



Vergleich zwischen faserverstärkten und stahlbewehrten Elastomerlagern

Eingereicht von:
Sebastian Kotter

Betreuer:
Alfred Strauss, Assoc. Prof. Dipl.-Ing. Dr.

Wien, am 20.12.2019



Inhaltsverzeichnis

Inhaltsverzeichnis	2
Einleitung	4
1 Fallstudie	4
1.1 Örtliche Gegebenheiten	4
1.1.1 Geologie des Gebiets	5
1.1.2 Zonierung des mexikanischen Beckens	5
1.1.3 Regionale Setzungen	7
1.1.4 Seismizität	7
1.1.5 Schwierigkeiten	7
1.2 Lagerungssystem	7
2 Bodendynamik und Bemessungskräfte	9
2.1 Gebäudekategorie	9
2.2 Antwortspektren des Baugrundes	9
2.2.1 Ermittlung mit Hilfe von SASID	9
2.2.2 Ermittlung mittels geologischer Feldversuche	10
3 Basisisolierung	13
3.1 Aktueller Stand	13
3.1.1 Vertikale Steifigkeit	14
3.1.2 Horizontalsteifigkeit	19
3.1.3 Materialien	26
3.1.4 Ausführungsvarianten	27
4 Einwirkungen	28
5 Vergleich	30
5.1 Grenzwerte	30
5.1.1 Verhältnis $R(a/h)$ bzw (D/h) :	30
5.1.2 Schermodul G :	31
5.1.3 Kompression p :	31
5.1.4 Formfaktor S :	31
5.2 Vertikale Steifigkeit	32
5.2.1 Kompressionsmodul für quadratische Isolatoren	32
5.2.2 Kompressionsmodul für runde Isolatoren	33
5.2.3 Kompressionsmodul ohne Berücksichtigung der Bewehrung	35
5.2.4 Kompressionsmodul ohne Berücksichtigung der Bewehrung	36
5.3 Horizontale Steifigkeit	36
5.3.1 Horizontale Steifigkeit mit Berücksichtigung des Roll-Over-Effektes	36
5.3.2 Horizontale Steifigkeit für gebundene Lager	40
5.3.3 Horizontale Steifigkeit für gebundene SREIs mit Bleikern	42
5.3.4 Dämpfungseigenschaft	44
5.4 Analysetool	44
5.4.1 Aufbau	45
5.5 Vergleichsbeispiel	53
6 Kosten	55
7 Zusammenfassung und Schlussfolgerung	56

Literaturverzeichnis	57
Abbildungsverzeichnis	62
Anhang.....	64

Einleitung

In der Vergangenheit hat die Basisisolierung zur Reduktion der Erdbebeneinwirkung auf Gebäude stark an Bedeutung gewonnen und verschiedene Systeme zur Schwingungsdämpfung zum Vorschein gebracht. Ein großer Teil der heute eingesetzten Isolatoren wird aus Elastomeren hergestellt. Um die Dämpfungseigenschaften an die großen Belastungen anzupassen, wurden sie mit Bewehrungsschichten verstärkt. Die durch Stahlplatten verstärkten Systeme (SREIs) sind jedoch sehr schwer und dementsprechend teuer. Da die meisten Gebiete, in denen es zu starken Erdbeben kommt, weniger Geld für den Bau zur Verfügung haben, ist eine Minderung der Kosten der Dämpfer ein erstrebenswertes Ziel. Mit der Einführung von Faserverstärkten Isolatoren (FREIs) erhofft man sich das Gewicht der Systeme und damit die Kosten zu reduzieren. In den letzten Jahren wurden zahlreiche Untersuchungen durchgeführt, um die Eigenschaften von FREIs zu untersuchen und Verfahren zu entwickeln diese zu bemessen. In dieser Arbeit werden die Erkenntnisse über die Eigenschaften der FREIs mit denen bereits bestehender Systeme verglichen. Das Ziel dabei ist eine möglichst schnelle und flexible Möglichkeit zu entwickeln die Systeme unter verschiedenen Voraussetzungen miteinander zu vergleichen und somit die Kosten abschätzen zu können. Um dies zu verwirklichen ist ein Analysetool Bestandteil dieser Arbeit. Als Praxisbezug und Ausgangssituation für die betrachteten Einwirkungen, dient ein Bauprojekt in Mexiko.

1 Fallstudie

Die aktuelle Norm beinhaltet noch keinen Bemessungsverfahren für FREIs, somit ist das Ziel dieser Arbeit die bestehenden Bemessungsansätze gegenüberzustellen und mit praktischen Versuchen zu vergleichen. Des weiteren sollen die Vor- und Nachteile von FREIs, speziell in Hinsicht der Kosten, deutlich gemacht werden.

Als Grundlage für die Untersuchung dient ein öffentliches Krankenhaus welches im 16. Bezirk (Tláhuac) von Mexiko-Stadt errichtet wird. Eine sehr hohe Seismizität und die gegebenen Bodeneigenschaften müssen bei der Planung berücksichtigt werden. Was dazu führt, dass für dieses Bauwerk eine Basisisolierung zur Reduktion der Erdbebeneinwirkung vorgesehen ist.

1.1 Örtliche Gegebenheiten

In Anlehnung an das für das Bauwerk erstellte Bodengutachten wird im Folgenden auf die örtlichen Gegebenheiten näher eingegangen (MKE ingeniería de suelos s.a. de c.v., 2018).

Folgende Gegebenheiten erfordern eine genaue Untersuchung und müssen bei der Planung berücksichtigt werden.

- Einzigartige Eigenschaften der Seesedimente
- Regionale Setzungen
- Hohe Seismizität

1.1.1 Geologie des Gebiets

Mexiko City befindet sich im mexikanischen Becken, welches sich über eine Fläche von 9600km² erstreckt und in einer durchschnittlichen Höhe von 2240 m ü. M liegt. Das Stadtgebiet umfasst dabei ca. ein Viertel des Beckens. Abgegrenzt wird das Becken von mehreren Gebirgszügen. Im Norden grenzt das Becken an die Sierras de Pachuca, Tepotzotlan, Guadalupe, Patchalique und Tepozan. Die Sierra Nevada mit ihren Gipfeln Ixtacíhuatl und Popocatepetl liegt im Osten. Südlich begrenzt die Sierra de Chichinautzin das mexikanische Becken. Im Westen befindet sich die Sierra de Monte Alto und die Sierra de las Cruces.

Das mexikanische Becken ist ein endorheisches Becken, welches vor 700.000 Jahren durch vulkanische Aktivitäten entstand. Diese verhinderten den Abfluss der Flüsse wodurch mehrere Seen entstanden. Der zentrale Teil des Beckens wurde mit schluffig-sandigen, schluffigen Ton- und Asche- und Bimsemissionen von südlichen Vulkanen gefüllt. Am Fuße der Gebirgszüge und aufgrund der abrupten Neigungsänderung der Flüsse gibt es große Schwemmlandablagerungen von sehr unterschiedlicher Zusammensetzung. Anzeichen von erosiver Dynamik deuten auf Starkregenperioden hin. (Díaz-Rodríguez, 2006)

1.1.2 Zonierung des mexikanischen Beckens

Für Bauzwecke wurde eine geotechnische Zonenkarte erstellt, welche das mexikanische Becken in drei Zonen (Hills, Transition und Lake) unterteilt (Abb. 1).

Hügel (Zone1).

Diese Zone besteht aus Gesteinen oder allgemein festen Böden, welche außerhalb der lakustrischen Umgebung abgelagert wurden. Es kann jedoch oberflächliche oder eingelagerte lose sandige oder relativ weiche kohäsive Ablagerungen geben. In dieser Zone kommt es durch Höhlen und Tunneln, welche vom Mienenbau gefertigt wurden, häufig zu Hohlräumen im Gestein. (RCDF, 2017a)

Übergangszone (Zone 2)

Die tiefen Ablagerungen befinden sich in maximal 20m Tiefe. Es handelt sich um vorwiegend sandige Schichten und sandigen Schluff, welcher mit Schichten aus Seeton durchsetzt ist.

Die Mächtigkeit variiert dabei zwischen 10 cm und einigen Metern. (RCDF, 2017a)

Seegebiet (Zone 3)

In dieser Zone gibt es mächtige und hochkompressible Tonablagerungen, die durch sandige Schichten mit unterschiedlichem Gehalt an Schlamm oder Ton durchsetzt sind. Diese sandigen Schichten sind im Allgemeinen mittel bis sehr kompakt und von unterschiedlicher Dicke (Zentimetern bis zu mehreren Metern). Die Seeablagerungen sind in der Regel oberflächlich mit Schwemmböden, getrockneten Materialien und künstlichen Füllungen bedeckt; die Mächtigkeit kann dabei mehr als 50m betragen. (RCDF, 2017a)

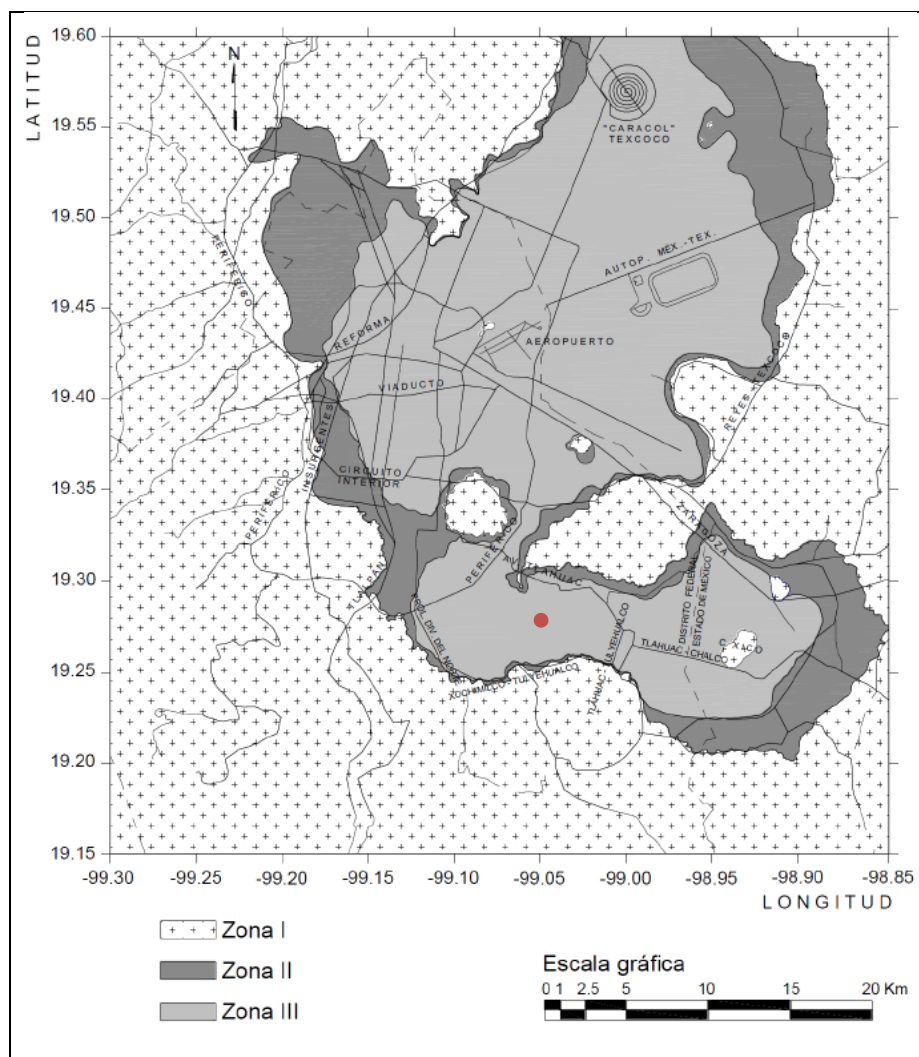


Abb. 1 Zonificación geotécnica (RCDF, 2017b); (roter Punkt entspricht Standort des Krankenhauses)

1.1.3 Regionale Setzungen

In der Zone 2 und 3 sinkt der Boden zum Teil erheblich ab. Dadurch verändern sich auch die seismischen Eigenschaften des Bodens. Die National Water Commission and Water System of Mexico City ist für die Überwachung und der Bereitstellung der Informationen bezüglich dieses Phänomens. Die NTC (RCDF, 2017b) legt fest, dass mit Hilfe dieser Informationen und direkter Messungen ein ausreichendes Profil des Bodens erstellt werden muss.

Bei den Untersuchungen des Grundstückes wurden mehrere Aspekte berücksichtigt:

1. Die General Direction of Construction and Hydraulic Operation (DGCOH) führt eine Datenbank über Standorte verteilt über das Gebiet von Mexiko City, in der sie die Setzungen der Region überwacht. Der am nächsten zum Krankenhaus liegende Standpunkt wies im Zeitraum zwischen 1992 und 2005 eine durchschnittliche Sinkgeschwindigkeit von 20 cm/Jahr auf.
2. Nach Avilès und Pérez Rocha ergibt sich eine Senkrate von 14,65 cm/Jahr
3. Basierend auf den Beobachtungen wurde ein Zusammenhang zwischen der Absinkrate und der Tiefe bis zum festen Gestein festgestellt. Es ergibt sich laut (Becerril u. a.) folgende Formel:

$$V_h = 0,0012 H^{2,4}$$

Dadurch ergibt sich aus den gemessenen Tiefen eine Sinkgeschwindigkeit von 30 cm/Jahr

1.1.4 Seismizität

Mexiko gehört tektonisch zu den aktivsten Gebieten der Welt. Zahlreiche starke Erdbeben und die etwa 60 Vulkane bestätigen dies.

1.1.5 Schwierigkeiten

Die Setzungen führen zu einer Veränderung der Schwingungsübertragung der Seismizität und müssen bei der Ermittlung der Erdbebeneinwirkungen berücksichtigt werden. Durch die schwankenden Eigenschaften des Bodens ergeben sich ebenfalls erschwerte Bedingungen für die Planung.

1.2 Lagerungssystem

Angeichts der Lage des Bauprojektes und den stratigraphischen Bedingungen wird eine Gründung mit Schwingungsdämpfern unterhalb des Krankenhauses errichtet. Ein wasserdichter Fundamentkasten dient als Gründung und ist durch zahlreiche Isolatoren mit

dem Überbau verbunden. In Abb. 2 sieht man den Schnitt einer Verbindung der Gründung mit dem Überbau mittels Dämpfer.

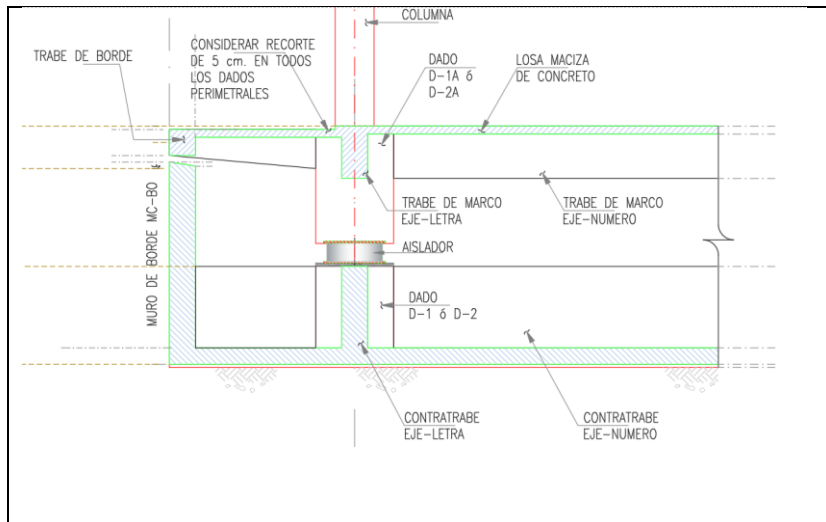


Abb. 2 Gründung des Krankenhauses in Mexiko

2 Bodendynamik und Bemessungskräfte

Das Grundstück liegt in der Region Mexico City, deshalb wurde das Bodengutachten (MKE ingeniería de suelos s.a. de c.v., 2018) und dieses Kapitel in Anlehnung an die mexikanische Technische Norm für Erdbebenbemessung (RCDF, 2017a) erstellt.

2.1 Gebäudekategorie

Neben der Kategorisierung der gegebenen Zonen (siehe Kapitel 1.1.2), werden die zu erbauenden Gebäude ebenfalls in Kategorien aufgeteilt. Die Ansprüche an das Bauwerk richten sich nach den unterschiedlichen Gebäudekategorien.

2.2 Antwortspektren des Baugrundes

Stark variierende Höhen bis zur festen Schicht und die Setzungen der ehemaligen Seeablagerungen machen eine genaue Bodenerkundung unumgänglich. Es gibt zwar regionale Karten in denen die Tiefe bis zur festen Schicht und die durchschnittliche Setzungstiefe ersichtlich sind, jedoch unterliegen die Tiefen und die davon abhängigen Setzungen zum Teil starken lokalen Schwankungen.

2.2.1 Ermittlung mit Hilfe von SASID

Für die gegebene Region wurde das Programm SASID entwickelt, mit dessen Hilfe man die Eigenschwingzeit des Bodens und das dazugehörige Antwortspektrum ermitteln kann. Mit Hilfe dieses Programms ergibt sich für die Region eine Eigenschwingzeit von $T_s = 0,484$ s. Dabei greift es, bei der Ermittlung der Designspektren auf folgende Formel aus der mexikanischen Technischen Norm für Erdbebenbemessung (RCDF, 2017a) zurück:

$$a = \begin{cases} a_0 + (\beta c - a_0) \frac{T}{T_a} & \text{wenn } T < T_a \\ \beta c & \text{wenn } T_a \leq T \leq T_b \\ \beta c p \left(\frac{T_b}{T} \right)^2 & \text{wenn } T \geq T_b \end{cases} \quad (2.2-1)$$

mit

$$p = k + (1 - k) \left(\frac{T_b}{T} \right)^2$$

$$\beta = \begin{cases} 1 - \left[1 - \left(\frac{0,05}{\zeta} \right)^\lambda \right] \frac{T}{T_a} & \text{wenn } T < T_a \\ \left(\frac{0,05}{\zeta} \right)^\lambda & \text{wenn } T_a \leq T \leq \tau T_b \\ 1 + \left[\left(\frac{0,05}{\zeta} \right)^\lambda - 1 \right] \left(\frac{\tau T_b}{T} \right)^\varepsilon & \text{wenn } T \geq \tau T_b \end{cases} \quad (2.2-2)$$

Somit ergeben sich folgende Werte für das elastische Designspektrum:

a_0	c	T_a (s)	T_b (s)	k	T_s
0,357	1,209	1,441	2,865	0,56	0,484

λ	ε	τ
0,40	0,80	2,50

2.2.2 Ermittlung mittels geologischer Feldversuche

Für dieses Bauwerk wurde mittels Mikrotremoren und mit Hilfe des H/V-Verfahren (Nakamura, 2008) die vorhandene Eigenschwingzeit und die dazugehörigen Designspektren für die Wiederkehrperioden 250, 450 und 2500 Jahre ermittelt. Aus den Feldversuchen ergibt sich eine Eigenschwingzeit $T_s = 4$ s, welche wesentlich höher ist als die nach SASID.

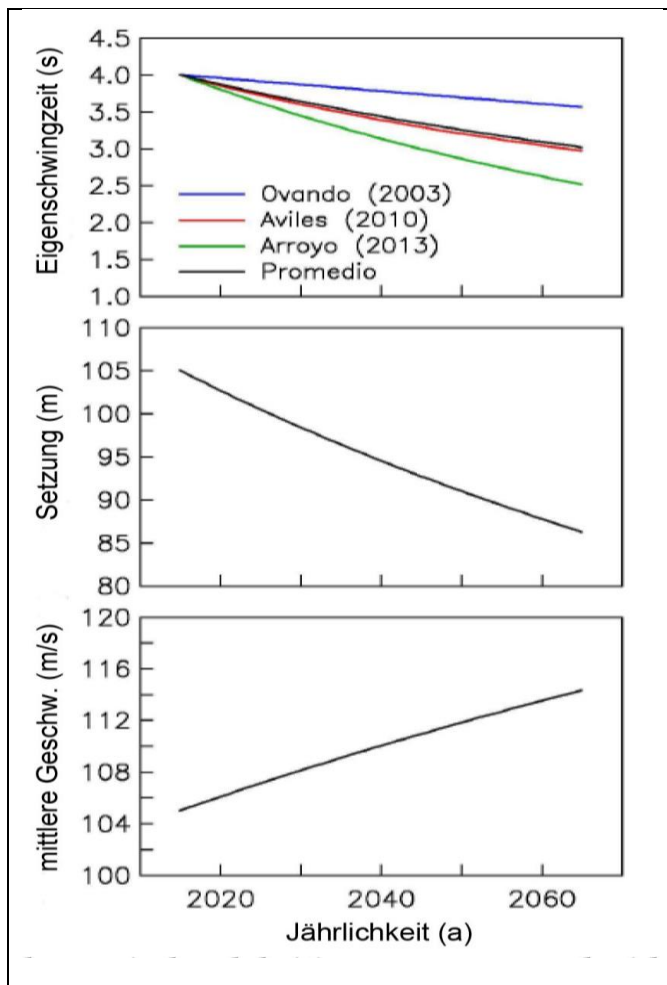


Abb. 3 Entwicklung der EigenSchwingzeit als Folge der lokalen Setzung (MKE ingeniería de suelos s.a. de c.v., 2018)

Wie in Kapitel 1.1.3 erwähnt, unterliegt das Gebiet regional variierenden Setzungen, welche sich auf die Eigenschaften des Bodens auswirken. Zur Abschätzung der zukünftigen Setzungen und der damit verbundenen Bodenverdichtung, wurden laut (MKE ingeniería de suelos s.a. de c.v., 2018) drei verschiedene Verfahren angewendet (Ovando et al, Avilés y Pérez Rocha, Arroyo et al) und ein Mittelwert daraus gebildet. Resultat der prognostizierten Setzungen ist die Reduktion der EigenSchwingzeit des Bodens von 4 sec auf fast 3 sec innerhalb der nächsten 50 Jahre (siehe Abb. 3). Diese Entwicklung wurde bei der Erstellung der Antwortspektren berücksichtigt. In Abb. 4 sind die gemessenen Antwortspektren für die Wiederkehrperioden von 250, 450 und 2500 Jahren und ihre erwartete Entwicklung bis 2065 abgebildet. Die umhüllende Kurve zeigt das vorgeschlagene Designantwortspektrum.

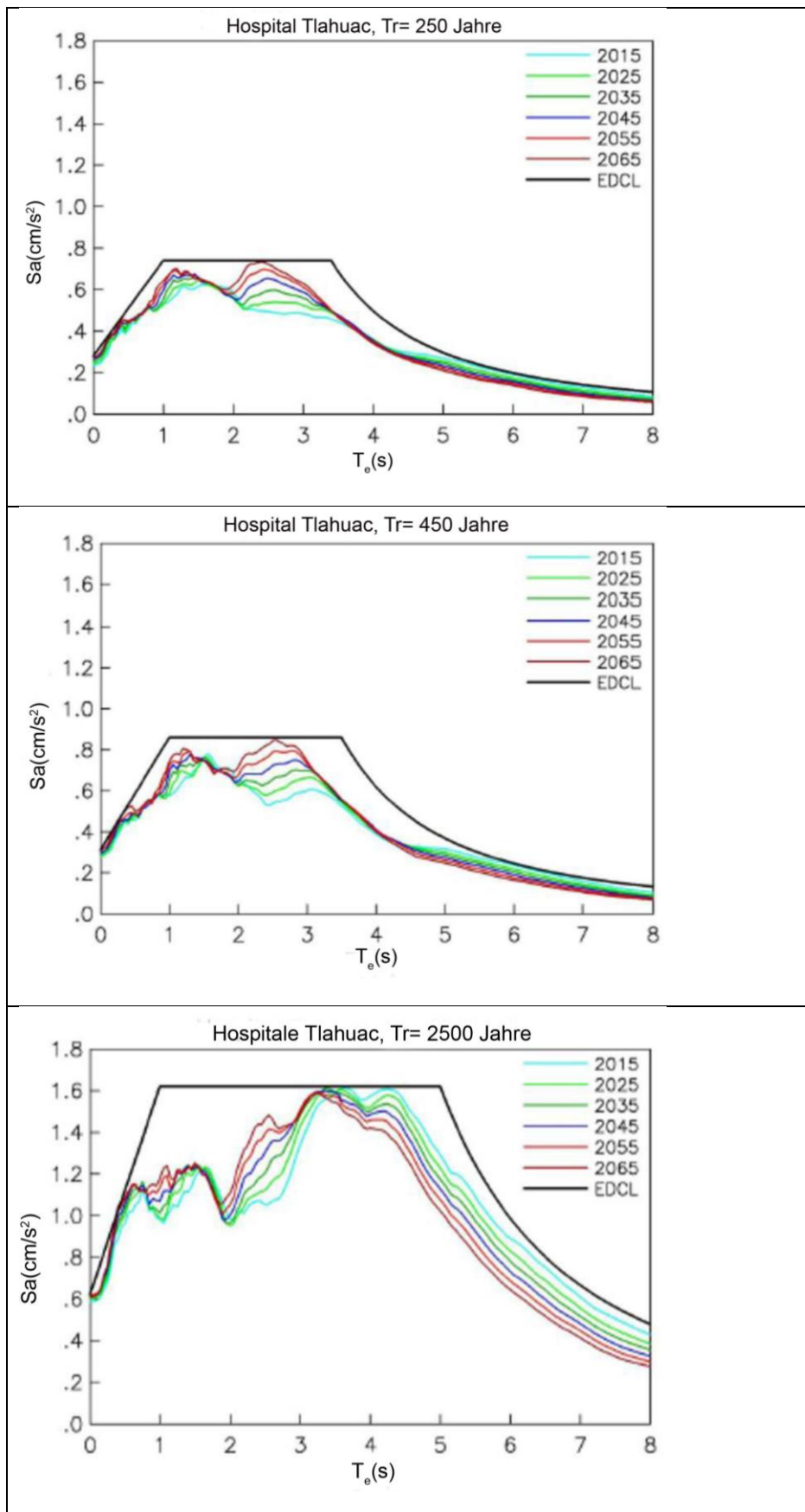


Abb. 4 Gemessene Antwortspektren für die Wiederkehrperioden von 250, 450 und 2500 Jahre und die dazu vorgeschlagenen Design-Antwortspektren

3 Basisisolierung

Die Methode der Basisisolierung, um seismische Einwirkungen auf ein Bauwerk zu reduzieren hat sich im Bauwesen gut etabliert und finden nach und nach Einzug in die Bau- und Konstruktionsvorschriften. Elastomerlager und Gleitvorrichtungen bilden die größten Gruppen, in welche die derzeit genutzten Vorrichtungen klassifiziert werden können. Jedoch wächst der Bestand stetig weiter. In dieser Arbeit ist der Fokus auf die Gruppe der Isolatoren aus Elastomeren gelegt. Derzeit werden in der aktuellen Norm (DIN EN 1337-3:, 2018; DIN EN 15129:, 2018) nur stahlbewährte (SREIs) und unbewährte Elastomerlager behandelt. Faserverstärkte Elastomerlager (FREIs) wurden als eine mögliche Alternative für die konventionellen SREIs vorgeschlagen. Der Grund für die Entwicklung der FREIs war das Ziel, eine kostengünstigere Methode der Basisisolierung zu ermöglichen. Da die größten Schäden durch seismische Einwirkungen in Entwicklungsländern stattfinden, wurde der Erforschung große Beachtung geschenkt. In diesem Kapitel sollen die derzeitigen Varianten der Basisisolierungen mittels Elastomerlagern mit ihren Vor- und Nachteilen gegenübergestellt werden. Dabei ist der Aufbau stark an das wissenschaftliche Paper von Van Engelen (2019) angelehnt.

Parallel zu dieser Arbeit wird ein Analysetool erstellt, welches eine schnelle Vordimensionierung und einen anschließenden Vergleich der unterschiedlichen Ausführungsvarianten ermöglichen soll.

3.1 Aktueller Stand

Die Entwicklung der FREIs befindet sich noch in einem relativ frühen Entwicklungsstadium. Man geht davon aus, dass sich der Großteil der Kenntnisse und Methoden, die für SREIs angewendet werden auf FREIs übertragen lassen, jedoch ist ein direkter Vergleich auf Grund von geometrischen und mechanischen Unterschieden oft schwierig. In den folgenden Kapiteln wird auf diese Eigenschaften und die damit verbundenen Vor- bzw. Nachteile näher eingegangen.

In den letzten Jahrzehnten wurden unter anderem von Tobias Block (2010) und Ulrich Gerhaher (2010) auf diverse Defizite bei der Bemessung von Elastomerlagern aufmerksam gemacht und Verbesserungsvorschläge vorgelegt, welche sich sowohl auf SREIs als auch auf FREIs beziehen.

3.1.1 Vertikale Steifigkeit

Ein Isolator benötigt eine ausreichende vertikale Steifigkeit, um die aus dem Gebäude gegebenen Lasten in den Untergrund abtragen zu können, ohne übermäßigen vertikalen Verformungen zu unterliegen. Die gewünschten dämpfenden Eigenschaften sollen sich somit lediglich aus der horizontalen Steifigkeit ergeben. Durch den Einbau von Bewehrungsschichten werden die seitlichen Wölbungen des Elastomers bei Druckbelastung begrenzt, was zu einer höheren vertikalen Steifigkeit führt.

Bei vertikaler Belastung werden Verformungen durch seitliches Ausbeulen und einer Volumenänderung ausgeglichen, welche weitestgehend von der Form der unter Druck stehenden Elastomerschicht abhängig sind. Dies führte zur Entwicklung des Formfaktors, welcher das Verhältnis von belasteter zu unbelasteter Fläche widerspiegelt. Bei einem kleinen Formfaktor (dicke Elastomerschicht) werden die Eigenschaften der Elastomerschicht weniger von der Bewehrung beeinflusst. Erhöht man dagegen den Formfaktor, ergeben sich Schubspannungen im Gummi und Zugspannungen in der Bewehrungsschicht, welche die seitliche Wölbung zurückhalten und die Steifigkeit des Isolators damit erhöhen. Je höher der Formfaktor desto näher kommt der Wert des Kompressionsmoduls an den des Bulkmoduls.

Basierend auf folgenden zwei kinematischen Annahmen entstanden die ersten Rechenwege zur Ermittlung der vertikalen Steifigkeit. (Gent und Lindley, 1959; Gent und Meinecke, 1970)

- Die horizontalen Ebenen bleiben bei Belastung plan.
- Die Punkte auf einer vertikalen Linie liegen nach Belastung auf einer Parabel.

Die von Kelly (1997) entwickelte „Drucklösung“ ist eine vereinfachte Weiterentwicklung dieser früheren Versionen und ist für Elastomerlager mit einem Formfaktor größer 5 anwendbar. Im Gegensatz zu Stahlbewehrungen, sind Fasergewebe dehnbar und flexibel und können somit nicht wie bisher als starr angenommen werden. Um den Einfluss der flexiblen Bewehrung zu berücksichtigen wurden analytische Lösungen auf Grundlage der „Drucklösung“ für die gängigsten Polsterformen entwickelt, zum Beispiel von Kelly und Calabrese (2013), Kelly und Takhirov (2002) und Kelly und Van Engelen (2015a). Die Weiterentwicklung geht von folgenden Annahmen aus:

- Elastomere sind perfekt mit der Bewehrung verbunden.
- Horizontale Ebenen bleiben eben und parallel.
- Die Wölbung folgt einer Parabel.
- Die Dehnung der Bewehrung ist gleichmäßig verteilt.
- Elastomer und Bewehrung sind linear elastisch.
- Die Normalspannung innerhalb des Elastomers wird vom hydrostatischen Druck dominiert.

- Schubspannungen in der horizontalen Ebene sind vernachlässigbar.
- Normalspannungen an den freien Seiten sind gleich Null.

Mehrere Studien wurden durchgeführt, um diese Annahmen für einen Formbeiwert größer als 5 zu bestärken (Pinarbasi und Mengi, 2008; Tsai, 2006). Bei einem Vergleich mit diversen Experimentellen und Finite Elemente Untersuchungen ergaben sich gute Übereinstimmungen (Al-Anany u. a., 2017; Al-Anany und Tait, 2017, 2015; Angeli u. a., 2013; Karimzadeh Naghshineh u. a., 2014; Kelly und Calabrese, 2013; Osgoeei u. a., 2016, 2014; Toopchi-Nezhad u. a., 2013).

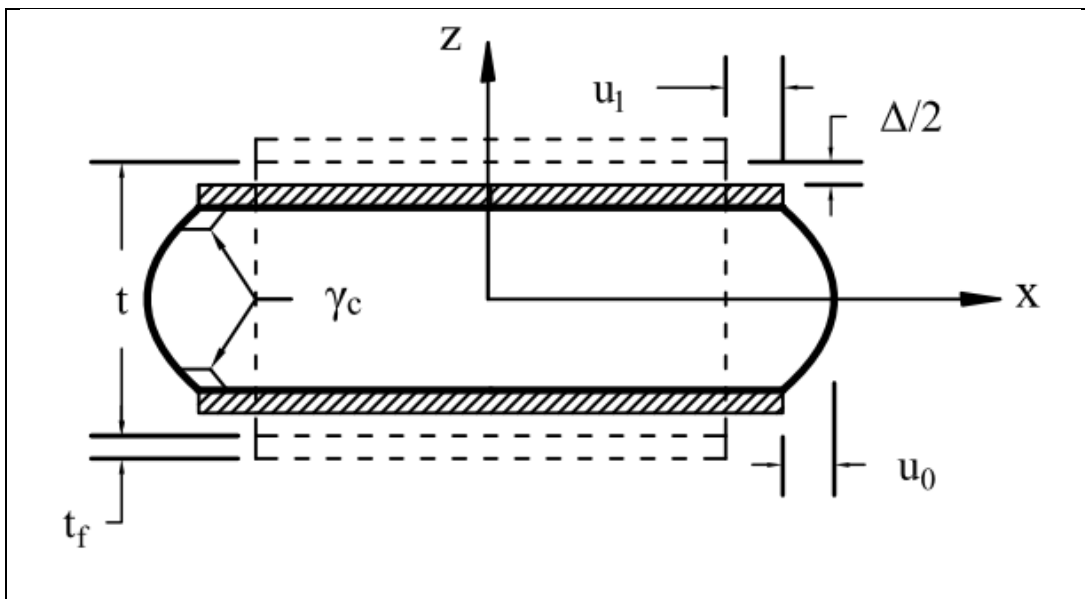


Abb. 5 Seitliche Wölbung und Dehnung der Bewehrung eines unter vertikalem Druck stehenden Elastomerpads (Van Engelen u. a., 2016b).

Die meisten Varianten zur Ermittlung des Kompressionsmoduls beinhalten die zwei dimensionslosen Parameter α^2 und β^2 , welche den Ausdruck über die Flexibilität der Bewehrung und der Kompressibilität des Elastomers sind. Oft werden die zwei Funktionen zusammengeführt zu:

$$\lambda^2 = \alpha^2 + \beta^2 \quad (3.1-1)$$

Oder

$$\lambda^2 = cGS^2 \left(\frac{1}{K} + e \frac{t}{E_f t_f} \right) \quad (3.1-2)$$

Vereinfacht wird ein Koeffizient eingeführt, welche sowohl die Dehnbarkeit als auch die Kompressibilität berücksichtigt:

$$K_e = \frac{1}{K} + e \frac{t}{E_f t_f} \quad (3.1-3)$$

c	Koeffizient abhängig von Padgeometrie
e	Koeffizient abhängig von Padgeometrie
G	Schubmodul
S	Formfaktor
K	Bulkmodul
t	Elastomerschichtdicke
E_f	E-modul der Faserbewehrung
t_f	Dicke der Faserbewehrung

Die Formel (3.1-3) zeigt den Einfluss von Kompression und Flexibilität auf den Kompressionsmodul, welcher bei steigendem λ zu K_e konvergiert (siehe Abb. 6). Durch den Einsatz von Faserbewehrungen ist die Annahme einer steifen Bewehrung nicht mehr möglich. Wie in Abb. 7 ersichtlich führt die Annahme eines inkompressiblen Gummis ebenfalls zu großen Fehlern. Je größer der Formfaktor desto größer wird der Fehler. Durch die Berücksichtigung einer elastischen Bewehrung ergibt sich bei der Bemessung eine Variable, welche sich im Gegensatz zu dem sehr schwer messbaren Bulkmodul, durch Veränderung der Dicke und des Elastizitätsmoduls der Bewehrung gut eignet, um die Steifigkeit eines Lagers zu Steuern.

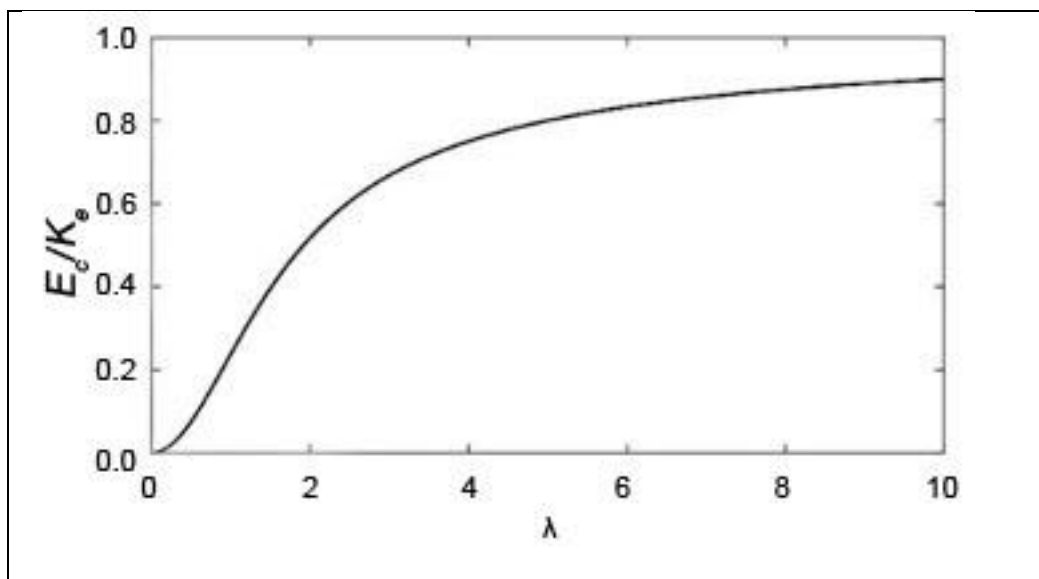


Abb. 6 Bei steigendem λ konvergiert der Kompressionsmodul gegen K_e

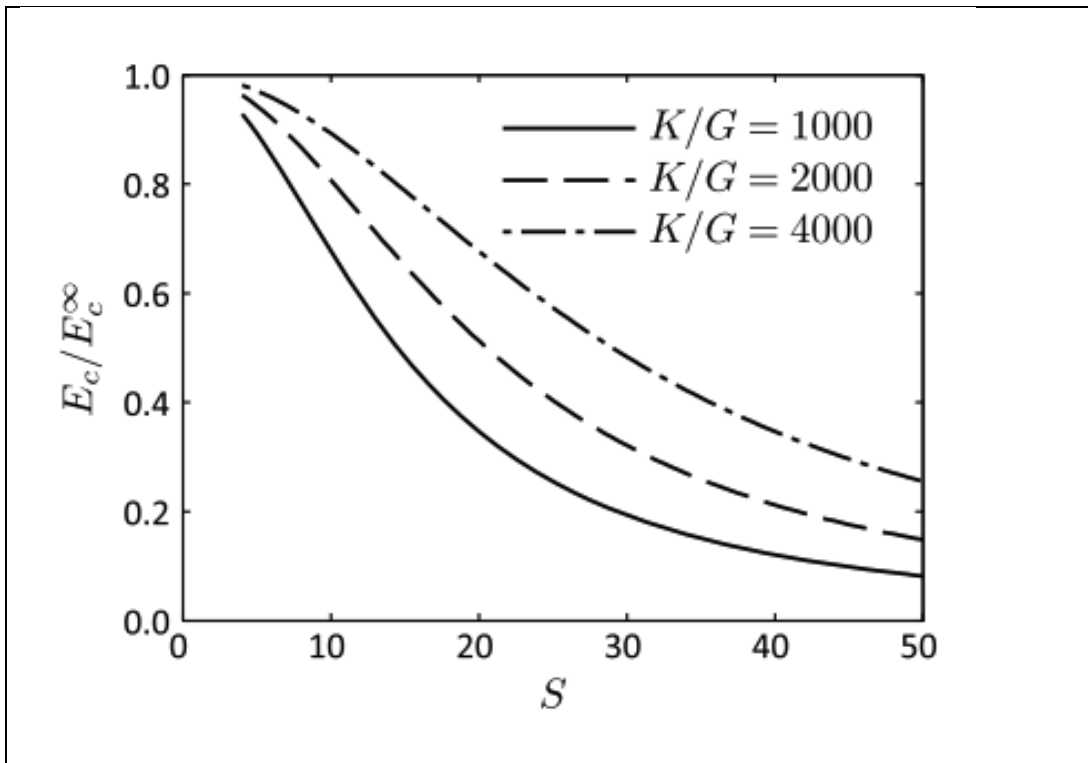


Abb. 7 Einfluss des Bulkmoduls auf den Kompressionsmodul in Abhängigkeit des Formfaktors (E_c^∞ inkompressibel)

Um die Bemessung von Elastomerlagern zu vereinfachen wurde von Van Engelen u. a. (2016b) die analytischen Methoden, welche die Flexibilität des Gewebes berücksichtigen in Anlehnung an das Verfahren von Kelly und Van Engelen (2015b) erweitert und vereinfacht. Die vereinfachten Formeln ähneln denen der damals von Gent und Lindley (1959) entwickelten Methoden. Ziel der Arbeit von Van Engelen u. a. (2016b) war, möglichst einfache Formeln für die Berechnung des Kompressions- und Biegemoduls zu entwickeln, die Fehlerquellen aufzuzeigen und somit geeignete Methoden für die Aufnahme in das Normungsverfahren zu entwickeln.

3.1.1.1 Mehrschichtige Isolatoren

Die analytischen Methoden betrachten bei der Berechnung des Kompressionsmoduls jedes Elastomerpad einzeln. Um die Steifigkeit des ganzen Systems zu ermitteln kann man die einzelnen Pads als in Reihe geschaltete Federn betrachten und lässt sich mit folgender Formel ermitteln:

$$k_v = \frac{A}{\sum \frac{t_i}{E_{c,i}}} \quad (3.1-4)$$

A	Fläche des Isolators
t_i	Elastomerschichtdicke
$E_{c,i}$	Kompressionsmodul der Elastomerschicht

So lange die Proportionen gleich sind, ist das Verhältnis von Kompressionsmodul und Vertikalsteifigkeit des Isolators gleich. Jedoch sind die äußeren Elastomerschichten meist dünner und sind entweder an Endplatten befestigt oder stehen ohne Befestigung im direkten Kontakt zum Träger. Bei ungebundenen Isolatoren (ohne Befestigung) entsteht an der Kontaktstelle ein Schlupf, welcher von der Reibung der Kontaktstelle abhängt. Falls kein Schlupf auftritt sind die Eigenschaften, im Zustand ohne Querverschiebung, identisch mit einem gebundenen Isolator (Konstantinidis und Rastgoo Moghadam, 2016; Tsai, 2004). Bei ungebundenen Isolatoren ist die vertikale Steifigkeit abhängig von der Reibung. Je größer die Reibung desto größer ist Steifigkeit. Ein gebundenes Lager weist in der Grenzsicht eine 4-mal so große Steifigkeit auf wie eines ohne Reibung, was bei Lagern mit wenigen Schichten starken Einfluss auf die Gesamtsteifigkeit hat. Für runde Lager entwickelte Tsai (2006) eine Methode, welche zwischen den internen und externen Schichten unterscheidet.

3.1.1.2 Run-In-Effekt

Bei FREIs gibt es einen Einlaufeffekt, welcher sich in einem anfänglichen Anstieg der vertikalen Steifigkeit zeigt. Zurückzuführen ist dies auf eine Straffung der Fasern. Die theoretische Steifigkeit wird nach Kelly (2008) erreicht bevor die Fasern vollständig gespannt sind. Durch einen gespannten Zustand des Gewebes, bei der Verbindung mit dem Elastomer, lässt sich dieser Effekt minimieren (Toopchi-Nezhad u. a., 2009). Dieser Effekt sollte bei der Konstruktion des Isolators unbedingt berücksichtigt werden.

Einige experimentelle Versuche zeigten, dass der Kompressionsmodul mit zunehmender vertikaler Belastung zunimmt, was auf die Streckung der Fasern zurückzuführen ist. (Al-Anany u. a., 2017; Al-Anany und Tait, 2017; Castillo Ruano und Strauss, 2018; Kelly, 1999; Kelly und Takhirov, 2002; Toopchi-Nezhad u. a., 2009)

3.1.2 Horizontalsteifigkeit

Während in die vertikale Steifigkeit sowohl die Eigenschaften der Bewehrung als auch die des Gummis einfließen, geht man davon aus, dass die horizontale Verformung vollständig in der Elastomerschicht stattfindet und weitestgehend von der Form der Bewehrung unabhängig ist. Somit ergibt sich die horizontale Steifigkeit, unter Vernachlässigung der nicht Linearität des Elastomers und Stabilitäts- und geometrischer Effekte wie folgt:

$$k_h = \frac{GA}{t_r} \quad (3.1-5)$$

G	Schubmodul des Elastomers
A	Fläche des Isolators
t_r	Summe der Elastomerschichtdicken

Im Gegensatz zu SREIs, welche mit Kopf- und Fußplatten am Bauwerk befestigt werden, wird ein FREI in der Regel ungebunden (ohne Kopf- und Fußplatte) eingebaut. Somit sind die Querkräfte abhängig von der Reibung zwischen Isolator und Bauwerk. Bei geringen Druckspannungen kann Schlupf auftreten, jedoch zeigten Versuche, dass die Reibung in der Regel ausreicht (Russo und Pauletta, 2013).

Durch die ungebundene Anwendung und die flexible Bewehrung der Faserbewehrung, wird dem Isolator der so genannte „Roll-Over-Effekt“ ermöglicht. Dabei verliert der Isolator bei einer horizontalen Verschiebung den Kontakt zum oberen und unteren Träger und fängt an den freien Seiten auf einem Radius Richtung oberen bzw. unteren Träger zu drehen, bis ein vollständiger Kontakt der Seiten zustande kommt (voller Roll-Over). Bei einem vollständigen Roll-Over, tritt eine deutliche Veränderung der horizontalen Eigenschaften ein. Durch die Roll-Over-Verformung werden an den freien Rändern große Zugspannungen vermieden. Der Überrolleffekt ist eine Funktion der Biegesteifigkeit der Bewehrung und wurde neben FREIs auch an SREIs mit dünnen Bewehrungsplatten oder Stahlmatten beobachtet (Van Engelen u. a., 2014).

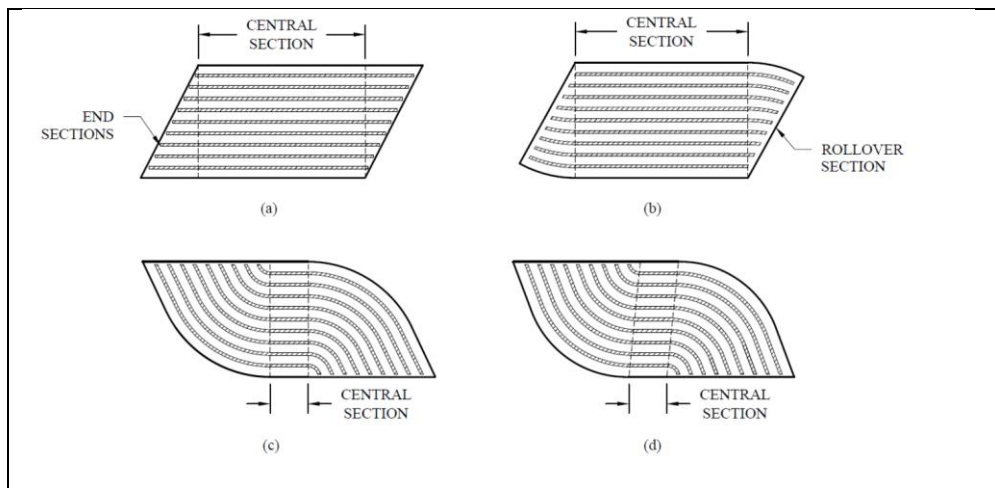


Abb. 8 horizontales Verformungsverhalten eines FREI, (a) gebunden, (b) ungebunden mit Roll-Over, (c) ungebunden mit vollem Roll-Over, (d) ungebunden mit einer Verformung größer als vollem Roll-Over

Die horizontale Steifigkeit eines FREIs erhöht sich nach einem vollen Roll-Over. Somit besitzt er adaptive Eigenschaften, welche auf die Gefahrensituation abgestimmt werden können. Während der weiche Bereich die Effizienz des Isolators erhöht, indem er die Grundperiode weiter aus dem kritischen hochenergetischen Bereich eines Erdbebens verschiebt, dient die Versteifung nach einem vollen Kontakt des Roll-Overs als Schutzmechanismus gegen übermäßige Verschiebung.

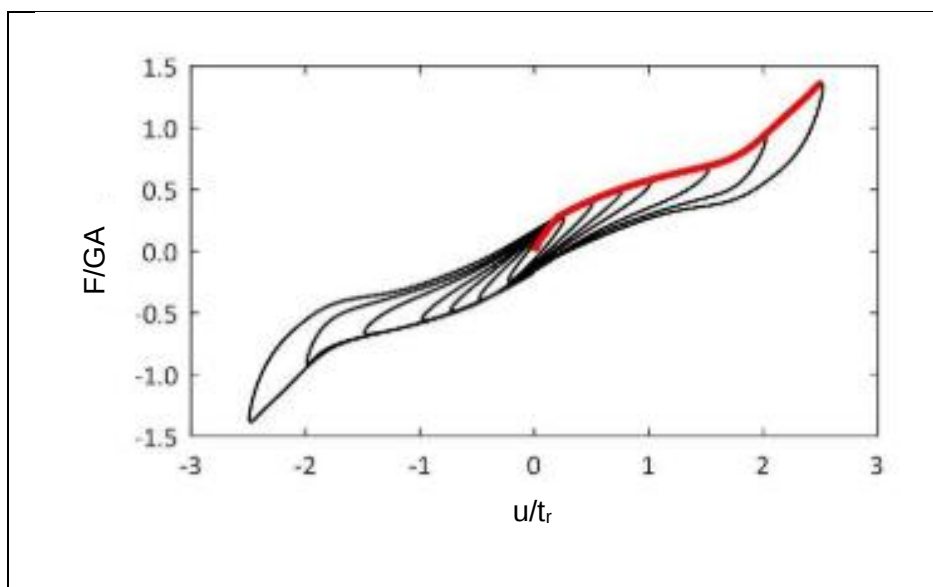


Abb. 9 Typischer Verlauf einer Hysteresekurve eines ungebundenen FREIs

In Abb. 9 sieht man den Verlauf eines ungebundenen FREIs, mit einem deutlichen Anstieg der Steifigkeit nach Erreichen des vollständigen Roll-Overs. Diverse Versuchsprogramme, welche sich mit den Roll-Over Eigenschaften beschäftigt haben, beobachteten das in Abb. 9 gezeigte Verhalten.

3.1.2.1 Vollständiger Roll-Over

Nach (M. Kelly und Konstantinidis, 2007) lässt sich unter der Annahme eines inkompressiblen Elastomers die Verschiebung bis zu einem vollen Roll-Over mit folgender Formel abschätzen:

$$\gamma_d = \frac{5h}{3t_r} \quad (3.1-6)$$

γ_d	Scherdehnung
h	Gesamthöhe des Isolators
t_r	Summe der Elastomerschichtdicken

Gleichung (3.1-6) stellt nur eine Annäherung dar und wurde nicht durch Analysen verifiziert. Jedoch zeigt der Vergleich mit anderen Analysemodellen für einen vollständigen Roll-Over eine ausreichende Übereinstimmung (Van Engelen u. a., 2014). Demzufolge lässt sich erwarten, dass je nach Schichtdesign einen vollständiger Roll-Over zwischen 1,75 und 2,00 eintritt. Durch experimentelle Versuche wurde gezeigt, dass FREIs auch nach dem Erreichen eines vollen Roll-Overs noch ausreichende Verformungskapazitäten besitzen (z.B. (Al-Anany u. a., 2017; Toopchi-Nezhad u. a., 2009)).

Finite-Elemente-Modelle prognostizieren grundsätzlich einen abrupten Übergang zwischen weicher und steifer Phase (Al-Anany u. a., 2017; De Raaf u. a., 2011; Toopchi-Nezhad u. a., 2009; Van Engelen u. a., 2016a). In der Realität ist dieser Übergang jedoch fließend, was durch experimentell Analysen gezeigt wurde (Van Engelen u. a., 2015). Einige Studien unterscheiden zwischen dem Erstkontakt und dem vollen Kontakt (De Raaf u. a., 2011; Pauletta u. a., 2015), jedoch lässt sich dieser bisher nur mit Hilfe von FE-Modellen darstellen. Aus diesem Grund wird grundsätzlich der signifikante Anstieg der Steifigkeit bei Vollkontakt betrachtet, obwohl bei Erstkontakt schon ein Anstieg der Steifigkeit zu verzeichnen ist.

3.1.2.2 Analytische Modelle

Um die horizontale Steifigkeit unter Berücksichtigung des Roll-Over-Effektes zu ermitteln wurden zahlreiche Modelle entwickelt. Die meisten analytischen Modelle zielen darauf ab den Wert der Steifigkeit mit dem geringeren Wert der Kontaktfläche zu reduzieren. Während für gebundene Isolatoren die Formel (3.1-4) verwendet wird, ermittelt M. Kelly und Konstantinidis (2007) die horizontale Steifigkeit für ein rechteckiges Lager mit folgender Formel:

$$k_h = \frac{GA_{eff}}{t_r} \quad (3.1-7)$$

G	Schubmodul des Elastomers
t_r	Summe der Elastomerschichtdicken

Wobei A_{eff} die Fläche des Isolators abzüglich der durch den Roll-Over abhebenden Flächen ist. Mit folgender Formel lässt sich dieser Wert ermitteln:

$$A_{eff} = b(a - ru) \quad (3.1-8)$$

a	Länge des Isolators
b	Breite des Isolators
r	Koeffizient (Variiert je nach Analysemodell)
u	Horizontale Verschiebung

Für $r = 1$ ergibt sich eine parabolische Kraft-Weg-Beziehung, die bei $a/2$ ihr Maximum erreicht und somit ab diesem Punkt instabil wird. Verfahren welche $r < 1$ verwenden, gehen davon aus, dass der Einfluss der wirkenden Fläche größer ist und somit die Steifigkeit langsamer sinkt. Russo u. a. (2013) nimmt an, dass der Roll-Over-Effekt bei steigender vertikal Belastung später eintritt und somit die horizontale Steifigkeit verspätet sinkt. Die meisten Modelle vernachlässigen den Einfluss der vertikalen Belastung. Tatsächlich wird die horizontale Steifigkeit mit steigender Vertikalspannung geringer. Ein Verfahren, welche die vertikale Belastung mit einbezieht, wurde von Gerhaer (2010) entwickelt und von Van Ngo u. a. (2017) erneut aufgegriffen.

Analytischen Modelle sind vereinfachte Darstellungen eines komplexen Vorgangs. Jedoch geben sie einem Konstrukteur die Möglichkeit ohne experimentelle Tests oder FE-Analysen einen Einblick in die Eigenschaften eines Isolators zu bekommen. Betrachtet man zusätzlich den Zustand nach einem vollen Roll-Over wird der Vorgang noch komplexer. Bisher gibt es nur wenige Verfahren die diesen Zustand berücksichtigen (Van Engelen u. a., 2014). Da ein Isolator die günstigen Eigenschaften des Roll-Overs besitzen sollte, wird der volle Roll-Over

lediglich als Begrenzung im Notfall angesehen. Somit wird diesem Zustand weniger Bedeutung zugeschrieben.

3.1.2.3 Horizontale Stabilität

Die horizontale Stabilität während dem Überrollen eines Isolators ist in erster Linie eine Funktion des Verhältnisses von Breite zu Höhe (R), so lange die Bewehrung bei Biegung flexibel bleibt:

$$R = \frac{b}{h} \quad (3.1-9)$$

Betrachtet man die Formel (3.1-7) und (3.1-8) und geht von $r = 1$ aus, erreicht der parabolische Kraft-Verschiebungsverlauf bei $a/2$ sein Maximum. Das bedeutet, dass das System ab diesem Punkt eine negative Tangentialsteifigkeit besitzt und somit instabil wird. Vernachlässigt man die Dicke der Bewehrung und geht von einer Verformung auf einem Kreisbogen aus, muss das Verhältnis von Höhe zu Seitenlänge π betragen. Versuchsreihen, welche sich mit der Verformung nach einem vollen Roll-Over beschäftigt haben, kamen zu dem Ergebnis, dass ein ungebundenes FREI ab einem R von 2,5 (was geringer als π ist) während der Roll-Over-Verformung stabil ist (Toopchi-Nezhad, 2014; Toopchi-Nezhad u. a., 2008; Van Engelen u. a., 2014). Dies bedeutet, dass der abhebende Anteil des Lagers ebenfalls eine Rolle für die Stabilität spielt. Erhöht man den R -Wert bei gleichbleibender Höhe, nimmt die Fläche des Mittelabschnitts zu während die Fläche des Überschlages gleichbleibt. Dadurch ergibt sich eine Reduktion der Erweichung während dem Roll-Over. Während bei einem R -Wert zwischen 2,5 und 5 eine 40-60% geringere Steifigkeit im Gegensatz zur Anfangssteifigkeit gemessen wurde, wird die Abnahme für R -Werte zwischen 5 und 10 steigend unbedeutender (Toopchi-Nezhad u. a., 2013). Experimentelle Versuche zeigten, dass bei Unterschreitung von $R=2,5$ Isolatoren anfälliger für einen Roll-out werden was bedeutet, dass sich der gesamte Isolator dreht (Mihailo u. a., 2008; Spizzuoco u. a., 2014). Um die adaptiven Eigenschaften eines FREIs bestmöglich auszunutzen, sollte R zwischen 2,5 und 5 liegen.

3.1.2.4 Knickstabilität

Elastomere Isolatoren werden als kurze Säulen betrachtet, welche das Gewicht der Struktur tragen, somit sind diese auch anfällig auf Knickversagen. Die aktuelle Knicktheorie ist eine Weiterentwicklung der Ansätze von Gent und Meinecke (Gent, 1964; Gent und Meinecke, 1970). Diese betrachten einen Isolator als kontinuierliches Verbundsystem aus mehreren Ebenen Flächen. Welche bei Belastung plan bleiben, jedoch nicht zwingend senkrecht zur

unbelasteten Ebene. Das Ziel dabei ist es eine kritische Last zu ermitteln, welche nicht überschritten werden darf.

Die analytischen Lösungen nach (Tsai und Kelly, 2005a, 2005b) gehen mittlerweile von einer elastischen und flexiblen Bewehrungsschicht aus und können somit auch für FREIs angewendet werden. Um die kritische Knicklast zu ermitteln, wird zunächst die horizontale Steifigkeit unter Berücksichtigung von Stabilitäts-, Scher- und Verzugseffekten bestimmt und anschließend gleich Null gesetzt. Dieses Verfahren stellt die umfassendste Variante für FREIs dar, ist jedoch einen Zustand ohne horizontale Verschiebung begrenzt. Nach Tsai und Kelly (2005a, 2005b) sinkt die horizontale Steifigkeit bei steigender Vertikalbelastung und geht bei Erreichen der kritischen Last gegen 0. Diverse andere Untersuchungen (siehe untenstehende Tabelle) kamen zu unterschiedlichen Ergebnissen. Die meisten Experimente kamen zu dem Ergebnis, dass die Steifigkeit bei zunehmender Vertikalbelastung sinkt. Jedoch führten einige Untersuchungen zu dem Schluss, dass die Belastung vernachlässigbar ist oder dass die horizontale Steifigkeit größer wird. Studien, welche eine große Spanne und eine hohe Belastung betrachteten, beobachteten eine Abnahme der Steifigkeit mit zunehmender Last. Die Versuche lassen darauf schließen, dass die erhöhten Werte der Steifigkeit bei höherer Belastung auf Faktoren wie der inneren Reibung und der Nichtlinearität des Elastomers zurückzuführen sind. Isolatoren mit einem niedrigeren S reagieren allgemein sensibler auf Vertikalbelastungen.

Nachfolgend noch einige Beispiele für Versuche getrennt nach Ergebnis für den Einfluss der Vertikalbelastung:

Einfluss vertikaler Belastung auf horizontale Steifigkeit. (bei steigender vert. Belastung)	Literatur
Abnehmend	(Al-Anany und Tait, 2017; Castillo Ruano und Strauss, 2018; De Raaf u. a., 2011; Strauss u. a., 2014)
Vernachlässigbar	(Hedayati Dezfuli und Alam, 2016; Toopchi-Nezhad u. a., 2009)
Ansteigend	(Karimzadeh Naghshineh u. a., 2014; Russo und Pauletta, 2013)

3.1.2.5 Vertikale Steifigkeit bei horizontaler Verschiebung

Die vertikale Steifigkeit von ungebundenen FREIs in Abhängigkeit von der Seitenverschiebung wurde in den letzten Jahren experimentell und mit Finite-Elemente-Analyse untersucht. Die

experimentelle Untersuchung von Al-Anany u. a. (2017) beobachtete, dass die Vertikalsteifigkeit bei einem seitlichen Versatz trotz der Verringerung der belasteten Fläche nahezu konstant blieb, obwohl die vertikale mit der seitlichen Verschiebung zunahm. Es wurde durch den Anstieg des E-Moduls des Gewebes, als Folge der zunehmend gestreckten Fasern erklärt. Die Ergebnisse der Finiten-Elementen-Analyse von Osgooei u. a. (2016) zeigten eine abnehmende vertikaler Steifigkeit bei zunehmender seitlichen Verschiebung. Es ist zu beachten, dass das Finite-Elemente System von einem linear-elastischen Gewebe ausging und somit Nichtlinearitäten, welche sich aus der Streckung der Fasern ergeben nicht berücksichtigt.

3.1.2.6 Energiedissipation

Die Fähigkeit eines Elastomerlagers eintretende Schwingungen zu dämpfen ergeben sich zum Großteil aus den Eigenschaften des Elastomers. bzw. bei Bleikernlagern aus den Eigenschaften des Kerns und der Elastomerschicht. Betrachtet man einen Spannungs-Dehnungsverlauf eines Elastomers zeigt sich je nach Zusammensetzung ein mehr oder weniger stark ausgeprägter hysteretischer Verlauf. Durch die innere Reibung wird die Anregungsenergie in Wärme dissipiert und somit gedämpft.

Bei der Verformung eines faserverstärkten Isolators werden Gewebe insbesondere in den Überrollabschnitten gegeneinander verformt, was zu einer zusätzlichen Reibungsdämpfung führt (Kelly, 1999). Durch diese zusätzliche Energieabfuhr können die Dämpfungseigenschaften des Isolators erhöht werden oder reibungserzeugende Beimengungen des Elastomers reduziert werden. Jedoch wird es dadurch schwieriger, die Dämpfungseigenschaften eines Isolators zuverlässig vorherzusagen. Der überwiegende Teil der Vergleichsuntersuchungen, unter anderem von Strauss u. a. (2014), die sich mit diesem Thema befassen, beobachteten eine erhöhte äquivalente viskose Dämpfung. Wobei es auch einige experimentelle Untersuchungen gab, beispielsweise Karimzadeh Naghshineh u. a., (2014), welche zu dem Schluss kamen, dass das Gewebe nicht wesentlich zur Dämpfung beiträgt. Durch eine erhöhte Druckbelastung wird erwartet, dass die horizontalen Dämpfungseigenschaften zunehmen, was auf eine erhöhte innerer Reibung auf der Molekularebene des Elastomers und der Reibung der Fasern zurückzuführen ist.

Durch den Einsatz von Fasergewebe statt Stahlplatten ergeben sich eine Reihe von Eigenschaften, welche genau diese Ziele erreichen sollen. Die Bewehrungslagen bestehen aus vielen einzelnen Fasern, welche zu Strängen zusammengefasst sind. Dadurch ergibt sich eine Flexibilität der Gewebe. Im Gegensatz zu Stahlplatten, sind die Gewebe bei Biegung völlig flexibel, was bei Scherbelastung zu einer Krümmung führt. Aus der Verformung der

Gewebe entsteht eine zusätzliche Dämpfung, die auf die Reibung zwischen den einzelnen Fasern zurückzuführen ist. (Kelly, 1999)

3.1.3 Materialien

In der DIN EN 1337-3 (2018) sind die Bestandteile eines Elastomerlagers nicht explizit vorgeschrieben, sondern werden über ihre Materialeigenschaften definiert. (Siehe Abb. 10).

Eigenschaften		Konventionelles Schermodul G_{nom}			Prüfverfahren
		MPa			
		0,7	0,9 ^a	1,15	
Anforderungen					
Zugfestigkeit f_u Formprüfkörper Prüfstück aus Lager		≥ 16 MPa ≥ 14 MPa	≥ 16 MPa ≥ 14 MPa	≥ 16 MPa ≥ 14 MPa	ISO 37:2011, Typ 2
Mindestbruchdehnung ε_u Formprüfkörper Prüfstück aus Lager		450 % 400 %	425 % 375 %	300 % 250 %	
Mindestreißfestigkeit $R_{t,exp}$ NR CR		≥ 5 kN/m ≥ 7 kN/m	≥ 8 kN/m ≥ 10 kN/m	≥ 10 kN/m ≥ 12 kN/m	ISO 34-1:2010 Streifenprobe, Verfahren A
Druck- verformung 24 h; 70 °C	NR CR	$\leq 30 \text{ \%} \leq 15 \text{ \%};$			ISO 815-1:2008, Typ A
Beschleunigte Alterung		Maximale Änderung gegenüber dem Wert für ungealterte Proben			
Härte	NR 7 d, 70 °C CR 3 d, 100 °C	-5/+10 IRHD ± 5 IRHD			ISO 37:2011, Typ 2 ISO 48 ISO188
Zugfestigkeit		$\pm 15 \text{ \%} \pm 15 \text{ \%}$			
Bruchdehnung		$\pm 25 \text{ \%} \pm 25 \text{ \%}$			
Ozon- beständigkeit Dehnung bei 30 %, 96 h, 40 °C ± 2 °C	NR 25 pphm CR 100 pphm	Keine Risse			ISO 1431-1
Sofern nicht anders angegeben, müssen die Prüfstücke aus einer Formprobe entnommen werden					
^a Bevorzugter Wert					
ANMERKUNG Verschiedene Alterungs- und Ozonprüfbedingungen werden berücksichtigt, um eine zufriedenstellende Bewertung der Dauerhaftigkeit eines aus NR oder CR hergestellten Elastomerlagers zu erstellen.					

Abb. 10 Physikalische und chemische Eigenschaften von Elastomer (DIN EN 1337-3; 2018)

Für Isolatoren werden derzeit zwei Arten von Gummi für die Erstellung von Isolatoren verwendet: künstlicher Gummi CR (Polychloroprene rubber) und natürlicher Gummi NR (natural rubber).

Für die Bewehrungsplatten aus Stahl schreibt die DIN EN 1337-3 (2018) vor, dass die Stahl Güte gemäß der Reihe EN 10025 oder EN 10088 mit einer Bruchdehnung von min 15 % gewählt werden muss.

Bei den faserverstärkten Isolatoren wurden bisher hauptsächlich Glasfaser- und Carbon Fasergewebe getestet. Da die Bewehrungen aus Fasern bestehen, müssen diese in mindestens zwei Richtungen gewebt werden, um alle Zugbelastungen in einer Ebene aufnehmen zu können. Die Eigenschaften hängen dabei stark von der Art des Gewebes ab. Je enger die Maschen, desto weniger flexibel ist das Gewebe und umso steifer ist der Isolator. Für die vertikale Steifigkeit ist es wichtig eher eine Steife Bewehrungsschicht zu haben während eine größere Flexibilität des Gewebes, in horizontaler Richtung für eine größere Dämpfung sorgt. Um den Einfluss des Run-In Effekt zu reduzieren, kann man ein Gewebe unter Vorspannung mit dem Gummi verbinden. Bei den Versuchen von Castillo Ruano und Strauss (2018) haben die Isolatoren die mit Carbon Gewebe verstärkt waren größere Belastungen aufnehmen können als welche, die mit Glasfasern verstärkt waren. Die Eigenschaften von Gewebeverstärkungen hängen demnach nicht nur von dem Material und der Dicke der Schicht, sondern auch von der Einbau- und Webart ab. Wenn man dann noch die Flexibilität senkrecht zur Bewehrungsebene berücksichtigt, erhält man einen Isolator, welcher sich in seinen Eigenschaften sehr flexibel anpassen lässt. Was jedoch zu einer erhöhten Schwierigkeit bei der Modellierung führt.

3.1.4 Ausführungsvarianten

Durch die neuen Eigenschaften welche FREIs mit sich bringen, ergeben sich zusätzliche Ausführungsvarianten. Da Fasergewebe keine umhüllende Schutzschicht gegen Umweltbedingungen brauchen, ist eine nachträgliche Bearbeitung denkbar. Kelly (1999) schlägt als weiter Kostenersparnis vor, FREIs in langen Streifen herzustellen, welche anschließend auf der Baustelle auf das gewünschte Maß geschnitten werden.

Um auf den Roll-Over-Effekt einzugreifen kann man entweder die Form der seitlichen Flächen des Isolators oder die der Stütze verändern. In der Arbeit von Tait u. a. (2019) werden verschiedene Ausführungsvarianten der vertikalen Flächen untersucht. Eine Modifikation der Stützen wird von Van Engelen u. a. (2016a) untersucht (siehe Abb. 11).

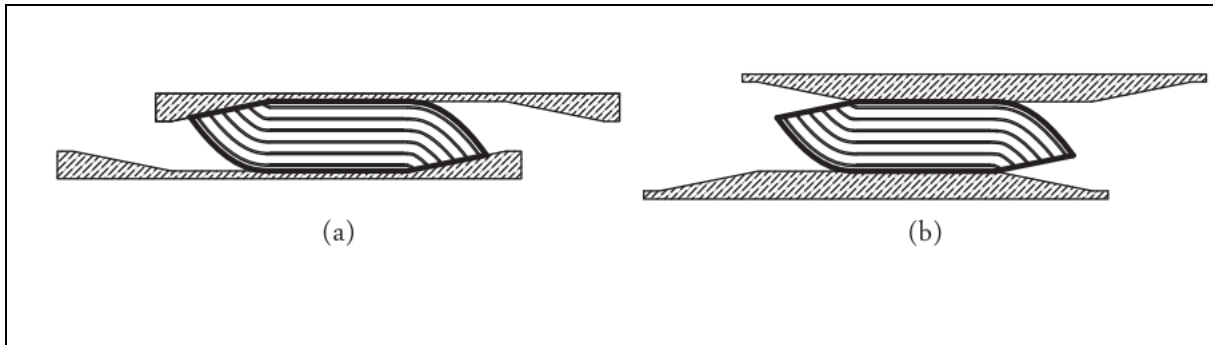


Abb. 11 Stützenmodifikationen um einen vollen Roll-Over a) zu beschleunigen, und b) verlangsamen (Van Engelen u. a., 2016a)

4 Einwirkungen

In Abb. 12 sieht man die, für das in Kapitel 1 beschriebene Bauwerk ermittelten, vier Antwortspektren. Wie in Kapitel 2.2 erwähnt, kamen 2 Methoden zum Einsatz, welche zu vier unterschiedlichen Spektren führten. (MKE ingeniería de suelos s.a. de c.v., 2018)

- SASID
- Feldversuche (für verschiedene Jährlichkeiten)
 - 250 Jahre
 - 450 Jahre
 - 2500 Jahre

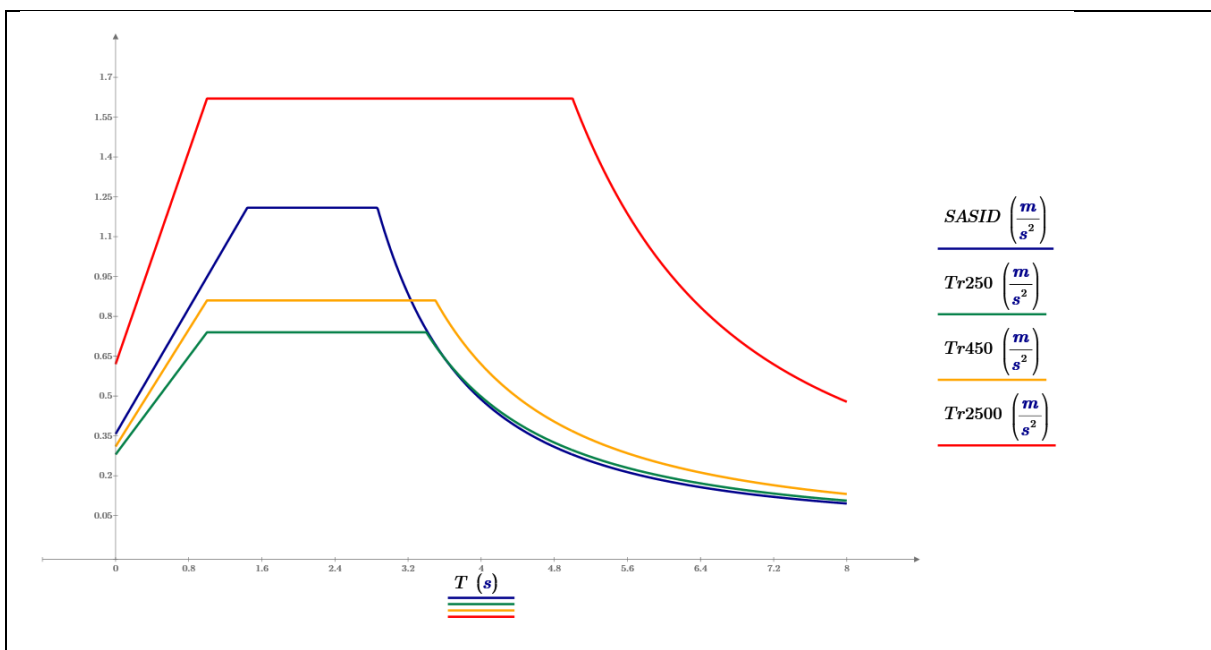


Abb. 12 Antwortspektren für das Bauwerk laut (MKE ingeniería de suelos s.a. de c.v., 2018)

Für die Dimensionierung und den Vergleich wurde das höchstbelastetste Lager gewählt und mit Hilfe der Äquivalenten linearen Berechnung nach DIN EN 1998-1 (2010) berechnet. Um diese Verfahren anwenden zu dürfen, müssen folgende Bedingungen erfüllt sein:

- K_{eff} für d_{dc} muss mindestens 50% des Wertes von K_{eff} für $0,2d_{dc}$ betragen.
- Die effektive Dämpfung darf maximal 30% betragen.
- Die Variation der Last-Verformungscharakteristik des Isolationssystems infolge Einwirkungsgeschwindigkeit oder gleichzeitig wirkender Vertikallasten ist kleiner als 10 %.
- Der Zuwachs der Rückstellkraft des Isolierungssystems für Verschiebungen zwischen $0,5d_{dc}$ und d_{dc} beträgt mindestens 2,5 % der gesamten Gravitationslast oberhalb des Isolationssystems.

Um das vereinfachte Antwortspektrumverfahren nach DIN EN 1998-1 (2010) anwenden zu dürfen, müssen folgende Bedingungen eingehalten werden:

- Die Entfernung zwischen dem Standort und der nächsten eventuell aktiven Verwerfung mit einer Magnitude $M_s \geq 6,5$ beträgt mehr als 15 km.
- Die größte Abmessung des Oberbaus im Grundriss ist nicht größer als 50 m.
- Der Unterbau ist ausreichend starr, um die Effekte aus Relativverschiebungen des Bodens zu minimieren.
- Alle Isolierungsvorrichtungen sind über Tragwerksteilen des Unterbaus angeordnet, die zur Aufnahme von Vertikallasten vorgesehen sind.
- $3T_f \leq T_{eff} \leq 3\text{ s}$
 T_f ist dabei die Grundschiebungzeit des Oberbaus.
- Das zur Aufnahme der horizontalen Lasten vorgesehene Tragwerk des Oberbaus sollte regelmäßig und symmetrisch in Bezug auf die Hauptachsen des Bauwerks im Grundriss angeordnet werden.
- Die Kipprotation am Fußpunkt des Oberbaus sollte vernachlässigbar sein.
- $\frac{K_V}{K_{eff}} \geq 150$
- $T_V < 0,1\text{ s}$

An den Antwortspektren in Abb. 12 wird deutlich, dass man mit der Begrenzung von T_{eff} auf $< 3\text{ s}$ keine Reduktion der Einwirkungen durch eine höhere Eigenschwingzeit erreicht. Ein Herabsetzen der Einwirkungen wäre somit nur durch die Dämpfung des Isolators möglich. Die großen Antwortspektren folgen daraus, dass Gebäude in Mexiko auf Erdbeben mit Magnituden $> 6,5$ bemessen werden müssen. Um einen Isolator effektiv für Magnituden $> 6,5$ zu bemessen ist somit die Verwendung des vereinfachten Antwortspektrumverfahren nach DIN EN 1998-1 (2010) nicht geeignet.

5 Vergleich

Der Vergleich wird trotz Überschreitung gewisser Grenzbedingungen auf Basis des vereinfachten Antwortspektrumverfahrens aufgebaut. Es werden lediglich Elastomerlager mit runder bzw. rechteckiger Formen berücksichtigt. Um die verschiedenen Eigenschaften der Lager zu verdeutlichen werden für alle Isolatoren, wenn möglich die gleichen analytischen Verfahren angewendet. Parallel zu dieser Arbeit entsteht ein Excel-Dokument, welches die Arbeitsschritte automatisiert und somit einen schnellen Vergleich ermöglicht.

Folgende Ausführungsformen werden in dieser Arbeit berücksichtigt:

- Ungebundene FREIs
- Gebundene SREIs
- SREIs mit Bleikern

5.1 Grenzwerte

Für den Vergleich werden Grenzwerte empfohlen, welche sich aus den aktuellen Normen (DIN EN 1337-3; 2018; DIN EN 15129; 2018) bzw. Erfahrungen vorangegangener praktischen Untersuchungen ergeben. Auf die relevanten Referenzen wird in den folgenden Kapiteln hingewiesen.

5.1.1 Verhältnis R (a/h) bzw (D/h):

Wie im Kapitel 3.1.2.3 beschrieben sollte ein ungebundenes FREI für eine stabile Hystereseschleife der Querkraftverformung einen R -Wert von mindestens 2,5 betragen. Ab einem Wert von 5 wird der weichere Zustand des Roll-Overs zunehmend unbedeutender. Somit sollte R , für eine gute Ausnutzung des Roll-Overs, möglichst nah an 2,5 liegen und 5 nicht überschreiten. Dabei sollte berücksichtigt werden, dass die Grenzwerte für quadratische Isolatoren getestet wurden. Bei runden Isolatoren bezieht sich R auf den Durchmesser. Dies bewirkt bei gleichbleibendem R , Formfaktor (S), Kompression (p) und Schermodul (G) eine geringere horizontale Steifigkeit. Das Verhältnis vom Durchmesser (D) eines runden zur Breite (a) eines quadratischen Isolators, bei identischem R , S , p und G , liegt ca. bei 1,13. Für runde Lager sollte $R_{\min}$ mit diesem Wert erhöht werden.

$R_{\min}$: 2,5 (ca. 2,85 für runde Formen)

$R_{\max}$: 5

5.1.2 Schermodul G :

Der Schermodul des Elastomers kann gemäß *DIN EN 1337-3: (2018)* zwischen 0,7 MPa und 1,15 MPa gewählt werden.

$G_{\min}$: 0,7 MPa

$G_{\max}$: 1,15 MPa

5.1.3 Kompression p :

Um ein Verrutschen des Lagers zu vermeiden benötigt man nach Russo und Pauletta (2013) eine minimale Kompression von 0,5 MPa. Roeder und Stanton (1997) empfehlen eine Kompression von 11MPa nicht zu überschreiten um einen Schaden am Isolator zu vermeiden. Bei Versuchen von Castillo Ruano und Strauss (2018) zeigten die Probekörper unter Kompression und horizontaler Verschiebung ab 8MPa Instabilität und ab 12 MPa erste Anzeichen von Versagen. Somit wird die Belastungsgrenze, ab der ein Isolator instabil wird, erreicht bevor es zu einem Versagen kommt. In der Arbeit von Ehsani und Toopchi-Nezhad (2017) wird für das Bemessungsverfahren eine Mindestbelastung von 1MPa und 3MPa als Maximalwert vorgeschlagen. Wobei 3 MPa die Dauerhaftigkeit und genug Puffer für zusätzliche Vertikalbelastungen im Erdbebenfall sichern soll. Für Vergleichszwecke wird ein Bereich von 1MPa bis 8MPa vorgeschlagen.

$p_{\min}$: 1,0 MPa

$p_{\max}$: 8,0 MPa

5.1.4 Formfaktor S :

Da analytische Methoden nur Annäherungen sind, gibt es eine gewisse Fehlerquote. Um den Fehler möglichst gering zu halten, werden die Verfahren auf einen Wertebereich für S beschränkt. In der Arbeit von Van Engelen u. a. (2016b) werden verschiedene Verfahren für die Ermittlung des Kompressionsmoduls für verschiedene Formen zusammengefasst und ihre Fehlerpotentiale untersucht. Bei steigendem S wird der Fehler tendenziell größer. Da der Formfaktor nur geringfügig Einfluss auf die horizontale Steifigkeit hat, jedoch maßgeblich für den Kompressionsmodul ist, sollte dieser möglichst groß ($S_{\max}$) gewählt werden. Für den Vergleich werden folgende Grenzwerte empfohlen:

$S_{\min}$:10

$S_{\max}$:20

5.2 Vertikale Steifigkeit

Um die vertikale Steifigkeit zu ermitteln gibt es, wie in 3.1.1 beschrieben, diverse analytische Verfahren, welche mehr oder weniger auf ähnliche Weise aufgebaut sind. Für den Vergleich wurden drei Ansätze für zwei verschiedene Formen gewählt. Diese wurden für die Ermittlung des Kompressionsmoduls von FREIs unter Berücksichtigung der Bewehrung entwickelt. Für SREIs wird der Einfluss der Flexibilität durch Erhöhen des E-moduls der Bewehrung reduziert. Für SREIs und SREIs mit Bleikern gibt es in dem Excel-Dokument zusätzlich die Möglichkeit den Kompressionsmodul mit den derzeit in der Norm verwendeten Formeln zu ermitteln. In den nachfolgenden Kapiteln werden die verschiedenen Ansätze genauer beschrieben.

5.2.1 Kompressionsmodul für quadratische Isolatoren

Für quadratische Isolatoren entwickelten Tsai und Kelly (2002) eine Version der „Drucklösung“ welche die Flexibilität der Fasern mit einbezieht. Da die Vernachlässigung des Bulkmoduls teilweise zu großen Abweichungen führt, wurden die Formeln weiterentwickelt (Kelly und Van Engelen, 2015b). Somit wird der Kompressionsmodul mit folgender Formel berechnet:

$$E_c = 8K \sum_{n=1,3,5,\dots}^{\infty} \frac{\beta^2}{\alpha^2 \beta^2 + n^2 \pi^2} \left(1 - \frac{\tanh(\lambda)}{\lambda} \right) \quad (5.2-1)$$

$$\alpha^2 = \frac{24Ga^2}{E_f t_f t} \quad (5.2-2)$$

$$\beta^2 = \frac{12Ga^2}{t^2 K} \quad (5.2-3)$$

$$\lambda = \frac{\sqrt{\alpha^2 + \beta^2 + n^2 \pi^2}}{a/b} \quad (5.2-4)$$

Mit α^2 wird der Einfluss auf die Flexibilität der Bewehrungsschicht und mit β^2 die Kompressibilität des Gummis berücksichtigt. Es ist zu beachten, dass b bei diesem Verfahren die Hälfte der tatsächlichen Seitenlänge beträgt.

G	Schubmodul des Elastomers
a	Länge des Isolators
b	Breite des Isolators (Halbe tatsächliche Breite)
E_f	Elastizitätsmodul des Gewebes
t_f	Dicke des Gewebes

t	Dicke des Elastomers
K	Bulkmodul

5.2.2 Kompressionsmodul für runde Isolatoren

Für runde Isolatoren werden zwei Verfahren verwendet. Das erste Verfahren ist von Kelly und Calabrese (2013):

$$E_c = 24GS^2(1 + \nu_f) \frac{\left[I_0(\lambda) - \frac{2}{\lambda} I_1(\lambda) \right]}{\alpha^2 \left[I_0(\lambda) - \frac{1 - \nu_f}{\lambda} I_1(\lambda) \right] + \beta^2 \frac{1 + \nu_f}{2} I_0(\lambda)} \quad (5.2-5)$$

$$\alpha = \sqrt{\frac{12(1 - \nu_f^2)GR^2}{E_f t_f t}} \quad (5.2-6)$$

$$\beta = \sqrt{\frac{12GR^2}{Kt^2}} \quad (5.2-7)$$

$$\lambda = \sqrt{\alpha^2 + \beta^2} \quad (5.2-8)$$

Wie bei der analytischen Methode für rechteckige Isolatoren, lassen sich mit den Parametern α und β die Flexibilität und Kompressibilität berücksichtigen. Mit der Poissonzahl der Fasern lässt sich bestimmen, inwieweit die Fasern in Wechselwirkung zu den Fasern in Querrichtung stehen.

G	Schubmodul des Elastomers
S	Formfaktor des Isolators
ν_f	Poissonzahl des Gewebes
I_0	Modifizierte Besselfunktion nullter Ordnung
I_1	Modifizierte Besselfunktion erster Ordnung
R	Radius des Isolators
E_f	Elastizitätsmodul des Gewebes
t_f	Dicke des Gewebes
t	Dicke des Elastomers
K	Bulkmodul

Das zweite Verfahren ermöglicht eine Unterscheidung zwischen externer und interner Elastomerschicht (Tsai, 2006):

$$E_c = \frac{n}{\frac{2}{E_c^{(1)}} + \frac{n-2}{(E_c)_{mono}}} \quad (5.2-9)$$

Dabei ist $E_c^{(1)}$ der Kompressionsmodul einer externen, $(E_c)_{mono}$ einer internen Elastomerschicht und n die Anzahl der vorhandenen Schichten. Mit folgenden Formeln lassen sich die einzelnen Kompressionsmodule berechnen:

$$E_c^{(1)} = 2\mu + \frac{\mu\lambda}{\lambda + \mu} + \frac{\lambda^2(\lambda + 2\mu)}{(\lambda + \mu)^2} \left(\frac{\alpha_0^2}{2D_2} \right) \left[I_0(\beta_1 b) - \frac{2I_1(\beta_1 b)}{\beta_1 b} \right] \quad (5.2-10)$$

$$(E_c)_{mono} = 2\mu + \frac{\mu\lambda}{\lambda + \mu} + \frac{\lambda^2(\lambda + 2\mu)}{(\lambda + \mu)^2} \left(\frac{\alpha_0^2}{2D_1} \right) \left[I_0(\beta_0 b) - \frac{2I_1(\beta_0 b)}{\beta_0 b} \right] \quad (5.2-11)$$

$$\lambda = K - \frac{2G}{3} \quad (5.2-12)$$

$$\mu = G \quad (5.2-13)$$

$$\alpha_0 = \frac{1}{t} \sqrt{\frac{12\mu}{\lambda + 2\mu}} \quad (5.2-14)$$

$$\alpha_1 = \sqrt{\frac{12\mu(1 - \nu_f^2)}{E_f t_f t}} \quad (5.2-15)$$

$$\beta_0 = \sqrt{\alpha_0^2 + \alpha_1^2} \quad (5.2-16)$$

$$\beta_1 = \sqrt{\alpha_0^2 + 0,75\alpha_1^2} \quad (5.2-17)$$

$$D_1 = \frac{\alpha_0^2}{\lambda + \mu} \left[\left(\frac{\lambda}{2} + \mu \right) I_0(\beta_0 b) - \mu \frac{I_1(\beta_0 b)}{\beta_0 b} \right] + \frac{\alpha_1^2}{1 + \nu_f} \left[I_0(\beta_0 b) - (1 - \nu_f) \frac{I_1(\beta_0 b)}{\beta_0 b} \right] \quad (5.2-18)$$

$$D_2 = \frac{\alpha_0^2}{\lambda + \mu} \left[\left(\frac{\lambda}{2} + \mu \right) I_0(\beta_0 b) - \mu \frac{I_1(\beta_1 b)}{\beta_1 b} \right] + \frac{0,75\alpha_1^2}{1 + \nu_f} \left[I_0(\beta_1 b) - (1 - \nu_f) \frac{I_1(\beta_1 b)}{\beta_1 b} \right] \quad (5.2-19)$$

S	Formfaktor des Isolators
ν_f	Poissonzahl des Gewebes
I_0	Modifizierte Besselfunktion nullter Ordnung
I_1	Modifizierte Besselfunktion erster Ordnung
b	Radius des Isolators
E_f	Elastizitätsmodul des Gewebes
t_f	Dicke des Gewebes
t	Dicke des Elastomers
K	Bulkmodul
λ	Lamé-Konstante
μ	Lamé-Konstante

5.2.3 Kompressionsmodul ohne Berücksichtigung der Bewehrung

In der DIN EN 1337-3 steht folgende Formel für den Kompressionsmodul (DIN EN 1337-3; 2018, S. 22):

$$\frac{1}{E_c} = \frac{1}{5GS^2} + \frac{1}{K} \quad (5.2-20)$$

Die DIN EN 15129 gibt folgende Formel an (DIN EN 15129; 2018, S. 75):

$$\frac{1}{E_c} = \frac{1}{3G(1 + S^2)} + \frac{1}{K} \quad (5.2-21)$$

Dies Formeln sind sehr starke Vereinfachungen für einen sehr komplexen Vorgang.

5.2.4 Kompressionsmodul ohne Berücksichtigung der Bewehrung

EINGANGSWERTE				
G [MPa]	0,7	1,15	0,7	0,7
S [-]	20	20	10	20
VF [-]	0	0	0	0
B (D) [M]	0,79	0,79	0,79	1,12
EF [N/MM ²]	230000	230000	230000	230000
TF [MM]	1	1	1	1
T [M]	0,00988212	0,00988212	0,01976424	0,01397542
EB [MPa]	2000	2000	2000	2000
ERGEBNIS				
KREIS	EC [N/mm ²]			
(TSAI, 2006)	760,939458	924,6181	331,167432	736,693812
(KELLY AND CALABRESE, 2013)	739,428344	901,763048	306,178418	715,443744
RECHTECK	EC [N/mm ²]			
(KELLY AND VAN ENGELN, 2015B)	768,102782	926,072064	330,100365	742,308785

5.3 Horizontale Steifigkeit

5.3.1 Horizontale Steifigkeit mit Berücksichtigung des Roll-Over-Effektes

Für die Ermittlung der horizontalen Steifigkeit werden für ungebundene FREIs 3 analytische Verfahren betrachtet. Die meisten Verfahren reduzieren die horizontale Steifigkeit anhand des Verhältnisses der Kontaktfläche bei Roll-Over zu der Fläche im Ruhezustand (Russo u. a., 2013; Toopchi-nezhad u. a., 2018). Das dritte betrachtete Verfahren berücksichtigt den Einfluss der vertikalen Belastung auf die Steifigkeit (Gerhaher, 2010). Da ein Isolator die positiven Eigenschaften des Roll-Overs nutzen soll, wird die Verschiebung bis zu einem vollen Roll-Over begrenzt und die Eigenschaften bei Überschreitung nicht berücksichtigt.

5.3.1.1 Variante 1

Das von Toopchi-nezhad u. a. (2018) entwickelte Verfahren ermittelt die effektive Steifigkeit mit einer reduzierten Fläche A_{eff} :

$$K_h = \frac{GA_{eff}}{t_r} \quad (5.3-1)$$

Dabei wird die reduzierte Fläche mit folgender Formel ermittelt:

$$A_{eff} = a \left(b - \frac{3}{4} \delta \right) \quad (5.3-2)$$

Das Verhalten und die Parameter eines ungebundenen SREIs unter horizontaler Belastung wird in Abb. 13 gezeigt.

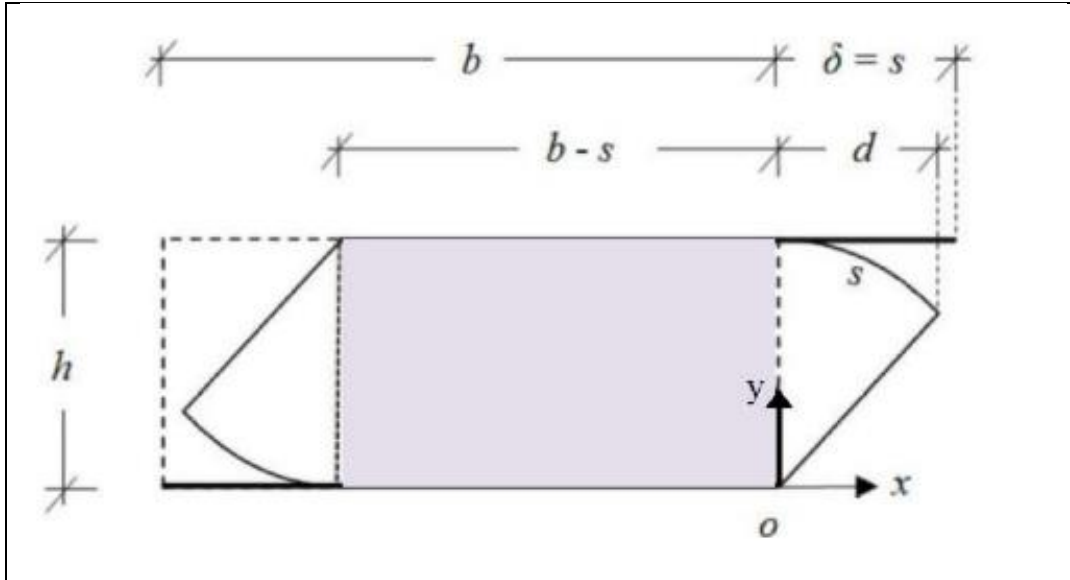


Abb. 13 Ungebundenes FREI unter horizontaler Verschiebung (Toopchi-nezhad u. a., 2018)

(DIN EN 1337-3:, 2018; DIN EN 15129:, 2018)

5.3.1.2 Variante 2

Das von Russo u. a. (2013) entwickelte Verfahren berücksichtigt zusätzlich den verspäteten Eintritt des Roll-Over-Effektes bei vertikaler Belastung. Mit der folgenden Formel wird die Steifigkeit ermittelt:

$$K_{h,equiv} = \frac{GA_{c,ave}}{t_e} \quad (5.3-3)$$

Dabei ist t_e die Höhe des Elastomers und $A_{c,ave}$ der Mittelwert der Kontaktfläche bei Verschiebung und im Ruhezustand und wird wie folgt berechnet:

$$A_{c,ave} = \frac{A_{c(d=0)} + A_{c(d=d_{max})}}{2} \quad (5.3-4)$$

Dabei ist $A_{c(d=0)}$ die Fläche im unverformten Zustand und $A_{c(d=d_{max})}$ die Kontaktfläche eines unfixierten FREIs. In Abb. 14 ist ein ungebundenes FREI unter Berücksichtigung des verspäteten Eintritts des Roll-Over-Effekts und die sich daraus ergebenden Parameter

abgebildet. Die Verformung, ab der das Abheben beginnt, lässt sich mit dieser Formel ermitteln:

$$d_0 = \sqrt{H^2 - h^2} \quad (5.3-5)$$

Dabei ist H und h die Höhen des Elastomers vor und nach Aufbringe einer vertikalen Last. Die vertikale Verformung wird mit Hilfe des Kompressionsmoduls berechnet:

$$\Delta h = \frac{F_z}{AE_c} \quad (5.3-6)$$

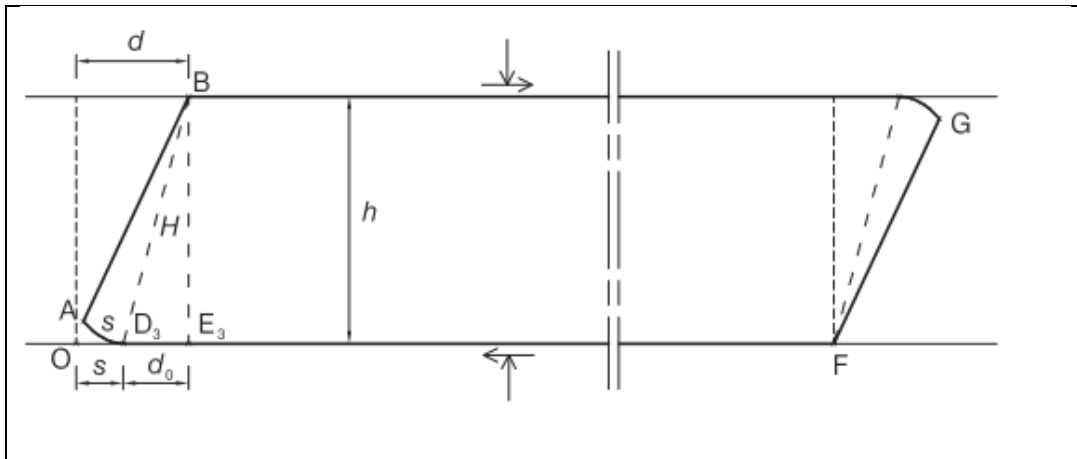


Abb. 14 Ungebundenes FREI unter horizontaler Verschiebung nach (Russo u. a., 2013)

5.3.1.3 Variante 3

Variante 1 und Variante 2 berücksichtigen, bis auf den verspäteten Start des Abhebens, nicht die vertikale Belastung. Das von Gerhaher (2010) entwickelte Verfahren ermittelt die horizontale Steifigkeit in Abhängigkeit von der kritischen Knicklast. Das Verfahren bietet die Möglichkeit die horizontale Steifigkeit eines gebundenen oder ungebundenen FREIs zu berechnen. Für die Ermittlung der horizontalen Steifigkeit eines SREIs kann die Formel (5.3-7) angewendet werden:

$$K_{h,fix}(v_x, p_z) = \frac{GA}{t_r} \left[1 - \left(\frac{p_z}{p_{crit,0} \left(1 - \left(\frac{v_x}{a} \right)^u \right)} \right)^2 \right] \quad (5.3-7)$$

$$K_{h,roll}(v_x, p_z) = \frac{GA}{t_r} \left[1 - \left(\frac{p_z}{p_{crit,0} \left(1 - \left(\frac{v_x}{a} \right)^u \right)} \right)^2 \right] \left(1 - \frac{v_x}{a} \right) \quad (5.3-8)$$

Dabei wird u mit einem Wert von 2 vorgeschlagen, a die Seitenlänge und $p_{crit,0}$ ist die kritische Pressung ohne Auslenkung und wird wie folgt berechnet:

$$p_{crit,0} = \frac{P_{crit}}{A} \quad (5.3-9)$$

P_{crit} wird nach DIN EN 15129 (2018) mit folgender Formel ermittelt:

$$P_{crit} = \frac{\lambda G A_r a_1 S}{t_r} \quad (5.3-10)$$

G	Schubmodul des Elastomers
A	Fläche des Isolators
p_z	Vorhandene Druckspannung
t_r	Gesamthöhe der Elastomerschichten
a	Seitenlänge des Isolators
$p_{crit,0}$	kritische Pressung ohne Auslenkung
v_x	Horizontale Verformung
u	Koeffizient (wird mit 2 vorgeschlagen)
λ	Koeffizient für die Form (1,3 für quadratisch, 1,1 für rund)
A_r	reduzierte Fläche ohne Erdbebeneinwirkung
a_1	Wirksame Breite bzw. Durchmesser
S	Formfaktor

Um diese Formel auf runde Isolatoren anwenden zu können, muss die Formel (5.3-8) angepasst werden. Darauf wird in Kapitel 5.3.1.4 näher eingegangen.

5.3.1.4 Annahme des Verformungsverhaltens eines runden Isolators

Die analytischen Verfahren zeigen alle das Verhalten von quadratischen Isolatoren. Für quadratische Isolatoren, ohne Berücksichtigung des verspäteten Einsetzens des Roll-Overs, ist die Kontaktfläche gleich der übereinanderliegenden Flächen. Somit wird die Kontaktfläche bei Roll-Over exakt wie die reduzierte wirksame Fläche bei SREIs nach DIN EN 1337-3 (2018) ermittelt:

$$A_{eff,red} = A_{eff} \left(1 - \frac{u_{x;d}}{a_{eff}} - \frac{u_{y;d}}{b_{eff}} \right) \quad (5.3-11)$$

Das Verformungsverhalten von runden FREIs wird demnach, wie bei quadratischen FREIs, mit der Formel für die überlappenden Flächen bei SREIs angenommen (siehe Abb. 15). In der DIN EN 1337-3 (2018) steht folgende Formel für runde Formen:

$$A_{eff,red} = \left[\frac{4A_{eff}}{\pi} \right] \arcsin \left(\frac{\sqrt{d_{eff}^2 - u_{xy,d}^2}}{d_{eff}} \right) - \left(u_{xy,d} \sqrt{d_{eff}^2 - u_{xy,d}^2} \right) \quad (5.3-12)$$

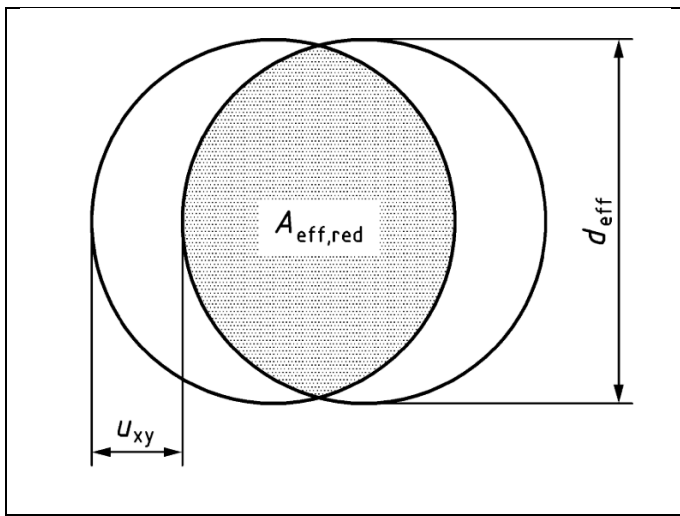


Abb. 15 Ermittlung von $A_{eff,red}$ nach (DIN EN 1337-3: 2018)

Um die Formel (5.3-8) auf runde Isolatoren anwenden zu können, muss die Formel (5.3-12) an (5.3-11) angepasst werden. Ziel dabei war es eine Formel in der Form von $(1 - x)$ zu bekommen. Stellt man die Formel (5.3-11) um ergibt sich somit folgende Schreibweise:

$$x = - \left(\frac{A_{eff,red}}{A_{eff}} - 1 \right) \quad (5.3-13)$$

Dieser Wert x lässt sich nun für $\frac{v_x}{a}$ in die Formel (5.3-8), sowohl für quadratische als auch für runde Formen einsetzen.

5.3.2 Horizontale Steifigkeit für gebundene Lager

Feste Lager haben durch die Fixierung an Kopf und Fuß und die dadurch eingeschränkte Verformung bei horizontaler Verschiebung eine erhöhte Steifigkeit. Um die horizontale Steifigkeit für fixierte FREIs bzw. SREIs zu ermitteln, werden zwei Möglichkeiten miteinander

verglichen. Vereinfachend wird die horizontale Steifigkeit nach DIN EN 15129 (2018) mit folgender Formel berechnet:

$$K_h = \frac{GA}{t_r} \quad (5.3-14)$$

Um den Einfluss der vertikalen Belastung zu auf die horizontale Steifigkeit zu berücksichtigen, hat Gerhafer (2010) die Formel (5.3-7) für fixierte Lager vorgeschlagen.

In Abb. 16 sind alle hier betrachteten Verfahren, sowohl für gebundene als ungebundene, Isolatoren abgebildet.

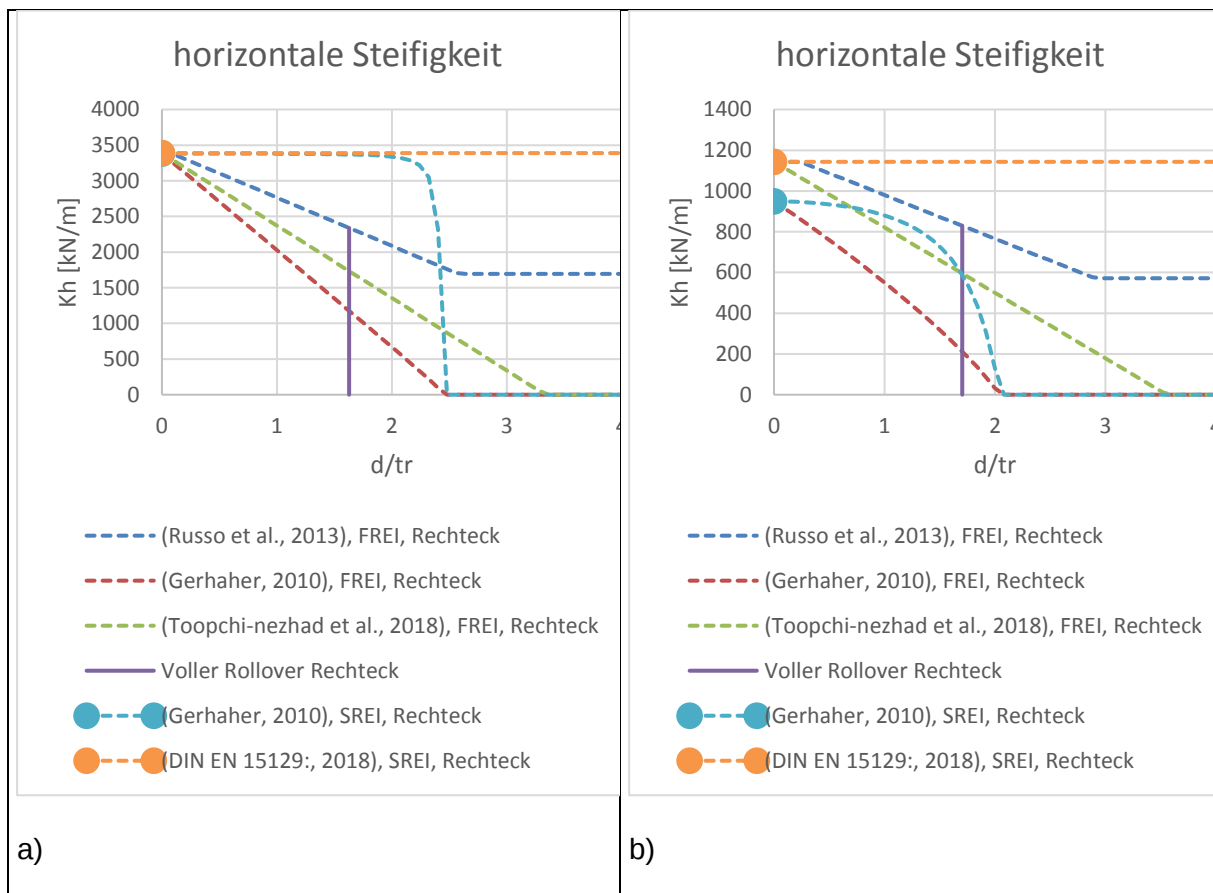


Abb. 16 Verfahrenvergleich für horizontale Steifigkeit für gebundene und ungebundene Isolatoren a (1MPa), b (10MPa)

Um den Einfluss der vertikalen Belastung auf die verschiedenen Steifigkeiten zu verdeutlichen, wurden nur die Pressung des Lagers verändert. In Abb. 16 a) wurden die Steifigkeiten mit einer Pressung von 1 MPa ermittelt während das Diagramm b) für eine Belastung von 10 MPa entstand. Die horizontalen Steifigkeit, berechnet mit dem Verfahren von Gerhafer (2010) zeigen eine deutliche Reduktion, sowohl für gebundene als für ungebundene Lager. Der Verlauf ermittelt nach Russo u. a. (2013) weist lediglich eine verspäteten Start der

Abminderung vor, was im Gegensatz zur Annahme von Gerhafer (2010) ein steiferes System zur Folge hat.

5.3.3 Horizontale Steifigkeit für gebundene SREIs mit Bleikern

Bei einem bleikernverstärkten Lager setzt sich das Verformungsverhalten aus dem des Bleikerns und dem des Elastomers zusammen. Blei besitzt ein nahezu ideal elastisch-plastisches Verhalten, während sich das Elastomer demgegenüber nahezu linear elastisch verhält. Wenn man die beiden Eigenschaften übereinanderlegt, erhält man vereinfacht folgenden Kraftverschiebungsverlauf (siehe Abb. 17):

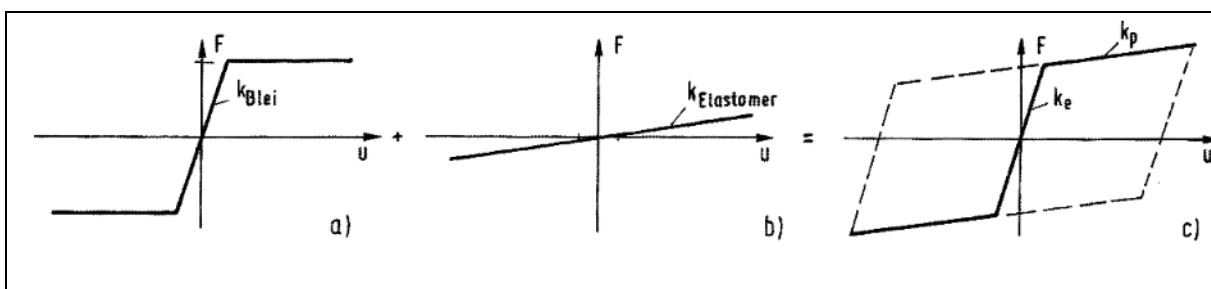


Abb. 17 Bilinearer Kraftverschiebungsverlauf eines Bleikernlagers (Petersen, 1996)

Vereinfachend wird davon ausgegangen, dass k_p die Steifigkeit des Elastomers ist. k_e setzt sich aus der Steifigkeit des Elastomers und der Steifigkeit des Bleikerns vor Erreichen der Fließgrenze zusammen. Für die Praxis empfiehlt es sich das gewählte Lager vor dem Einsatz auf seine Eigenschaften zu testen.

Wenn man von diesem vereinfachten System ausgeht, bleibt k_e die einzige unbekannte Variable. Für den Vergleich wird die Steifigkeit des Bleis vor Erreichen der Fließgrenze und die Steifigkeit des Elastomers im Verhältnis des wirkenden Volumens miteinander addiert.

In Abb. 18 sieht man im Vergleich den tatsächlichen und den angenäherten Verlauf der äquivalenten Steifigkeit eines Bleikernlagers.

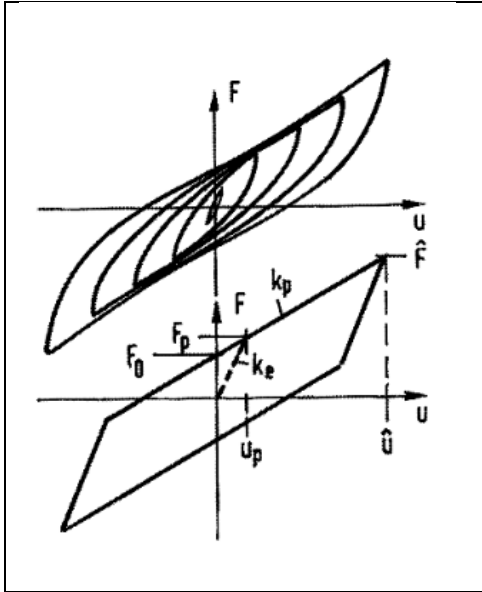


Abb. 18 Äquivalente Steifigkeit eines Bleikernlagers tatsächlich/näherungsweise (Petersen, 1996)

F_0 ist dabei die Fließgrenze des Bleikerns und wird aus Schubfließgrenze und der Fläche des Bleikerns ermittelt. Die Dämpfungseigenschaften des Lagers lassen sich aus dem Inhalt der Hysterese (Flächeninhalt der Kraftverformungskurve) und der dazugehörigen elastischen Formänderungsarbeit ermitteln. Die Fläche der Hysteresekurve lässt sich mit folgender Formel ermitteln:

$$W_d = 4F_0(\hat{u} - u_p) \quad (5.3-15)$$

Die Formänderungsarbeit berechnet sich mit dieser Formel:

$$W_k = \frac{1}{2} \hat{F} \hat{u} \quad (5.3-16)$$

Die spezifische Dämpfung ergibt sich somit zu:

$$\psi = \frac{W_d}{W_k} = 4\pi\xi \frac{\Omega}{\omega} \approx 4\pi\xi \quad (5.3-17)$$

Daraus lässt sich nun die äquivalente Dämpfung des Systems ermitteln:

$$\xi_{eq} = \frac{W_d}{W_k 4\pi} = \frac{2F_0(\hat{u} - u_p)}{\pi \hat{F} \hat{u}} \quad (5.3-18)$$

Durch eine iterative Annäherung lässt sich somit die horizontale Steifigkeit unter Berücksichtigung der äquivalenten Dämpfung ermitteln.

5.3.4 Dämpfungseigenschaft

Die Dämpfungseigenschaft eines Isolators ist eine Funktion der dissipierten Energie und der verrichteten Formänderungsarbeit. Sie berechnet sich mit folgender Formel:

$$\xi = \frac{W_d}{W_e 4\pi} \quad (5.3-19)$$

$K_{h,eff}$ ist die Verbindung der Spitzen der Hysteresekurve (siehe Abb. 19):

$$K_{h,eff} = \frac{|F^+| + |F^-|}{|d^+| + |d^-|} \quad (5.3-20)$$

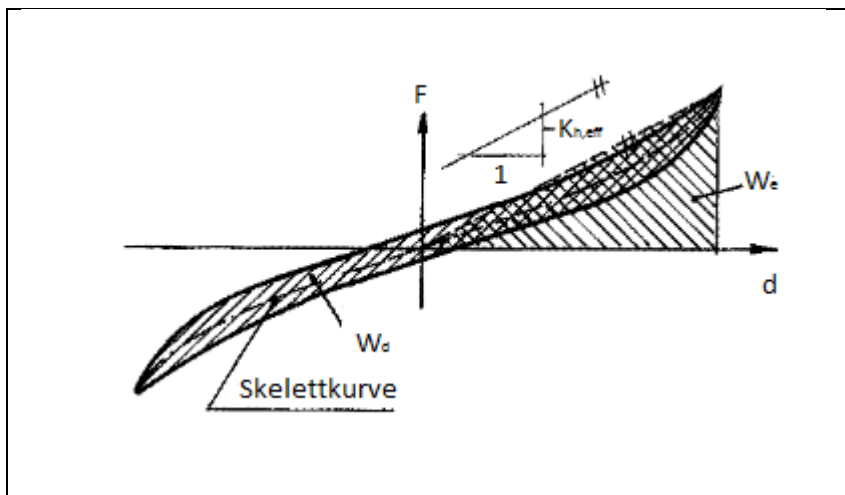


Abb. 19 Hysteretische Kraft-Verformungskurve eines Elastomerisolators

Bis auf das Bleikernlager ist die analytische Vorhersage der Dämpfungseigenschaften derzeit nicht ausreichend präzise möglich. Wie bereits in Kapitel 3.1.2.6 beschrieben, ist durch die Einführung der Gewebewehrung das Verhalten durch die zusätzliche Reibungsarbeit der Fasern komplexer geworden. Um eine Prognose bezüglich der Dämpfungseigenschaften zu geben sollten Finite-Elemente-Modelle oder praktische Untersuchungen herangezogen werden.

5.4 Analysetool

In diesem Kapitel wird die Analysetool näher erläutert, welche für den schnellen Vergleich zwischen den verschiedenen Lagertypen erstellt wurde.

5.4.1 Aufbau

Die Tabelle ist auf 5 Blätter aufgeteilt:

- Eingabe
- Hilfstabellen vertikal
- Hilfstabellen Horizontal
- Hilfstabellen Antwortspektrum
- Kostenkalkulation

Das erste Blatt ist für die Ein- und Ausgabe zuständig während auf den anderen Blättern im Hintergrund die Berechnung abläuft. Im Folgenden wird die Nutzung des ersten Blattes beschrieben. Der Aufbau der Hilfstabellen Vertikal und horizontal ist auf Grundlage der in Kapitel 5.2 und Kapitel 5.3 beschriebenen Verfahren aufgebaut und wird nicht näher erläutert. In der Hilfstabelle Antwortspektrum wurden die für das Fallbeispiel ermittelten Spektren verarbeitet.

5.4.1.1 Eingabe

Hier werden die Parameter eingegeben und die Ergebnisse ausgegeben. Das Blatt bietet die Eingaben der Parameter getrennt nach Lagertyp. Als erstes wird man aufgefordert Allgemeine Parameter zu bestimmen.

Festzulegende Parameter Allgemein		
Form	Rechteck	Form des Isolators
w	3750 kN	Gewichtskraft
$r = a/b$	1 -	Seitenverhältnis
$S_{\text{Rechteck}}/S_{\text{Kreis}}$	1 -	Verhältnis der Formfaktoren (für Übersichtvergleich)
H	20 m	Gebäudehöhe
Tragwerkstyp	Stahlbetonrahmen -	Für Beiwert C_i
Spektrum	SASID	Auswahl der drei Spektren
Variante Vertikalsteifigkeit für runde Isolatoren	(Kelly and Calabrese, 2013)	
g	9,807 m/s ²	Erdbeschleunigung
ϵ	1,00E-05 %	Iterationsgenauigkeit
E_b	2000 Mpa	Bulkmodul

Abb. 20 Analysetool; Allgemeine Parameter

Mit „Form“ wird festgelegt ob der Isolator rund oder rechteckig ist. „w“ ist die vertikale Last, welche auf das Lager wirkt und „r“ ist das Seitenverhältnis im Falle eines rechteckigen Lagers. Die Tabelle ermittelt im Hintergrund alle möglichen Varianten und bietet somit auch einen Vergleich zwischen rund und rechteckig. Für diesen Fall kann man mit dem Verhältnis der Formfaktoren die zu vergleichenden Lager variieren. „H“ und „Tragwerkstyp“ sind für die Ermittlung der Eigenschwingzeit des Gebäudes nötig. Mit „Spektrum“ wählt man zwischen den vier in Kapitel 284 beschriebenen Antwortspektren. Für die Ermittlung der Vertikalen Steifigkeit werden für runde FREIs die in Kapitel 5.2.2 beschriebenen Varianten angeboten. „g“ ist die

Erdbeschleunigung, „ ξ “ gibt das Abbruchkriterium für sämtliche Iterationsberechnungen und „ E_b “ ist der Bulkmodul des Elastomers.

Als nächstes wird man aufgefordert die Parameter für die jeweiligen Lagertypen zu bestimmen. Im Folgenden werden die Eingabemasken der jeweiligen Systeme näher erläutert.

Für FREIs:

Festzulegende Parameter FREI			
S_{min}	10	-	Formfaktorgrenzen
S_{max}	20	-	
G_{min}	0,7	Mpa	Schubmodulgrenzen
G_{max}	1,15	MPa	
p_{min}	1	MPa	Druckspannungsgrenzen
p_{max}	8	MPa	
Variante Horizontalsteifigkeit	(Gerhaer, 2010)	-	
ξ	15	%	Dämpfung
t_{cover}/t	0,5		Verhältnis externe zu interner Schicht
t_f	0,3	mm	Gewebestärke
E_f	23000000	N/mm ²	Elastizitätsmodul Faser
β_{Abzug}	0	°	Reduktion des Winkels bis vollem Roll-over
ν_f (0 wenn einachsige Annahme, ohne Wechselwirkung mit querverfasern)	0		Poissonzahl Faser
$R = b/h$ bzw. D/h	2,5	-	Breite-Höhe-Verhältnis
Variationsbereich für Vordimensionierung FREI			
S	10	-	Formfaktor
G	0,7	Mpa	Schubmodul
p	1	MPa	Vertikalbelastung

Abb. 21 Analysetool; Parameter FREI

Zuerst werden die Grenzwerte wie in Kapitel 5.1 bestimmt. Als nächstes wählt man eines der in Kapitel 5.3.1 beschriebenen Varianten für die Bestimmung der Horizontalsteifigkeit. Da eine Ermittlung der Dämpfung auf analytischem Weg zu komplex ist, muss man diesen Wert manuell eingeben. Mit dem Verhältnis von t_{cover}/t lässt sich die Dicke der untersten und obersten Elastomerschichten bestimmen. „ t_f “ ist die Dicke und „ E_f “ das Elastizitätsmodul des Gewebes. Mit „ β_{Abzug} “ wird der Winkel einer modifizierten Stütze bestimmt. Dadurch lässt sich ein voller Roll-Over beschleunigen oder verlangsamen, wie in Kapitel 3.1.4 beschrieben (Siehe Abb. 11). „ ν_f “ ist die Poisson Zahl des Gewebes und „ R “ das Verhältnis von Breite bzw. Durchmesser zur Höhe. Mit S , G und p lässt sich das Lager mit den Gewünschten Eigenschaften flexibel verändern. Die letzten 4 Parameter werden in Kapitel 5.1 näher beschrieben.

Für SREIs:

Festzulegende Parameter SREI			
S_{min}	10	-	Formfaktorgrenzen
S_{max}	20	-	
G_{min}	0,7	Mpa	Schubmodulgrenzen
G_{max}	1,15	MPa	
p_{min}	1	MPa	Druckspannungsgrenzen
p_{max}	8	MPa	
Variante Vertikalsteifigkeit	Wie FREI		
Variante Horizontalsteifigkeit	(Gerhaher, 2010)	-	
ξ	15	%	Dämpfung
t_{cover}/t	0,5		Verhältnis externe zu interner Schicht
t_s	0,5	mm	Dicke Stahlplatte
f_u	235	N/mm ²	Zugfestigkeit Stahl
E_s	2300000000	N/mm ²	Elastizitätsmodul Stahl
ν_s	0,5		Poissonzahl Stahlplatte
K_n ermitteln mit	A(Bewehrung)	-	
t_{Rand}	2,5	mm	Randabstand bis zur Bewehrung
$R = b/h$ bzw. D/h	2,5	-	Breite-Höhe-Verhältnis
Variationsbereich für Vordimensionierung SREI			
S	10	-	Formfaktor
G	0,7	Mpa	Schubmodul
p	1	Mpa	Vertikalbelastung

Abb. 22 Analysetool; Parameter SREI

Wie für FREIs werden zuerst die Grenzwerte festgelegt. Als nächstes wird festgelegt nach welchem Verfahren die vertikale und die horizontale Steifigkeit berechnet wird. Für die vertikale Steifigkeit hat man die Wahl zwischen 3 vereinfachten Verfahren, welche sich nur auf G und S beziehen, oder die gleiche Auswahl, die für FREIs getroffen wurde zu verwenden. Um die horizontale Steifigkeit zu berechnen, kann man entweder das Verfahren nach Gerhaher (2010) verwenden oder einen konstanten Wert nach DIN EN 15129 (2018) berechnen lassen. „ t_s “, „ f_u “, E_s und ν_s sind die Dicke, die Zugfestigkeit das E-Modul und die Poisson-Zahl der Bewehrung. t_{Rand} ist die umhüllende Elastomerschicht, welche bei einer Stahlbewehrung vorgesehen ist. Die vertikale Steifigkeit wird mit der Fläche der Bewehrungsplatten ermittelt. Für die Ermittlung der horizontalen Steifigkeit hat man die Wahl zwischen der Fläche der Bewehrung oder die gesamte Fläche inkl. Rand.

Für SREIs mit Bleikern:

Festzulegende Parameter SREI mit Bleikern			
S_{min}	10	-	Formfaktorgrenzen
S_{max}	20	-	
G_{min}	0,7	Mpa	Schubmodulgrenzen
G_{max}	1,15	MPa	
p_{min}	0,5	MPa	Druckspannungsgrenzen
p_{max}	10	MPa	
Variante Vertikalsteifigkeit	Wie FREI	-	Verfahrensauswahl für Ermittlung E_c
D_{lead}	120	mm	Durchmesser Bleikern
f_l	10	MPa	Zugfestigkeit Blei
G_{lead}	6000	MPa	Schubmodul Blei
t_{cover}/t	0,5	-	Verhältnis externe zu interner Schicht
t_s	2	mm	Dicke Stahlplatte
f_u	235	N/mm ²	Zugfestigkeit Stahl
E_s	2300000000	N/mm ²	Elastizitätsmodul Stahl
			Horizontale Steifigkeit des Isolators bis zur Fließgrenze des Bleikerns
			0 : Berechnung durch Volumetrisches Verhältnis von Steifigkeit Blei zu Elastomer
			>1 : Angegebener Wert wird genutzt
			< 0 : Angegebener positiver Wert wird als Faktor für Volum. Verhältnis verwendet
k_e	0	kN/m	
ν_s	0,5	-	Poissonzahl Stahlplatte
K_n ermitteln mit	A(Elastomer)	-	Welche Fläche für Ermittlung
t_{rand}	5	mm	Randabstand bis zur Bewehrung
$R = b/h$ bzw. D/h	3	-	Breite-Höhe-Verhältnis
Variationsbereich für Vordimensionierung SREI			
S	10	-	Formfaktor
G	0,9	Mpa	Schubmodul
p	8	Mpa	Vertikalbelastung

Abb. 23 Analysetool; Parameter SREI mit Bleikern

D_{lead} , f_l und G_{lead} sind der Durchmesser, die Zugfestigkeit und das Schubmodul des Bleikerns. Bei der Bemessung wird wie in Kapitel 5.3.3 beschrieben vereinfacht davon ausgegangen, dass der Bleikern die plastischen Eigenschaften und das Elastomer die elastischen Eigenschaften des Systems übernehmen. In die Steifigkeit des Systems, vor Erreichen der Fließgrenze, fließen jedoch sowohl die Eigenschaften des Bleikerns als auch die des Elastomers. Um diesen Wert abzuschätzen wird die Steifigkeit des Bleikerns und die des Elastomers auf ihr im System wirkendes Volumen bezogen miteinander zu k_e addiert (siehe Formel (5.4-1)). In der Eingabemaske wurden 3 Möglichkeiten eingebaut. Falls für k_e 0 eingegeben wird, wird der oben beschriebene Weg für die Ermittlung durchgeführt. Mit einem Wert geringer als 0 wird dieser als positiver Wert mit der volumetrisch ermittelten Steifigkeit multipliziert. Wenn ein Wert über 0 eingetragen wird, repräsentiert dieser k_e in kN/m.

$$k_e = \frac{k_{lead} * V_{lead} + k_{el} * V_{el}}{V_{ges}} \quad (5.4-1)$$

k_{lead} Steifigkeit des Bleikerns

V_{lead} Volumen des Bleikerns

k_{el} Steifigkeit des Elastomers

V_{el} Volumen des Elastomers

V_{ges}

Gesamtes Volumen

5.4.1.2 Vorgehensweise

In Abb. 24 wird die Herangehensweise, welche bei der Erstellung des Analysetools zu Grundlage, gezeigt. Da es in der Tabelle verschiedene Möglichkeiten gibt in Verfahren, Form und System zu variieren, stellt dieses Flussdiagramm nur eine mögliche Vordimensionierung da. Gezeigt wird die Herangehensweise für ein rechteckiges ungebundenes FREI mit dem Verfahren nach Russo u. a. (2013). Die Ermittlung der vertikalen Steifigkeit wird in diesem Flussdiagramm nicht berücksichtigt.

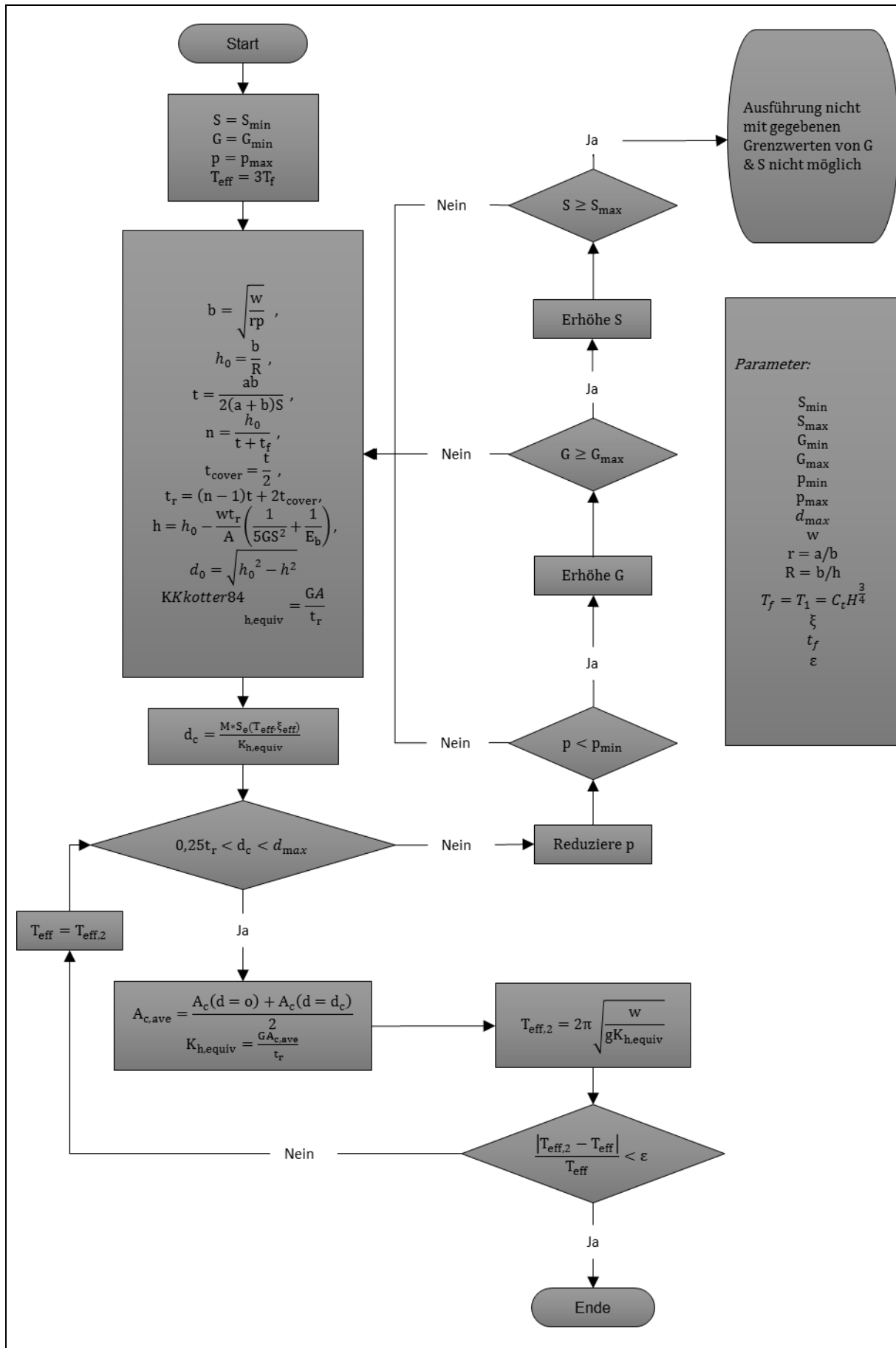


Abb. 24 Vorentwurfsverfahren für ein ungebundenes rechteckiges FREI

5.4.1.3 Ausgabe

Die Tabelle gibt für die verschiedenen Systeme alle relevanten Eigenschaften, abhängig von der Eingabe aus. In Abb. 25 ist die Ausgabe für ein FREI abgebildet. Um die verschiedenen Systeme miteinander zu vergleichen sind vor allem T_v und T_{eff} relevant, da man das System in vertikaler Richtung möglichst steif und in horizontaler Richtung möglichst weich haben möchte, ohne die Grenzwerte zu überschreiten.

Auswertung FREIs		
b (D)	0,684653197 m	Breite (Durchmesser)
a	0,684653197 m	Länge
A	0,46875 m ²	Fläche
h ₀	0,273861279 m	Höhe des Lager ohne Belastung
t	0,008558165 m	Elastomerschichtdicke
n	31 -	Anzahl der Gewebeschichten
t _{cover}	0,004279082 m	untere und obere Elastomerschichtdicke
t _r	0,265303114 m	Summe der Elastomerschichtdicken
h _{0,eff}	0,274603114 m	Tatsächliche Gesamthöhe (auf gerundet n)
E _c	932,8740774 Mpa	Kompressionsmodul
Δh	0,0023549 m	Vertikale Verformung
h	0,272248214 m	Höhe im belasteten Zustand
d ₀	0,035885652 m	Grenze ab dem Roll-over beginnt
K _{n,equiv}	1590,162264 kN/m	Horizontale Steifigkeit
α	7,508997563 °	Winkel bis zum Startpunkt des Roll-overs
β _{max}	82,49100244 °	Winkel bei dem Voller Kontakt ergibt
P _{cr}	28306,45161 kN	Knicklast
p _{crit0}	60387,09677 kN/m ²	kritische Spannung
d _{max}	0,431345562 m	Voller Roll-Over Kontakt
K _v	1648245,727 N/mm	Vertikalsteifigkeit
K _n	1243,369362 N/mm	Horizontalsteifigkeit
T _v	0,095700991 s	Grundschwingdauer vertikal
T _{eff}	3,484394614 s	effektive Eigenschwingzeit
F _{mit}	172,6981955 kN	Horizontale Einwirkung mit Isolator
F _{ohne}	296,8727446 kN	Horizontale eEinwirkung ohne Isolator
d	0,138895328 m	Horizontalverschiebung
Bedingungen		
T _v	PASST !	
T _{eff}	Eigenschwingzeit zu groß !	
d	PASST !	

Abb. 25 Analysetool; Ausgabe FREI

Für SREIs wurden zusätzliche Warnungen eingebaut, welche sich aus den aktuellen Normen ergeben (DIN EN 1337-3; 2018; DIN EN 15129; 2018).

Bedingungen			
T_v		PASST !	
T_{eff}		Eigenschwingzeit zu klein !	
d		PASST !	
t_s		Stahldicke zu gering!	
ohne Erdbeben (DIN EN 1337-3:, 2018)			
$E_{c,d}$	0,214285714		
$E_{q,d}$	0	PASST !	(horizontale Kräfte vernachlässigt)
$E_{\alpha,d}$	0,32		(Mindestverdrehung angesetzt)
$E_{tot,d}$	0,534285714	PASST !	< 7
Knicken	0,085714286	PASST !	< 1
mit Erdbeben (DIN EN 15129:, 2018)			
$E_{c,E1}$	0,282885431		
$E_{q,E}$	0,113706947	PASST !	< 2,5
$E_{t,d}$	0,716592379	PASST !	< 7
Knicken	0,064975398	PASST !	< 1

Abb. 26 Analysetool, Bedingungen für ein SREI

Das System mit einem Bleikern funktioniert lediglich, wenn die Fließgrenze des Kerns erreicht wird. Ist das nicht der Fall, wird eine Warnung abgegeben.

Unterhalb der Auswertung ist eine Zusammenfassung aller Steifigkeiten und Eigenschwingzeiten je nach Form und möglichen Verfahren. Da die Auswirkungen des Formfaktor eines runden und eines rechteckigen Isolators unterscheiden, kann man wie in Kapitel 5.4.1.1 in der allgemeinen Eingabe ein Verhältnis der Formfaktoren, der verschiedenen Formen, bestimmen. Somit können die Ausgaben angenähert werden, um einen besseren Vergleich zu ermöglichen.

Vertikal FREI			
Kreis	EC [N/mm ²]	KV [N/mm]	T [s]
(Tsai, 2006)	923,3622225	4470208,1	0,058111695
(Kelly and Calabrese, 2013)	901,4205538	4363983,5	0,058814697
Rechteck	EC [N/mm ²]	KV [N/mm]	T [s]
(Kelly and Van Engelen, 2015b)	932,8740774	4516257,2	0,057814674
Horizontal FREI			
Kreis		KH [N/mm]	T [s]
(Russo et al., 2013)		1459,4042	3,216174571
(Gerhaher, 2010)		1243,3694	3,484394614
(Toopchi-nezhad et al., 2018)		1341,5853	3,3544264
Rechteck		KH [N/mm]	T [s]
(Russo et al., 2013)		1292,2934	3,417801573
(Gerhaher, 2010)		1073,6471	3,749701009
(Toopchi-nezhad et al., 2018)		1172,7572	3,587759816

Abb. 27 Analysetool; Ausgabe FREI, Zusammenfassung aller Möglichkeiten

5.5 Vergleichsbeispiel

In diesem Abschnitt werden 2 Belastungssituationen Betrachtet und die dafür benötigten Lagerdimensionen gegenübergestellt. Es wurden dafür die Belastungen von 2000 kN und 5000 kN gewählt. Um einen bestmöglichen Vergleich zu ermöglichen wurde versucht die Formen und Eigenschaften so ähnlich wie möglich zu gestalten unter Berücksichtigung der jeweiligen einzuhaltenden Grenzwerte.

2000 kN					
	FREI	SREI	SREI BLEI		
S	20	20	20	-	Formfaktor
G	0,9	0,7	0,7	Mpa	Schubmodul
p	6	6	6	Mpa	Vertikalbelastung
b	0,58	0,58	0,58	m	Breite (Durchmesser)
a	0,58	0,58	0,58	m	Länge
A	0,33	0,33	0,33	m ²	Fläche
t _f / t _s	0,50	2	2	mm	Faserstärke
t	0,01	0,01	0,01	m	Elastomerschichtdicke
n	30,00	26	26	-	Anzahl der Gewebeschichten
t _{cover}	0,00	0,00	0,00	m	untere und obere Elastomerschichtdicke
t _r	0,22	0,19	0,19	m	Summe der Elastomerschichtdicken
h _{0,eff}	0,23	0,24	0,24	m	Tatsächliche Gesamthöhe (auf gerundet n)
T _v	0,08	0,07	0,07	s	Grundschwingdauer vertikal
T _{eff}	2,63	2,14	2,18	s	effektive Eigenschwingzeit
d	0,16	0,20	0,11	m	Horizontalverschiebung
Gewicht	497,77	696,73	702,81	kg	

Abb. 28 Vergleichstabelle für eine Belastung von 2000 kN

5000 kN					
	FREI	SREI	SREI BLEI		
S	20	20	20	-	Formfaktor
G	1	1	0,8	Mpa	Schubmodul
p	6	6	6	Mpa	Vertikalbelastung
b	0,91	0,91	0,92	m	Breite (Durchmesser)
a	0,91	0,91	0,92	m	Länge
A	0,83	0,83	0,83	m ²	Fläche
t _f / t _s	0,50	2	2	mm	Faserstärke bzw. Stahlstärke
t	0,01	0,01	0,01	m	Elastomerschichtdicke
n	26,00	28	28	-	Anzahl der Gewebeschichten
t _{cover}	0,01	0,01	0,01	m	untere und obere Elastomerschichtdicke
t _r	0,30	0,32	0,32	m	Summe der Elastomerschichtdicken
h _{0,eff}	0,31	0,38	0,37	m	Tatsächliche Gesamthöhe (auf gerundet n)
T _v	0,10	0,09	0,09		Grundschwingdauer vertikal
T _{eff}	2,95	2,79	2,44		effektive Eigenschwingzeit
d	15,78	23,81	11,41	cm	Horizontalverschiebung
Gewicht	1071,01	1658,75	1668,53	kg	

Abb. 29 Vergleichstabelle für eine Belastung von 5000 kN

Für diesen Fall zeichnet sich ein deutlich geringeres Gewicht der Faserverstärkten Elastomerlager ab, woraus sich positive Auswirkung auf Kosten und Einbauaufwand ergeben könnten. Die effektive Eigenschwingzeit ist dabei größer, was zu einer günstigeren Dämpfungseigenschaft im Erdbebenfall führt.

Für eine allgemeine Aussage über die Vor- und Nachteile der Lager reicht dieser Vergleich jedoch nicht aus.

6 Kosten

Um die hohen Kosten und das Gewicht für Elastomere Isolatoren (Tsai, 2006) zu reduzieren verglich (Kelly, 1999) die Eigenschaften von Stahlbewehrten mit denen von Faserverstärkten Isolatoren. Die Grundidee ist, die schweren Stahlplatten durch leichtere Fasergewebe zu ersetzen. Somit lassen sich die hohen Kosten für die Vorbereitung der Stahlplatten einsparen. Diese müssen geschnitten, sandgestrahlt, mit Säure gereinigt und anschließend mit Bindemittel ummantelt werden. Durch einen leichteren Herstellungsprozess für Faserverstärkte Isolatoren, soll sich somit ein Kostenersparnis ergeben. Ein weiterer Vorteil ergibt sich aus der Möglichkeit die Lager auf der Baustelle zu schneiden und somit im Werk lange Streifen zu produzieren.

7 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Ein Isolator soll in horizontaler Richtung eine möglichst geringe Steifigkeit und großes Dämpfungspotential besitzen aber dabei trotzdem die aus vertikaler Richtung kommenden Lasten ohne große Verformungen in den Untergrund ableiten können. Daraus folgt, dass ein Isolator in Erdbebengebieten sehr präzise abgestimmt werden muss. Das Analysetool dient hierbei als Werkzeug um verschiedene Systeme anzupassen und miteinander zu vergleichen. Da die Ermittlung der Eigenschaften eines Elastomerlagers immer eine Annäherung an die Realität darstellt und es noch kein genormtes Verfahren gibt, setzt die Nutzung der Tabelle ein großes Maß an Erfahrung voraus.

Ausgangssituation für das Analysetool ist das oben genannte Fallbeispiel. Jedoch soll ein Vergleich möglichst flexibel angepasst werden können. Somit hat man die Möglichkeit verschiedene Szenarien für das zu erbauende Krankenhaus und den ermittelten Antwortspektren durchzuspielen.

Auf die Kosten wurde in dieser Arbeit nicht näher eingegangen, jedoch soll durch die Möglichkeit SREIs mit FREIs durch das Analysetool sehr schnell in verschiedene Szenarien miteinander vergleichen zu können, die Grundlage für einen Kostenvergleich gelegt werden.

Literaturverzeichnis

- Al-Anany, Y.M., Tait, M.J., 2017. Experimental assessment of utilizing fiber reinforced elastomeric isolators as bearings for bridge applications. *Compos. Part B Eng.* 114, 373–385. <https://doi.org/10.1016/j.compositesb.2017.01.060>
- Al-Anany, Y.M., Tait, M.J., 2015. A numerical study on the compressive and rotational behavior of fiber reinforced elastomeric isolators (FREI). *Compos. Struct.* 133, 1249–1266. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2015.07.042>
- Al-Anany, Y.M., Van Engelen, N.C., Tait, M.J., 2017. Vertical and Lateral Behavior of Unbonded Fiber-Reinforced Elastomeric Isolators. *J. Compos. Constr.* 21, 04017019. [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)CC.1943-5614.0000794](https://doi.org/10.1061/(ASCE)CC.1943-5614.0000794)
- Angeli, P., Russo, G., Paschini, A., 2013. Carbon fiber-reinforced rectangular isolators with compressible elastomer: Analytical solution for compression and bending. *Int. J. Solids Struct.* 50, 3519–3527. <https://doi.org/10.1016/J.IJSOLSTR.2013.06.016>
- Block, T., 2010. Verdrehwiderstände bewehrter Elastomerlager (Dissertation). Ruhr-Universität Bochum.
- Castillo Ruano, P., Strauss, A., 2018. An experimental study on unbonded circular fiber reinforced elastomeric bearings. *Eng. Struct.* 177, 72–84. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2018.09.062>
- De Raaf, M.G.P., Tait, M.J., Toopchi-Nezhad, H., 2011. Stability of fiber-reinforced elastomeric bearings in an unbonded application. *J. Compos. Mater.* 45, 1873–1884. <https://doi.org/10.1177/0021998310388319>
- Díaz-Rodríguez, J.A., 2006. Los Suelos Volcánico-Lacustres de la Ciudad de México. *Rev. Int. Desastr. Nat. Accid. e Infraestruct.*
- DIN EN 1337-3:, 2018. Lager im Bauwesen-Teil 3: Elastomerlager. Beuth Verlag GmbH Berlin.
- DIN EN 15129:, 2018. Erdbebenvorrichtungen.
- DIN EN 1998-1:, 2010. Auslegung von Bauwerken gegen Erdbeben – Teil 1: Grundlagen, Erdbebeneinwirkungen und Regeln für Hochbauten.
- Ehsani, B., Toopchi-Nezhad, H., 2017. Systematic design of unbonded fiber reinforced elastomeric isolators. *Eng. Struct.* 132, 383–398. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2016.11.036>
- Gent, A.N., 1964. Elastic stability of rubber compression springs. *Arch. J. Mech. Eng. Sci.* 1959-1982 (vols 1-23) 6, 318–326. https://doi.org/10.1243/JMES_JOUR_1964_006_046_02

- Gent, A.N., Lindley, P.B., 1959. The Compression of Bonded Rubber Blocks. *Proc. Inst. Mech. Eng.* 173, 111–122. https://doi.org/10.1243/PIME_PROC_1959_173_022_02
- Gent, A.N., Meinecke, E.A., 1970. Compression, bending, and shear of bonded rubber blocks. *Polym. Eng. Sci.* 10, 48–53. <https://doi.org/10.1002/pen.760100110>
- Gerhaer, U., 2010. Faserbewehrte Elastomerlager-Konzeption und Bemessung (Dissertation). Univ. für Bodenkultur Wien.
- Hedayati Dezfali, F., Alam, M., 2016. Experiment-Based Sensitivity Analysis of Scaled Carbon-Fiber-Reinforced Elastomeric Isolators in Bonded Applications. *Fibers* 4, 4. <https://doi.org/10.3390/fib4010004>
- Karimzadeh Naghshineh, A., Akyüz, U., Caner, A., 2014. Comparison of fundamental properties of new types of fiber-mesh-reinforced seismic isolators with conventional isolators. *Earthq. Eng. Struct. Dyn.* 43, 301–316. <https://doi.org/10.1002/eqe.2345>
- Kelly, J.M., 2008. Analysis of the run-in effect in fiber-reinforced isolators under vertical load. *J. Mech. Mater. Struct.* 3, 1383–1401. <https://doi.org/10.2140/jomms.2008.3.1383>
- Kelly, J.M., 1999. Analysis of Fiber-Reinforced Elastomeric Isolators. *J. Seismol. Earthq. Eng.* 2, 19–34.
- Kelly, J.M., 1997. *Earthquake-Resistant Design with Rubber*. Springer London, London. <https://doi.org/10.1007/978-1-4471-0971-6>
- Kelly, J.M., Calabrese, A., 2013. Analysis of fiber-reinforced elastomeric isolators including stretching of reinforcement and compressibility of elastomer. *Ing. Sismica* 30, 5–16.
- Kelly, J.M., Takhirov, S.M., 2002. Analytical and experimental study of fiber-reinforced strip isolators. Rep. No. PEER 2002/11, Pacific Earthq. Eng. Res. Center, Univ. California, Berkeley.
- Kelly, J.M., Van Engelen, N.C., 2015a. Fiber-Reinforced Elastomeric Bearings for Vibration Isolation. *J. Vib. Acoust.* 138, 011015. <https://doi.org/10.1115/1.4031755>
- Kelly, J.M., Van Engelen, N.C., 2015b. Single Series Solution for the Rectangular Fiber-Reinforced Elastomeric Isolator Compression Modulus. Rep. No. PEER 2015/03, Pacific Earthq. Eng. Res. Center, Univ. California, Berkeley.
- Konstantinidis, D., Rastgoo Moghadam, S., 2016. Compression of unbonded rubber layers taking into account bulk compressibility and contact slip at the supports. *Int. J. Solids Struct.* 87, 206–221. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2016.02.008>
- M. Kelly, J., Konstantinidis, D., 2007. Low-cost seismic isolators for housing in highly-seismic developing countries.

- Mihailo, D.T., Maria, I.T., Miodrag, I.M., others, 2008. Variability of the fixed-base and soil-structure system frequencies of a building-The case of Borik-2 building. *Struct. Control Heal. Monit.* 197–220. <https://doi.org/10.1002/stc>
- MKE ingeniería de suelos s.a. de c.v., 2018. ESTUDIO DE MECÁNICA DE SUELOS, PARA EL PROYECTO DEL “HOSPITAL REGIONAL 250 CAMAS TLÁHUAC, ISSSTE”.
- Nakamura, Y., 2008. on the H/V spectrum. 14th WCEE, Oct. 12-17, Beijing, China 1–10.
- Osgooei, P.M., Konstantinidis, D., Tait, M.J., 2016. Variation of the vertical stiffness of strip-shaped fiber-reinforced elastomeric isolators under lateral loading. *Compos. Struct.* 144, 177–184. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2016.01.089>
- Osgooei, P.M., Tait, M.J., Konstantinidis, D., 2014. Three-dimensional finite element analysis of circular fiber-reinforced elastomeric bearings under compression. *Compos. Struct.* 108, 191–204. <https://doi.org/10.1016/j.compstruct.2013.09.008>
- Pauletta, M., Cortesia, A., Russo, G., 2015. Roll-out instability of small size fiber-reinforced elastomeric isolators in unbonded applications. *Eng. Struct.* 102, 358–368. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2015.08.019>
- Petersen, C., 1996. *Dynamik der Baukonstruktionen*. <https://doi.org/10.1007/978-3-322-80314-6>
- Pinarbasi, S., Mengi, Y., 2008. Elastic layers bonded to flexible reinforcements. *Int. J. Solids Struct.* 45, 794–820. <https://doi.org/10.1016/J.IJSOLSTR.2007.08.029>
- RCDF, 2017a. Normas técnicas complementarias para diseño por sismo. Gac. Of. del Dist. Fed. México.
- RCDF, 2017b. Normas técnicas complementarias para diseño y construcción de cimentaciones. Gac. Of. del Dist. Fed. México.
- Roeder, C.W., Stanton, J.F., 1997. Steel Bridge Bearing Selection And Design Guide. Am. Iron Steel Institute, Highw. Struct. Des. Handbook, Vol. II, Chapter. 4 II.
- Russo, G., Pauletta, M., 2013. Sliding instability of fiber-reinforced elastomeric isolators in unbonded applications. *Eng. Struct.* 48, 70–80. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2012.08.031>
- Russo, G., Pauletta, M., Cortesia, A., 2013. A study on experimental shear behavior of fiber-reinforced elastomeric isolators with various fiber layouts, elastomers and aging conditions. *Eng. Struct.* 52, 422–433. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.02.034>
- Spizzuoco, M., Calabrese, A., Serino, G., 2014. Innovative low-cost recycled rubber-fiber reinforced isolator: Experimental tests and Finite Element Analyses. *Eng. Struct.* 76, 99–

111. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.07.001>
- Strauss, A., Apostolidi, E., Zimmermann, T., Gerhaher, U., Dritsos, S., 2014. Experimental investigations of fiber and steel reinforced elastomeric bearings: Shear modulus and damping coefficient. *Eng. Struct.* 75, 402–413. <https://doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.06.008>
- Tait, M., Toopchi-Nezhad, H., G Drysdale, R., 2019. INFLUENCE OF END GEOMETRY ON FIBER REINFORCED ELASTOMERIC ISOLATOR BEARINGS.
- Toopchi-Nezhad, H., 2014. Horizontal stiffness solutions for unbonded fiber reinforced elastomeric bearings. *Struct. Eng. Mech.* 49, 395–410. <https://doi.org/10.12989/sem.2014.49.3.395>
- Toopchi-Nezhad, H., Drysdale, R.G., Tait, M.J., 2009. Parametric Study on the Response of Stable Unbonded-Fiber Reinforced Elastomeric Isolators (SU-FREIs). *J. Compos. Mater.* 43, 1569–1587. <https://doi.org/10.1177/0021998308106322>
- Toopchi-nezhad, H., Karaji, M., Mohammad Reza, G., 2018. An Efficient Horizontal Stiffness Solution for Unbonded-Frebs, in: *Proceedings of Academics World 103 rd International Conference, Toronto, Canada*. S. 3–8.
- Toopchi-Nezhad, H., Tait, M.J., Drysdale, R.G., 2013. Influence of thickness of individual elastomer layers (first shape factor) on the response of unbonded fiber-reinforced elastomeric bearings. *J. Compos. Mater.* 47, 3433–3450. <https://doi.org/10.1177/0021998312466686>
- Toopchi-Nezhad, H., Tait, M.J., Drysdale, R.G., 2008. Testing and modeling of square carbon fiber-reinforced elastomeric seismic isolators. *Struct. Control Heal. Monit.* 15, 876–900. <https://doi.org/10.1002/stc.225>
- Tsai, H.-C., 2006. Compression stiffness of circular bearings of laminated elastic material interleaving with flexible reinforcements. *Int. J. Solids Struct.* 43, 3484–3497. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2005.05.012>
- Tsai, H.-C., 2004. Compression stiffness of infinite-strip bearings of laminated elastic material interleaving with flexible reinforcements. *Int. J. Solids Struct.* 41, 6647–6660. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2004.06.005>
- Tsai, H.-C., Kelly, J.M., 2002. Stiffness Analysis of Fiber-Reinforced Rectangular Seismic Isolators. *J. Eng. Mech.* 128, 462–470. [https://doi.org/10.1061/\(asce\)0733-9399\(2002\)128:4\(462\)](https://doi.org/10.1061/(asce)0733-9399(2002)128:4(462))
- Tsai, H.C., Kelly, J.M., 2005a. Buckling of short beams with warping effect included. *Int. J. Solids Struct.* 42, 239–253. <https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2004.07.021>

- Tsai, H.C., Kelly, J.M., 2005b. Buckling load of seismic isolators affected by flexibility of reinforcement. *Int. J. Solids Struct.* 42, 255–269.
<https://doi.org/10.1016/j.ijsolstr.2004.07.020>
- Van Engelen, N.C., 2019. Fiber-reinforced elastomeric isolators: A review 125.
<https://doi.org/10.1016/j.soildyn.2019.03.035>
- Van Engelen, N.C., Konstantinidis, D., Tait, M.J., 2016a. Structural and nonstructural performance of a seismically isolated building using stable unbonded fiber-reinforced elastomeric isolators. *Earthq. Eng. Struct. Dyn.* 45, 421–439.
<https://doi.org/10.1002/eqe.2665>
- Van Engelen, N.C., Osgoode, P.M., Tait, M.J., Konstantinidis, D., 2015. Partially bonded fiber-reinforced elastomeric isolators (PB-FREIs). *Struct. Control Heal. Monit.* 22, 417–432.
<https://doi.org/10.1002/stc.1682>
- Van Engelen, N.C., Tait, M.J., Konstantinidis, D., 2016b. Development of Design Code Oriented Formulas for Elastomeric Bearings Including Bulk Compressibility and Reinforcement Extensibility. *J. Eng. Mech.* 142, 04016024.
[https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)EM.1943-7889.0001015](https://doi.org/10.1061/(ASCE)EM.1943-7889.0001015)
- Van Engelen, N.C., Tait, M.J., Konstantinidis, D., 2014. Model of the Shear Behavior of Unbonded Fiber-Reinforced Elastomeric Isolators. *J. Struct. Eng.* 141, 04014169.
[https://doi.org/10.1061/\(asce\)st.1943-541x.0001120](https://doi.org/10.1061/(asce)st.1943-541x.0001120)
- Van Ngo, T., Dutta, A., Deb, S.K., 2017. Evaluation of horizontal stiffness of fibre-reinforced elastomeric isolators. *Earthq. Eng. Struct. Dyn.* 46, 1747–1767.
<https://doi.org/10.1002/eqe.2879>

Abbildungsverzeichnis

Abb. 1 Zonificación geotécnica (RCDF, 2017b);(roter Punkt entspricht Standort des Krankenhauses)	6
Abb. 2 Gründung des Krankenhauses in Mexiko	8
Abb. 3 Entwicklung der Eigenschwingzeit als Folge der lokalen Setzung (MKE ingeniería de suelos s.a. de c.v., 2018).....	11
Abb. 4 Gemessene Antwortspektren für die Wiederkehrperioden von 250, 450 und 2500 Jahre und die dazu vorgeschlagenen Design-Antwortspektren	12
Abb. 5 Seitliche Wölbung und Dehnung der Bewehrung eines unter vertikalem Druck stehenden Elastomerpads (Van Engelen u. a., 2016b).....	15
Abb. 6 Bei steigendem λ konvergiert der Kompressionsmodul gegen K_e	17
Abb. 7 Einfluss des Bulkmoduls auf den Kompressionsmoduls in Abhängigkeit des Formfaktors ($E_c \infty$ inkompressibel)	17
Abb. 8 horizontales Verformungsverhalten eines FREI, (a) gebunden, (b) ungebunden mit Roll-Over, (c) ungebunden mit vollem Roll-Over, (d) ungebunden mit einer Verformung größer als vollem Roll-Over.....	20
Abb. 9 Typischer Verlauf einer Hysteresekurve eines ungebundenen FREIs	20
Abb. 10 Physikalische und chemische Eigenschaften von Elastomer (DIN EN 1337-3; 2018)	26
Abb. 11 Stützenmodifikationen um einen vollen Roll-Over a) zu beschleunigen, und b) verlangsamen (Van Engelen u. a., 2016a)	28
Abb. 12 Antwortspektren für das Bauwerk laut (MKE ingeniería de suelos s.a. de c.v., 2018)	28
Abb. 13 Ungebundenes FREI unter horizontaler Verschiebung (Toopchi-nezhad u. a., 2018)	37
Abb. 14 Ungebundenes FREI unter horizontaler Verschiebung nach (Russo u. a., 2013)	38
Abb. 15 Ermittlung von $A_{eff,red}$ nach (DIN EN 1337-3; 2018).....	40
Abb. 16Verfahrensvergleich für horizontale Steifigkeit für gebundene und ungebundene Isolatoren a (1MPa), b (10MPa)	41
Abb. 17 Bilinearer Krafverschiebungsverlauf eines Bleikernlagers (Petersen, 1996)	42
Abb. 18 Äquivalente Steifigkeit eines Bleikernlager tatsächlich/näherungsweise (Petersen, 1996).....	43
Abb. 19 Hysteretische Kraft-Verformungskurve eines Elastomerisolators.....	44
Abb. 20 Analysetool; Allgemeine Parameter.....	45
Abb. 21 Analysetool; Parameter FREI	46

Abb. 22 Analysetool; Parameter SREI	47
Abb. 23 Analysetool; Parameter SREI mit Bleikern	48
Abb. 24 Vorentwurfsverfahren für ein ungebundenes rechteckiges FREI	50
Abb. 25 Analysetool; Ausgabe FREI.....	51
Abb. 26 Analysetool, Bedingungen für ein SREI.....	52
Abb. 27 Analysetool; Ausgabe FREI, Zusammenfassung aller Möglichkeiten	52
Abb. 28 Vergleichstabelle für eine Belastung von 2000 kN.....	53
Abb. 29 Vergleichstabelle für eine Belastung von 5000 kN.....	54
Abb. 30 Analysetool; Eingabemaske	64

Anhang

Analysetool

Bei dem Analysetool handelt es sich um ein auf Exelbasis programmiertes Hilfsmittel um die in dieser Arbeit behandelten Lagertypen schnell vergleichen zu können. Näheres wird in Kapitel 5.4 erläutert. Das Tool soll als Vergleichs Grundlage dienen und in Zukunft die Möglichkeit bieten weiter ausgebaut zu werden (z.B. Kosten).

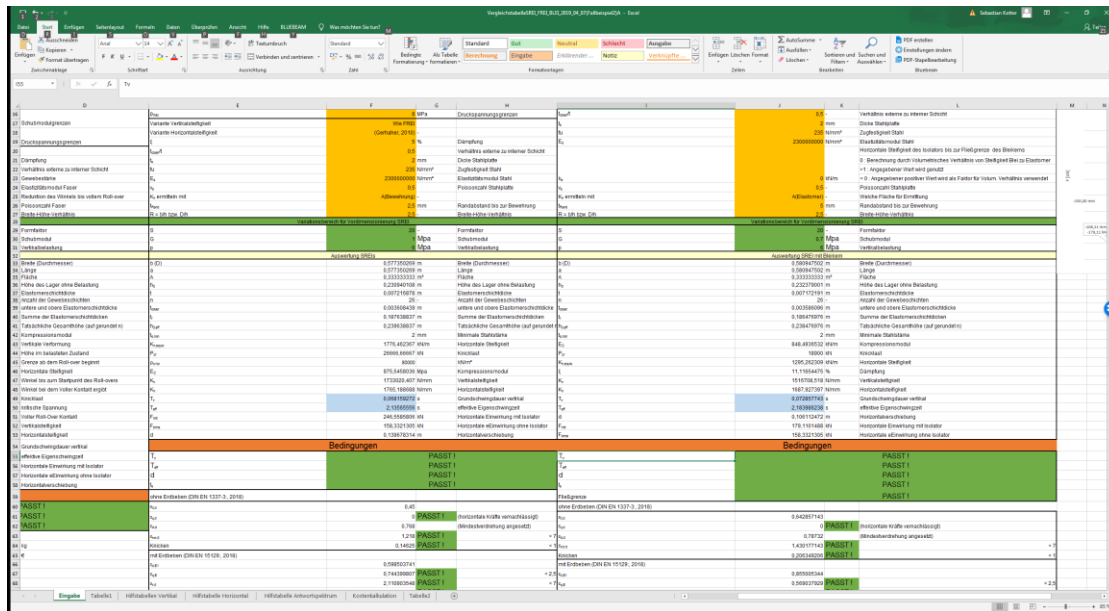


Abb. 30 Analysetool; Eingabemaske

Ich erkläre eidesstattlich, dass ich die Arbeit selbständig angefertigt habe. Es wurden keine anderen als die angegebenen Hilfsmittel benutzt. Die aus fremden Quellen direkt oder indirekt übernommenen Formulierungen und Gedanken sind als solche kenntlich gemacht. Diese schriftliche Arbeit wurde noch an keiner Stelle vorgelegt.