

Einfluss der Boden-Bauwerk-Interaktion auf die dynamische Charakteristik von Eisenbahnrahmenbrücken

Influence of soil-structure interaction on the dynamic characteristics of railroad frame bridges.

T. Heiland M.Sc., Institut für Massivbau und Betonbautechnologie, Abteilung Massivbau, KIT Karlsruhe

H. D.B. Aji, M.Sc., Lehrstuhl Geomechanik und Geotechnik, CAU Kiel

Prof. Dr.-Ing. **F. Wuttke**, Lehrstuhl Geomechanik und Geotechnik, CAU Kiel

Prof. Dr.-Ing. **A. Stark**, Institut für Massivbau und Betonbautechnologie, Abteilung Massivbau, KIT Karlsruhe

Kurzfassung

Eisenbahnrahmenbrücken erfahren intensive dynamische Beanspruchungen. Aufgrund der massigen Bauteilabmessungen und der teilweise großen Steifigkeitsunterschiede zwischen Platte und Widerlagerwand ist das dynamische System häufig nicht eindeutig identifizierbar. In diesem Beitrag werden die maßgebenden Einflussfaktoren der Boden-Bauwerk-Interaktion auf das dynamische Verhalten des gebetteten Rahmens identifiziert. Dabei zeigt sich die vertikale Widerlagerfrequenz als maßgebender Parameter für das schwingende System. In den Untersuchungen werden verschiedene Modellierungsansätze verglichen. Hierbei zeigte sich, dass die Variante eines räumlichen mono-frequenzabhängigen Substrukturmodells unter bestimmten Bedingungen ähnlich genaue Ergebnisse liefert, wie mit einem rechenintensiven, hybriden FEM-BEM Ansatz ermittelt werden.

Abstract

Railroad frame bridges experience intensive dynamic stresses. Due to the massive component dimensions and the strong degrees of restraint, the dynamic system is often not clearly identifiable. In this paper, the governing factors of soil-structure interaction on the dynamic behavior of the bedded frame are identified. The vertical abutment frequency is shown to be the governing parameter for the vibrating system. In the investigations, different modeling approaches are compared. It was shown that under certain conditions, the variant of a spatial mono-frequency dependent substructure

model provides similarly accurate results as determined by a computationally intensive hybrid FEM-BEM approach.

1. Einführung

Eisenbahnbrücken erfahren dynamische Beanspruchungen. Die resultierende Systemantwort unterliegt dabei normativen Grenzen, denn es gilt beispielsweise die maximale Überbaubeschleunigung zur Sicherstellung eines stabilen Schotterbettes zu begrenzen [1]. Grundlegend für die dynamische Berechnung ist eine präzise Bestimmung der modalen Charakteristik, da es ansonsten zu Abweichungen der Systemantwort (Resonanzgeschwindigkeit des überfahrenden Zuges, maximale Beschleunigungen) kommen kann. Aufgrund der Bauteilabmessungen, Der Boden-Bauwerk-Interaktion (BBI) und der teilweise großen Steifigkeitsunterschiede zwischen Platte und Widerlagerwand ist diese modale Charakteristik häufig nicht eindeutig identifizierbar. Dem entsprechend kommt es in der Praxis häufig zu einer Diskrepanz zwischen numerisch berechneten und in situ gemessenen Werte [2, 3]. Zur Sicherstellung einer konservativen Bemessung und für die Einstufung bestehender Bauwerke bezüglich ihrem Resonanzrisiko bei der Zulassung neuer Zugtypen müssen die Mechanismen der BBI untersucht werden. Auf diese Weise können die modalen Parameter zielsicher dargestellt werden.

Im Rahmen dieses Beitrags werden einzelne Mechanismen der BBI im Kontext von Rahmentragwerken aufgezeigt. Weiterführend werden unterschiedliche Modellierungsansätze bezüglich ihrer Aussagekraft bewertet.

2. Grundlagen

Rahmenbrücken werden durch ihre Widerlager und Flügelwände an den umgebenden Boden gekoppelt und es stellt sich die BBI ein. Durch Anregung des Brückenüberbaus ergeben sich Verschiebungen an den Widerlagern, es resultiert i. A. eine phasenverschobene Bodenreaktion. Der Quotient aus Bodenreaktion und Verschiebung ist material- sowie frequenzabhängig und wird als dynamische Steifigkeit oder Impedanzfunktion bezeichnet. Das Materialverhalten im Baugrund ist stark von den Dehnungsamplituden der propagierenden Wellen abhängig. Eine Fortführung der Untersuchungen aus [4] zeigt, dass die Scherdehnungen im Boden durch verkehrsinduzierte

Schwingungen im Bereich von $\frac{v_{max}}{V_s} = \gamma < \gamma_{tv} \approx 10^{-4}$ liegen (mit V_s entsprechend der Scherwellengeschwindigkeit). Aus diesem Grund können linear-elastische Analysen und linear äquivalente Materialeigenschaften betrachtet werden, um eine ausreichende Genauigkeit sicherzustellen [5, 6]. Die Materialeigenschaften werden dabei durch die Bodensteifigkeit (Schubmodul G), die Querdehnungscharakteristik ν und die Dichte ρ beschrieben. Die Energiedissipation des Systems wird allein durch die Abstrahlungsdämpfung ζ_A quantifiziert.

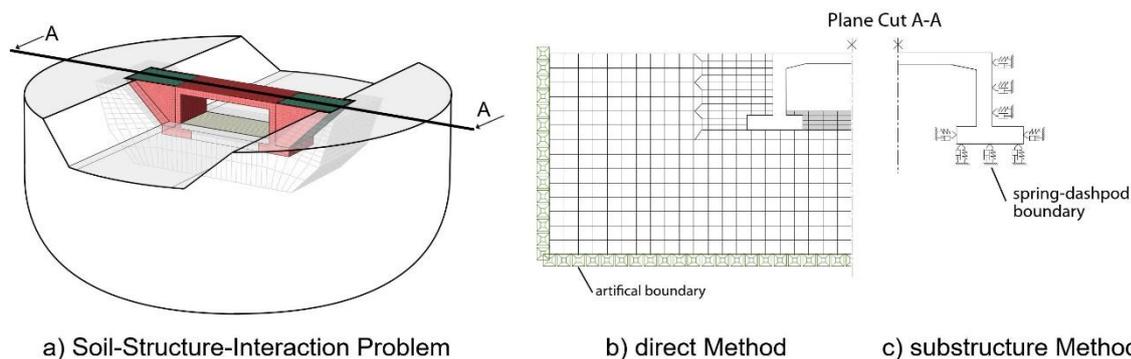


Bild 1: a) Darstellung der BBI einer Rahmenbrücke, b) Lösungsansatz der BBI über die *direkte* Methode, c) Lösungsansatz der BBI über die *substruktur* Methode

Die explizite Berücksichtigung der BBI bei Lösung einer dynamischen Fragestellung kann in einem Finiten-Elemente-Methode (FEM)-softwarepaket (z. B. ABAQUS, ANSYS, FLAC3D, usw.) über zwei verschiedene Methoden umgesetzt werden:

(1) *direkte Methode* und (2) *substruktur Methode*. Bei der *direkten Methode* (Bild 1b) wird das Nahfeld über eigene FE-Elemente dargestellt. Erst das Fernfeld wird über künstliche Randbedingungen reflexionsarm wiedergegeben. In der *substruktur Methode* (Bild 1c) wird die gesamte Fragestellung auf einen vergleichbaren Ein-Massen-Schwinger (EMS), auf n frequenzabhängige Feder-Dämpfer-Pakete oder Makro-Finite-Elemente gelagert, wobei n die Anzahl der betrachteten diskreten Frequenzen ist. Die Feder-Dämpfer-Pakete können über Impedanzfunktion ermittelt werden, welche sich beispielsweise vereinfachend über das Konusmodell nach [7] für jeden Freiheitsgrad berechnen lassen. Die Makro-Finite-Elemente werden mit numerischen Methoden, z. B. Integral Transform Method (ITM) [8] oder der Randwert-Element-Methode (BEM) [9] berechnet. Im Vergleich zum Impedanzfunktionen-Ansatz berücksichtigt der Makro-Finite-Elemente-Ansatz die Interaktion zwischen Knoten und zwischen einzelnen Freiheitsgraden. Dem entsprechend ist er besser für Strukturen mit breitem und

flexiblem Fundament oder für Strukturen mit komplexer Gründungsgeometrie geeignet. Weiterführend gibt es die Möglichkeit, über hybride Modellierungen die Vorteile beider Methoden zu kombinieren.

In diesem Beitrag wird die *direkt Methode* zur Berechnung der BBI in der Ebene verwendet, während die hybride Modellierungen für die Darstellung der räumlichen BBI herangezogen wird. Dabei wird der Rahmen mit umschlossenem Boden, wie den Hinterfüllungsbereichen, direkt über die FEM beschrieben. Das darüber hinaus angrenzende Erdreich wird mit Hilfe der BEM als *Substrukturmodell* berechnet. Das frequenzabhängige Hybridmodell kann anschließend im Frequenzbereich gelöst werden [10]. Nichtharmonische Erregungen werden über die Fast-Fourier-Transformation (FFT) und anschließender inversen-FFT behandelt. Dadurch entsteht eine möglichst konsequente Modellierung der Brückenstruktur unter Berücksichtigung des Nah- und Fernfeldes [9].

3. Modelle der Parameterstudie

Zur Identifikation der sensiblen mechanischen Zusammenhänge im Kontext der BBI wird eine umfangreiche Parameterstudie [4] für den ebenen Rahmen durchgeführt. Variiert werden die geometrischen Parameter des Rahmens und die Bodensteifigkeiten. Die Parameterspannweite ist detailliert in [4] beschrieben. Die weiterführenden Untersuchungen des Rahmens im Raum wurden mit der Spannweite $L = 17 \text{ m}$ durchgeführt. Außerdem wird aufgrund der BEM-Element-Knotenkonfigurationen (vgl. Kapitel 3.2) die Fundamentbreite konstant zu $b_F = 5,7 \text{ m}$ gehalten. Der räumliche Rahmen hat eine Tiefe von $b_T = 8 \text{ m}$, eine rausragende Flügelwandlänge über dem Fundament von $b_W = 7,43 \text{ m}$ und die Flügelwandbreite beträgt $t_W = 0,5 \text{ m}$ (Bild 5). Variiert werden die Widerlagerbreiten, Bodensteifigkeiten und Ausbauzustände des Tragwerks.

3.1. FEM – Rahmen in der Ebene

Das *direkte* Modell des ebenen Rahmens (Bild 2) wird im ebenen Verzerrungszustand über das Programm ABAQUS [11] simuliert. Um die Wellenstrahlung ins Unendliche zu simulieren und die Randreflexionen zu minimieren, werden die Randknoten über Federn und frequenzabhängige normale und tangentielle Dämpferelemente gelagert

[12]. Die Dämpferelemente werden auf die analytische erste Biegeeigenfrequenz f_R nach [4, 13] getriggert.

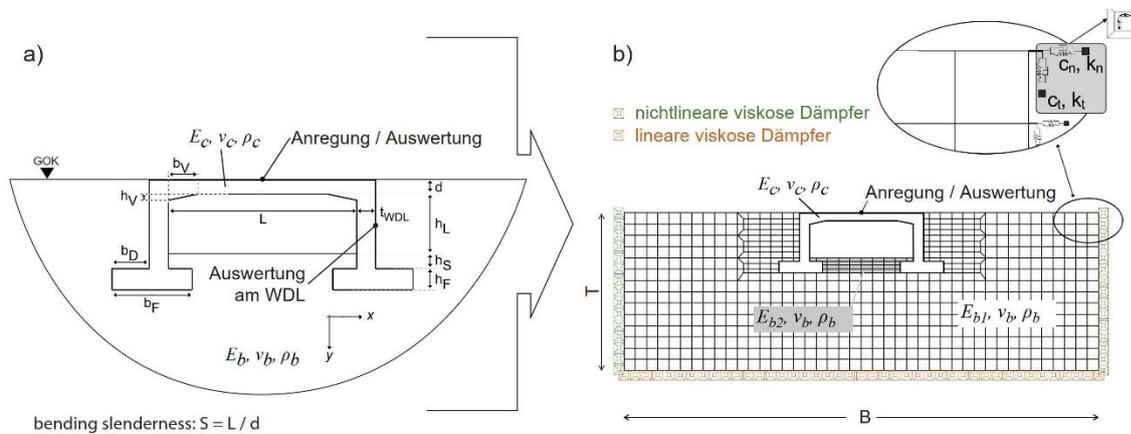


Bild 2: Parametrisiertes Modell im ebenen Verzerrungszustand: a) Konzept und b) numerisches Modell

In Bild 3 sind die in der Software ABAQUS standardisierten infiniten Elemente (CINPE4), welche auf den Grundlagen von Lysmer [14] beruhen, den in dieser Arbeit genutzten Dämpfern gegenübergestellt. Der Vergleich in Bild 3b zeigt, dass die aktuelle Methode zu einer geringeren Reflexion führt. Der Bewertungspunkt ist in Bild 2a dargestellt.

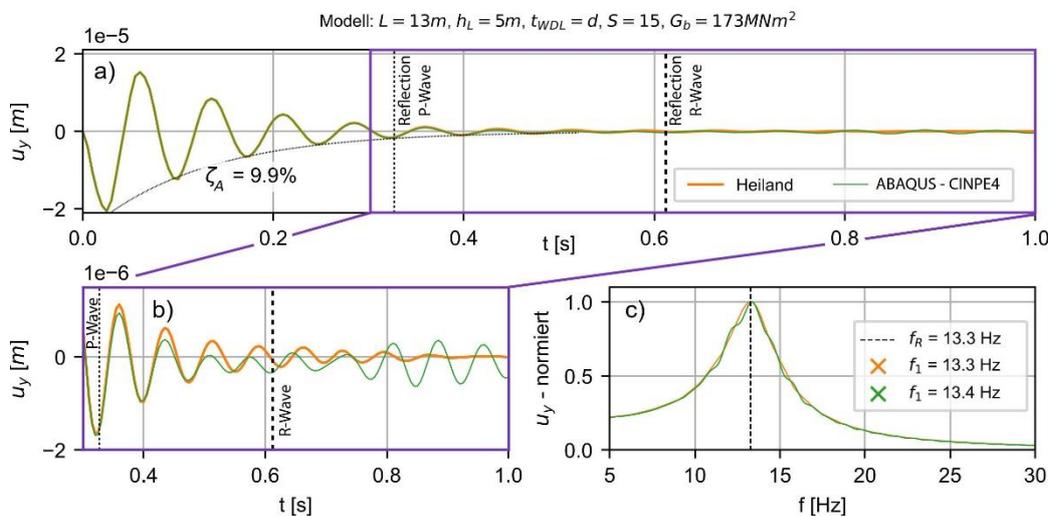


Bild 3. Auswertung der modalen Charakteristik im Überbau in Abhängigkeit der Randbedingungen:

(a) Zeitverlauf, (b) Darstellung der Reflexionen im Detail, (c) Frequenzspektrum

Weiterführend werden die Randknoten über Federelemente gehalten. Die Modellabmessungen (Bild 2b) $T/B = 200/600 N$ orientieren sich an der Netzauflösung N , welche sich vom Nulldurchgang der horizontalen Geschwindigkeitskomponente der Rayleigh-Welle ableiten lässt. Dieses Verfahren resultiert aus der Anwendung der frequenz- und materialabhängigen Dämpferelemente und führt zu kleineren

Netzauflösungen als über die Methode der Primärwellenlänge. Brückenstruktur (CPE4-Elemente) und Halbraum (CPE4-Elemente) werden direkt miteinander vernetzt. Die dynamische Charakteristik wird über einen Impuls ($t = 2\Delta t$; Peak bei $t = \Delta t$; 5 kN) im Zeitbereich ermittelt. Dazu wird der *ABAQUS implicit solver* mit $\Delta t = \min\left\{\frac{1}{12 f_R}; 0,005\right\} \text{ s}$ verwendet. Die Ermittlung der Abstrahldämpfung (Bild 3) wird über das logarithmische Dekrement zu ζ_A ermittelt. Die Identifikation der ersten Biegeeigenfrequenz f_1 wird mit Hilfe der FFT durchgeführt.

3.2. BEM - Rahmen im Raum

Der hybride Ansatz kann über das *substructure*-Verfahren in ABAQUS realisiert werden. Dazu wird die Struktur mit dem gesamten Nah- und Fernfeld über das ABAQUS Preprocessing-Tool modelliert (Bild 1,4). Die Struktur und der Boden im Nahfeldbereich werden mit Solid-Elementen umgesetzt und mit FEM berechnet, während der Fernfeldbereich mit Schalenelementen modelliert und mit BEM berechnet wird. Um das Geländere relief des umgebenden Halbraums exakt zu modellieren, werden die aktiven BEM-Elemente über Dummy-Elementen zu einem geschlossenen Polygon kombiniert [10]. Das BEM Model wird anschließend über einen MATLAB-Code zur Berechnung, Kondensation und Transformation der BEM-Matrizen verwendet. Die Ergebnisse des MATLAB Prozesses werden anschließend als Kraft- und Steifigkeitsmatrizen wieder in das ABAQUS FEM *subdomain* Modell integriert. Dabei repräsentiert der Steifigkeits-Realteil die FEM Steifigkeitsmatrix und der Steifigkeits-Imaginärteil die struk-

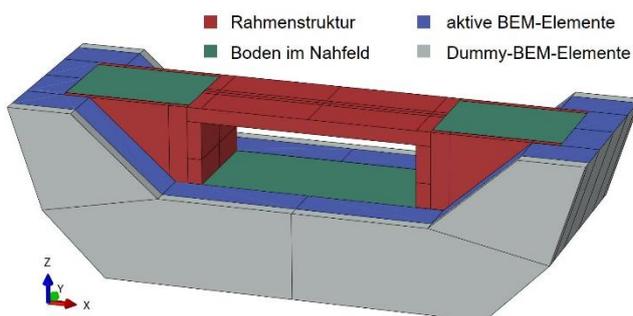


Bild 4: Numerisches Modell der Rahmenbrücke im Raum

turelle Dämpfungsmatrix. Das frequenzabhängige Modell wird mithilfe des *ABAQUS steady-state dynamics solver* im Frequenzbereich gelöst. Lösungen im Zeitbereich erhält man durch Anwendung der FFT und der inversen-FFT [10]. Der betrachtete Impuls aus Kap. 3.2 wird über ein Fre-

quenzspektrum bis einschließlich 50 Hz aufgebracht. Die Identifikation der ersten Biegeeigenfrequenz kann direkt im Spektrum des *steady-state dynamics solvers* ausgewertet werden. Aufgrund verschiedener Interaktionen kann die Dämpfung ζ_A der ersten

Biegeeigenform nur über das logarithmische Dekrement im Zeitbereich ermittelt werden (vgl. Bild 7a).

3.3. Der vereinfachte Ansatz

Für die Modellierung der vereinfachten Modelle mit Hilfe der Substruktur-Methode (Bild 5b) werden die Feder-Dämpferansätze nach [15 bis 17] betrachtet. Hierbei wird die vertikale Einbettung der Widerlagerwände über die „wall“- und „trench“-Effekte berücksichtigt.

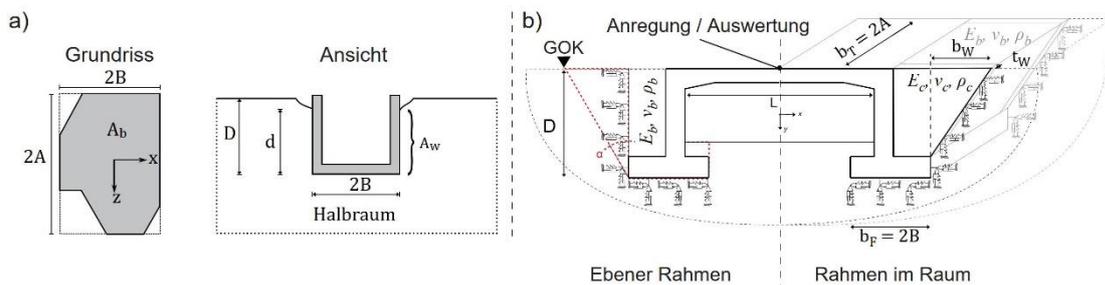


Bild 5. a) Systemgeometrie eines eingebetteten Fundaments nach [15 bis 17]
 b) Ebener und räumlicher Rahmen entsprechend der Substruktur-Methode

Die Frequenzabhängigkeit wird auf die erste Rahmeneigenfrequenz f_R begrenzt (mono-frequenzabhängige *substruktur* Methode). Die vertikale Steifigkeit aus dem „wall“ respektive „trench“ Effekt, wird über die Tiefe verschmiert als vertikale Bettung k_W an den WDL-Wänden angesetzt. Analog berechnet sich die horizontale Bettung. Beim ebenen Rahmen wird die Hinterfüllung teilweise als Massenpunkt im Fundament (Bild 5b, rote Strichlinie) realisiert und teilweise als versteifende Elemente hinter dem Widerlager. Bei der *substruktur* Modellierung des Rahmens im Raum, wird die von den Flügelwänden umschlossene Hinterfüllung direkt modelliert. Nur der darüber hinaus umschließende Halbraum wird indirekt über Feder-Dämpfer-Pakete dargestellt. Die Feder-Dämpfer-Pakete werden am Fundament und auf der Rückseite der Widerlagerwände respektive der Hinterfüllung über die Breite und Tiefe verschmiert angesetzt. Durch die Berücksichtigung der Flügelwände bei der räumlichen Modellierung ergibt sich eine vergrößerte Aufstandsfläche $A_{b,rev} = A_b \left(1 + \frac{b_W}{3 b_F}\right)$. Die so berechnete Federsteifigkeit wird anschließend wieder auf die tatsächliche Fläche A_b überführt und um den Faktor der Netzauflösung auf die einzelnen FE-Knoten angesetzt. Für die Dämpferelemente wird analog vorgegangen. Die Berechnung der Systemantworten wird in

ABAQUS mit dem *modal dynamics solver* unter Berücksichtigung der Eigenfrequenzen bis maximal $4 f_R$ durchgeführt.

4. Effekte der BBI

Erwartungsgemäß zeichnen sich strukturelle Systemversteifungen wie Voutungen, anwachsende Biegeschlankheiten (S) und Vergrößerungen der Widerlagerwandstärken (Bild 6) analog der Rahmenformel (f_R) in einer steigenden Eigenfrequenz [4] ab.

Die Boden-Bauwerk-Interaktion führt bei weichen Böden in Kombination mit massigen Widerlagern ($t_{WDL} > 1.2$ m) zu einer gegenphasigen Schwingung von Überbau und Gründungkörper. Daraus folgt entgegen den Erwartungen, dass bei weichen Böden und großen Widerlagermassen (z. B. durch Flügelwände, Bodenplatten, Widerlagerwände) eine höhere Eigenfrequenz als bei steifen Böden die Systemantwort bestimmt (Bild 6). Im Folgenden wird dieser Effekt als Zwei-Massen-Schwinger-Effekt (ZMS-Effekt) bezeichnet. Die Übergänge zwischen dem Ein-Massen-Schwinger-Zustand (EMS) und dem ZMS-Zustand sind in Bild 6 blau umrandet.

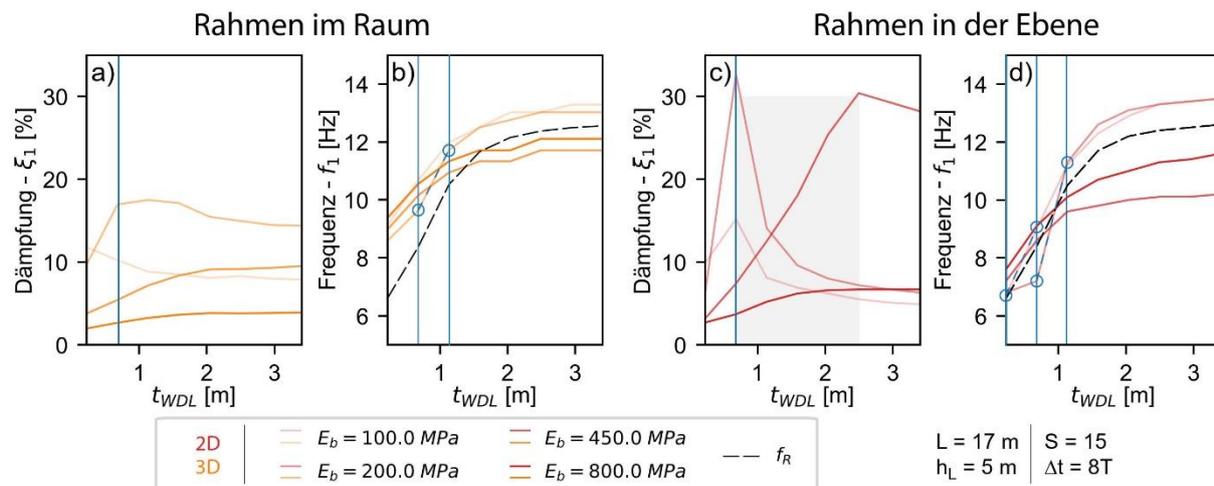


Bild 6. Vergleich der Modalendämpfung (a, c) und Eigenfrequenz (b, d) der ersten Biegeeigenform in ebenen (a, b) und räumlichen (c, d) Rahmen über die Widerlagerdicke t_{WDL} und die Bodensteifigkeit E_b .

Es fällt auf, dass sich der Boden mit $E_b = 100$ MPa im ebenen Rahmen zunächst als EMS darstellt und im räumlichen System direkt als ZMS fungiert. Dementsprechend sind die tatsächlich wirksamen Bodensteifigkeiten im ebenen System geringer als jene im räumlichen Modell. Dies wird insbesondere auch durch die geringeren Eigenfrequenzen des ebenen Rahmens für $E_b > 300$ MPa bei Widerlagerbreiten ab 1,5 m ausgedrückt. Die geringeren Eigenfrequenzen des ebenen Rahmens bei dünnen

Widerlagern ist ergänzend auf die fehlende Versteifung der Flügelwände zurückzuführen. In Testrechnungen unter Vernachlässigung der Flügelwände im räumlichen System konnte festgestellt werden, dass sich die Eigenfrequenzen der jeweils niedrigeren Steifigkeit im räumlichen Modell mit den Ergebnissen des ebenen Systems ähneln: ($f_{1,800MPa}^{2D} \approx f_{1,450MPa}^{3D}$). Diese Diskrepanz der Eigenfrequenzen in Bereichen des EMS liegen in der ungenügenden Darstellung räumlich begrenzter Systeme in der ebenen Modellierung. Die Bodensteifigkeiten weichen um den Faktor 2,5 bis 3 voneinander ab und decken sich mit den Untersuchungen in [18]. Die Ergebnisse für den Zustand des ZMS weichen weniger stark voneinander ab, da hier die strukturelle Steifigkeit des Rahmens der Steifigkeit des Bodens perspektivisch der resultierenden Eigenfrequenz f_1 übergeordnet ist.

Die Abstrahldämpfung des Rahmens entsteht durch den im Raum schwingenden Gründungskörper. Bei geringen Einspanngraden von Platte zum Widerlager entsteht eine „Entkopplung“ von Überbau und Gründung, was zu einer geringen Abstrahlungsdämpfung führt. Dementsprechend führen Voutungen und kleine Schlankheitsgrade zu größeren Dämpfungen. Befindet sich das System im EMS-Zustand, zeichnen sich steigende Dämpfungsmaße ab, während sich Systeme im ZMS-Effekt durch einen Abfall der Dämpfung auszeichnen (blaue Linien in Bild 6).

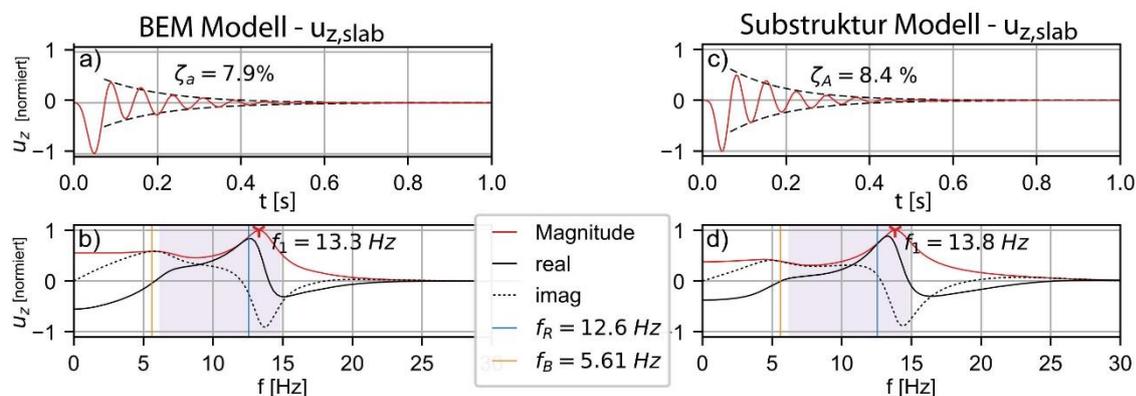


Bild 7. Vergleich der Überbauverschiebungen $u_z(t)$ über die Zeit (a, b) und im normierten Frequenzspektrum (c, d) bei Modellierung über BEM (a, b) und mit Hilfe des vereinfachten Ansatzes (c, d)

Beeinflusst wird der Systemwechsel durch die Überschreitung der vertikalen Widerlagerfrequenz f_B durch die dominierende Rahmeneigenfrequenz (Bild 7), sodass ein Abstimmungsverhältnis $\eta = \frac{f_R}{f_B} > 1$ vorliegt. Über die Modellierung eines durch Impuls angeregten Zwei-Massen-Schwingers (Bild 8a - c) lässt sich dieser Effekt vereinfachend darstellen.

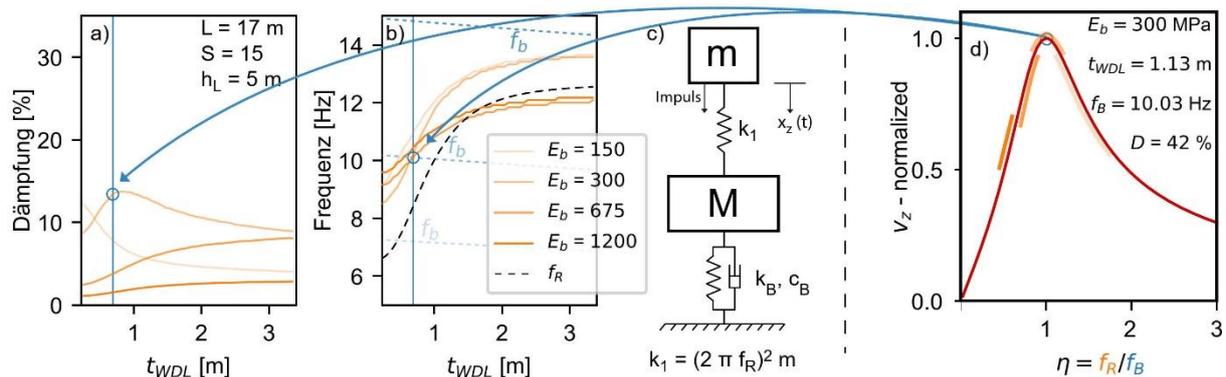


Bild 8. a/b) Modale Charakteristik des ZMS c) Systemskizze des ZMS
d) Vergrößerungsfunktion der Überbaugeschwindigkeiten am EMS

Das Rahmensystem wird durch ein Widerlager (M, k_b, c_b) mit gekoppeltem Überbau (m, k_1) beschrieben. Die vertikale Widerlagerfrequenz f_B ergibt sich dabei zu:

$$f_B = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{\sum k_{z,sub}}{M}} \quad (1)$$

$$t_{WDL,ZMS} = t_{WDL} + \left(\frac{d}{t_{WDL}}\right)^{0,35} \left(\frac{E_b}{1e11}\right)^{0,2} \quad (2)$$

Die Masse M bezieht sich auf die halbe Masse des modellierten Systems entsprechend Bild 4 und m ergibt sich aus der Rahmenformel nach [13]. Die versteifende Wirkung der Hinterfüllung und der Flügelwände wird ingenieurmäßig über eine manipulierte Widerlagerbreite (Gleichung 2) erreicht. Weitere Versteifungseffekte durch Interaktionen der BBI werden über eine pauschale Erhöhung der Bodensteifigkeit um den Faktor 1,5 gesehen. Aus der Vergrößerungsfunktion (Bild 8, d) des harmonisch erregten Fundamentblockes resultieren bei zunehmendem Abstimmungsverhältnis ($1 < \eta \rightarrow \infty$) kleinere Schwinggeschwindigkeiten, welche im direkten Zusammenhang zur Dämpfung stehen. Es folgt die stagnierende Abstrahldämpfung in Bereichen für $1 < \eta \rightarrow \infty$.

4.1. Beurteilung des vereinfachten Ansatzes

Räumlich begrenzte Systeme weichen in der ebenen Modellierung stark von vergleichbaren Modellen im Raum ab. Die Zusammenhänge zwischen Steifigkeit und Dämpfung sind verzerrt, was zu qualitativ passenden, aber quantitativ abweichenden Systemen führt. Aufgrund dieser verzerrten Darstellung sind die Ergebnisse der ebenen vereinfachten Substrukturmodelle (nicht explizit abgedruckt) in Bezug zur Dämpfung unzureichend genau. Die Zusammenhänge der Biegeeigenfrequenz stimmen qualitativ besser überein.

Dem entgegen gibt die Betrachtung (Bild 9, blau) des vereinfachten Substrukturansatzes für den Rahmen im Raum gute Übereinstimmungen mit dem hybriden FEM-BEM-Modell (Bild 9, orange).

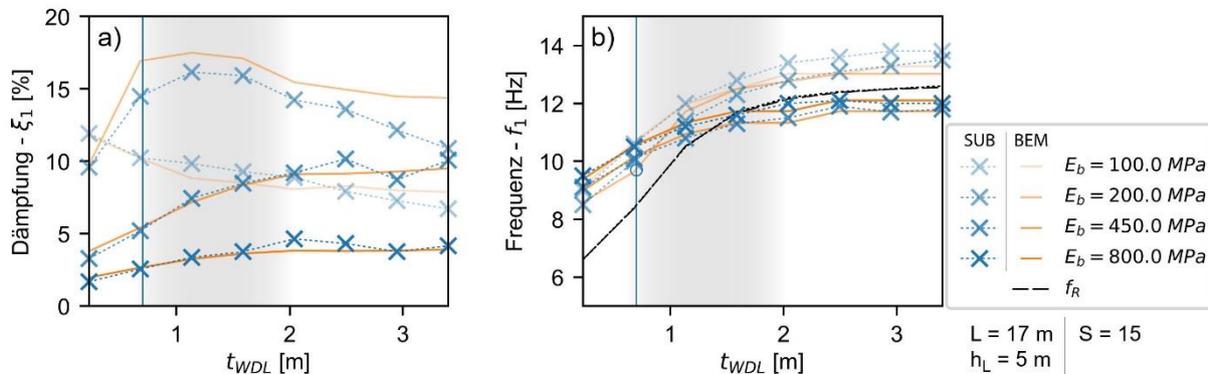


Bild 9. Vergleich der modalen Charakteristik zwischen räumlicher Modellierung mit BEM und *substruktur* Methode über die Widerlagerdicke t_{WDL} und die Bodensteifigkeit E_b . Baupraktische Widerlagerarbeiten (grau) entsprechend [19]: a) Modalendämpfung und b) Eigenfrequenz der ersten Biegeeigenform.

Die Eigenfrequenzen innerhalb des baupraktischen Spektrums werden hinreichend genau abgebildet. Oberhalb dieses Bereiches gibt es leichte Abweichungen bei weichen Böden. Bezüglich der Dämpfungen gibt es eine kontinuierliche Abweichung nach oben von ca. 20%. Die in Abbildung 9 abgedruckten Dämpfungsgrade ζ_A des vereinfachten Ansatzes (SUB) wurden um den Faktor 0,8 für alle Bodensteifigkeiten korrigiert. Weitere untersuchte Schlankheitsgrade zeigen eine ebenso gute Übereinstimmung wie die dargestellte Biegeschlankheit von $S = 15$ auf.

5. Zusammenfassung und Ausblick

Die Ermittlung der modalen Charakteristik von Rahmentragwerke ist stark von der verwendeten Methode abhängig. Im berechneten Beispiel zeigt sich, dass der ebene Rahmen nur sehr eingeschränkt für die Darstellung der BBI herangezogen werden kann. Zum einen führen die nicht berücksichtigten Flügelwände in Kombination mit dünnen Widerlagern zu einer reduzierten strukturellen Steifigkeit. Zum anderen führt die verringerte Bodensteifigkeit mit der überhöhten Abstrahlungsdämpfung zu einer Verzerrung der mechanischen Zusammenhänge. Es zeigt sich, dass räumliche Fragestellungen im Kontext der BBI mit räumlichen Modellen zutreffender simuliert werden können. Hierbei wurde die Anwendung des hybriden FEM-BEM Ansatzes als zielführende Lösung herausgearbeitet. Als maßgebendem Einflussfaktor der BBI konnte die vertikale Widerlagerfrequenz f_B identifiziert werden. Bei Durchlaufen der Resonanzstelle des

Widerlagers durch den Überbau, wechselt der Rahmen sein dynamisches System. Dadurch werden die Eigenfrequenzen versteift und die Abstrahldämpfung fällt ab. Die Vereinfachung des Rahmens im räumlichen System über die mono-frequenzabhängige *substruktur Methode* hat sich in der Beispielrechnung als zielführend erwiesen. Die Eigenfrequenzen zeigen im baupraktischen Spektrum nur sehr geringe Abweichungen, ebenso kann die Abstrahldämpfung hinreichend genau bestimmt werden. Die Darstellbarkeit des geschichteten Baugrunds mit dem hybriden BEM-FEM-Ansatz soll zukünftig für weitere Spannweiten und Geometrien und validiert werden. Zusätzlich soll der vorgestellte vereinfachte Ansatz zur Berücksichtigung der Schottersteifigkeit, von Schienensträngen und für die Modellierung von Zugüberfahrten erweitert werden.

1. Literaturangaben

- [1] 2013. *Eisenbahnbrücken (und sonstige Ingenieurbauwerke) planen, bauen und instand halten: Richtlinie 804*
- [2] Gorbatjuk, D., Brandstetter, G. u. Fink, J.: Investigations for Simplified Consideration of Train-Bridge-Interaction based on Railjet High-speed Train. *Procedia engineering* 156 (2016), S. 116–123
- [3] Reiterer, M. u. Bruschetini-Ambro, S. Z.: Dynamik von Eisenbahnbrücken: Diskrepanz zwischen Messung und Berechnung. *Bauingenieur* 94 (2019) 4, S. 9–21
- [4] Heiland, T., Thomas, L., Galiazzo, M., Stempniewski, L. u. Stark, A.: Auswirkungen der ebenen Boden-Bauwerk-Interaktion auf die Eigenfrequenz von Eisenbahnrahmenbrücken. *Bauingenieur [Zur Veröffentlichung angenommen]* (2022)
- [5] Vucetic, M.: Cyclic Threshold Shear Strains in Soils. *Journal of geotechnical engineering* 120 (1994) 12, S. 2208–2228
- [6] Vrettos, C.: Bodendynamik. In: Witt, K. J. (Hrsg.): *Grundbau-Taschenbuch*. Weinheim, Germany: Wiley-VCH Verlag GmbH & Co. KGaA 2008, S. 451–500
- [7] Wolf, J. P.: *Foundation vibration analysis using simple physical models*. Englewood Cliffs, NJ United States: Prentice Hall, Inc. 1994
- [8] Hackenberg, M.: *A Coupled Integral Transform Method-Finite Element Method Approach to Model the Soil-Structure-Interaction*, Technische Universität München Dissertation 2016
- [9] Aji, H. D. B., Basnet, M. B. u. Wuttke, F.: Numerical modelling of the dynamic behavior of an integral bridge via coupled BEM-FEM. *Tagungsband der 16. D-A-CH Tagung*.

Erdbebeningenieurwesen und Baudynamik. Tagungsband der 16. D-A-CH Tagung 2019, S. 555–563

- [10] Aji, H. D. B., Wuttke, F. u. Dineva, P.: 3D hybrid model of foundation-soil-foundation dynamic interaction. *ZAMM - Journal of Applied Mathematics and Mechanics / Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik* 101 (2021) 11, e202000351
- [11] Software: Abaqus CAE 2020. Computer Program. Dassault Systemes Simulia Corporation 2019
- [12] Heiland, T. u. Stempniewski, L.: Boden-Bauwerk-Interaktion unter Berücksichtigung von tiefen- und frequenzabhängigen, viskosen Dämpferelemente an den Halbraumrändern. *Bauingenieur* 96 (09) (2021), S. 309–318
- [13] Petersen, C.: *Dynamik der Baukonstruktionen*. Springer-Verlag 2013
- [14] Lysmer, J. u. Kuhlemeyer, R.: Finite dynamic model for infinite media. *Journal of the Engineering Mechanics Division* 95 (1969) 4, S. 859–878
- [15] Gazetas, G., Dobry, R. u. Tassoulas, J. L.: Vertical response of arbitrarily shaped embedded foundations. *Journal of geotechnical engineering* 111 (1985) 6, S. 750–771
- [16] Gazetas, G. u. Tassoulas, J. L.: Horizontal stiffness of arbitrarily shaped embedded foundations. *Journal of geotechnical engineering* 113 (1987) 5, S. 440–457
- [17] Gazetas, G. u. Tassoulas, J. L.: Horizontal damping of arbitrarily shaped embedded foundations. *Journal of geotechnical engineering* 113 (1987) 5, S. 458–475
- [18] Jethro W. Meek u. John P. Wolf: Insights on 2D-versus 3D-modelling of surface foundations. In: 10th World Conference on Earthquake Engineering
- [19] Dokumentation Halbrahmen. I.NPF21 Projekt Brückenbefahrbarkeit BBK, G. Grunert, C. Y., 2019