgerade	31
Abbildung 23: Mittlere Gesamtreibungswinkel und dazugehörige Bruchgerade	32
Abbildung 24: Gegenüberstellung der Ergebnisse beider Versuchsprozeduren.....	32
Abbildung 25 Abzug der ermittelten fiktiven Dilatanz vom Gesamtreibungswiderstand (CNS)	33
Abbildung 26: Abzug der ermittelten fiktiven Dilatanz vom Gesamtreibungswiderstand (CNL).....	34
Abbildung 27: Grafische Darstellung des Restreibungswinkels (CNL)	36
Abbildung 28: Vergleich der Ergebnisse (CNL) mit empirischen Methoden.....	37

Anhang A

Abbildung A 1: CNL01 Versuch $\sigma_n = 4.93 \text{ MPa}$	I
Abbildung A 2: CNL02 Versuch $\sigma_n = 3.62 \text{ MPa}$	II
Abbildung A 3: CNL03 Versuch $\sigma_n = 2.31 \text{ MPa}$	III
Abbildung A 5: CNL05 Versuch $\sigma_n = 0.50 \text{ MPa}$	V
Abbildung A 6: CNL06 Versuch $\sigma_n = 1.20 \text{ MPa}$	VI
Abbildung A 7: CNL07 Versuch $\sigma_n = 8.00 \text{ MPa}$	VII
Abbildung A 8: CNL08 Versuch $\sigma_n = 11.00 \text{ MPa}$	VIII

Anhang B

Abbildung B 1: CNS01 Versuch $\sigma_n = 0.50 \text{ MPa}; K = \infty$	IX
Abbildung B 3: CNS03 Versuch $\sigma_n = 2.00 \text{ MPa}; K = \infty$	XI
Abbildung B 4: CNS04 Versuch $\sigma_n = 0.62 \text{ MPa}; K = 5.00 \text{ MPa/mm}$	XII
Abbildung B 5: CNS05 Versuch $\sigma_n = 0.65 \text{ MPa}; K = 2.50 \text{ MPa/mm}$	XIII
Abbildung B 6: CNS06 Versuch $\sigma_n = 0.65 \text{ MPa}; K = 1.25 \text{ MPa/mm}$	XIV
Abbildung B 7: CNS07 Versuch $\sigma_n = 0.50 \text{ MPa}; K = 0.50 \text{ MPa/mm}$	XV
Abbildung B 8: CNS08 Versuch $\sigma_n = 0.50 \text{ MPa}; K = 5.00 \text{ MPa/mm}$	XVI

Tabellenverzeichnis

Tabelle 1: Durchgeführte Versuche mit jeweiligen Randbedingungen.....	13
Tabelle 2: Reibungswiderstand und Dilatanz Ergebnisse (CNL)	34
Tabelle 3: Reibungswiderstand und Dilatanz Ergebnisse (CNS).....	34
Tabelle 4: Restreibung Ergebnisse (CNL).....	36
Tabelle 5: Restreibung Ergebnisse (CNS)	36
Tabelle 6: Abweichungen der empirischen Ergebnisse von experimentell ermittelten Werten.....	37

Abkürzungen

<i>CNL</i>	Constant Normal Load
<i>CNS</i>	Constant Normal Stiffness
<i>UCS</i>	Uniaxial compressive strength
<i>JRC</i>	Joint roughness coefficient
σ	Normalspannung
τ	Scherspannung
<i>c</i>	Kohäsion
φ	Reibungswinkel
φ_b	Basisreibungswinkel
φ_r	Restreibungswinkel
<i>E</i>	E-Modul
<i>i</i>	Dilatanzwinkel
i_{peak}	„Peak“ Dilatanzwinkel
i_{max}	Maximale Dilatanzwinkel
i_f	Fiktive Dilatanzwinkel
i_{vor}	Vorgegebene Dilatanzwinkel
<i>K</i>	Externe Normalsteifigkeit
K_{nn}	Innere Normalsteifigkeit
<i>LVDT</i>	Linear variable differential transducers

1 Einleitung

1.1 Ziel

Die Stabilität von Felsbauwerken, wie beispielsweise Hänge, Gründungen, Tunnel, Untertagebauten, ist größtenteils mit der Präsenz von Trennflächen im Gebirge und deren Scherwiderstand verbunden. Trennflächen (Klüfte, Störungen) stellen die schwächste Stelle von Gebirgskörpern dar. Als solche bestimmen sie die Deformationscharakteristiken und Stabilität, die im Zuge von Abtrag, bzw. Ausbruch regelmäßig überwacht werden müssen.

Unter Scherkraft versteht man den maximalen Widerstand gegen Deformation durch kontinuierliche Scherverschiebung unter Scherspannung [7].

Diese mechanischen Parameter von geklüftetem Fels können vor Ort oder im Labor mithilfe eines Direktschergerätes untersucht werden.

Der Scherwiderstand der Trennfläche ist abhängig sowohl von deren Geometrie (Rauigkeit, Welligkeit) als auch von den externen Randbedingungen, denen sie ausgesetzt sind.

Die beiden wichtigsten Versuchsprozeduren mit unterschiedlichen externen Randbedingungen sind *Constant Normal Load* - CNL und *Constant Normal Stiffness* - CNS. Bei Anwendung der CNL-Bedingungen wirkt die Normalspannung während des Scherprozesses relativ konstant auf die Trennfläche. Solche experimentellen Randbedingungen trifft man in-situ bei Felsböschungen, wo sich Blöcke ohne Behinderungen normal zur Scherfläche bewegen und frei dilatieren können.

Im Unterschied zur CNL ist der Randbedingung unter CNS-Bedingungen die Steifigkeit, die mit Hilfe von simulierten Federn normal zur Trennfläche vorgegeben wird. In diesem Fall kommt es bei Dilatanz zu einer Steigerung der Normalspannung sowie zur Erhöhung des Scherwiderstandes. Dies ist unter anderem im Untertagebau der Fall, wo potenziell instabile Felsblöcke durch die Steifigkeit der umgebenden Blöcke nicht frei dilatieren können.

Diese Arbeit befasst sich mit dem Vergleich der Ergebnisse der Scherversuche unter den Randbedingungen der Constant Normal Load (CNL) und der Constant Normal Stiffness (CNS).

Das Ziel dieser Arbeit ist es zu untersuchen, ob die Scherfestigkeits-Ergebnisse, die beide Versuchsprozeduren gezeigt haben, miteinander vergleichbar sind, bzw. ob die Ergebnisse aus einem Versuch unter CNS Bedingungen ausreichend sind um das Scherverhalten einer Trennfläche zu beschreiben.

Die Versuche wurden an künstlich hergestellten Proben mit identischen Materialeigenschaften durchgeführt. Um die Gleichheit der Geometrie sicherzustellen, wurden Abgüsse der Naturtrennfläche mit Hilfe von Silikon Formen hergestellt. Es wurden insgesamt fünfzehn Tests unter CNL und CNS Versuchsprozeduren am MTS prozessorgerichteten servohydraulischen Direktschergeräts (servo controlled direct shear apparatus) im Labor am Institut für Felsmechanik und Tunnelbau durchgeführt.

Die mechanischen Parameter Reibungswinkel und Dilatanz wurden von den Ergebnissen beider Versuchsprozeduren abgeleitet und anschließend verglichen.

1.2 Literaturstudium

1.2.1 Trennflächen

Gebirge wird in der Felsmechanik als Blöcke (Aggregat), welche von Trennflächen (Klüften) umgeben sind, definiert [16]. Der Begriff Trennfläche bezeichnet sämtliche Unstetigkeiten – unabhängig von der Art ihrer Entstehung –, welche die geometrische und mechanische Kontinuität des Felsens unterbrechen [15]. Bezogen auf die Entstehungsart unterscheidet man geologische und anthropogene Trennflächen. Geologische Trennflächen sind Störungen, Schichtflächen, Schieferungen, oder Klüfte, während unter anthropologische Trennflächen, all jene fallen, die durch Sprengen, oder unter hydraulischen und spannungsverursachten Einflüssen entstanden sind [13]. Trennflächen haben eine große Bedeutung, da sie maßgeblich das Verhalten des Gebirges, die Verformbarkeit, die Festigkeit und die Durchlässigkeit beeinflussen [4]. Dementsprechend haben Trennflächen maßgeblichen Einfluss auf das mechanische Verhalten eines geklüfteten Felsens in Ingenieurbauten, wie Hängen, Gründungen, Tunnel, Untertagebauten etc.



Abbildung 1: Beispiele der verschiedenen Trennflächenarten

1.2.2 Scherfestigkeitsverhalten der Trennflächen

Scherkraft stellt den maximalen Widerstand gegen Deformation durch kontinuierliche Scherverschiebung unter Scherspannung dar. Die Scherkraft eines Felsens wird mit mechanischen Parametern wie dem Oberflächenreibungswiderstand gegen Abgleiten (Reibungswinkel) und der Verzahnungen der einzelnen Fels/Gesteinskörner und der natürlich auftretenden Kohäsion beschrieben [7].

Die Festigkeit und Verformbarkeit von geklüftetem Fels sind von außerordentlicher Bedeutung beim Ermitteln der Stabilität von Hängen und der Deformation von unterirdischen Ausgrabungen [14].

Das Scherverhalten wird von mechanischen und geometrischen Eigenschaften sowie von den Anfangs- und Randbedingungen beeinflusst.

Unter geometrischen Eigenschaften versteht man:

- die Orientierung,
- den Abstand,
- die Durchgängigkeit,
- die Rauigkeit,
- die Welligkeit,
- die Öffnung,
- die Füllung,
- die Durchströmung,
- die Anzahl der Scharen sowie
- die Blockgröße.

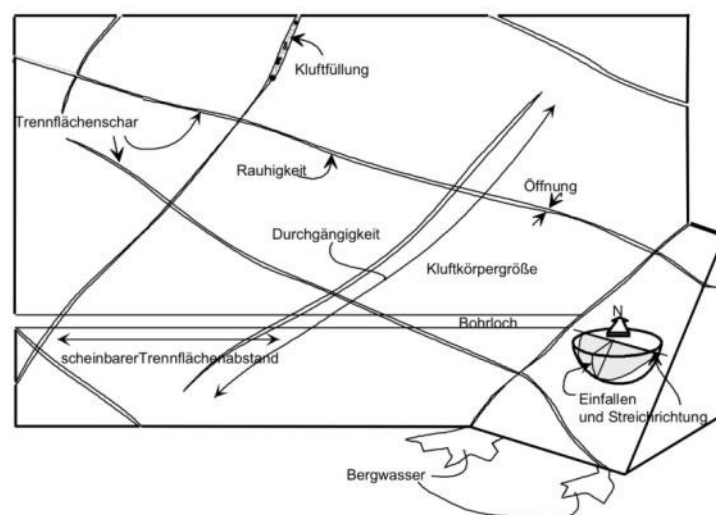


Abbildung 2: Wichtigste geometrische Eigenschaften der Trennflächen [4]

In der Natur treten die geometrischen Parameter in sehr vielen unterschiedlichen Kombinationen auf, dadurch entstehen auch verschiedene Bruchmechanismen. Eine Voraussage über das Gebirgsverhalten gestaltet sich wegen dieser unterschiedlichen Strukturen außerordentlich schwierig. Bekannt ist, dass geometrische Eigenschaften die mechanischen Eigenschaften bzw. das Normal- und Scherverhalten der Trennflächen bestimmen.

Wenn bei der Strukturkartierung Diskontinuitäten im Gesteinskörper identifiziert werden, an denen Scherbrüche auftreten könnten, ist es nötig, die mechanischen Eigenschaften der Trennflächen zu bestimmen, um Stabilitätsanalysen und, wenn erforderlich, Sanierungsarbeiten durchzuführen.

Um die Instabilität beurteilen zu können, wurden unterschiedliche Versuchsmethoden entwickelt. Diese Versuche ermöglichen es, das Scherverhalten bzw. die wichtigsten mechanischen Eigenschaften der Trennflächen zu bestimmen.

Man kann diese entweder mit Feldversuchen, wie z.B. dem Tilt Test oder einem direkten Scherversuch mit transportablem Schergerät, oder mit Laborversuchen, wie Triaxial- und Scherversuchen, ermitteln [4]. Diese Arbeit beschränkt sich jedoch auf im Labor durchgeführte, direkte Scherversuche.

1.2.3 Mechanische Eigenschaften

Der Reibungswinkel ist ein maßgeblicher Parameter beim Bestimmen der Scherkraft von Trennflächen im Rahmen der Stabilitätsanalyse von Hängen und unterirdischen Bauwerken [10]. Der Reibungswinkel φ beschreibt den mobilisierten Reibungswiderstand zwischen zwei Trennflächen. Laut dem Mohr-Columb-Reibungsmodell ist dieser Parameter direkt proportional zur Normalspannung und hat somit direkten Einfluss auf die Scherkraft einer Trennfläche.

Der **Basis-Reibungswinkel** wird an makroskopisch glatte, aber mikroskopisch rauhen Oberflächen ermittelt, und wird definiert als primäre Scherfestigkeit des Gesteinsmaterials, abhängig von der Gesteinsart. Damit stellt der Basis-Reibungswinkel den minimalen Scherwiderstand der Trennfläche dar.

Dieser Wert kann mit Hilfe des Tilt-Tests, eines Einachsialen Druckversuchs, sowie durch den Direkt Scherversuch bestimmt werden.

Der Basis-Reibungswinkel wurde von Schieg [18] anhand einer Probe mit denselben Eigenschaften und einer ebenen Oberfläche aus mehrstufige CNL Scherversuch mit 39° festgelegt.

Unter einem **Spitzen-Reibungswinkel** versteht man das Maß für die maximale Scherfestigkeit, bzw. die Spitzenscherfestigkeit der Kluft. Die Stärke der Scherfestigkeit ist direkt proportional zur Größe des Spitzen-Reibungswinkels. Je größer also der Winkel, desto höher die Scherfestigkeit.

Dieser Winkel setzt sich aus zwei Komponenten zusammen: den Dilatations-, und den Basis-Reibungswinkelkomponenten [19].

$$\varphi = \varphi_b + i \quad (1)$$

Die Dilatanz i bezeichnet einen geometrischen Parameter, dessen Größe von Oberflächencharakteristiken wie der Beschaffenheit der Oberflächenrauigkeit und dem Scheroberflächenverhältnis abhängig ist. Der Parameter, der die materielle Komponente beschreibt, ist der Basis-Reibungswinkel φ_b , der meist für alle Schubrichtungen auf der Trennfläche gleich ist [14] .

Restreibungswinkel

Die Mobilisierung des Restreibungswinkels φ_r entsteht nachdem die Trennfläche abgeschert wurde bzw. wenn keine Dilatanz mehr stattfindet. In dieser, sogenannten Phase der Restscherfestigkeit [25] ist die Schubspannung relativ stabil.

Die Versuche aus der Studie [18] haben einen Restreibungswinkel mit einem Wert von 39° ergeben. Dieser Restreibungswinkel entspricht dem Basisreibungswinkel, da die Versuche, wie schon erwähnt, an einer glatten Trennfläche durchgeführt wurden.

1.2.4 Anfangs- und Randbedingungen

Wie bereits in den vorigen Kapiteln erwähnt, hängt das Ansprechverhalten einer Trennfläche auf Scherspannung nicht nur von den mechanischen und geometrischen Eigenschaften, sondern auch von den Randbedingungen ab, die auf die Trennfläche wirken [12]. Unter Randbedingungen versteht man die lotrechten Beschränkungen denen die Trennfläche während des Scherprozesses ausgesetzt ist. Das Scherverhalten wird von den Anfangs- und Randbedingungen beeinflusst.

Unter Anfangsbedingungen versteht man wesentliche Einflussfaktoren, wie zum Beispiel den Spannungszustand, dem die Trennfläche zu Beginn des Scherprozesses ausgesetzt ist.

Randbedingungen sind jene Einflussfaktoren, die kontinuierlich während des gesamten Scherprozesses auf die Trennfläche wirken.

Das Direktschergerät wurde so konfiguriert, dass es eine Simulation der Bedingungen ermöglicht, die auch in der Natur bei Ingenieurbauten wie Überlage- und Untertageaushub, Tunnel oder Kavernen, vorkommen. Zwei experimentelle Hauptbeanspruchungsbedingungen, unter denen die Scherkraft von Trennflächen bestimmt werden kann, sind die Bedingungen Constant Normal Load-CNL und Constant Normal Stiffness-CNS.

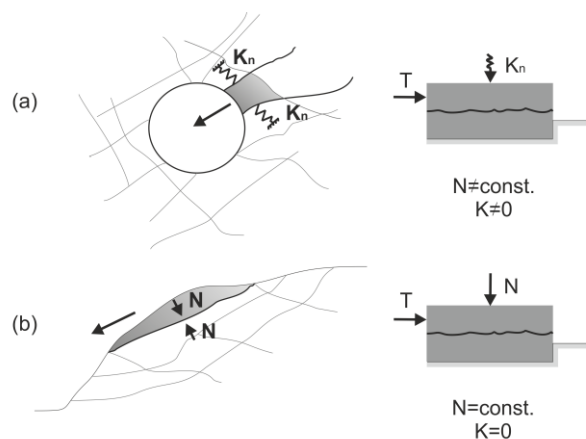


Abbildung 3: Prinzip der (a) CNS-Versuchsprozedur, (b) CNL-Versuchsprozedur

Unter CNL-Bedingungen wirkt die Normalkraft bzw. Normalspannung während des Scherprozesses relativ konstant auf die Trennfläche. Diese experimentelle Randbedingung kann in der Natur als Felsböschung beschrieben werden, wo sich Blöcke auf der Scherfläche normal und frei bewegen und auch frei dilatieren können. Diese Felsböschung ist einzig durch ihr Gewicht bzw. die Normalkraft beschränkt, die experimentell als eine der Randbedingungen mitberücksichtigt wird (Abbildung 3 (a)).

Diese Versuchsprozedur untersucht nicht wirklich die Festigkeit der Trennfläche, sondern den Widerstand gegen Scheren bei einer gewissen Normalbelastung, die bei Bauvorhaben unter bestimmten Randbedingungen auftreten könnte [13]. Man kann diese Variante des Versuchs auch als *Kraftgesteuerte* bezeichnen. Das heißt, dass die Vertikalkraft vorgegeben wird und Scherkraft und Scherweg werden aufgezeichnet.

Anders als bei den CNL-gesteuerten Versuchsprozeduren variiert die Normalspannung als Reaktion auf die Dilatation unter CNS-Bedingungen während des Scherprozesses und wird nicht gesteuert. In diesem Fall ist das Dilatanzvermögen ganz oder teilweise eingeschränkt. Infolge dessen kommt es bei Dilatanz zu einer Steigerung der Normalspannung auf die Scherfläche, womit eine Erhöhung des Scherwiderstandes einhergeht [9]. Das heißt, dass mit der Steigerung der Dilatanz und der Normalspannung auch die Scherspannung steigt.

Dies ist in verschiedenen Situationen der Fall: So beispielsweise bei Untertagbauten, bei denen ein potenziell instabiler Block von der Steifigkeit von den umgebenden Blöcken eingezwängt wireingezwängt ist (Abbildung 3(b)). Ein weiteres Beispiel dieser Beanspruchungsbedingung wäre eine durch Felsbolzen verdübelte Trennfläche [9].

Die experimentelle Anfangbedingung in dieser Versuchsprozedur ist die Steifigkeit, die durch simulierte Federn bzw. die Bettung normal zur Trennfläche vorgegeben und während des Scherprozesses konstant gehalten wird. Diese Versuchsprozedur kann auch als weggesteuert bezeichnet werden (Der Scherweg wird vorgegeben, die entstehende Scherkraft wird dabei aufgenommen.)

1.3 Bestimmung der Scherfestigkeit

1.3.1 Empirische Methoden zur Prognose und Bestimmung der Scherfestigkeit

Eine Reihe von verschiedenen Kriterien zur Identifizierung bzw. Extrapolation der Scherkraft eines geklüfteten Felses existieren in der Literatur. Diese Kriterien beschreiben den Spannungszustand, der Vor- und Nachgleiten (pre-sliding and post-sliding) des Felses trennt, und sie sollten eine direkte und einfache Gleichung für die Berechnung der Spitzenscherfestigkeit anbieten.

1.3.1.1 Kriterium nach Mohr-Coulomb

Das einfachste Modell für ist das Modell von Mohr-Coulomb. Das Coulomb-Kriterium bildet das Verhältnis zwischen maximaler Scherkraft und normaler Belastung.

$$\tau = c + \sigma_n \tan \varphi \quad (2)$$

τ die Scherfestigkeit an der Trennfläche,

σ_n die Normalspannung,

c die Kohäsion

φ der Reibungswinkel

Um den Einfluss der Trennflächenrauigkeit zu beschreiben, wurden in der Folge andere Scherkriterien entwickelt.

1.3.1.2 Kriterium nach Patton

Patton (1966) führte eine Reihe von Direktscherversuchen mit konstanter Normalspannung und regelmäßigen Sägezahnproben (i) bei variierender Normalspannung durch. Ausgehend von diesen Versuchen entwickelte er eine bilineare Bruchlinie – Aufgleiten an Unebenheiten (asperity sliding) und Durchscheren von Fels (asperity shearing mode). Diesem Kriterium zufolge gleiten die Trennflächen bei geringen Normalspannungen entlang der rauhen Oberfläche. Der effektive Reibungswinkel ergibt sich aus Basisreibungswinkel φ_b (bzw. des Reibungswinkels einer entsprechenden ebenen Trennfläche) und dem Neigungswinkel des Rauigkeitselements i [6].

$$\tau = \sigma_n \tan(\varphi_b + i) \quad (3)$$

wobei τ die Scherfestigkeit (joint shear strength) ist, σ_n die Normalspannung, φ_b der Basis-Reibungswinkel und i Dilatanzwinkel

Die Probenhälften können unter großen Normallasten nicht mehr entlang der geneigten Rauigkeiten aufgleiten. Unebenheiten der Oberfläche werden abgeschert [6].

Für diesen Zustand gilt:

$$\tau = \sigma_n \tan \varphi_r + C_r \quad (4)$$

wobei φ_r der Reibungswinkel und c die Kohäsion des Gesteins ist.

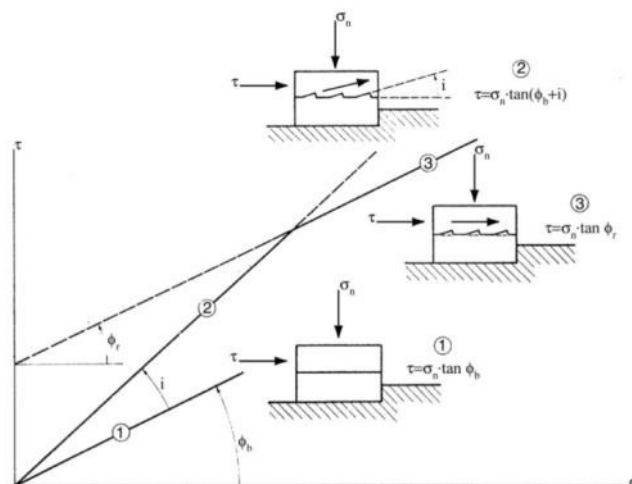


Abbildung 4: Bilineares Modell von Patton

Die wichtigste Einschränkung des Patton'schen Gesetzes liegt in der Annahme regelmäßiger Unebenheiten der Trennfläche [9].

H. J. Schneider (1975) schreibt dass mit Hilfe dieser Methode nur die Spitzen- oder Anfangsreibung berücksichtigt werden kann und keine Aussage über den weiteren Reibungsverlauf/die weitere Entwicklung der Reibungskräfte und über die Dilatanz der Trennfläche bei steigender Scherbewegung getroffen werden kann.

1.3.1.3 Kriterium nach Barton und Choubey

In dem modifizierten Kriterium nach Patton (Barton and Choubey 1977) wird die natürliche Rauigkeit der Trennfläche berücksichtigt. Der Kluftrauigkeitsbeiwert (JRC) ist ein zweidimensionales Maß für die Rauigkeit, der durch eine Skala von 0 bis 20 (wobei 0 für sehr glatt und 20 für sehr rau steht) dargestellt wird. Dieser Wert bezeichnet die vertikale Abweichung der realen Oberfläche von ihrer idealen ebenen Form. Je größer die Abweichung ist, desto rauer ist die Oberfläche [7]. Um den Kluftrauigkeitswert zu bestimmen, ist es notwendig, die Schablone, die mit einer Profillehre von der Trennfläche abgenommenen wurde, mit den zehn Standard-Musterprofilen visuell zu vergleichen (Abbildung 5).

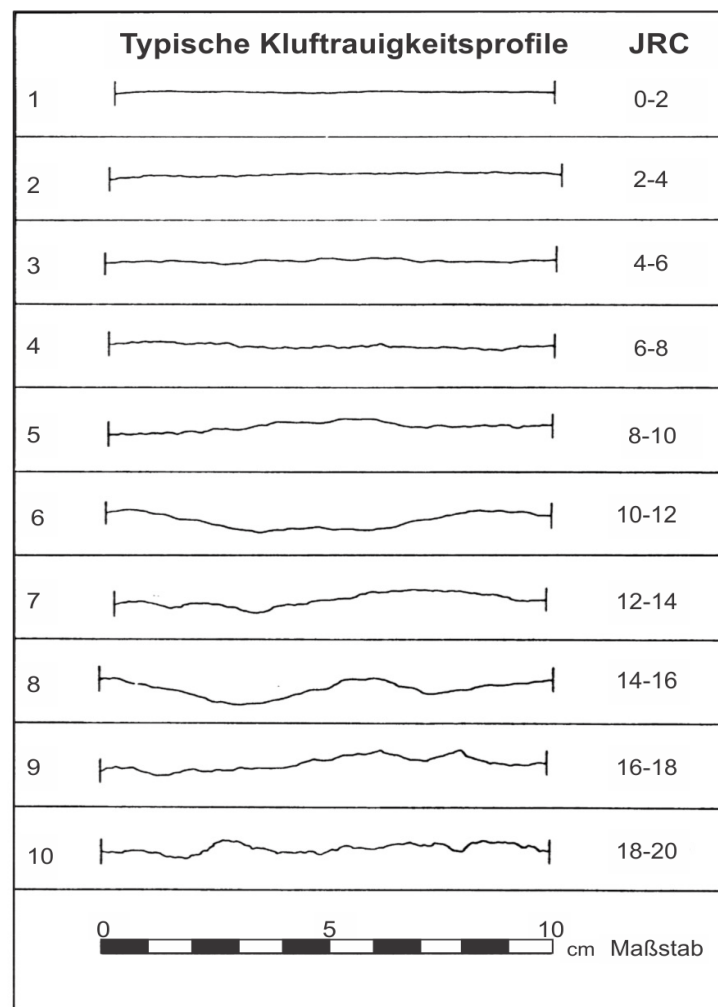


Abbildung 5: Typische Rauigkeitsprofile und zugehörige JRC – Werte [23]

Das Kriterium wird wie folgt definiert:

$$\tau = \sigma_n \tan \left(\varphi_r + JRC \log_{10} \left(\frac{JCS}{\sigma_n} \right) \right) \quad (5)$$

wobei φ_r der Restreibungswinkel an ebener Trennfläche ist, der sich aus Index-Versuchen bestimmen lässt:

$$\varphi_r = (\varphi_b - 20) + 20 \left(\frac{r}{R} \right) \quad (6)$$

r entspricht der Schmidtschen Rückprallzahl für feuchte und angewitterte Bruchflächen und R ist die Schmidtsche Zahl für trockene und unverwitterte gesägte Oberflächen. Aus diesem empirischen Zusammenhang geht klar hervor, dass für eine glatte Trennfläche der Basisreibungswinkel φ_b und der Restreibungswinkel φ_r gleich groß sind. Die JCS (Joint Compressive Strength) steht für die Kluftwandfestigkeit. Die Festigkeit einer glatten Trennfläche entspricht ungefähr der Festigkeit der Gesteins. ($JCS = \sigma_c$)

1.3.1.4 Maksimovich Kriterium

Ein bilineares Modell, beschrieben durch eine hyperbolische Funktion, ist das Kriterium von Maksimovic (1992). In diesem Kriterium, das auch auf dem Patton'schen Gesetz basiert, werden sowohl natürliche Unebenheiten der Trennfläche, als auch das Dilatanzvermögen berücksichtigt. Das Kriterium dient als eine hervorragende Beschreibung des nicht linearen Scherkriteriums, das für alle Initialspannungsniveaus (Von null bis praktisch unendlich) gilt, da auch zahlreiche andere Kriterien für begrenzte Initialspannungsniveaus gültig sind [21].

$$\tau_p = \sigma_n \tan \left[\varphi_b + \frac{\Delta\varphi}{1 + (\sigma_n/p_n)} \right] \quad (7)$$

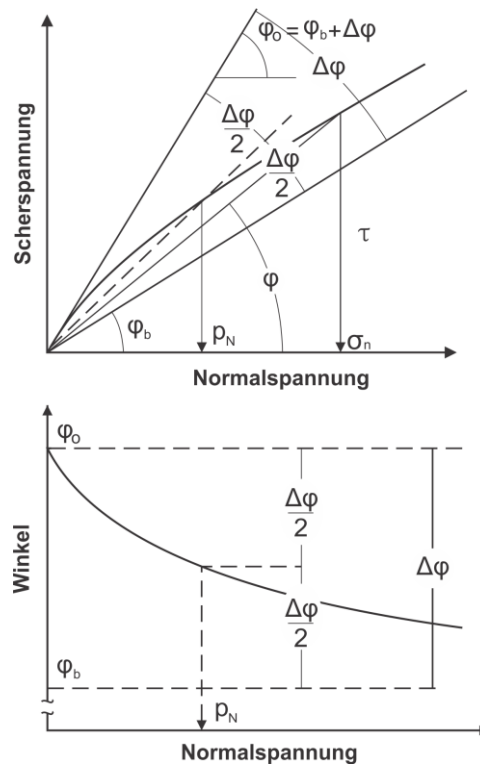


Abbildung 6: Definition der Parameter der nichtlinearen Bruchgerade [21]

Der „Trennflächenrauigkeitswinkel“ $\Delta\varphi$ bildet die Oberflächenrauigkeit der Trennflächen ab. Dieser Winkel wird auch als „Winkel der maximalen Dilatanz“ beschrieben, da der Anteil der Dilatanz bei einem Spannungsniveau von Null auf unbeschädigter, rauer Oberfläche ihr Maximum zeigt.

Der Reibungswinkel kann in diesem Fall mit Hilfe der Formel

$$\Delta\varphi = 2JRC \quad (8)$$

ermittelt werden.

Die „Medianwinkelspannung“ p_N entspricht dem Niveau der Normalspannung, bei dem der Anteil der Dilatanz gleich der Hälfte des Dilatanzwinkels bei einer Normalbelastung von Null ist. Er bildet hauptsächlich die Verformbarkeit und den Widerstand der Oberflächenrauigkeiten gegen Zerbrechen ab [21].

p_n kann grob vom JCS Wert abgeleitet werden [22]:

$$p_n = 0.1 JCS \quad (9)$$

1.3.1.5 Kriterium nach Grasselli

Das Kriterium von Grasselli (2001) berücksichtigt die Richtungsabhängigkeit des Scherprozesses. Mit der Anwendung der optischen Messungen implementiert er in seinem Kriterium detaillierte dreidimensionale Rauigkeitsparameter.

$$\tau_p = \sigma_n \tan \varphi_r [1 + e^{-(\theta_{max}^* / 9A_o C) / (\sigma_n / JCS)}] \quad (10)$$

$$\varphi_r = \varphi_b + \beta \quad (11)$$

β beschreibt die Auswirkung von Rauigkeit auf den Reibungswinkel.

- $A_o=0.5$
 - $\theta_{max}=58^\circ$
 - $C=2.3$
- } Mittelwerte aus 4 Verschiedene Scherrichtungen (Schieg)

Dieses Kriterien wurde experimentell, von Ergebnissen aus Direktscherversuchen unter CNL-Bedingungen abgeleitet und können somit nur auf jene Versuche angewendet werden, die unter denselben Bedingungen durchgeführt werden.

Erst in den letzten Jahren, infolge der Entwicklung des prozessorgerichteten servohydraulischen Direktschergeräts, haben sich Wissenschaftler und Ingenieure intensiver mit CNS-bedingten Versuchen beschäftigt. Daraus entwickelten sich analytische Methoden für die Scherfestigkeit unter CNS-Bedingungen [27].

2 Laborversuche

2.1 Versuchsverfahren

Für diese Arbeit wurden insgesamt 15 künstliche Proben mit identischen Trennflächen mit der Rauigkeit von natürlichem Gestein hergestellt. Um die präzise Evaluierung (im Rahmen der empirischen Studie) zu ermöglichen, wurde für die Proben die gleiche Rezeptur des Mörtels verwendet, die sich bereits in früheren Arbeiten (Schieg und Seywald) bewährt hat. Dadurch konnte gewährleistet werden, dass die Eigenschaften der Proben übereinstimmen. Ausgehend von Schmidt Hammer, den einaxialen Druckversuchen sowie den Scherversuchen an den Proben mit glatter Trennfläche wurden UCS, Basis-Reibungswinkel und E-Modul bestimmt:

UCS = 60 MPa

E = 19500 MPa

$\varphi_B = 39^\circ$

JRC = 7

Die Herstellung der Proben wird in Kapitel 2.3.3 detaillierter beschrieben. Um die Scherparameter unter Einfluss der verschiedenen Randbedingungen vergleichen zu können, wurden die Versuche unter CNL- und CNS-Randbedingungen durchgeführt. 6 Tests wurden unter CNS-Bedingungen mit unterschiedlichen Initialspannungen als auch unterschiedlichen Steifigkeiten durchgeführt. CNL-Bedingungen wurden bei 8 Tests simuliert, bei denen immer von unterschiedlichen Initialspannungen ausgegangen wurde.

Versuchsart	Versuchsname	Initialspannung σ_0 [Mpa]	Steifigkeit Kn [Mpa/mm]	Geschwindigkeit v [mm/min]	Verschiebung u [mm/min]
CNS	CNS01	0.50	∞	0.50	0.25
	CNS02	1.00	∞	0.50	0.25
	CNS03	2.00	∞	0.50	0.25
	CNS04	0.62	5.00	0.50	0.25
	CNS05	0.65	2.50	0.50	0.25
	WCNS05	0.65	2.50	0.50	0.25
	CNS06	0.65	1.25	0.50	0.25
	CNS07	0.50	0.50	0.50	0.25
CNL	CNS08	0.50	5.00	0.50	0.25
	CNL04	0.20	0.00	0.50	0.25
	CNL05	0.50	0.00	0.50	0.25
	CNL06	1.20	0.00	0.50	0.25
	CNL03	2.31	0.00	0.50	0.25
	CNL02	3.62	0.00	0.50	0.25
	CNL01	4.93	0.00	0.50	0.25
	CNL07	8.00	0.00	0.50	0.25
CNL08	11.00	0.00	0.50	0.25	

Tabelle 1: Durchgeführte Versuche mit jeweiligen Randbedingungen

Tabelle 1 gibt einen Überblick über alle Versuche mit den jeweils verwendeten Randbedingungen. Als Input-Parameter wurden auch die Geschwindigkeit und die maximale Horizontalverschiebung eingesetzt.

Diese sind konstant gehalten, und so wurden im Rahmen aller Versuche die gleichen Werte herangezogen. Die Versuche CNS07 und CNS08 wurden im Rahmen dieser Arbeit nicht durchgeführt. Aufgrund der ähnlichen Material- sowie geometrischen Eigenschaften wurden vielmehr Proben aus Studie [18] für Vergleiche, verwendet.

2.2 Schergerät

Mit Hilfe des prozessorgeregelten servohydraulischen Direktschergeräts (digitally servo controlled hydraulic direct shear machine) wurden im Labor des Instituts für Felsmechanik der TU Graz Direktscherversuche durchgeführt. Die Maschine ist ein Prototyp, der an diesem Institut in Zusammenarbeit mit MTS Systems Corporation entwickelt wurde und seit 1996 im Labor verwendet wird. Dieses Schergerät (Abbildung 7) weist vier vertikale und zwei horizontale Linear Variable Differential Transducers (LVDTs) (Wegaufnehmer) auf, die ein präzises Messen und eine genaue Überwachung der Scher- und Normalverschiebungen ermöglichen. Die maximale Normalkraft beträgt 500 kN, während die maximale Scherkraft bei +250 kN/-160 kN liegt. Das Messen der jeweiligen Normal- und Scherkraft, die während des gesamten Versuchs angezeigt und auch aufgezeichnet wird, wird durch zwei Kraftmessdosen ermöglicht.

Horizontalverschiebungen werden durch Linearkugellager gesteuert und kontrolliert, die nur für Translationsbewegungen (wenig Reibung und ein Freiheitsgrad) vorgesehen sind. Der kugelige Sitz kontrolliert die Rotationen der Scherbox in der Roll- und Nickachse. Dieses Schergeräts erlaubt die Durchführung von Versuchen unter den Randbedingungen der Constant Normal Load (CNL) und Constant normal Stiffness (CNS) [1] .

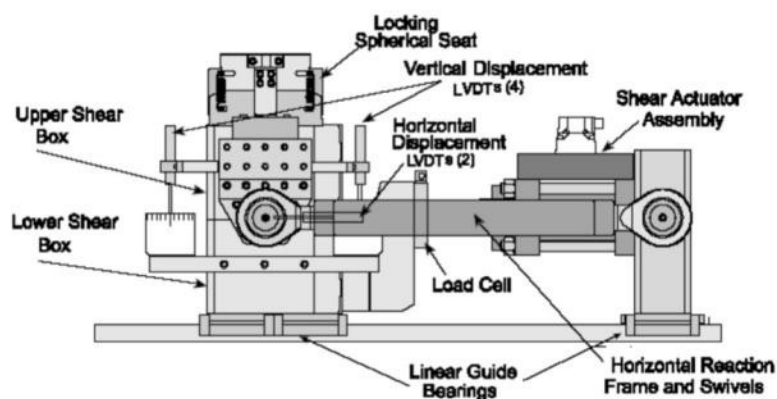


Abbildung 7: Direktschergerät

2.3 Vorgangsweise

Um den Einfluss verschiedener Randbedingungen auf das Scherverhalten von Trennflächen untersuchen und die Resultate dieser vergleichen zu können, wurde in dieser Arbeit Scherproben mit identischen mechanischen und Oberflächeneigenschaften benötigt, die unter ähnlichen Bedingungen hergestellt worden sind. Um die Gleichheit der Eigenschaften sicherzustellen, wurden Abgüsse der Oberflächen hergestellt. Als Vorlage der Trennfläche diente eine natürliche Oberfläche des „Stainzer Plattengneis“ [24].

2.3.1 Abguss Vorbereitung

Zum Reproduzieren der Trennfläche wurde hitzebeständiges Silikon, RTV/HB, verwendet. Im Rahmen dieses Versuchs wurde oben genanntes Material verwendet, da die Untersuchungen von Schieg gezeigt haben, dass die Eigenschaften dieses Silikons am geeignetsten für die Herstellung von Oberflächenmodellen sind, da es die Möglichkeit bietet feine Strukturen detailgetreu nachzubilden[18].

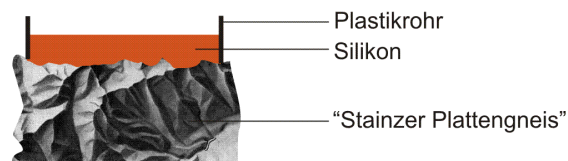


Abbildung 8: Herstellung der Formen

2.3.2 Material für die Scherversuchsproben

Für sämtliche Proben wurde ein Ankermörtel der Firma Wietersdorfer und Peggau verwendet, die Produktbezeichnung lautet: „Duriment Ankermörtel Schnell GK1“. Diese Mischung verwendeten auch Seywald und Schieg bei ihren Untersuchungen [11], [18]. Die maximale Korngröße dieses Mörtels beträgt 1 mm. Das Verhältnis von Wasser zu Zement wurde aufgrund früherer Erkenntnisse mit 0.234 l/kg festgelegt, da eine Mischung in diesem Verhältnis eine optimale Konsistenz ergibt und auch ein rasches Abbinden erlaubt.

2.3.3 Vorbereitung des Probekörpers

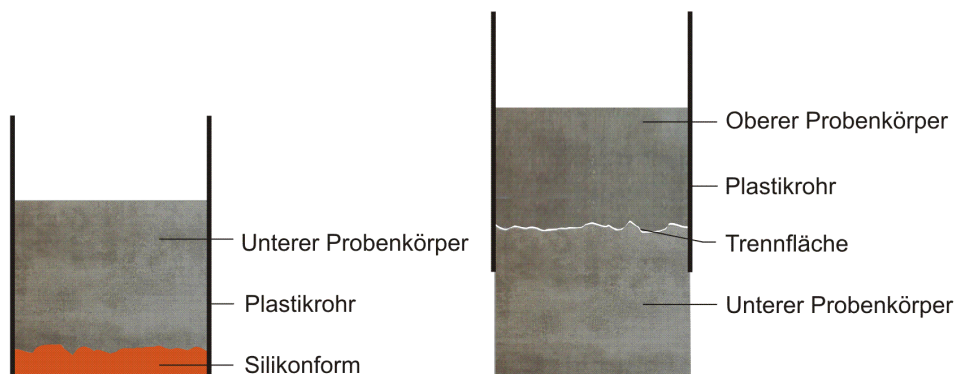


Abbildung 9: Herstellung des Probekörpers

Insgesamt wurden 15 zylindrische Proben hergestellt. Jede Probe besteht aus zwei Teilen, einem unteren und einem oberen. Um die Silikonform, welche einen Radius von 7,5 cm aufweist, liegt ein Plastikrohr auf, das als Schutzgehäuse fungiert. Bevor der Mörtel in das Rohr gegossen wurde, wurde die Form mit Schalungsöl behandelt, damit die Probe nach dem Aushärten von der Form abgetrennt werden kann. Das Öl diente auch als Abrasionsschutz für die Form. Der Mörtel wurde mit einem Hochfrequenz-Rütteltisch verdichtet. Nach einer Erhärtungszeit von einem Tag wurde die Probe aus dem Plastikrohr gezogen und die Form abgenommen. Die obere Probe wurde anschließend, ebenfalls unter Verwendung des plastischen Schutzgehäuses und des Schalungsöls, auf die getrocknete Trennfläche der unteren Probe gegossen. Auf diese Weise konnte eine passgenaue Trennfläche hergestellt werden (Abbildung 8). Die Proben wurden 15 Tage lang in Wasser gelagert und nach weiterer Erhärtung von zwei bis drei Tagen dauerte in Scherboxen installiert. Vor dieser Installation wurden die Ränder der Proben jedoch noch geschliffen, um die Proben genau in die Scherboxen zu horizontieren.

2.3.4 Versuchsvorbereitung

Die Installation der Proben in die Scherboxen muss mindestens drei Tage vor dem tatsächlichen Versuch erfolgen, damit der Mörtel, mit dem die Proben in den Boxen fixiert werden erhärten kann. Die Scherboxen haben eine Größe von 20x20 cm und eine Höhe von 16 cm. Die untere Probe wird in die Mitte der unteren Scherbox gelegt und anschließend wird die Scherbox mit Mörtel ausgegossen, um die Probe darin zu fixieren. Im Anschluss daran wird die obere Probe mit der oberen Scherbox auf die untere Probe gestellt. Auf der Unterseite der oberen Scherbox wird eine Hartschaumplatte angebracht, die verhindern soll, dass der Mörtel, der auch bei dieser oberen Scherbox die Probe mittig fixieren soll, ausläuft.

Diese Hartschaumplatte weist eine Dicke von 2 cm auf und dient, wie bereits angedeutet, als Dichtung für die obere Box. Im Labor baut man den Probekörper so in die Scherkasten ein, dass beide TF-Wandlungen in je einer Scherhälfte liegen [5]. Es ist von besonderer Wichtigkeit die Proben in den Scherboxen so zu fixieren, dass sie in keiner Weise beschädigt oder auch nur verschoben werden. Um eine Verschiebung der Proben und der Trennfläche zu vermeiden, werden die Scherboxen mit acht Schrauben fixiert, die nach der Installation der Proben in die Scherboxen wieder entfernt werden können [1].

3 Ergebnisse

3.1 Allgemein

Eine Bestimmung der Normalspannung, der Scherspannung sowie das Dilatationsvermögens entlang der Scherverschiebung ist notwendig, um das Verhalten zwischen zwei Trennflächen während des Scherprozesses zu beschreiben und daraus die wichtigsten Parameter zur Beschreibung des Scherverhaltens zu ermitteln. Folgende Aufzeichnungen wurden für weitere Berechnungen bzw. Bestimmungen und Ableitungen der maßgebenden Parameter genutzt.

CNL

- Scherkraft parallel zur Trennfläche
- Horizontalverschiebungen in Schubrichtung
- Vertikalverschiebungen (Dilatanz) die obere Probenkörperhälfte in Bezug auf untere Probenhälfte (gemessen an vier Punkten)

CNS

- Normalkraft normal zur Trennfläche
- Scherkraft parallel zur Trennfläche
- Horizontalverschiebungen in Schubrichtung
- Vertikalverschiebungen (Dilatanz)

Folgende Abbildung zeigt einen Überblick über die gewonnenen Ergebnisse sowie die eingegebenen Randbedingungen der beiden Versuchsprozeduren.

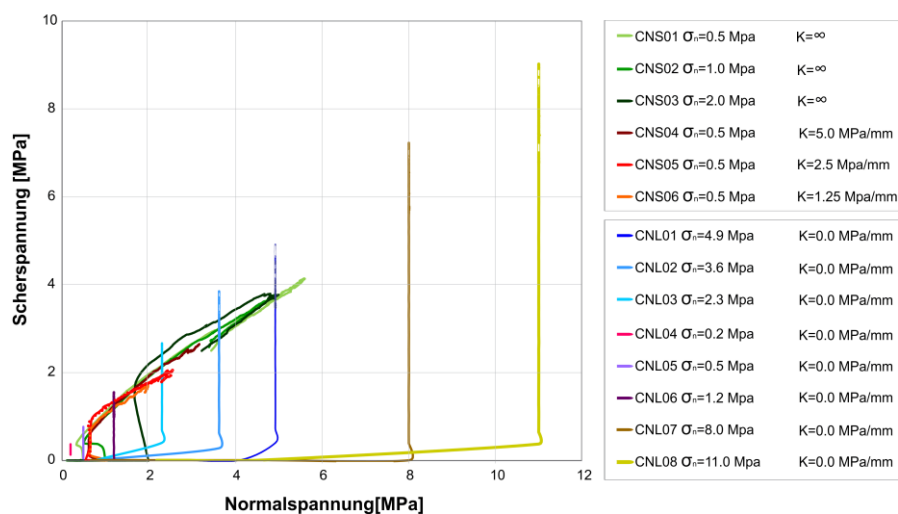


Abbildung 10: Ergebnisse der beiden Versuchsprozeduren

3.2 Spannungsverhalten

Der wesentliche Unterschied zwischen den CNL- und CNS- Versuchsprozeduren liegt in der Normalspannung während des Versuches. Die Normalspannung hat, wie schon erwähnt, direkten Einfluss auf die mobilisierbare Scherspannung.

Unter CNL-Bedingungen wird auf die Trennfläche eine konstante Normalspannung aufgebracht. Diese Normalspannung bleibt während des Scherprozesses konstant und abhängig von ihrer Quantität definiert sie die vertikale Verschiebung bzw. die Dilatanz sowie die Scherfestigkeit.

Andererseits wird die Normalspannung unter CNS-Bedingungen nicht als Randbedingung definiert, sondern als natürliche Reaktion der Trennfläche auf die eingegebene und während des Scherprozesses konstant gehaltene Normalsteifigkeit. In Abbildung 11 sind die Beispiele für typische Verläufe der Normalspannungen sowie der Scherspannungen in Abhängigkeit der Scherverschiebung bei beiden Versuchsprozeduren zu sehen. Die mobilisierte Dilatanz, die aufgrund des Gleitens über Unebenheiten auf der Trennfläche stattfindet wird abhängig von der Normalsteifigkeitsgröße eingeschränkt. Das lässt darauf schließen, dass das Dilatationsvermögen kleiner ist, wenn die Normalsteifigkeit größer ist bzw. ist bei unendlicher Normalsteifigkeit das Dilatationsvermögen vollständig verhindert. Diese Einschränkung, sowie die Größe der Initialspannung, die auch als Input-Parameter verwendet wird, hat Einfluss auf die während des Versuches auftretende Normalspannung. Frühere Studien haben gezeigt, dass das Dilatationsvermögen unter niedrigeren Initialspannungen bei CNS-Versuchsprozeduren größer ist, aber im Vergleich zum Dilatationsvermögen mit gleichen Initialspannungen bei CNL-Versuchsprozeduren immer noch kleiner bleibt. In diesen Studien wird auch erwähnt, dass die CNS-Bedingungen keinen Einfluss auf ebene, glatte Trennflächen haben, da sie während des Scherprozesses keine Dilatanz erzeugen können [9].

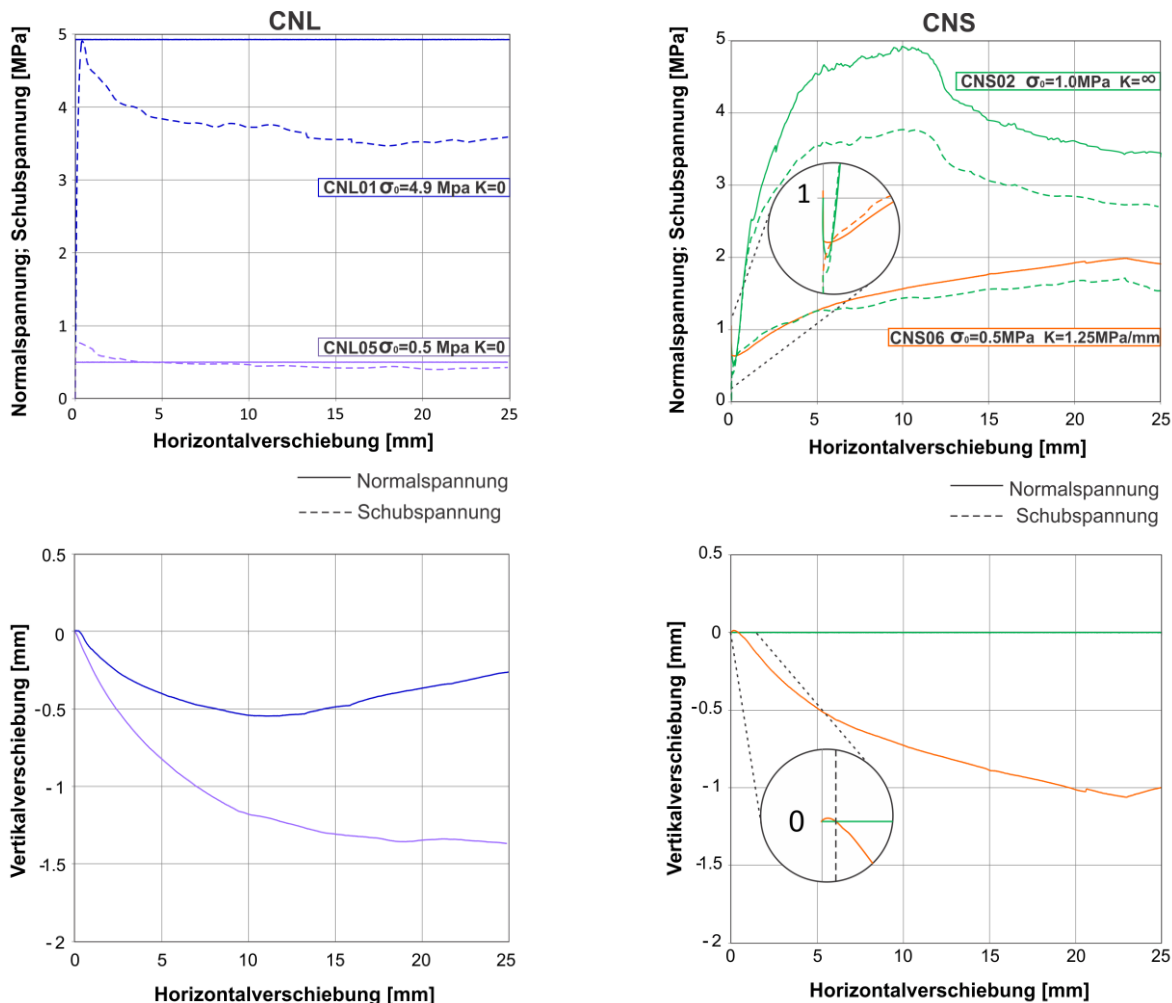


Abbildung 11: Normalspannung-Scherspannungsverlauf und dazugehörige Dilatanz unter CNL- und CNS-Bedingungen

In den vergrößerten Details auf der Abbildung 11 ist zu sehen, dass in der ersten Phase des Scherprozesses keine Dilatanz auftritt, da das Gleiten über der Unrauigkeiten noch nicht statt gefunden hat. Bei der CNL-Versuchsprozedur nimmt in dieser Phase die Scherspannung mit zunehmender Scherverschiebung linear zu. Die steifigkeitsgesteuerte Prozedur führt zu einer Steigerung der Scherspannung aufgrund der Rauigkeiten, während die Normalspannung relativ konstant bleibt, bis die Dilatanz (oder fiktive Dilatanz) beginnt. In Abbildung 11 ist ersichtlich, dass sich das mechanische Verhalten der Trennfläche bei beiden Versuchsprozeduren während der Anfangsphase nicht wesentlich unterscheidet. Unterschiede treten erst auf, wenn die durch die Randbedingungen bedingte Dilatanz zwischen den zwei Trennflächen zunimmt. Typisch für die spannungsgesteuerte Versuchsprozedur ist, dass eine kleine Verschiebung notwendig ist, um die Spitzenscherfestigkeit zu mobilisieren, im Unterschied zur steifigkeitsgesteuerten Versuchsprozedur, bei der der Scherwiderstand graduell mit der

Normalspannung zunimmt und erst nach einer deutlich größeren Verschiebung ihren Maximalwert erreicht. Die Ergebnisse die aus dem Test CNL05 mit einer Initialspannung von 0.5 Mpa gewonnen wurden, haben eine Spitzenscherfestigkeit nach 0.22 mm Horizontalverschiebung ergeben, während bei Test CNS01 mit gleicher Initialspannung und unendlicher Normalsteifigkeit das Maximum erst nach 10.74 mm Scherweg erreicht wurde. Test CNS05 wurde mit gleicher Initialspannung und einer Normalsteifigkeit von 2.5 Mpa/mm durchgeführt und erst nach 20.96 mm wurde dabei das Maximum erreicht. Natürlich sind die Spitzenscherspannungen unter beiden Versuchsprozeduren nicht vergleichbar, da sie ein Verhalten unter vollkommen unterschiedlichen Randbedingungen repräsentieren.

3.3 Reibungskoeffizient

Die Spannungsverteilung während des Scherversuchs kann man auch durch den Reibungskoeffizienten interpretieren. Dieser mobilisierte Koeffizient bezeichnet den relativen Scherwiderstand und lässt sich aus dem Verhältnis zwischen Normalspannung und Scherspannung ableiten. Der Tangenswert des Reibungskoeffizienten entspricht dem Reibungswinkel φ .

Abbildung 12 zeigt die Verläufe des Reibungskoeffizienten gegen den Scherwegs unter CNL-Bedingungen. Es ist ersichtlich, dass der gesamte Reibungswiderstand unter CNL-Bedingungen indirekt proportional zur Initialspannung ist. Diesem Diagramm ist auch zu entnehmen, dass das Maximum schneller erreicht wird, wenn die Initialspannung niedriger ist bzw. dass die anfängliche Phase, in der sich die aufgebrauchte Normalspannung über die Unebenheiten verteilt und die danach auftretende Dilatanz länger dauert, wenn die Initialspannung höher ist.

Unter CNL Bedingungen, bei denen der Freiheitsgrad der Verschiebung in die vertikale Richtung unendlich ist, und wenn die Initialspannung zu niedrig ist, um die Rauigkeiten abzuscheren, gleitet die Probe auf Trennflächenunebenheiten. Wenn die Initialspannung höher wird, nimmt der Einfluss der Rauigkeit auf das Scherverhalten ab, da die Unebenheiten zunehmend abgeschert werden. Dies führt zu niedrigerem Dilatanzvermögen bzw. einem kleineren Dilatanzwinkel. Frühere Untersuchungen haben gezeigt, dass das Dilatanzvermögen völlig durch Abscheren unter ausreichend hoher Initialspannungen unterdrückt wird. In diesen Untersuchungen wurde eine Initialspannungshöhe, die $1/5$ des σ_c entspricht ($\sigma_o/\sigma_c=0.2$), als Grenzspannung berechnet. Über diesem Spannungsniveau spielt die Rauigkeit der Trennfläche keine Rolle mehr bzw. wurde für den Reibungskoeffizienten ein negativ exponentieller Verlauf entlang der Scherverschiebung ermittelt, der tendenziell zum Restreibungswert führt. Laut

einer anderen Studie, in der die zerstörte Trennfläche nach dem Scherprozess untersucht wurde, haben höhere Normalspannungen zu gescherten Oberflächen geführt, die stärker abgeflacht waren und größere Flächen mit gebrochenen Unebenheiten gezeigt haben [11].

Wie schon in Kapitel 3.2.1 erwähnt, setzt sich der Spitzen-Reibungswinkel einer Trennfläche aus den Dilatations-, und Basis-Reibungswinkelkomponenten zusammen. Dieser Zusammenhang untermauert die Unproportionalität der Initialspannung und des absoluten Reibungswiderstandes.

Natürlich haben andere geometrische Parameter, wie schon im Kapitel 1.2.2 erwähnt, auch Einfluss auf den Reibungswiderstand, diese Arbeit beschränkt sich auf den Einfluss der Randbedingungen auf das Scherverhalten.

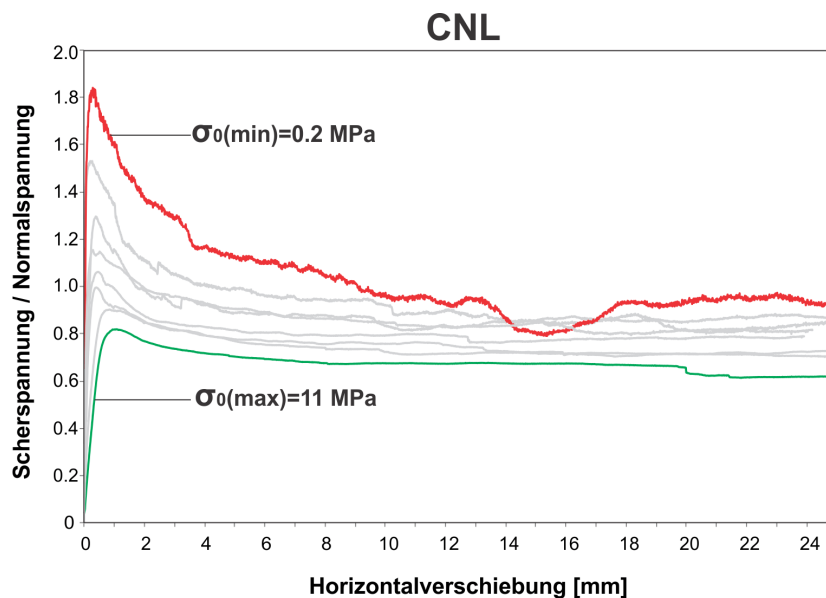


Abbildung 12: Reibungskoeffizient Verlauf entlang des Scherweges unter CNL-Bedingungen

Abbildung 13 zeigt den Verlauf des Reibungskoeffizienten gegen die Horizontalverschiebung bei der CNS-Prozedur. Wie schon erwähnt, dient diese Darstellung des Scherverhaltens zur vereinfachten Bestimmung des maximalen relativen Scherwiderstandes. Der „Peak“-Punkt dieses Verlaufs entspricht dem maximalen Reibungswiderstand.

Einer der Vorteile dieser Projektion ist die klare Darstellung des höchsten relativen Scherwiderstands entlang des Scherweges in Rahmen der CNS-Versuchsprozedur. Dieser Vorteil bezieht sich vor allem auf die CNS-Prozedur, in der dieser Punkt nicht ganz klar definiert ist. Bei der CNL-Prozedur entspricht der maximale relative Scherwiderstand dem maximalen Scherwiderstand. Das heisst, dass in jenem Punkt, in dem der

Reibungskoeffizient sein Maximum zeigt, auch die Scherspannung ihr Maximum erreicht. Bei der CNS-Prozedur verhält sich dies anders. In diesem Fall ist nämlich in dem Punkt das Verhältnis der Scherspannung zur Normalspannung am größten. Die Normalspannung und die Scherspannung steigen nach diesem Punkt weiter, das Dilatationsvermögen nimmt bis zum Punkt des maximalen Scherwiderstandes ab, nachdem die Restscherphase stattgefunden hat. Abbildung 14 veranschaulicht diesen Spannungspfad bildlich.

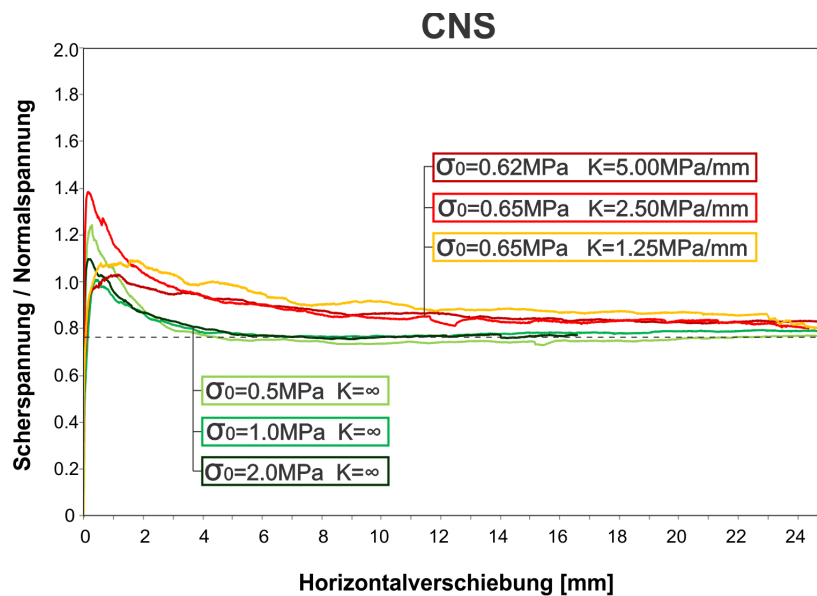


Abbildung 13: Reibungskoeffizient Verlauf entlang des Scherweges unter CNS-Bedingungen

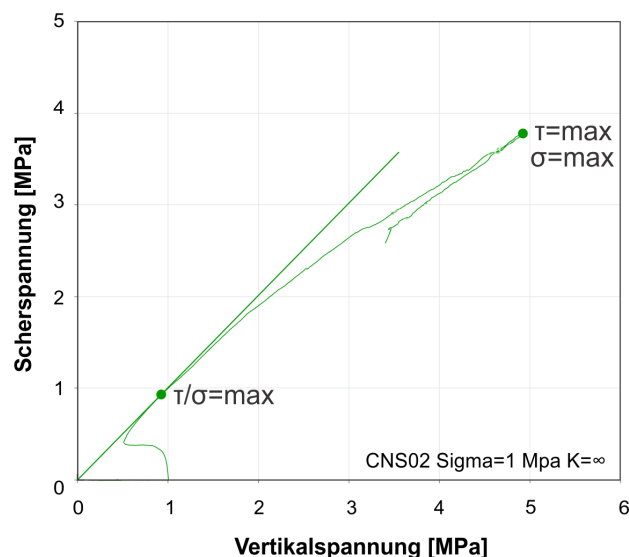


Abbildung 14: Typische Spannungspfad eines CNS-Versuches

Die Verläufe aus Abbildung 13 haben gezeigt, dass die maximalen relativen Reibungswiderstände sowohl von der Initialspannung als auch von der Normalsteifigkeit

abhängig sind, da sich das Dilatanzvermögen unter diese Bedingungen anders verhält. Dies wird im nächsten Kapitel detaillierter beschrieben. In der Restscherphase haben bei CNS-Bedingungen die Verläufe unter unterschiedlichen Initialspannungen sowie unter unterschiedlichen Normalsteifigkeiten relativ übereinstimmenden Reibungswiderstand, unabhängig von der Initialspannung gezeigt. Diese Restscherphase wird allerdings auch in dem Kapitel 3.5.4 detaillierter beschrieben.

3.4 Steifigkeit und Dilatanzvermögen

Die als Randbedingung vorgegebene externe Normalsteifigkeit bezeichnet in situ die simulierte Steifigkeit bzw. die elastischen Eigenschaften des umgebenden Gebirges. Bei der CNS-Prozedur wird diese Steifigkeit, wie schon erwähnt, aus Vereinfachungsgründen (linearer Spannungs-Verschiebungsverlauf) während des Scherens konstant gehalten. Die innere Steifigkeit die als elastische Reaktion auf den Scherprozess auftritt, beschreibt das Verhalten innerhalb der Trennfläche. Das Normalspannungsniveau sowie die Trennflächenverschließung sind Faktoren, die die innere Steifigkeit beeinflussen. Zu diesem Thema wurde bereits von mehreren Autoren detaillierte Studien durchgeführt [25].

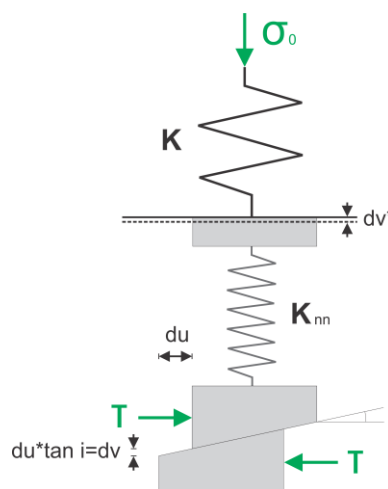


Abbildung 15: „Multi-Spring Model“ [25]

Das „Multi-Spring Model“ (siehe Abbildung 15) beschreibt den simulierten Scherversuch. Die Feder K repräsentiert die eingegebene äußere Steifigkeit während die innere Steifigkeit k_{nn} als innere Feder beschrieben ist. Aus diesem Modell ist die Abhängigkeit der Vertikalverschiebung bzw. das Dilatanzvermögens von der vorgegebenen äusseren Steifigkeit sowie der korrespondierenden inneren Steifigkeit klar zu sehen. Unter CNL-Bedingungen beträgt die äußere Steifigkeit null und lässt damit die Vertikalverschiebung von der vorgegebenen Normalspannung abhängen. Im Fall einer unendlichen externen

Steifigkeit ist das Dilatanzvermögen vollständig verhindert, was zu einer Erhöhung der Reaktion innerhalb der Trennfläche führt.

Das Dilatationsvermögen wird als Winkel beschrieben und entspricht dem Tangenswert des Verhältnisses zwischen vertikaler- und horizontaler Verschiebung und lässt sich aus einer allgemeinen Formel bestimmen [18]:

$$\tan i = \frac{dv}{du} \quad (12)$$

Unter CNL-Bedingungen wird dieser Winkel direkt aus den gemessenen Verschiebungen abgeleitet und entspricht dem realen Winkel der Rauigkeit der Trennfläche der während des Scherens mobilisiert wurde.

Das Aufgleiten an Unebenheiten führt zu Dilatation. Die Unebenheiten werden mit zunehmendem Scherweg abgeschert und zerkleinert, was zu einer Verringerung des Dilatanzwinkels, und letztendlich zu einer Kontraktion führt.

Diese Phänomen wird durch die Theorie von Plesha erklärt. Dieser Theorie zufolge nimmt der Dilatanzwinkel einer rauen Trennfläche mit zerstörten Unebenheiten nach einem negativen Exponentialgesetz ab. Dies untermauert einen nichtlinearen Dilatanzwinkelverlauf entlang des Scherweges.

Die Zerstörung der Oberflächenrauigkeit ist umgekehrt proportional zur aufgebrauchten Scherenergie, was aber nicht im Rahmen dieser Arbeit näher beleuchtet wird.

Um die fiktive Dilatanz ermitteln zu können, wurde, wie schon erwähnt, ein „Multi-Spring Model“ angewendet.

Wenn eine Scherverschiebung du stattfindet, kommt es am unteren Rand zu einer Normalverschiebung von $du * \tan i$. Dies wirkt sich abhängig von der Größe von k_{nn} und K auf die Normalverschiebung dv am oberen Rand aus. Infolgedessen entspricht die Normalverschiebung dv am oberen Rand der in den Scherversuchen gemessenen Normalverschiebung. Die fiktive Dilatanz findet am unteren Rand statt. Deshalb muss der Einfluss der inneren Normalsteifigkeit berücksichtigt werden[18].

Die Lösung des „Multi-Spring Models“ wurde in [25] abgeleitet.

Die Gleichung (13) liefert den Winkel der fiktiven Dilatanz, zurrückgerechnet von der Scherverschiebung und der Zunahme der Normalspannung, wobei die innere und äußere Normalsteifigkeit auch berücksichtigt wurden:

$$\tan i = \frac{d\sigma_n}{du} \frac{k_{nn} + K}{k_{nn} * K} \quad (13)$$

Unter CNS-Bedingungen wenn die externe Normalsteifigkeit unendlich groß ist, übernimmt die innere Steifigkeit die Hauptrolle und daraus lässt sich dann die fiktive Dilatanz bestimmen:

$$\tan i = \frac{d\sigma}{du * k_{nn}} \quad (14)$$

3.5 Ergebnisse

Um die innere Normalsteifigkeit zu bestimmen, werden die Proben zu Beginn in zwei Schleifen normal zur Trennfläche belastet und entlastet. Die Differenz zwischen der höchsten und der niedrigsten Normalspannung sowie die Differenz zwischen den dazugehörigen Normalverschiebungen in der Schleife dienen der Bestimmung der Normalsteifigkeit laut folgender Formel:

$$k_{nn} = \frac{\Delta\sigma_n}{\Delta v} \quad (15)$$

Die Normallastschleifen wurden nur im Rahmen der CNS-Versuchsprozeduren verwendet. Abbildung 16 zeigt berechnete innere Normalsteifigkeiten.

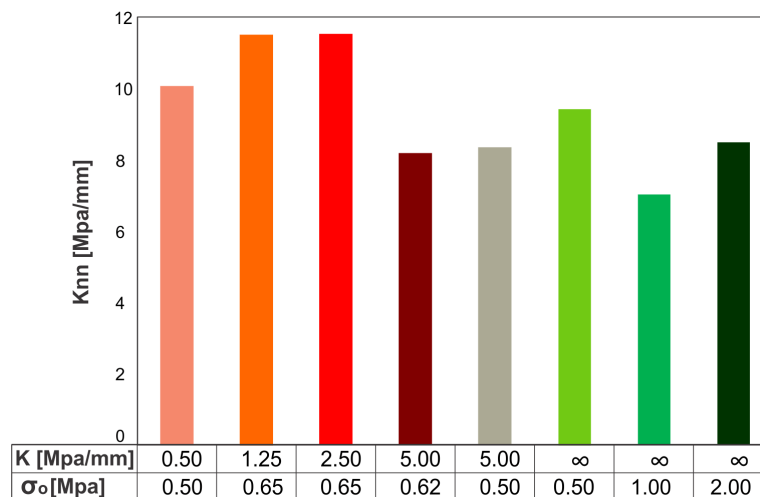


Abbildung 16: Darstellung der berechneten Innere Steifigkeiten und dazugehörige Randbedingungen für CNS-Versuche

Wie dieser Abbildung zu entnehmen ist, variieren die ausgewerteten inneren Steifigkeiten von 7.03 bis 11.53 MPa/mm. Diese Werte wurden weiter für die Bestimmung der Dilatanzwinkel verwendet.

Basierend auf dem Patton'schen Gesetz lässt sich der gesamte Reibungswiderstand aus dem arctan des Verhältnisses zwischen Scher- und Normalspannung bzw. dem Reibungskoeffizienten entlang des Scherweges bestimmen:

$$\arctan(\varphi + i) = \frac{\tau}{\sigma} \quad (16)$$

Die Dilatations- und materialabhängigen Komponenten lassen sich abtrennen, nachdem die Dilatanz bzw. die fiktive Dilatanz bekannt ist. In den Abbildung 17 und Abbildung 18 sind diese Komponenten dargestellt. Die grüne Linie beschreibt den gesamten Reibungswiderstand, der ausgehend vom Patton'schen Gesetz ermittelt wurde. Durch Abziehen der fiktiven Dilatanz (untere pinke Linie) vom gesamten Reibungswiderstand erhält man den fiktiven Reibungswinkel φ (obere pinke Linie). Die untere blaue Linie zeigt die aus den gemessenen Verschiebungen errechnete Dilatanz, ohne Berücksichtigung der inneren Normalsteifigkeit. Unter CNL-Bedingungen (Abbildung 18) wurde, wie schon erwähnt, nur die gemessene Dilatanz verwendet, da die innere Steifigkeit unbekannt ist. Abbildung 17 (a) veranschaulicht, dass der gemessene Dilatanzwinkel gleich null ist, da die unendliche Steifigkeit das Dilatanzvermögen ganz verhindert hat.

Unter Dilatationspotenzial versteht man das Integral des Dilatanzwinkels über die Scherverschiebungen. Die Potenzialfläche (gelbe Fläche) ist begrenzt auf die positive Dilatanz bzw. reicht sie vom Anfang der Dilatanz bis zu möglichen Konvergenz (Beispiel CNL03). Die Gegenüberstellung der Dilatanzpotenziale aller Versuche sind in Abbildung 19 und Abbildung 20 zu sehen. Das Dilatationspotenzial hat keinen Maßstab und dient nur zur vergleichenden Darstellung.

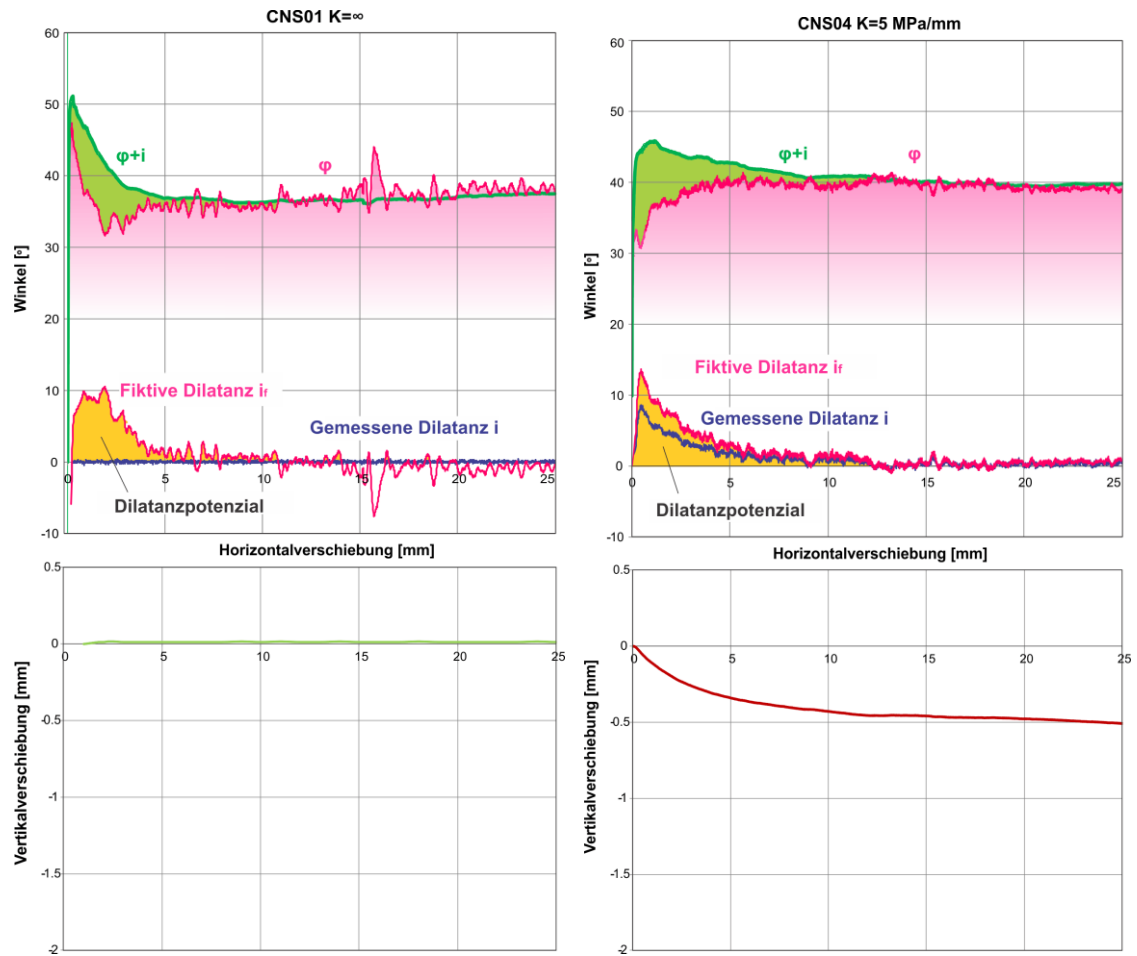


Abbildung 17: Verlauf der Reibungskomponenten entlang des Scherweges unter Steifigkeitskontrollierten Randbedingungen und dazugehörige Dilatanzpotential

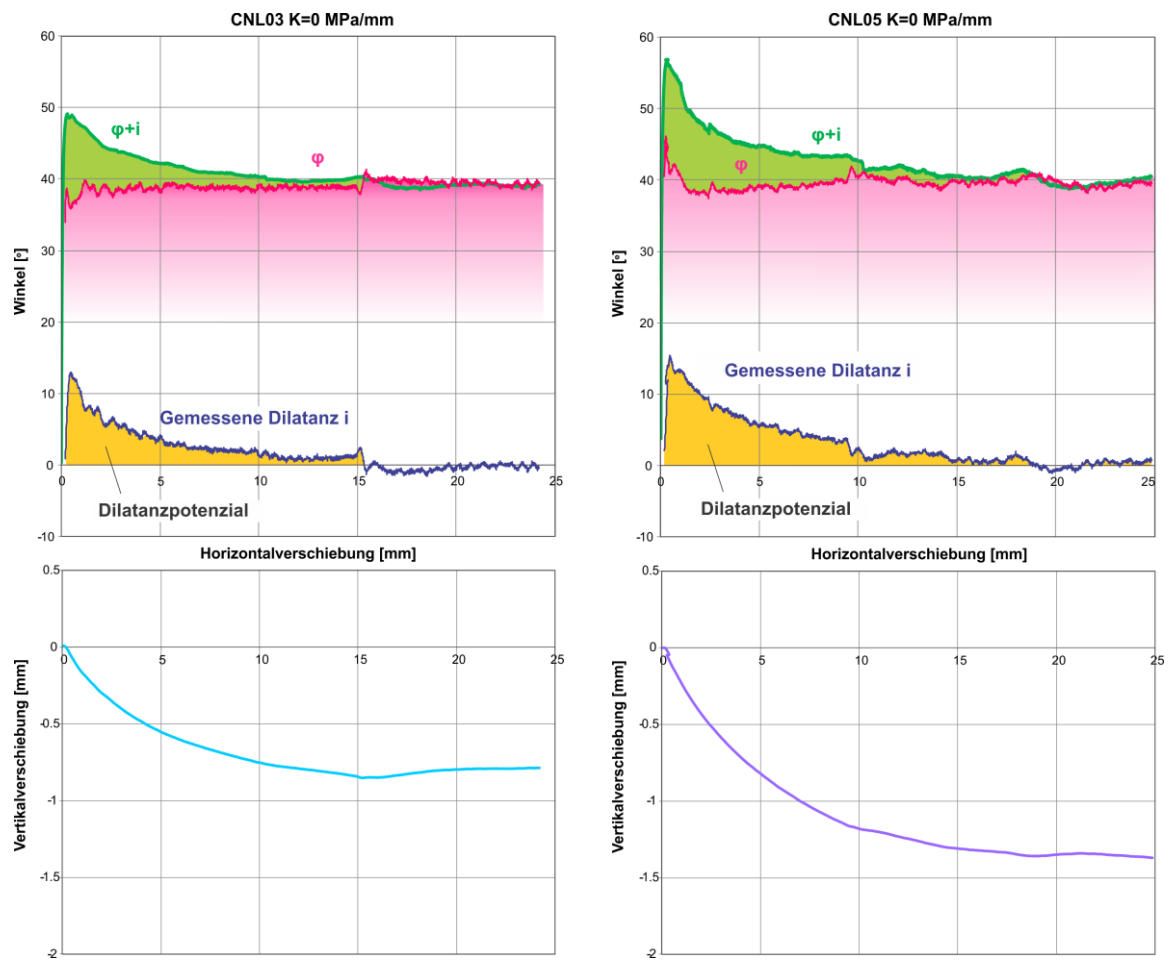


Abbildung 18: Verlauf der Reibungskomponenten entlang des Scherweges unter Spannungskontrollierten Randbedingungen und dazugehörige Dilatanzpotenzial

3.5.1 Dilatanzpotenzial

Die Ergebnisse der Auswertung der Dilatanzpotenziale zeigen den Einfluss der Initialspannung unter CNL-Bedingungen, sowie die totale Normalsteifigkeit und Initialspannung unter CNS-Bedingungen. Die Beispiele CNS07, CNS08 und CNS01 zeigen die Abnahme des fiktiven Dilatanzpotenzials aufgrund der Erhöhung der externen Normalsteifigkeit.

Die schon erwähnte Normalspannungsabhängigkeit des Dilatanzpotenzials unter CNL-Bedingungen ist klar in Abbildung 19 zu sehen.

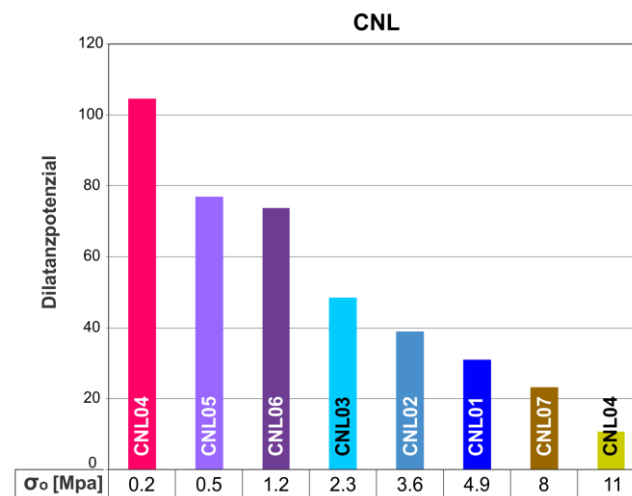


Abbildung 19: Einfluss der Initialspannung auf das Dilatanzpotenzial unter CNL-Randbedingungen

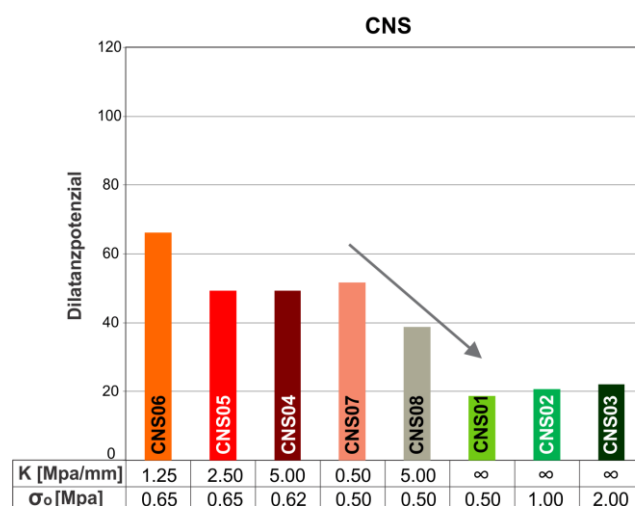


Abbildung 20: Einfluss der Initialspannung sowie Normalsteifigkeit auf das Dilatanzpotenzial unter CNS-Randbedingungen

3.5.2 Reibungswinkel und Bruchgerade

Die Ergebnisse der CNL-Versuchsprozedur sind in Abbildung 21 dargestellt. Die offensichtliche Nichtlinearität der „Peak“ Punkte kann man durch die Dilatanzpotenziale, welches mit Steigerung der Initialspannung abnimmt, argumentieren. Der Einfluss der Rauigkeit der Trennfläche auf die Linearität der Bruchgerade wurde in Studie [9] untersucht.

In Abbildung 22 sieht man die Ergebnisse der Studie durchgeführt an drei Sägezahn Trennflächen mit unterschiedlichen vorgegebenen Neigungswinkeln der Oberfläche. Es ist ersichtlich, dass der grösste Neigungswinkel, bzw. Rauigkeit die größte Nichtlinearität, bzw. Abweichung vom Basisreibungswinkel verursacht.

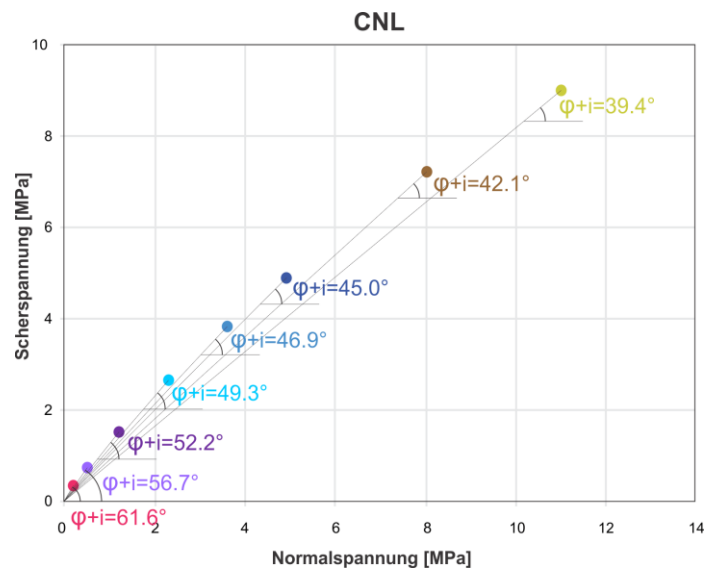


Abbildung 21: Ergebnisse des Gesamtreibungswiderstandes aller CNL Versuche

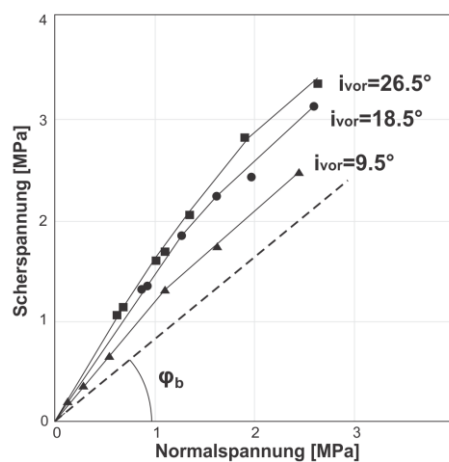


Abbildung 22: Einfluss der Rauigkeit auf der Nichtlinearität der Bruchgerade

Die Kohäsion wurde in dieser Arbeit nicht berücksichtigt, da die $\varphi+i$ -Winkel aus dem arctan Wert, dem Verhältnis der Scherspannung zur Normalspannung, ausgerechnet wurden. Daraus lässt sich schließen, dass eine Bruchgerade, abgeleitet aus allen Ergebnissen, nicht durch lineare Regression abgeleitet und dargestellt werden darf. Es wurde ein Mittelwert der Ergebnisse ermittelt ($\varphi+i=49.1^\circ$) und als Bruchgerade dargestellt. (Abbildung 23)

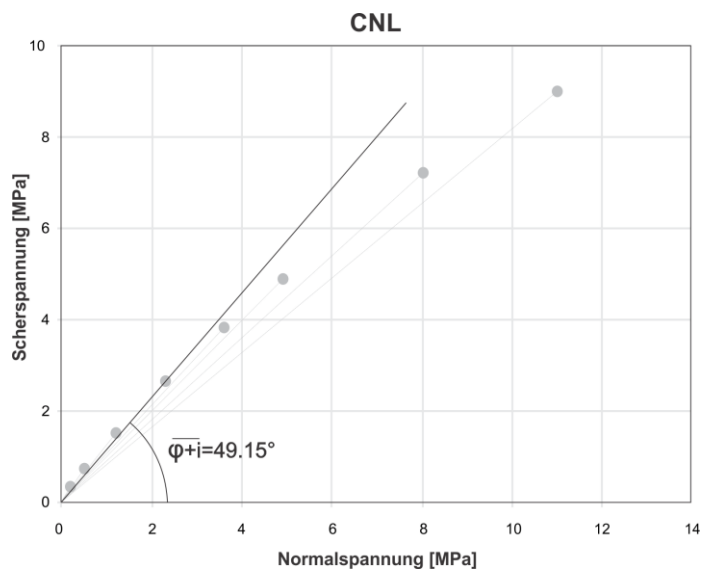


Abbildung 23: Mittlere Gesamtriebungswinkel und dazugehörige Bruchgerade

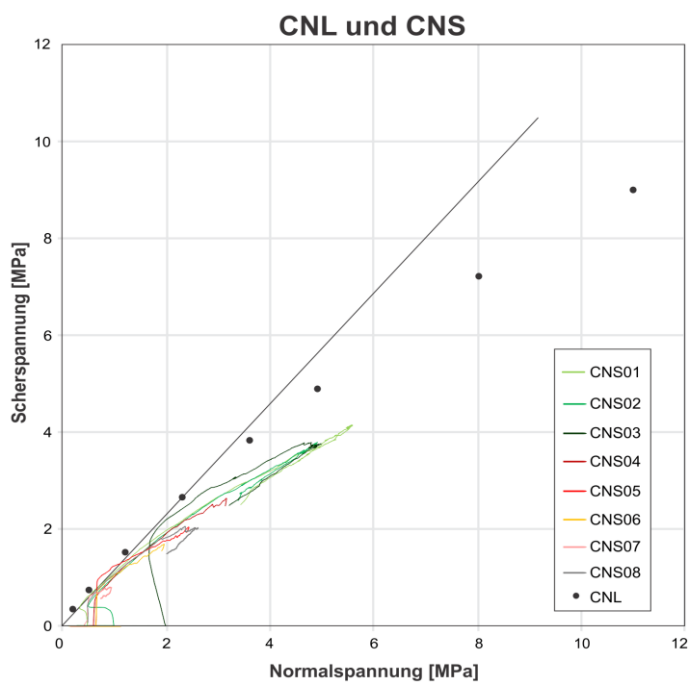


Abbildung 24: Gegenüberstellung der Ergebnisse beider Versuchsprozeduren

3.5.3 Der Abzug der Dilatanz

Um einen effizienten Vergleich der Ergebnisse der beiden Versuchsprozeduren zu gewährleisten, wurden die gemessenen Dilatanzwinkel aus den CNL-Versuchen sowie die fiktiven Dilatanzwinkel aus den CNS-Versuchen von den gemessenen $\varphi+i$ Winkeln abgezogen und in weiterer Folge auf die Scherspannung zurückgerechnet. Auf diese Weise ließen sich die geometrischen und materialbedingten Komponenten abtrennen.

Die Abbildung 25 und Abbildung 26 zeigen die Reibungswiderstände ohne Berücksichtigung der Dilatanz für beide Versuchsprozeduren. Die CNS-Prozedur wurde anhand des Beispiels aus CNS05 ($\sigma_0=0.65$ Mpa; $K=2.5$ Mpa/mm) dargestellt. Alle grafischen Ergebnisse der restlichen CNS-Versuche werden im Anhang detailliert dargestellt.

Unter CNL-Bedingungen wurden zwei verschiedene Dilatanzwinkel abgezogen. Der i_{\max} Winkel bezeichnet den maximalen gemessenen Dilatanzwinkel, während der i_{peak} den Dilatanzwinkel in dem Punkt bezeichnet, in dem die Schubspannung ihr Maximum erreicht. Die Unterschiede zwischen diesen zwei Winkeln sind vernachlässigbar.

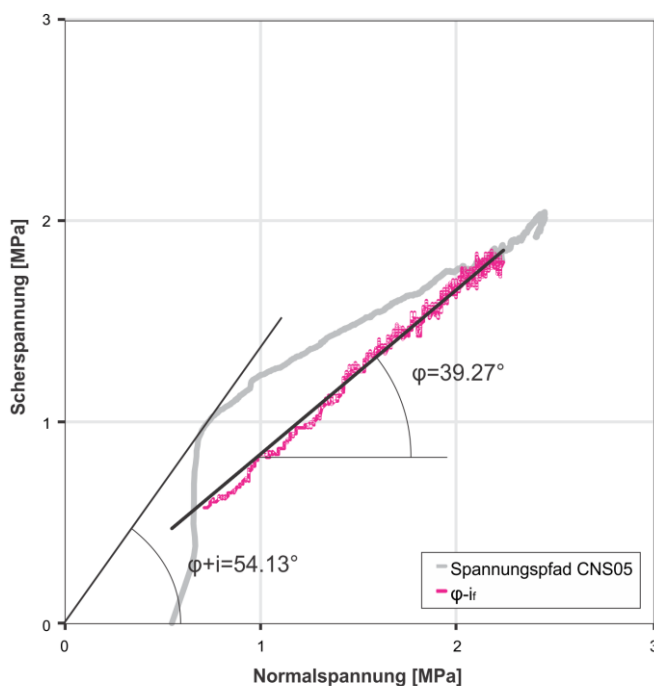


Abbildung 25 Abzug der ermittelten fiktiven Dilatanz vom Gesamtreibungswiderstand (CNS)

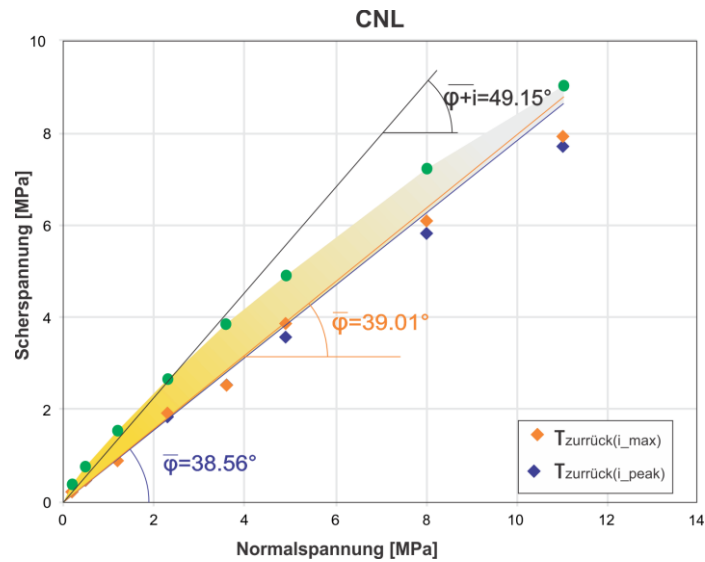


Abbildung 26: Abzug der ermittelten fiktiven Dilatanz vom Gesamtreibungswiderstand (CNL)

Sämtliche Ergebnisse der beiden Versuchsprozeduren werden in den Tabelle 2 und 3 zusammengefasst.

CNL											
	σ_o [Mpa]	T_{peak} [Mpa]	T_{peak}/σ	$\varphi+i$ [°]	$\varphi+i$ [°]	l_{peak} [°]	φ [°]	$\bar{\varphi}$ [°]	i_{max} [°]	φ [°]	$\bar{\varphi}$ [°]
CNL04	0.20	0.37	1.85	61.60	49.15	16.60	45.00	38.56	15.16	46.44	39.02
CNL05	0.50	0.76	1.52	56.66		14.66	42.00		13.70	42.96	
CNL06	1.20	1.55	1.29	52.25		11.25	41.00		15.80	36.45	
CNL03	2.30	2.67	1.16	49.26		10.76	38.50		9.40	39.86	
CNL02	3.60	3.85	1.07	46.92		11.92	35.00		11.86	35.06	
CNL01	4.90	4.91	1.00	45.05		9.05	36.00		6.78	38.27	
CNL07	8.00	7.23	0.90	42.10		6.10	36.00		4.80	37.30	
CNL08	11.00	9.03	0.82	39.38		4.38	35.00		3.60	35.78	
Mittelwerte				49.15		10.59	38.56				

Tabelle 2: Reibungswiderstand und Dilatanz Ergebnisse (CNL)

CNS						
	σ_o [Mpa]	K [Mpa/mm]	T_{peak}/σ	$\varphi+i$ [°]	i_r [°]	φ [°]
CNS01	0.50	∞	1.24	51.14	15.54	35.6
CNS02	1.00	∞	1.01	45.31	8.51	36.8
CNS03	2.00	∞	1.10	47.65	10.35	37.3
CNS04	0.62	5.00	1.03	45.90	6.02	39.88
CNS05	0.65	2.50	1.38	54.13	14.31	39.82
CNS06	0.65	1.25	1.09	47.56	6.61	40.95
CNS07	0.50	0.50	1.16	49.16	7.28	41.88
CNS08	0.50	5.00	1.10	47.72	9.90	37.82
Mittelwerte				48.57	9.81	38.76

Tabelle 3: Reibungswiderstand und Dilatanz Ergebnisse (CNS)

Die ermittelten Mittelwerte der Reibungskoeffizienten für beide Versuchsprozeduren haben eine gute Übereinstimmung gezeigt, obwohl, wie schon besprochen, die Randbedingungen einen großen Einfluss auf den gesamten Reibungswiderstand haben. Durch Abziehen des ermittelten Dilatanzwinkels i vom nichtlinearen Gesamtreibungswiderstand wurde unter beiden Versuchsprozeduren ein linearer Verlauf der Bruchgerade erzielt. Die verbleibende lineare Bruchgerade entspricht der materialbedingten Reibungskomponente φ_b und, wie vermutet, stimmen sie sowohl unter CNL als auch unter CNS Randbedingungen mit dem vorher ermittelten Basisreibungswinkel überein.

3.5.4 Restreibungswinkel

In vorherigen Studien [18] wurde der mehrstufige CNL Scherversuch an der Probe mit einer flachen Trennfläche und mit identischen Materialeigenschaften wie in dieser Arbeit durchgeführt und zeigte einen Restreibungswinkel von 39° .

- **CNL**

Aus den Ergebnissen geht klar hervor, dass unter CNL-Bedingungen bzw. mit freier Dilatanz der Trennfläche die Initialspannungsgröße einen Einfluss auf die Restscherfestigkeit hat. Die Ergebnisse haben gezeigt, dass die Größe des Restreibungswinkels kleiner ist, wenn die Normalspannungen größer sind. Die zerkleinerten Unebenheiten werden abhängig von der aufgebrachten Normalspannung verdichtet und abgeschert und haben auf diese Weise Einfluss auf den Restreibungswinkel [25]. Dieser Einfluss ist auch aus der Darstellung des Reibungskoeffizienten (Abbildung 12) abzulesen. Aus dieser Darstellung ist auch ersichtlich, dass die Scherspannung ihren Restzustand bei geringerer Verschiebung erreicht, wenn die Normalspannung höher ist bzw. die Unebenheiten aufgrund der höheren Spannungsniveaus schneller abgeschert werden. Diese Verhältnisse wirken sich auch auf die Dilatanz aus, die in diesem Zustand des Scherprozesses nicht mehr stattfindet, da die Unebenheiten bereits abgeschert sind.

Die Abbildung 27 zeigt den Gesamtwert des Restreibungswinkels, der aus allen CNL-Versuchen zusammen ermittelt wurde. Die Bruchgerade, die den Winkel definiert, setzt sich aus der Restscherfestigkeit bezogen auf die Normalkraft jedes einzelnen CNL-Versuchs zusammen. Die identische Oberflächenstruktur sowie die Festigkeitseigenschaften aller Probenkörper erlauben eine solche Parametrisierung dieses Winkels. Die Bestimmung der Restscherspannung erfolgt aus der Darstellung der Scherspannung zur Horizontalverschiebung. In den Verläufen sieht man, dass die Trennfläche einen Restscherzustand erreicht, wenn die Schubspannung relativ stabil ist und konstant weiterläuft. Der resultierende Restreibungswinkel, ermittelt aus dem

mittleren Wert der Restscherspannung unter CNL-Randbedingungen beträgt 38.27° . Für diese Berechnungen wurde auch der kleinste Restscherspannungswert herangezogen, der in einem Winkel $\varphi_{rest_min} = 37.01^\circ$ resultiert.

- **CNS**

Aufgrund der behinderten Dilatanz unter CNS-Bedingungen werden die zerdrückten Unebenheiten während des Scherprozesses geglättet, was zur Abminderung des Restreibungswinkels im Vergleich zur spannungsgesteuerten Prozedur führt [25]. Ergebnisse aller Versuche sind in Tabelle 4 und 5 abgebildet.

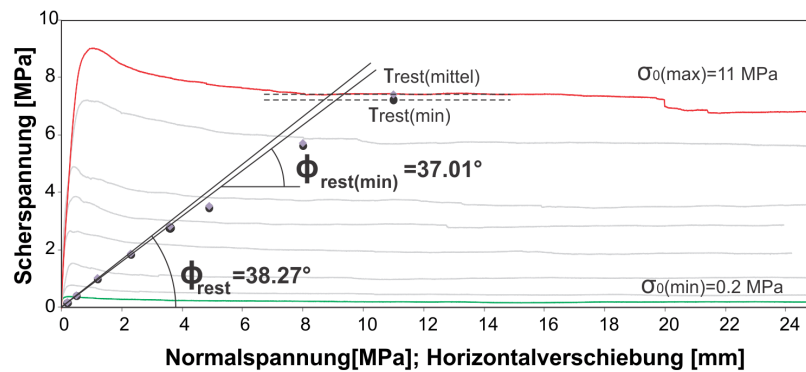


Abbildung 27: Grafische Darstellung des Restreibungswinkels (CNL)

CNL							
Versuchsname	σ_0 [Mpa]	T_{rest} [Mpa]	φ_{rest} [°]	$\bar{\varphi}_{rest}$ [°]	T_{rest_min} [Mpa]	φ_{rest_min} [°]	$\bar{\varphi}_{rest_min}$ [°]
CNL04	0.2	0.19	43.53	38.27	0.16	38.65	37.01
CNL05	0.5	0.42	40.03		0.40	38.65	
CNL06	1.2	1.03	40.64		0.97	38.94	
CNL03	2.3	1.88	39.26		1.84	38.65	
CNL02	3.6	2.82	38.07		2.76	37.47	
CNL01	4.9	3.53	35.76		3.47	35.30	
CNL07	8.0	5.72	35.56		5.62	35.08	
CNL08	11.0	7.41	33.31		7.23	33.31	

Tabelle 4: Restreibung Ergebnisse (CNL)

CNS			
Versuchsname	σ_0 [Mpa]	K [Mpa/mm]	φ_{rest} [°]
CNS01	0.50	∞	33.00
CNS02	1.00	∞	35.24
CNS03	2.00	∞	36.67
CNS04	0.62	5.00	—
CNS05	0.65	2.50	—
CNS06	0.65	1.25	—
CNS07	0.50	0.50	—
CNS08	0.50	5.00	36.96
Mittelwerte			35.47

Tabelle 5: Restreibung Ergebnisse (CNS)

3.6 Vergleich der Ergebnisse mit den empirischen Methoden

Methoden

Die im Kapitel 1.3.1 erwähnten empirischen Methoden dienen zur Prognose und Bestimmung der Scherfestigkeit. Es gibt eine große Menge an Kriterien, die auf dem fundamentalen Coulomb-Reibungsgesetz basieren. Diese erklären den Zusammenhang der mechanischen Eigenschaften und der verschiedenen Parameter, die Einfluss auf die Scherfestigkeit haben.

Abbildung 28 zeigt die Gegenüberstellung der erhaltenen Ergebnisse der maximalen Scherspannungen aus Laborversuchen mit den aus erwähnten Kriterien ermittelten Werten.

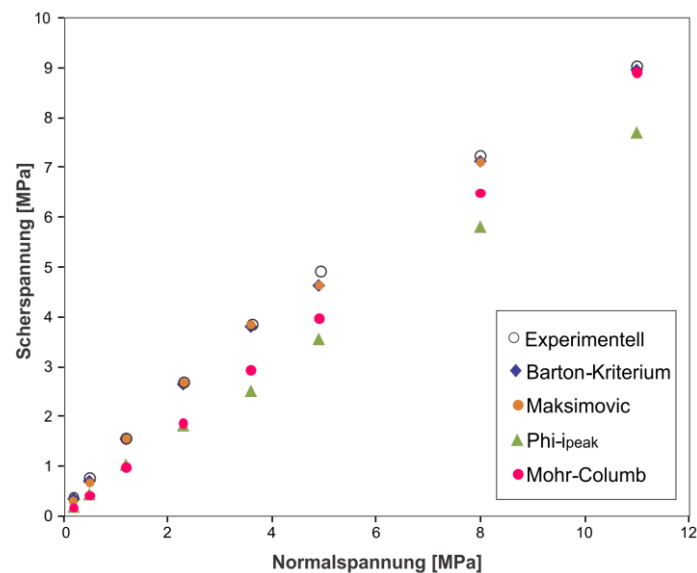


Abbildung 28: Vergleich der Ergebnisse (CNL) mit empirischen Methoden

CNL			
	Barton	Maksimovic	M-C
Abweichung [%]			
CNL04	4.27	17.53	56.23
CNL05	6.52	11.95	46.72
CNL06	-0.58	0.24	37.31
CNL03	0.54	-0.19	30.24
CNL02	1.01	0.32	24.28
CNL01	5.64	5.34	19.19
CNL07	1.46	1.90	10.40
CNL08	0.87	1.63	1.36
Mittelwert:	2.47	4.84	28.22

Tabelle 6: Abweichungen der empirischen Ergebnisse von experimentell ermittelten Werten

Die Ergebnisse haben gezeigt, dass die mittels des Barton&Choubey (1977) Kriteriums ermittelten Werten von den experimentell ermittelten Werten um -0.58% bis 6.52% abweichen. Die negative Abweichung bezeichnet Unterschätzung, während die positiven Werte auf die Überschätzung hinweisen. Die mittlere Abweichung der Werte beträgt 2.47%.

Auch das Maksimovic Kriterium zeigt keine großen Abweichungen. Sie liegen zwischen -0,19% und 17,53%. Die mittlere Abweichung dieses Kriteriums zu den experimentellen Ergebnissen beträgt 4,84%.

Zur Auswertung wurden für beide Kriterien die gemessenen Reibungswinkel verwendet.

Letztendlich hat das lineare Mohr-Columb Kriterium wie erwartet die größten Abweichungen gezeigt, da das Dilatanzvermögen in diesem Kriterium nicht berücksichtigt wird. Die größte Abweichung liegt beim Versuch CNL04. Bei diesem ist die geringste Normalkraft angesetzt und das Dilatanzvermögen am größten. Die Abweichung fällt mit steigendem Spannungsniveau von 56,23% auf 1,36%.

Die Ergebnisse zeigen, dass sowohl das Barton, als auch das Maksimovich Kriterium sehr gut mit den experimentell ermittelten Daten überein passen.

4 Schlusswort

Diese Arbeit befasst sich mit dem Vergleich der Ergebnisse der Scherversuche unter den unterschiedlichen Randbedingungen. Der materialbedingte Parameter Reibungswinkel, sowie die geometriebedingte Dilatanz sind wesentliche Faktoren, die die Scherfestigkeit der Trennfläche beschreiben. Diese beiden Faktoren werden in dieser Arbeit abhängig von den unterschiedlichen Randbedingungen gemessen und ausgewertet. Constant Normal Load (CNL) und Constant Normal Stiffness (CNS) sind zwei Versuchsprozeduren, deren fundamentale Unterschiede in den externen Randbedingungen liegen.

Um einen effizienten Vergleich zu gewährleisten, wurden die Versuche an künstlich hergestellten Proben mit identischen Materialeigenschaften durchgeführt. Die Gleichheit der Geometrie der Trennflächen wurde mithilfe des hergestellten Silikon Replikats der Naturfläche sichergestellt. Es wurden insgesamt fünfzehn Tests unter CNL und CNS Versuchsprozeduren am MTS prozessgeregelten servohydraulischen Direktschergerät im Labor am Institut für Felsmechanik und Tunnelbau durchgeführt.

Die Ergebnisse haben gezeigt, dass das Scherverhalten der Trennflächen unter CNS-Randbedingungen eher der Realität entspricht als die CNL-Ergebnisse. Die CNL-Versuchsprozedur verlangt eine größere Anzahl an Versuchen, um die Bruchbedingung zu produzieren. Dies ist auf das Dilatanzvermögen, das von dem Initialspannungsniveau beeinflusst wird, zurückzuführen. Die Eliminierung der Dilatanz, die in dieser Arbeit durchgeführt wurde, hat gezeigt wie stark das Dilatanzvermögen unter den CNL-Bedingungen von der Spannung abhängig ist, sowie der Einfluss der geometriebedingten Parameter auf den gesamten Reibungswiderstand. Unter den CNS-Bedingungen weisen die Ergebnisse darauf hin, dass das Dilatanzvermögen von den angesetzten externen Randbedingungen abhängig ist. Dies ist durch die Normalspannung bedingt, die von der Steifigkeit beeinflusst wird.

Bezogen auf die Anwendungsgebiete sind die Randbedingungen der CNS-Prozedur, vor allem im Untertagebau, realistischer und daher eher gebräuchlich.

Die CNS-Versuchsprozedur verlangt, im Vergleich zu CNL nicht so viele Versuche, da die Trennfläche selbst durch die Reaktion auf die Randbedingungen eine Bruchbedingung bildet. Die schlussendlich ermittelten Mittelwerte der Ergebnisse der beiden Versuchsprozeduren haben eine gute Korrespondenz gezeigt, vor allem mit dem Basisreibungswinkel wenn das Dilatanzvermögen beseitigt wurde. Die CNL-Ergebnisse ergeben einen Basisreibungswinkel von 38.56° , während aus den CNS-Ergebnissen ein Winkel von 38.76° folgt. Die Abweichung der ermittelten Basisreibungswinkel in dieser

Arbeit zu jenen in der erwähnten vorherigen Studie beträgt bei CNL-Bedingungen 1,12% und 0,61% unter CNS-Bedingungen.

Die Laborergebnisse der CNL-Prozedur wurden mit den erwähnten nichtlinearen Kriterien verglichen.

Literatur

[1] ASTM STP 1350. 1998. *Advanced control techniques for direct shear testing of jointed rock specimens. In Nondestructive and automated testing for soil and rock properties.* American Society for Testing and Materials: West Conshohocken

[3] Kemthong, R., 2006. *Determination of rock joint shear strength based on rock physical properties.* Master Thesis, Institute of Engineering, Suranaree University of Technology, Thailand

[4] Schubert, W., 2007. Skriptum aus Felsmechanik und Tunnelbau, Technische Universität Graz, Österreich

[5] Bergamin, S., 2009. *Die Stabilität der Felsfundamente von Staumauern,* Dissertation, Eidgenössische Technische Hochschule Zürich, Schweiz

[6] Gehle, C., 2002. *Bruch- und Scherverhalten von Gesteinstrennflächen mit dazwischenliegenden Materialbrücken,* Dissertation, Institut für Grundbau und Bodenmechanik, Ruhr Universität Bochum, Deutschland

[7] Nguyen, V. M., 2013, *Static and dynamic behavior of joints in schistose rock: Lab testing and numerical simulation,* Dissertation, Institut für Geotechnik, Technische Universität Bergakademie Freiberg, Deutschland

[8] Lechnitz, W., 1985, Mechanical Properties of Rock Joints *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Abstr. 22 (5), S 313-321, Verlag Pergamon Press, Großbritannien.

[9] Indraratna, B. und Haque, A., 2000. Shear Behaviour of Rock Joints, Department of Civil, Mining and Environmental Engineering, University of Wollongong, Australia

-
- [10] Gonzalez, J., Gonzalez-Pastoriza, N., Castro, U. und Alejandro, L.R., 2014. Considerations on the laboratory estimate of the basic friction angle of rock joints, S 199-204, *Rock Engineering and Rock Mechanics: Structures in and on Rock Masses*. Taylor&Francis Group, London
- [11] Seywald, C., 2006. *Investigations on the relationship between surface roughness and dilatation of rock joints in direct shear*, Diploma Thesis, Institute for Rock Mechanics and Tunnelling, Graz University of Technology, Austria
- [12] Saeb, S. und Amadei, B., 1990. Modeling joint response under constant or variable normal stiffness boundary conditions, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Abstr. 27 (3), S 213-217, Verlag Pergamon Press, Großbritannien
- [13] Muralha, J., Grasselli G., Tatone, B., Blümel, M., Chryssanthakis, P. und Yujing, J., 2013. ISRM Suggested Method for Laboratory Determination of the Shear Strength of Rock Joints: Revised Version, Verlag Springer, Österreich
- [14] Huang T.H. und Doong, Y.S., 1990. Anisotropic Shear strength of rock joints, In: Barton, N. und Stephansson O., Proceedings of The International Symposium of Rock Joints, Norway, June 1990, S 211-218, International Society for Rock Mechanics: Hong Kong
- [15] Bruschi, A., 2004. *Meccanica delle rocce. Nella pratica geologica ed ingegneristica*, Dario Flaccovio Editore
- [16] Goodman, R.E., Taylor R.L. und Brekke T.L., 1968. A model for the mechanics of fractured rock. *Journal of the Soil Mechanics and Foundations Division*, Vol. 94, S 637-660.
- [17] Blümel, M., Button, E.A. und Pösch, M., 2002. Steifigkeitsabhängiges Scherverhalten von Fels, *Felsbau* 20 (3), S 22-32, Verlag Glückauf, Deutschland
- [18] Schieg, T., 2006. *Investigations on the shear behaviour of artificial rock joints*,

Diploma Thesis, Institute for Rock Mechanics and Tunnelling, Graz University of Technology, Austria

[19] Bandis, S.C., Lumsden, A.C. und Barton, N.R., 1983. Fundamentals of Rock Fracture Deformation. *International Journal of Rock Mechanics & Mining Science*, Vol. 20, S 249-268, Verlag Pergamon Press, Großbritannien

[20] Johansson, F., 2009. *Shear Strength of unfilled and rough rock fractures in sliding stability analysis of concrete dams*, Dissertation, Royal institute of Technology, Stockholm

[21] Maksimovic, M., 1996. The Shear Strength components of a Rough Rock Joint, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Abstr. 33 (8), S 769-783, Verlag Pergamon Press, Großbritannien

[22] Kumar, R. und Dhawan, A.K., 1999. Shear strength and stiffnesses of rock joints, Central soil and materials research station, New Delhi, India

[23] Muralha, J., Grasselli G., Tatone, B., Blümel, M., Chryssanthakis, P. und Yujing, J., 2013. ISRM Suggested Method for Laboratory Determination of the Shear Strength of Rock Joints: Revised Version, Verlag Springer, Österreich

[24] Gentier, S., Riss, J., Archambault, G., Flamand, R. und Hopkins, D., 1999. Influence of fracture geometry on shear behavior, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Abstr. 37 (2000), S 161-174, Verlag Elsevier, Amsterdam

[25] Pötsch, M., 2011. *The analysis of rotational and sliding modes of failure for slopes, foundations, and underground structures in blocky, hard rock*, Dissertation, Institute for Rock Mechanics and Tunnelling, Graz University of Technology, Austria

[26] Yong Ki Lee, Joung-Wook Park und Jae-Joon Song, 2014. Model of the shear behavior of rock joints under CNL and CNS conditions, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Abstr. 70 (2014), S 252-263, Verlag

Elsevier, Amsterdam

[27] Grasselli, G. und Egger, P., 2003. Constitutive law for the shear strength of rock joints based on three-dimensional surface parameters, *International Journal of Rock Mechanics and Mining Sciences*, Abstr. 40 (2003), S 25-40, Verlag Pergamon Press, Großbritannien

Anhang A

CNL01 $\sigma=4.9$ MPa

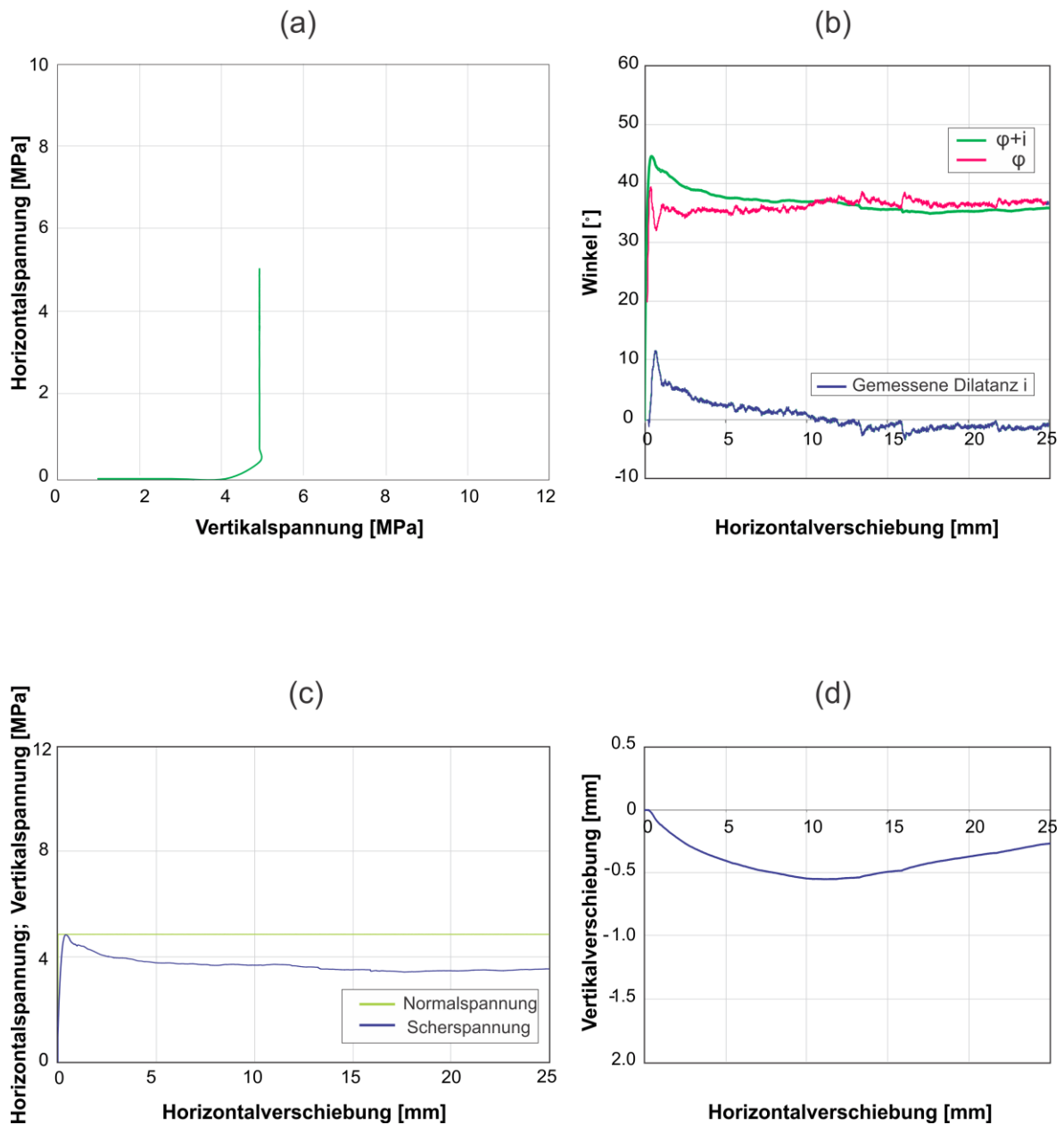
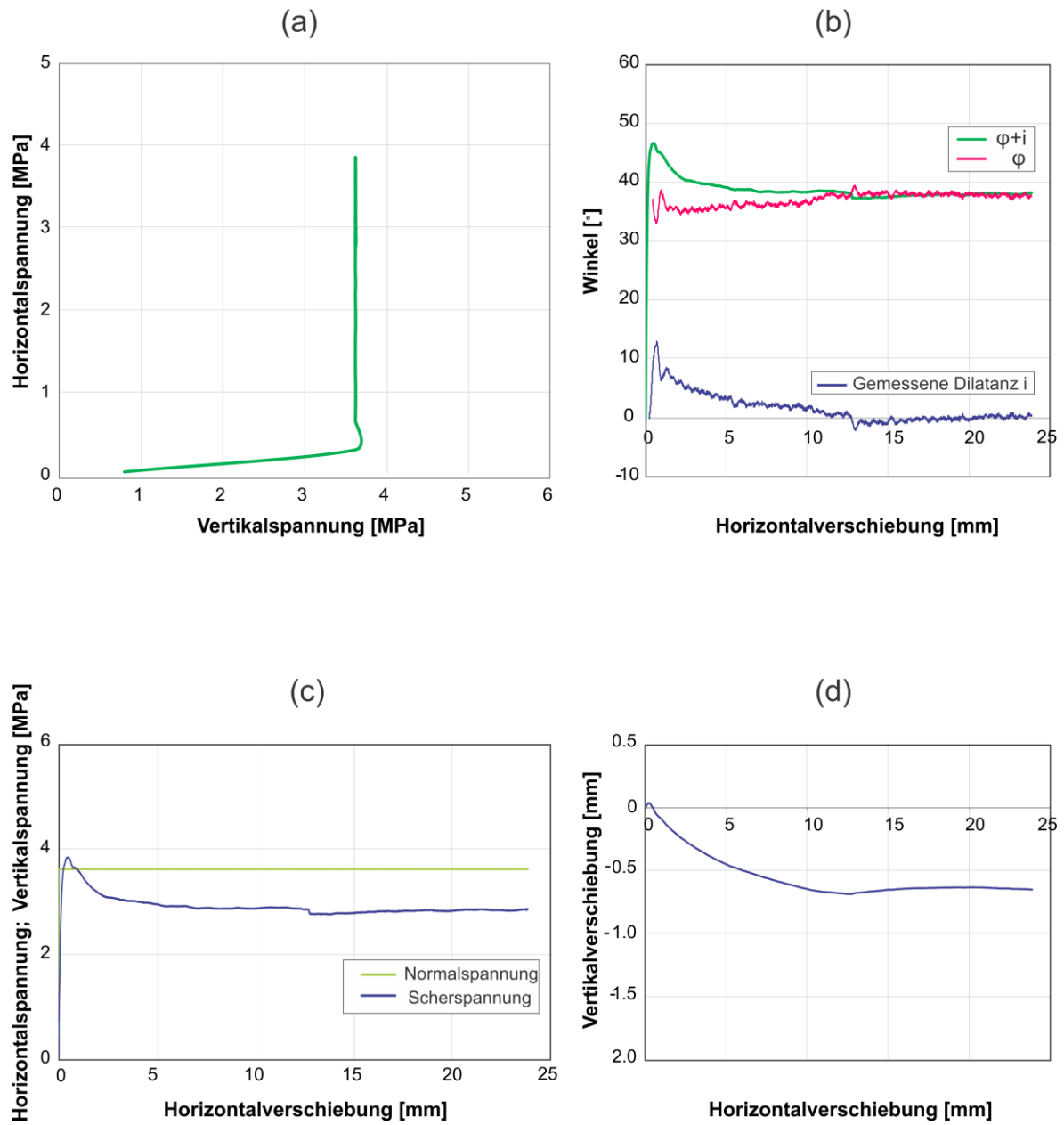
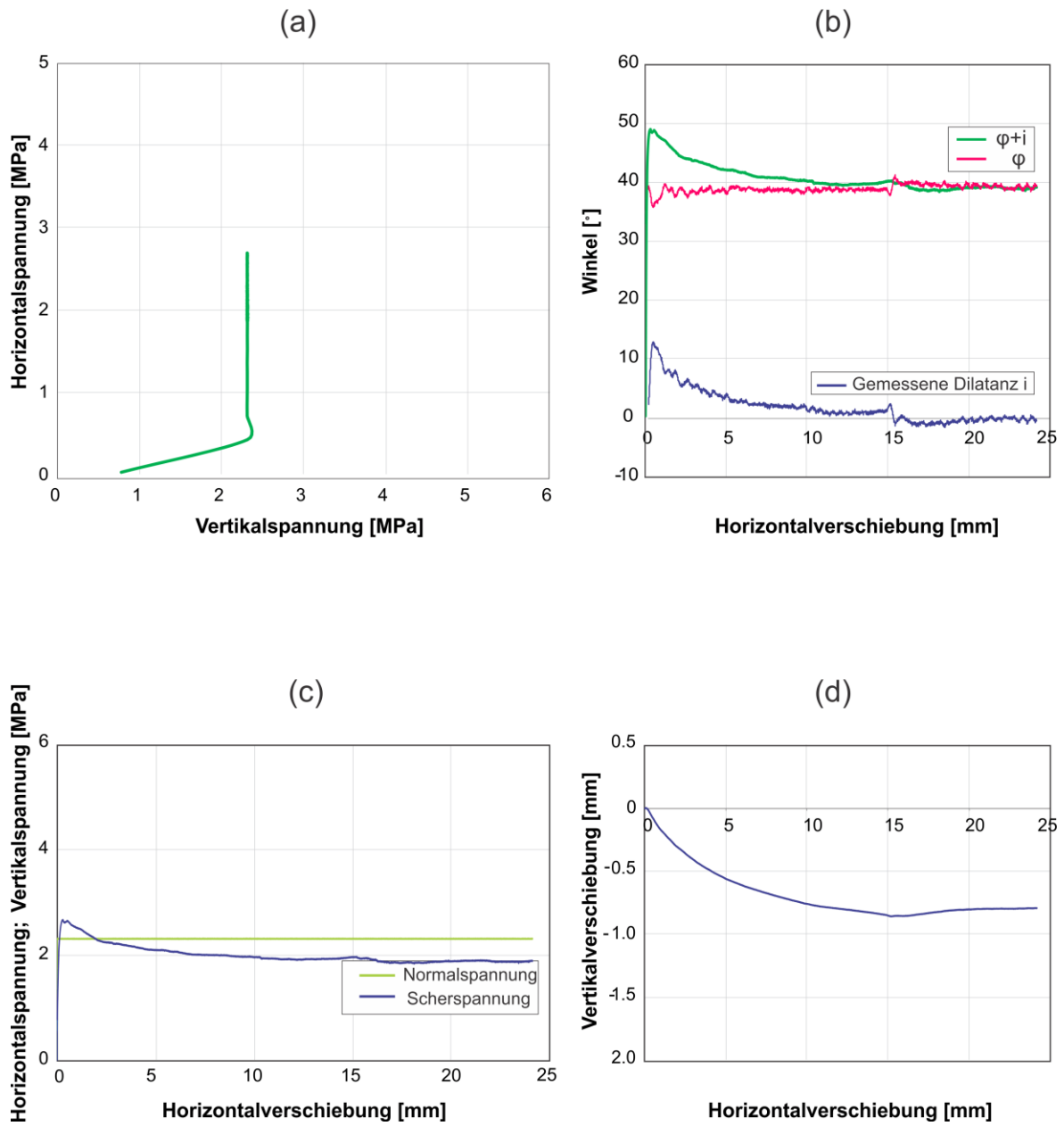
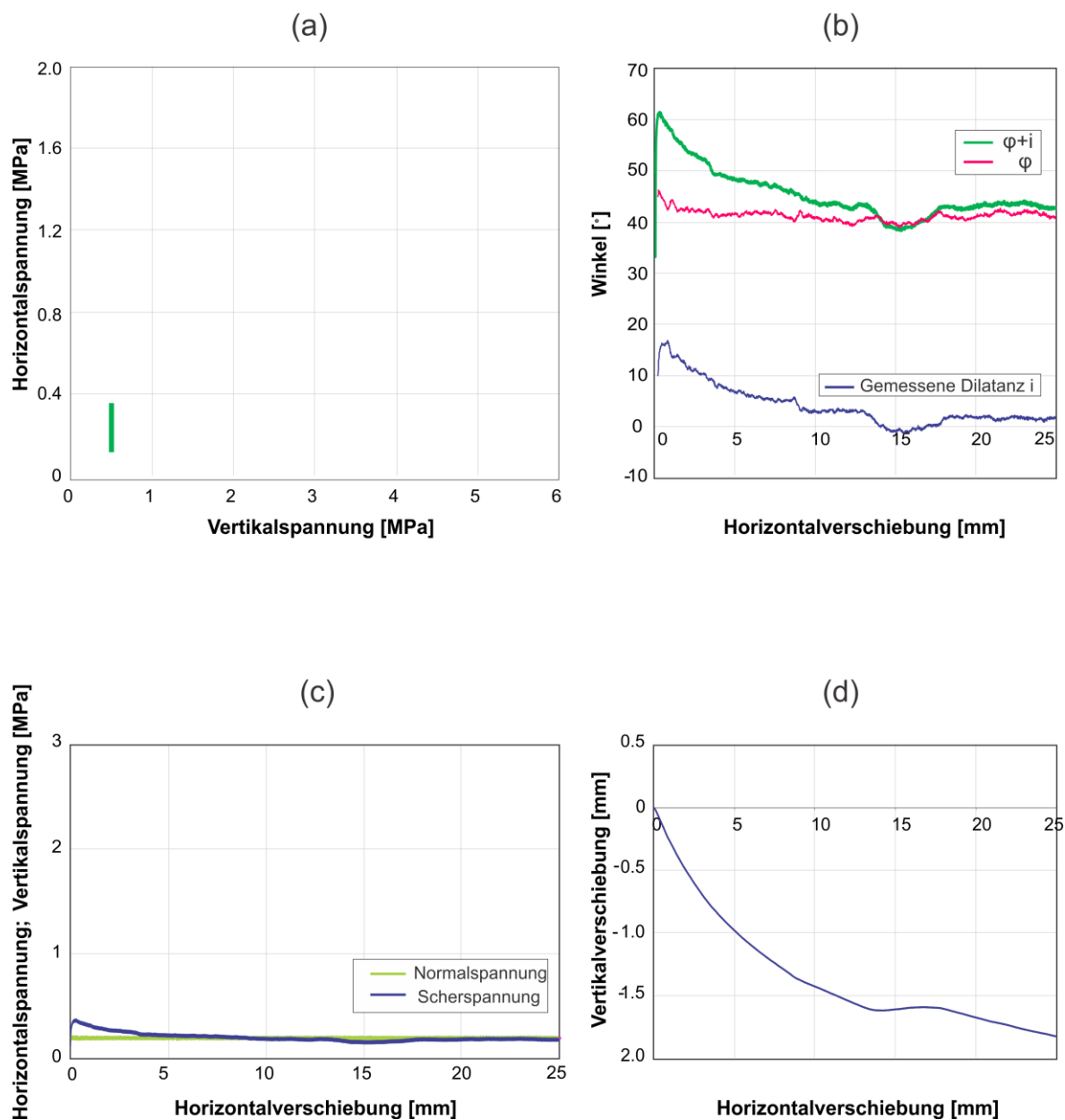
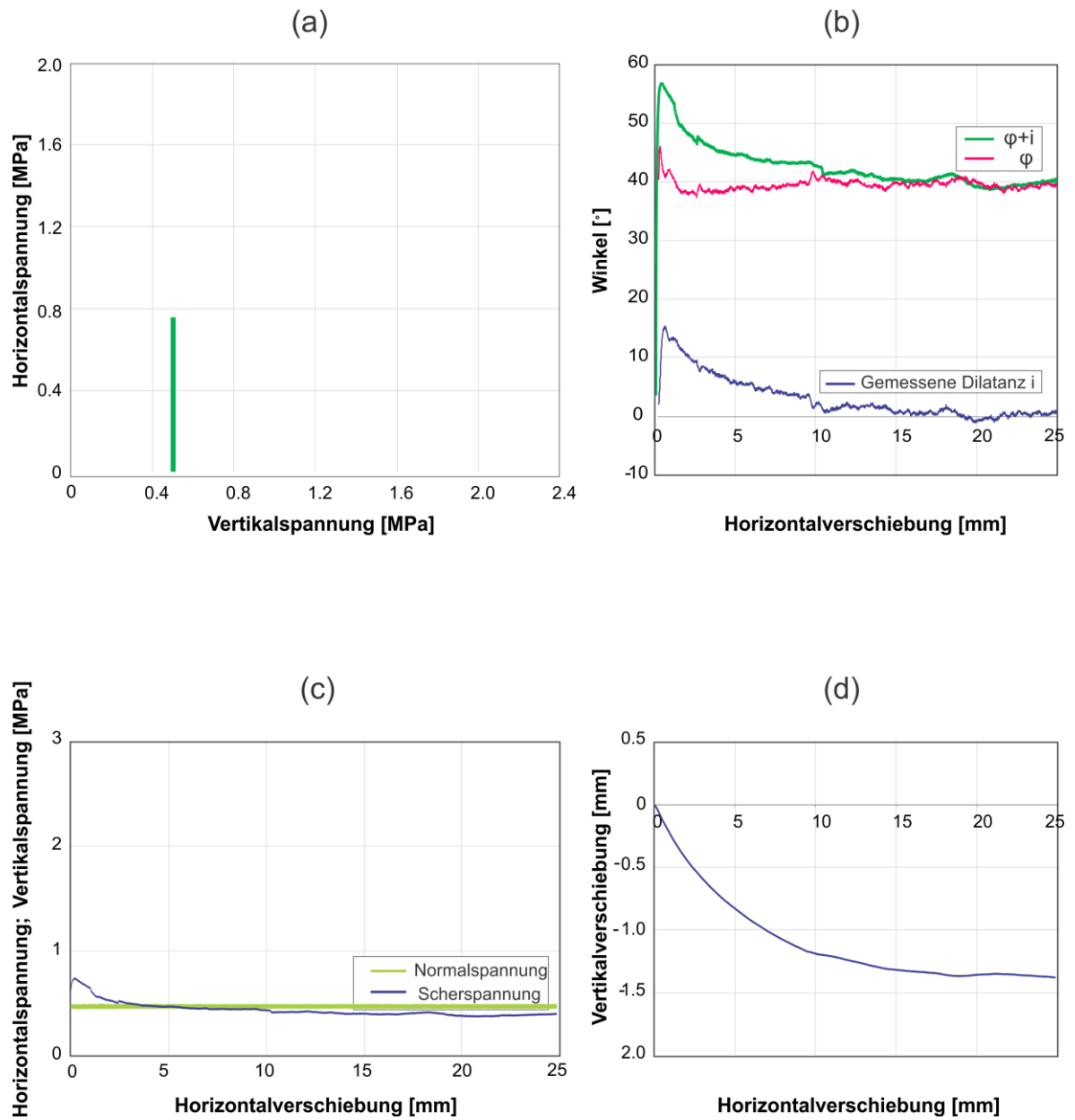


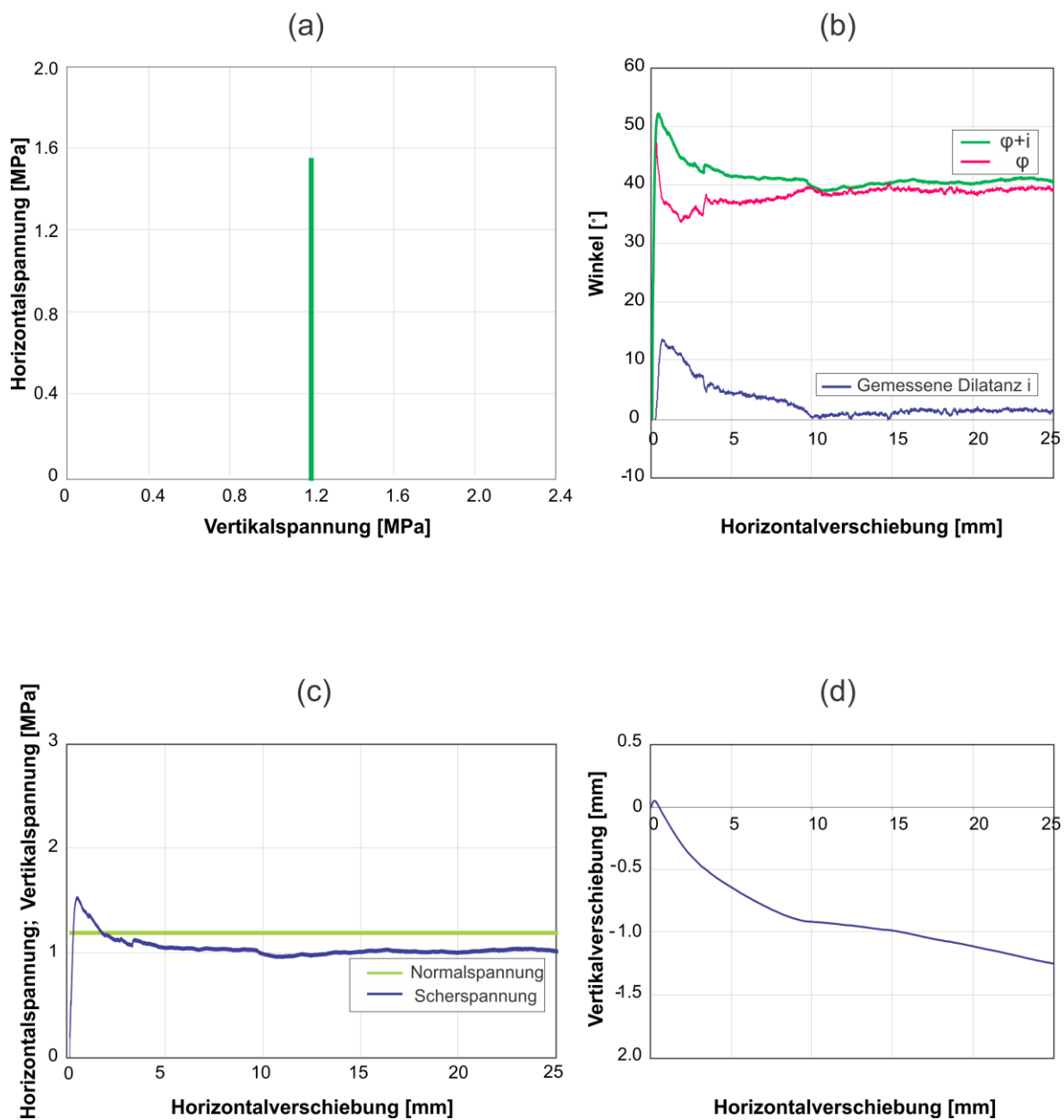
Abbildung A 1: CNL01 Versuch $\sigma_n = 4.93$ MPa

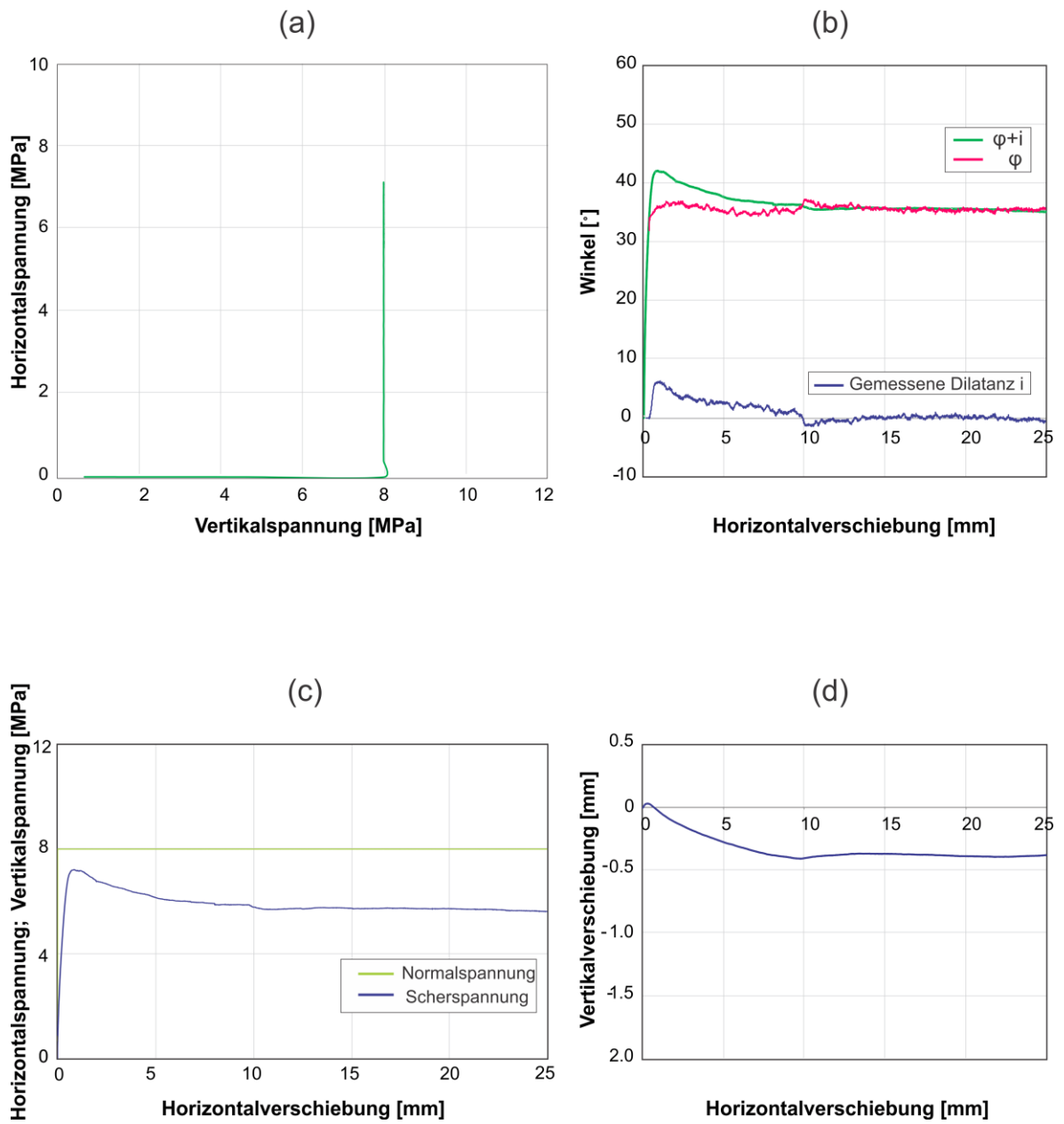
CNL02 $\sigma = 3.6 \text{ MPa}$ Abbildung A 2: CNL02 Versuch $\sigma_n = 3.62 \text{ MPa}$

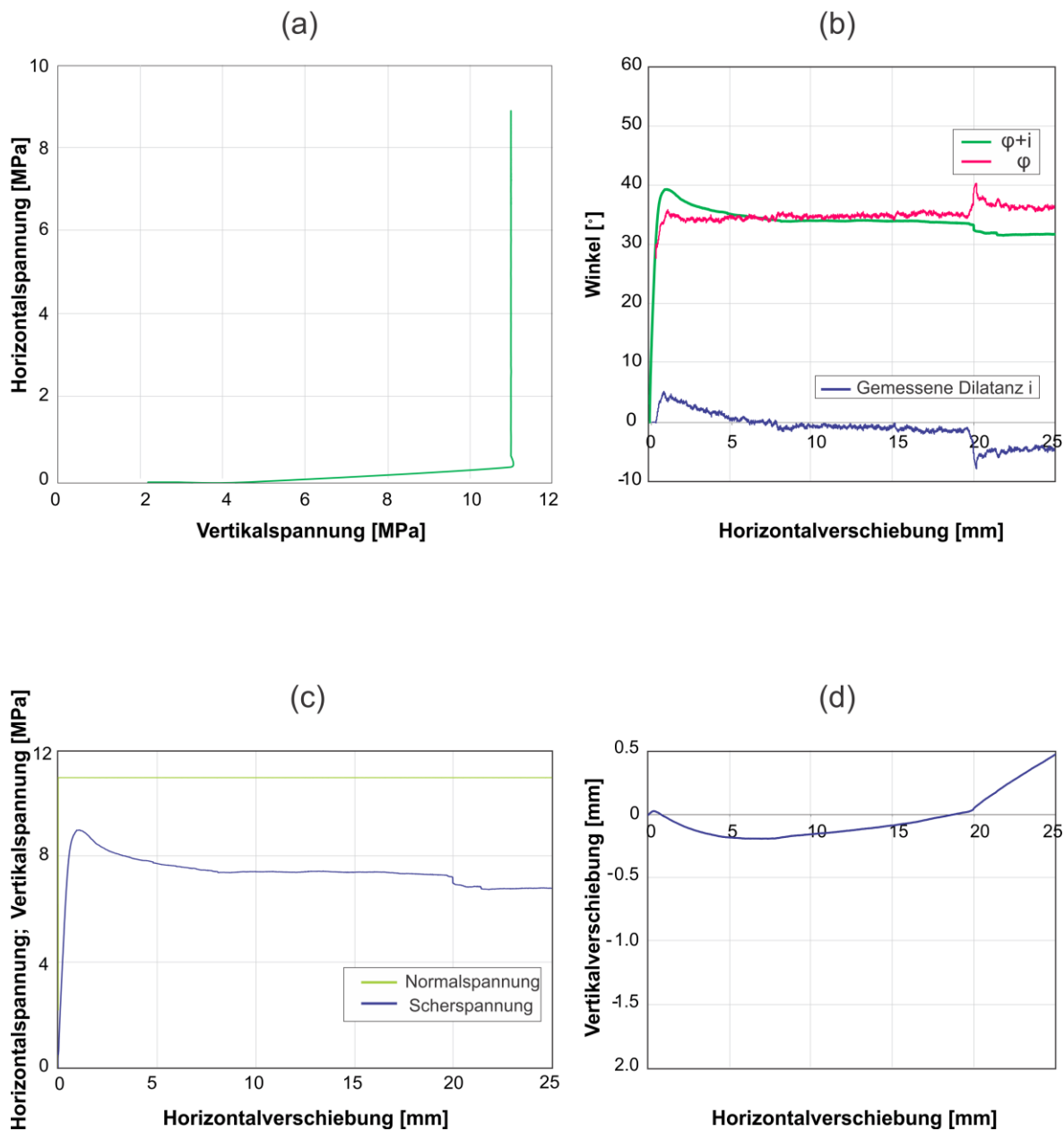
CNL03 $\sigma=2.3$ MPaAbbildung A 3: CNL03 Versuch $\sigma_n = 2.31$ MPa

CNL4 $\sigma=0.2$ MPaAbbildung A 4: CNL04 Versuch $\sigma_n = 0.20$ MPa

CNL05 $\sigma=0.5 \text{ MPa}$ Abbildung A 5: CNL05 Versuch $\sigma_n = 0.50 \text{ MPa}$

CNL06 $\sigma=1.2$ MPaAbbildung A 6: CNL06 Versuch $\sigma_n = 1.20$ MPa

CNL07 $\sigma=8.0$ MPaAbbildung A 7: CNL07 Versuch $\sigma_n = 8.00$ MPa

CNL08 $\sigma=11.0$ MPaAbbildung A 8: CNL08 Versuch $\sigma_n = 11.00$ MPa

Anhang B

CNS01 $K=\infty$

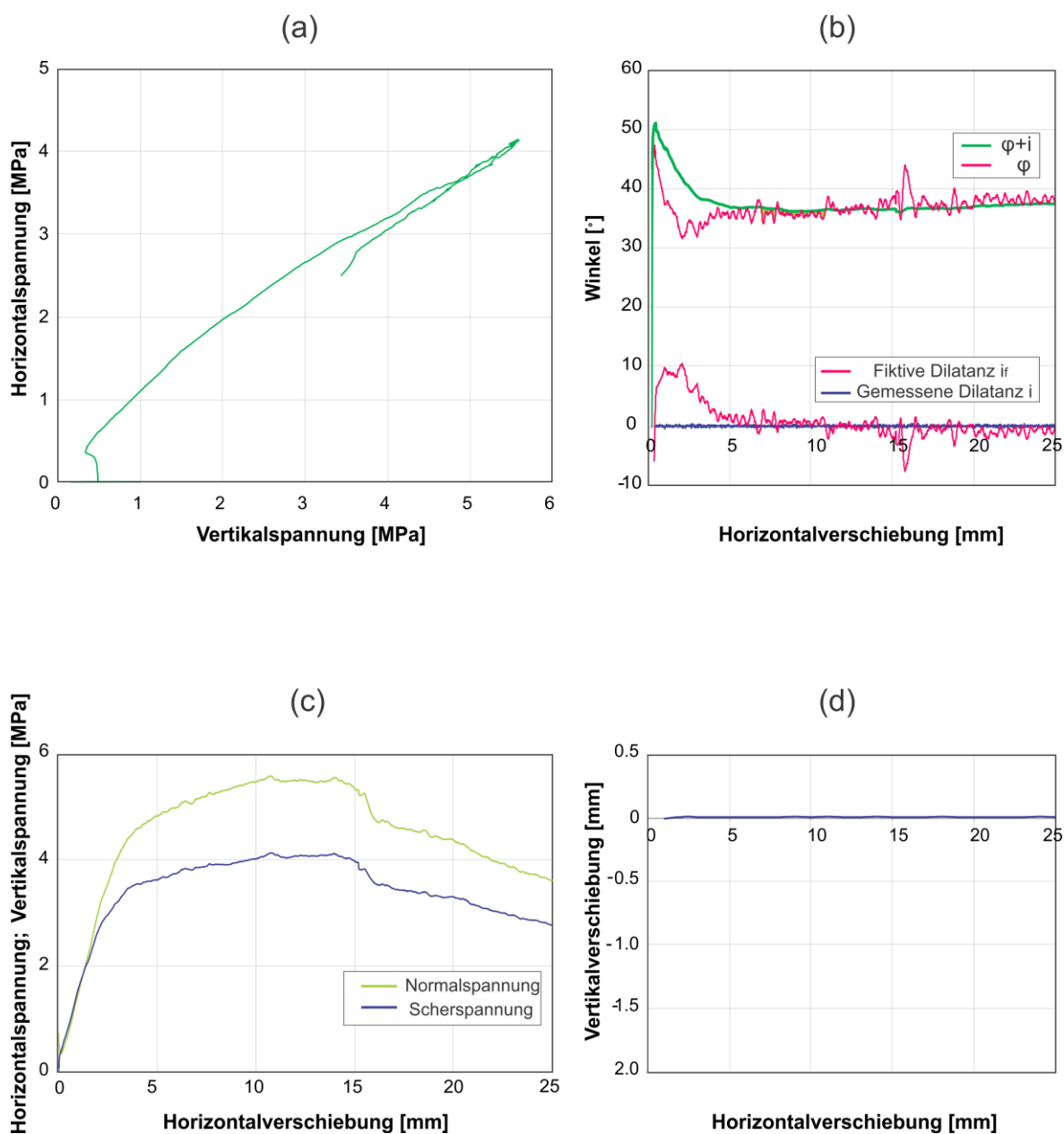
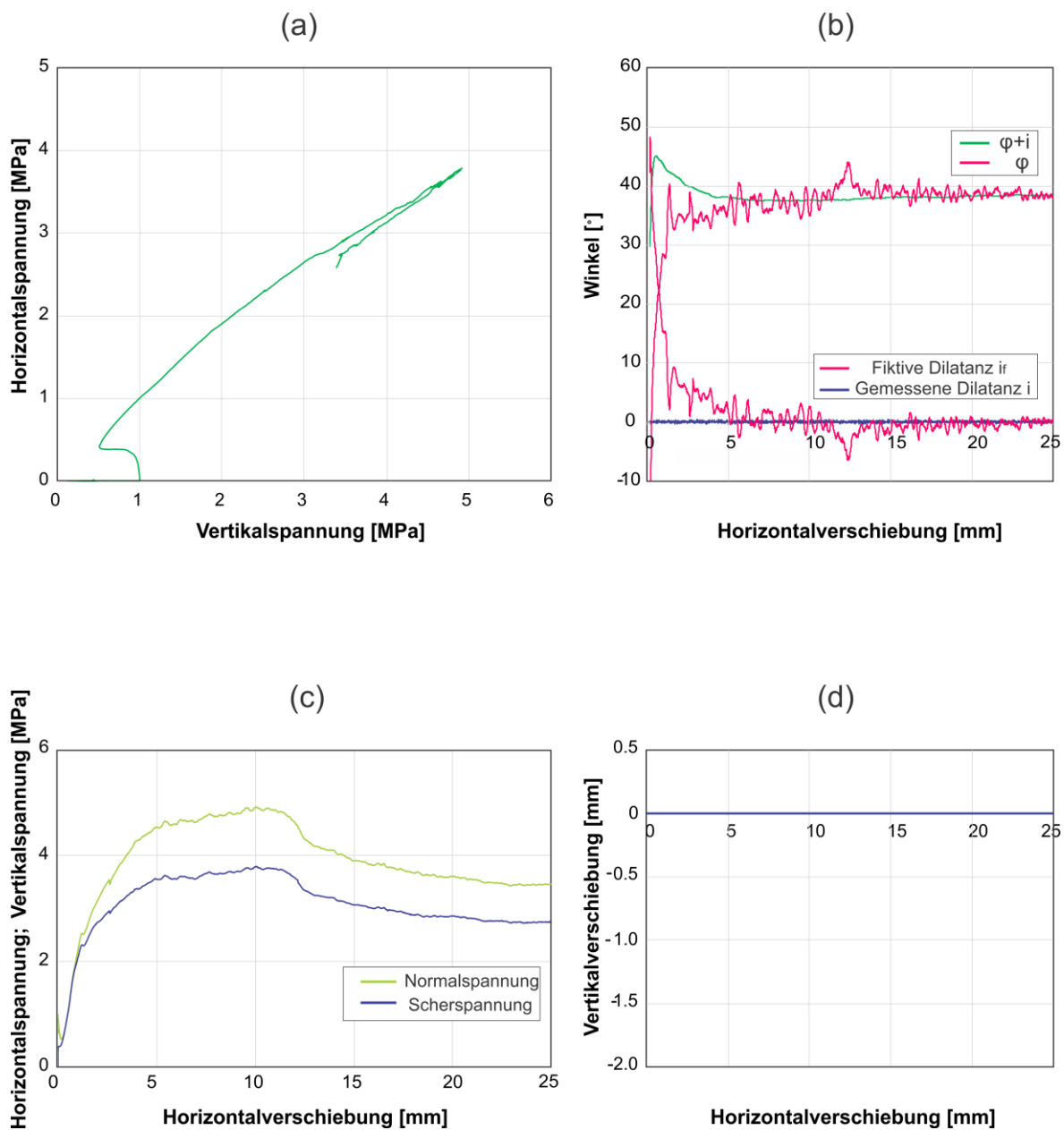


Abbildung B 1: CNS01 Versuch $\sigma_n = 0.50 \text{ MPa}$; $K = \infty$

CNS02 $K=\infty$ Abbildung B 2: CNS02 Versuch $\sigma_n = 1.00 \text{ MPa}$; $K = \infty$

CNS03 $K=\infty$

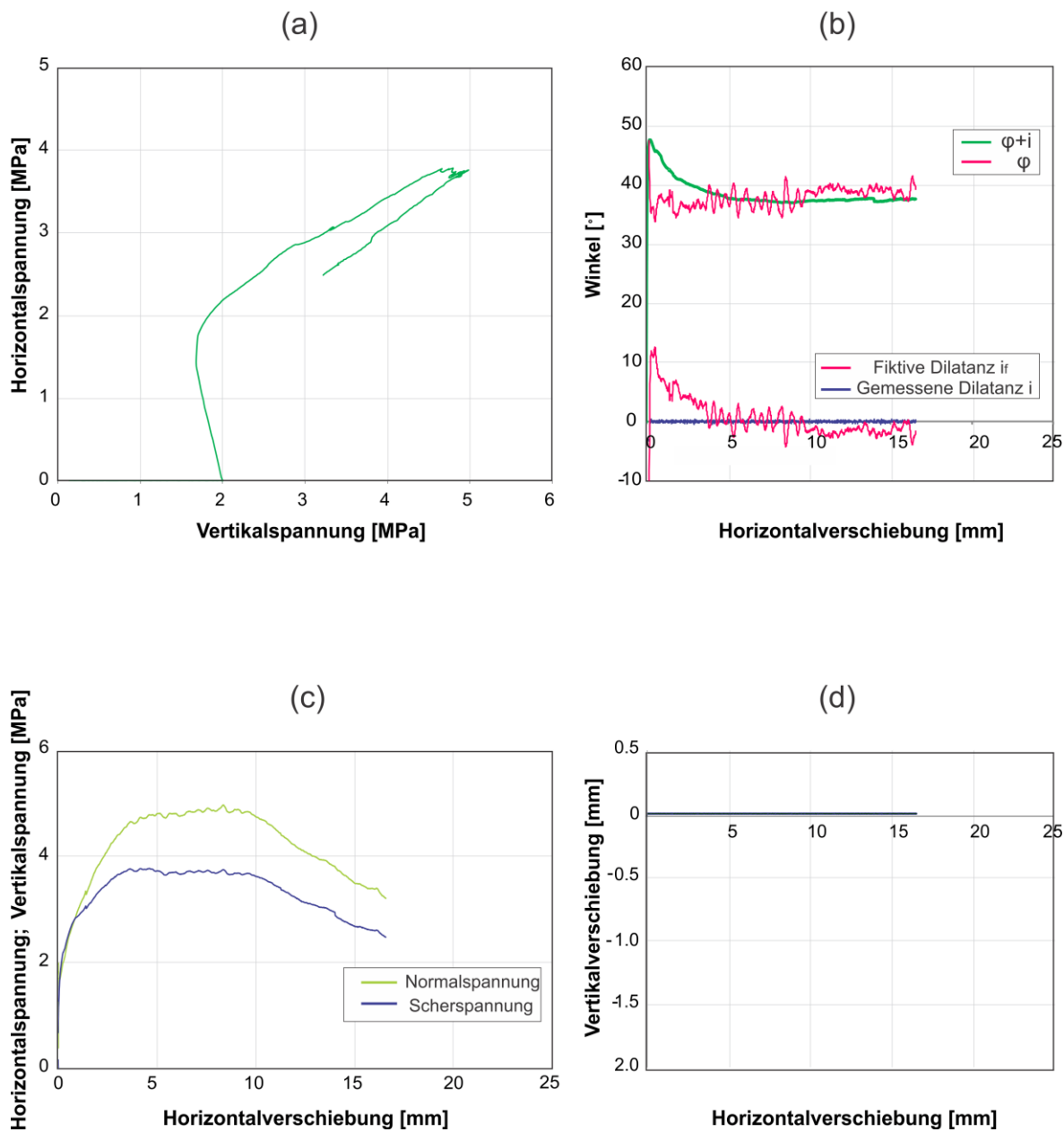
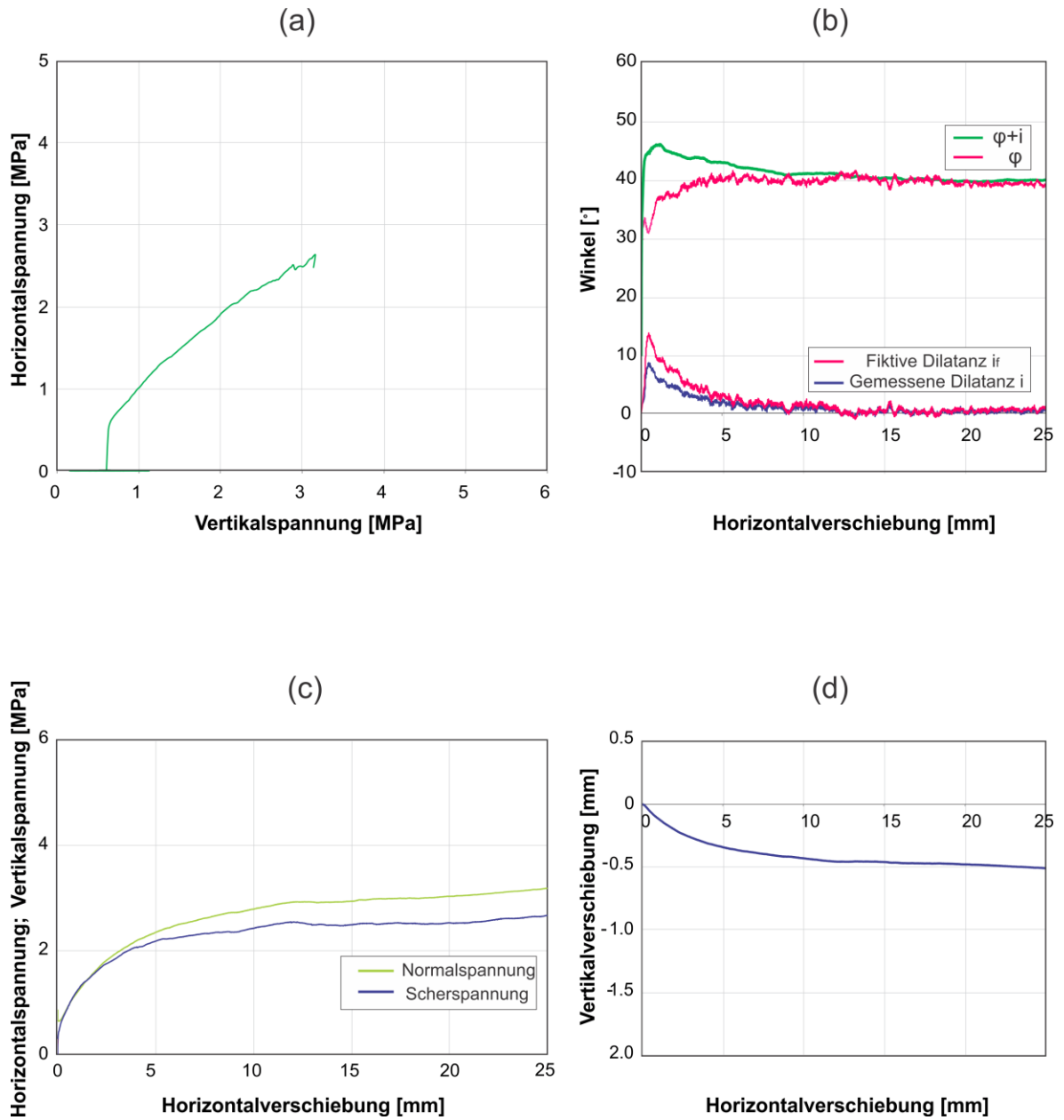
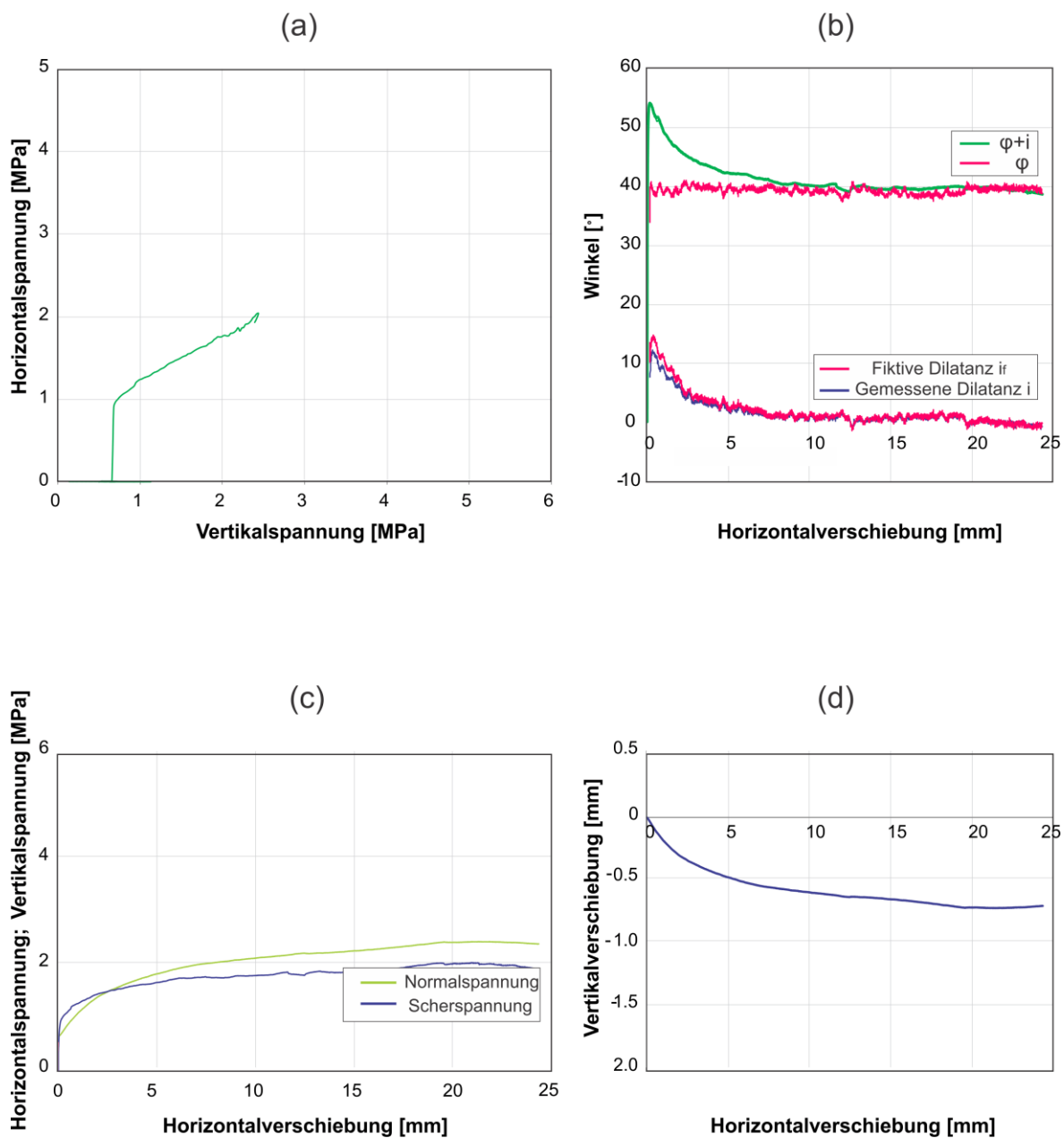


Abbildung B 3: CNS03 Versuch $\sigma_n = 2.00 \text{ MPa}$; $K = \infty$

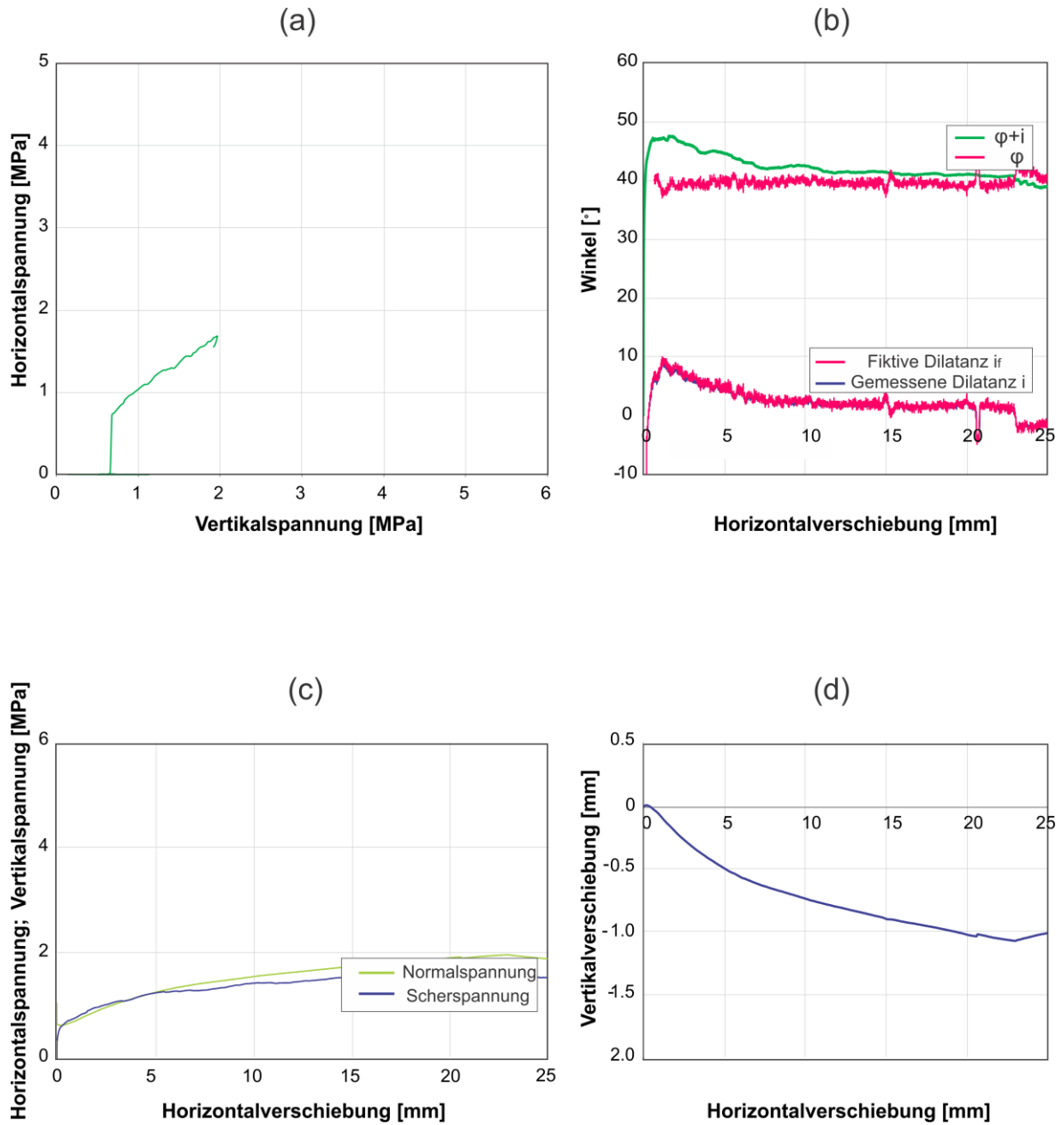
CNS04 K=5.0 MPa/mm

Abbildung B 4: CNS04 Versuch $\sigma_n = 0.62 \text{ MPa}$; $K = 5.00 \text{ MPa/mm}$

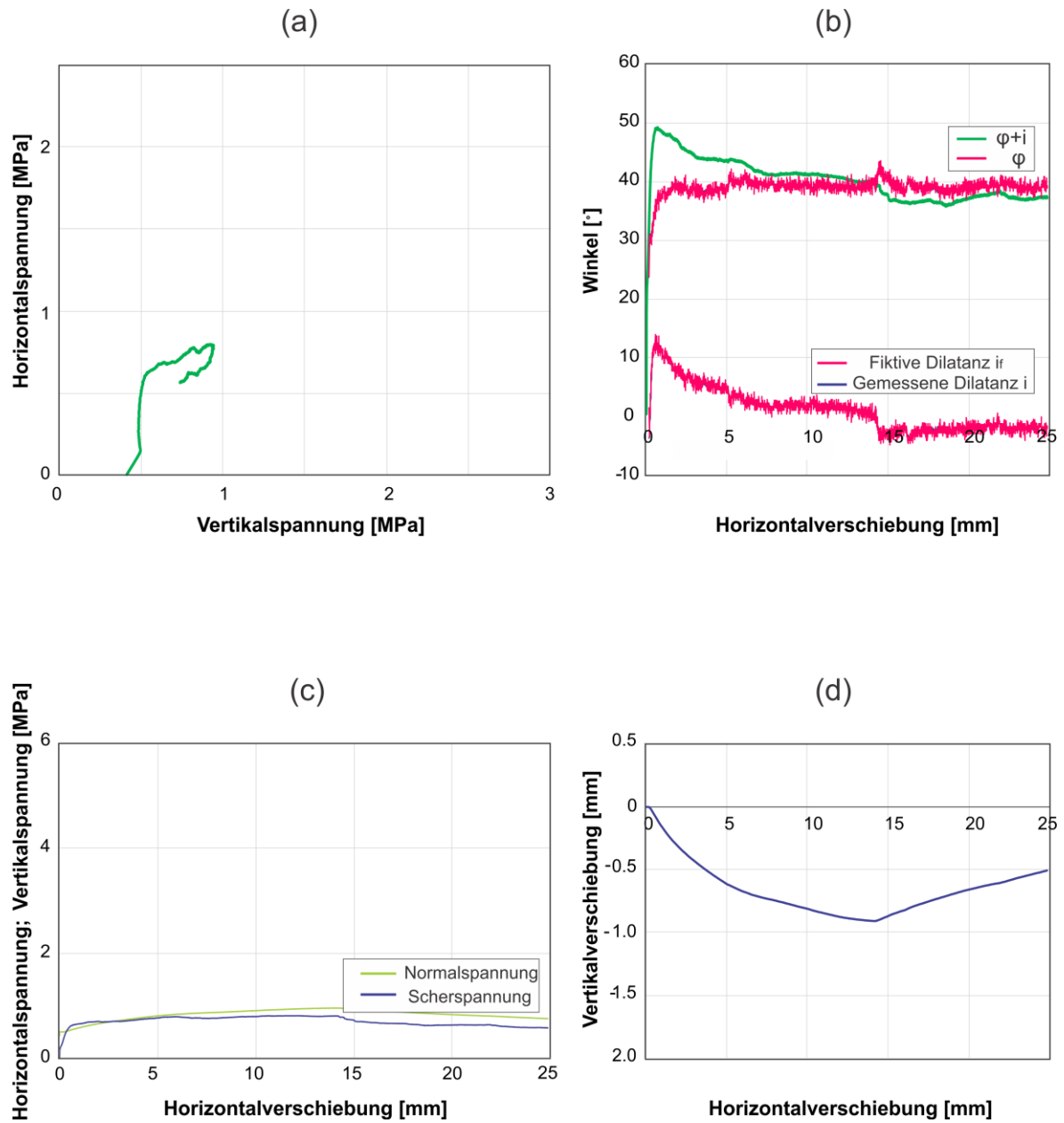
CNS05 K=2.5 MPa/mm

Abbildung B 5: CNS05 Versuch $\sigma_n = 0.65 \text{ MPa}$; $K = 2.50 \text{ MPa/mm}$

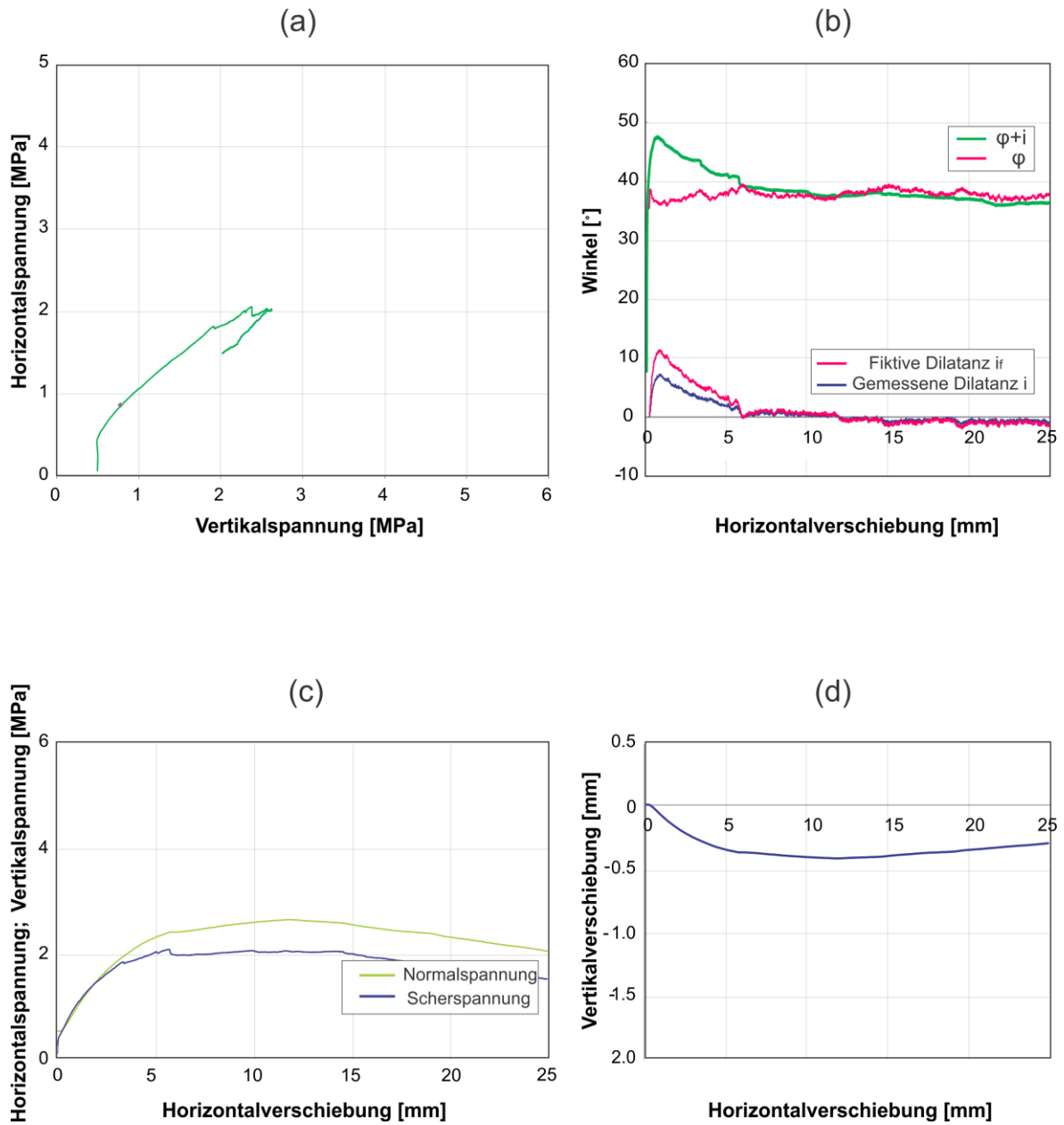
CNS06 K=1.25 MPa/mm

Abbildung B 6: CNS06 Versuch $\sigma_n = 0.65 \text{ MPa}$; $K = 1.25 \text{ MPa/mm}$

CNS07 K=0.5 MPa/mm

Abbildung B 7: CNS07 Versuch $\sigma_n = 0.50 \text{ MPa}$; $K = 0.50 \text{ MPa/mm}$

CNS08 K=5.0 MPa/mm

Abbildung B 8: CNS08 Versuch $\sigma_n = 0.50 \text{ MPa}$; $K = 5.00 \text{ MPa/mm}$