



Diplomarbeit
Master's Thesis

**Vorschlag einer alternativen Formulierung
der fiktiven Zusatzdämpfung für
Eisenbahnbrücken**

ausgeführt zum Zwecke der Erlangung des akademischen Grades
eines **Diplom-Ingenieurs**

unter der Leitung von
Univ.Prof. Dipl.-Ing. Dr.techn. **Josef Fink**

verantwortlich mitwirkender Assistent
Dipl.-Ing. **Georg Brandstetter**

E212 Institut für Tragkonstruktionen
Forschungsbereich für Stahlbau

eingereicht an der Technischen Universität Wien
Fakultät für Bauingenieurwesen

von

Leon Vincent Treder

1427996

Seidengasse 40/9, A-1070 Wien

Danksagung

An dieser Stelle möchte ich der Technischen Universität Wien für einen Studiengang danken, der mir im Rahmen des Curriculums die Verantwortung für die freie Wahl aus vielen interessanten Veranstaltungen überlassen hat und sich damit aus der Menge der Technischen Hochschulen abhebt. Die freie Wahl ermöglichte es mir meine Stärken auszubauen und dabei meinen Interessen zu folgen.

Ausdrücklich danke ich dem Bereich Stahlbau des Instituts für Tragkonstruktionen und dessen Leiter Univ.-Prof. Dipl.-Ing. Dr. techn. Josef Fink, der die Rahmenbedingungen für eine spannende und fordernde Diplomarbeit schaffte.

Für eine hervorragende fachliche und engagierte Anleitung, die in den richtigen Momenten Raum gab, aber niemals das Ziel aus den Augen ließ danke ich Dipl.-Ing. Georg Brandstetter, Danke!

Für die moralische und finanzielle Unterstützung während der nicht immer leichten Studienzeit danke ich meinen Eltern im Wissen, dass es nicht selbstverständlich ist.

Zuletzt möchte ich meiner Frau Julia Oestreich und allen meinen alten und neuen Freunden für eine prägende und aufregende Studienzeit danken.

Zusammenfassung

Im Fokus der Arbeit steht die Formulierung einer alternativen fiktiven Zusatzdämpfung. Dazu werden folgende Fragestellungen untersucht: Anhand welcher alternativen Parameter kann die fiktive Zusatzdämpfung, zutreffender als bisher, definiert werden? Wie kann ein Vorschlag zur alternativen Formulierung der fiktiven Zusatzdämpfung aussehen, der für möglichst viele Zugmodelle gilt?

Zur Beantwortung dieser Fragen wurde eine Parameterstudie auf der Grundlage von realistischen Zug und Brückenkombinationen durchgeführt. Diese wurde im dimensionslosen Raum der Haupteinflussparameter der fiktiven Zusatzdämpfung berechnet. Dadurch war es möglich mit einer geringen Anzahl von Parameterkombinationen den gesamten recherchierten Zugparameterbereich abzudecken. Anschließend wurde die fiktive Zusatzdämpfung, als unterer Grenzwert des Zugparameterbereichs, auf die Brückenparameter rücktransformiert. Mit Hilfe der verwendeten Methodik war es möglich eine fiktive Zusatzdämpfung zu formulieren, die für den gesamten recherchierten Zugparameterbereich gilt. Des Weiteren ergab sich die Erkenntnis, dass eine Formulierung der fiktiven Zusatzdämpfung in Abhängigkeit eines Parameters unzureichend ist. Zutreffender ist der Vorschlag dieser Arbeit, die Beschreibung der fiktiven Zusatzdämpfung anhand folgender Brückeneigenschaften: der ersten Eigenfrequenz und Spannweite für einen Massenbelegungsbereich.

Abstract

This thesis focuses on an alternative formulation of the additional damping method. The following questions are investigated: Which alternative parameters can be used to define the additional damping more accurately? How could an alternative additional damping be formulated, that applies to a wide range of train models?

To answer these questions a parametric study based on realistic train and bridge combinations was carried out in the dimensionless space of the fundamental parameters of additional damping. By using the fundamental parameters it was possible to reduce the number of parameter combinations to cover the investigated range of train models. Subsequently, the additional damping was mapped onto the back-transformed bridge parameters as the lower bound for the investigated range of train models.

This approach allows a formulation of the additional damping, which is applicable to the entire investigated range of train models. Furthermore, it was found that a formulation of the additional damping as a function of just one parameter is insufficient. Based on the research findings an alternative proposal for the additional damping is suggested, which is dependent on the following bridge characteristics: the first eigenfrequency and span length for a range of mass per unit length.

Inhaltsverzeichnis

Einleitung	1
1. Stand der Technik	3
1.1. Modellbildung des Zuges	3
1.1.1. Ansätze	3
1.1.2. Einfluss der Modellbildung des Zuges	5
1.2. Modellbildung der Brücke	7
1.2.1. Lösung für den ungedämpften Einfeldträger	7
1.2.2. Lösung für den gedämpften Einfeldträger mit erzwungener Anregung	9
1.2.3. Einfluss der äquidistanten Lastanzahl auf die maximale Amplitude	11
1.3. Parameter	16
1.3.1. Brückenparameter	16
1.3.2. Zugparameter	18
1.3.3. Einführung der dimensionlosen Parameter	19
1.3.4. Haupteinflussparameter	20
1.4. Fiktive Zusatzdämpfung	23
1.4.1. ERRI Report	23
2. Validierung der Berechnungssoftware und Vorstudien	26
2.1. Verwendete Programme	26
2.2. Validierung	33
2.2.1. Vergleich der Ergebnisse der verwendeten Programme mit den Ergebnissen von Adam und Salcher	33
2.2.2. Vergleich der Ergebnisse der verwendeten Programme zu Arvidssons Ergebnissen	35
2.2.3. Eignung der Hauptprogramme für die Parameterstudie	38
2.3. Vorstudien	38
2.3.1. Vorstudie zur Konfiguration des DIM Zugmodells	39
2.3.2. Vorstudie zur Länge des DIM Zugmodells	43
3. Parameterstudie	50
3.1. Diskretisierung des Parameterfeldes	50
3.2. Annahmen der Berechnungen und Datenverarbeitung	54

3.3. Ergebnisdarstellung und Auswertung	57
3.3.1. Ergebnisse in Abhängigkeit der dimensionslosen Hauptparameter	57
3.3.2. Rücktransformation auf die Basis der Brückeneigenschaften	61
3.3.3. Fiktive Zusatzdämpfung	69
3.3.4. Alternative Formulierung der fiktiven Zusatzdämpfung	73
3.3.5. Berechnungsbeispiele	76
4. Zusammenfassung und Ausblick	79
Anhang	81
Tabellenverzeichnis	88
Abbildungsverzeichnis	89
Literaturverzeichnis	92

Einleitung

Steigende zulässige Höchstgeschwindigkeiten bei Reisezügen sorgen für wachsende dynamische Belastungen bei Eisenbahnbrücken. In Verbindung mit ihrer langen Betriebsdauer ergibt sich die Notwendigkeit eines einfach handhabbaren und effizienten Ansatzes zur Berechnung der dynamischen Antwort eines Brückentragwerks auf eine Zugüberfahrt.

Auf den ersten Blick stellt die fiktive Zusatzdämpfung, dessen Definition auf den European Rail Research Institute (ERRI) Report aus dem Jahre 1999 zurückgeht, eine solche Methode dar. Die Idee, durch eine zusätzlich aufgebrachte fiktive Dämpfung die Effizienz eines einfachen aber ungenauen Rechenansatzes zur Bestimmung der Beschleunigungsantwort zu steigern, hat viel Potential.

Vorrausgegangene Untersuchungen haben gezeigt, dass mit der Definition der fiktiven Zusatzdämpfung des ERRI Reports teilweise Ergebnisse auf der unsicheren Seite berechnet werden, siehe [4]. Außerdem scheint die ausschließliche Abhängigkeit zur Brückenspannweite L fragwürdig, siehe [18].

In dieser Arbeit wird die Idee der fiktiven Zusatzdämpfung erneut aufgegriffen und es sollen zwei Fragestellungen beantwortet werden:

- Kann die fiktive Zusatzdämpfung anhand eines oder mehrerer alternativer Parameter definiert werden?
- Wenn ja, wie sähe eine möglichst allgemein gültige, alternative Formulierung der fiktiven Zusatzdämpfung aus?

Nach der Beschreibung der theoretischen Grundlagen und der Validierung der verwendeten Berechnungssoftware werden in zwei Vorstudien allgemeine Ansätze zur Berechnung der fiktiven Zusatzdämpfung diskutiert. Auf Basis der Parameterstudie mit 1610 Parameterkombinationen wird dann eine mögliche alternative Formulierung der fiktiven Zusatzdämpfung vorgeschlagen.

Der erste Teil beschäftigt sich mit dem Stand der Technik. Dabei werden zugleich die drei in der Brückendynamik hauptsächlich verwendeten zweidimensionalen Modellierungsansätze vorgestellt.

Anschließend wird die Brückenmodellierung in Form der partiellen Differentialgleichung des gedämpften einfeldrigen Euler Bernoulli Balkens mit erzwungener Anregung beschrieben

und die Lösung besprochen. Diese bildet auch die Grundlage für den Matlabcode der analytischen Lösung im Anhang dieser Arbeit.

Der letzte Abschnitt des ersten Teils recherchiert anhand von berechneten sowie gemessenen Daten einen realistischen Brücken- und Zugparameterbereich für die Parameterstudie.

Der zweite Teil validiert die verwendete Berechnungssoftware anhand von zwei Quellen und beschreibt die Implementierung des zweidimensionalen vollständigen Interaktionsmodells (detailed interaction model, DIM) in das verwendete Programm aus Mährs Dissertation [15]. Der nachfolgende Abschnitt geht auf zwei durchgeführte Vorstudien ein. Gegenstand der ersten ist der Einfluss des Triebkopfes eines Zugmodells auf die dynamische Tragwerksantwort und dessen Vernachlässigung.

Die zweite Vorstudie untersucht den Einfluss der Zuglänge auf die Beschleunigungsantwort eines Euler Bernoulli Balkens. Sie überträgt das Verhalten der analytischen Lösung des Zugmodellierungsansatzes des bewegte Lasten Modells (moving load model, MLM) auf das des DIMs.

Abschließend wird die Parameterstudie vorgestellt. Für die Berechnung wurden die Brücken- und Zugeigenschaften in einen dimensionslosen Parameterraum transformiert, um so bei der Auswertung durch die Rücktransformation der Ergebnisse eine Aussage über die fiktive Zusatzdämpfung für den gesamten, recherchierten Zugparameterbereich machen zu können. Am Ende wird eine alternative Formulierung der fiktiven Zusatzdämpfung auf Basis der Ergebnisse der Parameterstudie vorgeschlagen.

1. Stand der Technik

Die vorliegende Arbeit beschäftigt sich mit Teilbereichen der Strukturdynamik. Die Wechselwirkung zwischen Zug und Brücke während einer Überfahrt ist komplex. Daher kann die Beschreibung der zugrundeliegenden Theorie in dieser Arbeit nur eingeschränkt erfolgen. Das Hauptaugenmerk dieses Kapitels liegt auf der Erläuterung der wichtigsten Grundlagen für die Parameterstudie. Im Bezug auf die berechneten Ergebnisse und deren Vergleich ist es wichtig, die Einflüsse der verwendeten zweidimensionalen Zugmodellbildungen auf die berechnete dynamische Antwort zu kennen. Weiterhin müssen die strukturseitigen Vereinfachungen bekannt sein.

Der zweite Abschnitt beschäftigt sich mit dem Parameterfeld von Brücken und Zügen. Des Weiteren werden die Haupteinflussparameter auf die Wechselwirkung zwischen Zug und Brücke (train bridge interaction, TBI) eingeführt, auf deren Basis die Parametervariationen der Studie festgelegt werden. Zum Schluss wird der European Rail Research Institute (ERRI) Report kurz zusammengefasst und diskutiert, da seine Ergebnisse einen maßgeblichen Teil der Motivation dieser Arbeit darstellen.

Abschließend sei noch auf die Arbeit von Arvidsson und Karoumi [2] hingewiesen. Sie bietet einen guten Gesamtüberblick auf die TBI Thematik und bildet mit dem Literaturverzeichnis eine hervorragende Basis zum tieferen Einstieg in die Teilbereiche.

1.1. Modellbildung des Zuges

Grundsätzlich teilen sich die in Betracht gezogenen Zugmodelle in zwei Kategorien. Die Erste berücksichtigt nur die Achslasten und deren Abstände, die Zweite zusätzlich die dynamischen Eigenschaften der Waggon durch eine zweidimensionale Substruktur in verschiedenen Detaillierungsgraden. Zur besseren Vergleichbarkeit werden die Bezeichnungen und Abkürzungen für die unterschiedlichen Modellbildungen aus den englischen Quellen übernommen.

1.1.1. Ansätze

Der Ansatz der bewegten Lasten (moving load model, MLM) vereinfacht den Zug als Abfolge seiner Achslasten (s. Abb. 1.1). Dabei wird die Trägheit der gesamten Waggonmasse sowie die Feder- und Dämpferkräfte vernachlässigt.

Das vereinfachte Interaktionsmodell (simplified interaction model, SIM) stellt den nächst höheren Detaillierungsgrad der Zugmodellierung dar (s. Abb. 1.2). Der Waggon wird pro Achse



Abbildung 1.1.: Bewegte Lasten Modell (moving load model, MLM)

als Zweimassenschwinger vereinfacht. Er besteht aus der halben Drehstellmasse m_b (Index b für bogie), der Radsatzmasse m_w (Index w für wheel) und der primären Federung und Dämpfung des Zuges. Die Masse des Wagenkastens wird durch die Auflast F_c (Index c für car) dargestellt. Dadurch reduzieren sich die Freiheitsgrade der Substruktur im Vergleich zum sogenannten vollständigen Interaktionsmodell auf vier Freiheitsgrade ($x_{b1} \dots x_{b4}$) pro Waggon. In Abbildung 1.2 und 1.3 wird davon ausgegangen, dass die Massen aller Radsätze und Drehgestelle sowie die Feder- und Dämpfungseigenschaften für einen Waggon gleich sind. Daher wird auf die wiederholende Bezeichnung durch $m_w \dots$ verzichtet.

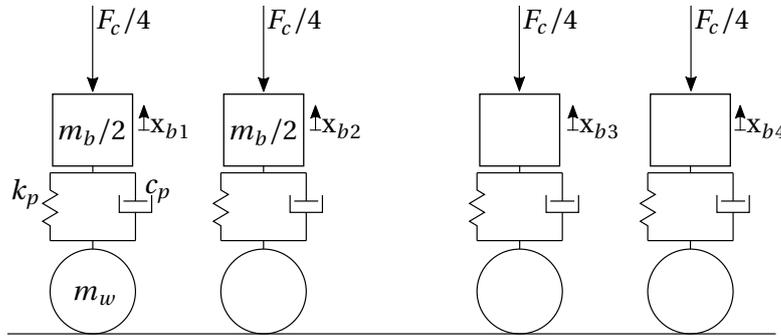


Abbildung 1.2.: Vereinfachtes Interaktionsmodell (simplified interaction model, SIM)

Die im ERRI Report als vollständiges Interaktionsmodell (detailed interaction model, DIM) bezeichnete Vereinfachung berücksichtigt sowohl die primären als auch die sekundären Federsteifigkeiten und Dämpfungseigenschaften, sowie alle Massen des Waggons. In Abbildung 1.3 stellt d die Länge über Puffer, r den Abstand der Drehgestellzapfen und b den Abstand der Radsätze dar. Die Masse des Wagenkastens, des Drehgestells und der Radsätze werden mit m_c , m_b und m_w bezeichnet. Dabei stehen die Indizes c , b und w für car, bogie und wheel. Gleiches gilt für die Massenträgheiten J_c und J_b . Daraus ergeben sich für das DIM sechs Freiheitsgrade ($x_{b1}, \phi_{b1} \dots x_c, \phi_c$) pro Waggon.

Aus den beschriebenen Waggoneigenschaften können mit den Ersatzfedersteifigkeiten k_1 und k_2 folgende charakteristische Eigenfrequenzen berechnet werden.

1. Längs- und Dreheigenfrequenz des Drehgestells

$$n_p = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_1}{m_b}} \quad n_{\theta p} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_p b^2}{2J_b}} \quad (1.1)$$

$$\text{mit } k_1 = 2k_p + k_s \quad (1.2)$$

2. Längs- und Dreheigenfrequenz des Wagenkastens

$$n_s = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{2k_2}{m_c}} \quad n_{\theta s} = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{k_2 r^2}{2J_c}} \quad (1.3)$$

$$\text{mit } k_2 = 1 / \left(\frac{1}{2k_p} + \frac{1}{k_s} \right) \quad (1.4)$$

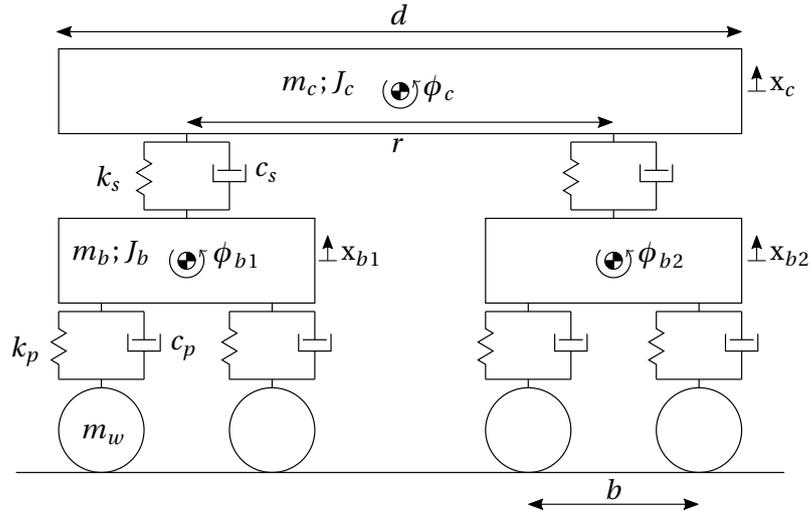


Abbildung 1.3.: Vollständiges Interaktionsmodell (detailed interaction model, DIM)

1.1.2. Einfluss der Modellbildung des Zuges

Das verwendete Zugmodell hat sowohl einen Einfluss auf die Amplituden des Beschleunigungs- und Verschiebungsverlaufs der Brücke als auch auf die Überfahrtsgeschwindigkeit bei der die maximalen Amplituden auftreten. Durch die Vernachlässigung der Massenträgheit des Zuges beim MLM reduziert sich die Massenträgheit des Gesamtsystems. Eine Folge davon ist die höhere Resonanzfrequenz des Gesamtsystems beim MLM im Vergleich zum DIM oder SIM. Je kleiner das Verhältnis von Brückenmasse zu Zugmasse wird desto weiter liegen die Resonanzfrequenzen zwischen MLM und DIM auseinander. Die fehlende Zugdämpfung schlägt sich hauptsächlich in höheren Amplituden des MLMs nieder.

In Abbildung 1.4 ist der Verlauf der Spitzenbeschleunigungen a in Tragwerksmitte in Abhängigkeit zur Überfahrtsgeschwindigkeit v des DIMs und MLMs dargestellt. Die überfahrene Brücke hat eine Spannweite von 22 m, eine Massenbelegung μ von 9660 kg/m und eine Eigenfrequenz n_1 von 6,554 Hz sowie die Dämpfung $\zeta = 0,005$. Die Überfahrten wurde mit einem Railjet bestehend aus acht Waggons (s. Tab. A.1, Anhang) simuliert. Dabei wurden die ersten fünf Eigenformen des Euler Bernoulli Balkens (EBB) berücksichtigt.

Die maximale Beschleunigungspitze des MLM tritt mit $3,32 \text{ m/s}^2$ bei 294 km/h auf, die des

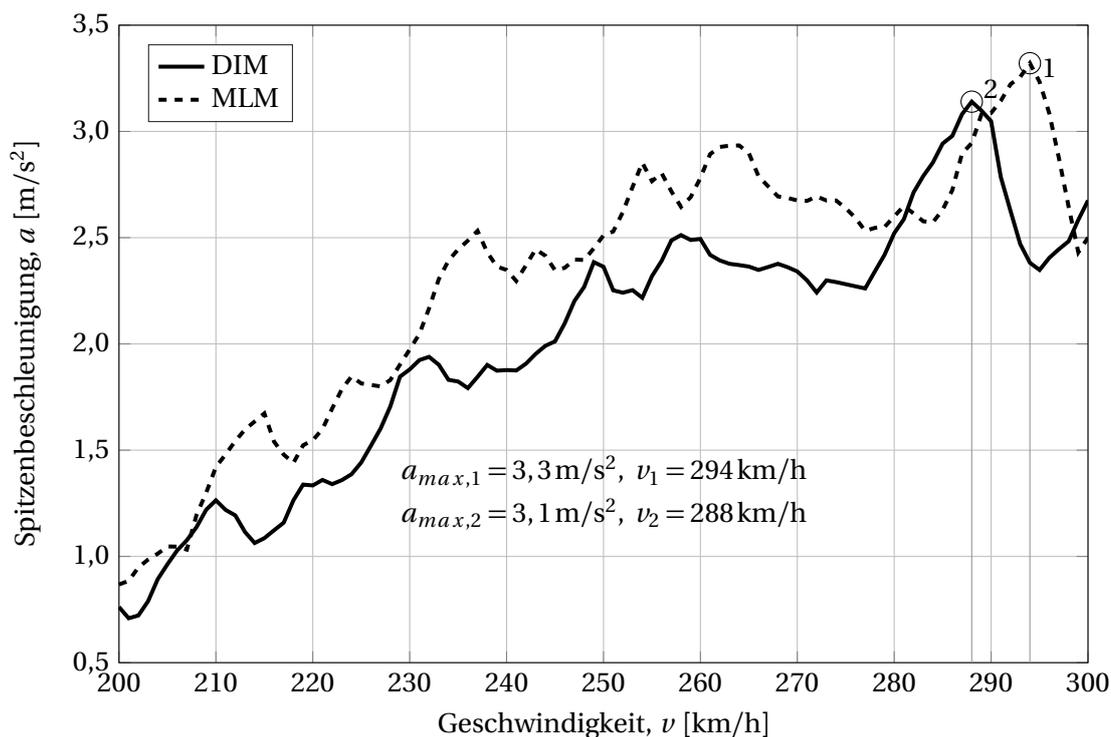


Abbildung 1.4.: Vergleich der Spitzenbeschleunigungsverläufe des DIMs und MLMs

DIMs mit $3,14 \text{ m/s}^2$ bei 288 km/h . Der um -6 km/h verschobene DIM Verlauf zeigt den Einfluss der zusätzlichen Massenträgheit des Systems. Die Geschwindigkeit bei der die maximale Amplitude auftritt ist direkt von der Resonanzfrequenz des Systems abhängig. Wenn die Resonanzfrequenz durch zusätzliche Masse sinkt, verringert sich bei sonst gleichen Parametern auch die Geschwindigkeit an der Stelle der maximalen Amplitude. Die Spitzenbeschleunigung des Balkens infolge der MLM Überfahrt verringert sich gegenüber der Spitzenbeschleunigung des DIMs um $5,4 \%$.

Nach diesem Einführungsbeispiel werden nun im Hinblick auf die Parameterstudie die Ergebnisse einer sehr umfassenden Studie von Domenech et al. [6] zum Einfluss der unterschiedlichen Zugmodellierungen kurz zusammengefasst. Die Brücken wurden als EBB mit der ersten Eigenform modelliert. Die Studie wurde mit mehreren Zugtypen durchgeführt, sodass die Ergebnisse in Abhängigkeit vom Verhältnis der ersten Brückeneigenfrequenz zur Drehgestelleigenfrequenz beschrieben wurden.

- Die größten Unterschiede der Spitzenbeschleunigung in Feldmitte zwischen MLM und DIM oder SIM treten in einem Bereich von $n_1/n_p = 0,75 \dots 1,0$ auf
- Im direkten Vergleich zwischen DIM und SIM gibt es einen großen Bereich im o.g. Intervall, in dem das SIM deutlich (bis 8%) größere Reduktionen der unteren Grenzsitzenbeschleunigung ergibt als das DIM.

Wenn man davon ausgeht, dass die DIM Beschleunigungen, aufgrund des höheren Detaillie-

rungsgrads, näher an der Realität liegen, dann liegen die höheren Reduktionen des SIMs im oben genannten Bereich auf der unsicheren Seite. Daher wird der Modellierungsansatz des SIMs nicht weiter verfolgt und die Reduktion in weiterer Folge nur zwischen DIM und MLM berechnet.

1.2. Modellbildung der Brücke

Die Bewegungsgleichung des Euler Bernoulli Balkens (EBB) kann in analytischer Form durch die partielle Differentialgleichung (PDG) 1.5 beschrieben werden.

In der PDG bezeichnet $w(x, t)$ die gesuchte zeitlich veränderliche Biegelinie. Die konstante Biegesteifigkeit des Balkens ist durch EI gegeben, die konstante Massenverteilung durch μ . Das Lehr'sche Dämpfungsmaß ζ ist eine geschwindigkeitsproportionale Dämpfung und ω die Eigenkreisfrequenz des Balkens. Auf der rechten Seite wird der Balken durch die zeitlich abhängige Lastfunktion $p(x, t)$ angeregt.

$$EI \frac{\partial^4 w(x, t)}{\partial x^4} + \mu \frac{\partial^2 w(x, t)}{\partial t^2} + 2\mu\omega\zeta \frac{\partial w(x, t)}{\partial t} = p(x, t) \quad (1.5)$$

1.2.1. Lösung für den ungedämpften Einfeldträger

Gleichung 1.6 stellt die homogene partielle Differentialgleichung (hPDG) eines ungedämpften EBBs mit konstanter Massenverteilung und Biegesteifigkeit dar. Die Lösung der hPDG führt auf die Eigenfrequenzen und Eigenformen des EBBs.

$$EI \frac{\partial^4 w(x, t)}{\partial x^4} + \mu \frac{\partial^2 w(x, t)}{\partial t^2} = 0 \quad (1.6)$$

Durch Anwendung des Produktsatzes werden die Variablen des orts- und zeitabhängigen Bewegungsverlaufs $w(x, t)$ in eine ortsabhängige Biegelinie $W(x)$ und eine Zeitfunktion $q(t)$ aufgeteilt.

$$w(x, t) = W(x) \cdot q(t) \quad (1.7)$$

Setzt man den Ansatz in die hPDG (1.6) ein und formt diese um erhält man

$$\frac{EI W''''(x)}{\mu W(x)} = -\frac{\ddot{q}(t)}{q(t)} = \omega^2 = \text{const} \quad (1.8)$$

Die unbekannte Konstante wird mit ω^2 bezeichnet. Die hPDG kann nun in eine zeitabhängige und eine ortsabhängige homogene gewöhnliche Differenzialgleichungen (gDG) aufgeteilt werden.

$$\ddot{q}(t) + q(t) \cdot \omega^2 = 0 \quad (1.9)$$

$$EI W''''(x) - \mu \omega^2 W(x) = 0 \quad (1.10)$$

Die Lösung des Zeitverlaufs (Formel 1.9) kann unmittelbar bestimmt werden:

$$q(t) = a \cdot \sin(\omega t + \phi) \quad (1.11)$$

Die ortsabhängige gDG wird mit Hilfe des Exponentialansatzes $W(x) = e^{\lambda x}$ gelöst.

$$EI\lambda^4 e^{\lambda x} - \mu\omega^2 e^{\lambda x} = 0 \quad (1.12)$$

$$(EI\lambda^4 - \mu\omega^2)e^{\lambda x} = 0 \quad (1.13)$$

Damit Gleichung 1.13 erfüllt wird, muss der Ausdruck in der Klammer $(EI\lambda^4 - \mu\omega^2)$ null sein, da die Exponentialfunktion niemals null wird.

$$\lambda^4 - K^4 = 0 \quad (1.14)$$

$$\text{mit } K^4 = \mu\omega^2 / EI \quad (1.15)$$

Daraus folgt für die Nullstellen:

$$\lambda_{1,2} = \pm K \quad \lambda_{3,4} = \pm iK \quad (1.16)$$

Schreibt man die Lösung in reeler Form ergibt sich mit den Konstanten A_i :

$$W(x) = A_1 \sinh(Kx) + A_2 \cosh(Kx) + A_3 \sin(Kx) + A_4 \cos(Kx) \quad (1.17)$$

Die Konstanten ergeben sich durch die Randbedingungen (RB) eines gelenkig gelagerten Einfeldbalkens zu:

$$A_1 = A_2 = A_4 = 0 \quad (1.18)$$

$$A_3 \sin(KL) = 0 \quad (1.19)$$

aus den RB

$$W(x=0) = 0 \quad W(x=L) = 0$$

$$W''(x=0) = 0 \quad W''(x=L) = 0$$

Die Gleichung $\sin(KL) = 0$ ist für $KL = \pi n$ erfüllt. Es folgt die Lösung für die Eigenformen des beidseitig gelenkig gelagerten ungedämpften EBB. Dabei gibt es $n = \infty$ Lösungen.

$$K = \pi n / L \quad (1.20)$$

$$W_n(x) = \sin\left(\frac{n\pi \cdot x}{L}\right) \quad \text{mit } n = 1, 2, 3.. \quad (1.21)$$

Die zugehörigen Eigenkreisfrequenzen folgen aus Gleichung 1.15 zu:

$$\omega_n = (n\pi)^2 \left(\frac{EI}{\mu L^4} \right)^{0,5} \quad \text{mit } n = 1, 2, 3.. \quad (1.22)$$

Lösungen mit $n = 1$ werden als „erste“ Eigenform und zugehöriger „erste“ Eigenkreisfrequenz bezeichnet.

1.2.2. Lösung für den gedämpften Einfeldträger mit erzwungener Anregung

Fryba formuliert in [9] die Lastfunktion $p(x, t)$ für eine endliche Anzahl N_p an Lasten P_i wie folgt:

$$p(x, t) = \sum_{i=1}^{N_p} P_i \cdot \delta(x - x_i) \cdot (H(t - t_i) - H(t - T_i)) \quad \text{mit } H(\tau) = \begin{cases} 0 & \text{für } \tau < 0 \\ 1 & \text{für } \tau \geq 0 \end{cases} \quad (1.23)$$

Der Zeitpunkt an dem die i te Last beginnt den Balken zu belasten, ist durch t_i definiert. Der Zeitpunkt an der sie ihn verlässt mit T_i . $H(\tau)$ wird als Heaviside-Funktion bezeichnet. Ihr Funktionswert kennt nur den Zustand eins, wenn $\tau \geq 0$ ist und den Zustand Null, falls $\tau < 0$ ist. Die Diracsche Deltafunktion $\delta(x - x_i)$ stellt einen Einheitsstoß an der Stelle des aktuellen Lastangriffspunkts x_i dar und ist als $\int_{-\infty}^{\infty} f(x) \delta(x - x_i) dx = f(x_i)$ definiert.

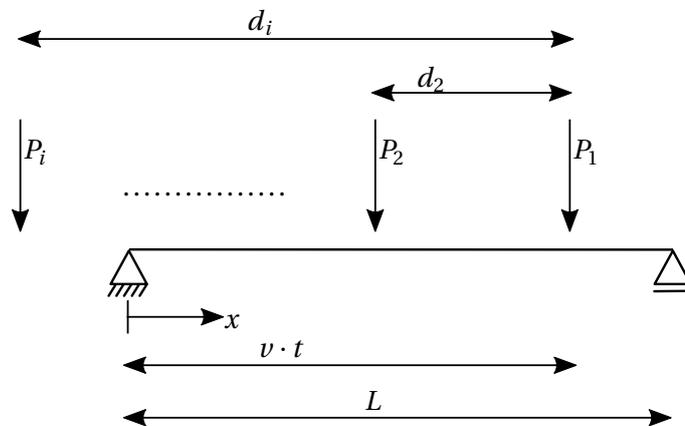


Abbildung 1.5.: Euler Bernoulli Balken unter bewegten Lasten (MLM)

Abbildung 1.5 zeigt einen zweiseitig gelenkigen Euler Bernoulli Balken mit der Spannweite L , der durch i bewegte Lasten (moving loads, ML) (P_i) im Abstand d belastet wird. Die ML bewegen sich mit der konstanten Geschwindigkeit v über den Träger. Der Zeitpunkt t_i ist durch d_i/v definiert, T_i durch $(L + d_i)/v$

Fryba löst die PDG 1.24 mit Hilfe der Fourier- und der inversen Laplace-Transformation.

$$EI \frac{\partial^4 w(x, t)}{\partial x^4} + \mu \frac{\partial^2 w(x, t)}{\partial t^2} + 2\mu\omega\zeta \frac{\partial w(x, t)}{\partial t} = p(x, t) \quad (1.24)$$

Die ausführliche Herleitung kann in [9] nachvollzogen werden, sodass nachfolgend nur das

Ergebnis des Bewegungsverlaufs dargestellt ist.

$$w(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{i=1}^{N_p} w_0 \frac{P_i}{P} n \Omega \omega_{d,1}^2 (f(t-t_i)H(t-t_i) - (-1)^n f(t-T_i)H(t-T_i)) \sin\left(\frac{n\pi x}{L}\right) \quad (1.25)$$

In Formel 1.25 stehen die Variablen für

die Eigenkreisfrequenz der Anregung,

$$\Omega = \frac{\pi v}{L} \quad (1.26)$$

die Eigenkreisfrequenz des EBB,

$$\omega_n = (n\pi)^2 \left(\frac{EI}{\mu L^4}\right)^{0,5} \quad \text{mit } n = 1, 2, 3, \dots \quad (1.27)$$

die gedämpften Eigenkreisfrequenz des EBB,

$$\omega_{d,n} = \omega_n \sqrt{1 - \zeta^2} \quad \text{mit } n = 1, 2, 3, \dots \quad (1.28)$$

die Durchbiegung in Feldmitte,

$$w_0 = \frac{2PL^3}{\pi^4 EI} \quad (1.29)$$

den Dämpfungsparameter,

$$D = \sqrt{(\omega_n^2 - (n\Omega)^2)^2 + 4(n\Omega\zeta\omega_n)^2} \quad (1.30)$$

und

$$f(\tau) = \frac{1}{\omega_{d,n} D} \left(\frac{\omega_{d,n}}{n\Omega} \sin(n\Omega\tau + \gamma) - e^{-\zeta\omega_n(t-t_i)} \sin(\omega_{d,n}\tau + \varphi) \right) \quad (1.31)$$

$$\gamma = \arctan\left(\frac{-2n\Omega\zeta\omega_n}{\omega_n^2 - (n\Omega)^2}\right) \quad (1.32)$$

$$\varphi = \arctan\left(\frac{2\omega_{d,n}\zeta\omega_n}{(\zeta\omega_n)^2 - \omega_{d,n}^2 + (n\Omega)^2}\right) \quad (1.33)$$

sowie P für eine Vergleichslast, zu der die unterschiedlich hohen Lasten P_i ins Verhältnis gesetzt werden.

Bildet man von Gleichung 1.25 die zweite Ableitung nach der Zeit ergibt sich der Beschleunigungsverlauf $a(x, t)$.

$$a(x, t) = \frac{\partial^2 w(x, t)}{\partial t^2} \quad (1.34)$$

$$a(x, t) = \sum_{n=1}^{\infty} \sum_{i=1}^{N_p} w_0 \frac{P_i}{P} n \Omega \omega_{d,1}^2 (\ddot{f}(t-t_i)H(t-t_i) - (-1)^n \ddot{f}(t-T_i)H(t-T_i)) \sin\left(\frac{n\pi x}{L}\right)$$

mit

$$\ddot{f}(\tau) = \frac{1}{\omega_{d,n} D} (-\omega_{d,n} n \Omega \sin(n \Omega \tau + \gamma) - e^{-\zeta \omega_n (t-t_i)} (\sin(\omega_{d,n} \tau + \varphi) \cdot ((\zeta \omega_n)^2 - \omega_{d,n}^2) - 2 \zeta \omega_n \omega_{d,n} \cos(\omega_{d,n} \tau + \varphi))) \quad (1.35)$$

Generell gibt es zwei Resonanzmechanismen. Der erste Mechanismus tritt ein wenn die Eigenkreisfrequenz der Brücke ω_j gleich der Eigenkreisfrequenz der Anregung Ω ist. Die Gleichung gilt für schwache Dämpfung mit L als Spannweite und der Brückeneigenfrequenz n_j :

$$\begin{aligned} \omega_j &= \Omega \\ \omega_j &= \frac{\pi v}{L} \\ v &= \frac{2L \cdot n_j}{m} \quad \text{mit } j = 1, 2, 3 \dots \quad m = 1, 2, 3 \dots \end{aligned} \quad (1.36)$$

Weitaus bedeutender für die Amplitude ist der zweite Resonanzmechanismus [3][23]. Bei diesem schaukelt sich die Amplitude mit wachsender Lastanzahl auf. Die kritische Geschwindigkeit ergibt sich für die äquidistanten Lastabstände d , wenn die Periodendauer $T = d/v$ gleich der Brückeneigenfrequenz oder einem Vielfachen davon ist:

$$T = \frac{d}{v} = \frac{k}{n_i} \quad \text{mit } i = 1, 2, 3 \dots \quad k = 1, 2, 3 \dots \quad (1.37)$$

Aus Formel 1.37 ergibt sich die kritische Geschwindigkeit $v_{cr,i,k}$ zu

$$v_{cr,i,k} = \frac{d n_i}{k} \quad \text{mit } i = 1, 2, 3 \dots \quad k = 1, 2, 3, \dots \quad (1.38)$$

1.2.3. Einfluss der äquidistanten Lastanzahl auf die maximale Amplitude

Fřyba geht in [9] davon aus, dass die maximale Amplitude in Feldmitte auftritt, wenn die letzte Last P_{N_p} den Balken verlassen hat ($t \geq T_{N_p}$). Dadurch befindet sich der Balken in der Nachschwingung und der Teil der erzwungenen Schwingung in $f(\tau)$ (s. erster Teil der Klammer Formel 1.31) hebt sich bei jeder Last in Formel 1.25 auf. Für die erste Eigenform und äquidistante gleiche Lasten ergibt sich:

$$w\left(\frac{L}{2}, t\right) = \sum_{i=1}^{N_p} w_0 \Omega \omega_{d,1}^2 (f(t-t_i) H(t-t_i) - (-1)^i f(t-T_i) H(t-T_i)) \quad (1.39)$$

$$w\left(\frac{L}{2}, t\right) = \sum_{i=1}^{N_p} w_0 \frac{\Omega \omega_{d,1}}{D} (e^{-\zeta \omega_n (t-t_i)} + e^{-\zeta \omega_n (t-T_i)}) \quad (1.40)$$

$$a\left(\frac{L}{2}, t\right) = \sum_{i=1}^{N_p} w_0 \frac{\Omega \omega_{d,1} (\zeta \omega_n)^2}{D} (e^{-\zeta \omega_n (t-t_i)} + e^{-\zeta \omega_n (t-T_i)}) \quad (1.41)$$

Der Teil innerhalb der Klammern von Formel 1.40 und 1.41 ist eine endliche geometrische Reihe (s. 1.42) mit zugehöriger Folge (s. 1.43). Die Ausdrücke vor den Klammern können vor das Summenzeichen gezogen werden, da sie unabhängig von i sind. Sie skalieren den Reihenwert. Daher ist die Änderung der Amplitude von Lastanzahl i zu Lastanzahl $i + 1$, ob w oder a , nur von der geometrischen Reihe abhängig. Da laut Frýba die maximale Amplitude auftritt, wenn die letzte Last N_p den Balken verlassen hat, gilt $t = T_{N_p}$.

$$E_{N_p} = \sum_{i=1}^{N_p} (e^{-\zeta \omega_n (T_{N_p} - t_i)} + e^{-\zeta \omega_n (T_{N_p} - T_i)}) \quad (1.42)$$

$$= \frac{(1 + e^{-\Lambda/(2\alpha)})(1 - e^{-\Lambda \cdot d \cdot N_p/(2\alpha \cdot L)})}{e^{-\Lambda \cdot d/(2\alpha \cdot L)} - 1} \quad (1.43)$$

In Formel 1.43 ist $\Lambda = 2\pi\zeta$ das logarithmische Dekrement für kleine Dämpfungen und $\alpha = v/(2n_1 \cdot L)$ der Geschwindigkeitsparameter mit n_1 als erste Eigenfrequenz des Balkens und L als Spannweite. Um nun die maximale Durchbiegung oder die maximale Beschleunigung zu berechnen, muss der Grenzwert der Folge 1.43 gebildet werden. Der Grenzwert für eine unendliche Anzahl von Lasten ergibt sich zu:

$$E_\infty = \lim_{N_p \rightarrow \infty} E_{N_p} = \frac{1 + e^{-\Lambda/(2\alpha)}}{e^{-\Lambda \cdot d/(2\alpha \cdot L)} - 1} \quad (1.44)$$

Da die geometrische Reihe sowohl für die Durchbiegungsamplitude als auch für die Beschleunigungsamplitude gilt, muss der Grenzwert 1.44 mit den Ausdrücken, die vor die Summenzeichen der Formeln 1.40 und 1.41 gezogen wurden, skaliert werden, um das Maximum der gewünschten Amplitude in Feldmitte zu berechnen.

$$w_{max} = w_0 \frac{\Omega \omega_{d,1}}{D} \cdot \frac{1 + e^{-\Lambda/(2\alpha)}}{e^{-\Lambda \cdot d/(2\alpha \cdot L)} - 1} \quad (1.45)$$

$$a_{max} = w_0 \frac{\Omega \omega_{d,1} (\zeta \omega_n)^2}{D} \cdot \frac{1 + e^{-\Lambda/(2\alpha)}}{e^{-\Lambda \cdot d/(2\alpha \cdot L)} - 1} \quad (1.46)$$

Die benötigte Lastanzahl N_p für eine Änderung Δ der Amplitude ergibt sich aus folgendem Ausdruck aus Formel 1.43, wenn $v = v_{cr,1,k} = d \cdot n_1/k$:

$$\begin{aligned} \frac{E_{N_{p+1}}}{E_{N_p}} &= \frac{(1 + e^{-\Lambda/(2\alpha)})(1 - e^{-\Lambda \cdot d \cdot (N_{p+1})/(2\alpha \cdot L)})}{e^{-\Lambda \cdot d/(2\alpha \cdot L)} - 1} \cdot \frac{e^{-\Lambda \cdot d/(2\alpha \cdot L)} - 1}{(1 + e^{-\Lambda/(2\alpha)})(1 - e^{-\Lambda \cdot d \cdot N_p/(2\alpha \cdot L)})} \leq (1 + \Delta) \\ &= \frac{1 - e^{-\Lambda \cdot k(N_{p+1})}}{1 - e^{-\Lambda \cdot k \cdot N_p}} \leq (1 + \Delta) \end{aligned} \quad (1.47)$$

Formel 1.47 wird nach N_p aufgelöst. Nun kann die minimal nötige Lastanzahl N_p für eine Abweichung der Amplituden $E_{N_p+1}/E_{N_p} \leq (1 + \Delta)$ berechnet werden.

$$N_p \geq \ln\left(\frac{-e^{-\Lambda \cdot k} + (1 + \Delta)}{\Delta}\right) / (\Lambda \cdot k) \quad (1.48)$$

Formel 1.48 gilt für alle $\Lambda \cdot k > -\ln(1 + \Delta)$ und $\Lambda \cdot k \neq 0$. Dies ist der Fall, solange das System gedämpft ist, da $\Lambda \cdot k > 0$.

Möchte man eine Aussage über den absoluten Fehler Δ bezüglich der maximalen Amplitude machen, muss man den Grenzwert E_∞ (s. Formel 1.44) für E_{N_p+1} einsetzen und die Formel nach N_p auflösen:

$$\begin{aligned} \frac{E_\infty}{E_{N_p}} &= \frac{1 + e^{-\Lambda/(2\alpha)}}{e^{-\Lambda \cdot d/(2\alpha L)} - 1} \cdot \frac{e^{-\Lambda \cdot d/(2\alpha L)} - 1}{(1 + e^{-\Lambda/(2\alpha)})(1 - e^{-\Lambda \cdot d \cdot N_p/(2\alpha L)})} \leq (1 + \Delta) \\ &= \frac{1}{1 - e^{-\Lambda \cdot k \cdot N_p}} \leq (1 + \Delta) \end{aligned} \quad (1.49)$$

Daraus ergibt sich die Lastanzahl N_p zu:

$$N_p \geq -\ln\left(1 - \frac{1}{(1 + \Delta)}\right) / (\Lambda \cdot k) \quad (1.50)$$

Die Konstante k ergibt sich aus der kritischen Geschwindigkeit $v_{c,r,1,k}$, bei der die minimale Lastanzahl N_p für die Amplitudenabweichung aus Formel 1.48 oder 1.50 berechnet werden soll.

Für eine Abweichung der Amplituden $N_p + 1$ zu N_p von $\leq 1\%$ ergeben sich die minimal benötigte Lastanzahl aus Formel 1.48 zu:

$$N_p \geq \ln\left(\frac{-e^{-\Lambda \cdot k} + 1,01}{0,01}\right) / (\Lambda \cdot k)$$

Setzt man einen Absolutfehler der Amplitude E_{N_p} zur maximalen Amplitude von $\leq 1\%$ an, berechnet sich die minimale Lastanzahl aus Formel 1.50 zu:

$$N_p \geq -\ln\left(1 - \frac{1}{1,01}\right) / (\Lambda \cdot k) \quad (1.51)$$

Die minimal erforderlichen Lasten N_p für beide Amplitudenabweichungen in den Formeln 1.48 und 1.50 hängen über das logarithmische Dekrement für kleine Dämpfungen ($\Lambda = 2\pi\zeta$) von der Dämpfung ab und werden in Abbildung 1.6 abhängig zu dieser dargestellt. Je geringer die Dämpfung des Tragwerks ist, desto höher ist die benötigte Lastanzahl bis die Amplitude sich nur noch geringfügig ändert. Aus Abbildung 1.6 ist auch ersichtlich, dass eine kleine Änderung der Amplitude vor allem bei geringen Dämpfungen kein Indikator für eine Nähe zur maximalen Amplitude ist. Die Lastanzahl N_p kann durch Division mit k auf jede beliebige

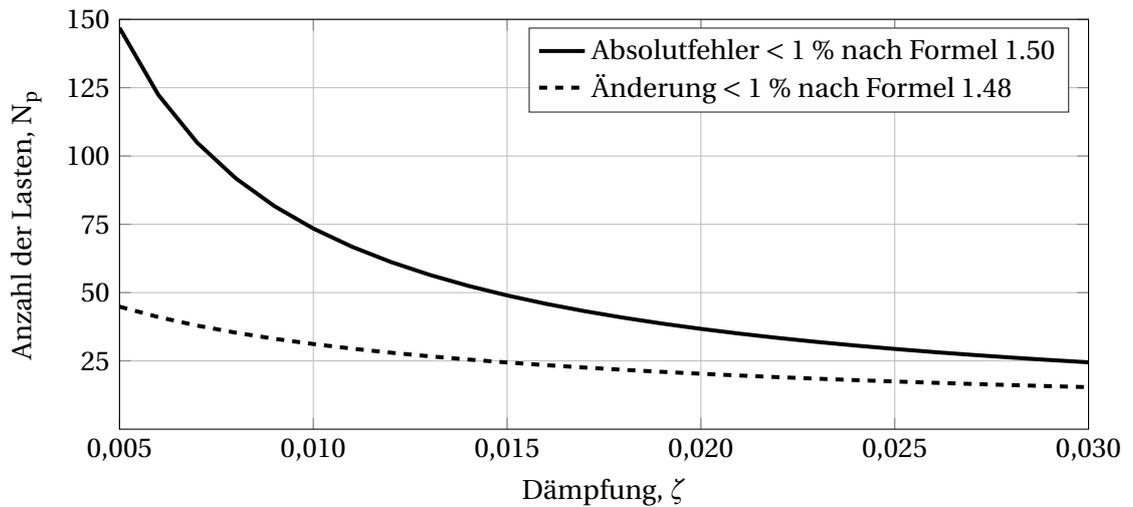


Abbildung 1.6.: Anzahl der erforderlichen Lasten N_p nach Formel 1.50 und Formel 1.48 für die erste kritische Geschwindigkeit $v_{cr,1,1}$ in Abhängigkeit zur Dämpfung

erste kritische Geschwindigkeit $v_{cr,1,k}$ skaliert werden, da sich die Lastanzahl N_p in Formel 1.50 und 1.48 antiproportional zu k verhält.

Wenn man die im Eurocode 1991-2 [1] angegebenen Dämpfungen für Brücken aus verschiedenen Werkstoffen für die Dämpfung ζ im logarithmischen Dekrement $\Lambda = 2\pi\zeta$ in Formel 1.48 oder 1.50 einsetzt, dann kann die minimal nötige Lastanzahl N_p für die unterschiedlichen Amplitudenabweichung in Abhängigkeit zur Spannweite dargestellt werden. Dazu benötigt man den Zusammenhang zwischen Dämpfung und Spannweite aus der o.g. Norm:

- Für Stahlbeton gilt:

$$L < 20 \text{ m} \quad \zeta = (1,5 + 0,07(20 - L))/100 \quad (1.52)$$

$$L \geq 20 \text{ m} \quad \zeta = 0,015 \quad (1.53)$$

- Für Spannbeton gilt:

$$L < 20 \text{ m} \quad \zeta = (1 + 0,07(20 - L))/100 \quad (1.54)$$

$$L \geq 20 \text{ m} \quad \zeta = 0,01 \quad (1.55)$$

- Für Stahl und Verbund gilt:

$$L < 20 \text{ m} \quad \zeta = (0,5 + 0,125(20 - L))/100 \quad (1.56)$$

$$L \geq 20 \text{ m} \quad \zeta = 0,005 \quad (1.57)$$

Abbildung 1.7 zeigt die minimal nötige Lastanzahl für einen absoluten Amplitudenfehler von $\leq 1\%$ in Abhängigkeit der Spannweite, über den Dämpfungs- und Spannweitenzusammenhang aus dem Eurocode 1991-2 [1] für die erste kritische Geschwindigkeit $v_{cr,1,1}$.

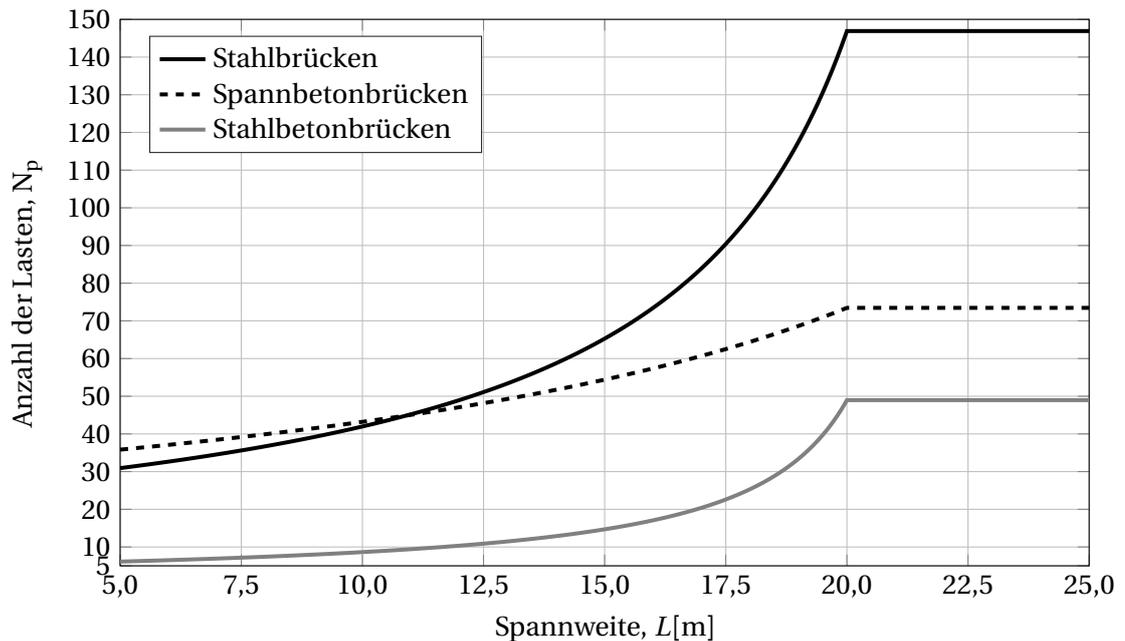


Abbildung 1.7.: Anzahl der erforderlichen Lasten N_p nach Formel 1.50 und Formel 1.48 mit dem Dämpfungs- und Spannweitenzusammenhang aus dem Eurocode 1991-2 [1] für verschiedene Materialien bei der erste kritische Geschwindigkeit $v_{cr,1,1}$ in Abhängigkeit zur Spannweite

Auch in Abbildung 1.7 kann die Lastanzahl N_p durch Division mit der Konstante k auf eine beliebige erste kritische Geschwindigkeit $v_{cr,1,k}$ im betrachteten Geschwindigkeitsbereich skaliert werden.

Durch die hohen Dämpfungen kurzer Spannweiten nach [1] ist die benötigte Lastanzahl für einen absoluten Amplitudenfehler von $\leq 1\%$ bei der ersten kritischen Geschwindigkeit $v_{cr,1,1}$ gering (s. Abb. 1.7). Brücken mit kurzen Spannweiten haben höhere Eigenfrequenzen als Brücken mit großen Spannweiten (s. Abschnitt 1.3.1). Die erste kritische Geschwindigkeit $v = v_{cr,1,k} = d \cdot n_1 / k$ liegt aufgrund der höheren Eigenfrequenz kurzer Brücken daher oft nicht im betrachteten Überfahrtsgeschwindigkeitsbereich. Betrachtet man eine kritische Geschwindigkeit mit $k > 1$, die im Geschwindigkeitsbereich liegt, reduziert sich die Lastanzahl N_p weiter, sodass die maximalen Amplituden bei Brücken mit kurzen Spannweiten bei sehr geringen Lastanzahlen erreicht werden.

Das folgende Beispiel erläutert diesen Zusammenhang. Für einen Abstand über Puffer von $d = 26,4$ m (s. Tab. A.1 ICE 2) und einer $L = 5$ m langen Stahlbrücke mit einer ersten Eigenfrequenz von $n_1 = 40$ Hz ergibt die erste kritische Geschwindigkeit $v_{cr,1,1}$ zu:

$$v_{cr,i,k} = \frac{d n_i}{k}$$

$$v_{cr,1,1} = \frac{d n_1}{1} = \frac{26,4 \cdot 40 \cdot 3,6}{1} = 3802 \text{ km/h} \quad (1.58)$$

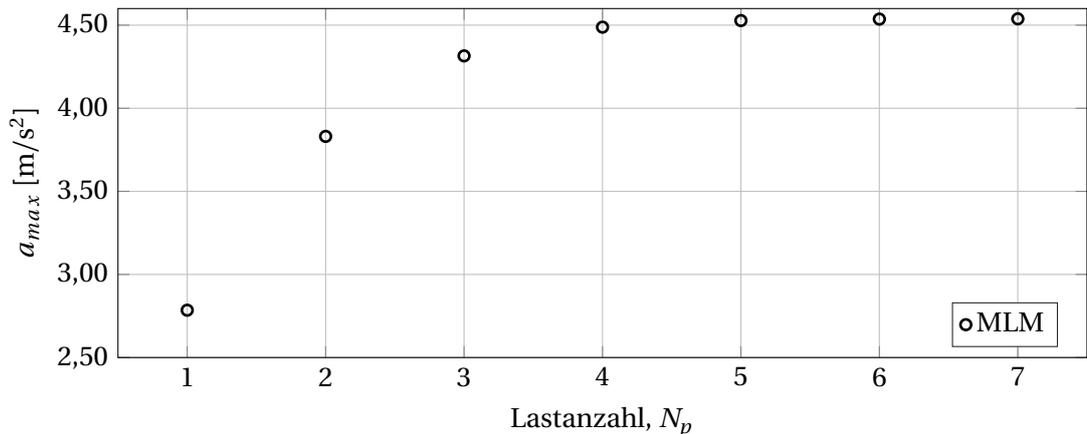


Abbildung 1.8.: MLM Spitzenbeschleunigung für äquidistante Lasten von 224 kN und einem Abstand von $d = 26,4$ m bei $v = 380$ km/h in Abhängigkeit zu unterschiedlicher Lastanzahl N_p für eine Brücke mit $L = 5$ m $n_1 = 40$ Hz $\mu = 10$ t/m und $\zeta = 0,0238$

Wenn ein Überfahrtsgeschwindigkeitsbereich von 100 km/h bis 400 km/h betrachtet wird, dann ist die erste im o. g. Geschwindigkeitsbereich liegende kritische Geschwindigkeit $v_{cr,1,k}$ bei $k = 10$. Daraus folgt für die minimale Lastanzahl N_p , ab welcher die Absolutabweichung der Amplitude zur maximalen Amplitude nach Abbildung 1.7 $\leq 1\%$ liegt:

$$N_p(v_{cr,1,1}) = 31 \text{ Lasten} \quad (\text{s. Abb. 1.7})$$

$$N_p(v_{cr,1,k}) = N_p(v_{cr,1,1})/k$$

$$N_p(v_{cr,1,10}) = 3 \text{ Lasten}$$

Die Abweichung der maximalen Beschleunigungs- und Durchbiegungsamplitude zum Grenzwert in Feldmitte einer Stahlbrücke mit der Normdämpfung nach Eurocode 1992-2 [1] von 2,38 % und einer Spannweite von $L = 5$ m ist laut Formel 1.49 nach der äquidistanten Lastanzahl von 3 Lasten für $v_{cr,1,10} = 380$ km/h unter 1 %. Die Berechnung mit der analytischen Lösung ergibt laut Abbildung 1.8 eine Lastanzahl von vier.

1.3. Parameter

Dieser Abschnitt widmet sich dem Parameterfeld von Brücken und Zügen als Grundlage der Parameterstudie. Er wird einen Überblick über Eigenfrequenzen und Massenbelegungen von Brücken und Zugdaten für Modellzüge aus unterschiedlichen Literaturquellen geben.

1.3.1. Brückenparameter

Fryba gibt in [10] einen Überblick über das Parameterfeld von Eisenbahnbrücken. Dabei geht er auch auf den Zusammenhang zwischen der ersten Eigenfrequenz und der Spannweite ein.

In einer Studie stellt er die gemessenen ersten Eigenfrequenz von 113 Eisenbahnbrücken in Abhängigkeit zur Spannweite dar. Die Eisenbahnbrücken wurden von Frýba nicht nach dem statischen System aufgeschlüsselt.

Frýbas Messwerte wurden durch gemessene Eigenfrequenzen von Eisenbahnbrücken, die dem Forschungsbereich für Stahlbau der TU Wien vorliegen, erweitert und sind in Abb. 1.9a dargestellt. Bei den Messwerten der TU Wien handelt es sich um eingleisige, einfeldrige Brücken für den Hochgeschwindigkeitsverkehr in Österreich.

Die Ausgleichsfunktion für die erste Eigenfrequenz n_1 einer Brücke mit der Spannweite L wurde aus allen gegebenen Messwerten berechnet (s. Formel 1.60), wobei die obere $n_{1,o}$ (Index o für obere) und untere $n_{1,u}$ (Index u für untere) Grenzeigenfrequenz jeweils eine Parallelverschiebung der Ausgleichsfunktion in den äußersten Messwert des gesamten Spannweitenbereichs darstellt.

$$\begin{aligned} &\text{Obere Grenze } n_{1,o} \\ n_{1,o}(L) &= 327,3 \cdot L^{-1,32} \cdot 2,47 & (1.59) \\ &\text{mit } L [m]; \quad n_1 [Hz] \end{aligned}$$

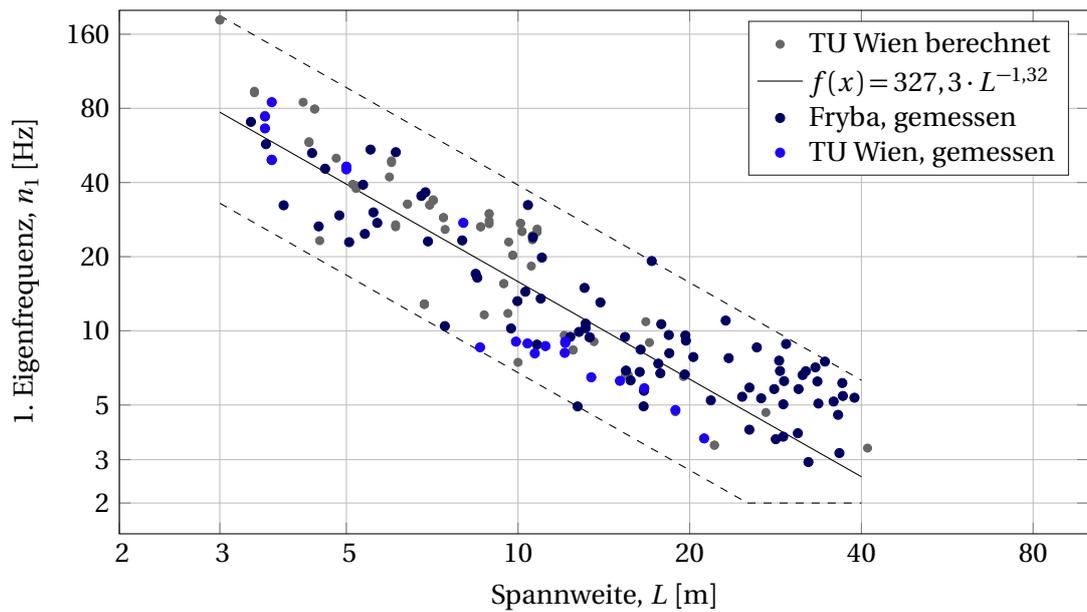
$$\begin{aligned} &\text{Ausgleichsfunktion } n_1 \\ n_1(L) &= 327,3 \cdot L^{-1,32} & (1.60) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} &\text{Untere Grenze } n_{1,u} \\ n_{1,u}(L) &= \begin{cases} 327,3 \cdot L^{-1,32} \cdot 0,43 & , L \leq 25,26 \\ 2 & , L > 25,26 \end{cases} & (1.61) \end{aligned}$$

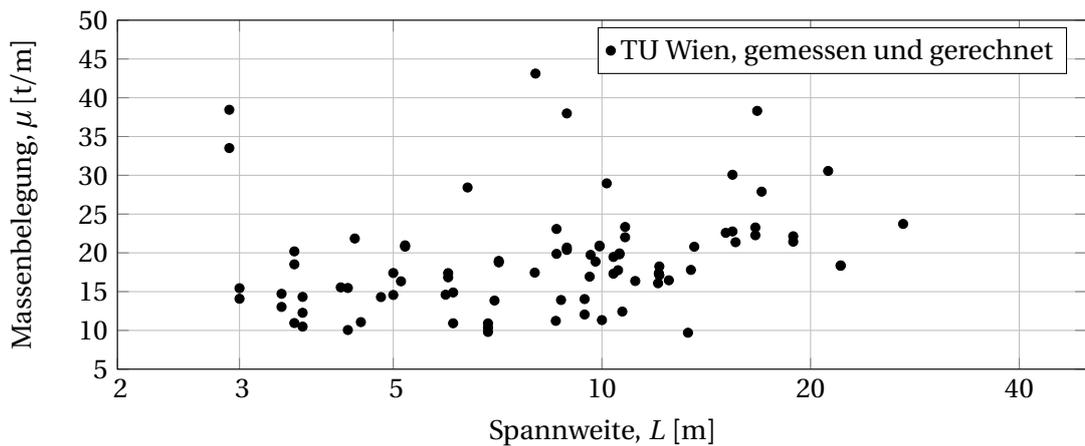
Neben der Eigenfrequenz einer Brücke ist die Massenbelegung μ der zweite charakteristische Parameter der dynamischen Brückeneigenschaften. Die Massenbelegung kann, im Gegensatz zur Eigenfrequenz, rechnerisch in guter Näherung bestimmt werden, sodass bei der Bestimmung des Parameterbereichs auch gerechnete Werte verwendet wurden.

In Abb. 1.9b sind die gerechneten oder gemessenen Massenverteilungen von 89 eingleisigen und einfeldrigen Brücken auf Hochgeschwindigkeitsstrecken in Abhängigkeit zur Spannweite L aus Daten des Forschungsbereichs für Stahlbau der TU Wien dargestellt. Mehrgleisige Brücken mit gemeinsamen Schotterbett und getrennten Tragwerk wurden nicht berücksichtigt. In der Darstellung sind keine Abhängigkeiten erkennbar. Aus diesem Grund konnte kein funktionaler Zusammenhang zwischen der Spannweite L und der Massenbelegung μ hergestellt werden.

Abschließend sei darauf hingewiesen, dass es auch eingleisige und einfeldrige Eisenbahnbrücken mit einer Massenverteilung unter $\mu = 10 \text{ t/m}$ gibt, diese Gruppe aber offensichtlich nicht in den vorhandenen Daten der Hochgeschwindigkeitsstrecken vertreten ist.



(a) Eigenfrequenz in Abhängigkeit der Spannweite aus Daten von [10] und des Forschungsbereichs für Stahlbau der TU Wien (Ausgleichsfunktion nur mit gemessenen Werten)



(b) Massenbelegung verschiedener eingleisiger, einfeldriger Brücken auf Hochgeschwindigkeitsbrücken in Abhängigkeit der Spannweite aus Daten des Forschungsbereichs für Stahlbau der TU Wien

Abbildung 1.9.: Brückenparameter

1.3.2. Zugparameter

Bei der Verwendung des DIMs ist es unabdingbar, realistische dynamische Zugparameter für verschiedene Zugtypen zur Verfügung zu haben. Daher wurde eine Bandbreite der wichtigsten Zugparameter recherchiert und mit einer bekannten Bandbreite aus [6] verglichen (s. Tab 1.1). Die vollständigen Daten der einzelnen Züge, die der Bandbreite zugrunde liegen, sind im Anhang mit Quellenangabe tabellarisch dargestellt (Tab. A.1, A.2).

Hochgeschwindigkeitszüge können in Bezug auf die Drehgestellanordnung in zwei Gruppen eingeteilt werden. Züge mit zwei Drehgestellen pro Waggon werden in Anlehnung an die ER-

RI als herkömmliche Hochgeschwindigkeitszüge bezeichnet. Wenn sich die Drehgestelle zwischen zwei Waggonen befinden wird von Gelenkzügen gesprochen. Die dargestellte Bandbreite und alle Berechnungen dieser Arbeit beziehen sich auf herkömmliche Hochgeschwindigkeitszüge. Trotzdem wurden im Zuge der Literaturrecherche auch dynamische Daten von Gelenkzügen gefunden. Diese wurden mit Quellenangabe im Anhang in Tabelle A.3 zusammengefasst.

Tabelle 1.1.: Bandbreite der Zugparameter von herkömmlichen Hochgeschwindigkeitszügen

Beschreibung	Par.	Einh.	Bandbreite		Bandbreite aus [6]
			Tractioncar	Centralcar	C.car
Länge ü. Puffer	d	m	19,28...25,68	24,78...28,75	23,5...27,0
Abst. d. Drehgestelle	r	m	9,9...17,4	17,4...19,5	16,0...19,7
Abst. d. Radsätze	b	m	2,5...3,0	2,3...3,0	2,5...3,0
Masse d. Wagenk.	m_c	kg	32901...60768	33930...43530	30000...48000
Masse d. Drehgestells	m_b	kg	3896...13200	2300...2840	2300...3000
Masse d. Radsatzes	m_w	kg	1538...2500	1320...1900	1500...2000
Eigenfr. d. Wagenk.	n_s^*	Hz	0,61...1,42	0,49...0,75	0,5...1,1
Dreheig.fr.d. Wagenk.	$n_{\theta_s}^*$	Hz	1,48...2,13	0,70...0,83	0,56...1,37
Eigenfr. d. Drehgestells	n_p^*	Hz	4,55...7,02	4,06...6,23	3,8...7,3
Dreheig.fr.d. Drehgest.	$n_{\theta_p}^*$	Hz	5,00...10,28	6,71...8,90	6...8,4
Dämpfung d. Wagenk.	ζ_s^*	%	15,77...36,92	4,21...22,54	4...15
Dämpfung d. Drehgest.	ζ_p^*	%	12,90...57,00	11,23...34,97	11...23

*: berechnet mit Formel 1.65

1.3.3. Einführung der dimensionlosen Parameter

Museros und Alarcón formulieren in [18] die Bewegungsgleichung für einen Euler Bernoulli Balken für das SIM in dimensionsloser Form. Die Bewegungsgleichung ist von elf dimensionslosen Parametern abhängig, diese werden von ihnen als Fundamentalparameter (Fp) bezeichnet. Doménech und Museros erweitern in [7] die dimensionslose Formulierung auf das DIM mit folgenden 13 Fundamentalparameter (bei $i = 1$).

Die Massenverhältnisse μ sowie die Frequenzverhältnisse η sind in der später gebräuchlichen reziproken Schreibweise aus [6] und [5] dargestellt.

1. Längenverhältnisse

$$\beta_d = \frac{L}{d} \quad \beta_b = \frac{L}{b} \quad \beta_r = \frac{L}{r} \quad (1.62)$$

2. Massenverhältnisse

$$\mu_b = \frac{\mu L}{m_b} \quad \mu_c = \frac{\mu L}{m_c} \quad \mu_w = \frac{\mu L}{m_w} \quad (1.63)$$

3. Frequenzverhältnisse

$$\eta_p = \frac{n_1}{n_p} \quad \gamma_p = \frac{n_1}{n_{\Theta p}} \quad \eta_s = \frac{n_1}{n_s} \quad \gamma_s = \frac{n_1}{n_{\Theta s}} \quad (1.64)$$

4. Dämpfungsverhältnisse

$$\zeta_p = \frac{c_p}{\sqrt{2k_p m_b}} \quad \zeta_s = \frac{c_s}{\sqrt{2k_s m_c}} \quad \zeta_i \quad \text{mit } i = 1, 2, 3... \quad (1.65)$$

In diesen Gleichungen beziehen sich alle zugseitigen Parameter auf Abbildung 1.3. Die Brückenspannweite wird durch L bezeichnet, d ist die Länge über Puffer, b der Abstand der Radsätze, r der Abstand der Drehgestellzapfen, μ die Massenbelegung der Brücke, m_b die Masse des Drehgestells, m_c die Masse des Wagenkastens, m_w die Masse des Radsatzes, n_1 die erste Eigenfrequenz der Brücke, n_p und $n_{\Theta p}$ die Längs- und Dreheigenfrequenz des Drehgestells (s. Formel 1.1), n_s und $n_{\Theta s}$ die Längs- und Dreheigenfrequenz des Wagenkastens (s. Formel 1.3), ζ_i die Dämpfung der Brücke, ζ_p die Dämpfung der Primärstufe und ζ_s die Dämpfung der Sekundärstufe sowie k_p , k_s , c_p , c_s die Federsteifigkeit und Dämpfung der Primär- und Sekundärstufe.

1.3.4. Haupteinflussparameter

Der Einfluss der verschiedenen Fundamentalparameter (Fp) auf die Zug-Brücken Interaktion (train bridge interaction, TBI) wurde von Doménech und Museros in [7] [6] untersucht. Zu diesem Zweck berechneten sie in [7] die Reduktion der Spitzenbeschleunigung des MLMs zum DIM. Dabei verwendeten sie eine große Anzahl von Parametervariationen. Die Spitzenbeschleunigung ergab sich für eine Überfahrtsgeschwindigkeit aus der maximalen Beschleunigung des Beschleunigungs-Zeitverlaufs in Feldmitte.

Bei weiterführenden Studien zum Einfluss der 13 Fp auf die TBI wählten Doménech et al. in [6] drei dimensionslose Parameter (β_d, μ_b, η_p), welche sie als Hauptparameter (Hp) bezeichneten. Ein Ziel der Parameterstudie war die Quantifizierung des Einflusses der Hp auf die TBI. In der Folge wurden 210 Hp Kombinationen und jeweils 19683 Nebenparameter-Kombinationen (Npa) berechnet. Mit Reduktion wird in weiterer Folge der Spitzenbeschleunigungsunterschied zwischen MLM und DIM im Verhältnis zur MLM Spitzenbeschleunigung ($(a_{MLM} - a_{DIM})/a_{MLM}$) bei $v = v_{c,r,1,1}$ bezeichnet. Wichtige Ergebnisse der Parameterstudie sind:

1. Die Reduktion der Beschleunigung steigt mit sinkendem Massenverhältnis μ_b in allen Fällen bei sonst konstanten Parametern.
2. Die maximale Reduktion der Beschleunigung aufgrund der TBI ergibt sich im Bereich von $\eta_p = 0,75 \dots 1,1$, wobei die Reduktion der Beschleunigung in [7] bis zum Erreichen

des Maximums monoton steigt und danach monoton fällt.

- In [7] wird wenig Einfluss der N_p auf die Reduktionen festgestellt.

In [6] kommen Doménech und Museros dagegen zum Ergebnis, dass der Einfluss der N_p auf die Reduktion zwar bei hohen μ_b und η_p Verhältnissen vernachlässigt werden kann, aber in Bereichen von ($\eta_p \approx 0,3 \dots 1,0$, $\mu_b \approx 18,5 \dots 350$) nicht mehr. Dort kann der maximale Einfluss aller N_p auf die Reduktion bei $>10\%$ liegen.

- Der Einfluss der N_p steigt bei der zweiten kritischen Geschwindigkeit $v_{cr,1,2} = d \cdot n_1/2$ an [6].
- Wenn die H_p zweier Parameterkombination gleich oder ein Vielfaches von einander sind, dann verhalten sich die dynamischen Antworten beider Systeme gleich oder sind das Vielfache von einander [7].

Um die unter 3. genannten Bereiche für η_p und μ_b zu veranschaulichen, können die Verhältnisse $\eta_p = n_1/n_p$ und $\mu_b = \mu L/m_b$ mit der recherchierten Bandbreite der dynamischen Zugeigenschaften aus Tabelle 1.1 auf Bereiche der Brückenparameter bezogen werden. Die Bandbreite bei Passagierwaggons für n_p ist 4,06 Hz...6,23 Hz und für $m_b = 2300 \text{ kg} \dots 2840 \text{ kg}$. Daraus ergibt sich über die Verhältnisse eine erste Brückeneigenfrequenz von $n_1 = 1,2 \text{ Hz} \dots 6,2 \text{ Hz}$ und eine Brückenmasse von $\mu \cdot L = 43 \text{ t} \dots 994 \text{ t}$.

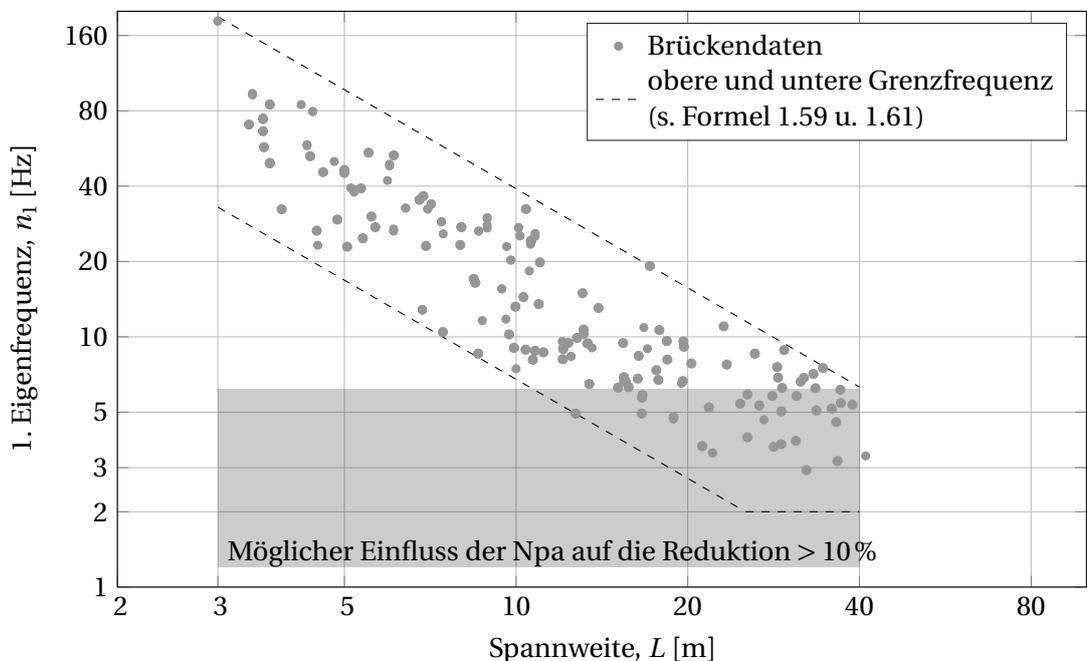


Abbildung 1.10.: Eigenfrequenzen für die maximaler Einfluss der Nebenparameter auf die Reduktion $>10\%$ betragen kann, aus [6] für die recherchierte Bandbreite der dynamischen Zugeigenschaften (Tab. 1.1) bei $v_{cr,1,1}$

In den Abbildungen 1.10 und 1.11 sind die oben berechneten Bereiche, in denen der maximale Einfluss der Npa auf die Reduktion >10 % betragen kann als graue Flächen in die Abbildungen der recherchierten Brückenparameter aus Abschnitt 1.3.1 eingetragen (Abb. 1.9a u. 1.9b).

Der Bereich der Eigenfrequenzen $n_1 = 1,2\text{Hz} \dots 6,2\text{Hz}$ tritt bei Brücken mit Spannweiten $L \geq \sim 10\text{m}$ auf (s. Abb. 1.10). Der Einfluss der Npa auf Brücken mit geringeren Spannweiten ist niedriger, da sie höhere Eigenfrequenzen haben.

Dennoch ist zu beachten, dass Doménech und Museros den Einfluss der Npa für die *erste* kritische Geschwindigkeit $v_{cr,1,1}$ berechneten. In [6] wurde jedoch aufgezeigt, dass der Einfluss der Npa bei $v_{cr,1,2}$ ($k = 2$) höher ist als bei $v_{cr,1,1}$ (s. Punkt 4).

Geht man davon aus, dass der Einfluss der Npa mit dem Faktor k steigt, dann ist dieser in realistischen Geschwindigkeitsbereichen von Hochgeschwindigkeitszügen auch bei Brücken mit kurzen Spannweiten womöglich nicht zu vernachlässigen. Die rechnerische kritische Geschwindigkeit ist linear von der Brückeneigenfrequenz abhängig und ist daher bei Brücken mit hohen Eigenfrequenzen sehr groß.

In Abschnitt 1.2.3 Gleichung 1.58 wurde am Beispiel einer Brücke mit 5 m Spannweite und einer Eigenfrequenz von 40 Hz die erste kritische Geschwindigkeit $v_{cr,1,1}$ berechnet. Sie lag für einen ICE 2 bei $v_{cr,1,1} = 3802\text{ km/h}$ und damit jenseits realistischer Überfahrtsgeschwindigkeiten von Hochgeschwindigkeitszügen. Aufgrund der hohen ersten Eigenfrequenz befindet sich die erste, in einem realistischen Geschwindigkeitsbereich von 100 km/h... 400 km/h liegende, kritische Geschwindigkeit $v_{cr,1,k} = d \cdot n_1 / k$ bei $k = 10$.

Aus diesem Grund sind weitere Studien nötig, um vor allem in realistischen Geschwindigkeitsbereichen den Einfluss von Nebenparametern auf die Reduktion zu quantifizieren.

Abbildungen 1.11 zeigt die Massenbelegung μ und den grauen Bereich in dem der mögliche maximale Einfluss der Nebenparameter auf die Reduktion bei >10 % liegen kann. In die

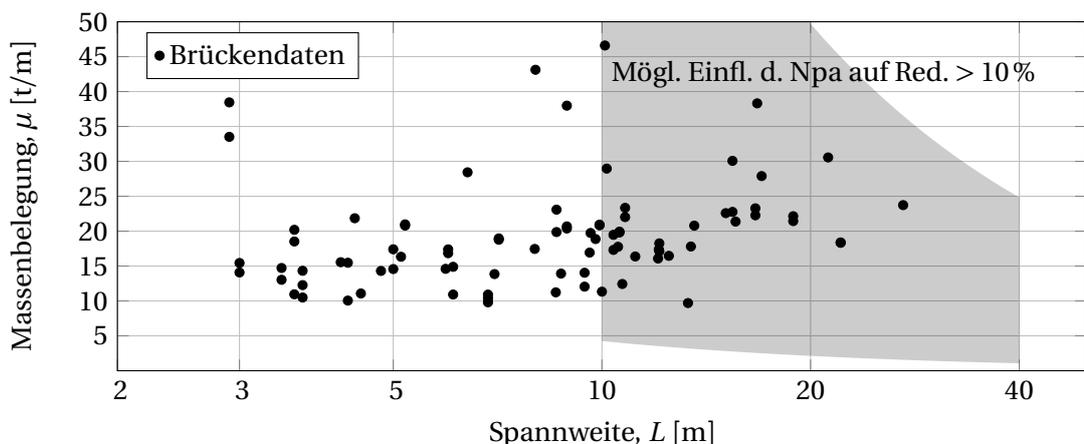


Abbildung 1.11.: Massenbelegung für die maximaler Einfluss der Nebenparameter auf die Reduktion >10 % betragen kann, aus [6] für die recherchierte Bandbreite der dynamischen Zugeigenschaften (Tab. 1.1) bei $v_{cr,1,1}$

Abbildung wurden die Erkenntnisse des vorigen Abschnitts schon eingearbeitet, sodass der Spannweitenbereich in dem keine Brücken mit einer Eigenfrequenzen von $n_1 \leq 6,2$ Hz vorkommen ausgeklammert ist. Es ist ersichtlich, dass der Einfluss der Npa auf die Reduktion für alle Massenbelegungen bei Spannweiten $L \geq 10$ m größer als 10 % sein kann.

1.4. Fiktive Zusatzdämpfung

Die Methode der fiktiven Zusatzdämpfung (additional damping method, ADM) geht auf den Report des ERRI D 214/RP4 [8] aus dem Jahre 1999 zurück. Sie stellt den Versuch dar die Effekte der detaillierteren Zugmodellierungsansätze (s. Abschnitt 1.1.2) auf die Brückenbeschleunigung möglichst einfach abzubilden. Dafür wird die Brückenbeschleunigung einer Überfahrt mit dem zeitsparenden bewegte Lasten Modell (moving load model, MLM) berechnet. Um trotz MLM realistischere Beschleunigungen zu berechnen, wird eine fiktive Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ zur tatsächlichen Dämpfung ζ der Brücke addiert. Die fiktive Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ wird laut ERRI in Abhängigkeit zur Spannweite der einfeldrigen Brücke bestimmt.

1.4.1. ERRI Report

Im genannte ERRI Report [8] wurden zur Ermittlung der ADM lastseitig zweidimensionale Modelle eines ICE 2 und eines Eurostars verwendet. Die Deutsche Bahn (ICE 2) und der SNCF (Eurostar) stellten die dynamischen Zugeigenschaften zur Verfügung. Um bei der Parameterstudie zur ADM Zeit zu sparen wurde eine Vorstudie bezüglich der verschiedenen Zugmodellierungsansätze durchgeführt. Die Vorstudie umfasste 30 Brücken mit den Spannweiten L [m]: 5 10 15 20 30 aus Tabelle 1.2. Bei den Brücken aus der Tabelle wurde nur die obere und untere Eigenfrequenz für die Vorstudie verwendet. Die Brücken wurden jeweils mit drei verschiedenen Dämpfungen (ζ : 0,005 0,01 0,02) und der dargestellten Massenbelegung berechnet. Es wurden die Spitzenbeschleunigungsverläufe des vollständigen Interaktionsmodells (detailed interaction model, DIM) mit denen des vereinfachten Interaktionsmodells (simplified interaction model, SIM) verglichen.

Im ERRI Report wird nach der Vorstudie festgestellt, dass die Spitzenbeschleunigungen des SIMs der beiden Züge für Spannweiten von $L \leq 30$ m zufriedenstellende Übereinstimmungen

Tabelle 1.2.: Brückeneigenschaften ERRI

L [m]	5	10	15	20	25	30
n_1 [Hz]	11,93073	6,84975	4,28013	3,07095	2,51096	2,12620
	14,61210	8,38922	5,24208	3,76113	3,07528	2,60405
	16,87260	9,68701	6,05302	4,34298	3,55103	3,00690
μ [t/m]	7	10	15	20	22,5	25

mit den Spitzenbeschleunigungen des DIMs zeigt. Für $L \geq 30$ m näherten sich die Spitzenbeschleunigungen der beiden Modelle dem MLM an.

Abschließend stellt der ERRI Report zum Ergebnis der Vorstudie fest, dass „[...] das vereinfachte Interaktionsmodell dann, wenn die Spannweite relativ gering ist ($L = 10$ bis 20 m), wegen seiner numerischen Effizienz und seiner Genauigkeit ein vielversprechendes Werkzeug für die Untersuchung der Schwingungsantwort in Resonanznähe zu sein scheint.“ ([8], S. 13).

Die Hauptstudie zur ADM wurde mit dem SIM durchgeführt. Es wurden die ersten drei Eigenformen der Brücken berücksichtigt. Die Zeitschritte der Beschleunigungszeitverläufe der Überfahrten betrug $0,001$ s. Aus den Beschleunigungsverläufen wurde dann jeweils die Spitzenbeschleunigung pro Überfahrt bestimmt und in einen Spitzenbeschleunigungsverlauf abhängig von der Überfahrtsgeschwindigkeit eingetragen. Der untersuchte Geschwindigkeitsbereich lag bei 180 km/h... 350 km/h. Die untersuchten Brücken der Hauptstudie sind in Tabelle 1.2 dargestellt. Die Brücken mit den mittleren Eigenfrequenzen wurden mit einer Dämpfung von $\zeta = 0,005$ berechnet, Brücken mit der obere oder untere mit $\zeta: 0,005$ $0,01$ $0,02$.

Auf Basis der Parameterstudie bestimmte man die fiktive Zusatzdämpfung nach einer „regular-falsi“ Iteration. Die Dämpfung der Brücke wurde erhöht bis sich die maximale Spitzenbeschleunigung des MLMs an die des SIMs angepasst hatte. Die fiktive Zusatzdämpfung nach [8] ist die Differenz zwischen der Ausgangsdämpfung und der Dämpfung, bei der die maximale Spitzenbeschleunigung des MLMs und des SIMs übereinstimmt. Die abschließende fiktive Zusatzdämpfung ergibt sich pro Spannweite aus den unteren Grenzwerten aller fiktiven Zusatzdämpfungen der durchgeführten Berechnungen und ist in Abb. 1.12 dargestellt.

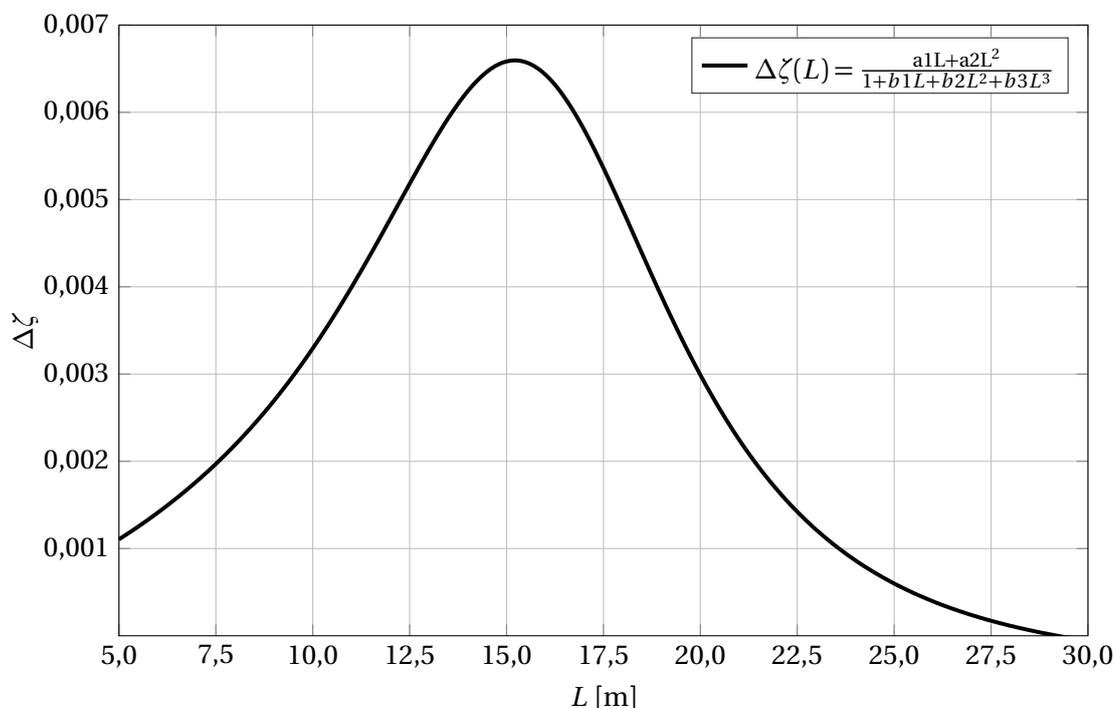


Abbildung 1.12.: Fiktive Zusatzdämpfung nach [8] in Abhängigkeit der Spannweite

Sie errechnet sich durch die nachfolgend dargestellte rationale Funktion.

$$\Delta\zeta(L) = \frac{a_1L + a_2L^2}{1 + b_1L + b_2L^2 + b_3L^3} \quad (1.66)$$

Die Parameter a_1, a_2 und b_1 bis b_3 sind in Tab. 1.3 gegeben. Die Literatur sieht die fiktive Zusatzdämpfung kritisch, da sie z.B. nach Arvidsson und Karoumis Auffassung aus [2] mit der alleinigen Abhängigkeit von der Spannweite eine zu starke Vereinfachung darstellt. Die Reduktion und damit die ADM ist von allen in Abschnitt 1.3.4 genannten Hauptparametern gleichermaßen abhängig [7], [6], [5].

Tabelle 1.3.: Parameter zur Berechnung der fiktiven Zusatzdämpfung nach [8]

a_1 [1/m]	a_2 [1/m ²]	b_1 [1/m]	b_2 [1/m ²]	b_3 [1/m ³]
$1,8698 \cdot 10^{-4}$	$-6,4 \cdot 10^{-6}$	$-4,4057 \cdot 10^{-2}$	$-4,411 \cdot 10^{-3}$	$2,55 \cdot 10^{-4}$

2. Validierung der Berechnungssoftware und Vorstudien

Zur Vorbereitung der Parameterstudie werden in diesem Kapitel die verwendeten Programme anhand von zwei Quellen validiert und deren Aufbau kurz erläutert. Weiterhin geht ein Abschnitt auf die Zuglänge als letzten verbleibenden Zugparameter mit maßgebendem Einfluss auf die Brückenbeschleunigung ein. Hierzu wird der Zusammenhang zwischen der Beschleunigung in Feldmitte und der Lastanzahl des bewegte Lasten Modells (moving load model, MLM) aus Abschnitt 1.2.3 auf das vollständige Interaktionsmodell (detailed interaction model, DIM) übertragen und in einer kurzen Vorstudie stichprobenartig überprüft.

Eine zweite Vorstudie befasst sich mit dem Einfluss der Triebköpfe und deren Vernachlässigung. Dies ist für die Parameterstudie relevant, da die Berechnung der Reduktion möglichst allgemein erfolgen soll. Der allgemeine Ansatz der dimensionslosen Parameter berücksichtigt die Triebköpfe nicht, denn die Verhältnisse aus Abschnitt 1.3.3 beziehen sich auf die Parameter der Passagierwaggons. Somit stellt sich die Frage, ob zwei Systeme mit gleichen Hauptparametern tatsächlich, wie in [7] festgestellt, sehr ähnliche dynamische Antworten haben (s. Abschnitt 1.3.4).

2.1. Verwendete Programme

Insgesamt wurden in dieser Arbeit drei Hauptprogramme und zahlreiche Nebenprogramme verwendet. Die Nebenprogramme wurden vor allem zur Organisation und Datenverarbeitung der Parameterstudie und der Vorstudien geschrieben. Zwei der drei Hauptprogramme stammen aus der Dissertation von Mähr [15] und basieren auf Matlab und Simulink. Beim dritten Programm handelt es sich um die analytische Lösung aus Abschnitt 1.2.2, der Matlabcode des Programms befindet sich im Anhang.

Mährs Programme berechnen die dynamische Antwort eines EBB auf eine Überfahrt mit einem MLM oder DIM. Die Theorie des MLM Programms wurde in Abschnitt 1.2.2 beschrieben. Die Theorie des DIM Programms ist in [15] ausführlich hergeleitet und übersichtlich dargestellt, sodass an dieser Stelle auf die tiefgreifende Erläuterung der theoretischen Hintergründe verzichtet wird. Nachfolgend soll auf die Implementierung der Theorie aus [15] und die Struktur des DIM Programms näher eingegangen werden.

Allgemein verfolgt Mährs DIM Programm einen Partitionierungsansatz zur Lösung des Ge-

samtsystems. Dabei wird das dynamische Gesamtsystem in ein Zug- und ein Brückenmodell aufgeteilt. Das Differentialgleichungssystem des Zuges lautet:

$$\mathbf{M}_Z \ddot{\mathbf{u}} + \mathbf{Z}_Z \dot{\mathbf{u}} + \mathbf{K}_Z \mathbf{u} = \mathbf{p}_g + \mathbf{p}_k \quad (2.1)$$

Darin ist \mathbf{M}_Z die Massenmatrix, \mathbf{Z}_Z die Dämpfungsmatrix und \mathbf{K}_Z die Steifigkeitsmatrix des Zuges sowie \mathbf{u} dessen Freiheitsgrade mit deren zeitliche Ableitungen $\dot{\mathbf{u}}$ $\ddot{\mathbf{u}}$. Die äußeren Kräfte sind die Gewichtskräfte \mathbf{p}_g und die Kopplungskräfte \mathbf{p}_k an den Rädern.

Das Differentialgleichungssystem der Brücke lautet:

$$\mathbf{M}_B \ddot{\mathbf{q}} + \mathbf{Z}_B \dot{\mathbf{q}} + \mathbf{K}_B \mathbf{q} = \mathbf{p}_z \quad (2.2)$$

In dieser Formel ist \mathbf{M}_B die Massenmatrix, \mathbf{Z}_B die Dämpfungsmatrix und \mathbf{K}_B die Steifigkeitsmatrix der Brücke sowie \mathbf{p}_z der Belastungsvektor und \mathbf{q} , $\dot{\mathbf{q}}$, $\ddot{\mathbf{q}}$ die generalisierten Koordinaten, sowie die erste und zweite Ableitung dieser nach der Zeit.

Die Anzahl der berücksichtigten Eigenformen des EBB bestimmen die brückenseitige Zeilenanzahl des modal entkoppelten Differentialgleichungssystems. Die Zeilenanzahl des zugseitigen Differentialgleichungssystems hängt von der Anzahl der Freiheitsgrade des Zugmodells ab. Der ständige Kontakt der beiden Untersysteme wird über die kinematischen Zwangsbedingungen der Radsätze bzw. über die modalen Kopplungskräfte im Belastungsvektor hergestellt.

Generell erfolgt ein Lösungsdurchgang des Programms indem das Zugsystem mit den Balkenbeschleunigungen an den Stellen der Radsätze des Zeitschritts $k - 1$ gelöst wird. Danach werden die berechneten modalen Kopplungskräfte über den Belastungsvektor an das Brückendifferentialgleichungssystem übergeben. Nun wird dieses gelöst und übergibt seinerseits die Balkenbeschleunigungen an das Zugsystem für den nächsten Berechnungsschritt.

Eine Vermischung der beiden sonst strikt getrennten Untersysteme findet durch die Radsatzmassen statt. Da sie durch die kinematischen Zwangsbedingungen in ständigem Kontakt mit der Brücke stehen, sind sie im Programm Einträge der Brückenmassenmatrix. Durch die Zugüberfahrt ändert sich die Radsatzpositionen in jedem Zeitschritt und damit ändert sich auch die Massenmatrix der Brücke in jedem Iterationsschritt und muss neu gebildet werden.

Nachdem der generelle Ablauf des Programms erläutert wurde, wird nachfolgend die Umsetzung in Simulink beschrieben. Simulink ermöglicht neben klassischer Programmierung durch Code auch eine grafische Programmierung durch sogenannte Blöcke und deren Verbindungen untereinander. Die Blöcke führen von Matlab vordefinierte Rechenoperationen aus oder können durch eigene Programmierung angepasst werden. Nachfolgend ist exemplarisch eine Simulink-Block mit zwei Eingängen und einem Ausgang gezeigt.

Den Kern des Programms stellt das System der modal entkoppelten Differentialgleichungen

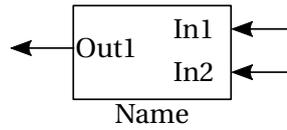


Abbildung 2.1.: Simulink-Block

der Brücke in Formel 2.3 dar.

$$\ddot{\mathbf{q}} = \tilde{\mathbf{M}}_B^{-1} [\mathbf{p}_z - \mathbf{Z}_B \dot{\mathbf{q}} - \mathbf{K}_B \mathbf{q}] \quad (2.3)$$

In dieser Formel ist $\tilde{\mathbf{M}}_B$ die Massenmatrix der Brücke mit den Radsatzmassen.

Abbildung 2.2 zeigt das implementierte Differentialgleichungssystem aus Formel 2.3. Es wird in jedem Zeitschritt im *Add*- und *Product*-Block aufgestellt und für $\ddot{\mathbf{q}}$ pro Zeitschritt gelöst. Für die Lösung des Brückensystems sind die modalen Kopplungskräfte (Kk) im Belastungsvektor \mathbf{p}_z nötig.

Der gesamte Belastungsvektor \mathbf{p}_z ergibt sich durch die Summation über alle Kopplungskräfte P_i auf dem Balken (s. Formel 2.4). Durch die Heaviside-Funktionen $H(\tau)$ aus Abschnitt 1.2.2 werden die Kopplungskräfte P_i , die nicht auf der Brücke sind, durch die Multiplikation mit $(H(t - t_i) - H(t - T_i))$ Null gesetzt. Dabei ist t der Zeitpunkt des Zeitschritts, t_i der Zeitpunkt an dem die *i*te Kopplungskraft P_i den Balken betritt und T_i der Zeitpunkt des Verlassens.

Der Vektor mit den Eigenfunktionen $\boldsymbol{\phi}(x)$ des EBB generalisiert den Lastvektor \mathbf{p}_z und damit die Kk an der Stelle $x = x_i$ des Radsatzes i .

$$\mathbf{p}_z = \sum_{i=1}^{N_p} P_i \boldsymbol{\phi}(x_i) \cdot (H(t - t_i) - H(t - T_i)) \quad (2.4)$$

Die Einträge des Belastungsvektors wurden erläutert, nun wird die Implementierung des *Belastungsvektor*-Blocks aus Abbildung 2.2 näher betrachtet. Dazu ist in Abbildung 2.3 seine innere Struktur gezeigt. Die Summation über alle modalen Kopplungskräfte P_i aus Formel 2.4 erfolgt im *Add*-Block in Abbildung 2.3. Die ersten vier Eingänge des *Add*-Blocks sind die ersten vier modalen Kk der Radsätze $i = 1 \dots 4$ des Waggon *1*-Blocks. Innerhalb des Waggon *1*-Blocks werden die modalen Kk aus den Kk P_i in den *Subsystem 1* bis *4*-Blöcken berechnet und in Out1 bis Out4 ausgegeben.

Das Kräftegleichgewicht der Kopplungskraft P_i an der Stelle des *i*ten Radsatzes ist in Formel 2.5 dargestellt.

$$P_i = F_{sti} - F_{ki} - F_{ci} - m_{Ri} \cdot \ddot{w}_{Ri} \quad (2.5)$$

Die Kk P_i des Radsatzes i besteht aus der statischen Aufstandskraft F_{sti} und den Feder- bzw. Dämpferkräften F_{ki} und F_{ci} , sowie der Radsatzmasse m_{Ri} multipliziert mit der Balkenbeschleunigung \ddot{w}_{Ri} an der Stelle des Radsatzes.

Die Feder- und Dämpferkräfte F_{ki} und F_{ci} werden von den *Subsystem 1* bis *4*-Blöcken in Ab-

bildung 2.3 für die Berechnung der K_k nach Formel 2.5 benötigt. Diese werden in den Blöcken F_k und F_c über die *Steifigkeits-* und *Dämpfungsmatrix-*Blöcke des Waggons berechnet. Die explizite Aufstellung des Kräftegleichgewichts aus Formel 2.5 erfolgt innerhalb der *Subsystem 1* bis *4*-Blöcke in Abbildung 2.3. Der *Subsystem 1*-Block des Waggon *1*-Blocks ist in Abbildung 2.4 dargestellt. Das Kräftegleichgewicht der modalen $K_k P_1$ wird im markierten Bereich zusammengesetzt. Die modalen K_k aller Waggons werden wie beschrieben gebildet und im Belastungsvektor zusammengefasst, sodass das modal entkoppelte Differentialgleichungssystem der Brückengleichung 2.3 in jedem Zeitschritt gelöst werden kann. Abschließend werden in Tabelle 2.1 alle Eingangsvariablen des Simulink Programms mit Beschreibung dargestellt.

Tabelle 2.1.: Eingangsvariablen DIM Simulink Lastseitig, Tragwerksseitig und Zeit

Var	Beschreibung
Lastseitig	
AA	Abstandsvektor der Achsen
P	Achslasten
C_	Dämpfungsmatrix der Waggons (ohne Radsatzverschiebungen)
CD	Diagonale Dämpfungsmatrix
Cf	Dämpfungsmatrix der Waggons (mit Radsatzverschiebungen)
IM_	Inverse Massenmatrix der Waggons
K_	Steifigkeitsmatrix der Waggons (ohne Radsatzverschiebungen)
Kf	Steifigkeitsmatrix der Waggons (mit Radsatzverschiebungen)
KF	Diagonale Steifigkeitsmatrix
M_	Massenmatrix der Waggons ohne Radsätze
mR	Masse der Radsätze
Tv	Deformationsgrößen der Freiheitsgrade nach Einheitsverschiebungen
Tragwerksseitig	
M	Massenmatrix der Brücke
K	Steifigkeitsmatrix der Brücke
Z	Dämpfungsmatrix der Brücke
Zeit	
pd	Zeitvektor mit Zeitabständen der Achsen (kumuliert)
tS	gewählte Dauer der Simulation (z.B. Überfahrtdauer + Nachschwingzeit)
pw	Prozentuale Dauer der Überfahrt einer Achse zur gesamten Überfahrtdauer

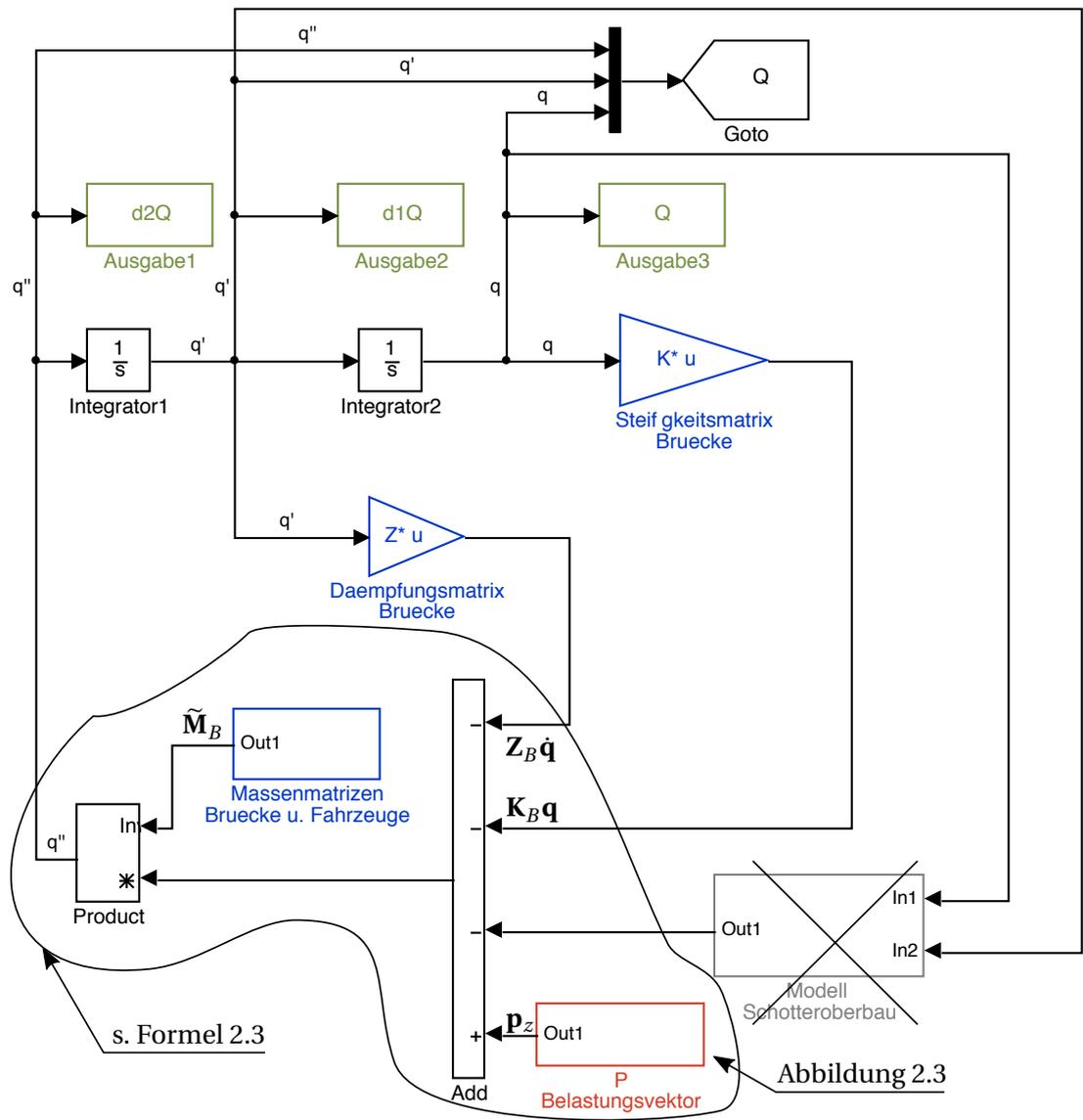


Abbildung 2.2.: Struktur des Hauptprogramms

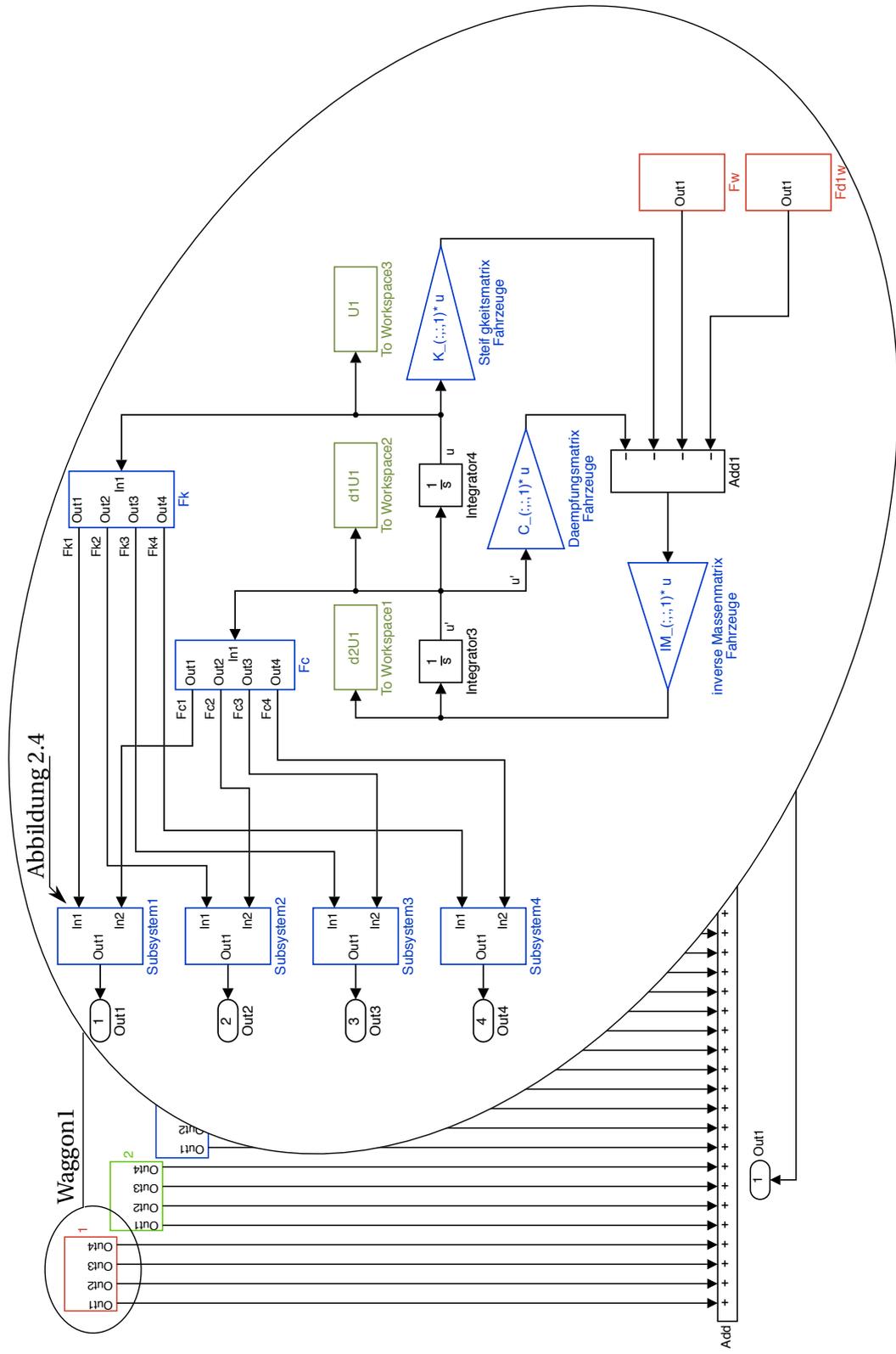


Abbildung 2.4

Abbildung 2.3.: Belastungsvektor-Block, mit Waggon 1-Block

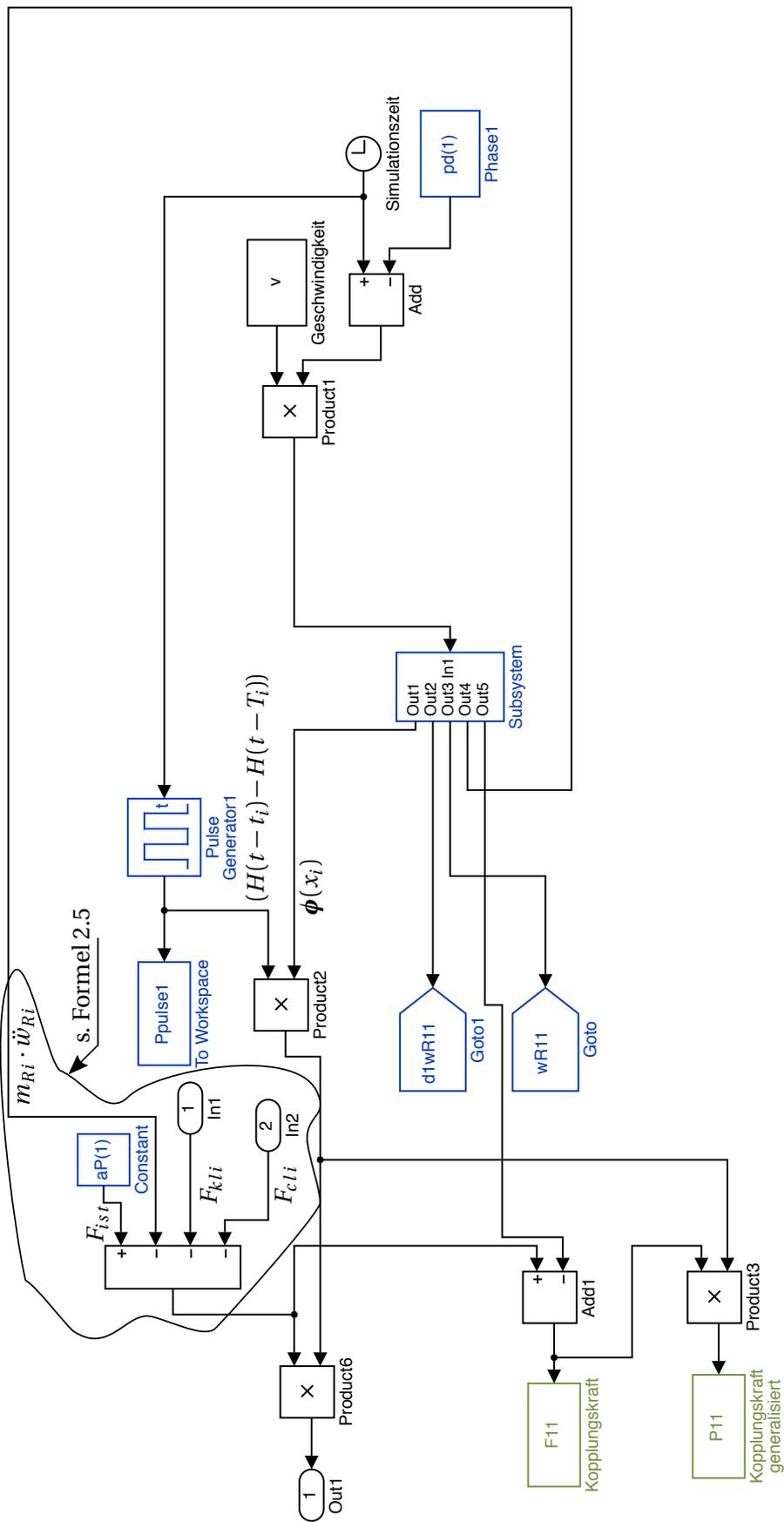


Abbildung 2.4.: Subsystem 1-Block aus Waggon 1-Block

2.2. Validierung

Im ersten Teilabschnitt werden die Ergebnisse der Berechnungen mit den Programmen von Mähr mit denen von Salcher und Adam aus [22] verglichen. Der zweite Teilabschnitt stellt die Ergebnisse der selbstprogrammierten analytischen Lösung des Euler Bernoulli Balkens sowie die Ergebnisse der Berechnungen mit den Programmen von Mähr denen aus Arvidssons Dissertation [4] gegenüber.

Die zwei Hauptprogramme aus Mährs Dissertation [15] berechnen die dynamische Tragwerksantwort infolge des bewegte Lasten Modells (moving load model, MLM) und infolge des vollständige Interaktionsmodells (detailed interaction model, DIM). Sie wurden am Institut für Tragkonstruktionen im Forschungsbereich für Stahlbau an der TU Wien entwickelt.

Für das dritte Hauptprogramm wurde die analytische Lösung des gedämpften einfeldrigen Euler Bernoulli Balkens (EBB) mit erzwungener Anregung aus Abschnitt 1.2.2 programmiert. Der Code des Matlabprogramms befindet sich im Anhang.

2.2.1. Vergleich der Ergebnisse der verwendeten Programme mit den Ergebnissen von Adam und Salcher

Salcher und Adam werteten in [22] die Spitzenbeschleunigung nicht in Feldmitte sondern bezogen auf den Gesamtträger aus. Dabei modellierten sie die Brücke als EBB und berücksichtigten 5 Eigenformen bei der Berechnung. Die untersuchte Brücke hat eine Spannweite von $L = 22$ m, eine Biegesteifigkeit von $EI = 3,94 \cdot 10^{10}$ N/m² und eine Massenbelegung von $\mu = 9660$ kg/m. Daraus ergibt sich die rechnerische Eigenfrequenz von $n_1 = 6,554$ Hz. Die Modale Dämpfung beträgt $\zeta = 0,5\%$. Es wird das Zugmodell eines Railjets verwendet. Dieses besteht aus einer Lok und sieben gleichen Passagierwaggons (s. Anhang Tab. A.1).

Die Ergebnisse der eigenen Berechnungen mit den Programmen von Mähr und die Ergebnisse von Salcher und Adam aus [22] sind in Abbildung 2.5 dargestellt.

Die Überfahrten mit beiden Modellierungsansätzen wurden in einem Geschwindigkeitsbereich von 40 km/h bis 300 km/h simuliert. Vergleicht man die Ergebnisse der beiden MLM Berechnungen fällt auf, dass die Verläufe bis zu einer Überfahrtsgeschwindigkeit von ~ 260 km/h qualitativ sehr gut übereinstimmen. Im nachfolgenden Bereich von 270 km/h bis 280 km/h sind die Ergebnisse des Mähr Programms bezogen auf die maximale Spitzenbeschleunigung bis zu 5,0 % niedriger als die Ergebnisse von Salcher und Adam. Ab ~ 280 km/h nähern sich die Ergebnisse wieder an.

Die maximale Spitzenbeschleunigung beider MLM Berechnungen tritt bei einer Überfahrtsgeschwindigkeit von $v = 251$ km/h auf. Zwischen den maximalen Spitzenbeschleunigungen der Programme sind praktisch keine Abweichungen vorhanden. Sie beträgt $4,0$ m/s². Auch die Ergebnisse für alle anderen klaren lokalen maximalen Spitzenbeschleunigungen stimmen sehr gut überein.

Betrachtet man die DIM Verläufe, so treten die maximalen Spitzenbeschleunigungen bei einer Überfahrtsgeschwindigkeit von $v = 247$ km/h auf und damit 4 km/h vor der maximalen

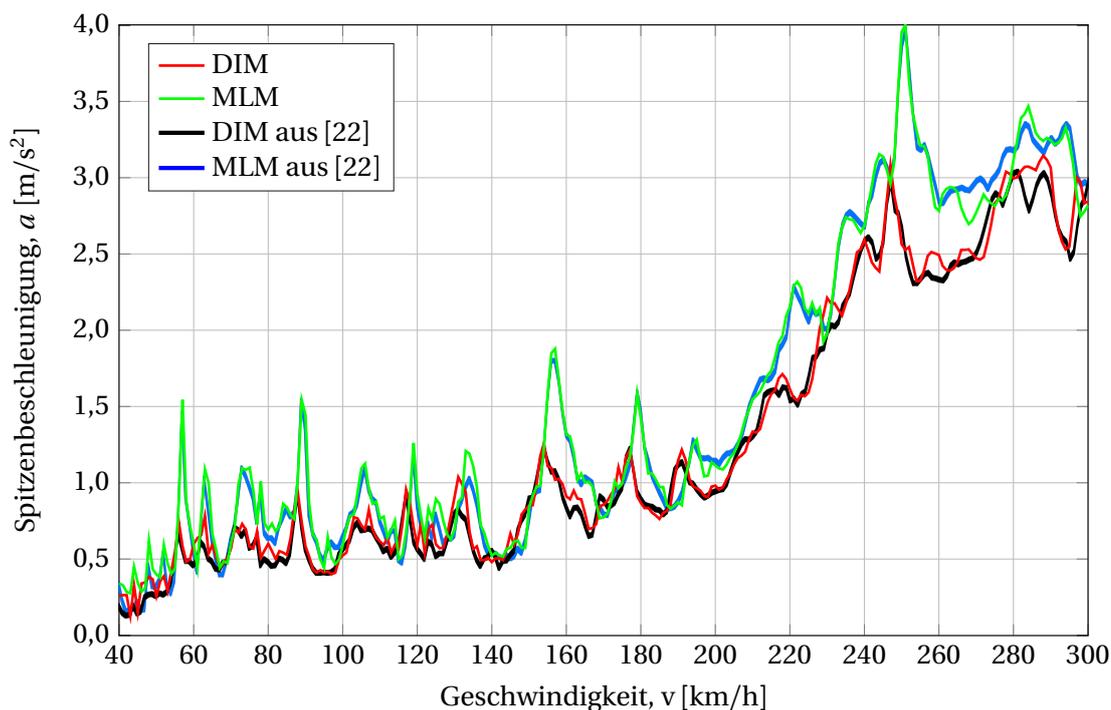


Abbildung 2.5.: Spitzenbeschleunigungen von MLM und DIM Railjet Überfahrten, berechnet mit den Programmen von Mähr im Vergleich zu den Ergebnissen von Salcher und Adam aus [22]

Spitzenbeschleunigung des MLM. Sie liegen bei beiden DIM Ergebnissen mit $a = 3,1 \text{ m/s}^2$ 23% unter den beiden maximalen MLM Spitzenbeschleunigungen.

Allgemein ist Salcher und Adams DIM Verlauf vor allem bei niedrigen Überfahrtsgeschwindigkeiten glatter. Einige Spitzenbeschleunigungen fallen in diesem Bereich bei Mährs Programm stärker aus. Die größte Abweichung tritt bei 131 km/h auf. Dort liegt Mährs Programm bezogen auf die maximale Spitzenbeschleunigung 7,7% über der Spitzenbeschleunigung aus [22]. Trotz der lokalen Abweichung zu Salcher und Adam verhalten sich die Ergebnisse der Mähr Programme an dieser Stelle konsistent zueinander.

Ähnlich wie die MLM Verläufe zeigen auch die DIM Spitzenbeschleunigungen im Bereich um $\sim 260 \text{ km/h}$ stärkere Abweichungen zu den Ergebnissen von Adam und Salcher. Im Gegensatz zum MLM fallen die DIM Spitzenbeschleunigungen des Mähr Programms bezogen auf die maximale Spitzenbeschleunigung bis zu 4,5% höher aus als die von Adam und Salcher.

Abschließend kann festgestellt werden, dass die Spitzenbeschleunigungsverläufe der Mähr Programme zueinander konsistente Ergebnisse liefern. Die Ergebnisse der lokalen maximalen Spitzenbeschleunigungen stimmen im Falle des MLMs sehr gut und im DIM Vergleich gut mit den Ergebnissen aus [22] überein. Grundsätzlich konnte zwischen Programmen mit gleichem Modellierungsansatz keine Abweichung der Überfahrtsgeschwindigkeiten, bei denen die charakteristischen Spitzenbeschleunigungen auftreten, festgestellt werden.

2.2.2. Vergleich der Ergebnisse der verwendeten Programme zu Arvidssons Ergebnissen

Der zweite Teil der Validierung vergleicht die Ergebnisse der analytischen Lösung des MLMs und die beiden Mähr Programme mit Arvidssons Ergebnissen aus ihrer Dissertation [4]. Arvidsson berechnete die Ergebnisse ihrer MLM und DIM Überfahrten mit dem FEM Programm ABAQUS und unterteilte die Brücke in Euler Bernoulli Balken Elemente. Die berücksichtigten Eigenformen sind nicht bekannt, daher wurde bei der Vergleichsrechnung von drei Eigenformen ausgegangen. Sie verwendet für die Verläufe die Spitzenbeschleunigung in Feldmitte. Die Brücke hat eine Spannweite von $L = 36$ m, eine Massenbelegung von $\mu = 17000$ kg/m und eine erste Eigenfrequenz von $n_1 = 3,86$ Hz. Beim modellierten Zug handelt es sich um einen ICE 2 mit 14 Waggons einschließlich der Triebköpfe am Anfang und Ende. Die dynamischen Eigenschaften des Zuges sind in Tabelle A.1 im Anhang dargestellt.

Bezüglich des von Arvidsson verwendeten ICE 2 Zugmodells muss angemerkt werden, dass sie in [4] vermutlich zwei leicht unterschiedliche Lastabstandsvektoren benutzte. Zur Geometrie des verwendeten ICE 2 Modells veröffentlichte sie in [4], S. 17 die Abbildung 2.6. Der Abstand zwischen dem letzten Radsatz des Triebkopfs und dem des ersten Waggons beträgt lt. Abbildung 5,65 m. Dieser ergibt sich unter der Annahme, dass der Triebkopf bezüglich der vertikalen Mittelachse symmetrisch ist. Der Abstand des äußersten Radsatzes des Triebkopfes bis zum Ende des Triebkopfes ergibt sich mit der Länge über Puffer von $d = 20,9$ m zu $(d - (8,5 + 2 \cdot 3))/2 = 3,2$ m. Der Abstand zwischen dem äußersten Radsatz des ersten Waggons und dem Anfang des Waggons ergibt sich nach gleichem Schema zu 2,45 m. Daraus berechnet Arvidsson den Abstand zwischen dem letzten Radsatz des Triebkopfes und dem ersten Radsatz des ersten Waggons zu $3,2 + 2,45 = 5,65$ m.

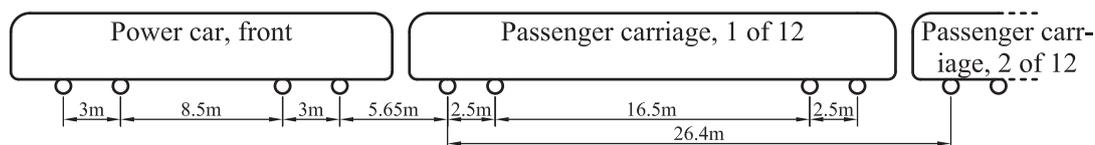


Abbildung 2.6.: Arvidssons ICE 2 Zugmodell aus [4], S. 17

Im weiteren Verlauf der Berechnungen änderte sie offenbar diesen Abstand beim DIM auf den tatsächlichen Abstand von 4,85 m. Dieser ist zum Beispiel im Anhang der Vorschriften zu Eisenbahnbrücken des spanischen Ministeriums für Entwicklung [17], S. 124 oder in [21] angegeben. Auf die Auswirkung der mutmaßlichen Abstandsänderung wird im Verlauf des Vergleichs näher eingegangen.

Die Abstände der Zugmodelle in der eigenen Berechnung wurden gleich den vermuteten gewählt. Damit hat das MLM Zugmodell den Abstand 5,65 m zwischen dem letzten Radsatz des Triebkopfes und dem ersten des nachfolgenden Waggons, das Zugmodell des DIMs hat den tatsächlichen Abstand von 4,85 m.

Vergleicht man die MLM Verläufe der Spitzenbeschleunigungen des Mähr Programms und der analytischen Lösung in Abbildung 2.7, so stellt man fest, dass die Verläufe bis ~ 290 km/h sehr gut übereinstimmen. Dagegen liegt Arvidssons MLM Verlauf vor allem im Bereich zwischen 140 km/h bis 170 km/h und ab 230 km/h bis 340 km/h über den beiden vorher genannten Ergebnissen.

Vor allem bei Überfahrtsgeschwindigkeiten um ~ 300 km/h zeigen sich zwischen allen drei betrachteten MLM Verläufen große Abweichungen. Im Bezug auf die lokale maximale Spitzenbeschleunigung liegt Arvidsson ca. 16% über der analytischen Lösung und sogar 27% über der Lösung von Mährs MLM Programm. Sowohl die lokale maximale Spitzenbeschleunigung des Mähr Programms, als auch die der analytischen Lösung treten bei der gleichen Überfahrtsgeschwindigkeit von 300 km/h auf, Arvidssons tritt bei 295 km/h auf. Die Abweichungen der maximalen Spitzenbeschleunigung ($a = 3,75 \text{ m/s}^2$) aller MLM Programme liegt unter 1% und alle treten bei der gleichen Überfahrtsgeschwindigkeit von 374 km/h auf.

Die Spitzenbeschleunigungen der DIMs verlaufen in der gleichen Abbildung relativ unterschiedlich. Ausnahmen bilden die maximale und zweithöchste Spitzenbeschleunigung. Hier weichen die Ergebnisse beider Programme weniger als 2% voneinander ab. Vergleicht man die Überfahrtsgeschwindigkeiten an den Stellen der maximalen Spitzenbeschleunigungen zwischen DIM und MLM, dann tritt diese bei Mährs DIM Programm mit 372 km/h zwei km/h vor allen MLM Ergebnissen auf. Arvidssons maximale DIM Spitzenbeschleunigung tritt bei

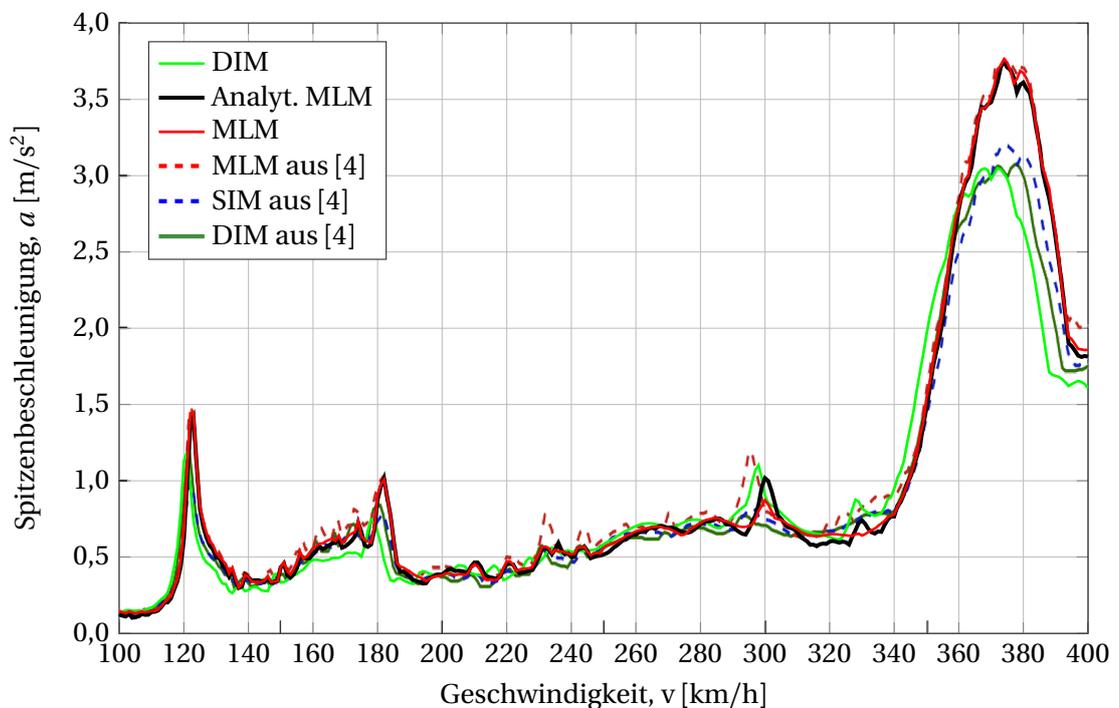


Abbildung 2.7.: Spitzenbeschleunigungen von MLM und DIM ICE 2 Überfahrten, berechnet mit den Programmen von Mähr und der analytischen Lösung im Vergleich zu den Ergebnissen von Arvidsson aus [4]

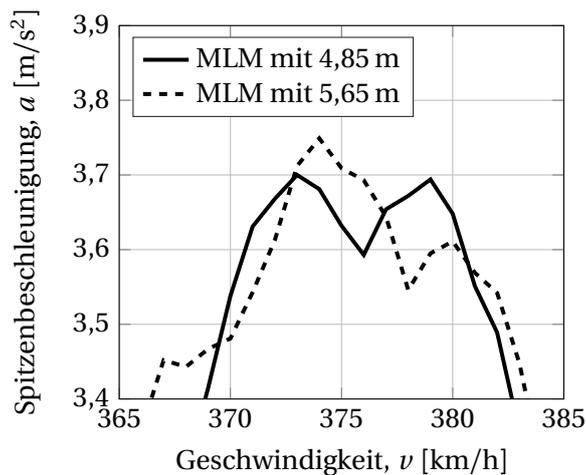
377 km/h auf und liegt damit drei km/h höher als alle MLM Überfahrtsgeschwindigkeiten der maximalen Spitzenbeschleunigungen.

Zusammenfassend kann festgehalten werden, dass die Spitzenbeschleunigungen des MLM Programms von Mähr im Vergleich zur analytischen Lösung eine sehr gute Übereinstimmung im Bereich ≤ 290 km/h und ≥ 340 km/h erreichen. Alle MLM Programme liefern eine sehr geringe Abweichung bei den drei höchsten Spitzenbeschleunigungen des Verlaufs. Diese treten in der Nähe der ersten drei kritischen Geschwindigkeiten $v_{cr,1,1} = 366$ km/h, $v_{cr,1,2} = 183$ km/h und $v_{cr,1,3} = 122$ km/h auf.

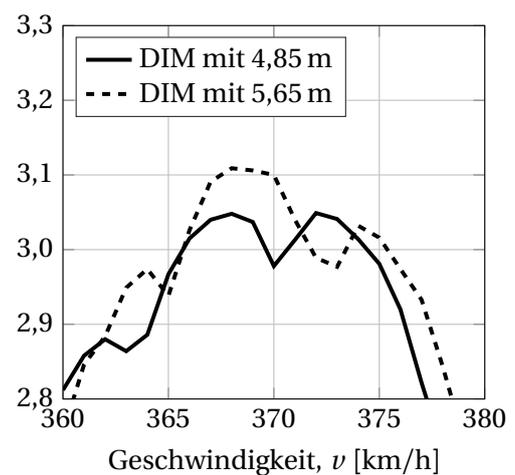
Die Ergebnisse der DIM Programme sind nicht für jede Spitzenbeschleunigung vergleichbar, aber die zwei höchsten Spitzenbeschleunigungen zeigen geringe Abweichungen. Es fällt auf, dass Arvidssons maximale DIM Spitzenbeschleunigung, im Gegensatz zu Mährs Programm, bei höheren Überfahrtsgeschwindigkeiten als die der MLM Programme auftritt.

Im Bereich der maximalen Spitzenbeschleunigung kann auch der Einfluss der verschiedenen Zugmodelle am besten aufgezeigt werden. Zu Beginn wurde die Vermutung geäußert, dass Arvidsson zwei verschiedene Zugmodelle für die MLM und DIM Überfahrten nutzte.

Der vermutete Abstand zwischen der letzten Triebkopflast und der ersten Waggonlast des MLM Zugmodells lag, wie in Abbildung 2.6 dargestellt, bei 5,65 m. Benutzt man dieses Zugmodell und berechnet mit dem MLM die Spitzenbeschleunigungen ergibt sich im Bereich um die maximale Spitzenbeschleunigung der gestrichelte Verlauf in Abbildung 2.8a. Die maximale Spitzenbeschleunigung erscheint als ausgeprägter Spitzenwert. Diese Form stimmt mit den MLM Verläufen in Abbildung 2.7 überein, da auch dort das Zugmodell mit dem Abstand



(a) MLM Spitzenbeschleunigungsverläufe mit unterschiedlichen ICE 2 Zugmodellen



(b) DIM Spitzenbeschleunigungsverläufe mit unterschiedlichen ICE 2 Zugmodellen

Abbildung 2.8.: Spitzenbeschleunigungsverläufe mit unterschiedlichen Zugmodellierungsansätzen und Zugmodellen

5,65 m benutzt wurde.

Ändert man den Abstand auf 4,85 m wird der MLM Verlauf mit der durchgängigen Linie in Abbildung 2.8a berechnet. Bei diesem Verlauf erscheint die maximale Spitzenbeschleunigung nicht als klare Beschleunigungsspitze, vielmehr ergeben sich zwei etwa gleichgroße Maxima. Der MLM Verlauf sieht den DIM Spitzenbeschleunigungen mit der durchgängigen Linie in der nebenstehenden Abbildung 2.8b qualitativ sehr ähnlich. Auch dieser Verlauf wurde mit dem Abstand 4,85 m berechnet und stimmt von der Form mit Arvidssons DIM Verlauf aus Abbildung 2.7 überein. Wird der Abstand des DIM Zugmodells auf 5,65 m zurückgesetzt ergibt sich der gestrichelte Verlauf.

Somit scheinen die Verläufe mit gleichen Abständen qualitativ viel ähnlicher zu sein. Daher kann davon ausgegangen werden, dass Arvidsson bei ihren Berechnungen mit hoher Wahrscheinlichkeit zwei verschiedene Abstände verwendet hat.

2.2.3. Eignung der Hauptprogramme für die Parameterstudie

In den vorigen zwei Abschnitten wurden die Ergebnisse der Hauptprogramme für zwei Zugmodellierungsansätze und zwei verschiedene Zugmodelle mit den Ergebnissen von Adam und Salcher aus [22] und aus Arvidssons Dissertation [4] verglichen.

Die Spitzenbeschleunigungsverläufe der Hauptprogramme erreichten im Falle des MLMs sehr gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus [22]. Arvidssons MLM Ergebnisse aus [4] konnten nicht bei allen Überfahrtsgeschwindigkeiten bestätigt werden. Trotzdem gab es bei den Spitzenbeschleunigungen in der Nähe der Resonanzgeschwindigkeiten geringe Abweichungen der Ergebnisse.

Im Falle der DIM Spitzenbeschleunigungsverläufe konnte, trotz des komplexeren Modellierungsansatzes, eine gute Übereinstimmung mit den Ergebnissen aus [22] erreicht werden. Bei Arvidsson wurden die maximale und zweithöchste Spitzenbeschleunigung des DIMs mit geringen Abweichungen nachgerechnet, allerdings traten diese nicht exakt bei den gleichen Überfahrtsgeschwindigkeiten auf.

Letztlich ist das Ziel dieser Arbeit die Berechnung der Reduktion von lokalen maximalen Spitzenbeschleunigungen des MLMs zu denen des DIMs. Der zurückliegende Vergleich zeigt, dass die Abweichungen der charakteristischen maximalen Spitzenbeschleunigungen der drei Hauptprogramme zu den Ergebnissen der Quellen [22] und [4] für beide Modellierungsansätze gering sind. Daher sind alle Hauptprogramme für die Parameterstudie geeignet.

2.3. Vorstudien

Nachfolgend werden zwei Vorstudien beschrieben, die ergänzend zur Parameterstudie durchgeführt wurden. Die erste Vorstudie beschäftigt sich mit der Vernachlässigung der Triebköpfe eines Zugmodells. Wie die Einführung der dimensionslosen Hauptparameter aus Abschnitt

1.3.4 stellt die Vernachlässigung der Triebköpfe eine Verallgemeinerung der Parameterstudie dar. Die Vorstudie wurde durchgeführt, um die Auswirkungen dieser Vernachlässigung abzuschätzen.

Die zweite Vorstudie beschäftigt sich mit dem Einfluss der DIM Zuglänge auf die Spitzenbeschleunigung. Sie wurde aufgrund der begrenzten Rechenzeit notwendig. Einerseits ist bekannt, dass längere Züge zu höheren Spitzenbeschleunigungen führen können, andererseits wäre die Menge der zu untersuchenden Parameterkombination zu groß, wenn unterschiedliche Zuglängen berücksichtigt würden. Daher wurde geprüft, ob der Zusammenhang zwischen Resonanzamplitude und Lastanzahl des MLMs aus Abschnitt 1.2.3 auf das DIM übertragbar ist.

2.3.1. Vorstudie zur Konfiguration des DIM Zugmodells

Ein Ziel der Hauptstudie ist die Reduktion der maximalen MLM Spitzenbeschleunigung möglichst allgemein zu formulieren. Dafür ist es nötig das DIM losgelöst von Zugtypen zu betrachten. Ein erster Schritt in diese Richtung ist die Vernachlässigung der Triebköpfe.

Dem Autor sind zwei verschiedene Ansätze der Vernachlässigung bekannt. Doménech et al. ersetzt in einer großen Parameterstudie zur Reduktion [5] die Triebköpfe durch Passagierwaggons und bezeichnet den Effekt der Vernachlässigung auf die Zug- Brücken Interaktion, auf Basis einer Nebenstudie, als gering.

Arvidsson stellt nach stichprobenartiger Überprüfung die These auf, dass der Triebkopf eines Zuges keinen großen Einfluss auf die Reduktion der maximalen Spitzenbeschleunigung hat [4]. Sie verfolgte dabei den Ansatz der kompletten Vernachlässigung der Triebköpfe. Dadurch wird ein Zug mit 14 Waggons inklusive Triebköpfe zu einem Zug mit 12 Waggons.

Für die Parameterstudie wird der erste Ansatz Doménech et al. überprüft, da aus Abschnitt 1.2.3 bekannt ist, dass die Zuglänge bei der Berechnung der Beschleunigung eine wichtige Rolle spielt. Um den Einfluss der Triebköpfe abzuschätzen wurde eine kurze Vorstudie durchgeführt. Zur Berechnung wurde Mährs DIM Programm aus Abschnitt 2.1 verwendet. Tabelle 2.2 zeigt die untersuchten Brücken, aufgeschlüsselt nach Spannweite L , erster Eigenfrequenz n_1 , Massenbelegung μ und Dämpfung ζ .

Die DIM Überfahrten wurden in einem Geschwindigkeitsbereich zwischen 100 km/h ... 400

Tabelle 2.2.: Brückeneigenschaften, Vorstudie zum Einfluss Zugkonfiguration des DIMs

L [m]	n_1 [Hz]	m [t/m]	ζ
5	17 37 57	10 20 30	0,02
15	4 6,5 9 11,5 14 16,5 21,5	10 20 30	0,01
25	2 3 4 5 6 7 8 9 10 11	10 20 30	0,01 0,005

km/h berechnet. Für die Überfahrten wurde das DIM eines ICE 2 mit Triebköpfen am Anfang und Ende des Zuges (insg.14 Waggons) sowie ein ICE 2 ausschließlich bestehend aus Passagierwaggons (insg.14 Waggons) verwendet.

Die Spitzenbeschleunigung der Brücke in Feldmitte wurde nicht für jede Überfahrt im gesamten Geschwindigkeitsbereich bestimmt. Um Rechenzeit zu sparen wurden die Spitzenbeschleunigungen nur für Überfahrten im Bereich $-10\text{ km/h} \dots +5\text{ km/h}$ um die rechnerischen Resonanzgeschwindigkeiten $v_{crit,1,k}$ im Geschwindigkeitsbereich berechnet.

Während der Auswertung der Verläufe stellte sich bei stichprobenartiger Überprüfung der Ergebnisse heraus, dass es teilweise große Unterschiede zwischen den Verläufen der verschiedenen Zugmodelle gab. Daraus entstand die Notwendigkeit eines praktikablen Kriteriums zur Überprüfung der Vergleichbarkeit.

Das in weiterer Folge verwendete Ähnlichkeitskriterium vergleicht die Geschwindigkeiten zweier Verläufe an deren Stellen die größte und zweitgrößte Spitzenbeschleunigung auftritt. Wenn die verglichenen Spitzenbeschleunigungen der verschiedenen Verläufe jeweils in der Nähe der gleichen Resonanzgeschwindigkeit auftreten, werden die Verläufe in weiterer Folge als *ähnlich* bezeichnet. In Abbildung 2.10a am Ende dieses Abschnitts sind zwei, nach dem beschriebenen Kriterium, *ähnliche* Spitzenbeschleunigungsverläufe der unterschiedlichen DIMs (mit- und ohne Triebköpfe) dargestellt.

Abbildung 2.10b zeigt zwei weitere Verläufe aus der Vorstudie. Die zweitgrößten Spitzenbeschleunigungen der unterschiedlichen DIMs treten zwar in der Nähe der gleichen Resonanzgeschwindigkeit auf, aber die größten nicht. Daher sind die Verläufe *nicht ähnlich*.

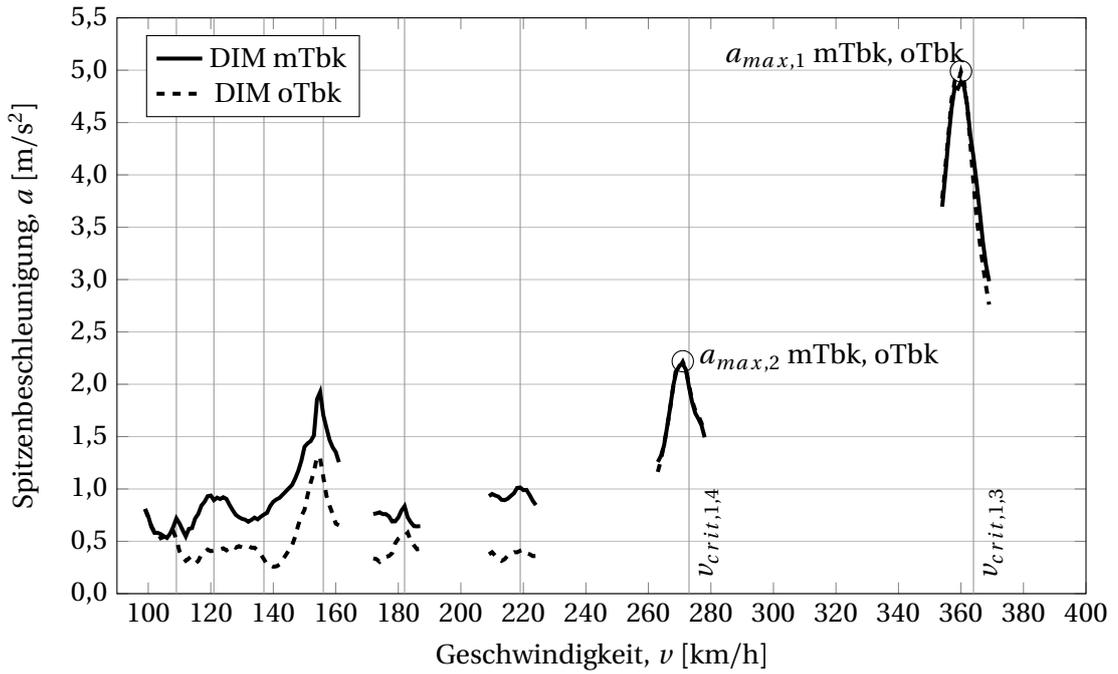
Bestimmt man nun die Ähnlichkeiten aller berechneten Spitzenbeschleunigungsverläufe ergibt sich Abbildung 2.9. Auf der x-Achse sind die Verhältnisse der ersten Brückeneigenfrequenz zur Drehgestelleigenfrequenz der Passagierwaggons (5,84 Hz) dargestellt, auf der y-Achse das Verhältnis der Brückenmasse zur Drehgestellmasse (2373 kg).

Die Punkte stehen bei Brücken mit der Spannweite $L = 25\text{ m}$ für zwei Rechnungen, da es zwei Dämpfungsvariationen gab, ansonsten für eine. Schwarze Punkte symbolisieren ähnliche Ergebnisverläufe, leere Punkte, dass einer der beiden Ergebnisverläufe ähnlich ist und Kreuze, dass kein Ergebnisverlauf ähnlich ist.

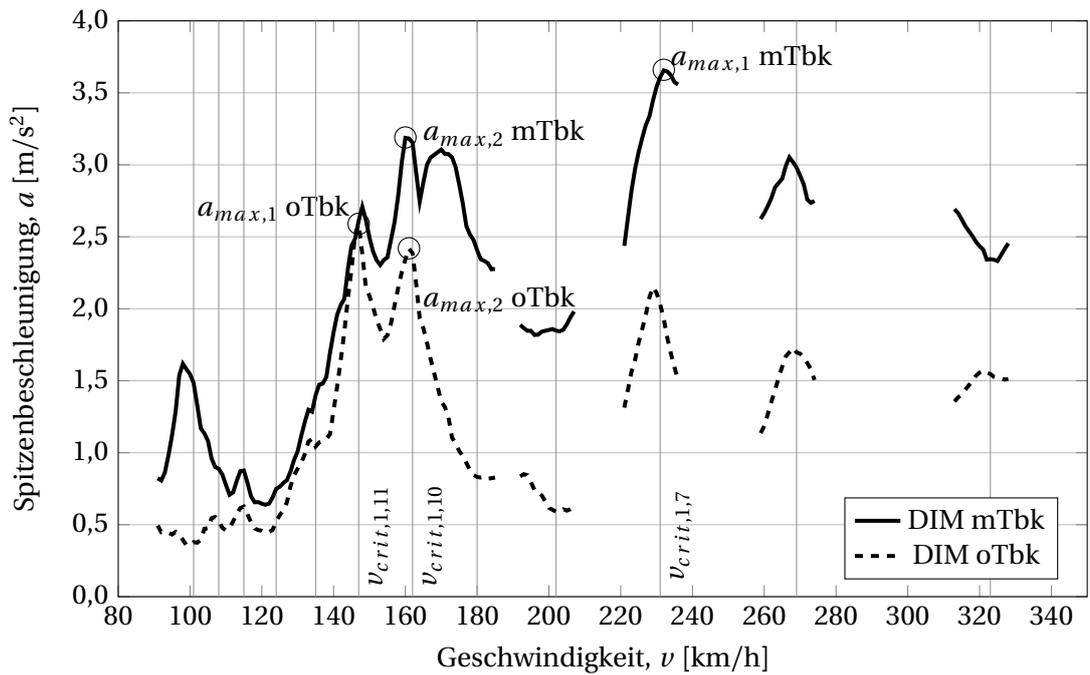
Die Vergleichbarkeit der Verläufe nimmt mit steigendem η_p Verhältnis ab. Bei Brücken mit hohen Eigenfrequenzen können die Spitzenbeschleunigungsverläufe der DIM Zugmodelle mit und ohne Triebkopf nicht mehr als ähnlich bezeichnet werden. Gleiches gilt für kleine μ Verhältnisse also bei leichten Brücken.

Damit kann Doménech et al.s Aussage aus [5], wonach Zug-Brücken Interaktion durch die Triebköpfe nicht nennenswert beeinflusst wird, nicht bestätigt werden. Da die Reduktionen zwischen MLM und DIM von zwei *nicht ähnlichen* Verläufen nicht vergleichbar sind.

Um eine quantitative Aussage über den Einfluss der Triebköpfe auf die Reduktion zu machen ist die Menge der untersuchten Parametervariationen dieser Vorstudie zu klein. Daher müssen zukünftige Studien klären, ob z.B. aus Zugmodellen ohne Triebköpfe durch die geringere



(a) Spitzenbeschleunigungsverlauf mit Ähnlichkeitskriterium (ähnlich)



(b) Spitzenbeschleunigungsverlauf mit Ähnlichkeitskriterium (nicht ähnlich)

Abbildung 2.10.: Ähnlichkeitskriterium

2.3.2. Vorstudie zur Länge des DIM Zugmodells

Der Einfluss der äquidistanten Lastanzahl N_p auf die Resonanzamplitude E_{N_p} (z.B. Spitzenbeschleunigung) eines Tragwerks wurde in Abschnitt 1.2.3 hergeleitet. Die Lastanzahl N_p steht in direktem Zusammenhang mit der Zuglänge des MLM Zugmodells. Geht man davon aus, dass die Tragwerksantworten des DIMs und MLMs sich qualitativ ähnlich verhalten stellt sich nun im Hinblick auf die Parameterstudie die Frage, ob der Zusammenhang aus Abschnitt 1.2.3 auf die Resonanzamplitude des DIMs übertragbar ist. Da die gänzliche Beantwortung dieser Frage nur mit einer umfangreichen Parameterstudie erfolgen kann wurde im Rahmen dieser Arbeit ein Beispiel nach Abbildung 1.6 aus Abschnitt 1.2.3 ausgesucht und für verschiedene Zuglängen ausgewertet.

Abbildung 1.6 in Abschnitt 1.2.3 zeigt die minimal erforderliche Lastanzahl N_p äquidistanter Lasten (moving loads, ML) des MLMs für eine Abweichung von weniger als 1 % der maximalen Resonanzamplitude E_{N_p} zu ihrem Grenzwert E_∞ bei einer unendlichen Lastanzahl ($N_p \rightarrow \infty$) in Abhängigkeit zur Brückendämpfung ζ . Der Abbildung zufolge sind dafür bei der Brückendämpfung von $\zeta = 0,01548$ Lasten (N_p) nötig. Daher wurde die Dämpfung der Beispielbrücke auf $\zeta = 0,015$ festgelegt. Alle zusätzlichen Brückeneigenschaften sind in Tabelle 2.3 dargestellt.

Tabelle 2.3.: Brückeneigenschaften, Vorstudie zum Einfluss der Zuglänge bei Verwendung des DIMs

L [m]	n_1 [Hz]	m [t/m]	ζ	$v_{crit,max,1,kmin}$ [km/h]	k_{min}
10	10	10	0,015	316,8	3

Aus Abschnitt 1.2.3 Formel 1.50 ist weiterhin bekannt, dass sich die Lastanzahl N_p antiproportional zu k und damit proportional zur k ten kritischen Resonanzgeschwindigkeit $v_{crit,1,k}$ verhält. Abbildung 1.6 in Abschnitt 1.2.3 bezieht sich auf die erste kritischen Resonanzgeschwindigkeit $v_{crit,1,1}$. Diese liegt bei der untersuchten Brücke für einen ICE 2 mit $d = 26,4$ m bei $v_{crit,1,1} = n_1 \cdot d \cdot 3,6 = 950,4$ km/h. Die Vorstudie soll in einem realistischen Geschwindigkeitsbereich von 100 km/h bis 400 km/h durchgeführt werden. Die maximale kritische Resonanzgeschwindigkeit $v_{crit,max,1,kmin}$ innerhalb des oben genannte Bereichs liegt mit $k_{min} = 3$ bei $v_{crit,1,3} = 316,8$ km/h. Aus dieser folgt für die minimal nötige Lastanzahl N_p aufgrund der Proportionalität mit $k = k_{min} = 3$:

$$N_p(v_{crit,1,3}) = N_p(v_{crit,1,1})/k \quad (2.6)$$

$$N_p(v_{crit,1,3}) = 48/3 = 16 \text{ Lasten}$$

Für die maximale kritische Resonanzgeschwindigkeit $v_{crit,max,1,kmin}$ sind die Verhältnisse des Grenzwerts E_∞ zur Spitzenbeschleunigung E_{N_p} bei der Lastanzahl N_p in Abbildung 2.11 dargestellt. Die Verhältnisse ergeben sich aus dem Kehrwert der Formel 1.49 aus Abschnitt 1.2.3.

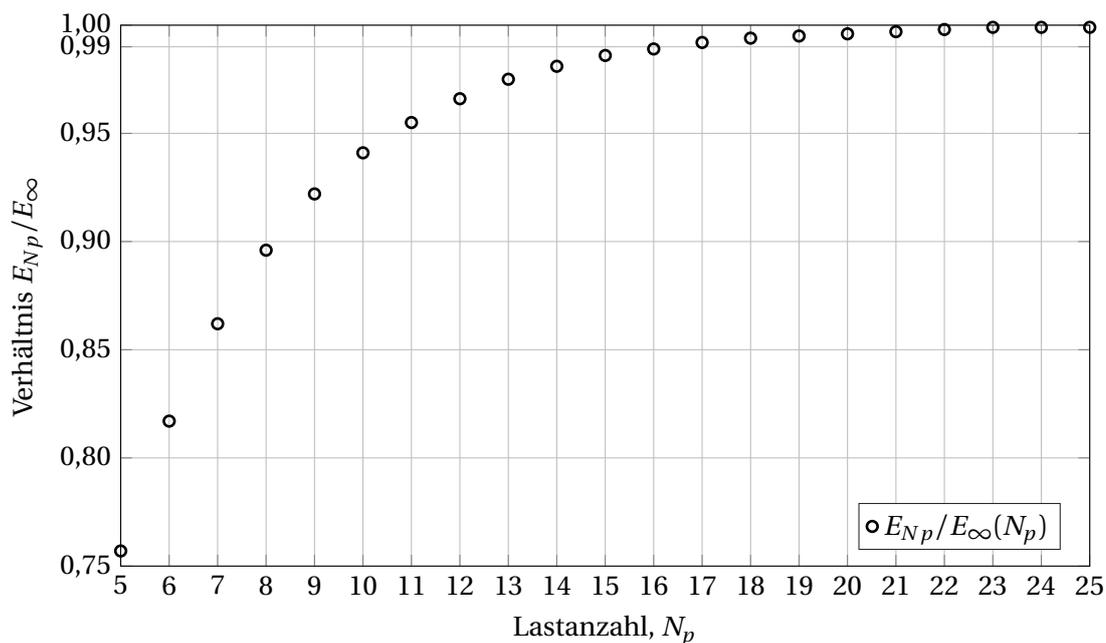


Abbildung 2.11.: Verhältnisse des Grenzwerts der Spitzenbeschleunigung E_∞ für $N_p \rightarrow \infty$ zur Spitzenbeschleunigung E_{N_p} bei der Lastanzahl N_p nach dem Kehrwert der Formel 1.49 aus Abschnitt 1.2.3 an der Stelle von $v_{crit,1,3} = 316,8 \text{ km/h}$ ($k = 3$).

Bei einer Lastanzahl N_p von 16 ML unterschreitet das Verhältnis die Marke der 1 % Abweichung zum Grenzwert E_∞ . Weiterhin ist erkennbar, dass die Beschleunigungsamplitude bei einer Lastanzahl N_p von 25 ML sehr nah am Grenzwert E_∞ liegt.

Formel 1.47 und 1.49 aus Abschnitt 1.2.3 gelten für äquidistante und gleiche ML. Da Zugmodelle nicht nur aus Waggons mit gleicher Gewichtskraft und Länge bestehen, muss eine Definition für die Zählweise der ML festgelegt werden, um das DIM mit dem MLM zu vergleichen. Wenn die Anzahl der äquidistanten ML als Richtgröße festgelegt wird, ergibt sich für einen herkömmlichen Hochgeschwindigkeitszug mit $i > 2$ Waggons inklusive zwei Triebköpfen (Triebköpfe zählen als Waggons) nach Abbildung 2.12 eine Anzahl von $N_p = i - 1$ äquidistanten ML oder für einen Zug ohne Triebköpfe eine Anzahl von $N_p = i + 1$ äquidistanten ML.

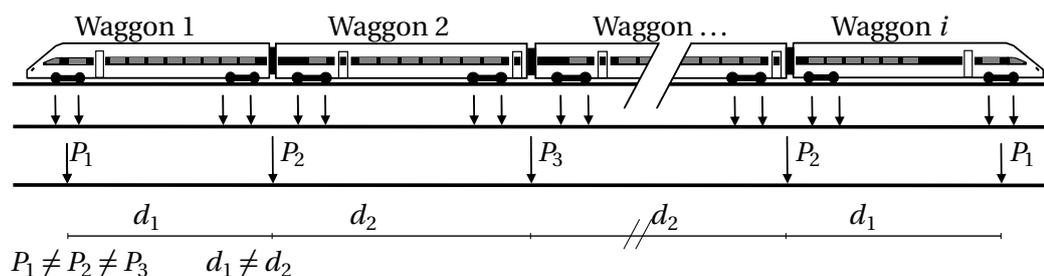


Abbildung 2.12.: Zug mit Lasten und Lastabständen (Zug aus [20])

Wenn die Spitzenbeschleunigung E_{N_p} für $N_p \rightarrow \infty$ gegen ihren Grenzwert E_∞ konvergiert folgt daraus, dass das Verhältnis zwischen $E_{N_{p+1}}/E_{N_p}$ oder $E_{N_{p+2}}/E_{N_p}$ gegen eins konvergiert und umgekehrt.

Auf Basis dieser Argumentation wurde die Vorstudie durchgeführt. Es wurden die Spitzenbeschleunigungen für den Resonanzfall bei $v = v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ für verschiedene DIMs berechnet. Die Zuglänge variierte dabei in Zwischenschritten zwischen 6 und 20 Waggons. Die Resonanzamplitude, in diesem Fall die Spitzenbeschleunigung, der nachfolgenden Zuglänge (zwei zusätzliche ML) wurde auf die der vorherigen bezogen ($E_{N_{p+2}}/E_{N_p}$). Das zugrundeliegende Zugmodell hatte die dynamischen Waggoneigenschaften des ICE 2 aus Tabelle A.1 im Anhang. Es wurden zwei unterschiedliche Zugkonfigurationen (mit/ohne Triebkopf) untersucht.

Abbildung 2.13 zeigt die Ergebnisse für die DIM Zugkonfiguration mit Triebkopf, ohne Triebkopf und die Berechnung der Verhältnisse nach Formel 1.47 aus Abschnitt 1.2.3 für $E_{N_{p+2}}/E_{N_p}$ (statt $E_{N_{p+1}}/E_{N_p}$).

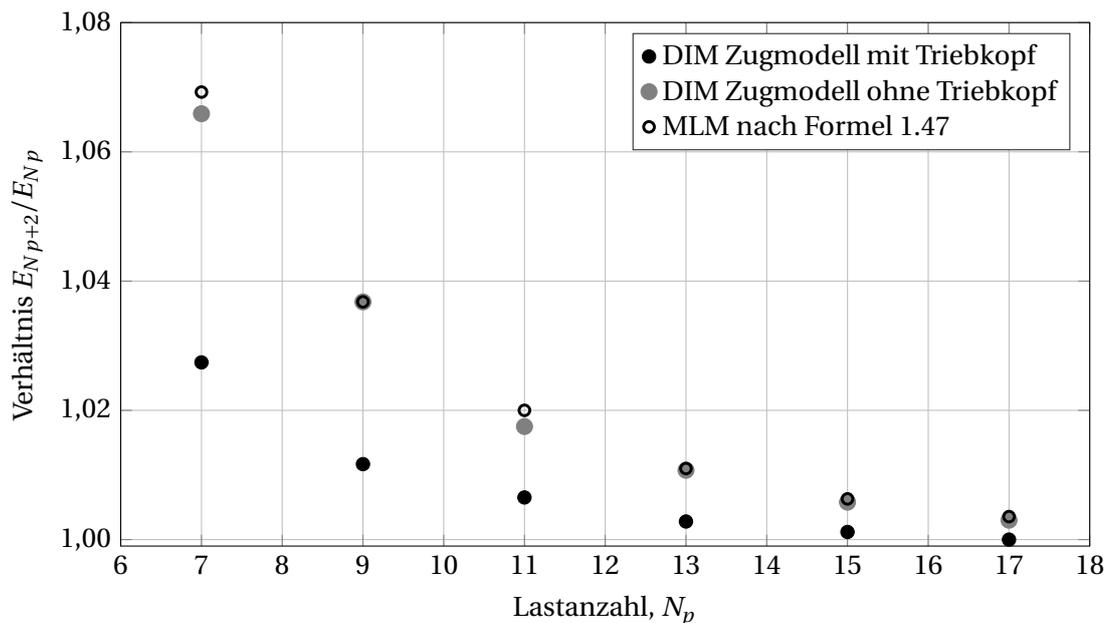


Abbildung 2.13.: Verhältnis der maximalen Spitzenbeschleunigungen $E_{N_{p+2}}/E_{N_p}$ des DIMs in der Nähe von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ und des MLMs nach Formel 1.47 an der Stelle von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ ($k = 3$) in Abhängigkeit der Lastanzahl N_p .

Die DIM Verhältnisse $E_{N_{p+2}}/E_{N_p}$ in Abbildung 2.13 scheinen wie die berechneten MLM Ergebnisse der Formel 1.47 aus Abschnitt 1.2.3 gegen 1,0 zu konvergieren. Die Verhältnisse der Spitzenbeschleunigungen des DIM Zugmodells mit Triebköpfen sind im Vergleich zu den anderen geringer. Daraus lässt sich schließen, dass die Zählweise der Lastanzahl N_p für die Zugkonfiguration mit Triebkopf eine zu grobe Vereinfachung darstellt, da die Lasten der Triebköpfe komplett vernachlässigt werden.

Wenn unabhängig von der Höhe und des Abstands jede Last des DIM Zugmodells mit Triebköpfen zählen würde, dann wäre das Verhältnis für $N_p = 7$ an der Stelle $N_p = 9$ usw.. Auch in diesem Fall wären die Verhältnisse geringer als bei den anderen Berechnungen in Abbildung 2.13. Vermutlich sorgen die höheren Lasten des Triebkopfes für eine höhere Konvergenzgeschwindigkeit.

Beim DIM Zugmodell ohne Triebköpfe stimmen die Verhältnisse sehr gut mit den berechneten MLM Verhältnissen überein. Um die Konvergenzgeschwindigkeit des DIM Zugmodells ohne Triebköpfe besser beurteilen zu können werden die Abweichungen $(E_{N_p+2}/E_{N_p}-1) \cdot 100$ in einen Graphen mit logarithmischer Skala übertragen (s. Abb 2.14), da aus 1.47 bekannt ist, dass sich die MLM Verhältnisse E_{N_p+2}/E_{N_p} mit exponentieller Geschwindigkeit 1,0 nähern.

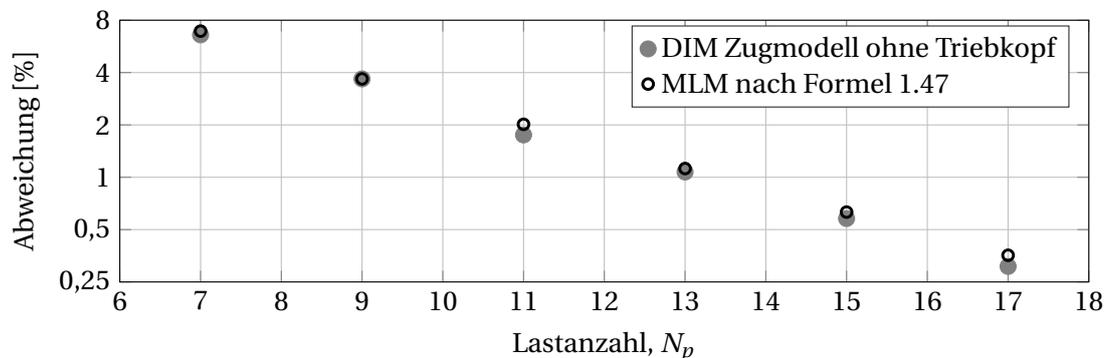


Abbildung 2.14.: Abweichung der maximalen Spitzenbeschleunigungen, $(E_{N_p+2}/E_{N_p}-1) \cdot 100$ des DIMs in der Nähe von $v_{crit,1,3} = 317$ km/h und $(E_{N_p+2}/E_{N_p}-1) \cdot 100$ des MLMs an der Stelle von $v_{crit,1,3} = 317$ km/h ($k = 3$) mit E_{N_p+2}/E_{N_p} nach Formel 1.47 in Abhängigkeit der Lastanzahl N_p .

Die Konvergenzgeschwindigkeiten des DIM Zugmodells ohne Triebkopf und des MLMs sind in Abbildung 2.14 mit logarithmischer Skala sehr ähnlich. Bei höherer Lastanzahl liegt die DIM Abweichung geringfügig unter der des MLMs. Die Abweichung zwischen den Spitzenbeschleunigungen E_{N_p+2} und E_{N_p} gehen gegen null, daher gehen die Verhältnisse E_{N_p+2}/E_{N_p} gegen 1,0. Wenn die Verhältnisse gegen 1,0 konvergieren, dann muss E_{N_p} gegen einen Grenzwert konvergieren.

Abschnitt 1.2.3 macht für das MLM mit Formel 1.49 eine Aussage über das Verhältnis des Grenzwerts E_∞ zur Spitzenbeschleunigung E_{N_p} mit der Lastanzahl N_p . Möchte man diese Formel auf das DIM übertragen und überprüfen, braucht man einen Grenzwert für das DIM. Da keine analytische Lösung für das DIM existiert, kann der Grenzwert nicht analytisch berechnet werden. Geht man allerdings davon aus, dass sich das MLM und DIM ähnlich Verhalten, dann könnte man aus Abbildung 2.11 eine Lastanzahl N_p ablesen für die die Spitzenbeschleunigung E_{N_p} eine gute Näherung für den Grenzwert des DIMs wäre und überprüfen, ob das DIM mit gleicher Konvergenzgeschwindigkeit wie das MLM gegen diesen Grenzwert läuft.

Laut Abbildung 2.11 ist die Spitzenbeschleunigung des MLM bei einer Lastanzahl N_p von 25 ML sehr nah am Grenzwert. Für das DIM Zugmodell ohne Triebkopf folgt daraus, dass die Spitzenbeschleunigung mit $i = 24$ Waggons ($N_p = i + 1$) sehr nah am Grenzwert ist. Die Spitzenbeschleunigung des DIMs für 24 Waggons liegt bei $E_{25} = 14,49 \text{ m/s}^2$. In weiterer Folge werden die MLM Abweichungen $(E_\infty/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ und die DIM Abweichungen $(E_{25}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ ebenfalls in die Abbildung 2.14 eingetragen. Daraus folgt Abbildung 2.15.

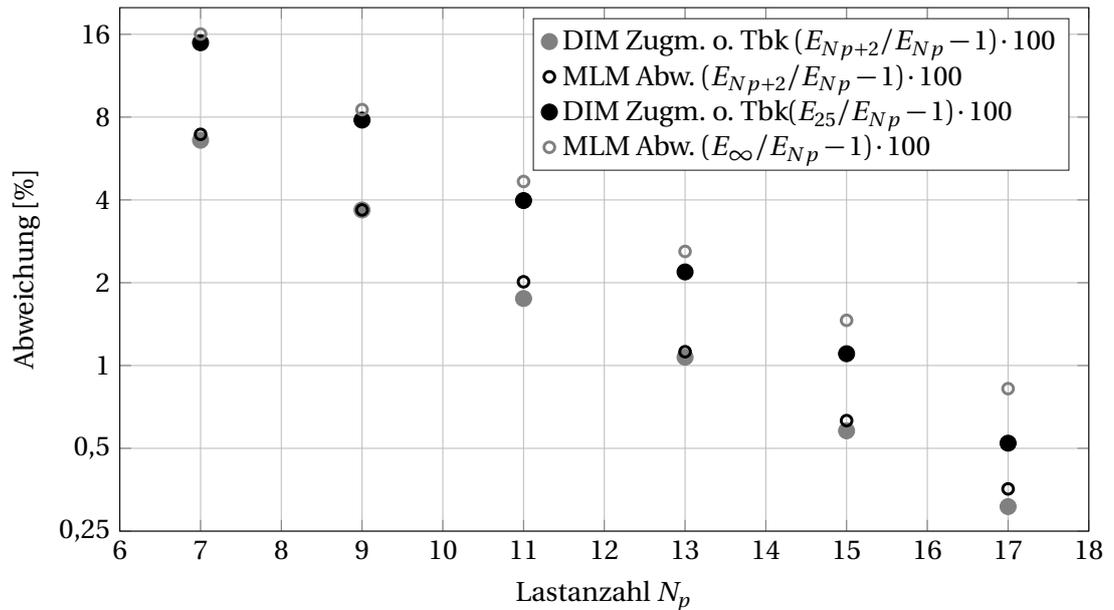


Abbildung 2.15.: Abweichung der maximalen Spitzenbeschleunigungen $(E_{N_p+2}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ und $(E_{25}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ des DIMs in der Nähe von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ und $(E_{N_p+2}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ und $(E_\infty/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ des MLMs an der Stelle von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ ($k = 3$) mit E_{N_p+2}/E_{N_p} nach Formel 1.47 und E_∞/E_{N_p} nach Formel 1.49 in Abhängigkeit der Lastanzahl N_p an.

In Abbildung 2.15 liegen die Abweichungen zum Ersatz DIM Grenzwerts E_{25} der Resonanzbeschleunigung des DIM Zugmodells ohne Triebkopf für die Lastanzahl $N_p = 7$ und $N_p = 9$ nah an den berechneten Abweichungen des MLMs. Für höhere Lastanzahlen löst sich die DIM Abweichung von der des MLMs nach unten ab. Ein Grund ist der Ersatzgrenzwert E_{25} sein. Dieser ist eben nicht der wahre DIM Grenzwert.

Falls sich die DIM Abweichungen gleich dem MLM Verhalten, müssten die Abweichungsfunktionen des DIMs Parallelverschiebungen von einander sein. Dieser Argumentation folgend wird der Abstand zwischen den DIM Abweichungen $(E_{N_p+2}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ und $(E_{25}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ an der Stelle $N_p = 7$ berechnet. Sie liegt bei 8,317 %. Nun soll die Abweichung $(E_{N_p+2}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ bei der höchsten untersuchten Lastanzahl ($N_p = 17$) durch „Parallelverschiebung“ auf

die fiktive DIM Abweichung $(E_{\infty}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ korrigiert werden. Die Ausgangswerte sind:

$$\left(\frac{E_{25}}{E_7} - 1\right) \cdot 100 = 6,591\% \quad \left(\frac{E_{7+2}}{E_7} - 1\right) \cdot 100 = 14,908\% \quad \left(\frac{E_{17+2}}{E_{17}} - 1\right) \cdot 100 = 0,307\%$$

Für den Abstand zwischen den Abweichungen $(E_{25}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ und $(E_{N_{p+2}}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ bei der Lastanzahl $N_p = 7$ ergibt sich in logarithmischer Skala:

$$\Delta\text{Abw} = \log\left(\left(\frac{E_{25}}{E_7} - 1\right) \cdot 100\right) - \log\left(\left(\frac{E_{7+2}}{E_7} - 1\right) \cdot 100\right) = 0,81628 \quad (2.7)$$

Daraus kann unter Annahme der „Parallelverschiebung“ die Abweichung zum fiktiven DIM Grenzwert $E_{f\infty}$ bei $N_p = 17$ bestimmt werden.

$$\left(\frac{E_{f\infty}}{E_{17}} - 1\right) \cdot 100 = \exp\left(\log\left(\left(\frac{E_{17+2}}{E_{17}} - 1\right) \cdot 100\right) + \Delta\text{Abw}\right) = 0,694\% \quad (2.8)$$

Aus der Abweichung zum fiktiven Grenzwert und der Spitzenbeschleunigung $E_{17} = 14,415 \text{ m/s}^2$ kann der fiktive DIM Grenzwert für die Spitzenbeschleunigung berechnet werden.

$$E_{f\infty} = E_{17} \cdot (1 + 0,694 \cdot 10^{-2}) = 14,515 \text{ m/s}^2 \quad (2.9)$$

Die Spitzenbeschleunigung bei $N_p = 25$ lag bei $E_{25} = 14,49 \text{ m/s}^2$. Nun kann in Anlehnung an Abbildung 2.15 erneut die Abweichung, diesmal zum fiktiven DIM Grenzwert, im Vergleich zum rechnerischen MLM Abweichung aufgetragen werden. Es ergibt sich Abbildung 2.16.

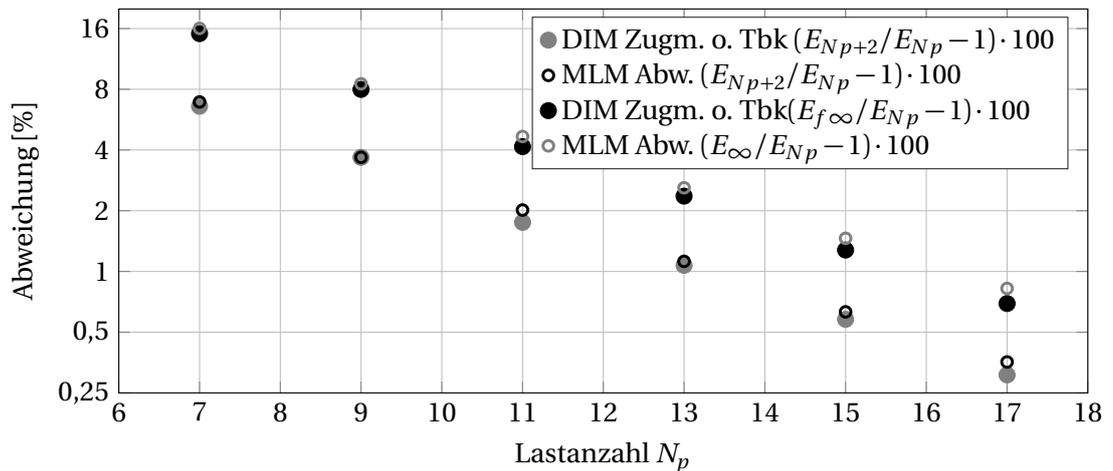


Abbildung 2.16.: Abweichung der maximalen Spitzenbeschleunigungen $(E_{N_{p+2}}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ und $(E_{f\infty}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ des DIMs in der Nähe von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ und $(E_{N_{p+2}}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ und $(E_{\infty}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ des MLMs an der Stelle von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ ($k = 3$) mit $E_{N_{p+2}}/E_{N_p}$ nach Formel 1.47 und E_{∞}/E_{N_p} nach Formel 1.49 in Abhängigkeit der Lastanzahl N_p an.

Die zu Beginn gestellte Frage nach einem Zusammenhang der Resonanzamplituden des DIMs, ähnlich der des MLMs aus Abschnitt 1.2.3 konnte für das untersuchte Beispiel eines ICE 2 Zugmodells ohne Triebkopf bestätigt werden. Außerdem besteht die Vermutung, dass die Verhältnisse der Resonanzamplituden E_{Np+2}/E_{Np} und $E_{f\infty}/E_{Np}$ qualitativ gleiche Verläufe haben. Beim untersuchten Zugmodell ohne Triebkopf verlaufen diese in logarithmischer Skala annähernd linear. Das bedeutet, dass für jede Zuglänge die Resonanzamplitude bei dieser Resonanzgeschwindigkeit für die untersuchte Brücke aus der „Linearität“ bestimmt werden kann. Wenn dieser Zusammenhang auch für andere Brücken gilt, kann man aus einer Brückenüberfahrt mit einer bestimmten Resonanzgeschwindigkeit die Resonanzamplituden für andere Zuglängen ableiten.

3. Parameterstudie

Das Ziel der Parameterstudie war ein Alternativvorschlag für die fiktive Zusatzdämpfung, der den gesamten Zugparameterbereich aus Abschnitt 1.3.2 abdeckt. Der Beginn dieses Kapitels legt den Parameterbereich der Studie auf Basis der recherchierten Zug- und Brückeneigenschaften aus Abschnitt 1.3 fest. Anschließend wird die Transformation in den dimensionslosen Raum der Hauptparameter aus Abschnitt 1.3.4 beschrieben und die Gründe für diese erläutert. Bevor die Auswertung der berechneten Daten im darauf folgenden Abschnitt vorgestellt wird, werden die Berechnungsannahmen sowie die Datenverarbeitung behandelt. Der letzte Teil dieses Kapitels geht auf die Auswertung und die dafür nötige Rücktransformation auf die BrückenKennwerte ein und macht einen Vorschlag zu einer alternativen Formulierung der fiktiven Zusatzdämpfung, der für den gesamten Zugparameterbereich gilt.

3.1. Diskretisierung des Parameterfeldes

Die Parameterstudie wurde in einem dimensionslosen Parameterfeld durchgeführt. Damit die dimensionslosen Parameterkombinationen realistische Zug-Brückenkombinationen darstellen, wurden die Grenzen des recherchierten Brücken- und Zugparameterfelds aus Abschnitt 1.3 in den dimensionslosen Parameterraum transformiert.

Brückenseitig existieren die charakteristischen Eigenschaften Spannweite L , erste Eigenfrequenz n_1 und Massenbelegung μ . Die Grenzen der oberen und unteren Eigenfrequenzen $n_{1,o}$ und $n_{1,u}$ aus Abschnitt 1.3.1 konnten durch zwei Funktionen in Abhängigkeit der Spannweite L dargestellt werden. Für die Massenbelegung μ wurde in Abschnitt 1.3 kein funktionaler Zusammenhang zu anderen Brückenparametern identifiziert.

Zugseitig gibt es die dynamischen Parameter der Länge über Puffer d , der Drehgestelleigenfrequenz n_p und der Drehgestellmasse m_b . Die Bandbreite dieser wurde für Passagierwaggons von herkömmliche Hochgeschwindigkeitszüge in Abschnitt 1.3.2 ermittelt.

Mit den Hauptparametern aus Abschnitt 1.3.4 und den Bandbreiten der dynamischen Zugeigenschaften aus Tabelle 1.1 Abschnitt 1.3.2 in Verbindung mit dem Brückenparameterfeld ergeben sich die Grenzen des dimensionslosen Parameterfeldes zu:

$$\beta_{d,max} = \frac{L_{max}}{d_{min}} \quad \eta_{p,max}(L) = \frac{n_{1,o}(L)}{n_{p,min}} \quad \mu_{b,max} = \frac{\mu_{max} \cdot L_{max}}{m_{b,min}}$$

$$\beta_{d,min} = \frac{L_{min}}{d_{max}} \quad \eta_{p,min}(L) = \frac{n_{1,u}(L)}{n_{p,max}} \quad \mu_{b,min} = \frac{\mu_{min} \cdot L_{min}}{m_{b,max}}$$

Die minimalen und maximalen Brücken und Zugparameter sind:

- zugseitig:

$$\begin{aligned} d &= 25 \dots 28,75 \text{ m} \\ n_p &= 4,0 \dots 6,3 \text{ Hz} \\ m_b &= 2,3 \dots 2,84 \text{ t} \end{aligned} \quad (3.1)$$

- brückenseitig:

$$\begin{aligned} L &= 5 \dots 40 \text{ m} \quad (\text{festgelegt}) \\ n_{1,o} &= 327,3 \cdot L^{-1,32} \cdot 2,47 \stackrel{!}{\leq} 40 \text{ Hz} \\ n_{1,u} &= 327,3 \cdot L^{-1,32} \cdot 0,43 \stackrel{!}{\geq} 2 \text{ Hz} \\ \mu &= 5 \dots 40 \text{ t/m} \end{aligned} \quad (3.2)$$

Die Grenzen des dimensionslosen Parameterfeldes folgen zu:

$$\beta_d = 0,17 \dots 1,6 \quad \eta_p(L_{min}) = 0,32 \quad \eta_p(L_{max}) = 10 \quad \mu_b = 8,8 \dots 696$$

Da die Parameterstudie nur mit einem Zug durchgeführt wurde, aber über die dimensionslosen Parameter der gesamte Zugparameterbereich abgedeckt werden soll, schränkt sich der Brückenparameterbereich bei der Rücktransformation ein. Die Grenzen des dimensionslosen Parameterraums mit dem verwendeten Zugmodell liegen mit den Eigenschaften $d = 26,4 \text{ m}$ $n_p = 5,84 \text{ Hz}$ und $m_b = 2373 \text{ kg}$ bei:

$$\beta_d = 0,19 \dots 1,51 \quad \eta_p(L_{min}) = 0,34 \quad \eta_p(L_{max}) = 6,85 \quad \mu_b = 11,2 \dots 674$$

Daraus ergeben sich für den Brückenparameterraum bei der Rücktransformation folgende Grenzen, wenn sie für den gesamten Zugparameterbereich gelten sollen:

$$L_{max} = \beta_{d,max} \cdot d_{min} = 37,75 \text{ m} \quad (3.3)$$

$$L_{min} = \beta_{d,min} \cdot d_{max} = 5,5 \text{ m} \quad (3.4)$$

$$n_{1,o}(L_{max}) = \eta_p(L_{max}) \cdot n_{p,min} = 27,4 \text{ Hz} \quad (3.5)$$

$$n_{1,u}(L_{min}) = \eta_{p,min}(L_{min}) \cdot n_{p,max} = 2,14 \text{ Hz} \quad (3.6)$$

$$\mu_{max} = \mu_{p,max} \cdot m_{b,min} / L_{max} = 38,75 \text{ t/m} \quad (3.7)$$

$$\mu_{min} = \mu_{p,min} \cdot m_{b,max} / L_{min} = 6,4 \text{ t/m} \quad (3.8)$$

Die Verschiebung der Grenzen sind für die Spannweite L und die Massenbelegung μ tolerabel. Bei der Eigenfrequenz hat sich vor allem die obere Grenze zu weit nach unten verschoben. Daher wird sie auf eine fiktive Grenze angehoben um die parameterlosen Grenzen gänzlich abzudecken.

$$n_{1,o}(L) = 327,3 \cdot L^{-1,32} \cdot 2,47 \cdot (58,4/40) \stackrel{!}{\leq} 58,4 \text{ Hz} \quad (3.9)$$

$$n_{1,u}(L) = 327,3 \cdot L^{-1,32} \cdot 0,43 \cdot (1,87/2) \stackrel{!}{\geq} 1,87 \text{ Hz} \quad (3.10)$$

Nachdem die Grenzen festgelegt wurden, kann das Parameterfeld diskretisiert werden. Das Spannweitenraster der Parameterstudie beträgt:

$5 \text{ m} \leq L \leq 20 \text{ m}$	1 m Schritte	
$20 \text{ m} \leq L \leq 30 \text{ m}$	2 m Schritte	
$30 \text{ m} \leq L \leq 40 \text{ m}$	5 m Schritte	(3.11)

Pro Spannweite wurden innerhalb der ursprünglichen recherchierten funktionalen Grenzen acht Eigenfrequenzen berücksichtigt. Die Verteilung erfolgte nicht äquidistant sondern logarithmisch, da die Sensitivität der Zug-Brücken Interaktion bei Eigenfrequenzen $\eta_p \leq 1,0$ höher ist [5]. Die über die Verhältnisse neu ermittelte obere und untere Grenzeigenfrequenz wurde jeweils als zusätzlicher Punkt berücksichtigt. Die Diskretisierung des Eigenfrequenzrasters in Abhängigkeit der Spannweite ist in Abbildung 3.1 gezeigt.

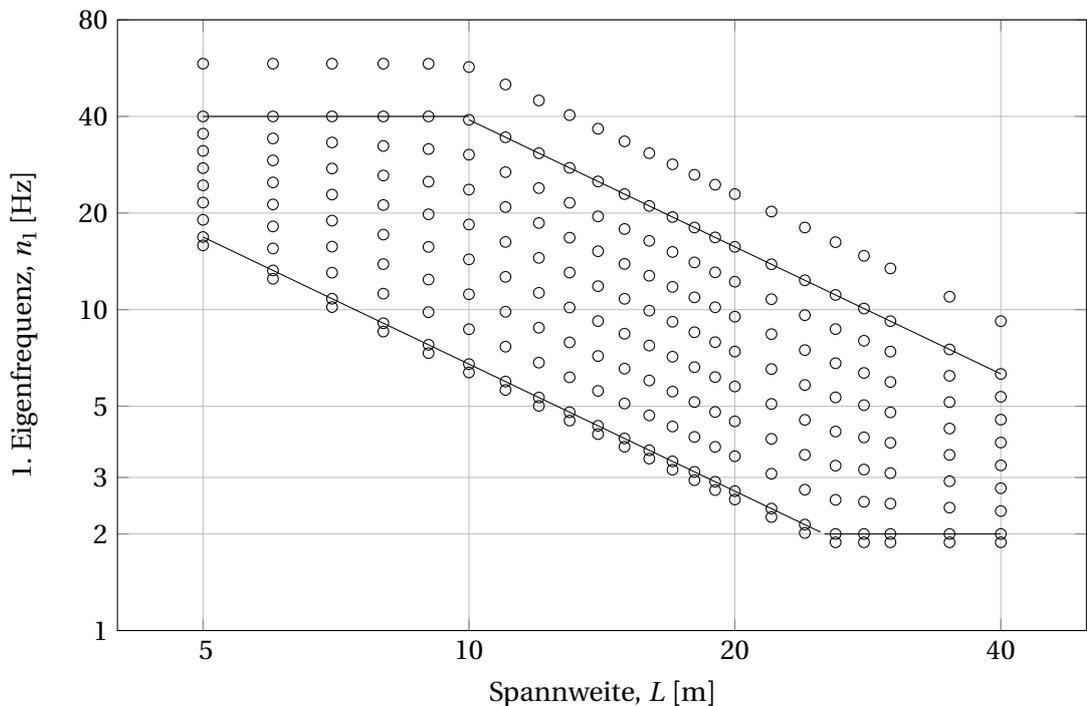


Abbildung 3.1.: Diskretisierung der Brückeneigenfrequenzen

Die Diskretisierung der Massenbelegung ist in Abbildung 3.2 dargestellt. Das Raster beträgt:

$$\begin{aligned}
 5 \text{ t/m} \leq L \leq 10 \text{ t/m} & \quad 2,5 \text{ t/m Schritte} \\
 10 \text{ m} \leq L \leq 20 \text{ m} & \quad 5 \text{ t/m Schritte} \\
 20 \text{ m} \leq L \leq 40 \text{ m} & \quad 10 \text{ t/m Schritte}
 \end{aligned}
 \tag{3.12}$$

Für den dimensionslosen Parameterraum folgt daraus die Diskretisierung in Abbildung 3.3 und 3.4. Mit der konstant gewählten Brückendämpfung von $\zeta = 0,001$ ergeben sich insgesamt 1610 Parameterkombinationen.

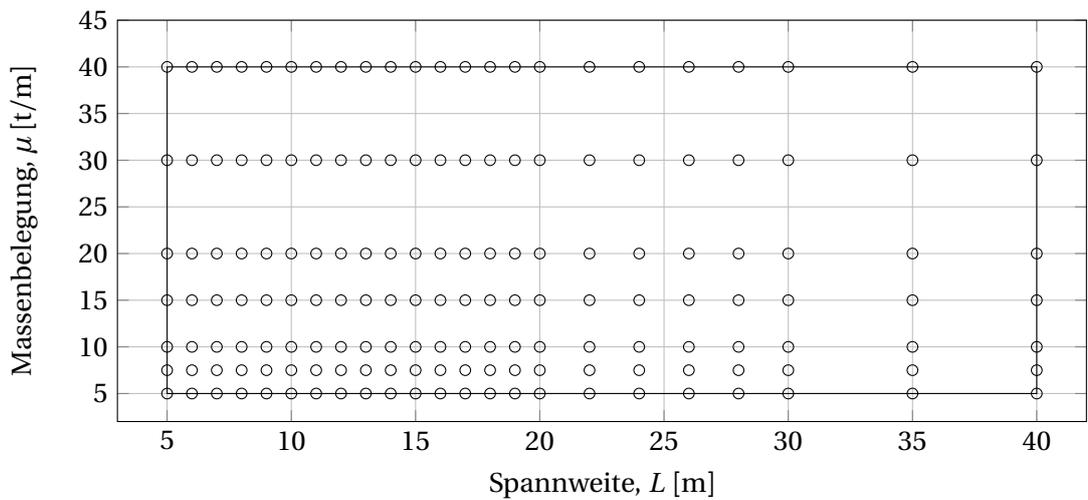


Abbildung 3.2.: Diskretisierung der Massenbelegung der Brücken

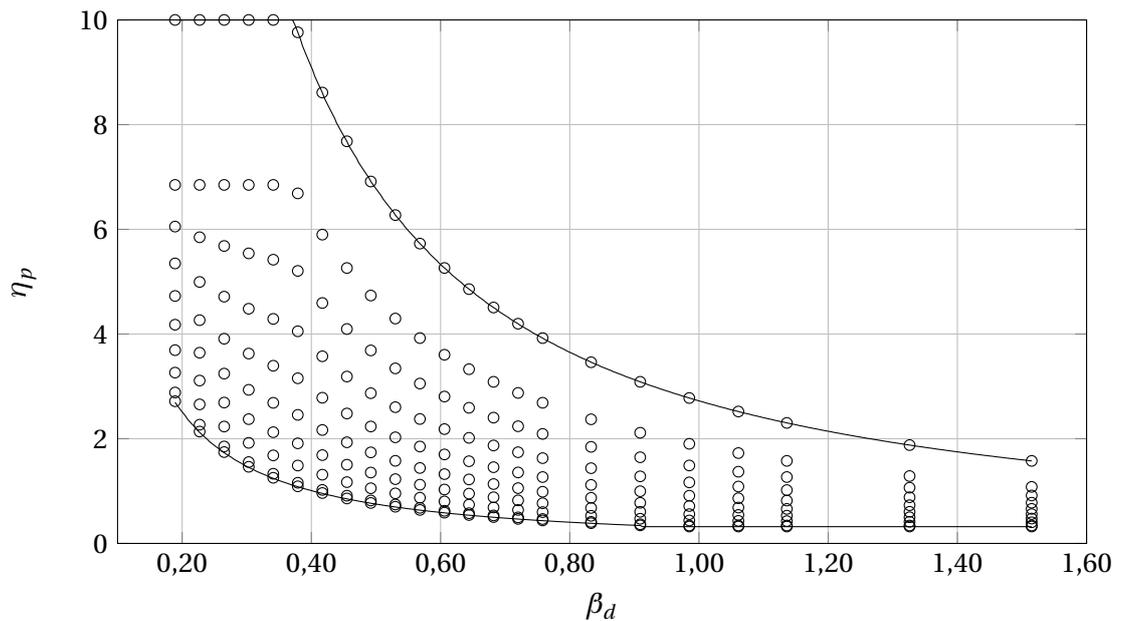


Abbildung 3.3.: Diskretisierung im dimensionslosen Parameterraum, $\eta_p(\beta_d)$.

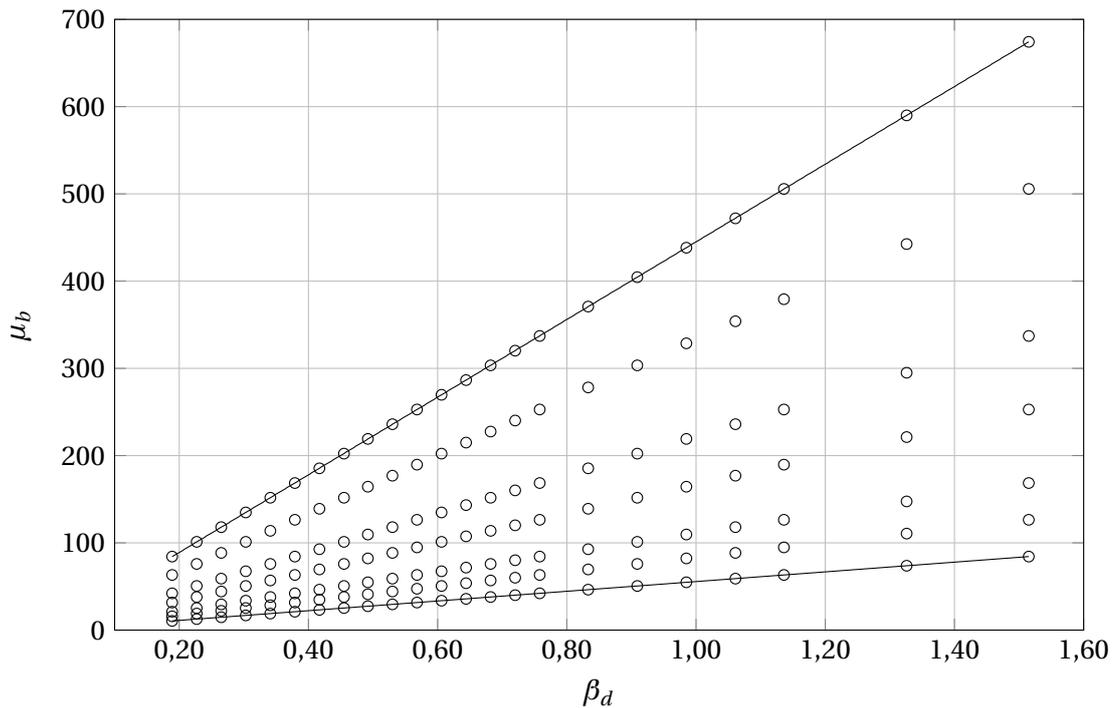


Abbildung 3.4.: Diskretisierung im dimensionslosen Parameterraum, $\mu_b(\beta_d)$.

3.2. Annahmen der Berechnungen und Datenverarbeitung

Der Fokus der Parameterstudie lag einerseits auf einem allgemeinen Zugang, andererseits sollten die Ergebnisse gut reproduzierbar und nachprüfbar sein, um auch in zukünftigen Arbeiten als Ergänzung zu dienen. Daher wurde bei der Datenverarbeitung auf übersichtliche Speicheralgorithmen geachtet und bei den Annahmen Vereinfachungen getroffen.

Die Berechnung der MLM Spitzenbeschleunigung zur Bestimmung der Reduktion erfolgte mit der analytischen Lösung. Diese Lösung wurde für einen Euler Bernoulli Balken (EBB) in Abschnitt 1.2.2 aufgestellt. Damit die Ergebnisse vergleichbar bleiben wurde daher auch die DIM Spitzenbeschleunigung an einem EBB ermittelt.

Der Beschleunigungsverlauf, aus dem sich die Spitzenbeschleunigung einer Überfahrt bestimmt, wurde für die Feldmitte berechnet. Es sei darauf hingewiesen, dass diese vereinfachende Annahme laut neueren Erkenntnissen [19] bei einigen Parameterkombinationen nicht zur maximalen Spitzenbeschleunigung führen kann, da in diesen Fällen die maximale Spitzenbeschleunigung z.B. im Viertelpunkt auftritt. Trotzdem wird die maximale Spitzenbeschleunigung an einem festen Ort der Brücke ermittelt, um für spätere Rechnungen eine bessere Vergleichbarkeit zu gewährleisten.

Bei der Berechnung der Beschleunigungen wurden drei Eigenformen des EBB berücksichtigt. Dies wird als ausreichend angesehen, da Domenech und Museros in [5] feststellten, dass die

gewählte Anzahl der Eigenformen einen geringen Einfluss auf die Reduktion der maximalen Spitzenbeschleunigung hat.

Im verwendeten DIM Programm von Mähr kam der von Matlab zur Verfügung gestellte Solver *ODE15s* zum Einsatz, nachdem bei einigen Proberechnungen die Stabilität des Standard Solvers *ODE45* bei hohen Brückeneigenfrequenzen nicht gegeben war. Die Zeitschritte der analytischen Lösung einer MLM Überfahrt wurden auf 0,001 s verringert, da hier ebenfalls bei höheren Brückeneigenfrequenzen ($\geq \sim 20$ Hz) Probleme bei der Ermittlung der Beschleunigungen auftraten.

Die Basis des Zugmodells stellten die dynamischen Eigenschaften eines ICE 2 Passagierwagons dar (s. Anhang Tab. A.1). Der Einfluss der Triebköpfe auf die Tragwerksantwort konnte in der Vorstudie in Abschnitt 2.3.1 nicht quantifiziert werden und die dimensionslosen Parameter bilden die Triebkopfeigenschaften nicht ab, daher wurden diese in der Parameterstudie nicht berücksichtigt. In Abbildung 3.5 sind die charakteristischen Geometriedaten des 14 Waggon langen Zugmodells dargestellt.

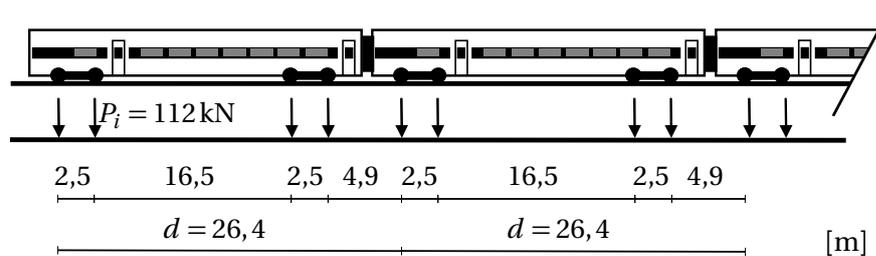


Abbildung 3.5.: Zug mit Lasten und Lastabständen (Zugbild aus [20])

Die Ermittlung der Spitzenbeschleunigungen ist vergleichbar mit Abschnitt 2.3.1. Dabei betrug der berücksichtigte Geschwindigkeitsbereich 100...400 km/h. Auch bei der Parameterstudie wurden die DIM Spitzenbeschleunigungen in 1 km/h Schritten für Überfahrten im Bereich von $-10 \dots +5$ km/h um die kritischen Geschwindigkeiten $v_{c,r,1,k}$ berechnet.

Die Implementierung der diskretisierten Parameterfelder aus Abschnitt 3.1 erfolgte durch Schleifen. Eine erste Schleife legte die Massenbelegung μ für die gewählte Spannweite L fest. In Abhängigkeit der Spannweite wurde die Eigenfrequenz n_1 gemäß Abbildung 3.1 berechnet. Aus der Eigenfrequenz konnten dann die kritischen Geschwindigkeiten $v_{c,r,1,k}$ mit der Länge über Puffer d nach Formel 1.38 im Geschwindigkeitsbereich bestimmt werden. Daraus setzte sich ein Vektor mit den Geschwindigkeitsschritten zusammen, dessen Einträge dem Simulink Programm zur Berechnung der zugehörigen Spitzenbeschleunigung übergeben wurde.

Die Speicherung der Beschleunigungsdaten erfolgte für jede Spannweite pro Massenbelegung. Nachdem alle Spannweiten berechnet waren, begann das Postprocessing der DIM Spitzenbeschleunigungsdaten. Dieses stellte gleichzeitig das Preprocessing der MLM Berechnung dar.

Die erste Stufe des Postprocessings erfolgte durch einen Matlab Algorithmus, welcher die Er-

gebnisdateien der DIM Berechnungen pro Spannweite für alle Massenbelegungen in einer übersichtlichen Liste vereinte. Außerdem filterte dieser die vier kritischen Geschwindigkeiten und die zugehörigen Geschwindigkeitsbereiche in deren Nähe die vier lokal maximalsten DIM Spitzenbeschleunigungen auftraten. Das Ergebnis dieser Filterung war also eine Liste mit allen Brücken einer Spannweite und den Geschwindigkeitsbereichen $-10 \dots +5$ km/h um die vier kritischen Geschwindigkeiten bei denen jeweils eine der vier maximalsten berechneten Spitzenbeschleunigungen auftraten.

Nachdem die DIM Ergebnisse geordnet und gefiltert waren wurden die MLM Spitzenbeschleunigungen in einem Bereich von $-3 \dots +3$ km/h um die jeweilige kritische Geschwindigkeit berechnet. Obwohl der Resonanzfall des MLMs genau bei dieser eintritt wurde trotzdem ein Bereich berechnet, um sicherzustellen, dass es sich um einen definierten Spitzenbeschleunigungspik handelt (s. nachfolgende Kriterien).

Dann wurden die Verhältnisse der vier maximalsten DIM Spitzenbeschleunigungen zu denen des MLMs im entsprechenden kritische Geschwindigkeitsbereich nach Formel 3.13 und die Reduktion der Spitzenbeschleunigung nach Formel 3.14 gebildet.

$$\frac{a_{DIM}}{a_{MLM}} \quad (3.13)$$

$$\frac{a_{MLM} - a_{DIM}}{a_{MLM}} \quad (3.14)$$

Der Algorithmus zur Berechnung der MLM Spitzenbeschleunigungen, der Verhältnisse und der Reduktionen überprüfte auch die Daten nach zwei Kriterien.

1. Um grobe Rechenfehler aufzuspüren, wurde die Ähnlichkeit der DIM und MLM Ergebnisverläufe nach dem Ähnlichkeitskriterium aus Abschnitt 2.3.1 verglichen.
2. Um sicherzugehen, dass es eine definierte maximale Spitzenbeschleunigung im berechneten Bereich gab, wurde überprüft ob die gefundene lokale maximale Spitzenbeschleunigung auf dem Rand des Geschwindigkeitsbereichs lag. Wenn dies der Fall war konnte per Definition kein eindeutiges lokales maximales Spitzenbeschleunigungspik identifiziert werden und daher wurde das Verhältnis und die Reduktion bei der späteren Auswertung ausgeschlossen.

Des Weiteren berechnete ein Newton-Verfahren die fiktive Zusatzdämpfung, wenn das Verhältnis aus Formel 3.13 $< 1,0$ war. Über eine Schleife wurde die Dämpfung der analytischen MLM Lösung iteriert bis der Dämpfungsunterschied zwischen i und $i-1$ ten Schritt $< 0,00001$ war oder zehn Iterationsschritte erreicht wurden und der Algorithmus eine Fehlermeldung speicherte. Nachfolgend ist kurz das Vorgehen der Iteration dargestellt. Mit a wird die Spitzenbeschleunigung bezeichnet:

$$f(\zeta) = a_{MLM}(\zeta_{(i-1)}) - a_{DIM}$$

$$f(\zeta + d\zeta) = a_{MLM}(\zeta_i) - a_{DIM}$$

$$f'(\zeta) = \frac{f(\zeta + d\zeta) - f(\zeta)}{\zeta_i - \zeta_{(i-1)}}$$

$$\zeta_{(i+1)} = \zeta_i - f(\zeta + d\zeta)/f'(\zeta) \quad (3.15)$$

Die Verhältnisse, die durch die beiden Kriterien positiv bewertet wurden, bildeten den Datenpool für die Gesamtauswertung. Der Datenpool besteht aus einer Punktwolke aus simulierten Verhältnissen, Reduktionen oder fiktiven Zusatzdämpfungen in Abhängigkeit zu den drei Hauptparametern β_d , η_p und μ_b .

Für die weitere Auswertung erzeugte die Matlabfunktion *scatteredInterpolant()* aus der diskreten Datenwolke durch lineare Interpolation eine kontinuierliche Funktion.

3.3. Ergebnisdarstellung und Auswertung

Der Anfang dieses Abschnitts gibt einen Überblick auf die Rohdaten der Parameterstudie in Abhängigkeit der dimensionslosen Parameter vor der Weiterverarbeitung. Im Anschluss daran werden die Daten nach der Rücktransformation auf die Basis der Brückenparameter vorgestellt. Der letzte Teil beschäftigt sich mit den Anwendungsgrenzen der fiktiven Zusatzdämpfung und macht einen Alternativvorschlag zu ihrer Formulierung.

3.3.1. Ergebnisse in Abhängigkeit der dimensionslosen Hauptparameter

Insgesamt erfüllten von den 1610 Parameterkombinationen 1377 die Kriterien aus Abschnitt 3.2. In Abbildung 3.6 sind die Berechnungen in Abhängigkeit zu den drei Hauptparametern dargestellt. Die Einfärbung stellt das Verhältnis der maximalen DIM Spitzenbeschleunigung zur maximalen MLM Spitzenbeschleunigung nach Gleichung 3.13 pro Spitzenbeschleunigungsverlauf der Hauptparameterkombination im berechneten Geschwindigkeitsbereich von 100 ... 400 km/h dar.

Die Form des Körpers ergibt sich für den Definitionsbereich der Brücken- und Zugparameter aus den Abbildungen 3.3 und 3.4. Dadurch ist sichergestellt, dass jeder Datenpunkt aus einer realistischen Parameterkombination folgt.

Die geringsten Verhältnisse werden in einem Bereich von $\mu_b \leq 100$ bei einem $\eta_p \approx 1,0$ und einem β_d zwischen 0,4 und 0,8 erreicht. Für einen ICE 2 wären das Brücken mit Spannweiten L zwischen $\sim 10,5 \dots 20$ m und Eigenfrequenzen $n_1 = 5,8$ Hz. Mit steigendem μ_b nehmen die Verhältnisse für alle Hauptparameterkombinationen von η_p und β_d zu. Das bedeutet, dass bei gleichem Zug schwerere Brücken eine geringere Reduktion der MLM Spitzenbeschleunigung haben.

Abbildung 3.7 zeigt die Verhältnisse der maximalen DIM zur MLM Spitzenbeschleunigung nach Formel 3.13 für die lineare Interpolation zwischen den Verhältnissen und anschließend dem horizontalen Schnitt durch Abbildung 3.6 bei $\mu_b = 40$, $\mu_b = 80$ und $\mu_b = 160$. Die Spit-

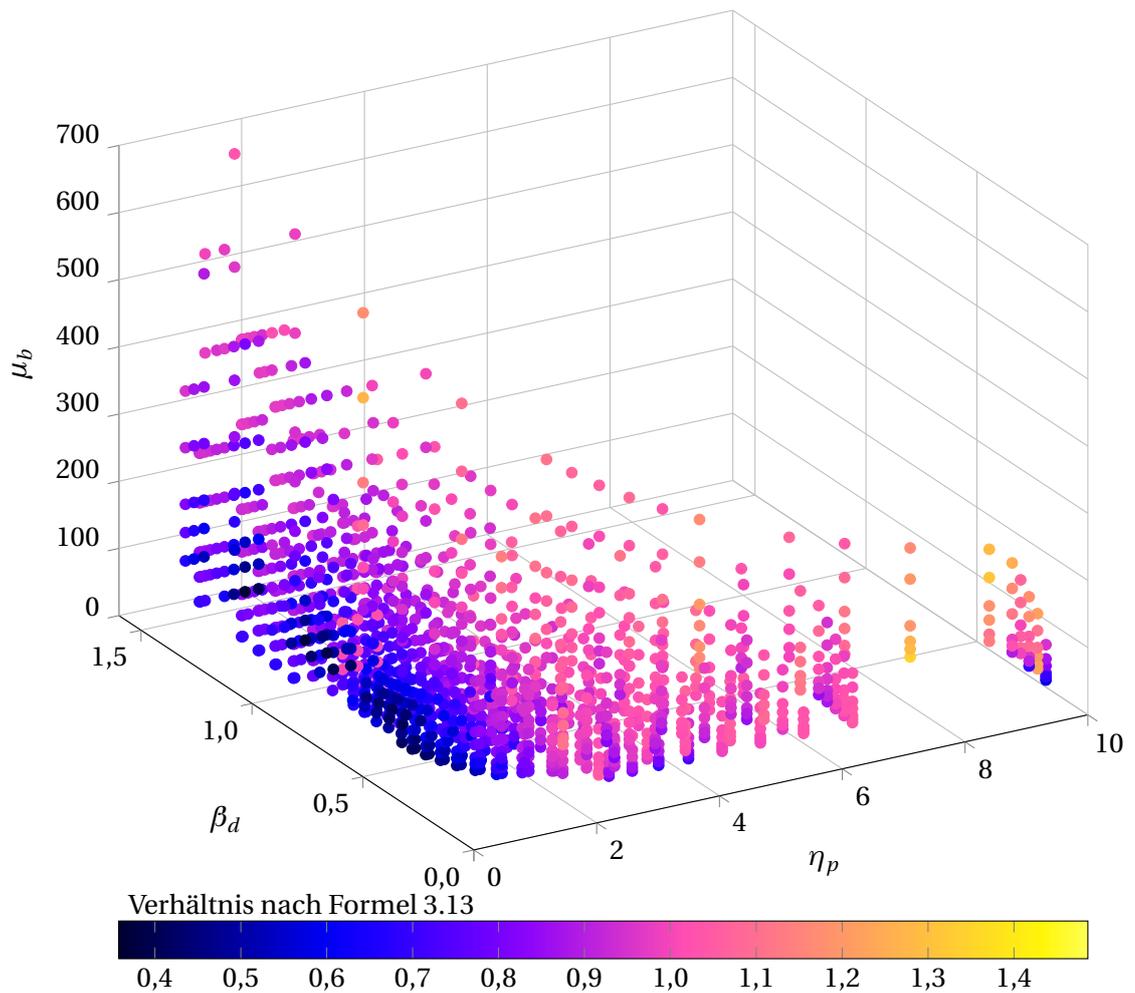


Abbildung 3.6.: Verhältnis der maximalen DIM Spitzenbeschleunigung zur maximalen MLM Spitzenbeschleunigung nach Formel 3.13 pro Spitzenbeschleunigungsverlauf der Hauptparameterkombi. im Geschwindigkeitsbereich von 100...400 km/h.

zenbeschleunigungen und damit die Verhältnisse sind nur für die realistischen η_p und β_d Kombinationen aus Abschnitt 3.1 berechnet worden. Diese realistischen Bereiche enden für $\mu_b = 40$ etwa bei $\beta_d = 0,7$ und für $\mu_b = 160$ fangen sie erst bei $\sim \beta_d = 0,4$ an. Bei $\mu_b = 80$ ist annähernd der gesamte Bereich der Brückeneigenschaften möglich.

Prinzipiell können die Graphen in drei Bereiche eingeteilt werden. Für hohe η_p und geringe β_d Werte liegen die Verhältnisse bei 1,0 oder leicht darüber. Gegenüberliegend, bei η_p Werten um 1,0 und hohen β_d Werten können die Verhältnisse abhängig von μ_b bis unter 0,5 sinken. Dazwischen verläuft ein Übergangsbereich. Der Gradient des Übergangsbereichs nimmt von $\mu_d = 40$ bis $\mu_d = 160$ stetig ab. Dabei dehnt sich der Bereich von Verhältnissen $\geq 1,0$ mit höherem μ_b aus.

Die Verhältnisse bei $\mu_d = 80$ und $\mu_d = 160$ sind im Bereich zwischen $\beta_d = 0,7$ bis 1,5 für η_p zwischen 0,3 und 1,0 fast ausschließlich von η_p abhängig. Für $\eta_p > 1,0$ sind die Verhältnisse

bei allen betrachteten μ_b -Werten von beiden Hauptparametern abhängig.

Betrachtet man $\beta_d = 0,4 = \text{const.}$ bei $\mu_b = 40$, dann sind abhängig von η_p alle Verhältnisse der maximalen DIM Spitzenbeschleunigung zur maximalen MLM Spitzenbeschleunigung von 0,6 bis 1,0 möglich. Der Hauptparameter $\beta_d = 0,4$ entspricht bei einer ICE 2 Überfahrt der Brückenspannweite von $L = 10,6$ m. Rechnet man über $\mu_b = 40$ auf die Massenbelegung zurück läge sie mit ~ 9 t/m unter den leichten Brücken des recherchierten Brückenparameterbereichs aus Abschnitt 1.3.

Die Verhältnisse stehen in direktem Zusammenhang mit der fiktiven Zusatzdämpfung. Auf diesem Hintergrund und den möglichen Verhältnissen bei $\beta_d = 0,4 = \text{const.}$ aus dem vorherigen Absatz überrascht es nicht, dass die minimale fiktive Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ des ICE 2, die das European Rail Research Institut (ERRI) in [8] berechnete, für die Spannweite von $L = 10$ m und der Massenbelegung von $\mu = 10$ t/m immer bei den höchsten Eigenfrequenzen der berechneten Brücken lag.

Die höchsten Eigenfrequenzen entsprechen bei konstanten Zugeigenschaften den höchsten η_p -Werten. Aus Abbildung 3.7 wird bei $\mu_b = 40$ deutlich, dass die höchsten Verhältnisse der DIM zur MLM Spitzenbeschleunigung bei hohen η_p Werten auftreten. Daraus folgt die niedrigste fiktive Zusatzdämpfung bei hohen η_p Werten. Hätte der ERRI Report noch höhere Eigenfrequenzen und damit höhere η_p Werte untersucht, läge die fiktive Zusatzdämpfung bei den entsprechenden Brücken noch niedriger.

Das Beispiel zeigt, dass die Definition einer fiktiven Zusatzdämpfung nach Formel 3.16 als unterer Grenzwert in reiner Abhängigkeit von β_d oder der Spannweite L und μ_b oder der Massenbelegung μ nicht zielführend sein kann. Der Grenzwert läge unabhängig von μ_b in β_d Bereichen zwischen $\sim 0,2$ und $\sim 0,8$ bei null oder könnte je nach Definition sogar negativ sein.

$$\Delta\zeta(\beta_d, \mu_b) = \min(\Delta\zeta(\beta_d, \eta_p, \mu_b)) \quad (3.16)$$

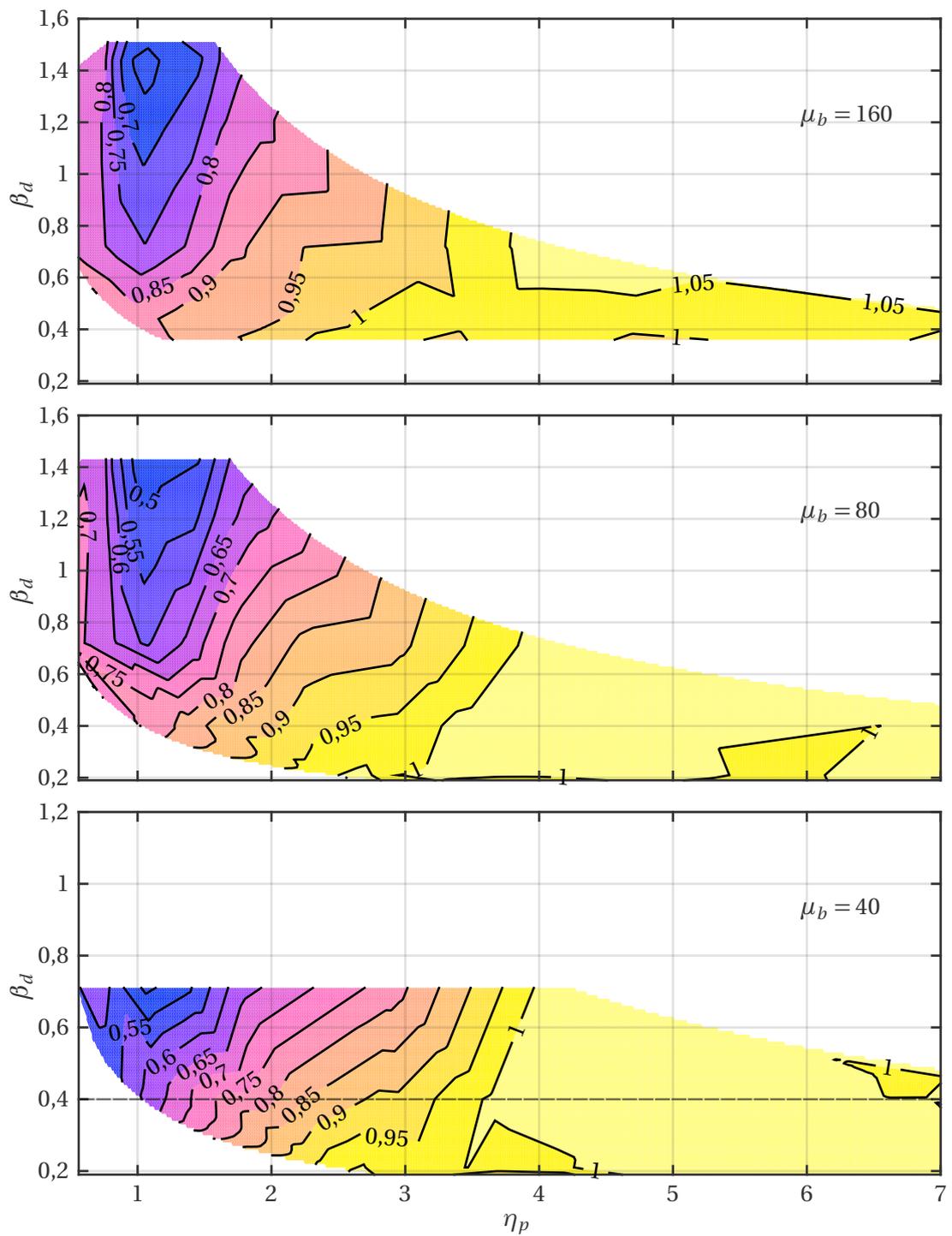


Abbildung 3.7.: Verhältnisse der maximalen DIM zu MLM Spitzenbeschl. nach Formel 3.13 für $\mu_d = 40$, $\mu_d = 80$ und $\mu_d = 160$ in Abhängigkeit von β_d und η_p

3.3.2. Rücktransformation auf die Basis der Brückeneigenschaften

Die Rücktransformation der im letzten Abschnitt dargestellten Verhältnisse nach Gleichung 3.13 auf die Basis der Brückeneigenschaften erfolgte über die dimensionslosen Parameter und den Grenzen der Zugeigenschaften. Für einen besseren Überblick wird nachfolgend der komplette Transformationsprozess dargestellt. Dabei werden die Brückeneigenschaften der Eingangsdaten wie bisher bezeichnet, zum Beispiel im Fall der Spannweite mit L . Die Brückeneigenschaften nach der Rücktransformation werden mit \tilde{L} gekennzeichnet. Die Zugeigenschaften des verwendeten Zugmodells haben den Index ICE .

1. Transformation in den dimensionslosen Raum der Hauptparameter:

$$\frac{L}{d_{ICE}} = \beta_d(L) \quad (3.17)$$

$$\frac{n_1}{n_{p,ICE}} = \eta_p(n_1) \quad (3.18)$$

$$\frac{\mu \cdot L}{m_{b,ICE}} = \mu_b(\mu, L) \quad (3.19)$$

2. Berechnung der Verhältnisse, Reduktionen und fiktiven Zusatzdämpfungen nach Abschnitt 3.2:

$$V(\beta_d, \eta_p, \mu_b) \quad (3.20)$$

$$R(\beta_d, \eta_p, \mu_b) \quad (3.21)$$

$$\Delta\zeta(\beta_d, \eta_p, \mu_b) \quad (3.22)$$

3. Rücktransformation auf die Brückeneigenschaften für den gesamten Zugparameterbereich (s. Abschn. 3.1):

$$\beta_d \cdot d = \tilde{L}(d) \quad d = 25 \dots 28,75 \text{ m} \quad (3.23)$$

$$\eta_p \cdot n_p = \tilde{n}_1(n_p) \quad n_p = 4,0 \dots 6,3 \text{ Hz} \quad (3.24)$$

$$\frac{\mu_b \cdot m_b}{\tilde{L}} = \tilde{\mu}(m_b, \tilde{L}) \quad m_b = 2,3 \dots 2,84 \text{ t} \quad (3.25)$$

Die Transformation wird anhand des Hauptparameters β_d und einer Brücke der Eingangsspannweite $L = 10 \text{ m}$ veranschaulicht.

$$\frac{10 \text{ m}}{26,4 \text{ m}} = 0,38 = \beta_d \quad \text{mit } d_{ICE} = 26,4 \text{ m} \quad (3.26)$$

$$0,38 \cdot d = 9,5 \dots 10,9 \text{ m} = \tilde{L} \quad \text{mit } d = 25 \dots 28,75 \text{ m} \quad (3.27)$$

Das Beispiel zeigt, dass die Verhältnisse $V(\beta_d = 0,38, \eta_p, \mu_b)$, Reduktionen $R(\beta_d = 0,38, \eta_p, \mu_b)$ oder Zusatzdämpfungen $\Delta\zeta(\beta_d = 0,38, \eta_p, \mu_b)$ im dimensionslosen Hauptparameterraum nach der Rücktransformation für einen Spannweitenbereich \tilde{L} gelten. Alle anderen Hauptparameter werden ebenfalls nach der Rücktransformation auf Bereiche abgebildet. Daher ergibt sich für eine Parameterkombination der Eingangsdaten nach der Rücktransformation ein Körper von Ausgangsdaten.

Eine Konsequenz daraus ist die Berechnung des Verhältnisses $V = a_{DIM}/a_{MLM}$ nach Formel 3.13 aus Abschnitt 3.2 als oberer Grenzwert der rücktransformierten Brückeneigenschaften \tilde{L} , \tilde{n}_1 und $\tilde{\mu}$. Das Verhältnis liegt dann für den gesamten Zugparameterbereich auf der sicheren Seite.

$$V(\tilde{L}, \tilde{n}_1, \tilde{\mu}) = V(\tilde{L}(d), \tilde{n}_1(n_p), \tilde{\mu}(m_b, \tilde{L}))_{max} \quad (3.28)$$

Abbildung 3.9 gibt einen Überblick über die maximalen Verhältnisse für den Zugparameterbereich nach der Rücktransformation auf die Brückenparameter für einen Querschnitt der recherchierten Massenbelegungen ($\tilde{\mu} = 7,5 \text{ t/m}$, $\tilde{\mu} = 15 \text{ t/m}$ und $\tilde{\mu} = 30 \text{ t/m}$). Dabei wurden nur Verhältnisse berücksichtigt deren maximale MLM Spitzenbeschleunigung über $1,5 \text{ m/s}^2$ lag. Der Wert ergibt sich zum einen aus dem Beschleunigungsschwellenwert von $3,5 \text{ m/s}^2$, ab dem laut Eurocode 1991-2 [1] auf eine dynamische Berechnung verzichtet werden kann, zum anderen aus einem Abstand, der auf eine Unsicherheit bezüglich der Hauptparameter zurückgeht. Die Abhängigkeit der Zug-Brücken Interaktion von den Hauptparametern gilt nicht uneingeschränkt für alle Parameterbereiche, darauf wurde in Abschnitt 1.3.4 hingewiesen. Im Rahmen der vorliegenden Arbeit musste auf eine Fehlerbetrachtung verzichtet werden, daher wurde der oben genannte Sicherheitsabstand zum Beschleunigungsschwellenwert nach Eurocode 1991-2 festgelegt. Für die Brückenparameter ergeben sich nach der Rücktransformation die in Abschnitt 3.1 berechneten Grenzen für den gesamten Zugparameterbereich:

$$\begin{aligned} \tilde{L} &= 5,5 \dots 37,75 \text{ m} \\ \tilde{n}_{1,o}(\tilde{L}) &= 327,3 \cdot \tilde{L}^{-1,32} \cdot 2,47 \stackrel{!}{\leq} 40 \text{ Hz} \\ \tilde{n}_{1,u}(\tilde{L}) &= 327,3 \cdot \tilde{L}^{-1,32} \cdot 0,43 \stackrel{!}{\geq} 2 \text{ Hz} \\ \tilde{\mu} &= 6,4 \dots 38,75 \text{ t/m} \end{aligned}$$

Bei der anschließenden Datenbeschreibung wird auf die Kennzeichnung der transformierten oder rücktransformierten Brückeneigenschaften verzichtet, da es sich immer um rücktransformierte Eigenschaften handelt. Die n_1 Achse wurde logarithmisch skaliert, um einen besseren Überblick bei niedrigen ersten Brückeneigenfrequenzen n_1 zu bieten.

Für alle dargestellten μ Werte gibt es einen Bereich zwischen 5 m und ~ 15 m, in dem ab einer ersten Eigenfrequenz von ~ 9 Hz die maximalen Spitzenbeschleunigungsverhältnisse über 1,0 liegen. In diesen Bereichen können die MLM Spitzenbeschleunigungen im Vergleich zum

DIM geringer ausfallen. Die MLM Ergebnisse sind somit nicht immer konservativer im Vergleich zum DIM.

Im Gegensatz dazu ist laut Eurocode 1991-2 [1] die Berechnung der Spitzenbeschleunigung auf alleiniger Basis des MLMs zulässig: „Gegenseitige Einflüsse der Fahrzeug/Tragwerksmassen können vernachlässigt werden“. Der alternative Vorschlag der fiktiven Zusatzdämpfung der vorliegende Arbeit soll auf der Grundlage des Eurocodes gemacht werden. Daher wird auf die Definition einer theoretisch negativen fiktiven Zusatzdämpfung in den oben genannten Bereichen verzichtet. Trotzdem sei darauf hingewiesen, dass die Vernachlässigung der „gegenseitige[n] Einflüsse der Fahrzeug/Tragwerksmassen“ nicht immer konservativ ist.

In den Bereichen der maximalen Spitzenbeschleunigungsverhältnisse zwischen MLM und DIM über 1,0 wird die bestehende fiktive Zusatzdämpfung des ERRI Reports teilweise hoch angesetzt. Für Brücken mit ersten Eigenfrequenzen n_1 über ~ 11 Hz und Spannweiten L zwischen 5 und 15 m kann diese auf der unsicheren Seite liegen.

Die fiktive Zusatzdämpfung laut ERRI Report liegt zum Beispiel für eine Brücke mit einer Spannweite von 15 m bei ihrem höchsten Wert von $\Delta\zeta = 0,0066$. Aus Abbildung 3.9 ist ersichtlich, dass bei einer ersten Eigenfrequenz von $n_1 = 15$ Hz, einer Massenbelegung von $\mu = 7,5$ t/m und der Spannweite L von 15 m die maximale MLM Spitzenbeschleunigung gleich der des DIMs sein kann und damit die fiktive Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ auf Basis des Eurocodes 0 sein müsste. Daraus wird die Notwendigkeit einer alternativen Formulierung deutlich.

Bei der Massenbelegung $\mu = 7,5$ t/m in Abbildung 3.9 fällt ein Bereich zwischen den Spannweiten 20 und ~ 25 m mit überdurchschnittlich hohen maximalen Verhältnissen auf. Dort unterscheidet sich die Spitzenbeschleunigungen des MLMs kaum von der des DIMs. Einige dieser Verhältnisse konnten bei einer stichprobenartigen Überprüfung auf die Brückeneingangsdaten der Spannweite $L = 22$ m mit den ersten Eigenfrequenzen $n_1 = 5,08$ Hz, 6,53 Hz und 8,39 Hz zurückgeführt werden.

Aus Abschnitt 3.3.2 ist bekannt, dass eine Eingangsbrückenspannweite durch die Rücktransformation auf einen Spannweitenbereich abgebildet wird. In Verbindung mit der Diskretisierung steigt der Einflussbereich der überdurchschnittlich hohen maximalen Verhältnisse dadurch an. Der Einflussbereich der überdurchschnittlich hohen Verhältnisse erscheint daher sehr breit.

Die Ursachen und die daraus abgeleiteten Einschränkungen für die maximalen Verhältnisse und die alternative Formulierung der fiktiven Zusatzdämpfung im nächsten Abschnitt werden in weiterer Folge beschrieben. Eine Gemeinsamkeit aller identifizierter Eingangsbrücken ist die Ordnung $k = 2$ der kritischen Geschwindigkeit $v_{crit,1,k}$ nach Formel 1.38 aus Abschnitt 1.2.2 bei der die maximale Spitzenbeschleunigung im untersuchten Geschwindigkeitsbereich auftritt.

Die vermutete Ursache wird beispielhaft an der Eingangsbrücke der Spannweite $L = 22$ m mit einer ersten Eigenfrequenz von 6,53 Hz erläutert. Die kritische Geschwindigkeit 2. Ordnung der ersten Brückeneigenfrequenz $v_{crit,1,2}$ nach Formel 1.38 aus Abschnitt 1.2.2, an deren Stel-

le die maximale Spitzenbeschleunigung des MLMs auftrat und die dem maximalen Verhältnis zugrunde liegt ergibt sich mit dem Abstand über Puffer des verwendeten Zuges $d_{ICE} = 26,4$ m zu:

$$v_{cr,i,k} = \frac{dn_i}{k} \quad \text{mit } i = 1 \quad k = 2 \quad (3.29)$$

$$v_{cr,1,2} = \frac{26,4 \cdot 6,53 \cdot 3,6}{2} = 310,3 \text{ km/h} \quad (3.30)$$

In Abschnitt 1.2.2 wurde in Formel 1.36 eine zweite Resonanzgeschwindigkeit eingeführt. Diese bezieht sich nicht auf die Wiederholung von äquidistante Lasten, sondern auf die Überfahrtsgeschwindigkeit v in Bezug auf die Brückenspannweite L . Laut [3] und [23] hat diese einen weniger großen Einfluss auf die Amplitude als die erste Resonanzgeschwindigkeit nach Formel 3.29. Die Formel lautet nach Abschnitt 1.2.2:

$$v = \frac{2L \cdot n_j}{m} \quad \text{mit } j = 1, 2, 3... \quad m = 1, 2, 3... \quad (3.31)$$

Berechnet man die Geschwindigkeit für die erste Ordnung der ersten Eigenfrequenz ergibt sich:

$$v = \frac{2Ln_j}{m} \quad \text{mit } j = 1 \quad m = 1$$

$$v = \frac{2 \cdot 22 \cdot 6,53 \cdot 3,6}{1} = 1034 \text{ km/h} \quad (3.32)$$

Um zu prüfen, ob es eine Geschwindigkeit gibt, bei der beide Resonanzmechanismen gleichzeitig auftreten, setzt man die Formeln gleich. Es ergibt sich mit $n_i = n_1 \cdot i$ und $n_j = n_1 \cdot j$:

$$\frac{dn_1 \cdot i}{k} = \frac{2Ln_1 \cdot j}{m} \quad (3.33)$$

Formt man den Ausdruck nach m um, kann bei bekannter Ordnung k der kritischen Geschwindigkeit $v_{cr,i,k}$ berechnet werden, ob oder für welche Eigenfrequenz j , bei der wievielten Ordnung m , der zweite Resonanzfall eintritt:

$$\frac{2L \cdot j \cdot k}{d \cdot i} = m \quad \text{mit } m \in \mathbb{N} \quad (3.34)$$

Für die kritische Geschwindigkeit zweiter Ordnung und erster Eigenfrequenz ergibt sich für die Beispielbrücke:

$$m = \frac{2 \cdot 22 \cdot 1 \cdot 2}{26,4 \cdot 1} \quad \text{mit } m \in \mathbb{N} \quad (3.35)$$

$$m = 3,33 \notin \mathbb{N} \quad (3.36)$$

Für die erste Eigenfrequenz existiert offenbar kein zweiter Resonanzfall an der Stelle der kri-

tischen Geschwindigkeit $v_{crit,1,2}$, bei der die maximale Spitzenbeschleunigung für die Beispielbrücke gefunden wurde. Die zweite Eigenfrequenz muss nicht getestet werden, da die Spitzenbeschleunigungen nur in Feldmitte bestimmt wurden und dort der Einfluss der zweiten Eigenfrequenz null ist. Es folgt die Überprüfung der dritten Eigenfrequenz n_j mit $j = 3$ an der Stelle von $v_{crit,1,2}$ nach dem gleichen Schema mit $i = 1$ mit $k = 2$:

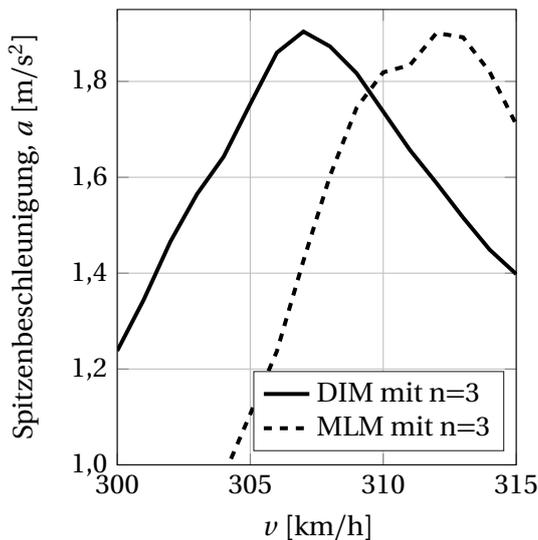
$$m = \frac{2 \cdot 22 \cdot 3 \cdot 2}{26,4 \cdot 1} \quad \text{mit } m \in \mathbb{N} \quad (3.37)$$

$$m = 10 \in \mathbb{N} \quad (3.38)$$

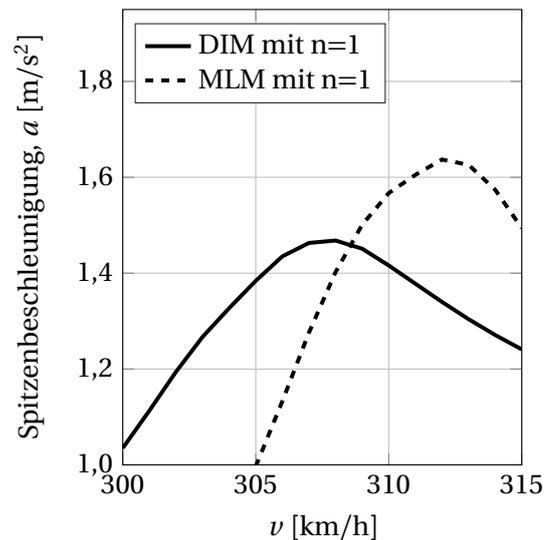
Da $m = 10 \in \mathbb{N}$ ist, existiert an der Stelle von $v_{crit,1,2}$ ein zweiter Resonanzfall 10. Ordnung. Dies gilt auch für die anderen Beispielbrücken, denn die MLM Spitzenbeschleunigungen wurden immer bei $v_{crit,1,2}$ mit $k = 2$ gefunden.

In Abbildung 3.8 ist der MLM und DIM Spitzenbeschleunigungsverlauf um die kritische Geschwindigkeit $v_{crit,1,2} = 310 \text{ km/h}$ für die Eingangsbrücke der Spannweite $L = 22 \text{ m}$, mit einer Eigenfrequenz $n_1 = 6,53 \text{ Hz}$ und der Massenbelegung $\mu = 10 \text{ t/m}$ dargestellt. Es wird deutlich, dass die dritte Eigenform einen starken Einfluss auf das Spitzenbeschleunigungsverhältnis zwischen DIM und MLM hat.

Wird Abbildung 3.9 unter Ausschluss der Brücken erstellt, für die die maximale Spitzenbeschleunigung bei einer kritischen Geschwindigkeit auftritt an deren Stelle beide Resonanzmechanismen wirken, ergibt sich Abbildung 3.10. Das Ausschlusskriterium lautet mit der



(a) Drei berücksichtigte Eigenformen



(b) Eine berücksichtigte Eigenform

Abbildung 3.8.: DIM und MLM Spitzenbeschleunigungsverläufe mit unterschiedlicher Anzahl berücksichtigter Eigenformen für eine Brücke mit $L = 22 \text{ m}$, $n_1 = 6,531 \text{ Hz}$ und $\mu = 10 \text{ t/m}$ für einen ICE 2 mit 14 Passagierwaggons

Länge über Puffer $d = 26,4$ m des verwendeten Zuges und für die Stellen der kritischen Geschwindigkeiten $v_{crit,1,k}$ an denen in der Parameterstudie die Spitzenbeschleunigungen bestimmt wurden:

$$\frac{2 \cdot L \cdot j \cdot k}{d \cdot i} = m \in \mathbb{N} \quad (3.39)$$

$$\frac{2 \cdot L \cdot j \cdot k}{26,4 \cdot 1} = m \in \mathbb{N} \quad \text{mit } j = 1 \text{ und } 3 \quad (3.40)$$

Der obige Sachverhalt könnte darauf hinweisen, dass die maximalen Spitzenbeschleunigungen des DIMs und MLMs an Stellen mit doppelter Resonanz im Vergleich zu Stellen mit einfacher Resonanz sehr viel ähnlicher sind und damit die Verhältnisse a_{DIM}/a_{MLM} überdurchschnittlich hoch sind. Dies gilt es in zukünftigen Arbeiten zu verifizieren.

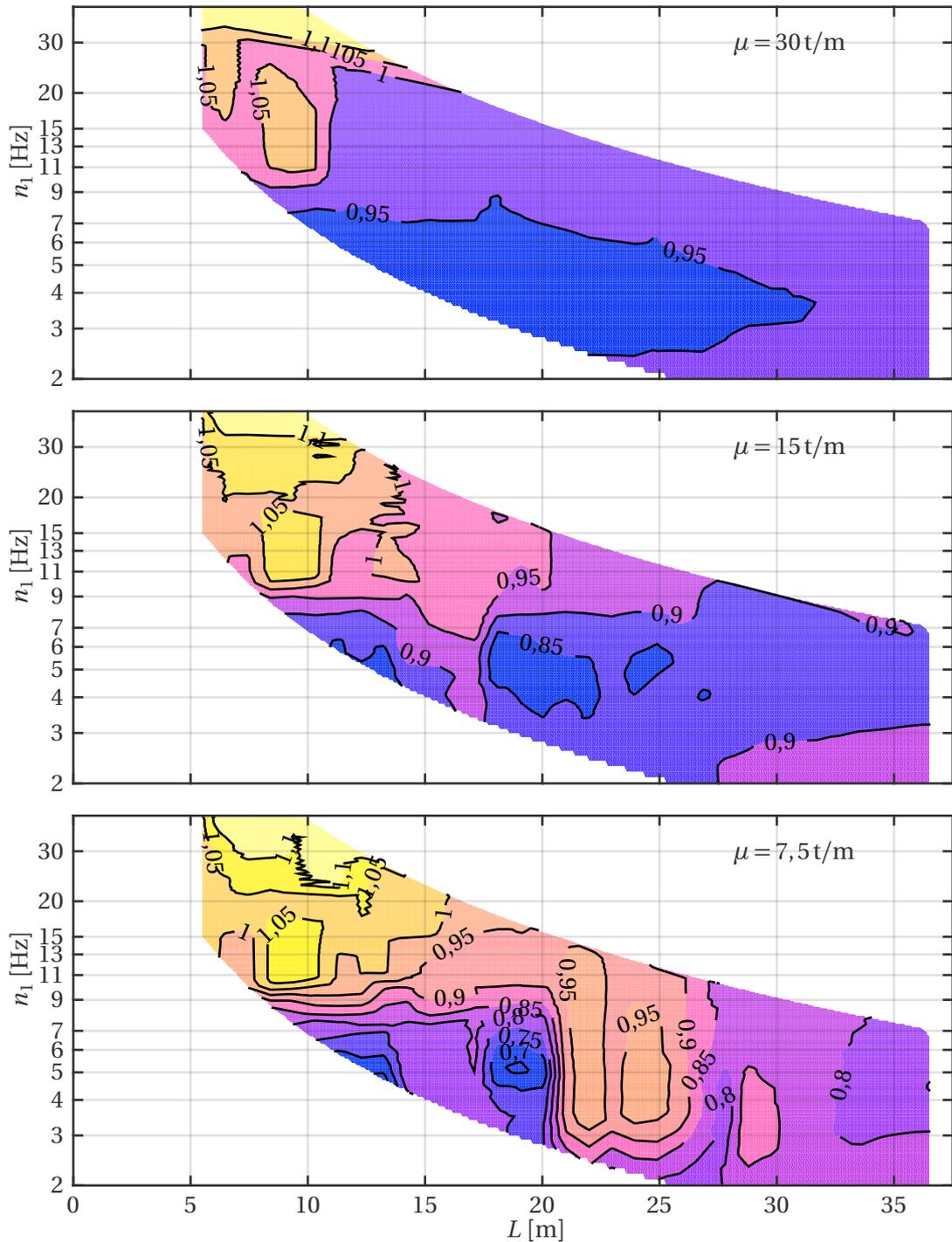


Abbildung 3.9.: Oberer Grenzwert der Verhältnisse der maximalen DIM zu MLM Spitzenbeschl. nach Formel 3.28 des untersuchten Zugparameterbereichs für $\mu = 7,5 \text{ t/m}$, $\mu = 15 \text{ t/m}$ und $\mu = 30 \text{ t/m}$ in Abhängigkeit der Spannweite L und der ersten Brückeneigenfrequenz n_1 für den Geschwindigkeitsbereich 100-400 km/h

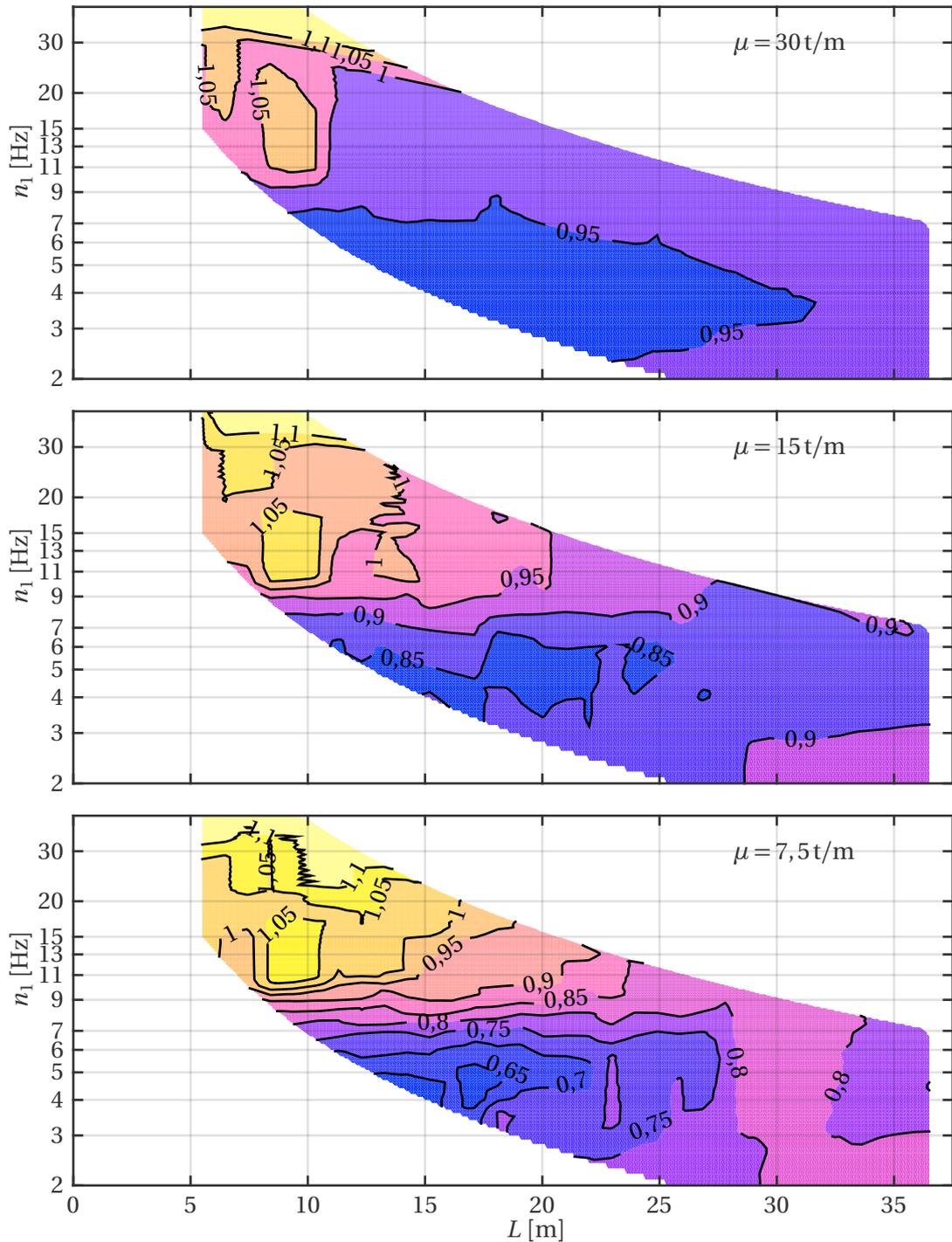


Abbildung 3.10.: Oberer Grenzwert der Verhältnisse der maximalen DIM zu MLM Spitzenbeschl. nach Formel 3.28 des untersuchten Zugparameterbereichs für $\mu = 7,5 \text{ t/m}$, $\mu = 15 \text{ t/m}$ und $\mu = 30 \text{ t/m}$ in Abhängigkeit von der Spannweite L und der ersten Brückeneigenfrequenz n_1 für den Geschwindigkeitsbereich 100-400 km/h unter Ausschluss der Brücken nach Formel 3.39

3.3.3. Fiktive Zusatzdämpfung

In diesem Abschnitt werden die Ergebnisse der fiktiven Zusatzdämpfung vorgestellt. Die Basistransformation aus dem dimensionslosen Hauptparameterraum auf die Ausgangsbrückendaten ist gleich dem vorherigen Abschnitt. Die einzige Ausnahme bildet die Grenzwertberechnung. Im Gegensatz zu den Verhältnissen gilt für die fiktive Zusatzdämpfung nicht das Maximum des Zugparameterbereichs, sondern das Minimum.

$$\Delta\zeta(\tilde{L}, \tilde{n}_1, \tilde{\mu}) = \Delta\zeta(\tilde{L}(d), \tilde{n}_1(n_p), \tilde{\mu}(m_b, \tilde{L}))_{min} \quad (3.41)$$

Obwohl alle Annahmen in den zurückliegenden Abschnitten erläutert wurden, werden sie an dieser Stelle in kompakter Form wiederholt, um die Anwendungsgrenzen der berechneten fiktiven Zusatzdämpfung zu unterstreichen.

Die ermittelte fiktive Zusatzdämpfung gilt für:

- Brücken mit folgenden Eigenschaften:

$$L = 5,5 \dots 37,5 \text{ m} \quad n_1 = 2 \dots 40 \text{ Hz} \quad \mu = 6,4 \dots 38,75 \text{ t/m}$$

- Züge mit folgenden Eigenschaften:

$$d = 25 \dots 28,75 \text{ m} \quad n_p = 4 \dots 6,3 \text{ Hz} \quad m_b = 2,3 \dots 2,84 \text{ t}$$

- Spitzenbeschleunigungen, die mit dem bewegte Lasten Modell (moving load model, MLM) ermittelt wurden und $n = 3$ Eigenformen der Brücke berücksichtigen sowie $\geq 1,5 \text{ m/s}^2$ sind.
- den Bereich um die maximale Spitzenbeschleunigung für den jeweils angegebenen Geschwindigkeitsbereich.
- alle Spitzenbeschleunigungen, die bei kritischen Geschwindigkeiten $v_{crit,1,k}$ gefunden wurden und folgende Bedingung erfüllen:

$$\frac{2 \cdot L \cdot j \cdot k}{d} = m \notin \mathbb{N} \quad \text{mit } j = 1 \text{ und } 3 \quad (3.42)$$

mit

$$\frac{d \cdot n_1}{v_{crit,1,k}} = k \in \mathbb{N} \quad (3.43)$$

In Abbildung 3.11 (S. 71) ist die fiktive Zusatzdämpfung des gesamten Spannweitenbereichs für die Massenbelegungen $\mu = 10 \text{ t/m}$, $\mu = 15 \text{ t/m}$ und $\mu = 20 \text{ t/m}$ im Geschwindigkeitsbereich von $160 \dots 400 \text{ km/h}$ dargestellt. Da aus dem vorigen Abschnitt bekannt ist, dass die Verhältnisse ab einer ersten Brückeneigenfrequenz n_1 von ca. 15 Hz gegen $1,0$ gehen, wurde die

fiktive Zusatzdämpfung bis zu $n_1 = 15$ Hz dargestellt. Für die Übersichtlichkeit bei geringen Eigenfrequenzen ist die n_1 -Achse logarithmisch skaliert. Die Bereiche mit $\Delta\zeta \leq 0,001$ gelten als nicht definiert und werden mit $\Delta\zeta = 0$ angesetzt.

Die fiktive Zusatzdämpfung ist für alle dargestellten Massenbelegungen deutlich von der ersten Brückeneigenfrequenz n_1 abhängig. Die Unstetigkeiten nehmen mit steigender Massenbelegung und Spannweite zu. Dies könnte auf die grobe Spannweitendiskretisierung von 2 m der Rohdaten für Spannweiten ≥ 20 m zurückgeführt werden (s. Absch. 3.1). Die Ergebnisqualität ist für die Massenbelegung $\mu = 10$ t/m und Spannweiten unter 20 m am höchsten. Das Parameterraster lag hier für die Spannweite L bei 1 m Schritten und bei der Massenbelegung bei 2,5 t/m Schritten.

Die maximalen fiktiven Zusatzdämpfungen treten bei Brücken mit geringer Massenbelegung auf. Anders als der ERRI Report vermuten lässt, treten diese für den untersuchten Zugparameterbereich nicht bei Brücken mit Spannweiten um $\sim L = 15$ m auf, sondern bei Spannweiten zwischen 17 m und 26 m.

Die Massenbelegungen in Abbildung 3.11 stimmen mit einigen der 18 untersuchten Brücken des ERRI Reports [8] überein. Diese hatten Spannweiten von $L = 10$ m ($\mu = 10$ t/m), 15 m ($\mu = 15$ t/m) und 20 m ($\mu = 20$ t/m). Aus Abbildung 3.11 wird deutlich, dass unterschiedlichste fiktive Zusatzdämpfungen für Brücken mit diesen Spannweiten abhängig von der Massenbelegung und der ersten Eigenfrequenz möglich sind. Die begrenzte Auswahl an Brückeneigenschaften im ERRI Report beeinflusste daher maßgeblich die Höhe der berechneten fiktiven Zusatzdämpfung.

In Abbildung 3.12 ist die Differenz nach Formel 3.44 zwischen der berechneten fiktiven Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ und der des ERRI Reports $\Delta\zeta_{ERRI}$ dargestellt.

$$\Delta = \Delta\zeta - \Delta\zeta_{ERRI} \quad (3.44)$$

Negative Werte bedeuten, dass die fiktive Zusatzdämpfung des ERRI Report in diesen Bereichen im Vergleich zur fiktiven Zusatzdämpfung der Parameterstudie höhere Werte liefert und unter Umständen auf der unsicheren Seite ist. Erwartungsgemäß liegen diese Bereiche bei höheren Eigenfrequenzen um die Spannweite von $L = 15$ m. Dort liegt $\Delta\zeta_{ERRI}$ bis zu $\Delta = 0,006$ über der fiktiven Zusatzdämpfung der Parameterstudie.

Ab Spannweiten von 20 m sind die $\Delta\zeta$ Werte der Parameterstudie höher. Die maximalen positiven Abweichungen werden mit 0,0035 für Massenbelegungen von $\mu = 10$ t/m bei Spannweiten über 25 m erreicht.

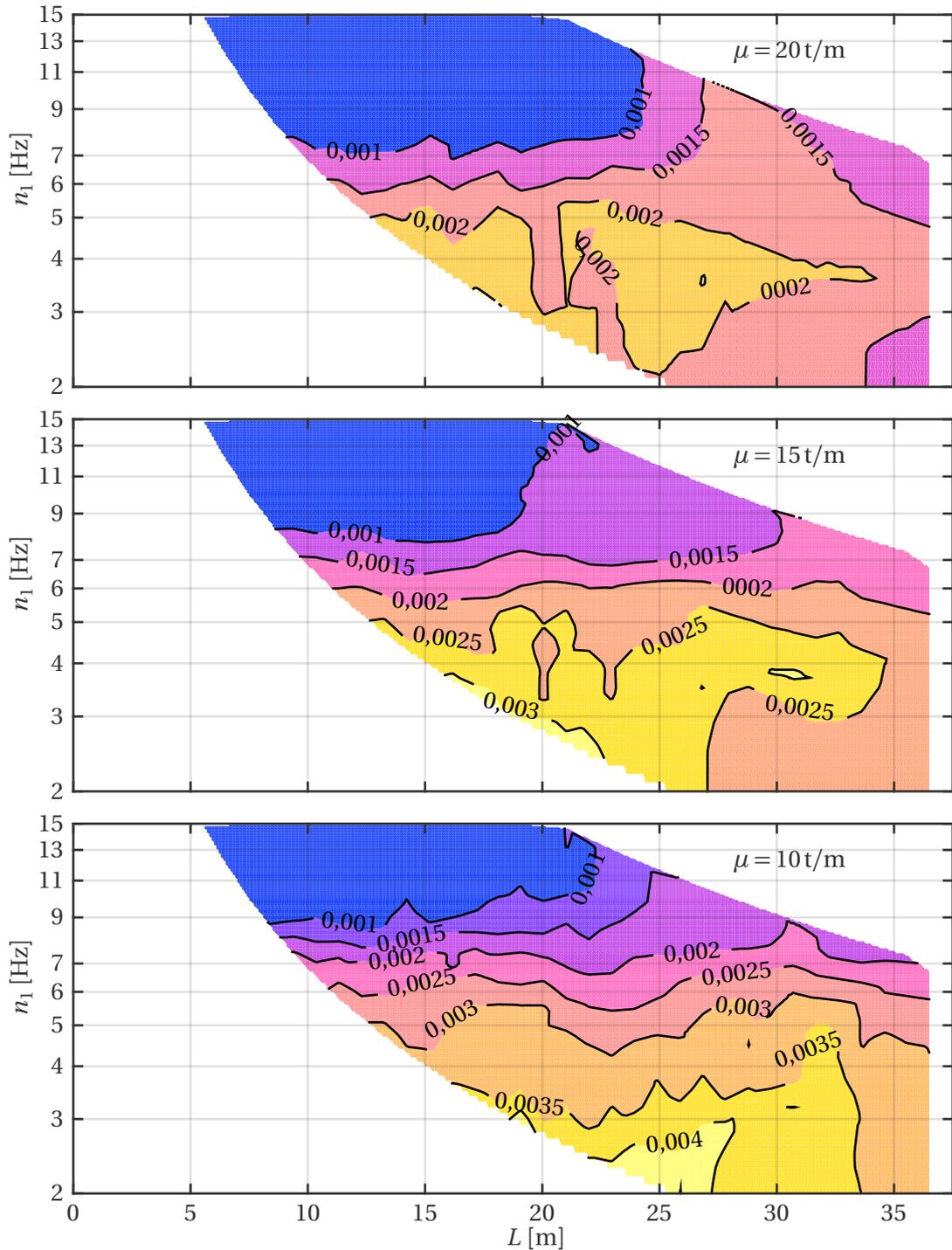


Abbildung 3.11.: Unterer Grenzwert der fiktiven Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ nach Formel 3.41 des untersuchten Zugparameterbereichs für $\mu = 10 \text{ t/m}$, $\mu = 15 \text{ t/m}$ und $\mu = 20 \text{ t/m}$ im Geschwindigkeitsbereich 140...400 km/h in Abhängigkeit der Spannweite L und der ersten Brückeneigenfrequenz n_1

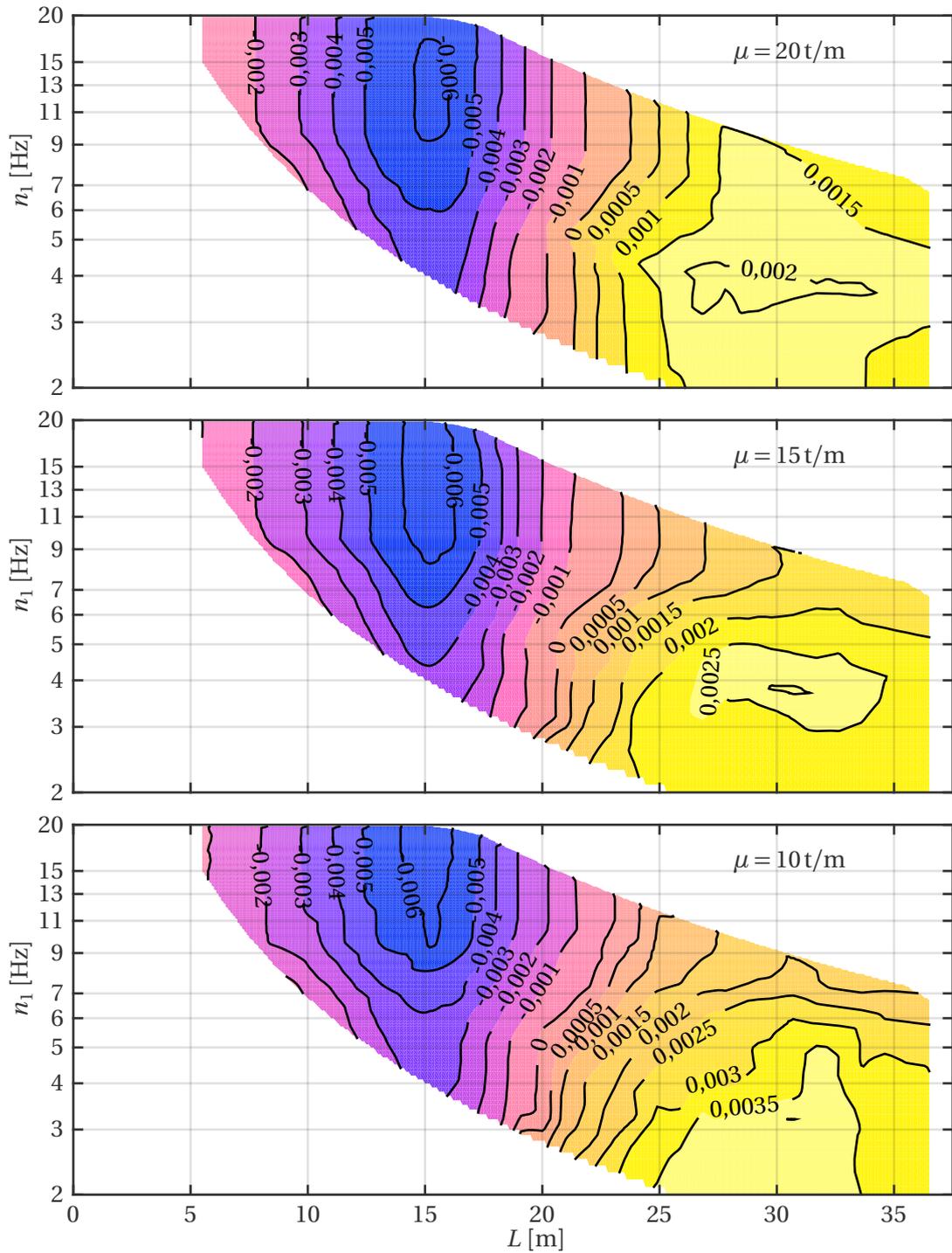


Abbildung 3.12.: Differenz Δ nach Formel 3.44 des unteren Grenzwerts der fiktiven Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ nach Formel 3.41 des untersuchten Zugparameterbereichs im Vergleich zur fiktiven Zusatzdämpfung der ERRI $\Delta\zeta_{ERRI}$ für $\mu = 10\text{t/m}$, $\mu = 15\text{t/m}$ und $\mu = 20\text{t/m}$ im Geschwindigkeitsbereich 140...400 km/h in Abhängigkeit von der Spannweite L und der ersten Brückeneigenfrequenz n_1

3.3.4. Alternative Formulierung der fiktiven Zusatzdämpfung

Eine alternative Formulierung der fiktiven Zusatzdämpfung ist notwendig, da in den vorherigen Teilabschnitten gezeigt werden konnte, dass

- die fiktive Zusatzdämpfung der ERRI $\Delta\zeta_{ERRI}$ für Brückeneigenfrequenzen ab 11 Hz auf der unsicheren Seite liegen kann (s. Absch. 3.3.2).
- die fiktive Zusatzdämpfung von Brücken, anders als durch die ERRI formuliert, von der ersten Brückeneigenfrequenz n_1 , der Massenbelegung μ und der Spannweite L abhängig ist (s. Absch. 3.3.3).
- die fiktive Zusatzdämpfung der ERRI nicht für den gesamten untersuchten Zugparameterbereich auf der sicheren Seite liegt (s. Absch. 3.3.3).

Eine alternative Formulierung sollte nach Möglichkeit folgende Bedingungen erfüllen, die teilweise im Widerspruch zueinander stehen:

- einfache Handhabung
- auf der sicheren Seite liegen
- mit $\Delta\zeta$ berechnete maximale MLM Spitzenbeschleunigungen sollten nah an der maximalen DIM Spitzenbeschleunigung liegen
- für gesamte Bandbreite der Zugeigenschaften gelten
- auf die erste Brückeneigenfrequenz n_1 , die Massenbelegung μ und evt. die Spannweite L bezogen sein

Der Vorschlag einer alternativen Formulierung im Rahmen dieser Arbeit stellt eine fiktive Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ als Minimum eines Massenbelegungsbereichs abhängig von L und n_1 vor. Dafür wurden die Bereiche zwischen $\mu = 7,5 \dots 10 \text{ t/m}$, $10 \dots 15 \text{ t/m}$, $15 \dots 20 \text{ t/m}$ $20 \dots 30 \text{ t/m}$ ausgewählt. Die Ergebnisse sind in den Abbildungen 3.13 und 3.14 dargestellt. Das Vorgehen zur Anwendung stellt sich folgendermaßen dar:

1. Fiktive Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ aus Abbildungen 3.13 und 3.14 gemäß der Brückeneigenschaften ablesen.
2. Spitzenbeschleunigungsverlauf mit Tragwerksdämpfung ζ + fiktiver Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ im Geschwindigkeitsbereich $140 \dots 400 \text{ km/h}$ für das MLM des vorliegenden Zugmodells mit drei Eigenformen des Euler Bernoulli Balkens für die Feldmitte berechnen.
3. Wenn Spitzenbeschleunigung $\geq 1,5 \text{ m/s}^2$, dann kritische Geschwindigkeit $v_{crit,1,k}$ in der Nähe des maximalen Spitzenbeschleunigungspiks identifizieren und überprüfen, ob das Kriterium nach Formel 3.39 aus Abschnitt 3.3.2 eingehalten ist:

$$\frac{2 \cdot L \cdot j \cdot k}{d} = m \notin \mathbb{N} \quad \text{mit } j = 1 \text{ und } 3$$

mit

$$\frac{d \cdot n_1}{v_{crit,1,k}} = k \in \mathbb{N}$$

4. Wenn alle Schritte durchlaufen wurden, kann das Ergebnis der Spitzenbeschleunigung weiter verwendet werden.

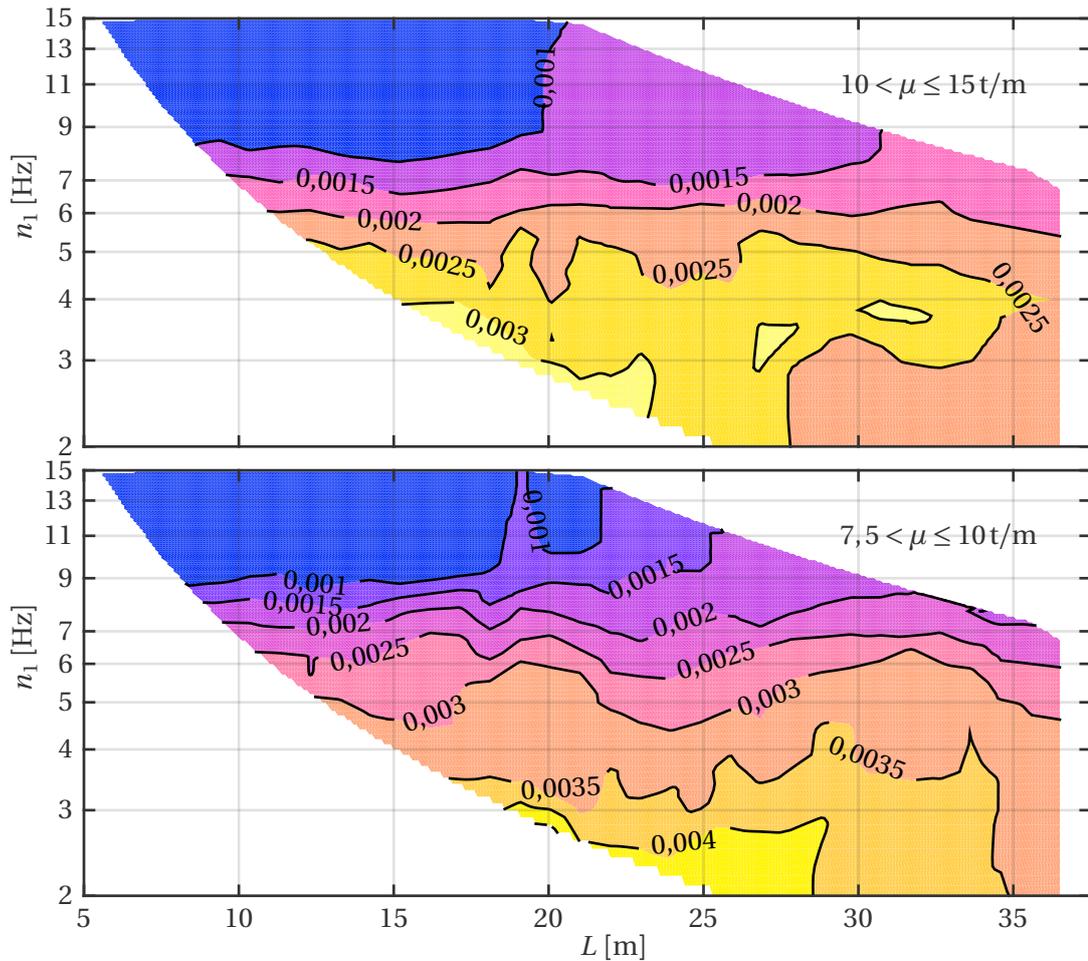


Abbildung 3.13.: Unterer Grenzwert der fiktiven Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ des untersuchten Zugparameterbereichs für verschiedene Massenbelegungsbereiche im Geschwindigkeitsbereich 140...400 km/h in Abhängigkeit von der Spannweite L und der ersten Brückeneigenfrequenz n_1

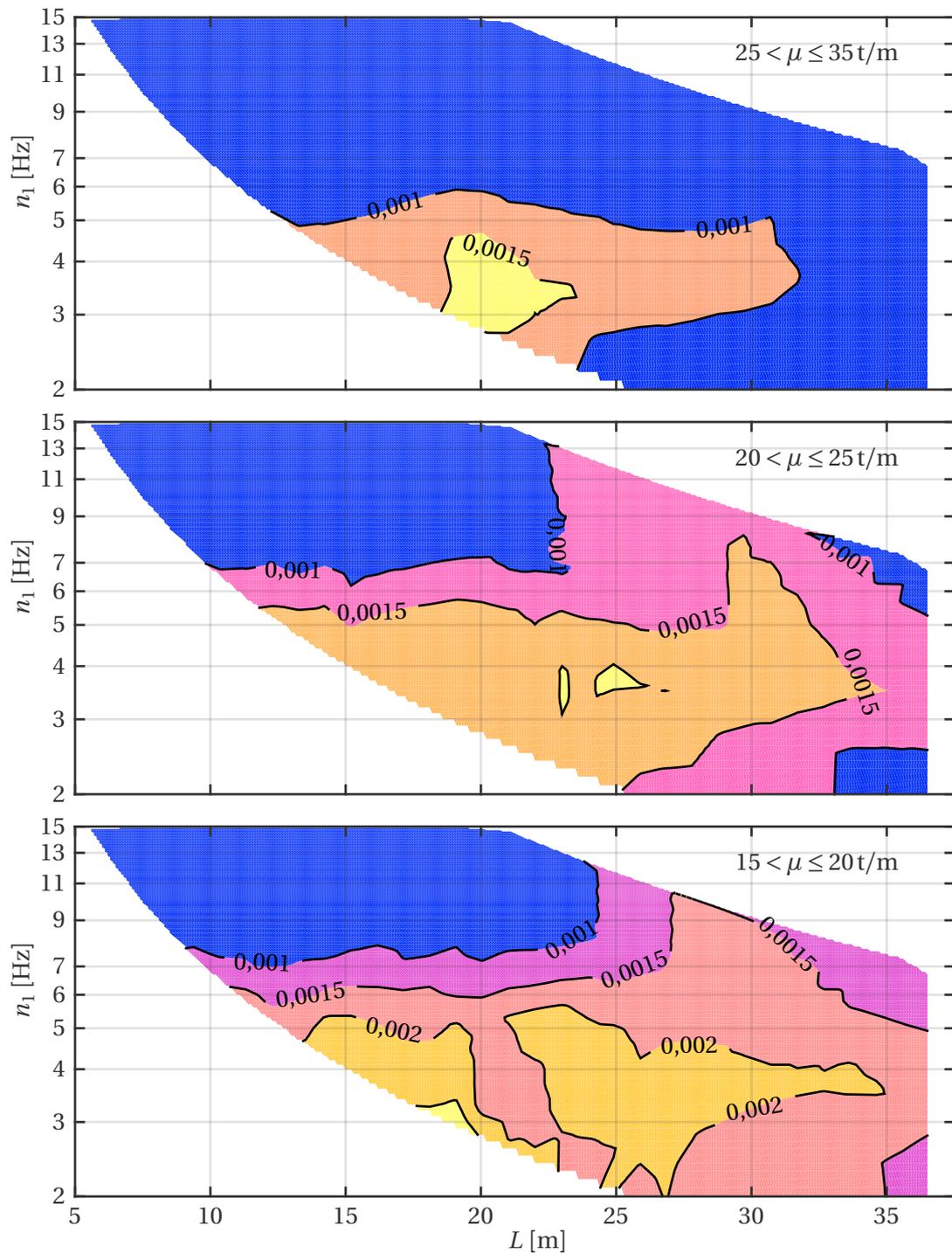


Abbildung 3.14.: Unterer Grenzwert der fiktiven Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ des untersuchten Zugparameterbereichs für verschiedene Massenbelegungsbereiche im Geschwindigkeitsbereich 140...400 km/h in Abhängigkeit von der Spannweite L und der ersten Brückeneigenfrequenz n_1

3.3.5. Berechnungsbeispiele

Für den Vorschlag der alternativen Formulierung der fiktiven Zusatzdämpfung wurden zwei Proberechnungen durchgeführt. Bei der ersten handelt es sich um die reale 36 m lange Skid-träsk Brücke aus [3] mit einer Massenbelegung von 17 t/m und der ersten Eigenfrequenz $n_1 = 3,86$ Hz. Die Dämpfung wurde abweichend zur Quelle mit $\zeta = 0,01$ gewählt, damit die Ergebnisse der Parameterstudie ohne weitere Überlegungen genutzt werden können.

Die im ersten Beispiel verwendeten Zugmodelle eines ICE 2 mit 14 Waggons inklusive Triebköpfen am Anfang und Ende des Zuges und eines Railjets mit 8 Waggons haben die Zugeigenschaften aus Tabelle A.1 im Anhang. Bei der Berechnung wurde in einem ersten Schritt der Spitzenbeschleunigungsverlauf für das MLM mit der analytischen Lösung berechnet. Danach wurde die fiktive Zusatzdämpfung für den Bereich um die maximale Spitzenbeschleunigung aus Abbildung 3.13 in Abhängigkeit der Spannweite L und der ersten Brückeneigenfrequenz n_1 zu $\Delta\zeta = 0,0015$ abgelesen. Die fiktive Zusatzdämpfung laut ERRI ist nach Abbildung 1.12 aus [8] für Brücken mit 36 m Spannweite null, daher ist der MLM Verlauf der analytischen Lösung gleichzeitig der Verlauf mit der fiktiven Zusatzdämpfung des ERRI Reports.

Anschließend wurden die Spitzenbeschleunigungen um die Geschwindigkeit der maximalen Spitzenbeschleunigung mit $\zeta + \Delta\zeta$ erneut berechnet und mit dem DIM verglichen. Die Ergebnisse für den ICE 2 sind in Abbildung 3.15 dargestellt, die des Railjets in Abbildung 3.16. Die Spitzenbeschleunigung mit fiktiver Zusatzdämpfung liegt im Falle des ICE 2 $\sim 7\%$ unter der MLM Spitzenbeschleunigung mit der Ausgangsdämpfung $\zeta = 0,01$. Beim Railjet liegen die-

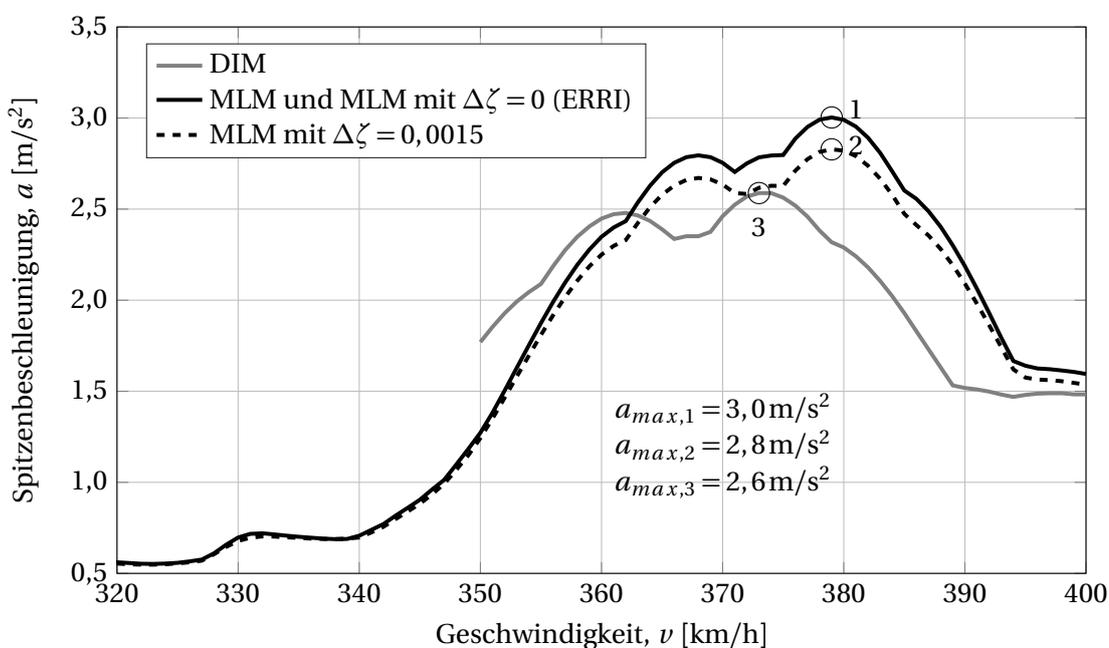


Abbildung 3.15.: Vergleich der Beschleunigungsverläufe des DIMs und MLMs für einen ICE 2 mit fiktiver Zusatzdämpfung

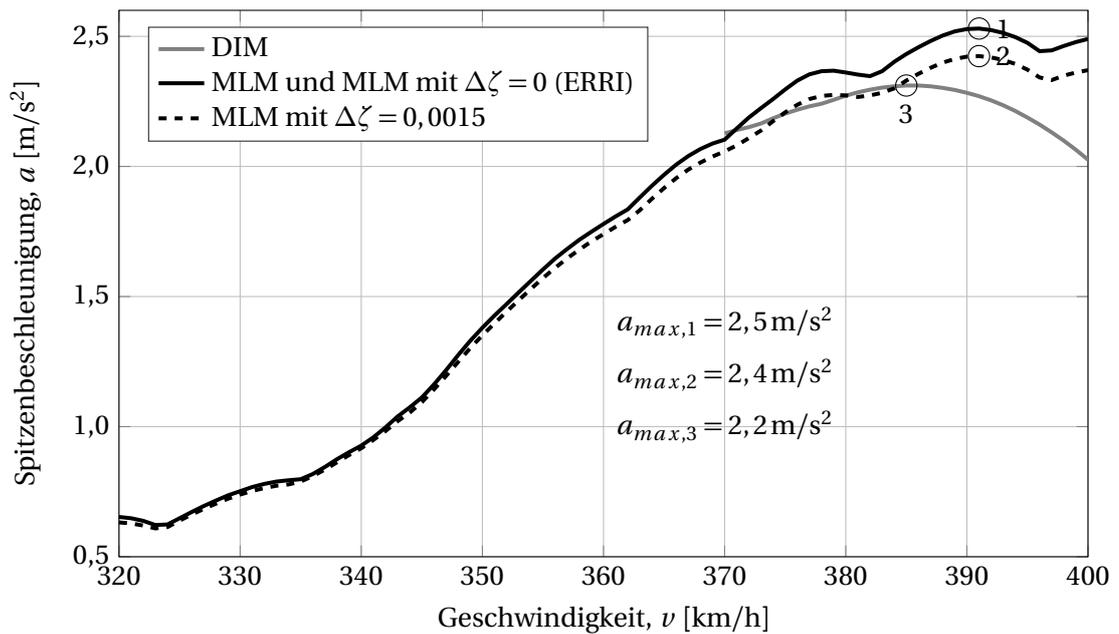


Abbildung 3.16.: Vergleich der Beschleunigungsverläufe des DIMs und MLMs eines Railjets mit fiktiver Zusatzdämpfung

se $\sim 4\%$ unter der MLM Spitzenbeschleunigung mit der Ausgangsdämpfung $\zeta = 0,01$. Beide Verläufe liegen auf der sicheren Seite. Die alternative Formulierung zeigt in diesem Anwendungsbeispiel, dass sie einfach zu handhaben ist und bei Brücken über 25 m Spannweite effizientere fiktive Zusatzdämpfungen als die des ERRI Reports zulässt.

Das zweite Rechenbeispiel zeigt die Spitzenbeschleunigungen für einen ICE 2 mit den gleichen Eigenschaften wie das erste Beispiel. Für die Beispielbrücke wurden typische Eigenschaften nach Abschnitt 1.3.1 Abbildung 1.9a und 1.9b ausgewählt, die Spannweite L beträgt 15 m, die erste Eigenfrequenz $n_1 = 9 \text{ Hz}$ und die Massenbelegung $\mu = 15 \text{ t/m}$. Die fiktiven Zusatzdämpfung der Parameterstudie liegt für die Beispielbrücke unter $\Delta\zeta = 0,001$ und ist damit nicht definiert, die des ERRI Reports liegt bei $\Delta\zeta = 0,0066$.

Die Ergebnisse sind in Abbildung für die maximale Spitzenbeschleunigung im Geschwindigkeitsbereich von 140...400 km/h dargestellt. Die Verläufe zeigen, dass die Spitzenbeschleunigung, die mit der fiktiven Zusatzdämpfung des ERRI Reports berechnet wurde, 30 % unter der MLM Spitzenbeschleunigung ohne fiktive Zusatzdämpfung liegt. Die Spitzenbeschleunigung mit $\Delta\zeta$ des ERRI Reports liegt 12 % unter der DIM Spitzenbeschleunigung und damit auf der unsicheren Seite.

Aus dem Beispiel ist auch ersichtlich, dass die Methode zur Ermittlung der fiktiven Zusatzdämpfung der Parameterstudie verfeinert werden muss, da sie in diesem Beispiel zwar auf der sicheren Seite liegt aber konservative Ergebnisse liefert. Die fehlende Effizienz kann über eine feinere Auflösung der Massenbelegungsbereiche erreicht werden. Außerdem könnte der

geltende Geschwindigkeitsbereich unterteilt werden oder die Grenzbeschleunigung aus Abschnitt 3.3.3 von $1,5 \text{ m/s}^2$ erhöht werden.

Der Vorschlag zur alternativen Formulierung hat sein Potential gezeigt. Um dieses voll auszuschöpfen müssen zukünftigen Arbeiten auf Basis von mehreren Zugmodellen eine umfassende Quantifizierung vornehmen.

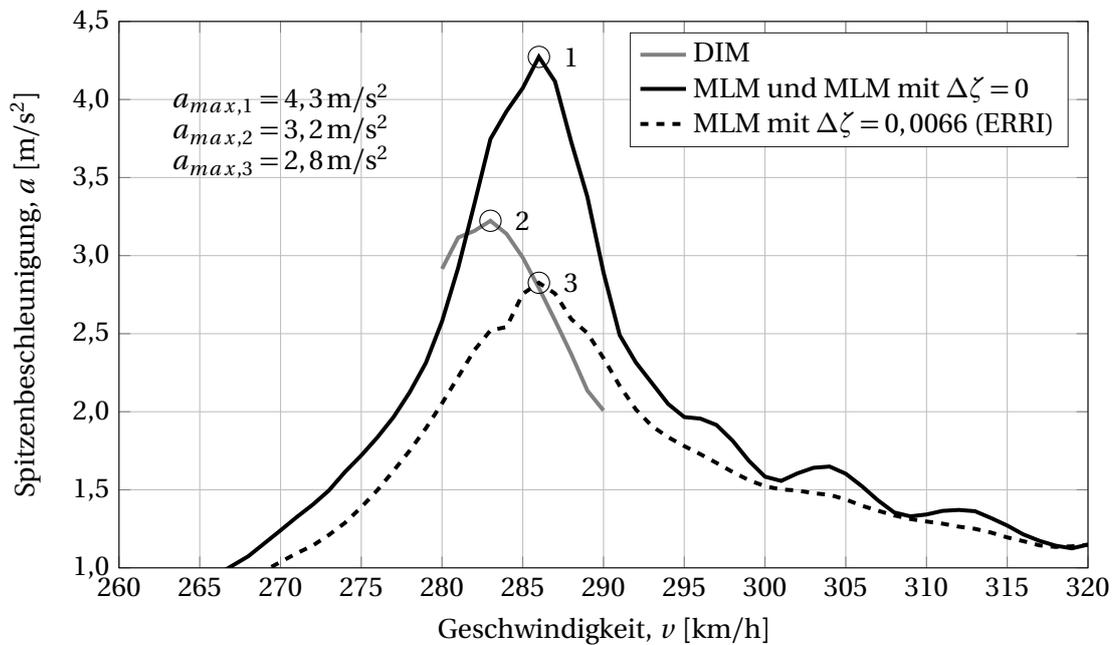


Abbildung 3.17.: Vergleich der Beschleunigungsverläufe des DIMs und MLMs eines ICE 2 mit fiktiver Zusatzdämpfung

4. Zusammenfassung und Ausblick

Zu Beginn dieser Arbeit wurden zwei Fragen bezüglich der bestehenden fiktiven Zusatzdämpfung des European Rail Research Institut (ERRI) Reports aufgeworfen. Kann die fiktive Zusatzdämpfung anhand eines oder mehrerer alternativer Parameter definiert werden? Wie sähe eine alternative Formulierung der fiktiven Zusatzdämpfung aus, die für möglichst viele Zugtypen gültig wäre?

Um diese Fragen zu beantworten, wurde eine Studie mit 1610 Parameterkombinationen durchgeführt. Bezüglich der alternativen Parameter ergibt sich aus Abschnitt 3.3.3 die Erkenntnis, dass die fiktive Zusatzdämpfung eher von der ersten Brückeneigenfrequenz n_1 und der Massenbelegung μ als von der Spannweite L abhängig ist.

Eine alternative Formulierung der fiktiven Zusatzdämpfung für einen Zugparameterbereich kann mit einer begrenzten Anzahl von Zugtypen über die Basistransformation in den dimensionslosen Hauptparameterraum nach [18] und [7] in Abschnitt 3.3.2 erfolgen. Die höchsten fiktiven Zusatzdämpfung dieser Arbeit ergeben sich für leichte Brücken mit Spannweiten zwischen 20...27 m im untersuchten Zugparameterbereich. Generell muss die angewendete Methode zur Ermittlung der fiktiven Zusatzdämpfung weiter verfeinert werden, da die Ergebnisse der Parameterstudie relativ konservativ sind. Dazu müssen eventuell die Massenbelegungsbereiche feiner aufgelöst werden oder der geltende Geschwindigkeitsbereich von 140...400 km/h aufgeteilt werden.

Im Verlauf der Arbeit ergaben sich neben der Beantwortung der eingangs gestellten Fragen zusätzliche Erkenntnisse. In einer Vorstudie in Abschnitt 2.3.2 konnte für ein Beispiel die analytische Grenzwertberechnung der Spitzenbeschleunigung im Resonanzfall für eine unendliche Lastanzahl des bewegte Lastenmodells (moving load model, MLM) auf das vollständige Interaktionsmodell (detailed interaction model, DIM) übertragen werden.

Wenn sich dieser Ansatz in zukünftigen Arbeiten verifiziert, dann kann der Grenzwert der maximalen Spitzenbeschleunigung des DIMs im Resonanzfall von MLM Berechnungen unterschiedlicher Zuglängen und einer DIM Berechnung abgeleitet werden. Außerdem könnten sich die maximalen DIM Spitzenbeschleunigungen im Resonanzfall für unterschiedliche Zuglängen aus einer DIM Berechnung und mehreren MLM Berechnung verschiedener Zuglänge ergeben. Bezüglich der Modellierungsansätze konnte in Abschnitt 3.3.2 gezeigt werden, dass das MLM für Brücken mit Eigenfrequenzen über 11 Hz bei der Berechnung der maximalen Spitzenbeschleunigung nicht immer konservativer als das DIM ist, obwohl laut Eu-

rocode 1991-2 [1] die gegenseitigen Einflüsse der Fahrzeug/Tragwerksmassen vernachlässigt werden dürfen. Des Weiteren zeigt Abschnitt 3.3.2 den teilweise starken Einfluss der dritten Brückeneigenfrequenz auf die fiktive Zusatzdämpfung.

Abschließend wurde beim Vergleich der Ergebnisse der Parameterstudie mit der fiktiven Zusatzdämpfung des ERRI Reports nachgewiesen, dass dieser durch die Auswahl von eher geringen Brückeneigenfrequenzen n_1 , im Vergleich zu häufig auftretenden Eigenfrequenzen nach Abschnitt 1.3.1, zu hohe fiktive Zusatzdämpfungen für Brücken mit Spannweiten L um 15 m und Eigenfrequenzen über 11 Hz berechnete (s. Abb. 3.12). Aus der vorliegenden Arbeit ergeben sich für die Zukunft folgende Fragestellungen und Ideen zur Umsetzung:

- Wie kann der Triebkopfeinfluss auf die Reduktion zwischen MLM und DIM Spitzenbeschleunigungen sowie die fiktive Zusatzdämpfung quantifiziert werden?

Dazu könnte eine Parameterstudie auf der Grundlage verschiedener Triebköpfe durchgeführt werden. Der Einfluss auf die Reduktion bzw. fiktive Zusatzdämpfung würde durch einen Faktor abhängig von dem Verhältnis der Tragwerksmasse oder der Massenbelegung μ der Brücke zur Triebkopfmasse berücksichtigt. Eine weitere Möglichkeit wäre die Abhängigkeit des Faktors von Verhältnissen zwischen den Triebkopf- und Passagierwaggoneigenschaften. Außerdem stellt sich die Frage:

- Kann der analytisch berechnete Zuglängeneinfluss auf die maximale Spitzenbeschleunigung des MLMs allgemein auf die maximale Spitzenbeschleunigung des DIMs übertragen werden?

In Abschnitt 2.3.2 wurde dies bereits an einer Beispielbrücke und einem ICE 2 ohne Triebköpfe durchgeführt. Dabei wurde das Verhältnis zweier maximaler MLM Spitzenbeschleunigungen von aufeinander folgenden Zuglängen gebildet. Die Zuglängen definierten sich über die Achslastanzahl. Der sich aus verschiedenen Zuglängen ergebende Verlauf der Verhältnisse war für MLM und DIM gleich.

In einer Parameterstudie müsste geklärt werden, ob der oben genannte Verlauf der Verhältnisse für MLM und DIM generell vergleichbar ist. Denn dann könnte der Verhältnisverlauf des DIMs aus dem des MLMs abgeleitet werden und somit die maximale DIM Spitzenbeschleunigung für alle Zuglängen aus einer DIM Rechnung bestimmt werden. Eine weitere Frage für zukünftige Arbeiten ist:

- Für welche Zug- und Brückeneigenschaften sind die MLM Spitzenbeschleunigungen niedriger als die des DIMs und welche Rolle spielt dabei die berücksichtigte Anzahl der Brückeneigenfrequenzen?

Auch zu dieser Fragestellung müsste eine Parameterstudie durchgeführt werden, die sich gezielt mit den Bereichen der Verhältnisse $\geq 1,0$ aus Abbildung 3.10 in Abschnitt 3.3.2 beschäftigt. Es wäre von Interesse, ob die Anzahl der berücksichtigten Eigenfrequenzen der Brücke einen maßgebenden Einfluss auf das Verhältnis der maximalen Spitzenbeschleunigungen zwischen MLM und DIM haben. Insbesondere für Brücken bei denen beide Resonanzmechanismen nach Abschnitt 1.2.2 an der Stelle der maximalen Spitzenbeschleunigung wirken.

A. Anhang

```
1 clear;clc;
2 % Eingabe
3 % Durchbiegung nach unten positiv
4 % Beschleunigung nach unten positiv
5
6 N = 3; %Anzahl der Fourierkoeff
7 dt=0.001; %Zeitschritte ab 20Hz 0.001 sonst 0.005
8 %V = 205; %Geschwindigkeit km/h
9 minV=150;
10 maxV=300;
11 dV=1;
12 L = 10; %Spannweite
13 x = L/2; %Betrachtete Stelle
14 f0=5;
15 mu= 10000; %Masstenbelegung kg/m
16 zen= 0.01; %Daempfung
17 EI= (f0*2/pi)^2*L^4*mu; %Biegesteifigkeit
18 %run 'ICE2_Zugdaten.m';
19
20 P = [224000 224000 224000 224000 224000 224000 224000 224000 224000
21 224000];
22 di= [0 26 52 78 104 130 156 182 208 234];
23 %Berechnung
24 Pi = P; %Achtung P wird als Zugdaten uebernommen und
25 dann ueberschrieben durch Vergleichslast
26 P = 100000; %Vergleichslast (Groesse ist bis auf
27 Groessenordnung egal)
28 % di = zeros(length(AA)+1,1);
29 %
30 % for i=1:length(AA)
31 %
32 % di(i+1)=AA(i)+di(i);
33 %
34 % end
35
36 Np = length(Pi);
37 om1= (pi/L)^2*(EI/mu)^(0.5);
38 % %Rayleigh Daempfung
39 % om2= (2*pi/L)^2*(EI/mu)^(0.5);
```

```

39 % a1 = 2*om1*om2/(om1+om2)*ze;
40 % be = 2/(om1+om2)*ze;
41 % %
42
43 w0 = 2*P*L^3/(pi^4*EI);
44
45 Maxw = zeros(maxV-minV+1,2);
46 Maxa = zeros(maxV-minV+1,2);
47
48 k = 0;
49 tic
50 for V=minV:dV:maxV
51
52 V
53 k=k+1;
54
55 v = V/3.6;
56 Tg = (L+di(length(di)))/v;
57 Om = pi*v/L;
58
59 tj = zeros(floor(Tg/dt)+1,1);
60 wt = zeros(floor(Tg/dt)+1,1);
61 at = zeros(floor(Tg/dt)+1,1);
62
63 j=0;
64
65 for t=0:dt:Tg
66
67     j = j+1;
68     tj(j) = t;
69     w = 0;
70     wd= 0;
71     a = 0;
72     ad= 0;
73
74     for n=1:N
75
76         omn = (n*pi/L)^2*(EI/mu)^(0.5);
77
78         % Rayleigh
79         zen = 0.5*(a1/omn+omn*be);
80
81         omns= omn*(1-zen^2)^(0.5);
82         D = ((omn^2-(n*Om)^2)^2+4*(n*Om*zen*omn)^2)^.5;%(omns^2-n^2*
           Om^2);
83         la = atan((-2*n*Om*zen*omn)/(omn^2-n^2*Om^2));
84         ga = atan((2*zen*omn*omns)/(zen^2*omn^2-omns^2+n^2*Om^2));
85         %gas = ga+atan(2*zen*omn*omns/(zen^2*omn^2-omns^2));
86

```

```

87
88
89     for i=1:Np
90
91         ti = di(i)/v;
92         Ti = (L+di(i))/v;
93
94         % Fuer Durchbiegung
95         ft = 1/(omns*D)*(omns/(n*Om)*sin(n*Om*(t-ti)+la)-exp(-zen*
96             omn*(t-ti))*...
97             sin(omns*(t-ti)+ga));
98
99         fT = 1/(omns*D)*(omns/(n*Om)*sin(n*Om*(t-Ti)+la)-exp(-zen*
100             omn*(t-ti))*...
101             sin(omns*(t-Ti)+ga));
102
103         fppt = 1/(omns*D)*(-omns*n*Om*sin(n*Om*(t-ti)+la)-exp(-zen*
104             omn*(t-ti))*...
105             *(sin(omns*(t-ti)+ga)*((zen*omn)^2-omns^2)-2*(zen*
106             omn)*omns*...
107             cos(omns*(t-ti)+ga)));
108
109         fppT = 1/(omns*D)*(-omns*n*Om*sin(n*Om*(t-Ti)+la)-exp(-zen*
110             omn*(t-ti))*...
111             *(sin(omns*(t-Ti)+ga)*((zen*omn)^2-omns^2)-2*(zen*
112             omn)*omns*...
113             cos(omns*(t-Ti)+ga)));
114
115         if (t-ti)<0
116             Ht=0;
117         else
118             Ht=1;
119         end
120
121         if (t-Ti)<0
122             HT=0;
123         else
124             HT=1;
125         end
126
127         %Durchbiegung
128         wd = w0*Pi(i)/P*n*Om*om1^2*(ft*Ht-(-1)^n*fT*HT)*sin(n*pi*x/
129             L);
130
131         w = w + wd;

```

```

129
130     %Beschleunigung
131     ad = w0*Pi(i)/P*n*Om*om1^2*(fppt*Ht-(-1)^n*fppT*HT)*sin(n*
        pi*x/L);
132
133     a = a + ad;
134
135     end
136 end
137 wt(j) = w;
138 at(j) = a;
139
140 Maxw(k,1) = V;
141 Maxw(k,2) = max(abs(wt));
142
143 Maxa(k,1) = V;
144 Maxa(k,2) = max(at);
145 end
146 end
147 toc

```

Tabelle A.1.: Zugparameter verschiedener herkömmlicher Züge, Teil 1

Par.	Einh.	Railjet ¹			ICE 2 [8]		ICE 3 [12]		ICE x ¹		ETR500Y [14]	
		Tractioncar	Centralcar	T.car	C.car	T.car	C.car	Powercar	C.car	T.car	C.car	
d	m	19,28	26,50	20,90	26,40	25,68	24,78	28,75	28,75	19,70	26,10	
r	m	9,9	19	11,5	19	17,38	17,4	19,5	19,5	12	19	
b	m	3,0	2,5	3,0	2,5	2,5	2,5	2,6	2,3	3,0	3,0	
m_c	kg	52400	43530	60768	33930	50000	35000	43419	34813	55976	34230	
m_b	kg	13200	2300	5600	2373	5154	2840	3571	2414	3896	2760	
m_w	kg	2500	1900	2003	1728	1600	1750	2125	1320	2059	1583	
n_s^*	Hz	1,42	0,58	1,21	0,67	1,11	0,75	-	-	0,61	0,49	
$n_{\theta_s}^*$	Hz	1,70	0,7	1,48	0,81	-	-	-	-	-	-	
n_p^*	Hz	4,55	6,23	6,59	5,84	7,02	5,38	-	-	5,14	4,06	
$n_{\theta p}^*$	Hz	7,90	8,9	5,00	8,31	10,28	6,71	-	-	-	-	
ζ_s^*	%	36,92	17,97	32,86	4,21	18,51	22,54	-	-	15,77	14,62	
ζ_p^*	%	24,62	34,97	46,85	22,95	57,00	26,91	-	-	12,90	11,23	
k_p	N/m	4,00E+06	1,60E+06	4,80E+06	1,60E+06	4,30E+06	1,40E+06	-	-	1,79E+06	8,09E+05	
c_p	Ns/m	8,00E+04	3,00E+04	1,08E+05	2,00E+04	1,20E+05 ²	2,40E+04 ²	-	-	1,53E+04	7,50E+03	
k_s	N/m	2,80E+06	3,20E+05	1,76E+06	3,00E+05	1,43E+06	4,50E+05	-	-	4,72E+05	1,81E+05	
c_s	Ns/m	2,00E+05	3,00E+04	1,52E+05	6,00E+03	7,00E+04	4,00E+04	-	-	3,63E+04	1,63E+04	
J_b	kgm ²	7,30E+03	1,60E+03	2,18E+04	1,83E+03	3,22E+03	2,46E+03	-	-	-	-	
J_c	kgm ²	8,90E+05	2,70E+06	1,34E+06	2,12E+06	?	?	-	-	-	-	

¹Eigene Unterlagen; ² in Q. vertauscht; ?: fragwürdig; *: berechnet

Tabelle A.2.: Zugparameter verschiedener herkömmlicher Züge, Teil 2

Par.	Einh.	Green Train (Regina) [2]			Shinkansen [16]			Bandbreite ges.		Bandbr. [6]	
		Powercar	P.car	T.car	P.car	T.car	C.car	T.car	C.car	C.car	
d	m	26,60	25,00	19,28...25,68	24,78...28,75	23,5...27,0					
r	m	19	17,5	9,9...17,4	17,4...19,5	16,0...19,7					
b	m	2,7	2,5	2,5...3,0	2,3...3,0	2,5...3,0					
m_c	kg	56000	36000	32901...60768	33930...43530	30000...48000					
m_b	kg	5000	4950	3896...13200	2300...2840	2300...3000					
m_w	kg	2000	2400	1538...2500	1320...1900	1500...2000					
n_s^*	Hz	0,69	0,09	0,61...1,42	0,49...0,75	0,5...1,1					
$n_{\theta_s}^*$	Hz	0,87	0,11	1,48...2,13	0,70...0,83	0,56...1,37					
n_p^*	Hz	4,83	2,14	4,55...7,02	4,06...6,23	3,8...7,3					
$n_{\theta p}^*$	Hz	5,59	8,01	5,00...10,28	6,71...8,90	6...8,4					
ζ_s^*	%	23,15	17,15	15,77...36,92	4,21...22,54	4...15					
ζ_p^*	%	21,21	12,38	12,90...57,00	11,23...34,97	11...23					
k_p	N/m	2,00E+06	2,54E+06								
c_p	Ns/m	3,00E+04	1,96E+04								
k_s	N/m	6,00E+05	8,87E+05								
c_s	Ns/m	6,00E+04	4,34E+04								
J_b	kgm ²	5,90E+03	3,14E+03								
J_c	kgm ²	3,17E+06	1,89E+06								

*: berechnet

Tabelle A.3.: Zugparameter verschiedener Gelenkzuge

Parameter	Einheit	TGV [11]			Thalys [13]			Eurostar [8]		
		Tractioncar	Centralcar	Sidecar	T.car	C.car	S.car	T.car	C.car	S.car
d	m	22,15	18,70	18,70	22,15	18,70	18,70	22,50	18,70	21,85
r	m	14	18,7	18,7	14	18,7	18,7	14	18,7	18,59
b	m	3	3	3	3	3	3	3	3	3
m_c	kg	55790	24000	24000	53442	14250	34676	51500	22525	35860
m_b	kg	2380	3040	3040	3261	1400	8156	2200	2900	2200
m_w	kg	2048	2003	2003	2009	2050	2009	1700	1900	1700
n_s	Hz	6,36	4,01	4,01	6,24	4,23	6,24	1,40	0,73	0,35
$n_{\theta_s}^*$	Hz	1,88	-	-	-	-	-	2,18	1,14	0,48
n_p^*	Hz	8,84	5,49	5,49	7,18	2,29	4,54	9,87	2,93	7,80
$n_{\theta p}^*$	Hz	13,74	0,33	0,33	-	-	-	12,49	3,34	12,49
ζ_s^*	%	39,93	83,75	83,75	4,03	6,48	4,03	15,53	-	24,89
ζ_p^*	%	18,52	10,84	10,84	3,43	5,92	2,17	11,22	35,23	11,22
k_p	N/m	2,45E+06	1,40E+06	1,40E+06	2,09E+06	1,63E+06	2,09E+06	2,60E+06	2,00E+05	2,60E+06
c_p	Ns/m	2,00E+04	1,00E+04	1,00E+04	4,00E+03	4,00E+03	4,00E+03	1,20E+04	1,20E+04	1,20E+04
k_s	N/m	2,45E+06	8,20E+05	8,20E+05	2,45E+06	9,30E+05	2,45E+06	3,26E+06	5,80E+05	9,00E+04
c_s	Ns/m	4,00E+04	4,80E+04	4,80E+04	4,00E+03	4,00E+03	4,00E+03	9,00E+04	-	2,00E+04
J_b	kgm ²	1,48E+03	2,68E+03	2,68E+03	-	-	-	1,90E+03	2,04E+03	1,90E+03
J_c	kgm ²	1,15E+06	?	?	-	-	-	1,05E+06	8,10E+05	1,66E+06

?: fragwurdig; *: berechnet

Tabellenverzeichnis

1.1. Bandbreite der Zugparameter von herkömmlichen Hochgeschwindigkeitszügen	19
1.2. Brückeneigenschaften ERRI	23
1.3. Parameter zur Berechnung der fiktiven Zusatzdämpfung nach [8]	25
2.1. Eingangsvariablen DIM Simulink Lastseitig, Tragwerksseitig und Zeit	29
2.2. Brückeneigenschaften, Vorstudie zum Einfluss Zugkonfiguration des DIMs	39
2.3. Brückeneigenschaften, Vorstudie zum Einfluss der Zuglänge bei Verwendung des DIMs	43
A.1. Zugparameter verschiedener herkömmlicher Züge, Teil 1	85
A.2. Zugparameter verschiedener herkömmlicher Züge, Teil 2	86
A.3. Zugparameter verschiedener Gelenkzüge	87

Abbildungsverzeichnis

1.1. Bewegte Lasten Modell (moving load model, MLM)	4
1.2. Vereinfachtes Interaktionsmodell (simplified interaction model, SIM)	4
1.3. Vollständiges Interaktionsmodell (detailed interaction model, DIM)	5
1.4. Vergleich der Spitzenbeschleunigungsverläufe des DIMs und MLMs	6
1.5. Euler Bernoulli Balken unter bewegten Lasten (MLM)	9
1.6. Anzahl der erforderlichen Lasten N_p nach Formel 1.50 und Formel 1.48 für die erste kritische Geschwindigkeit $v_{cr,1,1}$ in Abhängigkeit zur Dämpfung	14
1.7. Anzahl der erforderlichen Lasten N_p nach Formel 1.50 und Formel 1.48 mit dem Dämpfungs- und Spannweitzusammenhang aus dem Eurocode 1991-2 [1] für verschiedene Materialien bei der erste kritische Geschwindigkeit $v_{cr,1,1}$ in Abhängigkeit zur Spannweite	15
1.8. MLM Spitzenbeschleunigung für äquidistante Lasten von 224 kN und einem Abstand von $d = 26,4$ m bei $v = 380$ km/h in Abhängigkeit zu unterschiedlicher Lastanzahl N_p für eine Brücke mit $L = 5$ m $n_1 = 40$ Hz $\mu = 10$ t/m und $\zeta = 0,0238$	16
1.9. Brückenparameter	18
1.10. Eigenfrequenzen für die maximaler Einfluss der Nebenparameter auf die Reduktion $>10\%$ betragen kann, aus [6] für die recherchierte Bandbreite der dynamischen Zugeigenschaften (Tab. 1.1) bei $v_{cr,1,1}$	21
1.11. Massenbelegung für die maximaler Einfluss der Nebenparameter auf die Reduktion $>10\%$ betragen kann, aus [6] für die recherchierte Bandbreite der dynamischen Zugeigenschaften (Tab. 1.1) bei $v_{cr,1,1}$	22
1.12. Fiktive Zusatzdämpfung nach [8] in Abhängigkeit der Spannweite	24
2.1. Simulink-Block	28
2.2. Struktur des Hauptprogramms	30
2.3. <i>Belastungsvektor</i> -Block, mit Waggon <i>I</i> -Block	31
2.4. <i>Subsystem I</i> -Block aus Waggon <i>I</i> -Block	32
2.5. Spitzenbeschleunigungen von MLM und DIM Railjet Überfahrten, berechnet mit den Programmen von Mähr im Vergleich zu den Ergebnissen von Salcher und Adam aus [22]	34
2.6. Arvidssons ICE 2 Zugmodell aus [4], S. 17	35

2.7. Spitzenbeschleunigungen von MLM und DIM ICE 2 Überfahrten, berechnet mit den Programmen von Mähr und der analytischen Lösung im Vergleich zu den Ergebnissen von Arvidsson aus [4]	36
2.8. Spitzenbeschleunigungsverläufe mit unterschiedlichen Zugmodellierungsansätzen und Zugmodellen	37
2.9. Ähnliche Spitzenbeschleunigungsverläufe der verschiedenen DIMs mit/ohne Triebköpfe	41
2.10. Ähnlichkeitskriterium	42
2.11. Verhältnisse des Grenzwerts der Spitzenbeschleunigung E_∞ für $N_p \rightarrow \infty$ zur Spitzenbeschleunigung E_{N_p} bei der Lastanzahl N_p nach dem Kehrwert der Formel 1.49 aus Abschnitt 1.2.3 an der Stelle von $v_{crit,1,3} = 316,8 \text{ km/h}$ ($k = 3$).	44
2.12. Zug mit Lasten und Lastabständen (Zug aus [20])	44
2.13. Verhältnis der maximalen Spitzenbeschleunigungen $E_{N_{p+2}}/E_{N_p}$ des DIMs in der Nähe von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ und des MLMs nach Formel 1.47 an der Stelle von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ ($k = 3$) in Abhängigkeit der Lastanzahl N_p	45
2.14. Abweichung der maximalen Spitzenbeschleunigungen $(E_{N_{p+2}}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ des DIMs in der Nähe von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ und $(E_{N_{p+2}}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ des MLMs an der Stelle von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ ($k = 3$) mit $E_{N_{p+2}}/E_{N_p}$ nach Formel 1.47 in Abhängigkeit der Lastanzahl N_p	46
2.15. Abweichung der maximalen Spitzenbeschleunigungen $(E_{N_{p+2}}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ und $(E_{25}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ des DIMs in der Nähe von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ und $(E_{N_{p+2}}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ und $(E_\infty/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ des MLMs an der Stelle von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ ($k = 3$) mit $E_{N_{p+2}}/E_{N_p}$ nach Formel 1.47 und E_∞/E_{N_p} nach Formel 1.49 in Abhängigkeit der Lastanzahl N_p an.	47
2.16. Abweichung der maximalen Spitzenbeschleunigungen $(E_{N_{p+2}}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ und $(E_{f\infty}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ des DIMs in der Nähe von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ und $(E_{N_{p+2}}/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ und $(E_\infty/E_{N_p} - 1) \cdot 100$ des MLMs an der Stelle von $v_{crit,1,3} = 317 \text{ km/h}$ ($k = 3$) mit $E_{N_{p+2}}/E_{N_p}$ nach Formel 1.47 und E_∞/E_{N_p} nach Formel 1.49 in Abhängigkeit der Lastanzahl N_p an.	48
3.1. Diskretisierung der Brückeneigenfrequenzen	52
3.2. Diskretisierung der Massenbelegung der Brücken	53
3.3. Diskretisierung im dimensionslosen Parameterraum, $\eta_p(\beta_d)$	53
3.4. Diskretisierung im dimensionslosen Parameterraum, $\mu_b(\beta_d)$	54
3.5. Zug mit Lasten und Lastabständen (Zugbild aus [20])	55
3.6. Verhältnis der maximalen DIM Spitzenbeschleunigung zur maximalen MLM Spitzenbeschl. nach Formel 3.13 pro Spitzenbeschleunigungsverlauf der Hauptparameterkomb. im Geschwindigkeitsbereich von 100...400 km/h.	58
3.7. Verhältnisse der maximalen DIM zu MLM Spitzenbeschl. nach Formel 3.13 für $\mu_d = 40$, $\mu_d = 80$ und $\mu_d = 160$ in Abhängigkeit von β_d und η_p	60

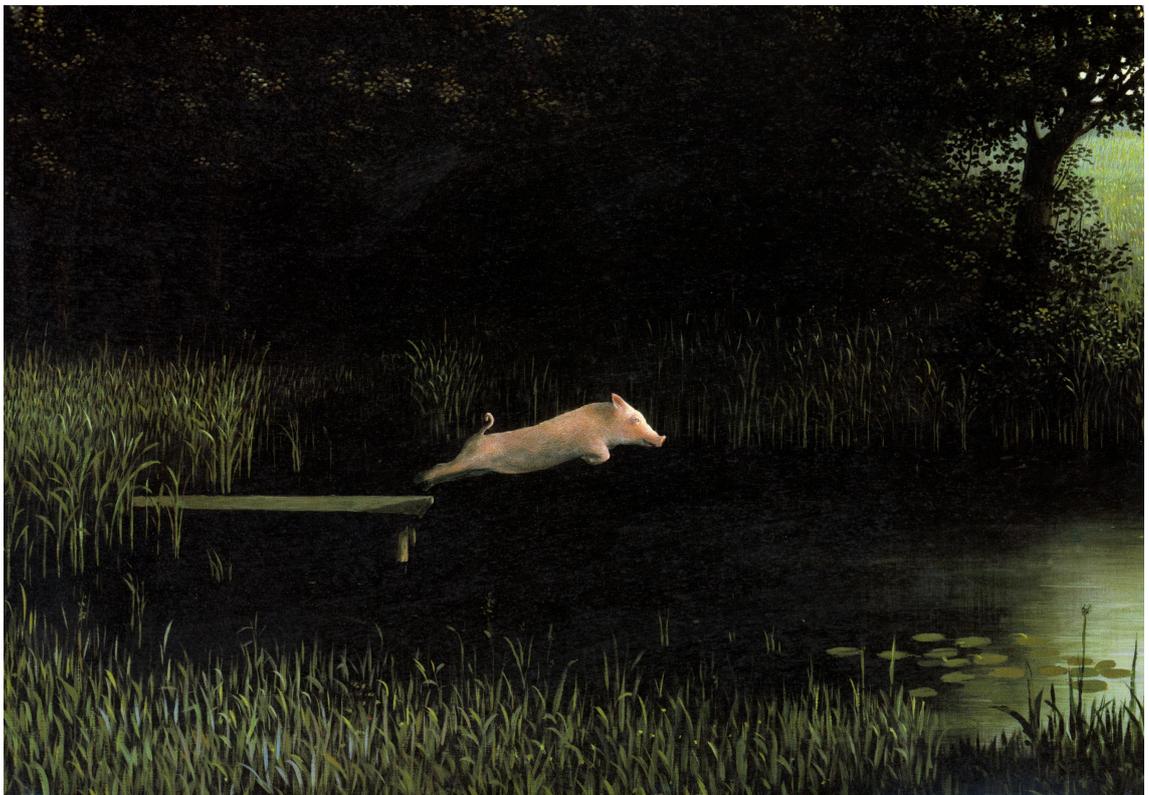
3.8. DIM und MLM Spitzenbeschleunigungsverläufe mit unterschiedlicher Anzahl berücksichtigter Eigenformen für eine Brücke mit $L = 22$ m, $n_1 = 6,531$ Hz und $\mu = 10$ t/m für einen ICE 2 mit 14 Passagierwaggons	65
3.9. Oberer Grenzwert der Verhältnisse der maximalen DIM zu MLM Spitzenbeschl. nach Formel 3.28 des untersuchten Zugparameterbereichs für $\mu = 7,5$ t/m, $\mu = 15$ t/m und $\mu = 30$ t/m in Abhängigkeit der Spannweite L und der ersten Brückeneigenfrequenz n_1 für den Geschwindigkeitsbereich 100-400 km/h	67
3.10. Oberer Grenzwert der Verhältnisse der maximalen DIM zu MLM Spitzenbeschl. nach Formel 3.28 des untersuchten Zugparameterbereichs für $\mu = 7,5$ t/m, $\mu = 15$ t/m und $\mu = 30$ t/m in Abhängigkeit von der Spannweite L und der ersten Brückeneigenfrequenz n_1 für den Geschwindigkeitsbereich 100-400 km/h unter Ausschluss der Brücken nach Formel 3.39	68
3.11. Unterer Grenzwert der fiktiven Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ nach Formel 3.41 des untersuchten Zugparameterbereichs für $\mu = 10$ t/m, $\mu = 15$ t/m und $\mu = 20$ t/m im Geschwindigkeitsbereich 140...400 km/h in Abhängigkeit der Spannweite L und der ersten Brückeneigenfrequenz n_1	71
3.12. Differenz Δ nach Formel 3.44 des unteren Grenzwerts der fiktiven Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ nach Formel 3.41 des untersuchten Zugparameterbereichs im Vergleich zur fiktiven Zusatzdämpfung der ERRI $\Delta\zeta_{ERRI}$ für $\mu = 10$ t/m, $\mu = 15$ t/m und $\mu = 20$ t/m im Geschwindigkeitsbereich 140...400 km/h in Abhängigkeit von der Spannweite L und der ersten Brückeneigenfrequenz n_1	72
3.13. Unterer Grenzwert der fiktiven Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ des untersuchten Zugparameterbereichs für verschiedene Massenbelegungsbereiche im Geschwindigkeitsbereich 140...400 km/h in Abhängigkeit von der Spannweite L und der ersten Brückeneigenfrequenz n_1	74
3.14. Unterer Grenzwert der fiktiven Zusatzdämpfung $\Delta\zeta$ des untersuchten Zugparameterbereichs für verschiedene Massenbelegungsbereiche im Geschwindigkeitsbereich 140...400 km/h in Abhängigkeit von der Spannweite L und der ersten Brückeneigenfrequenz n_1	75
3.15. Vergleich der Beschleunigungsverläufe des DIMs und MLMs für einen ICE 2 mit fiktiver Zusatzdämpfung	76
3.16. Vergleich der Beschleunigungsverläufe des DIMs und MLMs eines Railjets mit fiktiver Zusatzdämpfung	77
3.17. Vergleich der Beschleunigungsverläufe des DIMs und MLMs eines ICE 2 mit fiktiver Zusatzdämpfung	78

Literaturverzeichnis

- [1] ÖNORMEN 1991-2: *Einwirkungen auf Tragwerke Teil 2: Verkehrslasten auf Brücken*. 2012
- [2] ARVIDSSON, T. ; KAROUMI, R. : Train-bridge interaction- a review and discussion of key model parameters. (2013)
- [3] ARVIDSSON, T. ; KAROUMI, R. ; PACOSTE, C. : Statistical screening of modelling alternatives in train-bridge interaction systems. In: *Engineering Structures* 59 (2014), S. 693–701. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2013.10.008>. – DOI 10.1016/j.engstruct.2013.10.008. – ISSN 01410296
- [4] ARVIDSSON, T. : *Train-bridge interaction: Literature review and parameter screening*. Stockholm, Royal Institute of Technology, Diss., 2014
- [5] DOMÉNECH, A. ; MUSEROS, P. ; MARTÍNEZ-RODRIGO, M. D.: Influence of the vehicle model on the prediction of the maximum bending response of simply-supported bridges under high-speed railway traffic. In: *Engineering Structures* 72 (2014), S. 123–139. <http://dx.doi.org/10.1016/j.engstruct.2014.04.037>. – DOI 10.1016/j.engstruct.2014.04.037. – ISSN 01410296
- [6] DOMÉNECH, A. ; MUSEROS, P. ; NASARRE, J. ; CASTILLO-LINARES, A. : Behavior of simply supported high-speed railway bridges at resonance: analysis of the influence of the vehicle model and simplified methods for dynamic analyses. In: *Proceedings of the 25th international conference on noise and vibration engineering, ISMA Bd. 2012*, 1057–72
- [7] DOMÉNECH, A. ; MUSEROS, P. : Influence of the vehicle model on the response of high-speed railway bridges at resonance. analysis of the additional damping method prescribed by Eurocode 1. In: *Proceedings of the 8th International Conference on structural Dynamics*. Leuven : Katholike universiteit Leuven, 2011. – ISBN 9789076019314, S. 1273–1280. – OCLC: 781054577
- [8] EUROPEAN RAIL RESEARCH INSTITUTE: *Wechselwirkung zwischen Zug und Brücke*. 1999
- [9] FRÝBA, L. : A rough assessment of railway bridges for high speed trains. In: *Engineering structures* 23 (2001), Nr. 5, 548–556. <http://www.sciencedirect.com/science/article/pii/S0141029600000572>
- [10] FRÝBA, L. : *Dynamics of railway bridges*. London; New York : T. Telford, 1996. – ISBN 0727720449

- [11] GALVÍN, P. ; FRANÇOIS, S. ; SCHEVENELS, M. ; BONGINI, E. ; DEGRANDE, G. ; LOMBAERT, G. : A 2.5D coupled FE-BE model for the prediction of railway induced vibrations. In: *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 30 (2010), Dez., Nr. 12, 1500–1512. <http://dx.doi.org/10.1016/j.soildyn.2010.07.001>. – DOI 10.1016/j.soildyn.2010.07.001. – ISSN 02677261
- [12] KOUROUSSIS, G. ; CONNOLLY, D. ; VERLINDEN, O. : Railway-induced ground vibrations – a review of vehicle effects. In: *International Journal of Rail Transportation* 2 (2014), Apr., Nr. 2, 69–110. <http://dx.doi.org/10.1080/23248378.2014.897791>. – DOI 10.1080/23248378.2014.897791. – ISSN 2324–8378, 2324–8386
- [13] KOUROUSSIS, G. ; VERLINDEN, O. ; CONTI, C. : Free field vibrations caused by high-speed lines: Measurement and time domain simulation. In: *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 31 (2011), Apr., Nr. 4, 692–707. <http://dx.doi.org/10.1016/j.soildyn.2010.11.012>. – DOI 10.1016/j.soildyn.2010.11.012. – ISSN 02677261
- [14] LIU, K. ; DE ROECK, G. ; LOMBAERT, G. : The effect of dynamic train–bridge interaction on the bridge response during a train passage. In: *Journal of Sound and Vibration* 325 (2009), Aug., Nr. 1-2, 240–251. <http://dx.doi.org/10.1016/j.jsv.2009.03.021>. – DOI 10.1016/j.jsv.2009.03.021. – ISSN 0022460X
- [15] MÄHR, T. C.: *Theoretische und experimentelle Untersuchungen zum dynamischen Verhalten von Eisenbahnbrücken mit Schotteroberbau unter Verkehrslast*. Wien, TU Wien, Diss., 2009
- [16] MATSUURA, A. : A study of dynamic behavior of bridge girder for high speed railway. In: *Proceedings of the Japan Society of Civil Engineers* 1976 (1976), Nr. 256, 35–47. <http://dx.doi.org/10.2208/jscej1969.1976.25635>. – DOI 10.2208/jscej1969.1976.25635. – ISSN 1884–4936, 0385–5392
- [17] MINISTERIO DE FOMENTO: DIRRECCIÓN GENERAL DE FERROCARRILES: *Instrucción de acciones a considerar en puentes de ferrocarril (IAPF)*. Centro de Publicaciones Secretaría General Técnica Ministerio de Fomento <http://www.fomento.gob.es/MFOM.CP.Web/handlers/pdfhandler.ashx?idpub=FE0005>
- [18] MUSEROS, P. ; ALARCÓN, E. : An Investigation on the Importance of Train-bridge Interaction at Resonance. In: *Proceedings of the Sixth Conference on Computational Structures Technology*. Civil-Comp press. – ISBN 0–948749–81–4, 335–336
- [19] MUSEROS, P. ; ALARCÓN, E. : Influence of the second bending mode on the response of high-speed bridges at resonance. In: *Journal of structural engineering* 131 (2005), Nr. 3, 405–415. [http://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/\(ASCE\)0733-9445\(2005\)131:3\(405\)](http://ascelibrary.org/doi/abs/10.1061/(ASCE)0733-9445(2005)131:3(405))

- [20] ÖBB INFRASTRUKTUR: *Richtlinie für die dynamische Berechnung von Eisenbahnbrücken*. ÖBB Infrastruktur, 2011
- [21] RIGUEIRO, C. ; REBELO, C. ; SILVA, L. S. d.: Modelling the interaction effects of the high-speed train-track-bridge system using ADINA. In: *5th International Conference on Mechanics and Materials in Design. M2D'2006*
- [22] SALCHER, P. ; ADAM, C. : Modelling strategies for bridges subjected to high-speed trains. In: *Vienna Congress on Recent Advances in Earthquake Engineering and Structural Dynamics 2013*. Wien, Österreich, 2013
- [23] SAVIN, E. : Dynamic amplification factor and response spectrum for the evaluation of vibrations of beams under successive moving loads. In: *Journal of Sound and Vibration* 248 (2001), Nov., Nr. 2, 267–288. <http://dx.doi.org/10.1006/jsvi.2001.3787>. – DOI 10.1006/jsvi.2001.3787. – ISSN 0022460X



Michael Sowa „Köhlers Schwein“