

DAS VERHÄLTNISS VON SCHUB- ZU ELASTIZITÄTSMODUL IN UNBEWEHRTEN MAUERWERKSSCHEIBEN

*Bastian V. Wilding*¹, *Michele Godio*² und *Katrin Beyer*³

École polytechnique fédérale de Lausanne (EPFL), Earthquake Engineering and Structural Dynamics Laboratory (EESD)

¹ bastian.wilding@epfl.ch

² michele.godio@epfl.ch

³ katrin.beyer@epfl.ch

KURZFASSUNG

In der Erdbebenüberprüfung von unbewehrten Mauerwerksscheiben stellen der Elastizitäts- und Schubmodul (E und G) essentielle Parameter für die Berechnung der Wandsteifigkeit in der Ebene dar. Heutige Normen beinhalten empirische Schätzungen des Elastizitätsmoduls sowie des Verhältnisses zwischen G und E . Dieses Verhältnis basiert jedoch nicht auf einem mechanischen Fundament und bis heute mangelt es an einem wissenschaftlichen Konsensus was seine Größe und beeinflussenden Faktoren angeht. In diesem Artikel wird eine geschlossene Formulierung für das G zu E Verhältnis von Mauerwerksscheiben im Läuferverband vorgestellt. Die Gleichung wird unter Benutzung von analytischen Homogenisierungstechniken, die bereits aus der Literatur bekannt sind und abgewandelt werden um eine endliche Wanddicke zu berücksichtigen, hergeleitet. Die resultierende Formulierung basiert auf der Ziegelgeometrie, der Fugendicke, den Elastizitätsmoduli von Ziegeln und Lagerfugen sowie den Querdehnzahlen von Ziegeln und Mörtel. Sie wird mittels Finite-Elemente-Simulationen validiert und schlussendlich dazu verwendet, den Einfluss verschiedener Parameter auf das G zu E Verhältnis zu studieren.

Schlagwörter: Mauerwerk, Schubmodul, Elastizitätsmodul, Homogenisierung

1. EINFÜHRUNG

Bei der, sowohl kraft- als auch verformungsbasierten, Erdbebenüberprüfung von Gebäuden mit unbewehrten Mauerwerksscheiben ist die Wandsteifigkeit in der Ebene ein wichtiger Parameter, der die dynamischen Eigenschaften sowie die Kraftverteilung im Tragwerk mitbestimmt. Diese Steifigkeit hängt von der Wandgeometrie, den Auflagerbedingungen als auch den elastischen Parametern des Mauerwerks, wie dem Elastizitätsmodul normal zur Lagerfuge E , dem Elastizitätsmodul normal zur Stoßfuge E_h und dem Schubmodul G , ab. Während es eher einfach ist, die Geometrie sowie die Auflagerbedingungen der Wände zu bestimmen, ist die Abschätzung der elastischen Eigenschaften eine schwierigere Aufgabe. Der Modul E_h wird normalerweise in vereinfachten praktischen Anwendungen vernachlässigt. Des Weiteren stellen, um die Aufgabe des Ingenieurs zu vereinfachen, Normenwerke Schätzungen des Elastizitätsmoduls E und des Schubmoduls G zur Verfügung. In diesen Normen wird der Elastizitätsmoduls typischerweise als ein vielfaches der Mauerwerks-Druckfestigkeit normal zur

Lagerfuge angegeben und der Schubmodul als Verhältnis zum Elastizitätsmodul G/E [1]–[5]. Letzterer Wert basiert jedoch nicht auf wissenschaftlichen Ergebnissen [3]. Außerdem scheint es keinen Konsensus in der wissenschaftlichen Gemeinschaft zu geben was seine Größe, seine beeinflussenden Parameter oder eine konsistente Methode zu seiner Bestimmung in Versuchen angeht. Forschungsarbeiten [6]–[8] schlagen Werte für G/E vor, die von 0.1 bis 0.4 reichen um Wandsteifigkeiten in der Ebene zu erhalten, die Versuchsergebnissen entsprechen.

Eurocode 6 - Teil 1 [1], die Schweizer Mauerwerksnorm SIA 266 [2], die amerikanische Mauerwerksnorm TMS402 [3] und die neuseeländische Erdbebennorm [5] schlagen alle ein Verhältnis von Schub- zu Elastizitätsmodul G/E von 0.4 vor. Die italienische Norm [4] beinhaltet Vorgaben für Schub- und Elastizitätsmoduli, deren Verhältnis, abhängig von der Mauerwerkstypologie, zwischen 0.25 und 0.3 liegt. Besagter Wert von 0.4 wurde bereits von Tomažević [6] in Frage gestellt, der einen Wert von 0.1 vorschlägt. Petry und Beyer [7] benutzten ein G/E Verhältnis von 0.25 in der Validierung ihres Balkenelementmodells. Abbildung 1 fasst die genannten Werte nach Literaturreferenz zusammen.

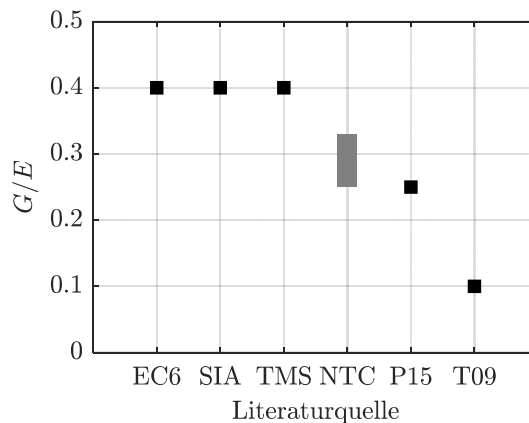


Abbildung 1: Das G/E Verhältnis nach Eurocode 6 - Teil 1 (EC6) [1], SIA 266 (SIA) [2], TMS402 (TSM) [3], italienischer Norm (NTC) [4], Petry und Beyer (P15) [7] und Tomažević (T09) [6].

Dieser Beitrag stellt eine mechanische Basis für das G/E Verhältnis vor, welche die den Parameter umgebende Ungewissheit verringern soll. Es werden verschiedene analytische Homogenisierungsmodelle aus der Literatur vorgestellt und ein existierender bereits auf 2D Wände angewandter Ansatz [9] wird für die Bestimmung der elastischen Mauerwerkseigenschaften von 3D Wänden (d.h., dass der Effekt der finiten Wanddicke auf die elastischen Mauerwerkseigenschaften berücksichtigt wird) abgeändert. Als nächster Schritt wird die abgeänderte Formulierung mittels finite Elemente Simulationen in Abaqus validiert und mit den anderen Modellen aus der Literatur zur Bestimmung von E und G verglichen. Schließlich werden, basierend auf dem vorgestellten Modell, Empfehlungen für das G zu E Verhältnis in der Praxis gegeben.

2. MODELLE AUS DER LITERATUR

Drei geschlossene Formulierungen aus der Literatur zur Bestimmung der elastischen Mauerwerkparameter von den Eigenschaften von Ziegeln und Fugen werden kurz eingeführt und in den folgenden Abschnitten zum Vergleich mit dem in diesem Beitrag vorgestellten Modell benutzt. Die Aufzählung ist nicht vollständig und eine komplettere Zusammenfassung von Arbeiten, die sich mit der Bestimmung der elastischen Mauerwerkseigenschaften auseinandersetzen, kann in Drougkas et al. [10] gefunden werden.

Pande et al. [11] entwickelten eine zweistufige Technik um die elastischen Mauerwerkparameter zu bestimmen. Mauerwerk wird zuerst als ein ‚Sandwich‘ aus Ziegel und Mörtelschichten entlang der Wandlänge angenähert, für das die äquivalenten elastischen Eigenschaften bestimmt werden. In einem zweiten Schritt wird ein System aus sich abwechselnden Schichten aus äquivalentem Material und Mörtel entlang der Wandhöhe gelöst um die übergreifenden elastischen Mauerwerkseigenschaften zu bestimmen. Es werden zwei geschlossene Ansätze, einer für ein 2D heterogenes Material unter ebenem

Spannungszustand und der zweite für ein heterogenes 3D Material hergeleitet. Die Resultate dieser zweistufigen Technik hängen von der Reihenfolge, in der die zwei Homogenisierungsetappen ausgeführt werden, ab. Jedoch sind die Unterschiede für gängige Mauerwerkstypen vernachlässigbar klein [12].

Eine anderer geschlossener Ansatz zur Bestimmung der elastischen Mauerwerkseigenschaften wurde von Cecchi und Sab [13] mittels einer asymptotischen Homogenisierungstechnik hergeleitet. Das Homogenisierungsproblem wird als Funktion von drei Parametern formuliert und gelöst. Die Parameter sind ein Maßstabsparameter, der das Verhältnis zwischen Lagerfugendicke und Ziegelhöhe repräsentiert; ein Parameter, der im Weiteren Kontrast genannt wird und das Verhältnis von Fugen- zu Ziegel-Elastizitätsmodul darstellt sowie ein Parameter, der das Ziegel-Seitenverhältnis erfasst. Sowohl ebene Spannungs- als auch Verzerrungszustände werden berücksichtigt und analytische geschlossenenförmige Ausdrücke für Mauerwerk im Läufer- und Stapelverband hergeleitet.

Taliercio [9] leitete geschlossene Gleichungen für die elastischen Mauerwerkseigenschaften basierend auf der Methode der Zellen in Verbindung mit der Homogenisierungstheorie her. Die Methode der Zellen besteht im Aufteilen eines repräsentativen Volumenelements (RVE) in mehrere Bereiche oder Zellen. Es werden polynomische Funktionen angenommen, die das Verschiebungsfeld in jeder Zelle beschreiben. Durch die Formulierung des Homogenisierungsproblems auf das RVE, d.h. indem es auf reinen Schub oder Druck belastet wird, können E und G durch das Lösen eines algebraischen Problems ermittelt werden. Unter Annahme eines ebenen Spannungszustandes werden zwei Ansätze zur Lösung des Problems verwendet. Der erste ist das Problem analytisch durch Aufbringung von Spannungs-Kontinuitäts-Bedingungen zwischen den Zellen zu lösen und im zweiten werden obere Grenzwertlösungen für E und G durch die Minimierung der potentiellen Energie im RVE berechnet. Im Weiteren werden nur die vom zweiten Ansatz kommenden Ausdrücke zu Vergleichszwecken benutzt da sie in [9] als akkurater befunden werden als die vom ersten stammenden.

3. EIN MODELL FÜR DAS G/E VERHÄLTNIS

In dieser Sektion wird das Vorgehen, um die elastischen Mauerwerkseigenschaften E und G und deren Verhältnis auf Basis der elastischen Parameter des Ziegels und des Mörtels, der Ziegelgröße und –form sowie der Fugendicke zu ermitteln, präsentiert. Die Formulierung benutzt den selben oben beschriebenen Ansatz wie Taliercio [9]. Anstelle der Annahme eines ebenen Spannungszustandes im RVE, wie in der originalen Arbeit, wird den Ziegeln ein ebener Spannungszustand und den Fugen ein ebener Verzerrungszustand zugewiesen. Die Benutzung eines ebenen Verzerrungszustandes in den Fugen ist bereits von Anthoine [14] auf der Basis von Finite-Elemente-Simulationen vorgeschlagen worden um die Spannungszustände in der Mittelebene einer 3D heterogenen Mauerwerkswand besser abbilden zu können, wie in Abbildung 2 gezeigt. Cecchi et al. [15] und Massart et al. [16] haben diesen Vorschlag bereits bei der Modellierung des Verformungszustands in der Ebene von Mauerwerkswänden umgesetzt.

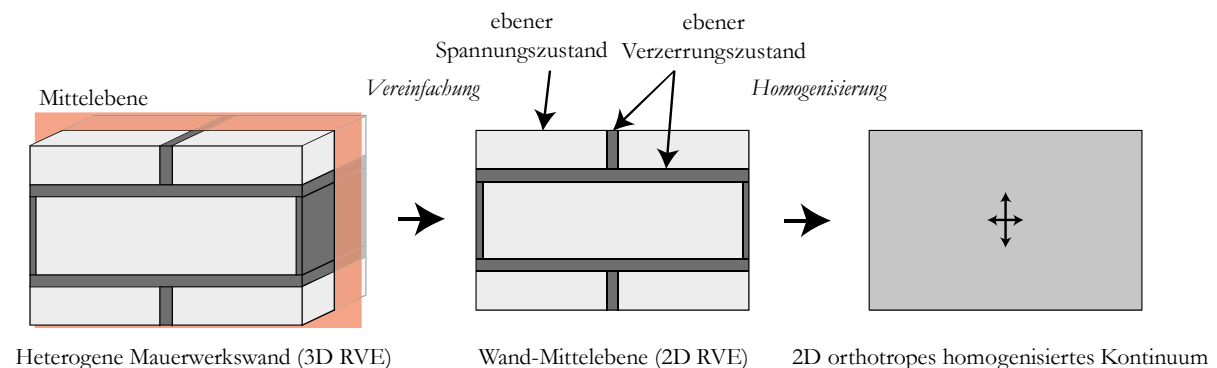


Abbildung 2: Benutztes Vorgehen um die äquivalenten elastischen Eigenschaften einer 3D Wand herzuleiten.

3.1. Herleitung des Elastizitätsmoduls

Wie in Taliercio [9] wird das RVE in sechs Zellen unterteilt, die den Ziegel sowie Stoß- und Lagerfugen abbilden, wie in Abbildung 3 illustriert.

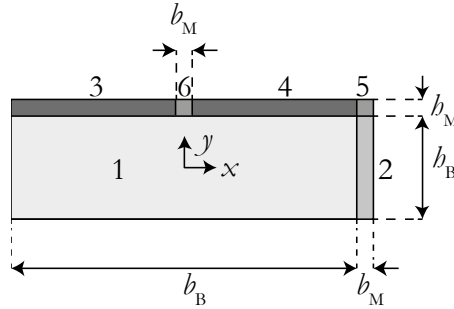


Abbildung 3: Unterteilung des RVE in sechs Zellen.

Das mikroskopische Verformungsfeld in jeder Zelle i des RVE in der x - und y - Richtung, u_{ix} und u_{iy} , wird von Taliercio [9] mittels polynomischen Funktionen, die den verformten Zustand jeder Zelle unter uniaxialem Druck beschreiben, formuliert. Sie enthalten die die makroskopische Verformung des RVE repräsentierenden Polynomkoeffizienten U_1 , U_2 , $W_1 = W_2$ und W_3 sowie die Geometrieparameter b_B , b_M , h_B and h_M (siehe Abbildung 3). Diese Gleichungen sind aus Platzgründen hier nicht aufgeführt.

Die resultierenden mikroskopischen Verzerrungen ε_{ixx} , ε_{iyy} , ε_{ixy} können durch die Differenzierung des korrespondierenden mikroskopischen Verformungsfeldes erhalten werden. Mit der Annahme, dass sich sowohl Ziegel als auch Mörtel isotrop verhalten, und der Einführung der Lamé-Konstanten λ und μ werden die resultierenden mikroskopischen Spannungen in jeder Zelle des RVE errechnet:

$$\sigma_{ixx} = (\lambda + 2\mu)\varepsilon_{ixx} + \lambda\varepsilon_{iyy}; \sigma_{iyy} = (\lambda + 2\mu)\varepsilon_{iyy} + \lambda\varepsilon_{ixx}; \sigma_{ixy} = 2\mu\varepsilon_{ixy} \quad (1)$$

Die makroskopischen Verzerrungen E_{xx} , E_{yy} and E_{xy} ergeben sich aus der Integration der mikroskopischen Verzerrungen über das RVE Volumen V :

$$E_{xx} = \frac{1}{V} \int_V \varepsilon_{xx} dV = \frac{U_1 + U_2}{b_B + b_M}; E_{yy} = \frac{1}{V} \int_V \varepsilon_{yy} dV = -\frac{W_1 + W_3}{h_B + h_M}; E_{xy} = \frac{1}{V} \int_V \varepsilon_{xy} dV = 0. \quad (2)$$

Die Definition der Differenz zwischen potentieller mikroskopischer Energie π_m und makroskopischer Energie π_M als:

$$\Pi = \pi_m - \pi_M = \frac{1}{2V} \int_V (\varepsilon_{xx}\sigma_{xx} + 2\varepsilon_{xy}\sigma_{xy} + \varepsilon_{yy}\sigma_{yy}) dV - (E_{xx}\Sigma_{xx} + 2E_{xy}\Sigma_{xy} + E_{yy}\Sigma_{yy}), \quad (3)$$

und die Differenzierung von Gleichung (3) nach U_1 , U_2 , W_1 und W_3 führt zu Ausdrücken, die Funktionen der makroskopischen Spannungen Σ_{xx} , Σ_{yy} and Σ_{xy} sind. Die Einführung dieser Formulierungen in Gleichung (2) ergibt zwei Ausdrücke die eine Beziehung zwischen makroskopischen Spannungen und Verzerrungen herstellen. Die äquivalente Elastizitätsmoduli normal und parallel zu den Lagerfugen E und E_h können durch die Aufbringung eines einachsigen Normalspannungszustands auf das RVE erhalten werden, d.h.:

$$E_{xx} = \frac{1}{E_h} \Sigma_{xx}, \text{ für } \Sigma_{yy} = 0; E_{yy} = \frac{1}{E} \Sigma_{yy}, \text{ für } \Sigma_{xx} = 0 \quad (4)$$

Die resultierenden Ausdrücke für E und E_h sind geschlossene Gleichungen, die hier aufgrund von Platzbeschränkungen nicht aufgeführt sind.

3.2. Herleitung des Schubmoduls

Der Lösungsvorgang zur Herleitung des Mauerwerks-Schubmoduls ist derselbe, der zur Errechnung der Elastizitätsmoduli verwendet wurde. Das mikroskopische Verformungsfeld im RVE, wenn Letzteres durch makroskopischen Schub verformt wird, ist wiederum in Taliercio [9] gegeben und hier aus Platzgründen nicht aufgeführt. Die mikroskopischen Verzerrungen ε_{ij} , mikroskopischen Spannungen σ_{ij} , makroskopischen Verzerrungen E_{ij} und die potentielle Energie Π werden wie bei der Herleitung des Elastizitätsmoduls errechnet. Jedoch sind die resultierenden makroskopischen Verzerrungen aufgrund des unterschiedlichen aufgebrauchten Verformungszustands des RVE:

$$E_{xx} = \frac{1}{V} \int \varepsilon_{xx} dV = 0; E_{yy} = \frac{1}{V} \int \varepsilon_{yy} dV = 0; E_{xy} = \frac{1}{V} \int \varepsilon_{xy} dV = \frac{(U_1 + U_2)}{2(h_B + h_M)} + \frac{W_2}{b_B + b_M} \quad (5)$$

Die Differenzierung der potentiellen Energie Π nach den neu-definierten makroskopischen Verschiebungen U_1 , U_2 und $W_1 = 2W_2$, das Einsetzen des Resultats in Gleichung (5) und die Sammlung der Terme um Σ_{xy} führt zu einem geschlossenen Ausdruck für G , der aus Platzgründen hier nicht aufgeführt ist:

$$E_{xy} = \frac{1}{2G} \Sigma_{xy} \quad (6)$$

Bisher wurde noch keine Annahme was die Benutzung eines ebenen Spannungs- oder Verzerrungszustands angeht getroffen. Die bisher gezeigten Herleitungen sind dieselben wie in Taliercio [9]. Basierend auf der Annahme, dass die Mittelebene der Ziegel einem ebenen Spannungszustand ausgesetzt ist, während die Fugen besser mit einem ebenen Verzerrungszustand beschrieben werden können, ergeben sich die folgenden Lamé-Konstanten für Ziegel und Fugen:

$$\lambda_B = \frac{E_B \nu_B}{1 - \nu_B^2}; \mu_B = \frac{E_B}{2(1 + \nu_B)} \quad \lambda_M = \frac{E_M \nu_M}{(1 - \nu_M)(1 - 2\nu_M)}; \mu_M = \frac{E_M}{2(1 + \nu_M)} \quad (7)$$

Diese Annahme steht im Kontrast zu jener in Taliercio [9]. Dort wird ein ebener Spannungszustand sowohl in Fugen als auch Ziegeln angenommen.

4. VERGLEICH MIT FEM UND MODELLEN AUS DER LITERATUR

Abbildung 4 vergleicht das im vorigen Abschnitt vorgestellte Modell ('Neu') mit Modellen aus der Literatur und 2D sowie 3D numerischen Analysen in Abaqus unter Benutzung des Plug-ins für Homogenisierung von Omairey et al. [17]. Die im Vergleich berücksichtigten Modelle für E und G sind die in Abschnitt 2 kurz beschriebenen: das originale Modell von Taliercio [9] ('Tal'), die 2D und 3D Modelle entwickelt von Pande et al. [11] ('Pan2D', 'Pan3D'), und die Formulierung von Cecchi und Sab [13] ('CeSa') unter Benutzung des ebenen Spannungszustandes für Ziegel und des ebenen Verzerrungszustandes für Fugen [15]. Die 2D FEM Simulationen werden im ebenen Spannungszustand durchgeführt ('FEM2D'), während die 3D Analysen ein RVE mit einer Dicke von 200mm homogenisieren ('FEM3D'). Für alle Modelle und Analysen wird dieselbe Stoß- und Lagerfugendicke angenommen. In Abbildung 4a wird die Vorhersage des Mauerwerkselastizitätsmoduls mit sich änderndem Kontrast (Fugen- zu Ziegelelastizitätsmoduls-Verhältnis) und in Abbildung 4b die des Mauerwerkschubmoduls gezeigt.

Was die FEM Simulationen angeht, scheint es einen signifikanten Unterschied im resultierenden Elastizitätsmodul zwischen 2D und 3D Simulation zu geben (Abbildung 4a). Dieser Unterschied verschwindet jedoch im Falle des Schubmoduls (Abbildung 4b). In der Vorhersage des Elastizitätsmoduls, Abbildung 4a, passt das Modell vom Taliercio ('Tal') gut zu den 2D FEM Analysen mit ebenem Spannungszustand. Die 2D Formulierung von Pande et al. ('Pan2D') ist auch nahe bei den 2D FEM Simulationen während das 3D Modell ('Pan3D'), der Ansatz von Cecchi und Sab ('CeSa') und die vorgeschlagene Formulierung ('Neu') gut zu den 3D FEM Analysen passen. Dies kann als Zeichen gesehen werden, dass die in Abschnitt 3 vorgenommenen Änderungen an Taliercios Modell dazu führen,

dass der 3D Effekt im Modell ‚Neu‘ erfasst wird. Abbildung 4b zeigt, dass das neue Modell und der Ansatz von Taliercio den FEM Analysen sehr nahe folgen, wenn auch etwas zu hoch. Die Pan2D, Pan3D und CeSa Formulierungen tendieren dazu, den Schubmodul zu unterschätzen. Im Falle des CeSa Modells wird die Unterschätzung mit größer werdendem Kontrast ausgeprägter.

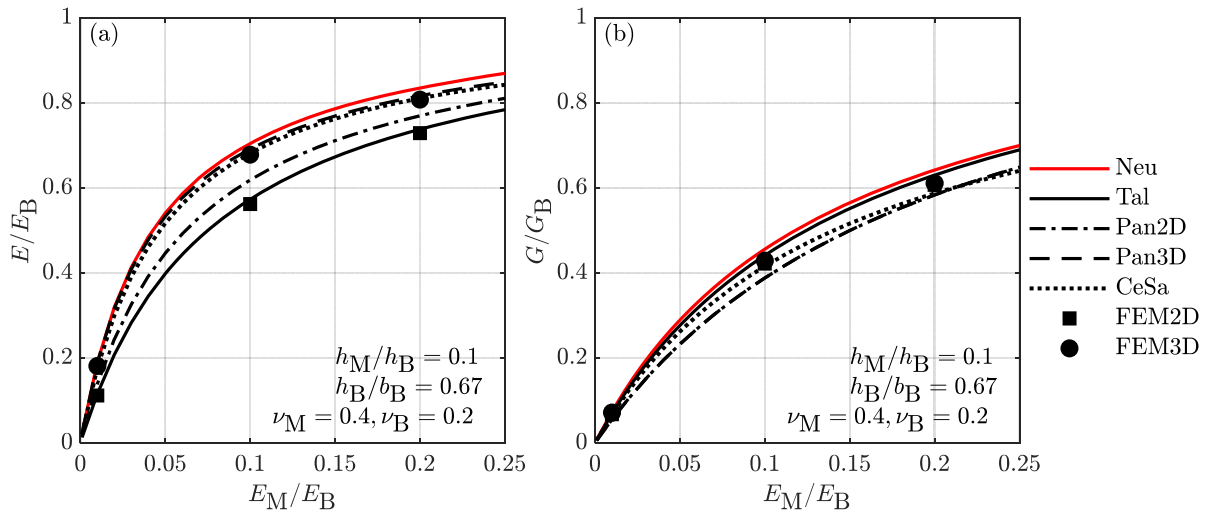


Abbildung 4: Vergleich von Modellen für (a) Elastizitäts-, (b) Schubmodul von Mauerwerk mit FEM Simulationen.

5. PRAKTISCHE EMPFEHLUNGEN UND LIMITIERUNGEN

Abbildung 5 zeigt die Entwicklung des G/E Verhältnisses vs. das Fugen- zu Ziegelhöhenverhältnis gemäß dem vorgestellten Modell. Des Weiteren wird der Kontrast (Abbildung 5a) und das Ziegelseitenverhältnis (Abbildung 5b) variiert. Die Abbildung zeigt außerdem die in Abschnitt 1 diskutierten Normenvorgaben [1], [3], [4] und Vorschläge aus anderen Literaturquellen [6], [7]. Im Allgemeinen scheinen die Werte für G/E nicht konstant zu sein sondern relativ signifikant zwischen ~ 0.18 und ~ 0.42 zu variieren. Die Vorgabe aus EC6 und TMS402 einen konstanten Wert von 0.4 zu verwenden stimmen daher nicht gut mit den Modellvorhersagen überein. Interessanterweise tendieren die Analyseresultate im Limit $h_M/h_B \rightarrow 0$ zu besagten Normenvorgaben.

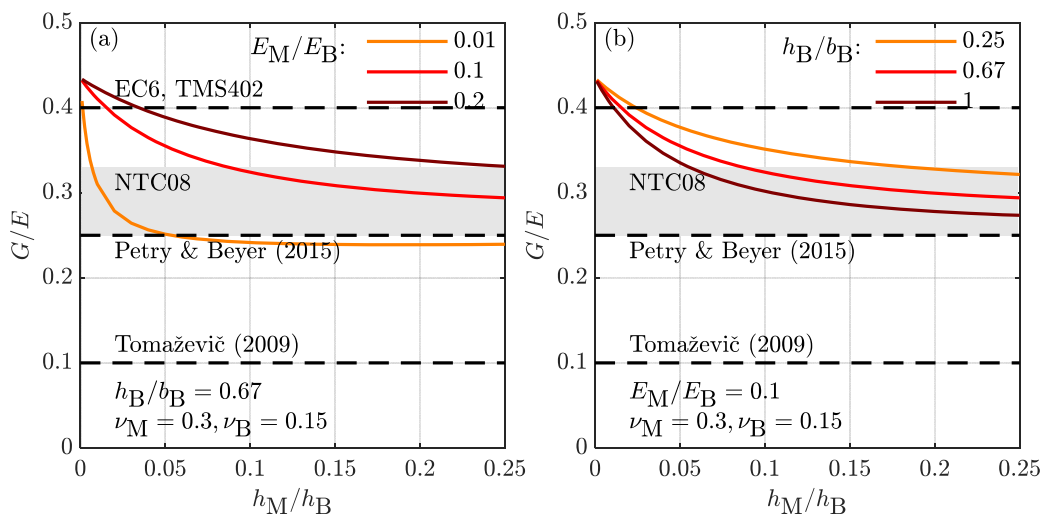


Abbildung 5: Das vorgeschlagene Modell für das G/E Verhältnis vs Werte aus Normen und der Literatur.

Der Vorschlag von Tomažević [6] ein Verhältnis von 0.1 zu verwenden scheint dagegen zu tief zu sein. Die in der italienischen Norm vorgegebenen Werte und das von Petry und Beyer [7] benutzte Verhältnis liegen näher an den Modellvorhersagen, sind aber nichtsdestotrotz konstant.

Was die Modellvorhersagen angeht, scheint das G/E Verhältnis stark vom Kontrast (E_M/E_B) abhängig zu sein. Der Kontrast kann dabei als ein Indikator der Mauerwerkstypologie interpretiert werden: ein niedriger Kontrast (e.g. $E_M/E_B = 0.01$) entspricht eher historischem aus Steinen mit hoher und Kalkmörtel mit niedriger Steifigkeit hergestelltem Mauerwerk, während ein höherer Kontrast (z.B. $E_M/E_B = 0.1$) repräsentativer für modernes Tonsteinmauerwerk, hergestellt aus gebrannten Tonziegeln und Zementmörtel, ist. Daher sollten verschiedene G/E Verhältnisse für verschiedene Mauerwerkstypologien verwendet werden. Des Weiteren scheint das Verhältnis zwischen Fugen- und Ziegelhöhe (h_M / h_B) eine signifikante Rolle zu spielen: mit größer werdendem Verhältnis verringert sich der Wert für G/E . Unter Annahme einer üblichen Lagerfugenhöhe von 1cm können typische Werte für h_M / h_B zwischen 0.05 und 0.2 zu liegen kommen. Außerdem scheint das Ziegelseitenverhältnis (h_B / b_B) einen gewissen Einfluss zu spielen. Je größer h_B / b_B desto kleiner G/E . Dies wird in Tabelle 1 zusammengefasst. Sie stellt empfohlene Werte für G/E basierend auf Mauerwerkstypologie, dem Verhältnis zwischen Fugen- und Ziegelhöhe und dem Ziegelseitenverhältnis zur Verfügung. Dies sind einfach bestimmbare Werte, die zu einer besseren Schätzung des G/E Verhältnisses in der Praxis führen sollten.

Tabelle 1. Vorgeschlagene G/E Verhältnisse als Funktion der Mauerwerkstypologie, des Verhältnisses Fugen- zu Ziegelhöhe und des Ziegelseitenverhältnisses.

Fugen-, Ziegelhöhenverhältnis h_M / h_B :	0.05		0.2	
Ziegelseitenverhältnis h_B / b_B :	0.25	1	0.25	1
Bruchsteinmauerwerk ($E_M / E_B = 0.01$)	0.30	0.22	0.28	0.21
Tonziegelmauerwerk ($E_M / E_B = 0.1$)	0.38	0.34	0.33	0.28

Die in Tabelle 1 vorgeschlagenen Werte unterliegen jedoch einigen Limitierungen. Erstens basieren sie auf einem limitierten Parameterset: der Einfluss der Ziegel – und Mörtelquerdehnzahlen wird nicht berücksichtigt. Die gezeigten Werte wurden mit einer Mörtelquerdehnzahl von 0.3 und einer Ziegelquerdehnzahl von 0.15 errechnet. Zweitens wird eine mögliche Veränderung der elastischen Mauerwerkseigenschaften mit sich verändernder Auflast, wie kürzlich in der Literatur angegeben, vernachlässigt [18], [19]. Drittens wurden nur isotrope (und daher volle) Ziegel berücksichtigt. Viertens wurde perfekter Verbund zwischen allen Teilen angenommen. Fünftens wurden gefüllte Stoßfugen vorausgesetzt. Sechstens ist das Modell streng genommen nur für Mauerwerk im Läuferverband gültig.

6. SCHLUSSFOLGERUNGEN

Dieser Beitrag behandelt das Verhältnis zwischen Schub- und Elastizitätsmodul (G zu E Verhältnis) von unbewehrten Mauerwerksscheiben. Zurzeit geben Normen konstante Werte vor, die allerdings nicht auf wissenschaftlichen Untersuchungen basieren. Um diese Situation zu verbessern, wird ein mechanisches Modell für die elastischen Mauerwerkparameter präsentiert und mit FEM Simulationen validiert. Es zeigt sich, dass das G zu E Verhältnis stark vom Kontrast (Fugen- zu Ziegelelastizitätsmodulverhältnis), dem Fugen- zu Ziegelhöhenverhältnis sowie dem Ziegelseitenverhältnis abhängt. Abschließend werden Werte für G zu E Verhältnis für die Praxis basierend auf besagten Einflussparametern zur Verfügung gestellt. Diese Werte variieren zwischen 0.2 und 0.4 und entsprechen daher nicht den konstanten Normvorgaben.

LITERATUR

- [1] CEN (2005) *EN 1996-1-1:2005 Eurocode 6: Design of masonry structures - Part 1-1: General rules for reinforced and unreinforced masonry structures*. European Committee for Standardization, Brussels, Belgium.
- [2] SIA (2015) *SIA 266: Masonry*. Swiss Society of Engineers and Architects, Zürich, Switzerland.

- [3] TMS (2008) *TMS 402: Building Code Requirements for Masonry Structures*. The Masonry Society, Boulder, Colorado.
- [4] NTC (2008) *Decreto Ministeriale 14/1/2008: Norme tecniche per le costruzioni*. Ministry of Infrastructures and Transportations, Rome, Italy.
- [5] NZSEE (2016) *The Seismic Assessment of Existing Buildings: Technical Guidelines for Engineering Assessments*. New Zealand Society for Earthquake Engineering, Wellington, New Zealand.
- [6] Tomažević, M. (2009). Shear resistance of masonry walls and Eurocode 6: shear versus tensile strength of masonry. *Mater. Struct.*, 42, 7, 889–907.
- [7] Petry, S. & Beyer, K. (2015) Force-displacement response of in-plane-loaded URM walls with a dominating flexural mode. *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, 44, 14, 2551–2573.
- [8] Salmanpour, A., Mojsilovic, N. & Schwartz, J. (2013) Deformation capacity of unreinforced masonry walls subjected to in-plane loading: a state-of-the-art review. *Int. J. Adv. Struct. Eng.*, 5, 1, 22.
- [9] Taliercio, A. (2014) Closed-form expressions for the macroscopic in-plane elastic and creep coefficients of brick masonry. *Int. J. Solids Struct.*, 51, 17, 2949–2963.
- [10] Drougkas, A., Roca, P. & Molins, C. (2015) Analytical micro-modeling of masonry periodic unit cells - Elastic properties. *Int. J. Solids Struct.*, 69–70, 169–188.
- [11] Pande, G.N., Liang, J.X. & Middleton, J. (1989) Equivalent elastic moduli for brick masonry. *Comput. Geotech.*, 8, 3, 243–265.
- [12] Anthoine, A. (1995) Derivation of the in-plane elastic characteristics of masonry through homogenization theory. *Int. J. Solids Struct.*, 32, 2, 137–163.
- [13] Cecchi, A. & Sab, K. (2002) A multi-parameter homogenization study for modeling elastic masonry. *Eur. J. Mech. - A/Solids*, 21, 2, 249–268.
- [14] Anthoine, A. (1997) Homogenization of periodic masonry: plane stress, generalized plane strain or 3D modelling? *Commun. Numer. Methods Eng.*, 13, 5, 319–326.
- [15] Cecchi, A., Milani, G. & Tralli, A. (2005) Validation of Analytical Multiparameter Homogenization Models for Out-of-Plane Loaded Masonry Walls by Means of the Finite Element Method. *J. Eng. Mech.*, 131, 2, 185–198.
- [16] Massart, T.J., Peerlings, R.H.J., Geers, M.G.D. & Gottcheiner, S. (2005) Mesoscopic modeling of failure in brick masonry accounting for three-dimensional effects. *Eng. Fract. Mech.*, 72, 8, 1238–1253.
- [17] Omairey, S.L., Dunning, P.D. & Sriramula, S. (2018) Development of an ABAQUS plugin tool for periodic RVE homogenisation. *Eng. Comput.*, 35, 2, 567-577.
- [18] Wilding, B.V. & Beyer, K. (2018) The effective stiffness of modern unreinforced masonry walls. *Earthq. Eng. Struct. Dyn.*, 48, 8, 1683-1705.
- [19] Vanin, F., Zaganelli, D., Penna, A. & Beyer, K. (2017) Estimates of the stiffness, strength and drift capacity of stone masonry walls based on 123 quasi-static cyclic tests reported in the literature. *Bull. Earthq. Eng.*, 15, 12, 5435-5479.