

# Gegenüberstellung leitungsgeführter Störeffekte im HV-Bordnetz für verschiedene Mehrfachantriebstopologien

Dipl.-Ing. Dipl.-Inf. Simon Niedzwiedz, TU Dortmund  
Prof. Dr.-Ing. Stephan Frei, TU Dortmund

## 1 Einleitung

In den nächsten Jahren wird das Angebot an batterie- und hybridelektrischen Fahrzeugen deutlich vielfältiger werden. Es wird nicht nur die Anzahl der verschiedenen Fahrzeugmodelle sondern auch die Komplexität der Hochvolt-Bordnetze zunehmen. So werden nicht nur immer mehr Komponenten für eine Integration in das HV-Bordnetz ertüchtigt, auch die Varianz an Antriebstopologien wird wachsen. Dabei werden diese nicht nur die klassischen Verbrennerarchitekturen abbilden, sondern es werden auch neue Antriebstopologien umgesetzt werden. So bedürfen (hybrid-)elektrische Allradfahrzeuge nicht mehr einer aufwändigen mechanischen Leistungsverzweigung mittels Verteiler- und Achsgetrieben, sondern jede Achse oder jedes Rad können unabhängig angetrieben werden. Diese Entwicklung wird dann absehbar nicht auf das PKW-Segment beschränkt bleiben, sondern auch im Nutzfahrzeug- oder LKW-Segment Optimierungen ermöglichen, zum Beispiel den Einsatz angetriebener Lenkachsen.

Allerdings bedeutet diese Entwicklung, dass nicht nur die generelle Komplexität des HV-Bordnetzes, sondern vor allem die Wechselwirkungen der einzelnen HV-Komponenten miteinander deutlich zunehmen. Insbesondere Letzteres wird auch die EMV vor neue Herausforderungen stellen, unter anderem wegen der ausgedehnten Leitungssysteme und der hohen Leistungen, die im HV-Bordnetz transportiert werden müssen. Aber zugleich eröffnet dies auch neue Möglichkeiten bei der Systementstörung, beispielsweise durch eine geschickte Komposition der Topologien und der Betriebsstrategien verschiedener HV-Komponenten.

Eine Voraussetzung für die allgemeine Auslegung einer geeigneten EMV-Strategie oder die gezielte EMV-Optimierung derartiger Hochvolt-Bordnetze wird aber die frühzeitige Analyse der zusätzlichen Einflussgrößen und Wechselwirkungen sein.

### 1.1 Basistopologie – HV-Bordnetz mit einem elektrischem Antriebsstrang

Die grundsätzliche Topologie des HV-Bordnetzes von Hybrid- und Elektrofahrzeugen (xEV) lässt sich wie in Abbildung 1 darstellen. Dabei wird, wie in den meisten heutigen Elektrofahrzeugen, lediglich ein elektrischer Traktionsantrieb eingesetzt, bestehend aus dem Traktionspulswechselrichter (PWR) und der mit drei HVAC-Phasenleitungen angeschlossenen elektrischen Maschine. Zusätzlich sind im HVDC-Bordnetz das Onboard-Ladegerät, der DC/DC-Wandler als Koppelstelle zum LV-Bordnetz und eine stetig wachsende Anzahl verschiedener HV-Nebenaggregate angeschlossen. Der Verzweigungspunkt zu den Nebenaggregaten ist hier willkürlich direkt vor den PWR gelegt. Dabei ist den meisten Komponenten im HV-Bordnetz gemein, dass sie mit einer pulsformigen Betriebsweise arbeiten. Somit besteht das HV-Bordnetz aus EMV-Sicht grundsätzlich aus einer Vielzahl von Störquellen mit hauptsächlich transientem Störemissionscharakter, welche sich alle zu einem Gesamtstörprofil überlagern.

Dominiert wird dieses Gesamtstörprofil allerdings sehr deutlich von den Störemissionen des elektrischen Antriebsstrangs, insbesondere im unteren Frequenzbereich. Daraus folgt, dass in Elektrofahrzeugen mit neuen Antriebstopologien, welche zukünftig zwei, vier oder noch mehr elektrische Antriebe enthalten werden, dieser dominierende Störungsanteil in seiner Komposition deutlich komplexer werden wird. Daher wird sich dieser Beitrag auch auf die Betrachtung der Störemissionen der Antriebe beschränken. Die leitungsgeführten Emissionen der Nebenaggregate lassen sich für die Gesamtsystemanalyse durch entsprechende Überlagerung im Frequenzbereich mit einbeziehen.

Bei der in Abbildung 1 gezeigten Basistopologie mit nur einem elektrischen Antrieb ist es unerheblich, ob der Einsatz als Front- oder Heckantrieb erfolgt. Das grundsätzliche Auftreten von Spannungsrrippeln auf dem HV-Bordnetz eines solchen Antriebsstrangs wurde in [1] diskutiert.

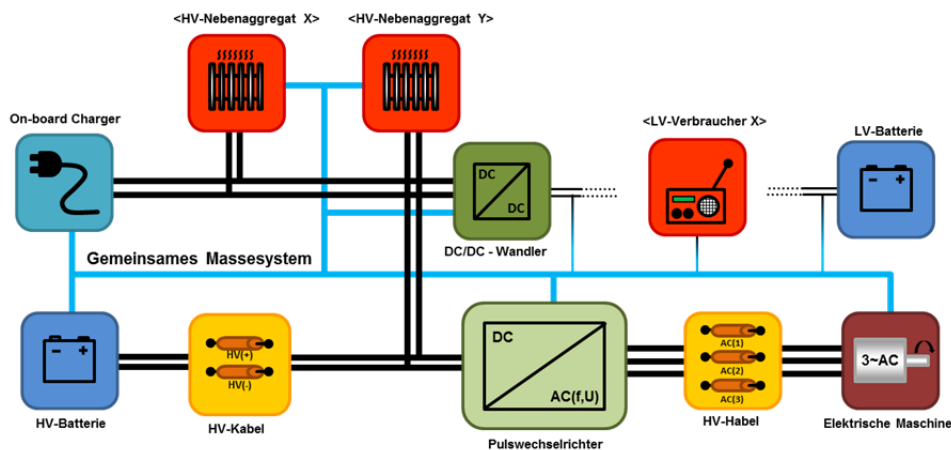


Abbildung 1: Allgemeines HV-Bordnetzes von xEV mit einem E-Antrieb (Topologie T0)

## 2 HV-Bordnetz für Mehrfachantriebstopologien

Ausgehend von dieser Basistopologie lassen sich nun weitere Antriebstopologien mit mehreren elektrischen Antriebssträngen ableiten. Für die schematische Struktur genügt es dabei, bildlich wie physikalisch, wenn die weiteren elektrischen Antriebsstränge an einem gemeinsamen Knotenpunkt parallel ergänzt werden.

Als Mehrfachantriebstopologien werden in diesem Beitrag drei verschiedene Antriebskonzepte gegenübergestellt. Das erste Konzept (Topologie T1) ist dabei traktionselektrisch ebenfalls ein Einachs Antrieb. Allerdings werden beide Antriebsräder über eine jeweils eigene elektrische Maschine angetrieben. Ob die Antriebe dabei in der Achsmitte sitzen oder es sich direkt um Radnabenantriebe handelt, ist für leitungsgeführte Störanalysen nicht von Bedeutung. Im Prinzip kann diese elektrische angetriebene Lenkachse natürlich auch mit einer verbrennungsmotorgetriebenen Hinterachse zu einem Hybrid-Allrad kombiniert werden – vgl. BMW i8.

Bei dem zweiten betrachteten Antriebskonzept werden ebenfalls zwei E-Maschinen eingesetzt, allerdings eine pro Fahrzeugachse (Topologie T2). Somit handelt es sich hierbei um ein rein elektrisches Allrad-Fahrzeug ohne Längsverteilungseinheit. Beide Antriebskonzepte mit zwei E-Maschinen können prinzipiell über dasselbe elektrische Bordnetzschema abgebildet werden (Abbildung 2). Allerdings ermöglichen die beiden Topologien völlig unterschiedliche Betriebsmodi und Leistungsaufteilungen. So ist es insbesondere bei Straßenallradfahrzeugen oft so, dass an der Hinterachse mehr Leistung zur Verfügung steht.

Die dritte Mehrfachantriebskonzept (Topologie T3) ist konsequenterweise eine elektrische Allradtopologie mit Einzelradantrieben (Abbildung 3).

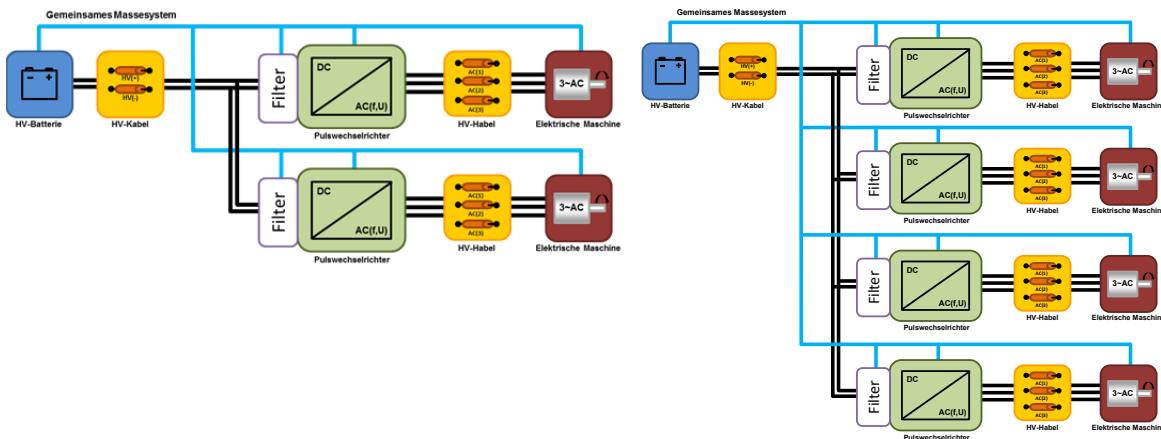


Abbildung 2: Traktionsbordnetz mit zwei E-Maschinen    Abbildung 3: Traktionsbordnetz bei Einzelradantrieb

Als Messstelle für die Emissionen des HVDC-Bordnetz wird dabei, analog zur Definition in [2] für Komponentennmessungen, die Ebene zwischen den HVDC-Kabeln und dem Verteilerknoten gewählt.

## 2.1 Störgrößen im HV-Bordnetz

In diesem Beitrag sollen hauptsächlich die Auswirkungen von Mehrfachantriebstopologien auf den DM-Spannungsrippel  $V_{DC,DM}$  betrachtet werden. Dieser Spannungsrippel wird grundsätzlich von vielen verschiedenen Systemparametern beeinflusst (Gleichung (1)), welche als Stellgrößen bei der Systemauslegung berücksichtigt werden müssen [3] [4] [5]. Für einen fertig entwickelten Antriebsstrang reduzieren sich die freien Einflussgrößen dann auf die verbleibenden dynamischen Stellgrößen – Sollfrequenz  $f_{ref}$ , Sollspannung  $V_{ref}$  und Lastwinkel  $\varphi$ . Diese Stellgrößen des elektrischen Systems sind direkt abhängig von den fahrdynamischen mechanischen Führungsgrößen Drehzahl  $n_{EM}$  und Drehmoment  $M_{EM}$  (Gleichung (2)).

$$V_{DC,DM} = f(f_{PWM}, f_{ref}, V_{ref}, \varphi, Z_{DC}, Z_{EM}) \quad (1)$$

$$V_{DC,DM} = f(f_{ref}, V_{ref}, \varphi) = f(n_{EM}, M_{EM}) \quad (2)$$

Genau diese beiden Führungsgrößen, insbesondere aber das Drehmoment  $M_{EM}$  sind die beiden Systemgrößen, die bei einem Übergang von einer Einzelantriebstopologie auf eine Mehrfachantriebstopologie stark betroffen sind und zugleich Gestaltungsgrößen bei der Topologieauslegung sind. Daher wird kurz auf die generelle Auswirkung dieser beiden Führungsgrößen eingegangen.

In Abbildung 4 ist der Spannungsrippel  $V_{DC,DM}$  für dieselbe Drehzahl ( $n = 3000$  rpm) bei verschiedenen Drehmomenten dargestellt. Der Spannungsrippel  $V_{DC,DM}$  nimmt mit der Reduzierung des Drehmoments erwartungsgemäß annähernd proportional ab. Die Abnahme des Spannungsrippels ist dabei sogar leicht stärker als die Reduktion des Drehmoments. Diese Zusammenhänge lassen sich physikalisch leicht nachvollziehen, wenn man die zugehörigen Zeigerortskurven für die konstant gehaltene Polradspannung  $V_p$  und Sollspannung  $V_{ref}$  konstruiert [6].

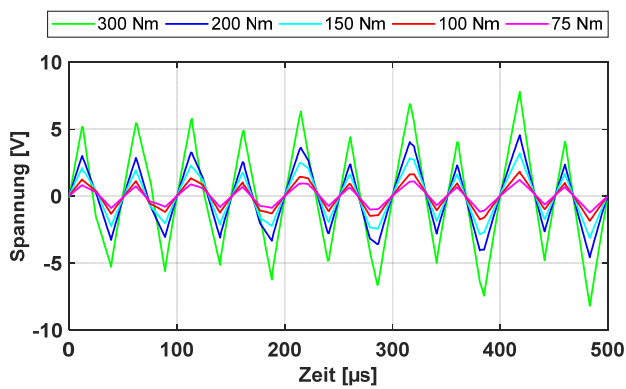


Abbildung 4: Spannungsrissel  $V_{DM}$  für verschiedene Drehmomente bei gleicher Drehzahl

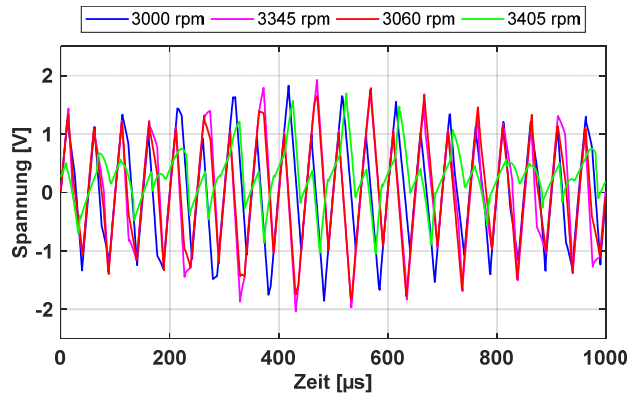


Abbildung 5: Spannungsrissel  $V_{DM}$  für verschiedene Drehzahlen bei gleichem Drehmoment

Bei dem Vergleich verschiedener Drehzahlen bzw. Sollfrequenzen ist die Systematik deutlich komplizierter. Da sich durch die geänderte Drehzahl  $n_{EM}$  die Polradspannung  $V_P$  direkt proportional ändert, muss die Sollspannung  $V_{ref}$  eigentlich entsprechend mitgeregelt werden, weil sich sonst durch die starke Verschiebung des Wirk-Blind-Leistungsverhältnisses eine starke Verzerrung ergibt. Allerdings führt diese Nachregelung wiederum zu einer Verzerrung in der Vergleichbarkeit. Aus diesem Grund und da bei realen Fahrbelastungen die Raddrehzahlunterschiede eines Arbeitspunkts auf ein relativ schmales Delta begrenzt sind, ist es sinnvoll, die Vergleiche vor allem für die entsprechenden Arbeitspunktgruppen zu ziehen. Dabei zeigt sich (Abbildung 5, Abbildung 6), dass innerhalb einer Arbeitspunktgruppe die Hüllkurven der Spannungsrissel nur eine geringe Erhöhung aufweisen, die der Drehzahlsteigerung und damit dem mechanischen Leistungszuwachs folgt.

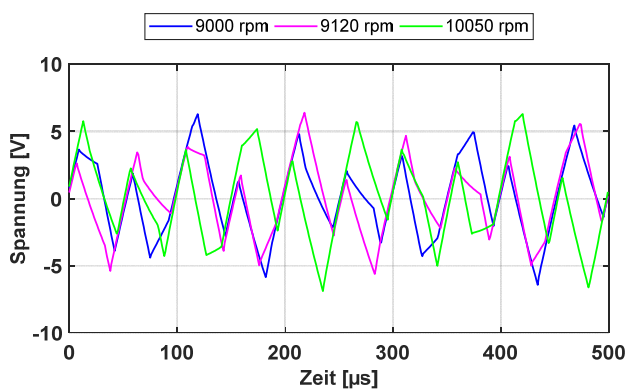


Abbildung 6: Spannungsrissel  $V_{DM}$  für verschiedene Drehzahlen bei gleichem Drehmoment

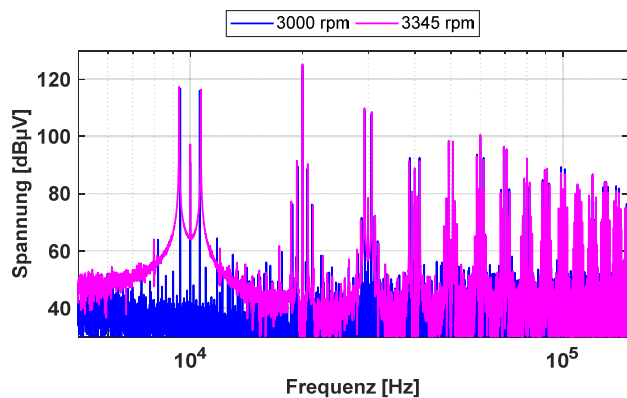


Abbildung 7: Amplitudenspektrum Spannungsrissel  $V_{DM}$  für verschiedene Sollfrequenzen

Der Vollständigkeit halber sei kurz auf die CM-Störspannungen eingegangen. Durch die Schaltvorgänge des dreiphasigen PWR entsteht auf der HVAC-Seite eine treppenförmige Störspannung  $V_{AC,CM}$  mit vier Stufen zwischen dem Sternpunkt und der Referenzmasse (Gleichung (3)) [7].

Aus dieser HVAC-seitigen CM-Störspannung, gedämpft über die Filter und parasitären Kapazitäten, ergibt sich zusammen mit dem DM-Spannungsrissel  $V_{DC,DM}$  die CM-Störspannung  $V_{DC,CM}$  im HVDC-Bordnetz (Gleichung (4)) [1]. Somit haben alle Auswirkungen auf den DM-Rissel auch einen gewissen Einfluss auf den CM-Rissel.

$$V_{AC,CM} = \frac{1}{3} \cdot (V_{U0} + V_{V0} + V_{W0}) \quad (3)$$

$$V_{DC,CM\pm} = \alpha_{\pm} \cdot V_{DC,DM} + \frac{1}{\gamma} \cdot (-V_{AC,CM}) \quad (4)$$

### 3 Analyse leitungsgeführter Störemissionen

Für alle drei Mehrfachantriebskonzepte werden die niederfrequenten (5 kHz – 150 kHz) Spannungsrippel der DM-Spannungen im HVDC-Bordnetz  $V_{DC,DM}$  analysiert und gegenübergestellt.

Betrachtet werden die Spannungsrippel bei idealer Geradeausfahrt (Gleichlauf) und bei Kurvendurchfahrt. Um eine bessere Vergleichbarkeit der verschiedenen Topologien zu erreichen, werden die einzelnen Antriebssysteme (PWR, Filter, E-Maschine) technisch gleich belassen und keine topologiespezifischen Optimierungspotentiale gehoben. Ebenso werden die Leitungslängen als gleich angenommen.

#### 3.1 Allrad-Antrieb mit einer E-Maschine pro Achse (Topologie T2)

Für die Topologie mit jeweils einer E-Maschine pro Fahrzeugachse sind die Betriebsfälle Geradeausfahrt und Kurvendurchfahrt als gleich zu betrachten. Drehzahlunterschiede innerhalb einer Achse haben keine Auswirkungen auf die Maschinendrehzahlen, da die Raddrehzahlunterschiede über ein Achsdifferential ausgeglichen werden. Der geringfügige Drehzahlunterschied zwischen Vorderachse und Hinterachse [8] [9] bei PKW ( $\Delta_n \approx 2\%$ ) kann hier vernachlässigt werden. Trotzdem werden hier zwei Leistungskonfigurationen gegenübergestellt. Abbildung 8 zeigt den Spannungsrippel bei einer symmetrischen Drehmomentaufteilung zwischen Vorderachse und Hinterachse.

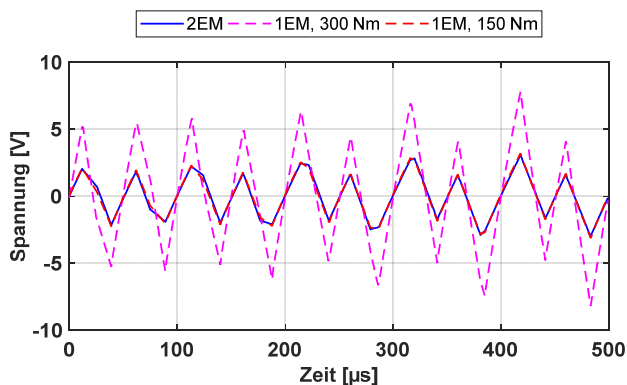


Abbildung 8: Spannungsrippel  $V_{DM}$  für symmetrische Drehmomentverteilung (50:50)

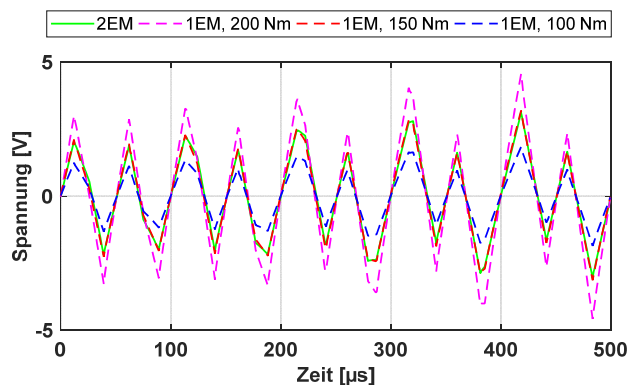


Abbildung 9: Spannungsrippel  $V_{DM}$  für asymmetrische Drehmomentverteilung (33:66)

In Abbildung 9 beträgt die Drehmomentaufteilung 33:66 zugunsten der Hinterachse. Die Gesamtleistung der Betriebspunkte ist in beiden Fällen dieselbe ( $P_{mech} = 94,25 \text{ kW}$ ). Für den Fall der symmetrischen Leistungsaufteilung zeigt sich, dass der Rippel von  $V_{DC,DM}$  sich auf das Niveau absenkt, welche eine einzelne E-Maschine bei halber mechanischer Leistung hat. Dieses Verhalten konnte quasi erwartet werden. Bemerkenswert ist allerdings, dass der Spannungsrippel von  $V_{DC,DM}$  bei asymmetrischer Leistungsaufteilung ebenfalls das gleiche Niveau einnimmt. Vor dem Hintergrund von Gleichung (1) und der Tatsache, dass die physikalischen Systemparameter sowie die Sollfrequenz  $f_{ref}$ , und die mechanische Gesamtleistung  $P_{mech}$  unverändert bleiben, ist dieses Phänomen wiederum gut nachvollziehbar. Zumal hier sowohl die Sollfrequenz  $f_{ref}$  als auch die Sollspannung  $V_{ref}$  gleich gehalten sind, ergeben sich auch keine

Unterschiede bei den Schaltzeitpunkten der beiden PWR; was bei einer Betrachtung der hier nicht gezeigten CM-Spannungen eindeutig erkennbar ist. Dementsprechend kann hier auch auf eine Vergleichsdarstellung der Amplitudenspektren verzichtet werden.

Aus den Betrachtungen zu dieser Topologie lässt sich daher ableiten, dass die Aufteilung der Gesamtsystemleistung grundsätzlich erst einmal dazu führt, dass die DM-Spannungsrippel im HVDC-Bordnetz auf ein Niveau reduziert werden, wie bei einer E-Maschine mit analoger Einzelleistung. Die Leistungsaufteilung zwischen den Maschinen spielt dabei eine untergeordnete Rolle.

Dieses Verhalten kann entsprechend genutzt werden, um zum Beispiel die Größe der Zwischenkreise reduzierend zu optimieren. Eine Optimierung der Cy-Kondensatoren kann dabei nicht analog erfolgen, da das bestehende Verhältnis der Cy-Systemkapazitäten und damit der Faktor  $\gamma$  (Gleichung (4)) erhalten bleibt.

### 3.2 Front-Antrieb mit zwei E-Maschinen (Topologie T1)

Bei der Antriebstopologie mit zwei E-Maschinen auf der Lenkachse verhält sich der Betriebsfall der Geradeausfahrt analog zu Abschnitt 3.1 bei symmetrischer Drehmomentaufteilung. Für den Betriebsfall der Kurvendurchfahrt wird aus Gründen der besseren Vergleichbarkeit das Drehmoment der Räder gleichgehalten; es wird auf ein Torque Vectoring verzichtet. Die mechanische Gesamtleistung des Arbeitspunkts beträgt wieder  $P_{mech} = 94,25$  kW. Abbildung 10 zeigt den Spannungsrippel  $V_{DC,DM}$  im Zeitbereich. In Abbildung 11 ist das zugehörige Amplitudenspektrum dargestellt.

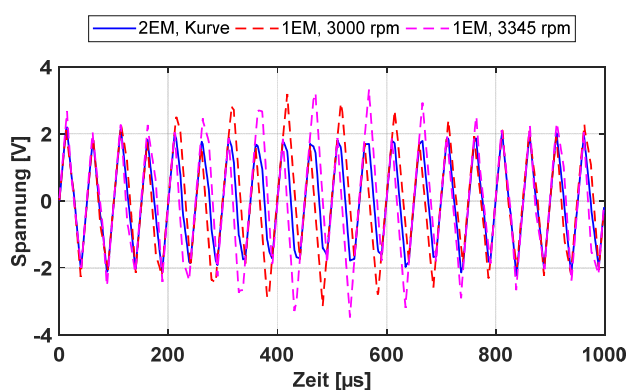


Abbildung 10: Spannungsrippel  $V_{DM}$  bei Kurvenfahrt mit 2 E-Maschinen

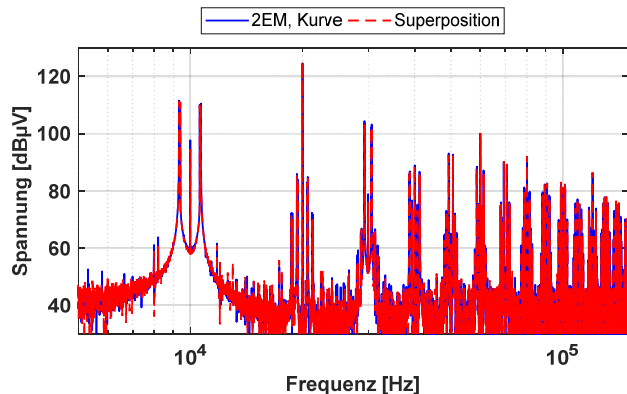


Abbildung 11: Amplitudenspektrum Spannungsrippel  $V_{DM}$  bei Kurvenfahrt mit 2 E-Maschinen

In Abbildung 10 ist gut zu sehen, wie der Frequenzversatz der beiden Einzelantriebsrippel bei parallelem Betrieb zu Interferenzbildung führt; in diesem Ausschnitt destruktiv. Dies führt bei dem Rippel der Gesamtspannung zur Ausbildung einer entsprechenden Schwebung. Die sich ergebende Schwebungsfrequenz lässt sich über die beiden Sollwertfrequenzen aus Gleichung (5) berechnen. Die Schwebung tritt dabei, wie im dreiphasigen Spannungssystem üblich, in der dritten Harmonischen auf. Allerdings ist die Schwebungsfrequenz  $f_{\Delta}$  in der Regel so gering, dass sie auf den Bereich oberhalb von 1 kHz kaum Auswirkungen hat. Damit ist diese Schwebung weniger aus EMV-Sicht als aus energietechnischer Sicht, z.B. bei der Optimierung der Zwischenkreise oder hinsichtlich von Ausgleichsströmen, zu berücksichtigen.

$$f_{\Delta} = 3 \cdot |f_{ref,1} - f_{ref,2}| \quad (5)$$

$$V_{CM, \#}(\#EM) = 1 + 3 \cdot \#EM \quad (6)$$

Im Amplitudenspektrum in Abbildung 11 zeigt sich, dass das Spektrum des DM-Rippels bei Kurvenfahrt auch durch die Superposition der Spektren für zwei Einzelantriebe entsprechender Drehzahl (Abbildung 7) und Leistung gut approximiert werden kann. Bei der Betrachtung der CM-Rippel sind die Auswirkungen, insbesondere der Interferenzen, deutlich komplexer. Allerdings lassen sich dort beim Zeitbereichssignal des CM-Spannungsrippel deutlich die nun bis zu sieben statt bisher vier Stufen erkennen (Gleichung (6)). Ebenso wie sich bei den CM-Strömen des elektrischen Antriebssystems nun zwölf statt sechs Transienten pro PWM-Periode ergeben. Aus diesen Betrachtungen ergibt sich also, dass der Parallelbetrieb zwar zu einer sehr niederfrequenten Schwebung führt, aber der DM-Rippel sich ansonsten so verhält, dass man diesen durch die Superposition entsprechender Einzelmaschinen gut approximieren kann. Dieser Effekt tritt natürlich bei Kurvenfahrten sehr deutlich auf. Aber auch im Gleichlaufbetrieb ergibt sich dieser Effekt, wenn die beiden PWR hinsichtlich der PWM-Generation nicht synchronisiert getaktet sind.

### 3.3 Allrad mit Einzelradantrieb (Topologie T3)

Mehrfachantriebstopologien mit Einzelradantrieben vereinigen dann die Möglichkeiten bei der Systemkonfiguration, z.B. für die Leistungsgrundaufteilung, oder für den Einsatz eines vollständigen Torque Vectoring für Quer- und Längsdynamik. Auch die in den vorherigen Abschnitten gezeigten Effekte auf die Spannungsrippel vereinigen sich.

Für diesen Beitrag wurde dazu exemplarisch eine Einzelradtopologie mit einer allseits symmetrischen Drehmomentaufteilung ohne Anwendung eines Torque Vectoring betrachtet. Für den Gleichlaufbetrieb, also die ideale Geradeausfahrt, zeigt sich, dass die Erkenntnisse aus Abschnitt 3.1 analog übertragbar sind. Das Niveau des Spannungsrippels  $V_{DC,DM}$  reduziert sich auf ein Niveau, wie es eine einzelne E-Maschine bei einem Viertel des Drehmoments aufweist.

Auch die Erkenntnisse aus der Kurvenfahrt aus Abschnitt 3.2 lassen sich übertragen. Allerdings überlagern sich hier die Rippel für vier verschiedene Sollfrequenzen (Radsolldrehzahlen) zu einem Gesamtrippel (Abbildung 12).

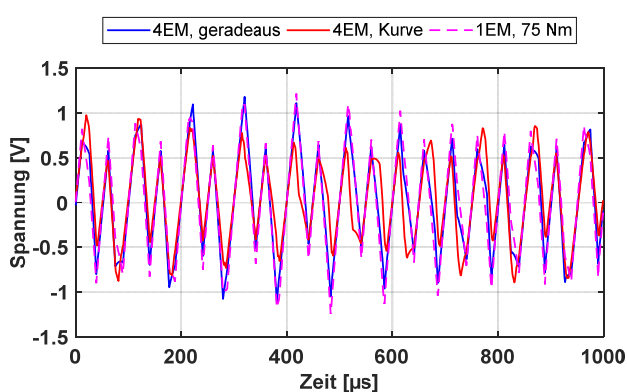


Abbildung 12: Spannungsrippel  $V_{DM}$  für vier E-Maschinen

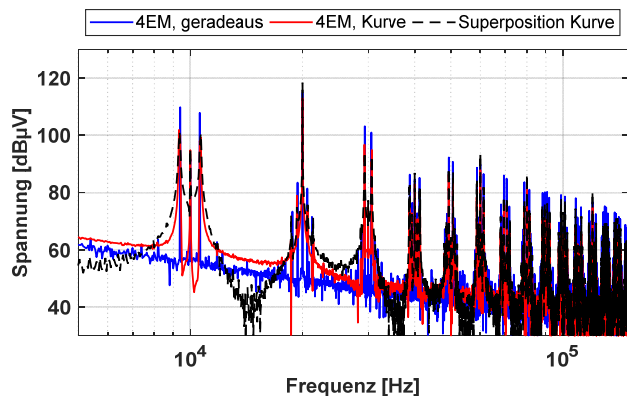


Abbildung 13: Amplitudenspektrum Spannungsrippel  $V_{DM}$  für vier E-Maschinen

Es entstehen daher im energietechnisch relevanten Bereich sechs ( $\Delta_3 = 6$ )<sup>1</sup> Schwebungsfrequenzen, welche zu entsprechenden Ausgleichsströmen führen. Das Spektrum des Gesamtrippels lässt sich aber ebenfalls wieder gut durch die komplexe Superposition der Einzelspektren approximieren. Allerdings führen die Ausgleichsströme hier zu einer leicht höheren Abweichung, als dies bei zwei E-Maschinen der Fall ist.

Auch bei den CM-Störemissionen  $V_{CM}$  und  $I_{CM}$  setzt sich die Systematik entsprechend fort; insbesondere was die kapazitiv bedingten Anteile der CM-Ströme betrifft.

#### 4 Zusammenfassung und Schlussfolgerung

Die konsequente Erweiterung der Antriebstopologien bei modernen Elektrofahrzeugen zu Mehrfachantriebskonzepten bietet aus fahrdynamischer und technikoptymischer Sicht viele attraktive Potentiale. Hinsichtlich der Stromrippel wird die Situation aber um ein Vielfaches komplexer, vor allem da die Störquellen alle im selben Systemfrequenzbereich operieren. Insbesondere die Erstellung von Designvorgaben für die Komponentenfilter wird deutlich aufwändiger, da nun die direkten Wechselwirkungen im Gesamtsystem HV-Bordnetz immer wichtiger werden.

Durch die Verteilung der Gesamtantriebsleistung auf mehrere Einzelantriebe lässt sich das Basisniveau der DM-Spannungsrippel absenken und so für eine Optimierung der PWR-Zwischenkreise nutzen. Ebenso können die induktiven Filterelemente, z.B. CM-Choke, an die reduzierten Systemströme angepasst werden.

Zugleich werden jedoch die Spannungsrippel im Differential Mode energietechnisch anspruchsvoller und die einzelnen Teilfrequenzbereiche um die Harmonischen der PWM-Frequenz  $f_{PWM}$  werden etwas breitbandiger. Allerdings wird diese Verbreiterung durch die geometrische Begrenzung der Raddrehzahlunterschiede beschränkt.

Wichtig ist hier aus Sicht des EMV-Ingenieurs vor allem, dass die zu erwartenden Auswirkungen auf die Spannungsrippel gut durch die Superposition der Einzelspektren approximiert werden können.

#### Literaturverzeichnis

- [1] S. Niedzwiedz, S. Frei, M. Obholz und J. Heyen, „Analyse leitungsgeführter Emissionen im HV-Bordnetz von elektrischen Fahrzeugen,“ in *EMV 2016*, Aachen, Apprimus Verlag, 2016
- [2] ISO 7637, *Road Vehicle - Electrical disturbance by conduction and coupling - Part 4: Electrical transient conduction along shielded high voltage supply lines*, 2012.
- [3] M. N. Anwar und M. Teimor, „An analytical method for selecting DC-link-capacitor of a voltage stiff inverter,“ in *Industry Applications Conference (IAC) 2002.*, 2002.
- [4] D. Schröder, *Leistungselektronische Schaltungen*, 3., überarb. und erw. Auflage Hrsg., Berlin, Heidelberg: Springer, 2012.
- [5] P. Xuejun, K. Yong und C. Jian, „Analysis and Calculation of DC-Link Current and Voltage Ripples for Three-Phase Inverter With Unbalanced Load,“ in *Applied Power Electronics Conference and Exposition (APEC), 2014*, 2014.
- [6] A. Binder, *Elektrische Maschinen und Antriebe*, Berlin; Heidelberg: Springer, 2012.
- [7] J. Specovius, *Grundkurs Leistungselektronik*, 5., aktualisierte und überarb. Auflage Hrsg., Wiesbaden: Vieweg+Teubner Verlag, 2011.
- [8] K.-L. Haken, *Grundlagen der Kraftfahrzeugtechnik*, 2., aktualisierte und erw. Aufl Hrsg., München: Hanser, 2011.
- [9] K.-H. Dietsche, *Kraftfahrtechnisches Taschenbuch*, 27., überarb. und erw. Aufl Hrsg., Wiesbaden: Vieweg + Teubner, 2011.
- [10] P. A. Dahono, Y. Sato, T. Kataoka, „Analysis and Minimization of Ripple Components of Input Current and Voltage of PWM Inverters,“ *IEEE Trans. on Industry Applic.*, Bd.32, 1996.

---

<sup>1</sup> Die Anzahl der Einzelschwebungen entspricht der Dreieckszahl  $\Delta_{n-1}$