

Converto-gekoppelde decentrale generatoren en netkwaliteit  
in laagspanningsnetten

Bert Renders

Promotoren: prof. dr. ir. L. Vandeveld, prof. dr. ir. J. Melkebeek  
Proefschrift ingediend tot het behalen van de graad van  
Doctor in de Ingenieurswetenschappen: Werktuigkunde-Elektrotechniek

Vakgroep Elektrische Energie, Systemen en Automatisering  
Voorzitter: prof. dr. ir. J. Melkebeek  
Faculteit Ingenieurswetenschappen  
Academiejaar 2008 - 2009



ISBN 978-90-8578-259-9  
NUR 959, 961  
Wettelijk depot: D/2009/10.500/17



Universiteit Gent  
Faculteit Ingenieurswetenschappen  
Vakgroep Elektrische Energie, Systemen en  
Automatisering (EESA)  
Laboratorium voor Elektrische Energietechniek  
(EELAB)

## Converter-gekoppelde decentrale generatoren en netkwaliteit in laagspanningsnetten

---

Bert Renders

### Promotoren:

Prof. dr. ir. Lieven Vandeveld, EESA – UGent

Prof. dr. ir. Jan Melkebeek, EESA – UGent

### Leden van de examencommissie:

Prof. dr. ir. Ronny Verhoeven, UGent, voorzitter

Prof. dr. ir. Alexis De Vos, ELIS – UGent, secretaris

Prof. dr. ir. Math Bollen, Luleå Technische Universiteit, Zweden

Prof. dr. ir. Johan Driesen, ELECTA – KULeuven

dr. ing. Kurt Stockman, PIH – Hogeschool West-Vlaanderen

Prof. dr. ir. Ludo Weyten, ELIS – UGent



|

|

—

—

—

|

|

—

# Dankwoord

Het dankwoord is zonder twijfel het meest onderschatte deel van een doctoraat. Het wordt veelal geschreven tussen de interne en openbare verdediging in, wanneer er weer wat tijd is voor minder cruciale zaken. De term minder cruciaal lijkt echter fout te zijn, het dankwoord wordt immers het vaakst gelezen en bepaalt dus eigenlijk de perceptie over de doctoraatsverhandeling. Laat ons desalniettemin de koe bij de horens vatten.

Prof. dr. ir. Lieven Vandevelde verdient een zeer uitgebreid deel in dit dankwoord. Vooreerst dien ik te vermelden dat we, aangezien we dezelfde bureau delen, uitgebreid de gelegenheid hebben gehad om ons te verdiepen in allerlei wetenschappelijke en minder wetenschappelijke onderwerpen. Dit resulteerde in een aanzienlijke bijdrage aan de kwaliteit van mijn onderzoek en aan de uitstekende sfeer in onze bureau. Door de jaren heen is mijn bewondering voor de schier oneindelijke reeks terminal-en- $\text{\LaTeX}$  commando's die hij uit het hoofd kan debiteren om mij weer eens uit de nood te helpen enkel maar toegenomen. Mede daardoor ben ook ik bekeerd tot het ware geloof. Zijn talent om figuren te bewerken met behulp van een tekstverwerker daarentegen kan ik enkel met verbijstering gadeslaan.

Ik wil van de gelegenheid gebruik maken om dr. ir. David Van de Sype, dr. ir. ing. Wouter Ryckaert en dr. ir. Koen De Gussemé te bedanken voor de hulp die ik van hen gekregen heb bij het bepalen van de richting van mijn doctoraatsonderzoek en voor de oplossingen die zij bedachten voor de problemen die ik ervaren heb in de aanvangsfase. Prof. dr. ir. Alex Van den Bossche heeft mij met zijn onmetelijke kennis over quasi alles vaak terug op het juiste pad geholpen. Waarvoor dank. Prof. dr. ir. Jan Melkebeek wil ik bedanken voor de verbeteringen die hij suggereerde met betrekking tot mijn doctoraatsverhandeling.

Ook ir. Lieven Degroote wens ik te bedanken voor de vruchtbare samenwerking. Onze onderzoeksdomeinen hebben lange tijd parallel gelopen, mede daardoor hebben we beiden mooie resultaten geboekt. Dit resulteerde onder meer in een memorabele vergadering met dr. Sam Sunchild tijdens onze conferentie in Australië. Ik heb bovendien mogen ervaren dat het ook naast het werk fijn vertoeven is bij Lieven. We hebben veel plezier beleefd sinds hij recht tegenover mij heeft postgevat. De immer enthousiaste en ondernemende ir. Bart Meersman heeft zich sinds kort

ook op de interactie tussen vermogenslektronika en vermogenskwaliteit gestort. De wisselwerking met Bart resulteerde in tal van nieuwe ideeën en inzichten. Bovendien hebben we ons goed geamuseerd door samen aan de koffietafel menig huis te verbouwen. Het onderzoek heeft een nieuwe dimensie gekregen door toedoen van ir. Tine Vandoorn. Haar scherpe analyses en kritische opmerkingen hebben zeker bijgedragen tot de kwaliteit van dit werk.

De collega's van het laboratorium voor elektrische energietechniek waren aangename gesprekspartners bij de gesprekken over koetjes en kalfjes, de discussies over allerlei hypothetische problemen en de filosofische beschouwingen die tijdens de middagpauze de revue passeerden.

Tot slot wil ik mijn familie en vrienden bedanken die mij door dik en dun steunen. In het bijzonder denk ik hierbij aan mijn echtgenote Evelyne, en aan Willem en Hanne. Ik kan moeilijk beweren dat jullie ervoor zorgden dat ik 's avonds en in het weekend in alle rust en stilte aan mijn doctoraat kon schrijven. Gelukkig maar! Ik hoop op meer van hetzelfde samen met jullie in ons nieuwe huis.

# Samenvatting

De onvolkomenheden van het elektrisch net zorgen ervoor dat er afwijkingen van de ideale toestand van spanning en stroom optreden. Deze afwijkingen worden beschreven door de term netkwaliteit. Het is de taak van de netbeheerder om de elektrische energie op een aanvaardbaar spanningsniveau en met een voldoende hoge netkwaliteit tot bij de verbruiker te brengen. Door de sterke toename van het aantal decentrale generatoren (generatoren die aangesloten zijn op het laagspanningsnet), dringt een andere zienswijze op elektrische systemen zich op. Tot voor kort konden elektrische netten centraal uitgeroepen worden, zonder rekening te houden met wat er op distributieniveau gebeurde. Decentrale generatoren zullen in de toekomst een aantal taken van de centrale generatie moeten overnemen, om operationele problemen bij de uitbating van het net te vermijden, en om de maximale penetratiegraad van decentrale generatoren te kunnen verhogen. Eén van de taken die decentrale generatie van de centrale generatie kan overnemen, is het garanderen en verbeteren van de netkwaliteit. In dit werk wordt voornamelijk aandacht besteed aan de interactie van decentrale generatoren met harmonische vervorming en spanningsdips. Een belangrijke vraag in dit opzicht is wat het optimale verstoringsniveau is vanuit economisch en technisch oogpunt. Daartoe moet nagegaan worden welke de gevolgen zijn van een verminderde netkwaliteit. Er zijn dus twee mogelijke strategieën. De eerste is het verbeteren van de bestandheid van aangesloten toestellen (lasten en generatoren) tegen een verminderde netkwaliteit. De tweede is de verbetering van de netkwaliteit door ingrepen in het bestaande elektrische systeem. In dit werk is geopteerd voor een gedeelde verantwoordelijkheid. Er wordt zowel aandacht besteed aan de bestandheid van converter-gekoppelde decentrale generatie tegen een verminderde netkwaliteit als aan het verbeteren van de netkwaliteit met behulp van additionele controlemogelijkheden bij decentrale generatie.

Decentrale generatie gaat in veel gevallen gepaard met het gebruik van hernieuwbare of alternatieve energiebronnen. Meestal zijn dus een aantal conversiestappen vereist om de opgewekte energie in het elektrische energienet te kunnen injecteren. De opgewekte energie dient dus omgevormd te worden in een wisselspanning van 50 Hz met een r.m.s.-waarde van 230 V. De meeste kleinschalige decentra-

le generatoren gebruiken vermogenselektronische convertoren om die omvorming te realiseren. Voorbeelden zijn onder meer kleine windturbines met permanente-magneet generatoren, fotovoltaïsche installaties en brandstofcellen.

De implementatie van een convertor voor decentrale generatie is dus uiterst belangrijk voor de interactie met de netkwaliteit van het voedende net. Er werd geopteerd voor een bidirectionele volle-brug convertor, die ook in de meeste commercieel beschikbare decentrale-generatie systemen gebruikt wordt. Op deze convertor wordt een controlestrategie geïmplementeerd die ervoor zorgt dat zowel harmonische vervorming als spanningsdips gedempt worden. De gebruikte controlestrategie wordt beschreven als een uitbreiding van de klassieke sinusoidale controlestrategie. Daarnaast wordt een schakelstrategie met frequentieverdubbeling toegepast om het rendement van de convertor te verhogen. De gevolgen voor de keuze van de schakelstrategie op de bemonsterogenblikken en de te gebruiken pulswijdtemodulator worden in dit werk nauwkeurig beschreven. De digitale implementatie van de controlestrategie is immers van groot belang voor het te realiseren ingangsgedrag van de convertor. De analyse van het ingangsgedrag van de convertor gebeurt door middel van een kleinsignaalanalyse. Uit theoretische analyse en experimentele verificatie blijkt dat de ingangsimpedantie van de convertor voor harmonische en interharmonische spanningscomponenten onafhankelijk wordt van het fundamenteel vermogen door de uitbreiding naar de dempende controlestrategie. Er wordt aangetoond dat de complete controlestrategie resulteert in een zeer hoge arbeidsfactor en een zeer lage totale harmonische distorsie als de netspanning perfect is. Als de netspanning vervormd is, dempt de convertor de spanningsvervorming door het absorberen van corresponderende stroomcomponenten.

Naast het implementeren van harmonische spanningsdemping, om de reeds aanwezige vervorming in de netspanning te reduceren, kan men ook inspelen op de oorzaak van de harmonische vervorming. De harmonische stromen van vervuilde gebruikers, niet-lineaire lasten genoemd, kunnen ook gefilterd worden om de netkwaliteit te verbeteren. Dit kan gebeuren door harmonische stroomcompensatie. Deze harmonische stroomcompensatie kan als hoofdtaak door actieve filters gebeuren, of als secundaire controlefunctie door convertor-gekoppelde decentrale generatoren. In dit werk werden harmonische spanningsdemping en harmonische stroomcompensatie als secundaire functie geïmplementeerd in een convertor voor decentrale generatie. De effecten van harmonische spanningsdemping en harmonische stroomcompensatie op de totale harmonische distorsie van de netspanning worden geanalyseerd en experimenteel geverifieerd. De decentrale generator met geïntegreerde harmonische spanningsdemping en harmonische stroomcompensatie wordt gebruikt om aan te tonen dat de harmonische componenten van de stroom van een naburige vervuilde last volledig weggeregeld kunnen worden, en dat de combinatie van de decentrale generator en de naburige vervuilde last zich ge-



draagt als een weerstand voor harmonische spanningscomponenten, wat bijdraagt tot de demping in het elektrisch net. De combinatie van beide secundaire controlefuncties resulteert in een sterke reductie van de totale harmonische distorsie in het bestudeerde laagspanningsnet.

Het dempen en compenseren van harmonische componenten in spanning en stromen heeft ook financiële consequenties. De winst die gemaakt kan worden is afhankelijk van twee aspecten. Ten eerste varieert de registratie van actieve harmonische vermogens in klassieke energiemeters van het Ferraris-type zowel met de frequentie als met de fasehoek tussen de harmonische en de fundamentele component. Daarnaast veranderen de verliezen in de convertor door het opnemen van harmonische stroomcomponenten, wat een sterke impact heeft op de mogelijke winst. Deze aspecten zijn helaas niet te controleren en moeilijk te voorspellen. Als besluit kan dus gesteld worden dat registratie van actieve harmonische vermogens vrij problematisch is, en dat er wellicht naar andere beloningsmechanismen gezocht moet worden. Het ter beschikking stellen van compensatie voor harmonische vervuiling door residentiële gebruikers zou misschien beter als bijkomende dienst vergoed worden door de netbeheerders.

De interactie tussen convertorgekoppelde decentrale generatoren en spanningsdips kan opgesplitst worden in drie verschillende elementen. Ten eerste wordt aangetoond dat de spanningsdip-immuniteit van de convertoren verbetert door de implementatie van de dempende controlestrategie. De dempende convertor zal reageren op de spanningsdip door het vergroten van de stroom die in het net geïnjecteerd wordt. Daardoor verbetert de vermogenbalans over de tussenkringcondensator, en wordt de stijging van de busspanning beperkt, wat de uitschakeling van de convertor ten gevolge van overspanning op de tussenkring vermijdt of uitstelt. Ten tweede wordt de invloed van convertor-gekoppelde decentrale generatoren op de gemiddelde resterende spanning over de distributiefeder vergeleken met de bijdrage van decentrale generatoren die gekoppeld worden met behulp van synchrone en asynchrone generatoren. Het resistieve karakter van het laagspanningsnet bepaalt in grote mate de invloed van de generatoren. In tegenstelling tot de situatie op midden- en hoogspanning blijken convertor-gekoppelde decentrale generatoren op laagspanning beter te presteren dan synchrone en asynchrone generatoren met hetzelfde schijnbaar vermogen. Ten derde wordt het spanningsprofiel langs de distributiefeder onder de loep genomen. De invloedsfactoren van convertor-gekoppelde decentrale generatoren op het spanningsprofiel werden nagegaan aan de hand van de spanningsverhouding. Dit is de verhouding tussen de resterende spanning tijdens de dip en de spanning in hetzelfde aansluitingspunt vlak voor de dip. De resulterende curve vertoont een stuksgewijs lineair verloop, wat een makkelijke grafische analyse van de invloed van de decentrale generatoren toelaat. Uit deze analyse blijkt dat zowel de toegepaste controlestrategie, de locatie en het ver-

mogen van de decentrale generatoren bepalend zijn voor de spanningsverhouding en dus ook voor het spanningsprofiel langs de distributiefeder tijdens spanningsdips.

De implementatie van de dempende controlestrategie op convertoren bedoeld voor netkoppeling van decentrale generatoren heeft dus meerdere voordelen. De werking van de convertor wordt niet verstoord als de netspanning harmonische componenten bevat, of als naburige lasten harmonische stromen in het net injecteren. Bovendien wordt de harmonische vervorming in laagspanningsnetten gereduceerd door de dempende controlestrategie. De spanningsdip-immuniteit van de dempende convertoren wordt verhoogd. De spanningsdip in het laagspanningsnet wordt gedempt. Dit gebeurt op het aansluitingspunt van de dempende generator, maar ook verder in het net wordt de spanningsdip gedempt. Implementatie van een dempend gedrag is dus voordelig voor zowel de decentrale generator als voor de netkwaliteit.

# Summary

The non-ideality of the utility network causes the grid voltage and current to deviate from their ideal state. These deviations are described by the term Power Quality. It is the responsibility of the network operators to deliver the electrical energy at an appropriate voltage level and with a sufficient power quality to the customers. Due to the increase of distributed generation (generation connected to distribution grids), another approach is necessary. Until today electricity networks were dispatched centrally, without consideration of what happens at distribution level. Distributed generators will have to cope with a number of tasks, which were previously taken care of by the large centralized power plants, to avoid operational problems in the grid and to allow a further increase of the penetration level of distributed generation.

One of the tasks that distributed generation can perform is improving the power quality of the feeding grid. In this dissertation the focus is on the interaction between distributed generation and two specific aspects of power quality, viz harmonic distortion and voltage dips. An important question considering power quality is to determine what the optimal distortion level is from a economical and technical viewpoint. Therefore the consequences of a reduced power quality should be evaluated. Two different approaches are possible to reduce the consequences of a poor power quality. At first hand the devices (loads and generators) connected to the utility network can be improved in order to operate normally even when the grid is severely distorted. At second hand the power quality can be improved by improving the power system and the devices connected thereto. Of course, both approaches should be implemented simultaneously. Therefore, both the operation of distributed generators under a poor power quality as the improvement of the power quality by implementing additional control functions are analyzed.

Distributed generation is in many cases based on the use of renewable or alternative energy sources. Due to the nature of these sources, a number of conversions are required to be able to inject the generated energy into the low-voltage power system. The energy is to be converted to an alternating voltage with a frequency of 50 Hz and an r.m.s.-value of 230 V. A majority of the distributed generators utilize power-electronic converters to perform this task. Examples are small wind turbines

with permanent magnet generators, photovoltaic systems and fuel cells.

The implementation of a converter for distributed generation purposes is very important for the interaction of the converter with the power quality of the feeding grid. In this dissertation an experimental setup consisting of a bidirectional full-bridge converter is used. This type of converter is also used in most commercially available distributed generation systems. On this converter a control strategy is implemented which yields damping of harmonic distortion and voltage dips in the utility grid. The control strategy is described as an extension of the classical sinusoidal control strategy. Unipolar voltage switching is applied to increase the efficiency of the converter. The consequences of the choice of the switching pattern on the sampling and the pulse-width-modulation are accurately analyzed. The implementation of the digital control of the converter is extremely important for the input behavior of the converter. Small-signal analysis and experimental verification of the input impedance of the converter show that implementation of the damping control strategy results in an input impedance for harmonic and interharmonic frequencies which is independent of the fundamental power. The complete control strategy yields a power factor close to unity and a very low total harmonic distortion of the converter current when the grid voltage is undistorted. Distortion of the grid voltage is damped by the converter by absorbing corresponding current components.

Reducing the harmonic distortion of the grid voltage by adding damping to the grid is one approach to improve the voltage quality. Elimination of the harmonic sources is another. The approaches are referred to as harmonic voltage damping and harmonic current compensation respectively. Harmonic current compensation is performed by filtering the current of non-linear loads. This can be done as main task by harmonic filters, or as secondary control objective by distributed generators. Both harmonic voltage damping and harmonic current compensation are implemented as secondary control objectives on a converter for distributed generation. Analysis and experimental verification of the total harmonic distortion of the grid voltage show that the polluting currents of the nonlinear load can be entirely compensated for by the distributed generator. Moreover, thanks to the harmonic voltage damping, the combination of the distributed generator and the polluting load behave as a resistor towards harmonic voltage components. Implementation of both control objectives results in a strong reduction of the total harmonic distortion of the grid voltage in the distribution network.

Harmonic voltage damping and harmonic current compensation result in harmonic current flows into the converter. This has financial consequences as well. The profit to be made is dependent on two different aspects. At first hand, the registration of active harmonic powers by the classical energy meter of the Ferraris-type depends on the harmonic frequency and on the phase angle between the harmonic and fun-

damental components. At the second hand, the losses in the converter change by absorbing harmonic current components, which has a strong impact on the gained profit. These aspects are not to control and almost unpredictable. One can conclude that the registration of active harmonic powers is rather problematic and that other rewarding mechanisms are probably better suited to stimulate power quality improvement by residential customers.

The analysis of the interaction between converter-connected distributed generation units and voltage dips is performed in three stages. Firstly, the voltage dip ridethrough capability of the converter is improved by implementing the damping control strategy. The damping converter reacts to the voltage dip by increasing the current injected in the grid. This improves the power balance over the bus capacitor and reduces the bus voltage increase, which prevents or delays tripping of the overvoltage protection of the converter. Secondly, the influence of the damping converter on the average remaining voltage on the distribution feeder is compared with the influence of asynchronous and synchronous generators. The resistive nature of distribution networks determines the influence of the different generator types. In opposition to the situation in middle and high voltage networks, converter-connected distributed generators perform better than synchronous and asynchronous generators with equal apparent powers. At last, the voltage profile along distribution feeders with converter-connected distributed generation is studied. The voltage profile is expressed in function of the voltage just before dip-initiation. This voltage ratio shows a piecewise linear behavior, which allows a straightforward graphical interpretation of the influence of distributed generation. This analysis shows that the implemented control strategy, the location and the power of the distributed generators determine the voltage ratio and thus the voltage profile along distribution feeders during voltage dips.

Implementation of the damping control strategy on converters for grid-connection of distributed generation has several advantages. The converter is able to operate normally when the grid voltage contains harmonic components or if an adjacent nonlinear load injects harmonic currents into the grid. Moreover, the damping converter reduces harmonic distortion of the grid voltage in the utility grid. The voltage dip immunity of the damping converter is improved and the remaining voltage during voltage dips is increased on the point of connection of the damping distributed generator. The remaining voltage elsewhere in the grid is also increased. Implementation of a damping behavior is beneficial for both the generator and the power quality in the utility grid.



# Inhoudsopgave

<b>Dankwoord</b>	<b>iii</b>
<b>Samenvatting</b>	<b>v</b>
<b>Summary</b>	<b>ix</b>
<b>Inhoudsopgave</b>	<b>xv</b>
<b>Lijst van symbolen en Engelse terminologie</b>	<b>xvi</b>
<b>1 Netkwaliteit en decentrale generatoren</b>	<b>1</b>
1.1 Overzicht van het werk . . . . .	1
1.2 Elektrisch net . . . . .	2
1.3 Netkwaliteit . . . . .	5
1.3.1 Golfvormdistorsie . . . . .	8
1.3.2 Spanningsdips . . . . .	13
1.4 Decentrale Generatoren . . . . .	21
1.4.1 Definitie . . . . .	21
1.4.2 Netintegratie . . . . .	21
1.4.3 Opwekking en conversie van elektrisch vermogen . . . . .	27
1.5 Probleemstelling en Doelstelling . . . . .	35
Bibliografie . . . . .	36
<b>2 Systeembeschrijving</b>	<b>41</b>
2.1 Inleiding . . . . .	41
2.2 Optimaal gedrag van vermogenselektronische convertoren . . . . .	42
2.3 Convertortopologie . . . . .	47
2.4 Schakelstrategie . . . . .	48
2.5 Bemonstering van de controlevariabelen . . . . .	49
2.5.1 Ingangsstroom . . . . .	50
2.5.2 Netspanning en busspanning . . . . .	53

2.5.3	Analoog naar digitaal omzetting . . . . .	54
2.6	Controlestrategie . . . . .	55
2.6.1	Principe . . . . .	55
2.6.2	Digitale implementatie van de controlestrategie . . . . .	58
2.6.3	Instelling van spannings- en stroomregelaar . . . . .	60
2.6.4	Voorwaartscompensatie van de pulswijdteverhouding . . . . .	64
2.6.5	Fasevolger . . . . .	65
2.7	Analyse van de ingangsimpedantie van de convertor . . . . .	65
2.8	Experimentele verificatie . . . . .	71
2.8.1	Ingangsimpedantie van de convertor . . . . .	71
2.8.2	Lineariteit van het ingangsgedrag van de convertor . . . . .	77
2.9	Besluit . . . . .	78
	Bibliografie . . . . .	79
<b>3</b>	<b>Harmonische Vervorming</b>	<b>83</b>
3.1	Inleiding . . . . .	83
3.1.1	Oorzaken . . . . .	83
3.1.2	Gevolgen . . . . .	84
3.1.3	Dempende toestellen . . . . .	85
3.1.4	Dempen van harmonische spannings- en stroomvervorming . . . . .	90
3.2	Harmonische spanningsdemping en harmonische stroomcompensatie . . . . .	91
3.2.1	Implementatie . . . . .	92
3.2.2	Harmonische spanningsvervorming aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt . . . . .	95
3.2.3	Compensatie van transiënte stroomcomponenten . . . . .	100
3.2.4	Aandachtspunten bij implementatie . . . . .	102
3.3	Verbeteren van de harmonische distorsie: Financiële stimulansen . . . . .	107
3.3.1	Inleiding . . . . .	107
3.3.2	Kosten allocatie . . . . .	108
3.3.3	Registratie van (harmonische) vermogens . . . . .	109
3.3.4	Experimentele testen . . . . .	110
3.4	Besluit . . . . .	115
	Bibliografie . . . . .	116
<b>4</b>	<b>Spanningsdips</b>	<b>119</b>
4.1	Inleiding . . . . .	119
4.2	Spanningsdip-immuniteit van decentrale generatoren . . . . .	120
4.2.1	Gedrag van de convertor bij spanningsdip-initiatie . . . . .	122
4.2.2	Vermogensbalans en spanningsdip-immuniteit . . . . .	125
4.2.3	Begrenzing van de ingangsstroom. . . . .	129
4.2.4	Invloed van de busspanningsregelaar . . . . .	131



---

4.2.5	Experimentele verificatie van spanningsdip-immuniteit . . .	132
4.3	Netondersteuning tijdens spanningsdips . . . . .	136
4.3.1	Inleiding . . . . .	136
4.3.2	Analyse van spanningsdips . . . . .	140
4.3.3	Modelleren van decentrale generatoren . . . . .	143
4.3.4	Dempen van spanningsdips in laagspanningsnetten . . . . .	151
4.4	Spanningsprofielen . . . . .	155
4.4.1	Inleiding . . . . .	155
4.4.2	Modelleren van het elektrisch net . . . . .	156
4.4.3	Analyse van het spanningsprofiel . . . . .	159
4.4.4	Invloedsfactoren op de spanningsverhouding . . . . .	162
4.5	Besluit . . . . .	166
	Bibliografie . . . . .	167
<b>5</b>	<b>Slotbeschouwingen en verder onderzoek</b>	<b>173</b>
5.1	Besluiten . . . . .	173
5.2	Mogelijkheden voor verder onderzoek . . . . .	177
<b>A</b>	<b>Belgische laagspanningsnetten</b>	<b>181</b>
	<b>Publicatielijst</b>	<b>185</b>
	. . . . .	185

|

|

—

—

—

|

|

—

# Lijst met voornaamste afkortingen

A-D	analoog-naar-digitaal-converter
DFIG	doubly fed induction generator, dubbel gevoede inductiegenerator
DG	decentrale generatie
DSP	digital signal processor, digitale signaal processor
DVR	dynamic voltage restorer, dynamische spanningsstabilisator
EMC	elektromagnetische compatibiliteit
HSC	harmonische stroomcompensatie
HSD	harmonische spanningsdemping
IEC	International Electrotechnical Commission
IEEE	Institute of Electrical and Electronics Engineers
ITIC	Information Technology Industry Council
MPPT	maximum power point tracking
PCC	point of common coupling, gemeenschappelijk aansluitingspunt
PFC	power-factor correction, arbeidsfactor-correctie
PI	proportioneel-integrerende regelaars
PLL	phase locked loop, fasevolger
POC	points of connection, aansluitingspunten
p.u.	per unit

PWM	pulse-width modulation, pulswijdtemodulatie
r.m.s.	root-mean-square, de effectieve waarde
THD	total harmonic distortion, totale harmonische distorsie
UPQC	unified power quality conditioner
UPS	uninterruptible power supply, ononderbroken voeding
VRS	verbruikersreferentiestelsel
VSC	voltage source converter, spanningsbron-converter

### Lijst met voornaamste symbolen

$C$	gelijkspanningscondensator
$C_g$	ingangscapacitor
$d$	de pulswijdteverhouding
$d_{ff}$	regimewaarde van de pulswijdteverhouding bij gebruik van voorwaartscompensatie
$D$	per unit resterende spanning tijdens een spanningsdip
$\bar{E}_{DG}$	spanningsbron in het Thévenin-equivalent voor converter-gekoppelde decentrale generatoren
$g_1$	geëmuleerde ingangsconductantie van de converter
$g_h$	geëmuleerde ingangsconductantie van de converter voor frequenties afwijkend van de netfrequentie
$i_g$	stroom uitgewisseld met het elektrische net
$i_h$	harmonische stroombron
$i_L$	ingangsstroom door de spoelen van de converter
$i_L^*$	wenswaarde voor de ingangsstroom van de converter
$i_{NL}$	stroom opgenomen door een niet-lineaire last
$L$	ingangspoel van de converter

- $p_{ac}$  ogenblikkelijk vermogen uitgewisseld tussen convertor en net
- $P_{ac}$  gemiddeld vermogen uitgewisseld tussen convertor en net
- $p_{dc}$  ogenblikkelijk dc vermogen geleverd aan de convertor
- $P_{dc}$  gemiddeld dc vermogen geleverd aan de convertor
- $T_b$  de bemonsteringsperiode
- $t_{dip}$  duur van een spanningsdip
- $T_s$  schakelperiode
- $v_{dc}$  gelijkspanning op de bus van de convertor
- $v_{dc}^*$  wenswaarde voor de gelijkspanning op de bus van de convertor
- $v_g$  netspanning over het ingangsfILTER van de convertor
- $v_{g,1}$  fundamentele component van de netspanning
- $v_{g,h}$  harmonische componenten van de netspanning
- $v_{PCC}$  spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt
- $v_{PLL}$  ( $= \sin(\theta_{PLL})$ ) sinusoidaal referentiesignaal bekomen aan de hand van een fasevolger
- $v_{sw}$  schakelspanning
- $X, X(t)$  (tijdsafhankelijke) evenwichtswaarde van de variabele  $x(t)$
- $\hat{x}(t)$  kleinsignaal-afwijking van een variabele  $x(t)$  uit de evenwichtstoestand
- $\hat{x}(s)$  Laplace-getransformeerde van de kleinsignaal-afwijking van  $x(t)$
- $\bar{Z}_{DG}$  impedantie in het Thévenin-equivalent voor convertor-gekoppelde decentrale generatoren
- $\hat{z}_{in}(s)$  kleinsignaal-ingangsimpedantie van de gelijkrichter
- $\hat{z}_{tot}(s)$  totale kleinsignaal-ingangsimpedantie, inclusief de capaciteit  $C_g$  van het ingangsfILTER
- $\eta$  rendement van de convertor
- $\theta_{PLL}$  door de fasevolger geschatte fasehoek van de netspanning



# Hoofdstuk 1

## Netkwaliteit en decentrale generatoren

### 1.1 Overzicht van het werk

In Hoofdstuk 1 wordt aan de hand van literatuur geschetst hoe het werk kadert binnen de recente evoluties in elektrische energienetten. Vooreerst wordt de opbouw van het elektrisch systeem beschreven. De recente evoluties van dit elektrisch systeem en de uitbating ervan worden besproken. Netkwaliteit beschrijft de afwijking van het elektrisch energienet van zijn ideale toestand. De netbeheerder dient ervoor te zorgen dat de opgewekte spanning op een aanvaardbaar spanningsniveau en met een voldoende hoge netkwaliteit tot bij de verbruikers gebracht wordt. Eén van de belangrijkste aspecten die wijzigingen in de uitbating van het net zullen veroorzaken is de toename van het aantal decentrale generatoren in het elektrisch net. Er wordt een overzicht gegeven van de taken die door decentrale generatoren zouden kunnen ingevuld worden. In dit werk wordt er vooral aandacht besteed aan het garanderen en verbeteren van de netkwaliteit, en in het bijzonder aan de interactie tussen decentrale generatoren en harmonische vervorming en spanningsdips. Om deze aspecten ten gronde te kunnen bestuderen wordt er een overzicht gegeven van de beschikbare technologieën voor decentrale generatie. Daaruit kan geconcludeerd worden dat het overgrote deel van de decentrale generatoren via vermogenselektronische convertoren aan het net gekoppeld zal worden.

In het tweede hoofdstuk wordt dan ook bijzondere aandacht besteed aan de implementatie van de controle van een volle-brug-converter bedoeld voor netkoppeling van decentrale generatoren. De digitale implementatie laat een uitbreiding van een klassieke controlestructuur naar een dempende controlestrategie toe. Deze dempende controlestrategie gedraagt zich resistief voor alle harmonische en interharmonische componenten, onafhankelijk van het fundamenteel vermogen dat met het

net wordt uitgewisseld. Kleinsignaalanalyse en experimentele verificatie laten toe het ingangsgedrag van de converter te beschrijven in een breed frequentiegebied. In hoofdstuk 3 wordt aan de hand van de gerealiseerde harmonische spanningsdemping beschreven hoe harmonische spanningsvervorming in het distributienet gereduceerd kan worden. Een verdere uitbreiding van de controlestrategie laat toe om ook bronnen van harmonische vervorming, de zogenaamde niet-lineaire lasten, te compenseren. Deze secundaire controlefunctie wordt harmonische stroom compensatie genoemd. Door het toepassen van zowel harmonische spanningsvervorming als harmonische stroom compensatie kan de harmonische vervorming in distributienetten sterk gereduceerd worden. Het opnemen van harmonische stroomcomponenten heeft ook economische consequenties, zowel wat betreft verliezen in de converter als wat betreft de registratie van harmonische vermogens in energiemeters. Experimentele testen tonen aan dat de mogelijkerwijs te halen winsten klein zijn.

In het laatste hoofdstuk wordt de interactie tussen converter-gekoppelde decentrale generatoren en spanningsdips verder uitgediept. Ook hier zal de implementatie van de dempende controlestrategie ervoor zorgen dat de converter ook tijdens spanningsdips beter presteert. Ten eerste wordt de spanningsdip-immuniteit van decentrale generatoren gevoelig verhoogd. Ten tweede wordt de resterende spanning aan de klemmen van de converter tijdens de spanningsdip verhoogd. De spanningsdip wordt dus gedempt, en in grotere mate dan wat realiseerbaar is met synchrone of asynchrone generatoren. Daarenboven verhoogt de resterende spanning niet alleen aan de klemmen van de decentrale generator, maar ook op alle aftakkingpunten op dezelfde distributielijn.

## 1.2 Elektrisch net

Het doel van het elektrisch energiesysteem is het opwekken van elektrische energie en het leveren van deze energie aan verbruikerstoepassingen op een aanvaardbare spanning. Daartoe kan de beheerder van het elektrisch systeem gebruik maken van de productie-eenheden, van het transmissienet en de distributienetten. Bij de uitbating van dit systeem wordt getracht om deze technische voorwaarde te vervullen tegen een aanvaardbare kost. Dit houdt in dat er een evenwicht gezocht wordt tussen betrouwbaarheid van het systeem en de kosten.

Het klassieke netwerkmodel is gecentraliseerd: Het bestaat uit grote elektriciteitscentrales die elektrische energie genereren. Deze elektrische energie wordt door middel van het transmissienet verdeeld over verschillende distributienetten. Het Belgische transmissienet bestaat uit luchtlijnen en ondergrondse kabels met een spanning van 380 tot 30 kV. Meer dan 800 hoogspanningsposten zetten de spanning om tot op het vereiste niveau. In totaal omvat het hoogspanningsnet 8344



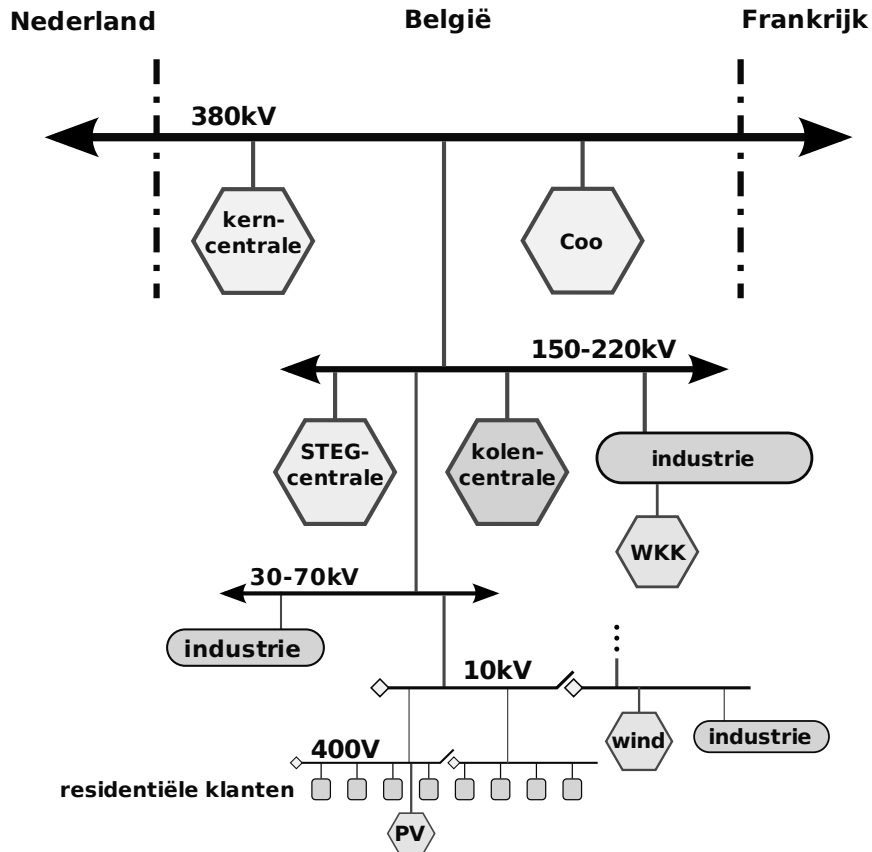
kilometer verbindingen, waarvan 5658 km bovengrondse lijnen en 2686 km ondergrondse kabels. Dit net wordt uitgebaat door de transmissienetbeheerder Elia [1]. Het Elia-net heeft drie grote functies. De 380 kV-lijnen zijn de ruggengraat van het Belgische net. Internationale uitwisselingen verlopen hoofdzakelijk langs deze lijnen. Op dit spanningsniveau zijn ook de kerncentrales en de pompcentrale van Coe aangesloten. Daarnaast zijn er de verbindingen van 220 en 150 kV om elektriciteit te transporteren naar belangrijke verbruikscentra en om het binnenlandse stroomverkeer te verzekeren. De verdere verdeling naar de injectiepunten van de netten van de distributiemaatschappijen verloopt grotendeels via verbindingen op 70 en 36 kV. Grote industriële verbruikers zijn rechtstreeks op het hoogspanningsnet aangesloten.

Het door Elia beheerde elektriciteitsnet is sterk vermaasd, wat betekent dat het bestaat uit lussen met verbindingen zowel op eenzelfde spanningsniveau als tussen de diverse spanningsniveaus. Afnamepunten kunnen zodoende langs diverse wegen worden bevoorrad.

De distributienetten brengen de elektriciteit op laag- of middenspanning tot bij residentiële en industriële verbruikers. Om die distributienetten te beheren, zijn er distributienetbeheerders. De distributienetten worden waar mogelijk uitgebaat in een open ringstructuur. Dit houdt in dat elke klant via twee verbindingen gevoed kan worden, maar dat slechts één van beide verbindingen daartoe gebruikt wordt. Bij eventuele defecten aan de éne verbinding kan de andere verbinding manueel ingeschakeld worden. Distributienetten kunnen dus wat de uitbating betreft beschouwd worden als radiale netten.

Verschillende ontwikkelingen hebben geleid tot een andere visie op het elektrische netwerk. De belangrijkste zijn [2]:

- De vrijmaking van de elektriciteitsmarkt zorgt ervoor dat er in plaats van één bedrijf verschillende bedrijven ontstaan zijn, met elk hun eigen klanten. Dit betekent dus dat er bedrijven zijn voor productie, beheer van het transmissienet en beheer van het distributienetwerk. Daarnaast zijn er ook elektriciteitsleveranciers die elektriciteit aankopen bij producenten en verkopen aan (voornamelijk residentiële) verbruikers.
- Klanten werden meer bewust van hun rechten en eisen een hoge netkwaliteit. Dit houdt in dat de spanning aan het aansluitingspunt een hoge beschikbaarheid heeft en een golfvorm die weinig of niet afwijkt van de ideale vorm. Daarenboven worden er door de klant ook eisen gesteld aan de interactie tussen de klant en de netbeheerder.
- De elektriciteitsproductie verschuift van grote elektriciteitscentrales verbonden aan het transmissienet naar kleinere eenheden die aangesloten worden



Figuur 1.1: Schematische voorstelling van het Belgisch elektriciteitsnetwerk

op lagere spanningsniveaus. Voorbeelden daarvan zijn industriële toepassingen van warmte-krachtkoppeling en industrieel en residentieel gebruik van hernieuwbare energiebronnen als zon en wind.

Daarom wordt het elektriciteitsnet niet langer gezien als één geheel, maar als een netwerk met verschillende klanten. Hierbij dient opgemerkt te worden dat het elektrisch net in fysisch opzicht niet veranderd is. De verschillende klanten die gebruik maken van het elektrische net kunnen vermogen opnemen of produceren, of beide, maar dan op verschillende tijdstippen. In deze moderne visie op elektrische energienetten koopt en verkoopt de beheerder niet langer energie, maar verkoopt hij transportcapaciteit en toegang tot het net. In dat opzicht kan gesteld worden dat in het kader van de integratie van decentrale energiebronnen in het elektrisch netwerk, de uitbating van het elektrisch systeem niet langer de bepalende factor is voor de

hoeveelheid energie die op een bepaalde plaats geproduceerd zal worden. Het is immers de taak van de netbeheerder om alle energie te transporteren. Uiteraard zal via het toegangscontract een compromis gemaakt worden tussen de netbeheerder en de klant die de elektriciteit produceert, wat dus een beperking oplevert van de elektriciteitsmarkt.

De mogelijke klanten van een transmissienet zijn grote elektriciteitscentrales, distributienetwerken, grote industriële klanten en andere transmissienetten. Bij distributienetten zijn de huidige klanten voornamelijk eindgebruikers die vermogen opnemen. Daarnaast zijn ook het transmissienet en de verschillende kleine productie-eenheden mogelijke klanten van een distributienet. Hierbij worden alle klanten als gelijkwaardig gezien, of ze nu elektriciteit produceren of opnemen. Het doel van het net is immers het transporteren van elektriciteit, ongeacht de richting. De technische uitdaging hierbij is om het transport te realiseren met garantie op een aanvaardbare spanning.

### 1.3 Netkwaliteit

Een ideaal net kan voorgesteld worden als Thévenin-equivalent bestaande uit een zuiver sinusoidale spanningsbron en een verwaarloosbare impedantie. Welke stromen er ook uit het ideale net onttrokken worden, de spanning blijft onveranderd. De term netkwaliteit duidt de afwijking van de werkelijke situatie ten opzichte van dit ideale geval aan.

In de literatuur [3–6] bestaan er verschillende definities om de afwijking van het net van zijn ideale toestand te beschrijven. Zo wordt onder meer in [6, 7] de term vermogenskwaliteit gebruikt, waarbij onderscheid gemaakt wordt tussen de beschikbaarheid van de voeding, de kwaliteit van de spanningsgolvorm en de commerciële kwaliteit. In dit werk worden, net zoals in onder andere [3,4], de volgende set definities gebruikt:

**Spanningskwaliteit** betreft de afwijkingen van de spanning van de ideale sinusoidale toestand met constante amplitude en frequentie. In driefasige systemen moeten de drie fasespanningen bovendien symmetrisch zijn.

**Stroomkwaliteit** is de complementaire term van spanningskwaliteit, het betreft de afwijking van de stroom van de ideale toestand. Deze ideale toestand is opnieuw een sinus met een constante amplitude en constante frequentie. Daarbij komt nog dat in het ideale geval de stroom in fase is met de spanning.

**Netkwaliteit** is de combinatie van spanningskwaliteit en stroomkwaliteit. Hierbij is het belangrijk op te merken dat hier geenszins afwijkingen van het product van spanning en stroom (het vermogen) ten opzichte van een ideale vorm bedoeld worden. Daarom wordt in dit werk geopteerd voor de term netkwaliteit

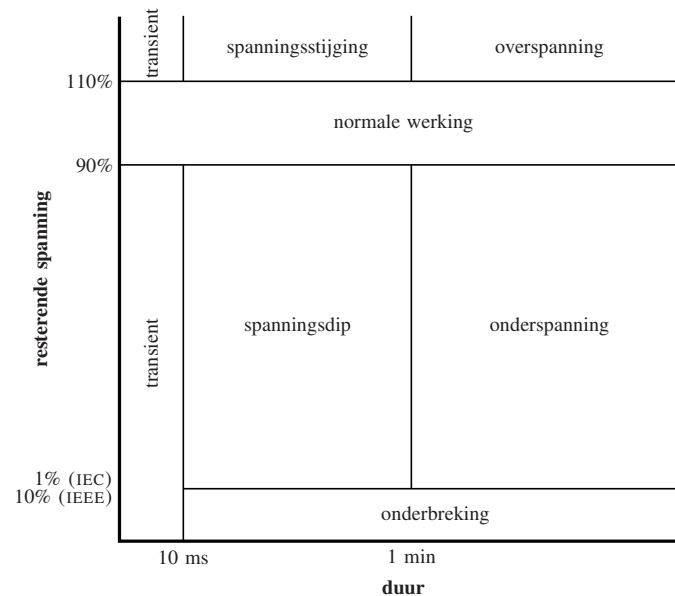
in plaats van de term vermogenskwaliteit, die een rechtstreekse vertaling is van de Engelse term 'Power Quality'.

**Leveringskwaliteit** betreft zowel technische als commerciële aspecten van de levering van vermogen. Het technische aspect van leveringskwaliteit valt grotendeels samen met de spanningskwaliteit, met extra nadruk op de beschikbaarheid van de spanning aan het afnamepunt. Het commerciële aspect behandelt de interactie tussen de klant en de maatschappij. Hieronder vallen bijvoorbeeld de behandeling van eventuele klachten en de duidelijkheid van de tarificatie.

De bovenstaande definities hebben betrekking tot de interactie tussen de netwerkbeheerder en de klant. Dit kan bijvoorbeeld een residentiële gebruiker en de distributienetbeheerder zijn, maar ook een elektriciteitscentrale en de transmissienetbeheerder of de transmissienetbeheerder en de distributienetbeheerder. De term netkwaliteit is dus zeker niet beperkt tot het elektrisch net en de eindgebruikers. Elektromagnetische Compatibiliteit (EMC) beschrijft de interactie tussen toestellen en de interactie tussen toestellen en het elektrisch net. Daarbij worden twee belangrijke termen gebruikt. De emissie is de elektromagnetische vervuiling die door het toestel veroorzaakt wordt, en de immuniteit is de mogelijkheid van het toestel om correct te werken bij het optreden van elektromagnetische vervuiling. In internationale (IEC) standaarden wordt netkwaliteit als een onderdeel van EMC gezien. Waar netkwaliteit enkel betrekking heeft over laagfrequente storingen die zich voortplanten langs netgeleiders, behandelt EMC ook hoogfrequente storingen en storingen die zich langs andere wegen voortplanten (straling, in- en uitgangen van signalen en aarding).

Binnen netkwaliteit kan je een aantal verschillende types verstoringen onderscheiden:

- **Golfvormdistorsie:**  
afwijking van de golfvorm van het ideale sinusoidale verloop. Het bekendste voorbeeld van golfvormdistorsie is harmonische vervorming.
- **Spanningsonderbrekingen:**  
 treden op als de spanning dicht bij 0 ligt. Dit wordt in de Europese norm EN50160 [8] gedefinieerd als 'minder dan 1%' en door het IEEE [9] als "minder dan 10%" van de opgegeven spanning.
- **Spanningsdips:**  
vermindering van de magnitude van de spanning tot een waarde tussen 90% en 1% (EN50160) of 10% (IEEE) met een herstel tot de nominale spanning binnen een tijdsperiode van 10 ms tot één minuut.



Figuur 1.2: Classificatie van spanningsfenomenen volgens tijdsduur en resterende spanning

- Over- en onderspanningen:  
deze termen worden gebruikt voor langdurige afwijkingen van de spanning met meer dan 10% van zijn nominale waarde.
- Frequentievariaties:  
Afwijkingen in de frequentie van de voedingsspanning zijn te wijten aan onevenwicht tussen generatie en last, maar komen in het sterk vermaasde Europese net slechts in zeer beperkte mate voor. Eén van de meest bekende frequentieverstoringen in het Europese net dateert van 4 november 2006. Uitschakeling van verbindinglijnen zorgde er toen voor dat het net uiteenviel in drie stukken, waardoor generatie en last niet meer in evenwicht waren, en er afwijkingen in de frequentie ontstonden [10].
- Onbalans:  
Het fenomeen in driefasige systemen waarbij de r.m.s.-waarde van de spanningen of de fasehoeken tussen opeenvolgende fasen niet gelijk zijn.

De classificatie van fenomenen die betrekking hebben op afwijkingen van de r.m.s.-waarde van de netspanning volgens tijdsduur en resterende spanning is afgebeeld in Fig. 1.2.

In dit werk wordt vooral ingegaan op harmonische vervorming en spanningsdips, die hierna uitgebreid besproken zullen worden.

### 1.3.1 Golfvormdistorsie

#### A. Definitie

De term golfvormdistorsie verwijst naar een afwijking van de golfvorm van spanning of stroom van zijn ideale sinusoidale verloop. Amplitudevariaties vallen niet onder golfvormdistorsie. Onder de noemer golfvormdistorsie vallen een aantal specifieke fenomenen, waarvan harmonische vervorming de bekendste is.

- De term harmonische verwijst naar de ontbinding van een periodiek niet-sinusoidaal signaal in een som van sinusoidale componenten:

$$f(t) = \sum_{h=1}^{\infty} A_h \cos(2\pi h f_1 t + \phi_h) \quad (1.1)$$

met  $A_h$  en  $\phi_h$  de amplitude en de fasehoek van de harmonische component met orde  $h$  en  $f_1$  de fundamentele frequentie. In een elektrisch systeem met een frequentie van 50 Hz kan elke periodieke niet-sinusoidale spanning en stroom opgedeeld worden in een fundamentele component en een aantal componenten met frequenties die een geheel veelvoud zijn van de fundamentele frequentie. Die laatsten worden harmonische componenten genoemd. Harmonische vervorming zou strikt gezien enkel gebruikt mogen worden bij periodieke niet-sinusoidale signalen met een frequentie die gelijk is aan de fundamentele frequentie (50 of 60 Hz).

- De aanwezigheid van een dc-component kan beschouwd worden als een speciaal geval van harmonische vervorming, maar wordt gezien de gevolgen vaak afzonderlijk behandeld.
- Interharmonische vervorming is wiskundig gelijk aan harmonische vervorming. Het verschil is dat interharmonische componenten een frequentie hebben die geen geheel veelvoud is van de netfrequentie.
- Subharmonische componenten hebben een frequentie die kleiner is dan de netfrequentie. In principe kunnen subharmonische componenten als interharmonische vervorming behandeld worden.
- Spanningsflikkering, of accurater, spanningsfluctuaties die leiden tot lichtflikkering zijn wederom een speciaal geval van interharmonische vervorming, die ten gevolge van de consequenties afzonderlijk behandeld worden.

Kleine variaties van de r.m.s.-waarde van de spanning met frequenties tussen 1 en 15 Hz geven aanleiding tot variaties in lichtsterkte waarvoor onze ogen bijzonder gevoelig blijken.

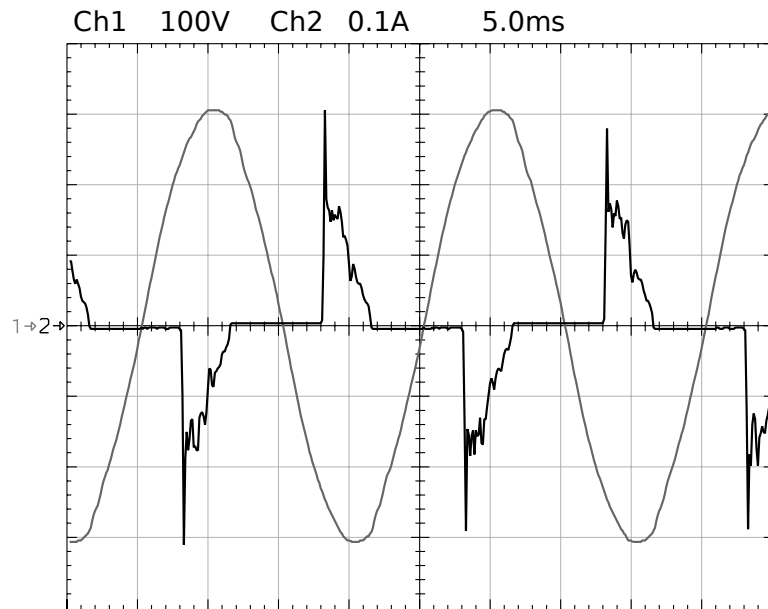
- Alle niet-periodieke signaalcomponenten zouden in principe onder de noemer ruis geplaatst kunnen worden. In dit werk wordt echter de zienswijze van het IEC gevolgd [11], waarbij alle componenten die geen harmonischen zijn als interharmonische vervorming gezien worden.

Een typisch geval van golfvormvervalsing is de stroom opgenomen door een spaarlamp, die weergegeven wordt in Fig. 1.3(a). De opgemeten stroom bevat een groot aantal harmonische componenten. Om de verschillende types golfvormvalsing te kunnen onderscheiden en om de harmonische componenten te kunnen identificeren is het nodig om het spectrum van de spanning of stroom te berekenen over een voldoende aantal netperiodes. De IEC standaarden 61000-4-7 en 61000-4-30 [11, 12] bevelen een resolutie van 5 Hz aan. In Fig. 1.3(b) wordt het opgemeten spectrum van de stroom in p.u. weergegeven, met  $n$  de harmonische orde. Voor de berekening van dit spectrum wordt een resolutie van 5 Hz gebruikt. Uit deze figuur blijkt dat de stroom opgenomen door de spaarlamp een groot aantal harmonische componenten bevat.

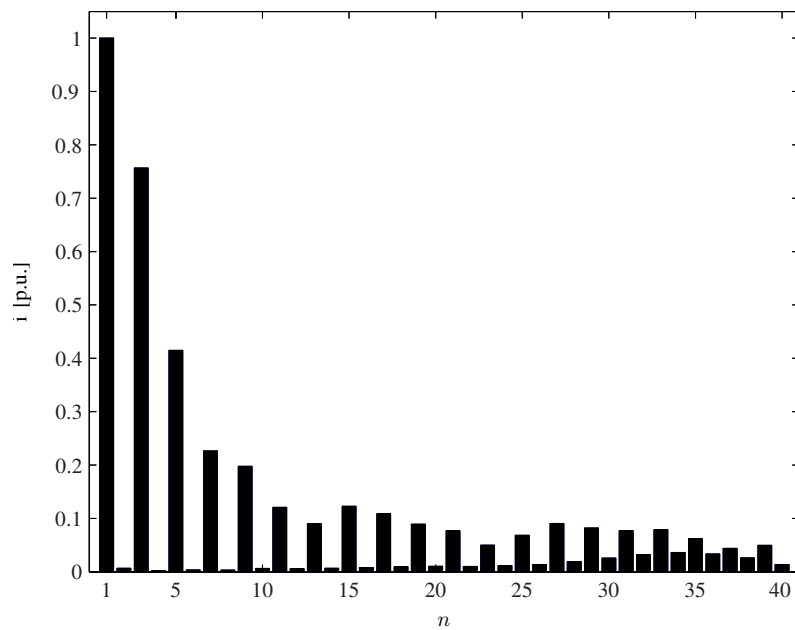
#### *B. Oorzaken van harmonische vervorming*

Harmonische vervorming wordt veroorzaakt door de aanwezigheid van niet-lineaire elementen in het elektrisch systeem, dus zowel in het net als bij de eindgebruiker. Hierbij kan de harmonische vervorming in laagspanningsnetten voornamelijk toegeschreven worden aan vermogenslektronische lasten zoals computers, televisietoestellen en spaarlampen. Ook een aantal decentrale generatoren zijn bronnen van harmonische vervuiling [13]. Dit type last is de laatste jaren in steeds grotere getale aanwezig in het laagspanningsnet, zowel bij huishoudelijke klanten als bij bedrijven. De toename van de harmonische vervorming in laagspanningsnetten wordt vaak toegeschreven aan de aanwezigheid van dergelijke lasten in het elektrische systeem [14]. Daarnaast kunnen ook aandrijvingen en vlamboogovens voor een grote harmonische vervorming zorgen. Deze bevinden zich echter meestal bij grote industriële klanten waar vaak demping toegepast wordt om de harmonische spanningsvervalsing te beperken. De gegenereerde harmonische stromen vloeien door het elektrische net en zorgen voor een harmonische spanningsval over de netimpedantie, met een harmonische spanningsvervalsing tot gevolg. Dit effect is minder uitgesproken als de harmonische stromen van twee naburige niet-lineaire lasten elkaar gedeeltelijk of volledig opheffen.

Een door distributienetbeheerder Eandis [15] uitgevoerde meting van de netkwaliteit geeft typisch de maximale en de gemiddelde waarde van de harmonische



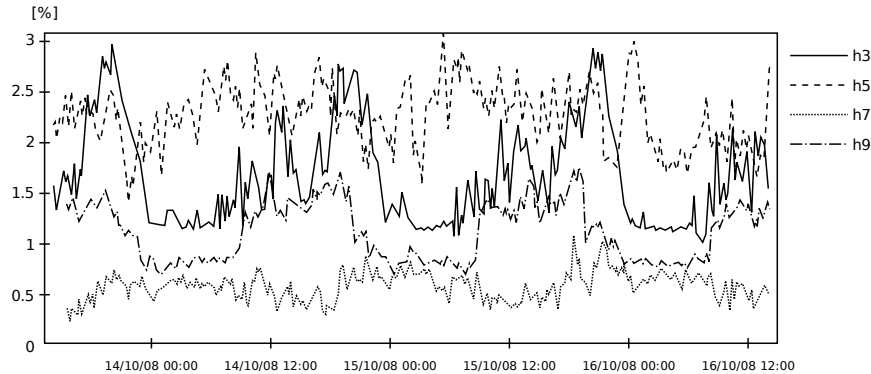
(a) Golfvormen van de spanning en de stroom.



(b) Harmonisch spectrum van de stroom.

Figuur 1.3: Opgemeten stroom opgenomen door een spaarlamp





Figuur 1.4: Verloop van harmonische spanningscomponenten in de tijd

spanningscomponenten over 10 minuten weer. In Fig. 1.4 werden de maximale waarden van de oneven harmonische spanningscomponenten tot en met de 9<sup>e</sup> weergegeven. Het dagelijks patroon van de harmonische vervorming in laagspanningsnetten blijkt het patroon van de huishoudelijke lasten (en televisietoestellen in het bijzonder) vrij goed te volgen. Ook uit Fig. 1.4 blijkt dat de harmonische distortie (in het bijzonder de derde en negende harmonische) toeneemt 's avonds, wanneer meer huishoudelijke lasten aangeschakeld worden.

### C. Gevolgen van harmonische vervorming

Harmonische spanningsvervorming geeft aanleiding tot het lopen van harmonische stromen door lineaire lasten. Deze harmonische stromen kunnen extra verliezen in de lasten veroorzaken, wat op zijn beurt vereist dat de last overgedimensioneerd wordt. Dit effect is zeer uitgesproken voor lage-orde-spanningsharmonischen aan de klemmen van machines. De effecten die optreden zijn vergelijkbaar met diegene die veroorzaakt worden door de aanwezigheid van inverse spanningen. Bij het optreden van spanningsvervorming wordt de bestandheid van de machine ten opzichte van inverse spanningen gereduceerd [16].

In tegenstelling tot machines ondervinden condensatorbanken het meeste hinder van hogere-orde-spanningsharmonischen.

Bepaalde gevoelige elektronische uitrusting wordt negatief beïnvloed door grote harmonische spanningsvervorming. De gevolgen van de spanningsvervorming zijn niet zozeer afhankelijk van het spectrum van de vervorming, maar eerder van de resulterende spanningsgolfvorm. Zo daalt het rendement van gelijkrichters als de crest factor (de verhouding van de piekwaarde van het signaal tot zijn r.m.s.-waarde) daalt. Een hoge crest factor zal tevens een versnelde veroudering van de

isolatie veroorzaken.

Het belangrijkste gevolg van het lopen van harmonische stromen in het elektrisch systeem, is de invloed op netwerkelementen zoals kabels en transformatoren. Voor een gegeven actief vermogen zal de opwarming van dergelijke elementen toenemen als de harmonische vervorming van de stroom toeneemt.

Harmonische stromen van de derde orde kunnen een grote stroom veroorzaken door de neutrale geleider van kabels. Het vloeien van deze stroom veroorzaakt een significante opwarming als de neutrale geleider daar niet op berekend is. Bovendien is er geen overbelastingsbeveiliging aanwezig op de neutrale geleider.

#### *D. Maatregelen*

Een mogelijke maatregel om de gevolgen van harmonischen te beperken is de reductie van de harmonische spanningen en stromen. Dit wordt vaak gedaan door de installatie van harmonische filters, die de harmonische stromen afleiden zodat ze zich niet door het elektrisch systeem verspreiden en dus weinig harmonische spanningsvervorming veroorzaken.

Daarnaast kan met ook de immuniteit van de uitrusting voor harmonischen verbeteren. Hieronder vallen onder meer het overdimensioneren van transformatoren en machines. Ook bij gevoelige lasten streeft men naar een grotere immuniteit voor harmonische vervorming.

Uiteraard wordt naast het verbeteren van de immuniteit van lasten en netwerkelementen vooral gestreefd naar een zo laag mogelijke emissie van harmonischen door lasten. Hierbij is een belangrijk aspect de bepaling van de limieten van harmonische spannings- en stroomvervorming. De emissie van harmonische stromen wordt door het IEC en het IEEE op principiële verschillende manieren omschreven. De standaarden van het IEC bepalen limieten voor het emissieniveau van individuele toestellen, waar de IEEE-standaarden limieten opleggen aan gebruikers. Dit houdt in dat bij het IEEE de verantwoordelijkheid bij de gebruiker gelegd wordt. Hij kan zowel investeren in minder vervuilende toestellen als in het plaatsen van harmonische filters. Bij het IEC wordt de verantwoordelijkheid gelegd bij de producenten van elektrische uitrusting.

Een recentere evolutie in het verbeteren van de aangesloten gebruikers naar harmonische vervorming is het optimaliseren van het gedrag bij harmonische vervorming. Alle PWM-gestuurde convertoren die aan het net gekoppeld zijn kunnen immers in principe de harmonische vervorming veroorzaakt door andere lasten dempen. Het installeren van bijkomende regelalgoritmes op toestellen met PWM-convertoren (windturbines, aandrijvingen, fotovoltaïsche installaties, ...) kan immers een reductie van de harmonische vervorming teweeg brengen tegen een aanvaardbare prijs. In dit werk zal dit specifieke aspect verder toegelicht worden.

### 1.3.2 Spanningsdips

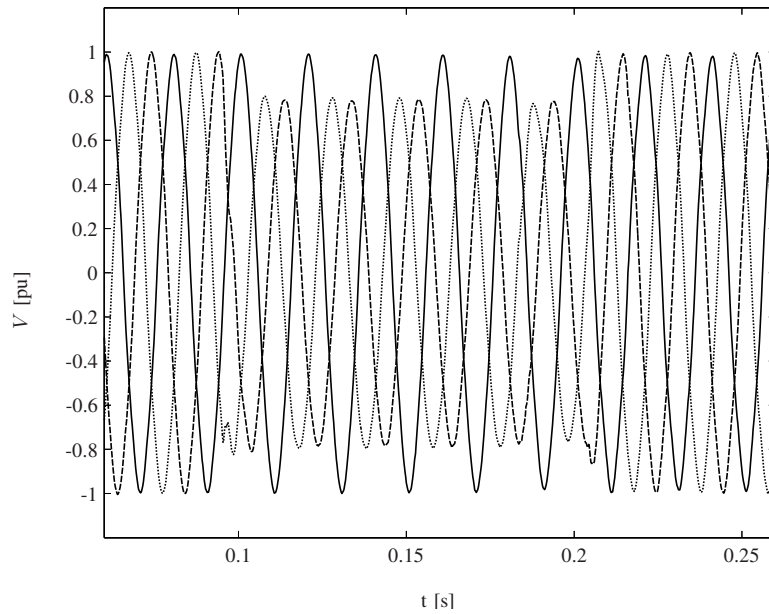
#### A. Inleiding

Spanningsdips zijn kortstondige verminderingen van de r.m.s.-waarde van de spanning, ten gevolge van kortstondige toenames van de stroom. Deze stromen bevinden zich dikwijls op andere plaatsen in het netwerk dan waar de spanningsdip gemeten wordt. De meest voorkomende oorzaken van spanningsdips zijn het starten van motoren, het onder spanning brengen van transformatoren en kortsluitingen in het netwerk. Daarnaast kunnen ook het inschakelen van condensatoren en het schakelen van elektronische lasten voor toenames van de stroom en dus voor een daling van de spanning zorgen, maar door de korte tijdsduur worden deze gebeurtenissen niet als spanningsdips gezien, maar veeleer als transiënten. Spanningsdips ten gevolge van kort- of aardsluitingen veroorzaken de overgrote meerderheid van de problemen met elektrische apparaten. Een voorbeeld van een opgemeten spanningsdip is weergegeven in Fig. 1.5(a). In deze figuur werden de golfvormen van de drie spanningen weergegeven. Een algemeen aanvaarde manier voor het voorstellen van spanningsdips is het weergegeven van de r.m.s.-waarden van de spanningen in functie van de tijd. Hierbij wordt de r.m.s.-waarde berekend over één netperiode en één of meerdere keren per netperiode ge-update. Fig. 1.5(b) geeft de r.m.s.-spanningen voor de spanningsdip uit Fig. 1.5(a). De getoonde spanningsdip vertoont een typisch gedrag voor een tweefasige kortsluiting, een onderspanning in twee fasen, en geen verandering in de andere fase.

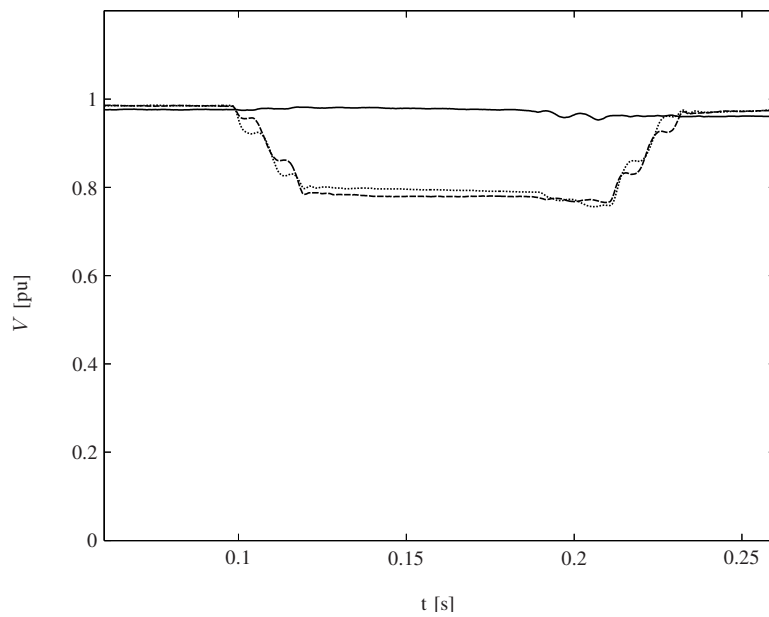
Spanningsdips worden meestal gezien als ongewenste fenomenen, hoewel ze ook kunnen gezien worden als een bewijs van de hoge betrouwbaarheid van het elektrisch net. Zonder de goed uitgebouwde netbeveiliging zou elke fout immers leiden tot langdurige onderbrekingen voor een groot aantal klanten. De beveiliging reduceert het aantal klanten dat langdurige onderbrekingen ervaart aanzienlijk. Deze klanten, die zonder beveiliging een langdurige onderbreking zouden ondergaan, ervaren met de huidige beveiliging een spanningsdip. De toegenomen aandacht voor spanningsdips is dus niet zozeer te wijten aan de beveiliging van het net, maar vooral aan de toegenomen gevoeligheid van voornamelijk elektronische uitrusting voor spanningsdips, en de gestegen kosten bij het stilvallen van productieprocessen in bedrijven.

#### B. Classificatie van spanningsdips

Om spanningsdips te kunnen classificeren moeten de opgemeten golfvormen gekarakteriseerd worden. Daartoe worden hoofdzakelijk de resterende spanning en de duur van de spanningsdip gebruikt, zoals beschreven wordt in [12]. Deze twee karakteristieken worden berekend op basis van de r.m.s.-spanning in functie van de tijd (zie Fig. 1.5(b)). De verwerking van driefasige meetresultaten blijft tot op



(a) Golfvormen van de fasespanningen.



(b) r.m.s.-waarden van de fasespanningen.

Figuur 1.5: Driefasige asymmetrische spanningsdip opgemeten in een midden-spanningsnet

heden een aandachtspunt. De huidige gangbare methode karakteriseert de driefasige spanningsdips door middel van de laagste resterende spanning en de langste tijdsduur. Daardoor zijn er een aantal onduidelijkheden:

- de r.m.s.-spanning is tijdens de spanningsdip niet altijd constant. Dat leidt er toe dat de grootte van de spanningsdip overschat kan worden. Daarnaast kan de variatie van de r.m.s.-spanning ook leiden tot afwijkingen bij het bepalen van de tijdsduur.
- een spanningsdip in drie fasen is veel zwaarder voor toestellen dan een spanningsdip in één fase. Dit blijkt niet uit de classificatie volgens resterende spanning en tijdsduur.
- Een aardsluiting in een geïsoleerd net wordt in de classificatie gelijkgesteld met een kortsluiting, hoewel de aardsluiting nauwelijks invloed zal hebben op toestellen.
- Door het verlies van informatie in de classificatie is het moeilijk om analyses te maken over de oorzaak en oorsprong van de spanningsdip.

In dit werk worden de twee algemeen aanvaarde methodes voor classificatie van driefasige asymmetrische spanningsdips kort toegelicht [17]. De ABC-classificatie is de oudste van de twee, en de meest gebruikte, waarschijnlijk door de eenvoud van de methode en de eenvoudige grafische interpretatie. De methode gebruikt echter een aantal vereenvoudigingen en kan niet direct gebruikt worden om de karakteristieken van opgemeten spanningsdips te bekomen. De symmetrische-componenten-classificatie is meer algemeen, biedt een systematische aanpak van alle spanningsdips en heeft een directe link met opgemeten spanningsdips. De methode is echter minder intuïtief, en voor vele toepassingen wordt een overgang naar de ABC-classificatie gemaakt. Beide classificaties zijn immers niet onafhankelijk. De ABC-classificatie is een speciaal geval van de algemenere symmetrische-componenten-classificatie, waarbij de directe, inverse en homopolaire componenten van de netimpedantie gelijk verondersteld worden.

**ABC-classificatie** De ABC-classificatie maakt onderscheid tussen 7 verschillende types driefasige asymmetrische spanningsdips. De vergelijkingen van de complexe spanningen en de fasorvoorstellungen van de 7 types zijn weergegeven in Tabel 1.1. De complexe spanning voor de dip in fase  $a$  wordt aangegeven met  $\underline{E}_1$ , de spanning in de getroffen fase of tussen de getroffen fases wordt aangegeven door  $\underline{V}$ .

De classificatie kan gebruikt worden voor testen van de bestandheid van uitrusting tegen spanningsdips. De zeven verschillende types kunnen immers gebruikt worden om spanningsdips te genereren die verwacht kunnen worden aan de klemmen

Tabel 1.1: ABC-classificatie van driefasige asymmetrische spanningsdips

Type	Spanningen	Fasoren
A	$\underline{U}_a = \underline{V}$ $\underline{U}_b = -\frac{1}{2}\underline{V} - \frac{1}{2}j\underline{V}\sqrt{3}$ $\underline{U}_c = -\frac{1}{2}\underline{V} + \frac{1}{2}j\underline{V}\sqrt{3}$	
B	$\underline{U}_a = \underline{V}$ $\underline{U}_b = -\frac{1}{2}\underline{E}_1 - \frac{1}{2}j\underline{E}_1\sqrt{3}$ $\underline{U}_c = -\frac{1}{2}\underline{E}_1 + \frac{1}{2}j\underline{E}_1\sqrt{3}$	
C	$\underline{U}_a = \underline{E}_1$ $\underline{U}_b = -\frac{1}{2}\underline{E}_1 - \frac{1}{2}j\underline{V}\sqrt{3}$ $\underline{U}_c = -\frac{1}{2}\underline{E}_1 + \frac{1}{2}j\underline{V}\sqrt{3}$	
D	$\underline{U}_a = \underline{V}$ $\underline{U}_b = -\frac{1}{2}\underline{V} - \frac{1}{2}j\underline{E}_1\sqrt{3}$ $\underline{U}_c = -\frac{1}{2}\underline{V} + \frac{1}{2}j\underline{E}_1\sqrt{3}$	
E	$\underline{U}_a = \underline{E}_1$ $\underline{U}_b = -\frac{1}{2}\underline{V} - \frac{1}{2}j\underline{V}\sqrt{3}$ $\underline{U}_c = -\frac{1}{2}\underline{V} + \frac{1}{2}j\underline{V}\sqrt{3}$	
F	$\underline{U}_a = \underline{V}$ $\underline{U}_b = -\frac{1}{2}\underline{V} - (\frac{1}{3}\underline{E}_1 + \frac{1}{6}\underline{V})j\sqrt{3}$ $\underline{U}_c = -\frac{1}{2}\underline{V} + (\frac{1}{3}\underline{E}_1 + \frac{1}{6}\underline{V})j\sqrt{3}$	
G	$\underline{U}_a = \frac{2}{3}\underline{E}_1 + \frac{1}{3}\underline{V}$ $\underline{U}_b = -\frac{1}{3}\underline{E}_1 - \frac{1}{6}\underline{V} - \frac{1}{2}j\underline{V}\sqrt{3}$ $\underline{U}_c = -\frac{1}{3}\underline{E}_1 - \frac{1}{6}\underline{V} + \frac{1}{2}j\underline{V}\sqrt{3}$	

van driefasige aansluitingen. Het zwakkere punt van deze methode is dat het niet direct mogelijk is om het diptype af te leiden uit opgemeten r.m.s.-spanningen.

**Symmetrische-componenten-classificatie** De classificatie met behulp van symmetrische componenten maakt onderscheid tussen spanningsdips met de belangrijkste spanningsval in één fase en spanningsdips met de belangrijkste spanningsval tussen twee fases. Spanningsdips met een gelijke spanningsval in de drie fases worden als limietgeval van de eerste twee gevallen beschouwd. Homopolaire spanningen worden als een afzonderlijke karakteristiek van de spanningsdip beschouwd, en worden in veel studies zelfs niet onderzocht. Naast de homopolaire spanning zijn de twee andere karakteristieken de 'karakteristieke spanning'  $\underline{V}$  en de 'PN-factor'  $\underline{F}$ .

De algemene uitdrukking voor een spanningsdip met de voornaamste spanningsval in één fase is:

$$\begin{aligned}\underline{U}_a &= \underline{V} \\ \underline{U}_b &= -\frac{1}{2}\underline{V} - \frac{1}{2}j\underline{F}\sqrt{3} \\ \underline{U}_c &= -\frac{1}{2}\underline{V} + \frac{1}{2}j\underline{F}\sqrt{3}\end{aligned}\quad (1.2)$$

Voor een spanningsdips met de voornaamste spanningsval tussen twee fases is de algemene uitdrukking:

$$\begin{aligned}\underline{U}_a &= \underline{F} \\ \underline{U}_b &= -\frac{1}{2}\underline{F} - \frac{1}{2}j\underline{V}\sqrt{3} \\ \underline{U}_c &= -\frac{1}{2}\underline{F} + \frac{1}{2}j\underline{V}\sqrt{3},\end{aligned}\quad (1.3)$$

waarbij  $|\underline{F}| \geq |\underline{V}|$ . Een symmetrische spanningsdip wordt bekomen door het gelijkstellen van  $\underline{F}$  en  $\underline{V}$ .

De definities van de karakteristieke spanning  $\underline{V}$  en de PN-factor  $\underline{F}$  en het algoritme voor het bekomen van de dipkarakteristieken op basis van opgemeten golfvormen zijn gebaseerd op symmetrische componenten. Voor de onderliggende uiteenzetting wordt doorverwezen naar [17].

**Voorbeeld** De spanningsdip weergegeven in Fig. 1.5(a) is te classificeren volgens de ABC-classificatie. Het betreft een dip van type C, met een karakteristieke spanning gelijk aan 0.72 pu. Dit brengt met zich mee dat er in de getroffen fases ook

een fasesprong optreedt van  $9^\circ$ . Merk op dat de classificatie aan de hand van symmetrische componenten leidt tot dezelfde uitdrukkingen als in (1.3) de PN-factor gelijk gesteld wordt aan 1 en de karakteristieke spanning gelijk aan 0.72 pu.

### C. *Gevolgen van spanningsdips*

Het optreden van een spanningsdip leidt tot een vermindering van de hoeveelheid energie die het net kan transporteren en leveren aan klanten. Dit vormt de basis van de stabiliteit van het elektrisch systeem. De onderspanning veroorzaakt een daling van het vermogen dat door de generatoren geleverd wordt aan de motoren. De motoren vertragen, de generatoren versnellen. De analyse van de transiënte stabiliteit kan gebeuren met behulp van het criterium van de gelijke oppervlakten of met de zogenaamde tweede of directe methode van Lyapunov [18]. De analyse van de stabiliteit is belangrijk omdat verlies van synchronisme van een machine ten opzichte van een elektrisch net of van twee deelnetten ten opzichte van elkaar aanleiding geeft tot grote vermogensschommelingen en tot uitschakeling van de verbinding. De analyse van de stabiliteit van het net speelt dan ook een grote rol bij de verbinding van windparken met het elektrisch net [19]. In dit opzicht spelen voornamelijk spanningsdips ten gevolge van het starten van motoren een rol, indien die spanningsdips aanleiding geven tot schommelingen in de snelheid van naburige motoren en generatoren. In distributienetten liggen de stabiliteitslimieten typisch bij een resterende spanning van 70% gedurende 1 s. Deze spanningsdips treden echter zelden op in publieke laagspanningsnetten. In industriële netten maakt een stabiliteitsanalyse standaard deel uit van het ontwerpproces. [4]

Spanningsdips veroorzaken behalve problemen met de stabiliteit ook verstoringen van de goede werking van veel vermogens-elektronische toestellen. Computers, processturingen en regelbare-snelheids-aandrijvingen ondervinden al operationele problemen als de spanning onder 85% zakt gedurende 40 ms. Uit statistische analyse blijkt dat dergelijke spanningsdips tien of meer keren per jaar voorkomen. De gevoeligheid van dergelijke apparaten voor spanningsdips is vaak toe te schrijven aan de ingangstrap. De ingangstrap bestaat normaalgezien uit een gelijkrichter die de wisselspanning omzet naar gelijkspanning. Die gelijkspanning wordt dan omgezet naar de spanning die nodig is voor de correcte werking van het apparaat. Bij het optreden van een spanningsdip aan de wisselspanningszijde zal de gelijkspanning ook zeer snel zakken, wat op zijn beurt problemen geeft voor het bekomen van de door de toepassing gevraagde spanning. Daarnaast zal bij het verdwijnen van de spanningsdip een zeer grote ingangsstroom vloeien, om de gereduceerde gelijkspanning weer op peil te brengen. Deze grote ingangsstromen kunnen de gelijkrichter beschadigen. Bij driefasige gelijkrichters spelen ook de onbalans van de opgenomen stromen tijdens de spanningsdip en de rimpel op de gelijkspanning een grote rol. Voor de gevolgen van spanningsdips op regelbare-



snelheids-aandrijvingen wordt de lezer doorverwezen naar [20].

#### *D. Maatregelen*

De maatregelen die genomen moeten worden om de gevolgen van spanningsdips te beperken kunnen op verschillende aspecten ingrijpen:

- Verminderen van het aantal fouten.

Er zijn in de literatuur en op het werkveld verschillende methodes bekend die het aantal fouten beperken. Hieronder vallen onder meer een regelmatige snoei van bomen bij hoogspanningslijnen, het afschermen van kabels of zelfs het vervangen van luchtlijnen door ondergrondse kabels. Aangezien de meeste ernstige spanningsdips veroorzaakt worden door fouten zal door deze ingrepen het aantal door een klant ervaren spanningsdips gereduceerd worden.

- Snellere afschakeling van fouten.

Deze maatregel vereist de verbetering van de bestaande beveiligingstechnieken. Hierbij zijn in de distributienetten nog grote verbeteringen mogelijk, in de transmissienetten is de beveiliging al zeer snel.

- Versterken van het elektrisch net.

Bij het ontwerpen van industriële netten worden een aantal technieken toegepast die tot op heden nog niet gebruikt worden in publieke laagspanningsnetten. Deze technieken worden toegepast om te verhinderen dat een fout aanleiding geeft tot een spanningsdip op een specifieke locatie. Zo kan men vermijden om op onderstations waar gevoelige lasten aangekoppeld zijn luchtlijnen aan te sluiten, en kan men generatoren plaatsen op strategisch gekozen plaatsen.

- Dempende toestellen.

De meest voorkomende oplossing om de gevolgen van spanningsdips te milderen is het plaatsen van UPS-toestellen of constante-spannings-transformatoren tussen het elektrisch net en de gevoelige last. Dempende toestellen worden verder in dit werk uitvoerig besproken.

- Verbetering van de spanningsdip-immuniteit van toestellen.

Een mogelijke aanpak om de gevolgen van spanningsdips weg te werken is het verbeteren van de toestellen bij de eindgebruiker. Het is immers technisch mogelijk om toestellen beter bestand te maken tegen alle spanningsdips [20]. Deze aanpak kan echter niet de enige aanpak zijn, het is voor

de meeste toestellen nog niet mogelijk om ze volledig immuun te maken voor spanningsdips. Bovendien is er een gedeelde verantwoordelijkheid tussen gebruikers en het elektrisch net. In sommige gevallen worden de kosten van dempende maatregelen gedeeld, of worden er contracten opgesteld over de netkwaliteit, die de verantwoordelijkheid beschrijven. Het is wel zeker dat toestellen een zekere mate van spanningsdip-immuniteit moeten hebben. Die mate van spanningsdip-immuniteit wordt onder meer beschreven aan de hand van de ITIC-curves (Information Technology Industry Council) [21] die in Hoofdstuk 4 van dit werk besproken zullen worden.

## 1.4 Decentrale Generatoren

### 1.4.1 Definitie

In de literatuur worden een groot aantal termen en definities gebruikt in verband met decentrale generatie (DG) . In Anglo-Saksische landen gebruikt men vaak de term ‘embedded generation’ [22], In Noord-Amerikaanse landen gebruikt men ‘dispersed generation’ en in Europa en delen van Azië spreekt men over ‘decentralised generation’. De algemeen gebruikte term is echter ‘distributed generation’. Daarnaast zijn er ook grote verschillen in de definitie van decentrale generatie. In dit werk wordt de algemene definitie van Ackermann et al. gebruikt [23]:

Decentrale generatie is een elektrische vermogensbron aangesloten op het distributienet, rechtstreeks of aan de klantzijde van de energiemeter.

Deze definitie van decentrale generatie definieert noch de grootte van de vermogensbron, noch het gebied waar het gegenereerde vermogen afgeleverd wordt, noch de penetratiegraad van decentrale generatie, noch de gebruikte technologie of primaire energiebron, noch de eigenaar van de installatie, of de inzet van de eenheid voor de uitbating van het distributienet.

Naast decentrale generatie duikt in de literatuur ook vaak de term ‘distributed resources’ (DR) op. Volgens Moskovitz [24] zijn DR hulpmiddelen die in het distributienetwerk gebruikt worden om de energie- en betrouwbaarheidsbehoeften van klanten aangesloten op dat distributienet tegemoet te komen. Deze hulpmiddelen kunnen zowel aan de klantzijde als aan de netzijde van de energiemeter geplaatst worden. DR kunnen opgedeeld worden in twee categorieën, ten eerste decentrale generatie, en ten tweede systemen die ingezet worden om het elektriciteitsverbruik te verschuiven of te reduceren (‘demand-side resources’). Voorbeelden hiervan zijn energie-opslag, verschuiven van belasting naar daluren en UPS-systemen .

### 1.4.2 Netintegratie

#### A. Stimulansen

Een tiental jaar geleden kwam decentrale generatie voor het eerst in de aandacht van netbeheerders, beleidsmakers en ontwikkelaars. Tot voor kort speelde decentrale generatie geen rol van betekenis wat betreft de uitbating van het elektrisch netwerk, noch in technische noch in commerciële zin. Gedurende de laatste jaren kwam deze visie steeds meer onder vuur te liggen, en een integratie van decentrale generatie in de uitbating van het elektrisch netwerk dringt zich om een aantal redenen op. Deze redenen situeren zich in drie verschillende categorieën, die hieronder kort toegelicht worden [25]:

- Duurzaamheid

- Broeikasgassen

Het gebruik van hernieuwbare energie en cogeneratie van warmte en elektriciteit om de uitstoot van broeikasgassen terug te dringen is één van de belangrijkste oorzaken voor de groei van decentrale generatie. Hierbij dient opgemerkt te worden dat de integratie van hernieuwbare energiebronnen in het elektrisch systeem weliswaar verband houdt met de integratie van decentrale generatie, maar dat ze niet onlosmakelijk met elkaar verbonden zijn. Zo gebruiken decentrale generatoren niet steeds hernieuwbare energiebronnen, en kunnen hernieuwbare energiebronnen ook op het transmissienet aangesloten worden. Voorbeelden hiervan zijn onder meer brandstofcellen, dieselgeneratoren en grote off-shore windparken.

- Transmissielijnen en elektrische centrales

De toenemende weerstand van de publieke opinie tegen de bouw van bovengrondse transmissielijnen en grote elektrische centrales zorgt ervoor dat decentrale generatoren een bevoordeelde positie verwerven. Veel types decentrale generatie schaden het landschap immers niet. Hoewel dit laatste niet opgaat voor windturbines, blijkt dat windturbines door hun duurzaam karakter minder weerstand ondervinden dan luchtlijnen en grote elektriciteitscentrales.

- Commerciële aspecten

- Liberalisering

Door de liberalisering van de elektriciteitsmarkt in (tot op heden) een honderdtal landen wordt er concurrentie ingevoerd tussen de verschillende spelers in generatie en levering van elektrisch vermogen. Daardoor is er een verhoogd risico voor de producenten van elektrische energie. Deze onzekerheid verhoogt de aantrekkingskracht van kleinschalige projecten met een beperkt financieel risico ten opzichte van de klassieke elektriciteitscentrales, die een erg hoge investering vergen.

- Netkwaliteit

De aanwezigheid van decentrale generatie bij centra met grote afname kan de betrouwbaarheid van het elektrisch net en de spanningskwaliteit verbeteren. Hierbij worden de spanningsprofielen langs distributiefeders bedoeld, maar ook de reductie van het aantal onderbrekingen die door de klanten ervaren worden, als eilandbedrijf van decentrale generatoren toegestaan wordt.

- **Beleid en regelgeving**

- **Diversificatie**

De afhankelijkheid van de moderne maatschappij van energie, en van elektrische energie in het bijzonder, is in die mate toegenomen dat onder meer het energiebeleid van de Europese Unie sterk toegespitst is op de continuïteit en duurzaamheid van de elektrische energiebevoorrading. In dat opzicht is decentrale generatie een aantrekkelijke optie:

- \* Decentrale generatoren zijn verdeeld over het hele elektriciteitsnet. Dit houdt in dat de uitval van decentrale generatoren een heel kleine impact zullen hebben op het elektrisch systeem. Dit is uiteraard niet het geval voor grote elektriciteitscentrales.
- \* Decentrale generatie is gebaseerd op een aantal sterk verschillende technologieën en primaire energiebronnen. Het gebruik ervan vermindert dus de afhankelijkheid van landen van de aanvoer van fossiele brandstoffen uit mogelijk instabiele regio's.

- **Monopolie**

De voorstanders van de hervorming van de energiemarkten geloven dat het concurrentie-principe zal leiden tot lagere eenheidsprijzen en een verbeterde leveringskwaliteit. Concurrentie vereist dat er vele spelers in de markt zijn. Het introduceren van decentrale generatie voldoet aan dit principe. Er zijn immers meerdere kleine producenten die energie kunnen verkopen via de energiemarkten.

### *B. Moeilijkheden*

- **Spanningsprofielen**

Distributienetten worden in grote mate gekarakteriseerd door hun weerstand. Dat houdt in dat de spanning in distributienetten hoofdzakelijk bepaald wordt door de afname en de injectie van actief vermogen. Aangezien de toegelaten spanningsstijging beperkt is tot 10% is ook de hoeveelheid decentrale generatie die aangesloten kan worden beperkt. Dit speelt vooral in landelijke gebieden, met lange distributiefeders en weinig afnamepunten.

- Netkwaliteit

Binnen netkwaliteit worden twee aspecten in het bijzonder belangrijk bij decentrale generatie. Met name transiënte spanningsvariaties en harmonische spanningsvervorming blijken vaak optredende fenomenen. Afhankelijk van de situatie en de gebruikte technologie kunnen decentrale generatoren de spanningskwaliteit verminderen of verbeteren. Aangezien netkwaliteit steeds belangrijker wordt, wordt ook de interactie van decentrale generatoren met netkwaliteit steeds belangrijker.

- Beveiliging

De moeilijkheden wat betreft de beveiliging van distributienetten met decentrale generatoren situeren zich op verschillende vlakken.

- Beveiliging van de generator tegen interne fouten.
- Beveiliging van het distributienet tegen foutstromen geleverd door de decentrale generator.
- Anti-eilandbedrijf of verlies-van-synchronisme beveiliging.
- De invloed van decentrale generatoren op de bestaande beveiliging in distributienetten.

Bij de aansluiting van decentrale generatoren op distributienetten moet aan bovenstaande punten voldoende aandacht besteed worden.

- Stabiliteit

In het verleden was stabiliteit in distributienetten geen aandachtspunt. Distributienetten werden immers passief uitgebaat en bleven stabiel onder de meeste omstandigheden, op voorwaarde dat het transmissienet stabiel bleef. Ook tot op vandaag is de penetratiegraad van decentrale generatoren in het distributienet zo laag, dat er zich geen stabiliteitsproblemen voordoen. Als de penetratiegraad verder stijgt zullen er problemen opduiken in verband met transiënte stabiliteit en spanningsstabiliteit.

### C. Mogelijkheden

In het verleden werden distributienetten hoofdzakelijk gezien als een middel om vermogen vanuit het transmissienet naar de op lagere spanning aangesloten gebruikers te brengen. Deze distributienetten werden dan ook ontworpen via studies van de limietgevallen (minimaal en maximaal verbruik), zodat ze uitgebaat konden worden met een minimum aan controle. Deze passieve uitbating van distributienetten beperkt de hoeveelheid decentrale generatie die kan aangesloten worden op een bepaald distributienet. Voor goed ontworpen distributienetten is er immers

weinig ruimte voor decentrale generatie als de eenvoudige limietstudies gebruikt worden (minimaal verbruik, maximale generatie). Aangezien deze limietgevallen slechts zelden voorkomen is het wenselijk om stochastische spanningslimieten te gebruiken zoals voorgesteld wordt in de Europese standaard EN50160.

In deze visie is het dan ook noodzakelijk dat er afgestapt wordt van het 'fit and forget'-principe dat tot op heden gehanteerd wordt. Dit principe houdt in dat men nakijkt of de decentrale generator zonder problemen aangesloten kan worden, als dat het geval is, wordt de generator aangesloten en daarna wordt er voor de uitbating van het net geen rekening meer mee gehouden. Dit principe kan zonder problemen toegepast worden in de passieve uitbating van distributienetten, aangezien de limietgevallen beschouwd worden. Als stochastische spanningslimieten gebruikt worden, dan is het noodzakelijk dat de decentrale generatoren tijdens het overschrijden van de spanningslimieten het geïnjecteerd vermogen beperken, of door middel van het opnemen of leveren van reactief vermogen, de spanningsstijging beperken.

De penetratiegraad van decentrale generatoren is in een aantal landen (Denemarken, Duitsland en Spanje) in die mate toegenomen dat er operationele problemen ontstaan. De huidig gevolgde benadering van decentrale generatie zal ertoe leiden dat:

- De penetratiegraad van decentrale generatoren een maximum bereikt.
- De investerings- en uitbatingskosten in het net zullen stijgen.
- De integriteit en de veiligheid van het net in het gedrang komen.

Om deze problemen te vermijden is het noodzakelijk dat decentrale generatie een aantal van de verantwoordelijkheden van de grote centrale elektriciteitscentrales overneemt en niet enkel het vermogen geleverd door centrale generatie vervangt. Daartoe dient flexibiliteit en controle voorzien te worden zodat de uitbating en ontwikkeling van het systeem ondersteund kan worden. Hoewel transmissienetbeheerders in het verleden verantwoordelijk waren voor de veiligheid van het systeem, zal de integratie van decentrale generatie in de uitbating van het systeem vereisen dat distributienetbeheerders overgaan naar een actieve uitbating van distributienetten. Een aantal dergelijke diensten die geleverd kunnen worden door decentrale generatoren worden hieronder kort besproken.

- Frequentie-ondersteuning

Opdat de transmissienetbeheerder de netfrequentie binnen wettelijk bepaalde grenzen zou kunnen houden, is het nodig dat elektriciteitscentrales op deellast draaien. Zodoende kunnen deze centrales meer vermogen leveren als de frequentie zakt. Het is onwaarschijnlijk dat deze dienst op gro-

te schaal door kleinschalige hernieuwbare energieproductie-eenheden geleverd zal worden, aangezien de huidige vergoeding voor de levering van deze hulpdienst veel lager uitvalt dan de gemiste vergoeding voor groenestroom-productie door het werken op deellast en de inkomsten voor de geleverde energie. Deze frequentie-regeling kan uiteraard wel gebeuren door niet-hernieuwbare decentrale generatoren. Deze dienst wordt sedert kort ook geleverd door enkele grote windparken (waaronder het Deense Horns Rev).

- Reserve-capaciteit

Reserve-capaciteit wordt voorzien om snel toegang te hebben tot extra productie. Deze extra productie is nodig om fouten in de voorspellingen van verbruik op te vangen, om fouten tussen de werkelijk geleverde energie en de toegezegde energie op te vangen, en om de capaciteit die nodig is om frequentie-ondersteuning te voorzien terug aan te vullen. Het grote verschil met frequentie-ondersteuning is de tijdschaal waarop de beschikbare capaciteit ingezet kan worden. Reserve-capaciteit wordt immers typisch manueel ingezet. Hernieuwbare energieproductie-eenheden worden ook voor deze hulpdienst tot op heden niet geschikt geacht gezien de hiervoor vereiste werking op deellast.

- Reactief vermogen

Decentrale generatoren kunnen een aanzienlijk verschil maken in de hoeveelheid reactief vermogen die getransporteerd wordt tussen het transmissienet en de distributienetten. Reactieve vermogenbronnen in distributienetten kunnen de transportcapaciteit van deze netten verbeteren. De waarde van deze dienst is echter beperkt, gezien de lage kostprijs van arbeidsfactor-corrigerende toestellen. Hoewel de inkomsten voor decentrale generatoren voor reactief vermogen dus beperkt zullen zijn, is dit toch een opportuniteit, gezien de geringe implementatie-kost.

- Netkwaliteit en leveringskwaliteit

In de toekomst zal het verbeteren van vermogens- en leveringskwaliteit door decentrale generatoren zeer belangrijk worden. Distributienetten op 10 kV en 400 V zijn immers de bepalende factor voor de vermogens- en leveringskwaliteit zoals die door het gros van de klanten ervaren wordt. Het verbeteren van de leveringskwaliteit kan in grote mate verbeterd worden door eilandbedrijf en UPS-functies van decentrale generatoren. Het verbeteren van de netkwaliteit door decentrale generatoren kan op alle aspecten gebeuren, gaande van flikkering tot over- en onderspanningen. In dit werk wordt in het bijzonder aandacht besteed aan harmonischen en spanningsdips. Een



huidige stand van zaken wat betreft de integratie van decentrale generatoren in Europese elektriciteitsnetten wordt gegeven in [26].

### 1.4.3 Opwekking en conversie van elektrisch vermogen

Energiebronnen, en hernieuwbare energiebronnen in het bijzonder, zijn beschikbaar in vele vormen [27]. Hernieuwbare energiebronnen hebben vaak een aantal conversiestappen nodig om de opgewekte elektriciteit onder de juiste voorwaarden in het net te kunnen injecteren [28]. Deze conversiestappen kunnen sterk verschillen van de werking van systemen gebaseerd op klassieke brandstoffen. Hierbij vormt biomassa een uitzondering, omdat ze beschikbaar is als brandstof, en dus gelijkwaardig is aan klassieke fossiele brandstoffen. De benodigde conversiestappen worden hieronder kort toegelicht.

- Water

Hydro-elektrische centrales of waterkrachtcentrales zijn elektriciteitscentrales die vallend of stromend water aanwenden om een turbine in beweging te brengen. Hiervoor wordt gebruik gemaakt van natuurlijke hoogteverschillen of een kunstmatige dam. De opbrengst van dergelijke installaties wordt bepaald door het debiet en het verval van het water. Het asvermogen van de turbine wordt gebruikt om een generator aan te drijven. Dit is typisch een synchrone machine. Waterkrachtcentrales worden dus uitgebaat als klassieke elektriciteitscentrales.

De meeste hydro-elektrische centrales gebruiken een reservoir om water op te slaan. Waterkrachtcentrales die geen reservoir hebben, worden riviercentrales genoemd. In de meeste centrales wordt het reservoir aangevuld door rivieren. In sommige installaties, pompcentrales genoemd, wordt het reservoir gevuld met behulp van pompen als er weinig vraag is naar elektriciteit. Deze potentiële energie wordt opnieuw omgezet in elektrische energie met behulp van turbines en generatoren om piekbelastingen op te vangen. De centrale van Coo, die aangesloten is op het 380 kV net, is een typisch voorbeeld van een pompcentrale. Getijdencentrales maken gebruik van de stijging van de zeespiegel door de getijden om energie op te wekken. Dit kan met of zonder waterreservoir gebeuren.

Een minder courante techniek gebaseerd op waterkracht maakt gebruik van stromingen opgewekt door hoogteverschillen of getijden. Deze stromingen drijven een turbine aan. Deze turbine maakt gebruik van dezelfde concepten als windturbines.

Golfenergieconvertoren gebruiken de golven om energie op te wekken. Dit kan op een groot aantal verschillende manieren gebeuren [29]. Wellicht het

bekendste zijn de installaties die boeien gebruiken. Door de golf wordt de boei in verticale richting op en neer bewogen. Deze beweging wordt gebruikt om olie op druk te brengen die op zijn beurt gebruikt wordt om een generator aan te drijven. Andere concepten gebruiken de snelle verandering van de waterspiegel om lucht door een turbine te blazen of gebruiken de energie in de golf om water in een hoger gelegen reservoir te brengen, van waaruit het via een turbine terug kan stromen.

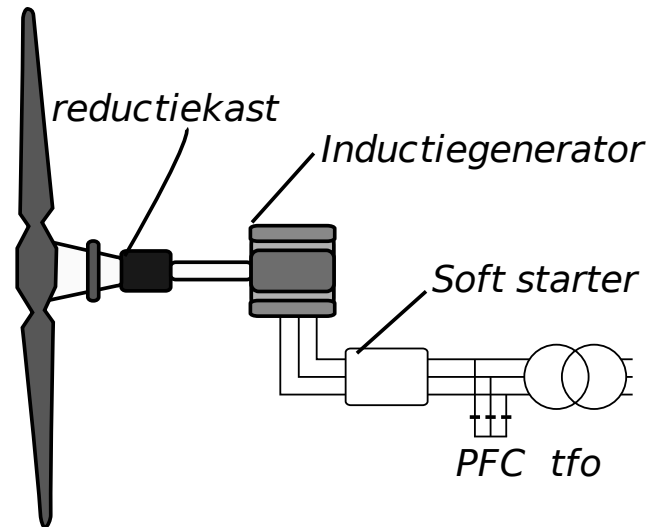
Alhoewel het gros van de hydro-elektrische energie opgewekt wordt aan de hand van grote centrales, zijn er ook heel wat kleinschalige installaties terug te vinden. Deze kleine centrales gebruiken veelal inductiemachines of permanente magneetmachines om elektriciteit op te wekken. Deze generatoren worden veelal rechtstreeks en soms met behulp van vermogenselektronische convertoren aan het net gekoppeld.

- Wind

Windturbines onttrekken energie aan de wind, door het vertragen van de wind. De hoeveelheid energie die uit de wind kan gewonnen worden, is afhankelijk van de windsnelheid, maar ook van de snelheid waarmee de turbine ronddraait. Het is uiteraard wenselijk om de snelheid van de turbine aan te passen aan de windsnelheid, om ten allen tijde zoveel mogelijk energie op te wekken. Dit heeft echter een aantal consequenties wat betreft het omzetten van de windenergie in elektrische energie. Helaas werken klassieke netgekoppelde generatoren op een constante snelheid, dat betekent dat er slechts één windsnelheid is waarbij de generator de maximale hoeveelheid energie opwekt. Voor alle hogere en lagere windsnelheden presteert de generator dus suboptimaal. Uitbating van synchrone en asynchrone generatoren op variabele snelheid is mogelijk door het gebruik van vermogenselektronische convertoren [30]. Het gebruik van deze laatste verhoogt de complexiteit van de generatoren echter, wat een negatieve impact heeft op de kost en de betrouwbaarheid.

- Constante-snelheid-windturbines

In Fig. 1.6 is de klassieke turbine-reductiekast-asynchrone generator-net opstelling weergegeven. Deze types windturbines werden vooral in de jaren 80 veel geplaatst omwille van hun eenvoud en betrouwbaarheid. In deze figuur heeft de inductiegenerator een rotor van het kooianker type. Door de slip van de inductiemachine is de snelheid van de rotor niet helemaal constant. Dit levert het voordeel dat variaties in het windvermogen niet direct gekoppeld zijn aan variaties in het elektrisch vermogen van de windturbine. Daardoor wordt de reductiekast minder zwaar belast en wordt de netkwaliteit in het voedend net



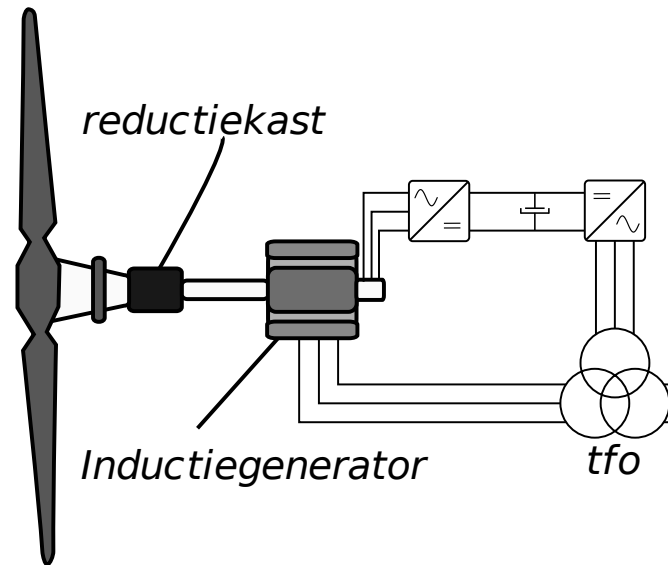
Figuur 1.6: Constante-snelheid-windturbine

minder verstoord. Waar grote inductiemachines rechtstreeks aan het net gekoppeld worden, wordt er vaak een soft starter gebruikt. Dit vermogenselektronisch toestel beperkt de opstartstromen van de inductiemachine. Daarnaast vinden we ook een PFC (arbeidsfactor-corrector) terug om te compenseren voor het reactief vermogen dat de machine opneemt. De windturbine wordt door middel van een transformator aan het net verbonden.

In principe is het ook mogelijk om een constante-snelheid-windturbine te bouwen gebaseerd op een synchrone generator, maar in tegenstelling tot asynchrone generatoren wordt de snelheid van de rotor enkel door de frequentie van het voedende net bepaald. Eventuele schommelingen in het windvermogen zijn dus rechtstreeks terug te vinden in het elektrisch vermogen. Dit geeft aanleiding tot grote belastingen van de reductiekast, en een sterkere belasting van het elektrisch net.

#### – DFIG Wind Turbines

De snelheid van een inductiegenerator kan geregeld worden door het gebruik van regelbare weerstanden die via slipringen aan de rotorwikkelingen geschakeld zijn. Dit brengt echter onaanvaardbare verliezen met zich mee, zodat deze techniek niet toegepast wordt in windturbines. Een DFIG windturbine is een turbine met een *dubbel gevoede*



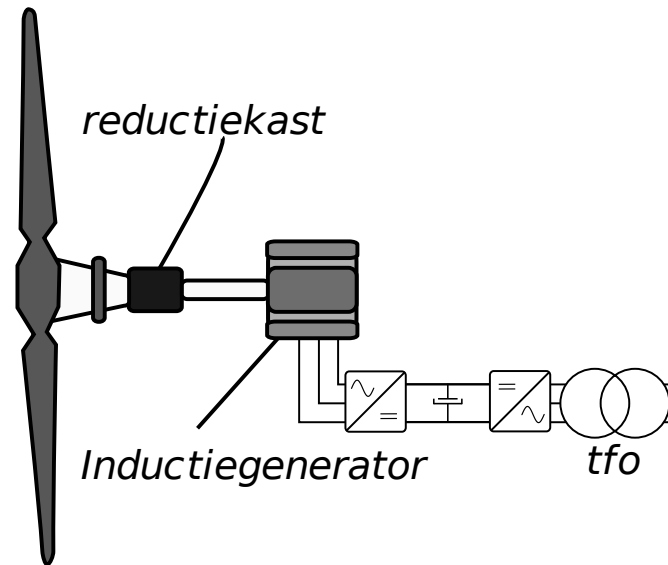
Figuur 1.7: DFIG windturbine

*inductiegenerator*<sup>1</sup>. Deze techniek, die afgebeeld is in Fig. 1.7, laat toe om de snelheid van de machine te regelen zonder extra verliezen. Het regelen van de snelheid gebeurt via een asynchrone link, een omzetting van wisselspanning naar gelijkspanning om dan een wisselspanning van een andere frequentie te maken. Deze twee dc-ac omzetteren zijn verbonden via slepringen aan de rotorwikkelingen van de machine. Via deze asynchrone link kan vermogen aan de rotor onttrokken of in de rotor geïnjecteerd worden. Dit vermogen veroorzaakt een verandering van de snelheid van de machine, die nu zowel subsynchroon als supersynchroon uitgebaat kan worden. De asynchrone link wordt gedimensioneerd voor een fractie van het nominaal vermogen van de inductiegenerator.

– Converter-gekoppelde windturbines

Het is mogelijk om windturbines enkel via een converter aan het net te koppelen. Dit geeft het voordeel dat de snelheid van de machine perfect regelbaar is, het nadeel is echter dat de convertoren voorzien moeten worden voor het nominaal vermogen van de generator. Dit type turbine is afgebeeld in Fig. 1.8. Het actief vermogen geleverd door de generator wordt gelijkgericht. Hierbij wordt het reactief vermogen

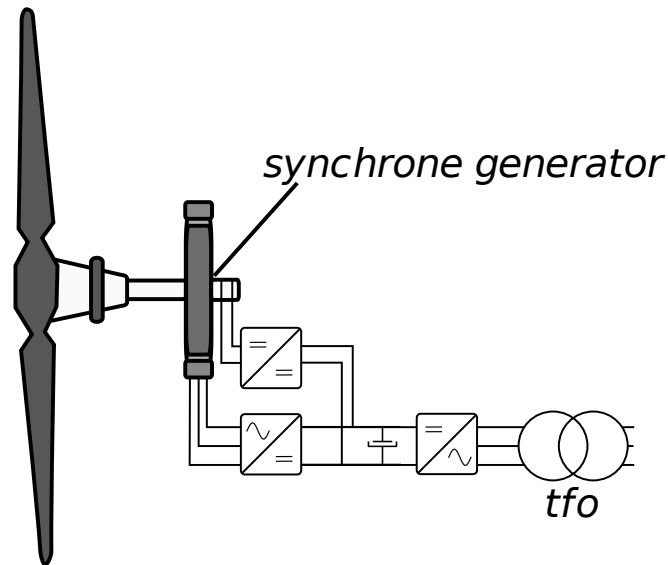
<sup>1</sup>E: doubly fed induction generator



Figuur 1.8: Converter-gekoppelde windturbine met asynchrone generator

dat gevraagd wordt door de generator geleverd door de converter. De gelijkspanning wordt door de netinterface terug omgezet in een wisselspanning. Hoewel deze topologie veel voordelen biedt: een zeer eenvoudige generator, betere netondersteuning door de netinterface, en een volledige snelheidsregeling, wordt door veel fabrikanten toch geselecteerd voor de DFIG optie. De twee convertoren met een vermogen gelijk aan dat van de generator zijn immers zeer duur. Deze optie wordt wel frequent toegepast in kleinschalige netgekoppelde windturbines.

Zoals hierboven al werd aangehaald worden in windturbines voornamelijk inductiegeneratoren gebruikt omwille van de kleine variatie van het vermogen ten opzichte van de snelheid door middel van de slip. Wanneer een windturbine volledig via een converter gekoppeld wordt, kan de converter gebruikt worden om de snelheid van de turbine los te koppelen van de snelheid van het voedende net. Daardoor worden vaak synchrone generatoren gebruikt voor converter-gekoppelde windturbines. Hierbij is het voordeel van het gebruik van een synchrone generator dat er geen reactief vermogen geleverd moet worden. Daardoor is het mogelijk om de converter aan de turbinezijde te vervangen door een eenvoudige bruggelijkrichter. Het gebruik van permanente magneten vermijdt het optreden van excitatieverliezen en kan leiden tot een hoger rendement.

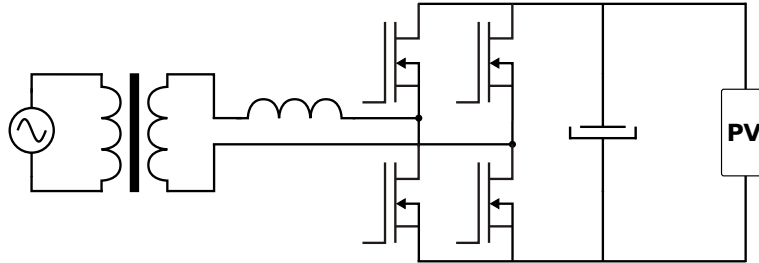


Figuur 1.9: Converter-gekoppelde windturbine met synchrone generator

De implementatie van synchrone generatoren in windturbines laat ook toe de reductiekast achterwege te laten. Daarvoor moeten wel generatoren gebruikt worden met een zeer grote rotordiameter. Deze topologie is afgebeeld in Fig. 1.9. In deze afbeelding werd een regelbare DC-DC converter gebruikt om de rotorwikkeling te bekrachtigen. Hierbij dient opgemerkt te worden dat de meeste synchrone generatoren voor windenergie gebruik maken van permanente magneten. Synchrone generatoren, met permanente magneten of met een regelbare bekrachtiging van de rotorwikkeling worden al in grootschalige windturbines gebruikt.

- Zon

Alle fotovoltaïsche systemen wekken gelijkstroom op en hebben dus vermogenselektronische convertoren nodig om deze gelijkstroom als wisselstroom in het net te injecteren. Er zijn enorm veel dergelijke topologieën, die per toepassing hun voor- en nadelen hebben. Uitgebreide beschrijvingen van deze topologieën kunnen in de literatuur teruggevonden worden [31–33]. In dit werk wordt niet dieper ingegaan op de verschillende topologieën, wel worden er een aantal basistypes besproken. De taken van de convertoren in fotovoltaïsche systemen zijn de omvorming naar wisselspanning, het verhogen of verlagen van de opgewekte spanning en maximum power point trac-



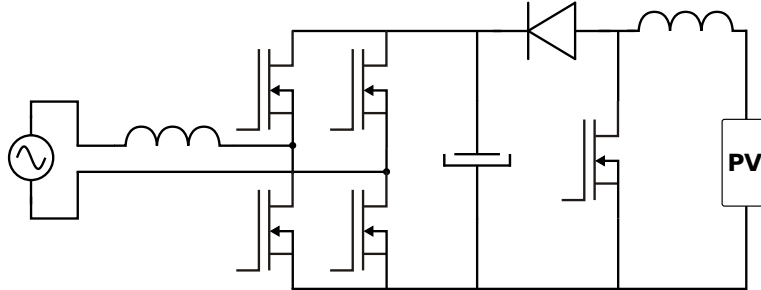
Figuur 1.10: Standaard netgekoppelde fotovoltaïsche convertor

king (MPPT), de uitbating van de fotovoltaïsche panelen op hun maximaal vermogenspunt.

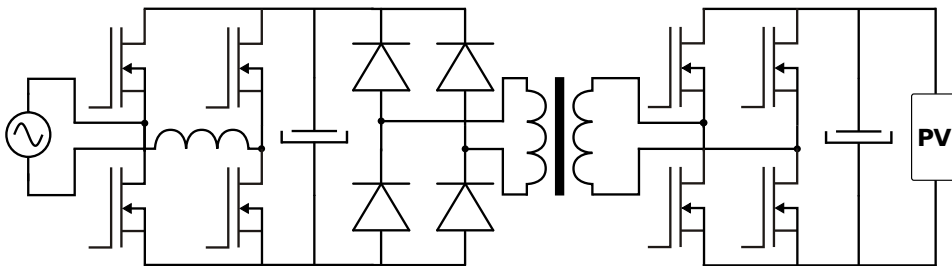
In Fig. 1.10 is een standaard netgekoppelde fotovoltaïsche convertor afgebeeld. Deze topologie bestaat slechts uit een enkele trap, deze trap zorgt voor de omzetting van de gelijkspanning naar wisselspanning en de ‘maximum power point tracking’. Omdat de maximale gelijkspanning opgewekt door de panelen hoger dan 350 V zou moeten zijn om een 230 V wisselspanning te bekomen wordt er een transformator gebruikt om de wisselspanning op 230V te brengen. Deze transformator is groot, zwaar en duur, wat een groot nadeel is voor dergelijke circuits.

Het toevoegen van een spanningsverhogende hakker tussen de fotovoltaïsche panelen en de volle brug is een alternatief voor het gebruik van de transformator (Fig. 1.11). De afgebeelde convertor bestaat uit twee trappen, die beide gecontroleerd moeten worden. De tussenkringspanning (de spanning tussen de spanningsverhogende hakker en de convertor aan netzijde) wordt vaak op een constante waarde gehouden. Dit gebeurt door de regeling van de netstroom van de convertor op basis van de afwijking van de tussenkringspanning van zijn wenswaarde. De spanningsverhogende hakker zorgt ervoor dat de fotovoltaïsche panelen op hun maximaal vermogenspunt werken door de aanpassing van de aantijd van de schakelaar. Het nadeel van deze topologie is het ontbreken van elektrische isolatie tussen het net en de fotovoltaïsche panelen. Dit betekent dat de panelen uit veiligheidsoogpunt dubbel geïsoleerd moeten worden.

Door het gebruik van een drietrapsconvertor kan zowel de 50 Hz transformator weggelaten worden, als elektrische isolatie voorzien worden. Het principeschema is afgebeeld in Fig. 1.12. De spanning opgewekt door de fotovoltaïsche panelen wordt door een hoogfrequente convertor omgezet in blokgolven. Deze hoogfrequente wisselspanning heeft een frequentie van 20



Figuur 1.11: Transformatorloze netgekoppelde fotovoltaïsche convertor



Figuur 1.12: Netgekoppelde convertor met hoog-frekwente transformator

kHz of meer. Dat laat toe om de transformator veel kleiner, lichter en goedkoper te dimensioneren in vergelijking met de transformator uit Fig. 1.10. De hoogfrequente transformator verhoogt de spanning en zorgt voor de elektrische isolatie tussen de fotovoltaïsche panelen en het net. De hoogfrequente wisselspanning wordt daarna gelijkgericht door een diodebruggelijkrichter. Deze gelijkspanning wordt naar een 50 Hz wisselspanning omgezet door de convertor aan netzijde.

Zonne-energie wordt, naast fotovoltaïsche systemen, ook aangewend om rechtstreeks stoom te maken. Dat gebeurt door concentratie van het zonlicht met behulp van parabolische of roteerbare spiegels. De stoom wordt net zoals in een klassieke centrale gebruikt om een turbine aan te drijven. De as van de turbine drijft op zijn beurt een synchrone generator aan.



- Brandstofcellen

In brandstofcellen wordt chemische energie omgezet in elektrische energie. In een brandstofcel wordt de anode gevoed met een constante, gasvormige brandstofstroom, terwijl de oxidant (meestal zuurstofgas uit de lucht) met een constante gasvormige stroom aan de kathode toegevoerd wordt. De oxidatie- en reductiereacties vinden plaats aan verschillende elektroden. Door deze reacties worden er ladingen opgebouwd in de anode en de kathode. Tussen de elektroden bevindt zich een elektrolyt dat de overdracht van ladingen tussen beide elektroden mogelijk maakt en zo de stroomkring sluit.

Een enkele brandstofcel heeft een uitgangsspanning van ongeveer 0,7 volt. Om een hogere spanning te krijgen worden meerdere brandstofcellen in serie geplaatst. Dit wordt dan een "stack" genoemd. De opgewekte gelijkstroom kan door middel van vermogenselektronische convertoren in het elektriciteitsnet geïnjecteerd worden.

De bovenstaande toelichting van de diverse hernieuwbare energiebronnen toont aan de netkoppeling van fotovoltaïsche installaties en brandstofcellen steeds gebeurt door middel van vermogenselektronische convertoren. De netkoppeling van waterkrachtcentrales gebeurt voor het overgrote deel via inductiegeneratoren of synchrone generatoren, sporadische uitzonderingen op kleinschalige projecten niet te na gesproken. De verbranding van biomassa gebeurt zelden op kleine schaal, en is vanuit elektrisch standpunt analoog aan klassieke elektriciteitscentrales. Deze vorm van hernieuwbare energieproductie valt dus buiten het kader van dit werk. Wat betreft de netkoppeling van windturbines kunnen er twee trends onderscheiden worden. De grote turbines worden door middel van DFIGs of synchrone generatoren aan het net gekoppeld. De kleine turbines zijn vaak permanente magneet generatoren die volledig convertorgekoppeld zijn.

Dit werk behandelt netkoppeling van decentrale generatoren door middel van vermogenselektronische convertoren. Verder in dit werk wordt het type primaire energiebron dat gebruikt wordt in de decentrale generatoren niet gespecificeerd. Aan de hand van bovenstaande uiteenzetting kunnen we concluderen dat het voornamelijk van toepassing is voor fotovoltaïsche installaties, brandstofcellen en kleine windturbines.

## 1.5 Probleemstelling en Doelstelling

In deze inleiding werd de opbouw van het elektrisch systeem beschreven. De niet-idealiteit van het elektrisch net zorgt ervoor dat er afwijkingen van de ideale toestand van spanning en stroom optreden. Deze afwijkingen worden beschreven door de term netkwaliteit. Door de sterke toename van het aantal decentrale generatoren

in het elektrisch net, dringt een andere zienswijze op elektrische systemen zich op. Tot voor kort konden elektrische netten centraal uitgeroed worden, zonder rekening te houden met wat er op distributieniveau gebeurde. Decentrale generatoren zullen in de toekomst een aantal taken van de centrale generatie moeten overnemen, om operationele problemen bij de uitbating van het net te vermijden, en om de maximale penetratiegraad van decentrale generatoren te verhogen. Eén van de taken die decentrale generatie van de centrale generatie kan overnemen, is het verbeteren van de netkwaliteit. In dit werk wordt voornamelijk aandacht besteed aan de interactie van decentrale generatoren met harmonischen en spanningsdips. Een belangrijke vraag in dit opzicht is wat het optimale verstoringsniveau is, zowel vanuit een technisch als een economisch standpunt. Daartoe moet nagegaan worden welke de gevolgen zijn van een verminderde netkwaliteit. Er zijn dus twee mogelijke strategieën. De eerste is het verbeteren van de bestandheid van aangesloten toestellen (lasten en generatoren) tegen een verminderde netkwaliteit. De tweede is de verbetering van de netkwaliteit door ingrepen in het bestaande elektrische systeem. In dit werk is geopteerd voor een gedeelde verantwoordelijkheid. Er wordt zowel aandacht besteed aan de bestandheid van converter-gekoppelde decentrale generatie tegen een verminderde netkwaliteit als aan het verbeteren van de netkwaliteit met behulp van additionele controlemogelijkheden bij converter-gekoppelde decentrale generatie.

## Bibliografie

- [1] [www.elia.be](http://www.elia.be).
- [2] T. Ackermann, "Distributed resources and re-regulated electricity markets," *Electric Power Systems Research*, vol. 77, no. 9, pp. 1148–1159, July 2007.
- [3] M. H. J. Bollen, *Understanding power quality problems*, ser. Power Engineering. IEEE press, 2000.
- [4] —, "What is power quality?" *Electric Power Systems Research*, vol. 66, no. 1, pp. 5–14, July 2003.
- [5] A. Baghini, Ed., *Handbook of Power Quality*. John Wiley & Sons, Apr. 2008.
- [6] W. R. Ryckaert, "Vermindering van de spanningsvervorming in distributienetten met resistieve shunt-harmonische impedanties," Doctoraatsproefschrift, Universiteit Gent, Faculteit Ingenieurswetenschappen, Gent, België, juni 2006.

- 
- [7] J. Ghijselen, "Actieve gelijkrichters voor optimale vermogenskwaliteit." Doctoraatsproefschrift, Universiteit Gent, Faculteit Ingenieurswetenschappen, Gent, België, Nov. 2001.
- [8] *Voltage characteristics of electricity supplied by public distribution systems*, EN Std. 50 160, 1999.
- [9] *Recommended practice for monitoring electric power quality*, IEEE Std. 1159-1995, 1995.
- [10] "Final report: System disturbance on 4 november 2006," Union for the coordination of transmission of electricity (UCTE), Tech. Rep., 2007.
- [11] *General guide on harmonic distortion and interharmonics measurement and instrumentation, for power systems and equipment connected thereto*, IEC Std. 61 000-4-7.
- [12] *Electromagnetic compatibility (EMC) - Part 4-30: Testing and measurement techniques – Power quality measurement methods*, IEC Std. 61 000-4-30, Rev. 1, Mar. 2003.
- [13] J. Schlabbach and A. Gross, "Harmonic current emission of photovoltaic inverters," in *19th Int. Conf. on Electricity Distribution (CIRED 2007)*, Vienna, Austria, May 21-24, 2007.
- [14] *Electromagnetic compatibility (EMC) - Part 2-2: Environment - Compatibility levels for low-frequency conducted disturbances and signalling in public low-voltage power supply systems*, EN Std. 61 000-2-2, 2002.
- [15] [www.eandis.be](http://www.eandis.be).
- [16] G. Wakileh, "Harmonics and rotation machines," *Electric Power Systems Research*, vol. 66, no. 1, pp. 31–37, July 2003.
- [17] M. H. J. Bollen and L. D. Zhang, "Different methods for classification of three-phase unbalanced voltage dips due to faults," *Electric Power Systems Research*, vol. 66, no. 1, pp. 59–69, July 2003.
- [18] J. Willems, *Theory of dynamical systems*. Nelson, 1970.
- [19] J. G. Slootweg, "Wind power: modelling and impact on power system dynamics." Doctoraatsproefschrift, Technische Universiteit Delft, Delft, Nederland, december 2003.

- [20] K. Stockman, F. D’hulster, K. Verhaege, M. Didden, and R. Belmans, “Ride-through of adjustable-speed drives during voltage dips,” *Electric Power Systems Research*, vol. 66, no. 1, pp. 49–58, July 2003.
- [21] *IEEE recommended practice for emergency and standby power systems for industrial and commercial applications (IEEE Orange Book)*, IEEE Std. 446-1995, 1995.
- [22] N. Jenkins, R. Allan, P. Crossley, and G. Strbac, *Embedded Generation*, ser. Power and Energy Series 31. The Institution of Electrical Engineers, 2000.
- [23] T. Ackermann, G. Andersson, and L. Söder, “Distributed generation: a definition,” *Electric Power Systems Research*, vol. 57, no. 3, pp. 195–204, Apr. 2001.
- [24] D. Moskovitz, “Profits and progress through distributed resources.” Regulatory Assistance Project, Tech. Rep.
- [25] J. A. Peças Lopes, N. Hatziargyriou, J. Mutale, P. Djapic, and N. Jenkins, “Integrating distributed generation into electric power systems: A review of drivers, challenges and opportunities,” *Electric Power Systems Research*, vol. 77, no. 9, pp. 1189–1203, July 2007.
- [26] T. J. Hammons, “Integrating renewable energy sources into european grids,” *Electrical Power and Energy Systems*, vol. 30, no. 8, pp. 462–475, Oct. 2008.
- [27] R. Wengenmayr and T. Bürke, Eds., *Renewable Energy: Sustainable Energy Concepts for the future*. John Wiley & Sons, 2008.
- [28] L. Freris and D. Infield, *Renewable Energy in Power Systems*. John Wiley & Sons, 2008.
- [29] H. Polinder and M. Scuotto, “Wave energy converters and their impact on power systems,” in *Proc. IEEE Future Power Systems Conf. (FPS’05)*, Amsterdam, The Netherlands, Nov. 16–18, 2005.
- [30] L. L. Lai and T. F. Chan, *Distributed Generation: Induction and permanent magnet generators*. John Wiley & Sons, 2007.
- [31] S. B. Kjaer, J. K. Pedersen, and F. Blaabjerg, “A review of single-phase grid-connected inverters for photovoltaic modules,” *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, vol. 41, no. 5, pp. 1292–1306, Sept./Oct. 2005.
- [32] Y. Xue, L. Chang, S. B. Kjaer, j. Bordonau, and T. Shimizu, “Topologies of single-phase inverters for small distributed power generators: an overview,” *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 19, no. 5, pp. 1305–1314, Sept. 2004.

- 
- [33] F. Blaabjerg, Z. Chen, and S. B. Kjaer, "Power electronics as efficient interface in dispersed power generation systems," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 19, no. 5, pp. 1184–1194, Sept. 2004.



## Hoofdstuk 2

# Systembeschrijving

### 2.1 Inleiding

Om inzicht te verkrijgen in de interactie tussen convertor-gebaseerde decentrale energieopwekking en het elektrische laagspanningsnet waaraan de eenheden gekoppeld zijn, is inzicht in de netinterface en de bijbehorende controlestrategie van een decentraal generatie-systeem zeer belangrijk. In dit hoofdstuk wordt dieper ingegaan op de implementatie van het DG-systeem.

Teneinde het vermogen gegenereerd door een DG-eenheid in het elektrisch laagspanningsnet te kunnen injecteren, dient de opgewekte spanning omgevormd te worden tot een 50 Hz wisselspanning met een r.m.s.-waarde van 230 V. Afhankelijk van de toepassing (fotovoltaïsche panelen, windturbines, brandstofcellen, ...) zal deze omzetting bestaan uit één of meerdere van de volgende stappen: het gelijkrichten van de opgewekte spanning aan de hand van een ac-dc convertor, het verhogen van de verkregen gelijkspanning met behulp van een *spanningsverhogende dc-dc convertor*<sup>1</sup> en uiteindelijk het omvormen van de verhoogde gelijkspanning naar de wisselspanning van het laagspanningsnet.

De netinterface van een dergelijk systeem bestaat uit de omzetting van een gelijkspanning naar de wisselspanning van het laagspanningsnet met de bijbehorende controlestrategie. Voor wat de interactie van het DG-systeem met het elektrisch laagspanningsnet betreft, is enkel de dc-ac convertor belangrijk. In deze doctoraatsverhandeling zal dus enkel de laatste conversiestap besproken worden.

---

<sup>1</sup>E: boost dc-dc converter

## 2.2 Optimaal gedrag van vermogenselektronische converters

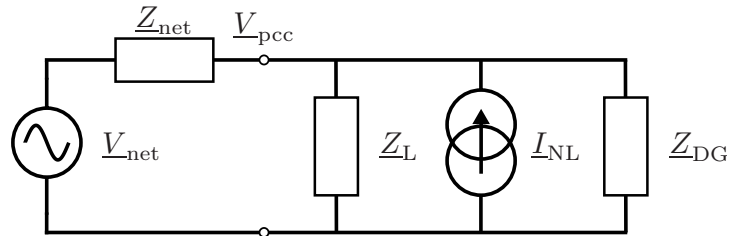
In Hoofdstuk 1 werd reeds aangehaald dat decentrale generatoren een deel van de taken horend bij de uitbating van het net voor hun rekening zullen moeten nemen. Dat houdt in dat decentrale generatoren niet enkel vermogen leveren, maar ook voorzien in ondersteuning van het elektrisch net. In dit proefschrift wordt voornamelijk aandacht besteed aan de interactie tussen decentrale generatoren en de netkwaliteit van het net. De voorgestelde controlealgoritmes worden vergeleken voor wat betreft hun immuniteit tegen een verminderde netkwaliteit, daarnaast wordt ook nagegaan welke invloed controlealgoritmes voor decentrale generatoren hebben op de netkwaliteit.

In het Laboratorium voor Elektrische Energietechniek (EELAB) wordt sinds 1990 onderzoek verricht naar het optimaal gedrag van vermogenselektronische converters om de harmonische spanningsvervorming in elektrische energienetten te reduceren. In dit werk wordt de volledige implementatie van een geoptimaliseerd controlealgoritme op een convertor voor decentrale generatie beschreven. Daarna wordt de interactie tussen de convertor en harmonische vervorming en spanningsdips verder uitgediept. Daartoe wordt eerst eerder beschreven onderzoek naar het optimaal gedrag van vermogenselektronische converters met betrekking tot netkwaliteit herhaald [1,2]. Uiteraard is dit optimale gedrag een compromis tussen de standpunten van de verschillende actoren. Een netwerkbeheerder zal andere prioriteiten stellen dan een klant. Onderstaande lijst geeft de verschillende vereisten weer:

- het rendement van de convertor maximaal is.
- de injectie van actief vermogen in het net gebeurt bij een minimaal transmissieverlies.
- de verandering van de amplitude van de netspanning door toedoen van de convertor minimaal is.
- een verminderde netkwaliteit geen invloed heeft op de goede werking van de convertor.
- de netkwaliteit niet vermindert en zelfs verbetert door toedoen van de convertor.

Deze voorwaarden worden door de huidig beschikbare converters reeds gedeeltelijk vervuld. Ze hebben een zeer hoge arbeidsfactor en een zeer hoog rendement. Zodoende wordt tegemoet gekomen aan de eerste drie punten uit de bovenstaande





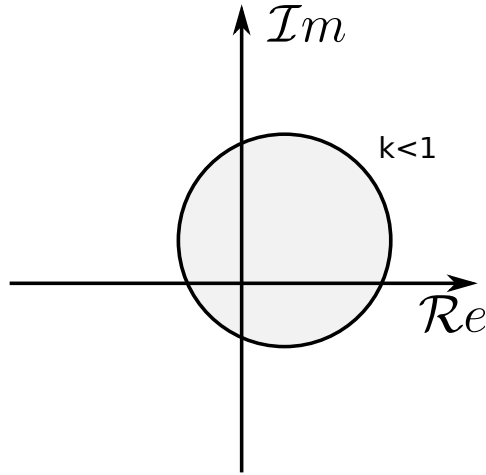
Figuur 2.1: Norton-equivalent van een distributienet voor een harmonische frequentie

lijst. De meeste convertoren nemen ook een symmetrische en sinusoidale stroom op als de netspanning onvervormd is, wat de laatste twee voorwaarden uit bovenstaande lijst vervult. De werking van convertoren bij verminderde netkwaliteit is echter nog voor verbetering vatbaar.

Veel convertoren trachten immers ook bij vervormde netspanningen een symmetrische en sinusoidale stroom in het net te injecteren. Dit vermindert de netkwaliteit niet, maar laat tegelijk niet toe om de netkwaliteit te verbeteren en verhindert de injectie van actief vermogen bij een minimaal transmissieverlies [1, 3]. Andere convertoren gedragen zich als een weerstand. Dat laat convertoren bedoeld voor voeding van lasten toe om de spanningskwaliteit te verbeteren, maar zorgt voor instabiliteit bij convertoren voor decentrale generatie [4, 5]. Een aantal convertoren gedraagt zich zelfs niet-lineair bij vervormde netspanningen [6].

Om te bepalen welk impedantiegedrag voor harmonische componenten convertoren moeten volgen om de spanningskwaliteit in elektrische energienetten te verbeteren, moet men rekening houden met twee verschillende aspecten, ten eerste de aanwezigheid van niet-lineaire lasten in het net, en ten tweede de aanwezige achtergrondvervuiling. De bepaling van de harmonische impedantie van de decentrale generator die leidt tot een reductie van de harmonische spanningsvervorming kan gebeuren door middel van een lineaire netwerkstudie. Daartoe worden de niet-lineaire lasten gemodelleerd als stroombronnen. Als we het distributienet voorstellen door middel van Thévenin-equivalenten, dan bekommen we het schema weergegeven in Fig. 2.1.

Voor elke harmonische frequentie kan een lineair verondersteld distributienet voorgesteld worden door een spanningsbron  $V_{\text{net}}$  en een netimpedantie  $Z_{\text{net}}$ . De lastimpedantie op de harmonische frequentie is dan  $Z_{\text{L}}$ . De harmonische stroom die opgenomen wordt door de decentrale generator wordt gemodelleerd aan de hand van een parallelimpedantie  $Z_{\text{DG}}$ . De niet-lineaire last wordt gemodelleerd aan de hand van een stroombron  $I_{\text{NL}}$ . Om de harmonische component van de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitpunt  $V_{\text{pcc}}$  ten gevolge van de harmonische



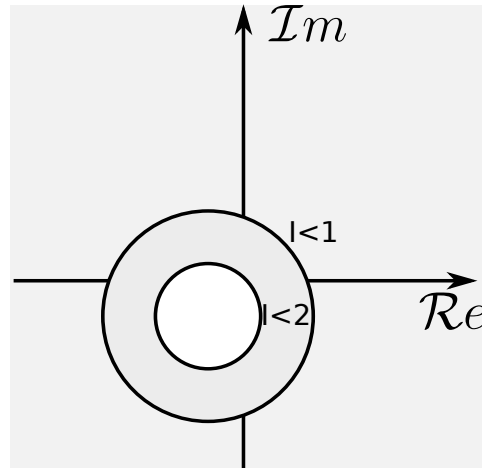
Figuur 2.2: Voorwaarde voor  $\underline{Z}_{DG}$  om minstens een reductie  $k$  van de harmonische spanning te bekomen. Gunstige waarden: grijswaarden

stroom  $\underline{I}_{NL}$  minstens te reduceren met een factor  $k$ , moet  $\underline{Z}_{DG}$  voldoen aan:

$$\left| 1 + \frac{\underline{Z}_{tot}}{\underline{Z}_{DG}} \right| > \frac{1}{k} \quad (2.1)$$

waarbij  $k$  de verhouding is van de harmonische spanning in het PCC met  $\underline{Z}_{DG}$  en de harmonische spanning in het PCC zonder  $\underline{Z}_{DG}$  en  $\underline{Z}_{tot}$  de parallelschakeling is van  $\underline{Z}_{net}$  en  $\underline{Z}_L$ . De voorwaarde waaraan  $\underline{Z}_{DG}$  moet voldoen kan ook grafisch voorgesteld worden. In Fig. 2.2 moet  $\underline{Z}_{DG}$  binnen de cirkel liggen om een reductie van de harmonische spanning te bekomen. Het middelpunt en de straal van de cirkel worden uit (2.1) bepaald in functie van de gewenste reductie  $k$  en de netimpedantie  $\underline{Z}_{net}$ . De oorsprong is steeds een element van die cirkel, aangezien dat gelijk staat aan een kortsluiting voor die harmonische component.

Het gelijkstellen van  $\underline{Z}_{DG}$  aan 0 is echter geen optie. Dit zou wel resulteren in het verdwijnen van de harmonische spanning op het PCC, maar heeft als gevolg dat alle harmonische stroom  $\underline{I}_{NL}$  door de convertor opgenomen moet worden. Dit kan resulteren in overbelasting van de convertor. Hierbij wordt achtergrondvervuiling nog buiten beschouwing gelaten. In dat geval zou de aanwezigheid van een harmonische spanning in het gemeenschappelijk aansluitingspunt immers leiden tot een oneindige stroom door de convertor. Daarom dient de impedantie voor harmonische componenten van de convertor groot genoeg gekozen te worden, om de opgenomen harmonische stromen voldoende te beperken. Praktisch gezien wordt de harmonische impedantie van de convertor zo gekozen dat de harmonische stromen 1 tot 2 p.u. bedragen, en dus dezelfde grootteorde hebben als de harmonische



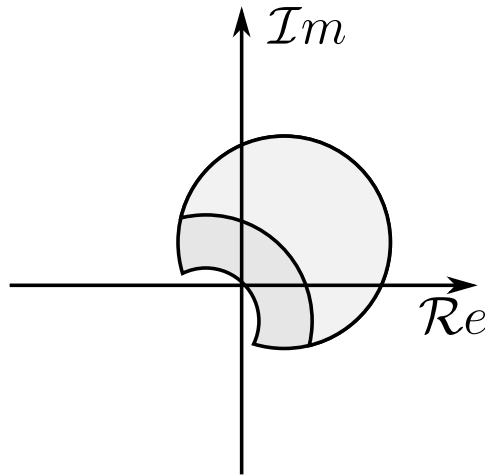
Figuur 2.3: Voorwaarde voor  $\underline{Z}_{DG}$  om een beperking van de harmonische converterstroom te bekomen. Gunstige waarden: grijswaarden

spanningscomponenten. Deze keuze leidt opnieuw tot een voorwaarde voor  $\underline{Z}_{DG}$ :

$$\left| \frac{V_{\text{net}}}{\underline{Z}_{\text{net}} + \underline{Z}_{DG}} \right| < I_{\text{max}} \quad (2.2)$$

waarbij  $I_{\text{max}}$  de maximale stroom is die door de convertor mag lopen. De grafische voorstelling van deze voorwaarde is weergegeven in Fig. 2.3. De kleinste cirkel staat voor  $I_{\text{max}} = 2$ , de grootste voor  $I_{\text{max}} = 1$ .  $\underline{Z}_{DG}$  moet buiten de cirkel liggen om de stroom te beperken. Het middelpunt van de cirkels wordt bepaald door  $-\underline{Z}_{\text{net}}$  en staat voor het optreden van een resonantie in het distributienet.

Uit bovenstaande analyse blijkt dat zowel voor het bepalen van de reductie van de spanningsvervorming als voor het beperken van de invloed van achtergrondvervuiling, de netimpedantie een sterke rol speelt. Dit brengt echter praktische problemen met zich mee. De netimpedantie is in vele gevallen niet gekend, en bovendien wijzigt ze als de netconfiguratie verandert. Als de netwerkparameters niet gekend zijn, kan de beste keuze voor  $\underline{Z}_{DG}$  niet bepaald worden. Het is wel mogelijk om een goede keuze voor  $\underline{Z}_{DG}$  te maken, onafhankelijk van de netimpedantie. De netimpedantie in distributienetten is immers resistief-inductief, en de  $\frac{R}{X}$ -verhouding is hoog voor laagspanningskabels. Dat laat toe om te stellen dat het kiezen van de impedantie van de convertor voor harmonische componenten als een weerstand met een grootte tussen 0.5 en 1 p.u. steeds zal resulteren in een demping van de harmonische vervorming en in een beperking van de harmonische stromen in de convertor, ongeacht wijzigingen in het net en in de netimpedantie. Dit wordt ook



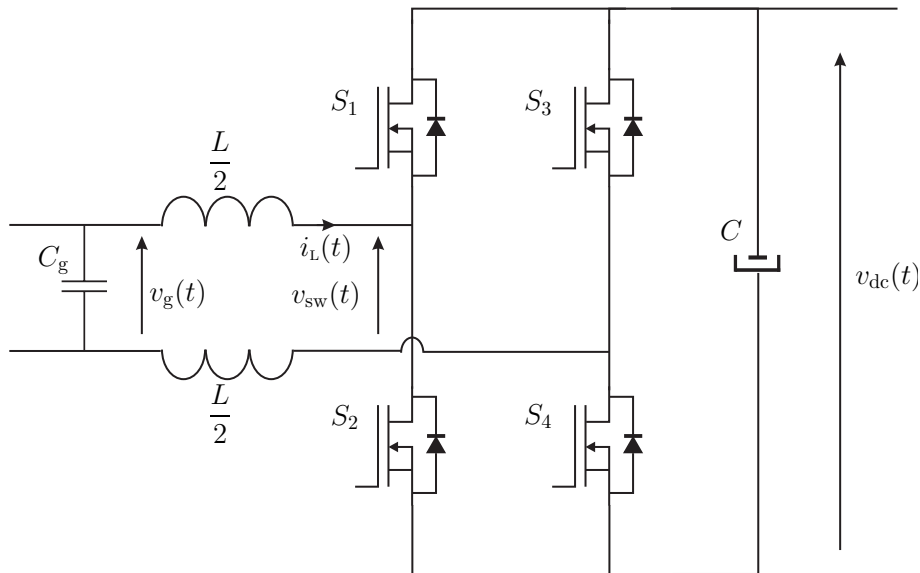
Figuur 2.4: Voorwaarde voor  $Z_{DG}$  om een beperking van de harmonische converterstroom te bekomen in combinatie met een minimale reductie van de harmonische spanning. Gunstige waarden: grijswaarden

duidelijk uit Fig. 2.4, die de mogelijkheden weergeeft voor de impedantie van de converter. Voor een grondige lineaire en niet-lineaire studie van de keuze van de harmonische impedantie in algemene distributienetwerken wordt de lezer doorverwezen naar [1, 2].

Het realiseren van een resistief gedrag voor harmonische componenten met behulp van vermogenselektronische convertoren kan uitgevoerd worden als hoofdtaak [7–9] of als secundaire controlefunctie [2, 5, 10–12]. De praktische implementatie van een resistief impedantiegedrag op de converter voor decentrale generatie die als experimentele opstelling gebruikt werd in dit werk is beschreven in dit hoofdstuk en in [13].

Omdat het implementeren van een harmonisch impedantiegedrag niet alleen resulteert in het opnemen van harmonische stroomcomponenten, maar ook aanleiding geeft tot fundamentele stromen bij variaties van de fundamentele spanningscomponent, wordt in dit werk de term 'dempend gedrag' gebruikt.

De implementatie van het resistief gedrag heeft niet enkel invloed op de harmonische spanningsvervorming in distributienetten. Ook bij het optreden van spanningsdips zal de impedantie tussenbeide komen. De spanningsdip wordt dan immers gezien als een superpositie van de nominale netspanning en een tegengestelde fundamentele component met een grootte bepaald door de dipdiepte. Deze laatste term zal in combinatie met de harmonische impedantie aanleiding geven tot een bijkomende fundamentele stroomterm. In Hoofdstuk 4 wordt een diepgaande ana-



Figuur 2.5: Topologie van de bidirectionele volle-brug-converter

lyse gemaakt over de gevolgen van dit gedrag op de spanningsdip-immuniteit en op de spanningsdip.

## 2.3 Convertortopologie

Om de implementatie van een netinterface zo algemeen mogelijk te houden, is er geopteerd voor een digitaal gestuurde bidirectionele *volle-brug-converter*<sup>2</sup>. Deze converter blijkt ook in commercieel beschikbare fotovoltaïsche toepassingen meestal gebruikt te worden [14–16]. De topologie van de converter is afgebeeld in Fig. 2.5.

De converter bestaat uit een ingangsfiler (capaciteit  $C_g$ ) en twee spoelen met zelf-inductie  $L/2$  aan de netzijde van de converter, vier actieve schakelaars  $S_1$ - $S_4$  en een elektrolytische condensator als energiebuffer aan dc-zijde. Door het in- en uit-schakelen van de schakelaars kan de spanning  $v_{sw}$  geregeld worden. Er zijn vier mogelijke schakeltoestanden:

- schakelaars  $S_1$  en  $S_3$  geleiden,  $v_{sw} = 0V$ ,
- schakelaars  $S_2$  en  $S_4$  geleiden,  $v_{sw} = 0V$ ,

<sup>2</sup>E: full-bridge converter

- schakelaars  $S_1$  en  $S_4$  geleiden,  $v_{sw} = v_{dc}$ ,
- schakelaars  $S_2$  en  $S_3$  geleiden,  $v_{sw} = -v_{dc}$ .

Het gelijktijdig geleiden van schakelaars  $S_1$  en  $S_2$  of  $S_3$  en  $S_4$  dient ten allen tijde vermeden te worden om een kortsluiting van de tussenkringspanning  $v_{dc}$  te vermijden.

De spanning over de ingangspoelen is bepaald door de waarde van de netspanning  $v_g$  en de waarde van de schakelspanning  $v_{sw}$ . De stroom door de ingangspoelen  $i_L$  varieert met een helling gelijk aan  $\frac{v_g - v_{sw}}{L}$ . De stroom kan dus toe- of afnemen, afhankelijk van de waarde van  $v_{sw}$  en dus van de schakeltoestand van de converter. Aangezien de netspanning  $v_g$  tijdens een schakelperiode constant mag verondersteld worden, kent de ingangsstroom van de converter dus een hoogfrequente driehoeksvormige stroomrimpel. Deze stroomrimpel wordt grotendeels opgenomen door de ingangscondensator  $C_g$ .

## 2.4 Schakelstrategie

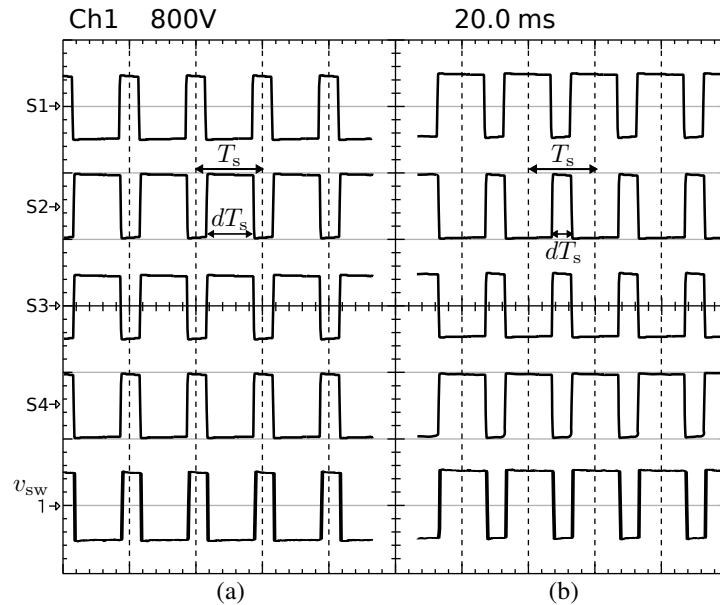
De klassiek gebruikte schakelstrategie is een *complementaire sturing*<sup>3</sup> van de schakelaars. Het schakelpatroon van schakelaars  $S_1$  en  $S_4$  wordt gelijk gekozen, het inverse schakelpatroon wordt aangelegd aan schakelaars  $S_2$  en  $S_3$ . Het experimenteel opgemeten schakelpatroon, met bijbehorende schakelspanning  $v_{sw}$  is weergegeven in Fig. 2.6. De *pulswijdteverhouding*<sup>4</sup>  $d$  van de converter is gedefinieerd als de pulswijdteverhouding van schakelaar  $S_2$ . De schakelfrequentie bij complementaire sturing is  $1/T_s$ .

Om de frequentie van de schakelrimpel te verhogen zonder de schakelverliezen te verhogen is het mogelijk om *frequentieverdubbeling*<sup>5</sup> toe te passen [17, 18]. Frequentieverdubbeling is een techniek die toelaat de frequentie van de schakelrimpel te vergroten tot twee maal de eigenlijke schakelfrequentie  $1/T_s'$  (zoals ervaren door een schakelaar). Het schakelpatroon aangeboden aan schakelaar  $S_4$  is gelijk aan het schakelpatroon van  $S_1$ , maar verschoven over een halve schakelperiode. De aantijden van beide schakelpatronen liggen dus symmetrisch t.o.v. het midden van de schakelperiode. Het begin en het einde van de schakelperiode worden aangeduid door verticale streeplijnen. De signalen aangeboden aan  $S_2$  en  $S_3$  zijn complementair aan die van respectievelijk  $S_1$  en  $S_4$ . Deze schakelpatronen zijn afgebeeld in Fig. 2.7. Deze techniek laat toe dat schakelaars  $S_1$  en  $S_3$  of  $S_2$  en  $S_4$  gelijktijdig geleiden, waardoor in vergelijking met de complementaire schakelstrategie een extra spanningsniveau beschikbaar wordt in de schakelspanning  $v_{sw}$  ( $v_{dc}$ , 0 en

<sup>3</sup>E: Bipolar voltage switching

<sup>4</sup>E: Duty ratio

<sup>5</sup>E: Unipolar voltage switching



Figuur 2.6: Volle brug convertor met complementaire schakelstrategie

(a) negatieve gemiddelde schakelspanning  $\bar{v}_{sw}$

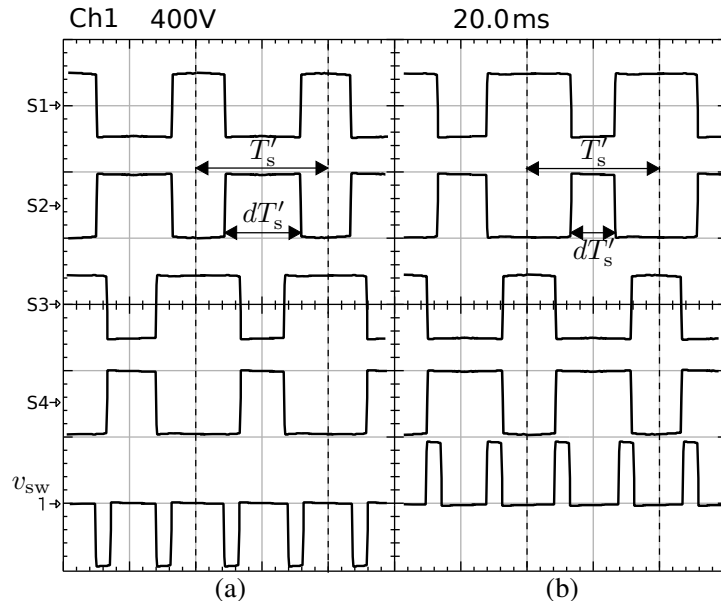
(b) positieve gemiddelde schakelspanning  $\bar{v}_{sw}$

$-v_{dc}$ ). Om een zekere gemiddelde schakelspanning  $\bar{v}_{sw}$  te bekommen, worden enkel de twee dichtstbijzijnde spanningsniveaus gebruikt. Dit is weergegeven voor een negatieve gemiddelde schakelspanning  $\bar{v}_{sw}$  in Fig. 2.7(a) en voor een positieve  $\bar{v}_{sw}$  in Fig. 2.7(b).

De frequentie van de schakelspanning  $v_{sw}$ , die in de experimentele opstelling 50 kHz bedraagt, is gelijk gekozen voor beide schakelstrategieën. Bij de complementaire schakelstrategie bedraagt de eigenlijke schakelfrequentie dan ook 50 kHz. Deze schakelfrequentie kan door toepassing van frequentieverdubbeling gereduceerd worden tot 25 kHz. Daardoor worden de schakelverliezen gereduceerd en zal het rendement van de convertor met frequentieverdubbeling hoger zijn dan het rendement van de convertor met complementaire schakelstrategie.

## 2.5 Bemonstering van de controlevariabelen

De metingen noodzakelijk voor de controle van de convertor zijn de ingangsstroom  $i_L$ , de netspanning  $v_g$  en de tussenkringspanning  $v_{dc}$ . Bij het gebruik van een digitale regelaar moeten deze analoge waarden gemeten worden, en daarna omgezet



Figuur 2.7: Volle brug convertor met frequentieverdubbende schakelstrategie

(a) negatieve gemiddelde schakelspanning  $\bar{v}_{sw}$

(b) positieve gemiddelde schakelspanning  $\bar{v}_{sw}$

naar een digitale voorstelling.

## 2.5.1 Ingangsstroom

### A. Bemonsterogenblikken

De te bemonsteren ingangsstroom van de volle-brug-convertor  $i_L$  bestaat uit een traag variërende gemiddelde waarde met daarop een niet te verwaarlozen hoogfrequente schakelrimpel. De frequentie van deze schakelrimpel is gelijk aan de schakelfrequentie  $1/T_s$  bij de complementaire schakelstrategie en gelijk aan twee maal de schakelfrequentie  $1/T'_s$  bij het toepassen van frequentieverdubbeling. De frequentie van de schakelrimpel bedraagt in de experimentele opstelling dus in beide gevallen 50 kHz.

De keuze van de bemonsteringsfrequentie  $1/T_b$  is sterk afhankelijk van de schakelrimpel in de ingangsstroom. De bemonsteringsfrequentie dient als een geheel veelvoud van de frequentie van de schakelrimpel gekozen te worden om het optreden van aliasing te vermijden. Aliasing is het fenomeen waar door het verschuiven van het bemonsteringsogenblik t.o.v. de schakelrimpel, de bemonsterde waarde elke mogelijke waarde tussen het minimum en het maximum van de ingangsstroom



kan aannemen. Dit leidt uiteraard tot foute resultaten.

Aangezien de hoogfrequente schakelrimpel in de ingangsstroom  $i_L$  grotendeels zal opgenomen worden in het ingangsfiler van de convertor, is het niet nodig om het verloop van de schakelrimpel te kennen. De controle van de convertor is gebaseerd op het meten van de traag variërende gemiddelde waarde van de ingangsstroom. Daardoor is het mogelijk om de bemonsteringsfrequentie gelijk te kiezen aan de frequentie van de schakelrimpel. De ingangsstroom zal dus éénmaal per schakelperiode ( $T_s$ ) bemonsterd worden bij complementaire sturing, en tweemaal per schakelperiode ( $T'_s$ ) bij frequentieverdubbeling. De bemonsteringsperiode  $T_b$  is dus:

$$T_b = T_s = \frac{T'_s}{2}. \quad (2.3)$$

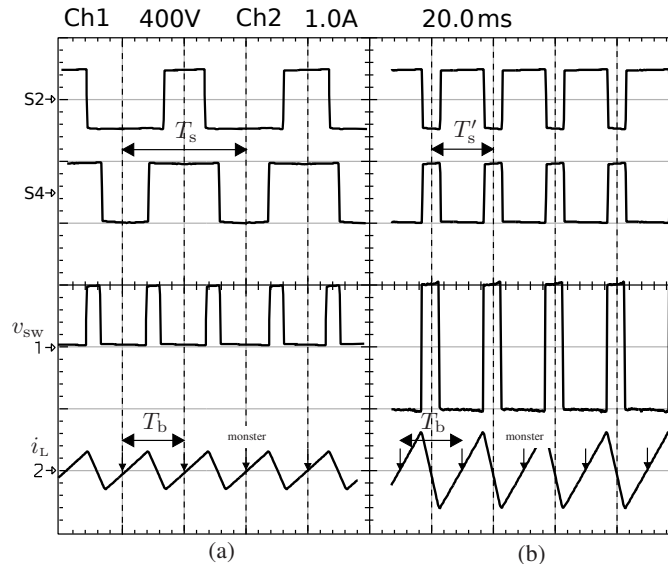
Het bemonsterogenblik zal daarbij zo gekozen worden dat het genomen monster de gemiddelde waarde van de ingangsstroom voorstelt. Het bemonsterogenblik zal dus in het midden van de stijgende of dalende flank gelegd worden. Dit vereist de introductie van een vertraging t.o.v. het midden van het stuursignaal om rekening te kunnen houden met de inschakel- en uitschakelvertraging van de schakelaar en met tijdsvertragingen in het meetcircuit [19].

De schakelpatronen voor complementaire sturing van de schakelaars en voor frequentieverdubbeling zijn afgebeeld in Fig. 2.8. De schakelspanning  $v_{sw}$  en de stroomrimpel horend bij de schakelpatronen zijn ook afgebeeld op de figuur. De bemonsteringsogenblikken voor de ingangsstroom zijn aangeduid met verticale pijltjes.

### B. Keuze van de pulswijdtemodulator

De keuze van de bemonsteringsogenblikken hangt sterk samen met de keuze van de pulswijdtemodulator (PWM). Bij een complementaire sturing van de convertor is gekozen voor een uniform bemonsterde synchrone pulswijdtemodulator ( $T_b = T_s$ ). Bij de sturing met frequentieverdubbeling wordt een dubbel bemonsterde synchrone pulswijdtemodulator geïmplementeerd ( $T_b = T'_s/2$ ). De gevolgen van de keuze van de pulswijdtemodulator wordt uitgebreid behandeld in [18]. In Fig. 2.6 en Fig. 2.7 zijn het begin en het einde van de schakelperiodes aangeduid met verticale streeplijnen. De tijdstippen waarop de door de pulswijdtemodulator berekende pulswijdteverhouding  $d$  wordt aangepast en naar de schakelaars gestuurd zijn in Fig. 2.8 aangeduid met verticale streeplijnen. Merk op dat bij de schakelstrategie met frequentieverdubbeling er twee updates van de pulswijdteverhouding gebeuren per schakelperiode.

Teneinde de tijdsvertraging tussen het nemen van het monster en de update van de pulswijdteverhouding zo klein mogelijk te houden wordt bij de complementaire sturing het bemonsteringsogenblik halverwege de PWM periode gekozen. Dit



Figuur 2.8: Bemonsterogenblikken voor de ingangsstroom voor (a) schakelstrategie met frequentieverdubbeling en (b) complementaire schakelstrategie

komt overeen met het kiezen van het bemonsterogenblik op de stijgende flank. De vertraging tussen het bemonsteren en de update van de pulswijdteverhouding is exact gelijk aan een halve bemonsterperiode ( $= T_b/2$ ). Deze tijd is voldoende lang om de berekening van de nieuwe pulswijdteverhouding uit te voeren. Een bijkomend voordeel van de keuze van het bemonsterogenblik halverwege de stijgende schakelflank is dat de bemonsteringsogenblikken ver genoeg verwijderd zijn van de schakelogenblikken. Door parasitaire koppeling tussen het meetcircuit en het vermogenscircuit ontstaan er immers spanningspieken op het meetsignaal tijdens de schakelogenblikken. Het bemonsteren van de ingangsstroom tijdens deze spanningspieken zou aanleiding geven tot onnauwkeurige en onbetrouwbare meetresultaten.

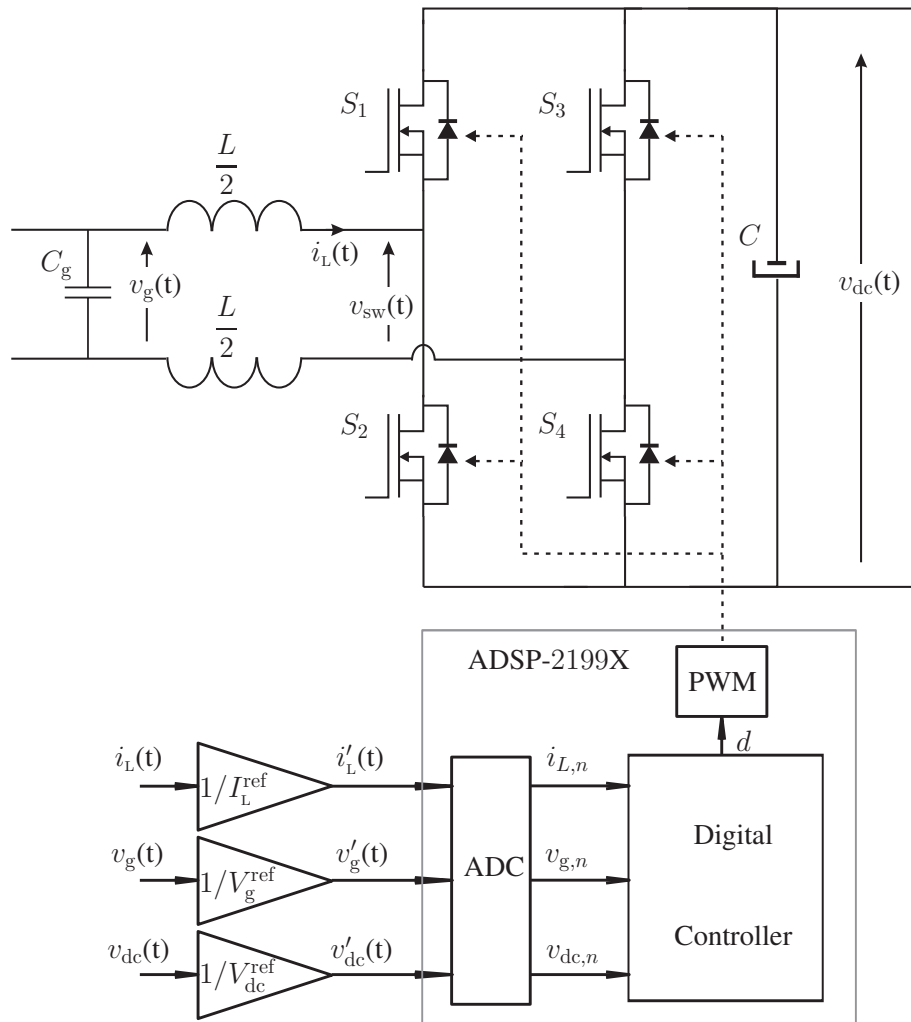
Bij de sturing van de converter aan de hand van frequentieverdubbeling kan het hierboven beschreven bemonsteringspatroon niet gebruikt worden. We dienen immers het samenvallen van een schakelogenblik en een bemonsterogenblik te vermijden om meetfouten te voorkomen. Als we het bemonsterogenblik halverwege de PWM periode zouden kiezen zou dit samenvallen met het schakelogenblik als de pulswijdteverhouding 50% bedraagt. Deze pulswijdteverhouding komt frequent voor, aangezien die nodig is om een gemiddelde schakelspanning  $\bar{v}_{sw}$  gelijk aan nul te bekomen. Het bemonsteren zal dus uitgevoerd worden tijdens de updates van de pulswijdteverhouding. Dit is halverwege de stijgende flank als  $\bar{v}_{sw} > 0$  en hal-

verwege de dalende flank als  $\bar{v}_{sw} < 0$ . Dit resulteert in een verdubbeling van de vertraging tussen het bemonsteren en de update van de pulswijdteverhouding. De tijdsvertraging is nu gelijk aan  $T_b$ . De gevolgen van deze extra tijdsvertraging op de ingangsimpedantie van de convertor worden later besproken.

### 2.5.2 Netspanning en busspanning

De netspanning  $v_g$  bevat in tegenstelling tot de ingangsstroom  $i_L$  nagenoeg geen schakelrimpel. De schakelrimpel van de ingangsstroom wordt immers bijna volledig opgenomen door het ingangfilter van de convertor. Het frequentiespectrum van de netspanning wordt voornamelijk bepaald door de harmonische vervuiling van het laagspanningsnet. De netspanning bevat dus weinig of geen hoogfrequente componenten. De keuze van het bemonsteringsogenblik voor de netspanning is dus veel minder kritisch dan de keuze van het bemonsteringsogenblik voor de ingangsstroom. Desalniettemin kunnen er op deze metingen ook storingen geïnduceerd worden via parasitaire koppeling tussen het meetcircuit en het vermogenscircuit. Gewoonlijk worden de netspanning en de ingangsstroom synchroon bemonsterd.

De busspanning  $v_{dc}$  is de spanning over de condensator  $C$  (zie Fig. 2.5). De busspanning is een maat voor de vermogensbalans over de condensator en is dus afhankelijk van het vermogen opgewekt door de decentrale generator en het vermogen dat door de convertor in het elektrische energienet geïnjecteerd wordt. Het gegenereerde vermogen wordt vrij constant verondersteld, het vermogen dat bij ideale netspanning en netstroom in het net geïnjecteerd wordt pulseert echter met dubbele netfrequentie. De condensator dient dus het verschil tussen de ogenblikkelijke vermogens op te nemen of te leveren. Hoewel de condensator groot gekozen wordt ontstaat er daardoor een 100 Hz variatie op de gemiddelde waarde van de busspanning. Door het bemonsteren van de busspanning met een frequentie van 100 Hz wordt de rimpel op de uitgangsspanning een verborgen oscillatie. De bemonstering van de busspanning wordt gesynchroniseerd met de nuldoorgangen van de fundamentele component van de netspanning om de gemiddelde waarde van de busspanning te bekomen [20]. Voor de controle van de convertor is enkel de gemiddelde waarde van de busspanning van belang. Bovendien wordt op die manier de bijbehorende derde harmonische stroomcomponent in de ingangsstroom geweerd [21]. De uitgang van de busspanningsregelaar zou bij een snelle bemonstering van de busspanning immers ook een 100Hz-variatie bevatten. Aangezien de uitgang van de busspanningsregelaar gebruikt wordt om de amplitude van de ingangsstroom te regelen, resulteert dat in een ongewenste derde harmonische component in de ingangsstroom.



Figuur 2.9: Topologie van de bidirectionele volle-brug-converter met digitale controle

### 2.5.3 Analooq naar digitaal omzetting

De bemonsterde analoge grootheden worden naar digitale grootheden omgezet met behulp van de analoog-naar-digitaal-converter van de digitale signaal processor (DSP) waarmee de converter gecontroleerd wordt. Het proces van het meten van de controlegrootheid, het aanpassen van het bereik van de uitgang van de meting naar het geschikte bereik (van de A/D-converter) en de analoog-naar-digitaal omvorming kan voorgesteld worden als een deling van de analoge grootheden door hun

respectievelijke referentiegrootheden  $I_L^{\text{ref}}$ ,  $V_g^{\text{ref}}$  en  $V_{\text{dc}}^{\text{ref}}$  en een ideale bemonstering. We kunnen dus ook een referentie-impedantie  $Z_{\text{in}}^{\text{ref}}$  definiëren als  $V_g^{\text{ref}}/I_L^{\text{ref}}$ . De digitale, dimensieloze grootheden ( $i_{L,n}$ ,  $v_{g,n}$  en  $v_{\text{dc},n}$ , met index  $n$  het nummer van de discrete tijdstap  $T_b$ ) worden gebruikt door de digitaal geïmplementeerde regelkring om de waarde van de pulswijdteverhouding  $d$  te berekenen. De corresponderende PWM-signalen worden naar de schakelaars van de volle-brug-converter gestuurd. Dit proces is voorgesteld in Fig. 2.9.

## 2.6 Controlestrategie

### 2.6.1 Principe

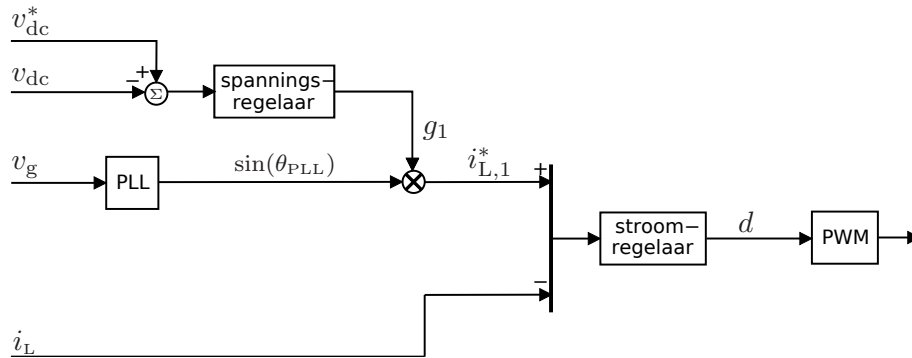
In sectie 2.2 werd het optimaal gedrag van netgekoppelde vermogenselektronische omvormers reeds beschreven. Dit optimaal gedrag vereist de verwezenlijking van een grote waarde van de ingangconductantie voor harmonische en interharmonische componenten in de netspanning. De waarde van de ingangconductantie voor harmonische en interharmonische componenten in de netspanning  $g_h$  wordt onafhankelijk gemaakt van het vermogen dat de converter in het net injecteert. De waarde van  $g_h$  kan niet oneindig groot gekozen worden, om verstoring van de werking van de converter door het absorberen van zeer grote harmonische en interharmonische stromen te vermijden. Een goede keuze van  $g_h$  is dus afhankelijk van het nominaal vermogen van de converter.

De implementatie van de dempende conductantie  $g_h$  gebeurt aan de hand van een uitbreiding van de ‘klassieke’ controlestrategie voor convertorgekoppelde decentrale generatoren. Deze uitbreiding werd beschreven voor demping van harmonische spanningscomponenten in [5] en [12] voor respectievelijk een bidirectionele en een unidirectionele actieve gelijkrichter. De implementatie van de klassieke controlestrategie en de uitbreiding van de klassieke strategie naar een dempende controlestrategie voor converter-gekoppelde decentrale generatoren [13] wordt hierna behandeld.

#### A. Klassieke ‘sinusoidale’ controlestrategie

De implementatie van de primaire controlefunctie van de converter, het injecteren van het vermogen opgewekt aan de dc-zijde van de converter, is gelijk voor de sinusoidale controlestrategie en de dempende controlestrategie. De primaire controlefunctie wordt beschreven aan de hand van de controlestrategie voor sinusoidale convertoren en is afgebeeld in Fig. 2.10.

De afgebeelde controlestrategie maakt gebruik van twee regelaars, in casu een busspanningsregelaar en een regelaar voor de ingangsstroom. Beide regelaars



Figuur 2.10: Controlestrategie voor een converter met klassiek sinusoidaal gedrag

zijn uitgevoerd als proportioneel-integrerende regelaars. De afstelling van deze PI-regelaars wordt later behandeld (2.6.3).

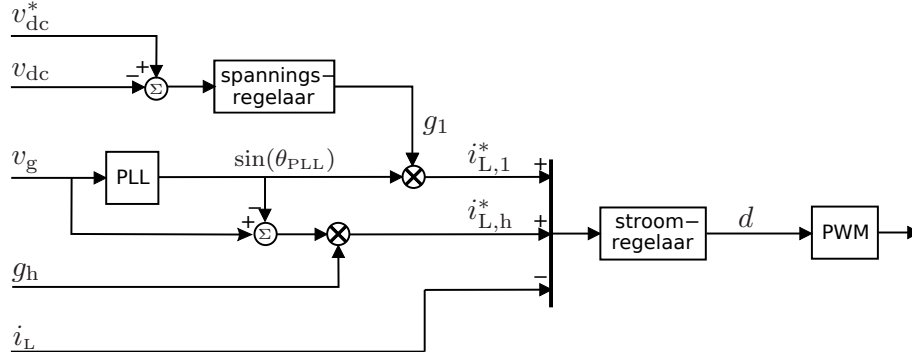
De busspanningsregelaar houdt de gemiddelde busspanning  $v_{dc}$  op een constante waarde. De bekomen meetwaarde van  $v_{dc}$  wordt vergeleken met de wenswaarde voor de bus-spanning  $v_{dc}^*$ . Het verschil tussen beide waarden dient als input voor de busspanningsregelaar. De output van de regelaar is de geïmuleerde ingangconductantie voor de fundamentele component van de ingangsspanning  $g_1$ . De waarde van  $g_1$  bepaalt de amplitude van de wenswaarde van de ingangsstroom  $i_L^*$  en dus ook het vermogen dat door de converter in het net geïnjecteerd wordt. Door het aanpassen van  $g_1$  kan dus een evenwicht bereikt worden tussen het vermogen dat gegenereerd wordt en het vermogen dat in het net geïnjecteerd wordt, met een constante gemiddelde busspanning als gevolg. De wenswaarde van de ingangsstroom  $i_L^*$  wordt bekomen door vermenigvuldiging van de geïmuleerde conductantie  $g_1$  en een sinusoidaal referentiesignaal  $\sin(\theta_{PLL})$ :

$$i_L^* = g_1 \sin(\theta_{PLL}). \quad (2.4)$$

De fasehoek  $\theta_{PLL}$  van het sinusoidaal referentiesignaal is gelijk aan de fasehoek van de fundamentele component van de netspanning  $v_g$ . De berekening van  $\theta_{PLL}$  gebeurt aan de hand van een *fasevolger*<sup>6</sup>. In Fig. 2.10 is de fasevolger aangegeven aan de hand van de afkorting PLL. De implementatie van de fasevolger wordt behandeld in subsectie 2.6.5.

De bekomen wenswaarde voor de ingangsstroom  $i_L^*$  wordt vergeleken met de gemeten waarde van de ingangsstroom  $i_L$ . Het verschil wordt berekend en als input aan de stroomregelaar aangeboden. De output van de stroomregelaar is de

<sup>6</sup>E: Phase Locked Loop (PLL)



Figuur 2.11: Controlestrategie voor een dempende convertor

pulswijdteverhouding  $d$ , die door de pulswijdtemodulator gebruikt wordt om de schakel signalen te genereren.

Door implementatie van de sinusoidale controlestrategie, bekomt men een convertor die ongeacht de vervorming van de netspanning een sinusoidale stroom tracht te injecteren. Variaties in het vermogen geleverd door de primaire energiebron aan dc-zijde van de convertor, resulteren in variaties in de busspanning van de convertor. Deze variaties worden door de busspanningsregelaar tegengegaan door een aanpassing van de amplitude van de ingangsstroom van de convertor, wat resulteert in een variatie van het vermogen dat in het net geïnjecteerd wordt.

### B. Uitbreiding naar een dempende controlestrategie

De dempende controlestrategie is afgebeeld in Fig. 2.11. De werking van de primaire controlefunctie is gebaseerd op de sinusoidale controlestrategie en wordt hier niet hernomen. Om een grote waarde te bekomen voor de ingangsconductantie voor harmonische en interharmonische netspanningscomponenten wordt er een extra signaal toegevoegd aan de wenswaarde voor de ingangsstroom  $i_L^*$  uit (2.4):

$$i_L^* = g_1 \sin(\theta_{PLL}) + g_h (v_g - \sin(\theta_{PLL})). \quad (2.5)$$

Aangezien  $\theta_{PLL}$  in regime gelijk is aan de fasehoek van de fundamentele component van de netspanning, kan deze vergelijking herschreven worden als:

$$i_L^* = g_1 \sin(\theta_{PLL}) + g_h (|v_{g,1}| - 1) \sin(\theta_{PLL}) + g_h v_{g,h}, \quad (2.6)$$

waarbij  $v_{g,1}$  de fundamentele netspanningscomponent is en  $v_{g,h}$  de niet-fundamentele (harmonische en interharmonische) netspanningscomponenten bevat.

$g_1 \sin(\theta_{\text{PLL}})$  kan geïnterpreteerd worden als de regimewaarde van de fundamentele component van de ingangsstroom. Deze term wordt door de busspanningsregelaar aangepast om het vermogen te regelen dat met het net uitgewisseld wordt.

$g_h(|v_{g,1}| - 1) \sin(\theta_{\text{PLL}})$  kan snel variëren, omdat elke afwijking van de amplitude van de fundamentele component van de netspanning  $|v_{g,1}|$  ten opzichte van zijn nominale waarde vertaald wordt in een afwijking van de amplitude van de fundamentele component van de ingangsstroom, om een dempend gedrag te bekomen. Deze term komt dus tussen bij het optreden van spanningsdips, en zorgt voor een dempend effect.

$g_h v_{g,h}$  zorgt voor demping van harmonische en interharmonische componenten in de netspanning. De invloed van deze term op de harmonische spanningsvervorming werd geanalyseerd in [5]. De waarde van de conductantie  $g_h$  bepaalt de grootte van de dempende stromen die aan het net onttrokken worden als de netspanning vervormd is. De waarde van  $g_h$  bepaalt dus ook het dempend effect van de convertor.

## 2.6.2 Digitale implementatie van de controlestrategie

In het bovenstaande werd reeds aangegeven dat de gebruikte controlevariabelen digitale grootheden zijn die naar de analoge controlevariabelen verwijzen via referentiewaarden voor elk van deze grootheden. Om overflow te vermijden en tezelfdertijd een voldoende nauwkeurigheid te bewaren, werd ervoor gekozen om de referentiewaarden iets hoger te kiezen dan de nominale waarden van de ingangsstroom, de netspanning en de busspanning. De referentiewaarden zijn in de gebruikte digitale implementatie immers de grootste waarden die gemeten kunnen worden. Met behulp van deze referentiewaarden kunnen we de ingangsconductanties  $g_1$  en  $g_h$  digitaal voorstellen:

$$g_{h,n} = g_h Z_{\text{in}}^{\text{ref}}; \quad g_{1,n} = g_1 Z_{\text{in}}^{\text{ref}}, \quad (2.7)$$

met index  $n$  het nummer van de discrete tijdstap  $T_b$ . De digitale grootheden  $g_{h,n}$  en  $g_{1,n}$  zijn begrensd tot het interval  $[-1,1]$ . De analoge waarden van  $g_h$  en  $g_1$  zijn dus ook beperkt:

$$-\frac{1}{Z_{\text{in}}^{\text{ref}}} < g_h < \frac{1}{Z_{\text{in}}^{\text{ref}}}; \quad -\frac{1}{Z_{\text{in}}^{\text{ref}}} < g_1 < \frac{1}{Z_{\text{in}}^{\text{ref}}}. \quad (2.8)$$



We kunnen nu ook (2.5) herschrijven in een digitale vorm:

$$i_{L,n}^* = g_{1,n} \sin(\theta_{\text{PLL},n}) + g_{h,n} (v_{g,n} - \sin(\theta_{\text{PLL},n})). \quad (2.9)$$

Aangezien de referentiewaarde van de netspanning  $V_g^{\text{ref}}$  groter hoort te zijn dan de amplitude van de nominale netspanning  $V_g^{\text{nom}}$ , wordt de dimensieloze digitale voorstelling van de maximale netspanning in een perfect net typisch gelijk aan 0.8 gekozen. De dimensieloze digitale voorstelling van het maximum van het sinusoidaal referentiesignaal is echter gelijk aan 1. De tweede term van de vergelijking zal dus ook in ideale omstandigheden een bijdrage leveren tot de stroom. Deze bijdrage zal een fundamentele stroomcomponent zijn. Om dit te vermijden zouden we moeten beschikken over een meting van de amplitude van de netspanning. Op die manier kan de amplitude van het referentiesignaal gelijk gekozen worden aan de amplitude van de grondgolf van de ingangsspanning. In wat volgt, zal uiteengezet worden dat de kennis van de amplitude van de netspanning, wat een moeilijk te bepalen grootheid is, niet noodzakelijk is voor de werking van de controlestrategie.

De tweede term van de digitale wenswaarde van de ingangsstroom (2.9) bevat naast eventuele dempende componenten een deel van de fundamentele regime ingangsstroom. De busspanningsregelaar zal de waarde van  $g_{1,n}$  aanpassen om opnieuw een evenwicht te bereiken tussen inkomende en uitgaande vermogens. Dit leidt ertoe dat  $g_{1,n}$  niet meer beschouwd kan worden als de digitale voorstelling van de fundamentele ingangsconductantie van de convertor. Aangezien de mogelijke waarden van  $g_{1,n}$  beperkt zijn tot het interval  $[-1,1]$ , dient het bereik van de wenswaarde voor de ingangsstroom geanalyseerd te worden.

De digitale voorstelling van de netspanning in een perfect net kan geschreven worden als:

$$v_g = 0.8 \sin(\theta_{\text{PLL},n}) \quad (2.10)$$

Het maximum van het vermogen dat in het net geïnjecteerd kan worden wordt bepaald door  $g_{1,n}$  gelijk aan -1 te kiezen. De digitale dempende conductantie  $g_{h,n}$  wordt 1 gekozen om een maximale demping te bekomen. De wenswaarde voor de ingangsstroom bij perfecte netspanning wordt dan:

$$\begin{aligned} i_{L,n}^* &= -1 \sin(\theta_{\text{PLL},n}) + 1 (0.8 \sin(\theta_{\text{PLL},n}) - \sin(\theta_{\text{PLL},n})) \\ &= -1.2 \sin(\theta_{\text{PLL},n}) \end{aligned} \quad (2.11)$$

De digitale implementatie van de regelkring laat niet toe dat waarden buiten het interval  $[-1,1]$  voorgesteld worden, dus:

$$i_{L,n}^* = -1 \sin(\theta_{\text{PLL},n}) \quad (2.12)$$

Het vermogen dat in het net geïnjecteerd wordt is dan:

$$P = v_g i_L \approx v_{g,n} i_{L,n}^* V_g^{\text{ref}} I_L^{\text{ref}} = -\frac{V_g^{\text{nom}} I_L^{\text{ref}}}{2} \quad (2.13)$$

Het maximaal vermogen dat uit het net opgenomen kan worden wordt bereikt bij  $g_{1,n} = 1$ . De wenswaarde voor de ingangsstroom bij perfecte netspanning wordt dan:

$$i_{L,n}^* = 0.8 \sin(\theta_{\text{PLL},n}) \quad (2.14)$$

Het vermogen dat uit het net opgenomen kan worden wordt dan:

$$P \approx \frac{V_g^{\text{nom}} 0.8 I_L^{\text{ref}}}{2} \approx \frac{V_g^{\text{nom}} I_L^{\text{nom}}}{2}, \quad (2.15)$$

aangezien  $I_L^{\text{nom}}$  ongeveer gelijk is aan  $0.8 I_L^{\text{ref}}$ .

De bovenstaande analyse toont aan dat het berekenen van de amplitude van de ingangsspanning inderdaad overbodig is. In generatorbedrijf kan meer dan het nominaal vermogen in het net geïnjecteerd worden gezien de keuze van de referentiewaarden, als verbruiker (bij opstart bijvoorbeeld) kan het nominaal vermogen opgenomen worden.

Een gelijkaardige analyse toont aan dat voor afwijkingen van de amplitude van de netspanning van de nominale waarde gunstige effecten optreden. Bij overspanningen wordt het maximaal vermogen dat in het net geïnjecteerd kan worden beperkt. Bij onderspanning blijft het maximaal te injecteren vermogen gelijk, en groter dan het nominaal vermogen.

### 2.6.3 Instelling van spannings- en stroomregelaar

De voorgestelde controlestrategie maakt gebruik van twee gecascadeerde proportioneel-integrerende (PI) regelaars. De trage hoofdregellus wordt gevormd door de busspanningsregelaar, waarvan de uitgang de wenswaarde voor de stroom helpt bepalen. Deze wenswaarde wordt in de snelle hulpregellus gebruikt om de stroom door de spoelen op de eerder bepaalde wenswaarde te regelen. De instellingen van deze regelaars zijn gebaseerd op de hierna beschreven transfertfuncties van de convertor. De spannings- en stroomregelkring van het systeem zijn gemengde analoge-digitale systemen. De beschrijving van deze regelkringen kan dus zowel in het frequentiedomein als in het  $\mathcal{Z}$ -domein gebeuren.

#### A. Spanningsregelkring

De spanningsregelaar wordt gebaseerd op de transfertfunctie die de verandering van de busspanning van de convertor beschrijft in functie van de verandering van

de fundamentele conductantie. Het opstellen van deze transfertfunctie werd besproken in [21] voor een unidirectionele spanningsverhogende gelijkrichter, en kan zonder aanpassingen overgenomen worden.

De transfertfunctie van de spanningsregelaar is:

$$G_{PI}(z) = \frac{A_0 z + A_1}{z - 1}, \quad (2.16)$$

met parameters gegeven door:

$$A_0 = 6.3666 \quad A_1 = -6.1394 \quad (2.17)$$

Deze spanningsregelaar is in het frequentiedomein een PI-regelaar met transfertfunctie:

$$G_{PI}(s) = K_{PI} \left( 1 + \frac{1}{s\tau_{PI}} \right), \quad (2.18)$$

en parameters:

$$K_{PI} = 6.25 \quad \tau_{PI} = 268\text{ms} \quad (2.19)$$

De ontworpen busspanningsregelaar bereikt een fasemarge van  $48.2^\circ$  bij een frequentie van 7.95 Hz.

### B. Stroomregelkring

De belangrijkste stap in het analyseren van de stroomregelkring is het opstellen van de transfertfunctie die de verandering van de ingangsstroom van de converter beschrijft in functie van de verandering van de pulswijdteverhouding. Het bepalen van deze transfertfunctie is gebaseerd op een uitmiddeling van het toestandsmodel [22]. Deze methode gebruikt waarden voor de controlevariabelen  $v_g$ ,  $i_L$ ,  $v_{dc}$  en  $v_{sw}$  die uitgemiddeld zijn over één bemonsteringsperiode  $T_b$ . Om onnodig complexe formulering te vermijden zijn in wat volgt de aanduidingen van de gemiddelde waarden weggelaten. De gemiddelde schakelspanning  $v_{sw}$  kan geschreven worden als:

$$v_{sw}(t) = v_g(t) - L \frac{di_L(t)}{dt}, \quad (2.20)$$

en de convertortopologie laat toe om de gemiddelde schakelspanning te schrijven als [17]:

$$v_{sw}(t) = (1 - 2d)v_{dc}(t), \quad (2.21)$$

met  $d$  de pulswijdteverhouding van schakelaar  $S_2$ . Eliminatie van de gemiddelde schakelspanning  $v_{sw}$  uit de vorige vergelijkingen, levert de volgende uitdrukking voor de netspanning:

$$v_g(t) = L \frac{di_L(t)}{dt} + (1 - 2d)v_{dc}(t). \quad (2.22)$$

Kleinsignaalanalyse met

$$\begin{aligned} v_g &= V_g + \hat{v}_g, & i_L &= I_L + \hat{i}_L, & v_{dc} &= V_{dc} + \hat{v}_{dc}, \\ d &= D + \hat{d}, & v_{PLL} &= V_g^{\text{ref}} \sin(\theta_{PLL}) = V_{PLL} + \hat{v}_{PLL} \end{aligned} \quad (2.23)$$

waar hoofdletters evenwichtswaarden aanduiden en kleine letters met hoedje afwijkingen uit die evenwichtstoestand, laat toe om de respons van de volle-brug convertor (2.22) in het Laplace-domein te schrijven als:

$$\hat{i}_L(s) = \frac{1}{sL} \hat{v}_g(s) + \frac{2V_{dc}}{sL} \hat{d}(s) - \frac{1 - 2D}{sL} \hat{v}_{dc}(s) \quad (2.24)$$

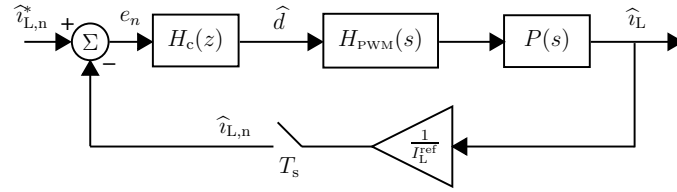
De transfertfunctie  $P(s)$  die de verandering van de ingangsstroom van de convertor beschrijft in functie van de verandering van de pulswijdteverhouding is dus:

$$P(s) = \frac{\hat{i}_L(s)}{\hat{d}(s)} = \frac{2V_{dc}}{sL} \quad (2.25)$$

In Fig. 2.12 wordt een schematische voorstelling van de stroomregelkring weergegeven. Deze stroomregelkring is opgebouwd als volgt. De te regelen ingangsstroom van de convertor  $i_L$  wordt gemeten en bemonsterd door de A/D convertor van de DSP. De meting wordt voorgesteld door een herschaling met factor  $I_L^{\text{ref}}$ , waarbij de meetvertraging verwaarloosd wordt. De uitgang van de bemonsteraar is  $i_{L,n}$ . Vergelijking van dit bemonsterd signaal met de wenswaarde  $i_{L,n}^*$  levert het bemonsterd foutsignaal  $e_n$ . De digitale regelaar met transfertfunctie  $H_c(z)$  gebruikt dit foutsignaal om de pulswijdteverhouding  $d$  te berekenen. De pulswijdtemodulator berekent de stuursignalen op basis van deze pulswijdteverhouding.  $P(s)$  is de hierboven bepaalde transfertfunctie van het proces.

De puls-naar-continu-transfertfunctie  $H_{\text{PWM}}$ , die het continue schakelsignaal weergeeft als functie van de bemonsterde ingang  $\hat{d}$ , voor een symmetrische-aan-tijd-driehoeksmodulator bij de complementaire stuurwijze met bemonstering op de stijgende flank is [18]:

$$H_{\text{PWM}}(j\omega) = \underbrace{\cos \frac{\omega DT_b}{2} \exp(-j \frac{\omega T_b}{2})}_{\text{modulator}} \cdot \underbrace{\exp(-j \frac{\omega T_b}{2})}_{\text{tijdsvertraging}}. \quad (2.26)$$



Figuur 2.12: Schematische voorstelling van de stroomregelkring

De tijdsvertraging geeft de tijd weer tussen het bemonsteren en de update van de pulsverhouding bij de start van een nieuwe PWM-periode. Deze tijdsvertraging is afhankelijk van de gekozen schakelstrategie (zie sectie 2.4). Door de implementatie van de schakelstrategie met frequentieverdubbeling neemt de tijdsvertraging toe. Dit uit zich in het frequentie-antwoord  $H_{\text{PWM}}$  van de modulator:

$$H_{\text{PWM}}(j\omega) = \underbrace{\cos \frac{\omega(D - \frac{1}{2})T_b}{2} \exp(-j\frac{\omega T_b}{2})}_{\text{modulator}} \cdot \underbrace{\exp(-j\omega T_b)}_{\text{tijdsvertraging}}. \quad (2.27)$$

De open-kring-transfertoefunctie van de stroomregelkring  $G_{\text{tot}}$  kan berekend worden door de  $\mathcal{Z}$ -transformatie te nemen van het karakteristieke systeem bestaande uit de puls-naar-continu-transfertoefunctie van de modulator  $H_{\text{PWM}}(s)$  en de transfertoefunctie  $P(s)$ . Deze methode werd toegepast voor een unidirectionele spanningsverhogende converter in [18].

$$G_{\text{tot}} = H_c(z) \mathcal{Z} \{ H_{\text{PWM}}(s) P(s) \} \quad (2.28)$$

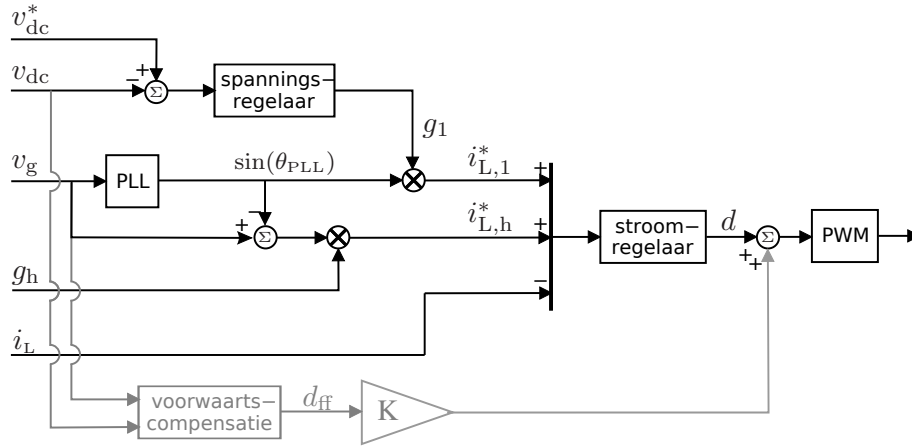
Voor de complementaire schakelstrategie geldt:

$$\mathcal{Z} \{ H_{\text{PWM}}(s) P(s) \} = \frac{T_b}{2} \frac{2V_{\text{dc}}}{LI_{\text{L}}^{\text{ref}}} \frac{z+1}{z(z-1)} \quad (2.29)$$

Voor de schakelstrategie met frequentieverdubbeling geldt:

$$\mathcal{Z} \{ H_{\text{PWM}}(s) P(s) \} = T_b \frac{2V_{\text{dc}}}{LI_{\text{L}}^{\text{ref}}} \frac{1}{z(z-1)} \quad (2.30)$$

Uit voorgaande analyse blijkt dat de keuze voor een schakelstrategie ook de instelling van de stroomregelaar bepaalt. De gebruikte stroomregelaars zijn digitale proportioneel-integrerende regelaars. De stroomregelaar gebruikt bij de complementaire schakelstrategie bereikt een fasemarge van  $30^\circ$  bij een frequentie van 6.8 kHz [2].



Figuur 2.13: Controlestrategie voor een dempende convertor met voorwaartscompensatie

De transfertfunctie van de stroomregelaar  $H_c$  is:

$$H_c(z) = \frac{A_0 z + A_1}{z - 1}. \quad (2.31)$$

De parameters van de stroomregelaar voor de schakelstrategie met frequentieverdubbeling zijn:

$$A_0 = 0.6590 \quad A_1 = -0.6430 \quad (2.32)$$

Deze stroomregelaar is in het frequentiedomein een PI-regelaar met transfertfunctie:

$$H_c(s) = K_{PI} \left( 1 + \frac{1}{s\tau_{PI}} \right), \quad (2.33)$$

en parameters:

$$K_{PI} = 0.651 \quad \tau_{PI} = 818\mu s \quad (2.34)$$

Met deze parameters wordt een fasemarge van  $29^\circ$  bereikt bij een frequentie van 3.98 kHz.

#### 2.6.4 Voorwaartscompensatie van de pulswijdteverhouding

De opgestelde kleinsignaalanalyse laat toe om een stroomregelaar te ontwerpen. In vergelijking (2.24) vonden we naast de gewenste invloed van de pulswijdteverhouding ook twee storingen terug, de variaties op de netspanning en op de

busspanning. Zoals in [23–25] voorgesteld wordt, dient de stroomregelkring uitgebreid te worden met *voorwaartscompensatie van de pulswijdteverhouding*<sup>7</sup> om de storingsgevoeligheid te verminderen. Daartoe wordt de evenwichtswaarde van de pulswijdteverhouding  $d_{\text{ff}} = \frac{1}{2} \left( 1 - \frac{v_g}{v_{\text{dc}}} \right)$  die bekomen wordt aan de hand van de volt-seconden balans over de ingangspoelen [22], opgeteld bij de uitgang van de stroomregelaar. Het regelen van de ingangsstroom van de converter vergt immers slechts een klein spanningsverschil over de spoelen. Uit (2.22) blijkt dat het spanningsverschil over de spoelen klein is als de pulswijdteverhouding  $d$  de regime pulswijdteverhouding  $d_{\text{ff}}$  benadert. De stroomregelaar dient nu enkel nog het verschil tussen  $v_g$  en de gewenste  $v_{\text{sw}}$  weg te regelen en hoeft niet langer de volledige  $v_{\text{sw}}$  te construeren [21]. Door het toepassen van voorwaartscompensatie wordt de voorijling tussen de stroom  $i_L$  en de netspanning sterk verminderd. De uitbreiding van de controlestrategie met voorwaartscompensatie van de pulswijdteverhouding wordt in het grijs weergegeven in Fig. 2.13. De waarde  $K$  kan gelijk aan 0 of 1 gekozen worden, om voorwaartscompensatie al dan niet toe te passen.

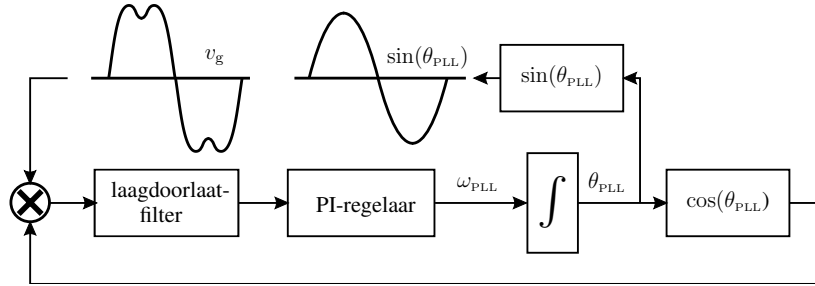
### 2.6.5 Fasevolger

Het sinusoidaal referentiesignaal dat gebruikt wordt in de controlestrategie is in fase met de fundamentele component van de ingangsspanning. Dit wordt bekomen door gebruik te maken van een digitale fasevolger. Een schematisch overzicht van de fasevolger is gegeven in Fig. 2.14. De filosofie van de fasevolger behelst het wegfilteren van het verschil tussen de geëmuleerde fasehoek  $\theta_{\text{PLL}}$  en de fasehoek  $\theta$  van de fundamentele component van de netspanning. De fundamentele component van de netspanning kan immers geschreven worden als  $\widehat{V}_{g,1} \sin \theta$ . Vermenigvuldiging met  $\cos \theta_{\text{PLL}}$  levert een term in functie van  $\sin(\theta - \theta_{\text{PLL}})$  en een term in functie van  $\sin(\theta + \theta_{\text{PLL}})$ . Aan de hand van een goed afgesteld laagdoorlaatfilter kunnen we de laagfrequente term afzonderen. Als het verschil tussen  $\theta$  en  $\theta_{\text{PLL}}$  klein is kunnen we stellen dat  $\sin(\theta - \theta_{\text{PLL}}) \approx \theta - \theta_{\text{PLL}}$ . Dit verschil wordt tot nul teruggebracht door de PI-regelaar. De instelling van de PI-regelaar is gebaseerd op [26], en is een compromis tussen snelheid en robuustheid. Integratie van de uitgang van de PI-regelaar levert de fasehoek  $\theta_{\text{PLL}}$ , waarmee het sinusoidaal referentiesignaal geconstrueerd kan worden.

## 2.7 Analyse van deingangsimpedantie van de converter

De implementatie van de dempende controlestrategie beschreven in sectie 2.6 resulteert in een programmeerbare weerstand voor niet-fundamentele netspanningscomponenten. Deingangsimpedantie van de converter zou onafhankelijk moeten

<sup>7</sup>E: duty-ratio feedforward



Figuur 2.14: Fasevolger

zijn van het vermogen dat met het net uitgewisseld wordt en resistief in een breed frequentiebereik. Analyse van deze ingangsimpedantie is mogelijk aan de hand van een kleinsignaalmodel van de converter gecombineerd met een kleinsignaalmodel van de regelaar. Deze kleinsignaalanalyse werd toegepast op een unidirectionele spanningsverhogende converter in [21, 23] en voor een bidirectionele volle-brug converter in [2]. In dit werk wordt extra aandacht besteed aan de invloed van voorwaartscompensatie van de pulswijdteverhouding op de ingangsimpedantie van de converter. Ook de invloed van de keuze van de schakelstrategie en de bijbehorende tijdsvertraging zal in wat volgt geanalyseerd worden.

De kleinsignaalanalyse van de stroomregelkring in 2.6.3 resulteerde in de kleinsignaalrespons van de converter (2.24):

$$\hat{i}_L(s) = \frac{1}{sL} \hat{v}_g(s) + \frac{2V_{dc}}{sL} \hat{d}(s) - \frac{1-2D}{sL} \hat{v}_{dc}(s) \quad (2.35)$$

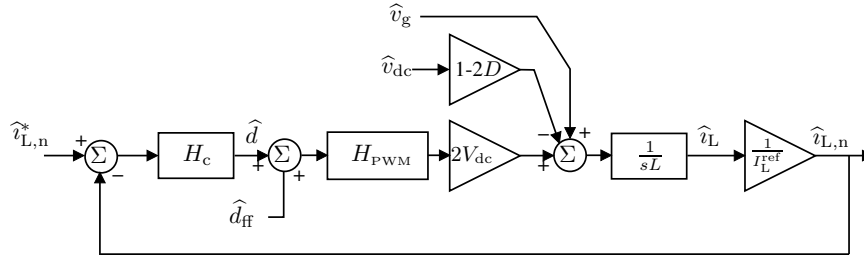
De kleine afwijking van de ingangsstroom  $\hat{i}_L$  bleek niet alleen bepaald te worden door de pulswijdteverhouding, maar ook door variaties van de netspanning en busspanning. De pulswijdteverhouding is met behulp van de transfertfuncties voor de pulswijdtemodulator en de stroomregelaar te schrijven in functie van de netspanning en de busspanning. Een schematisch overzicht van de volledige stroomregelkring is gegeven in Fig. 2.15. Merk op dat ook hier voorwaartscompensatie van de pulswijdteverhouding is weergegeven. Kleinsignaalanalyse van de regime-waarde van de pulswijdteverhouding levert:

$$\hat{d}_{ff}(s) = \frac{1}{2} \frac{V_g}{V_{dc}^2} \hat{v}_{dc}(s) - \frac{1}{2} \frac{1}{V_{dc}} \hat{v}_g(s) \quad (2.36)$$

Door gebruik te maken van het schematisch overzicht in Fig. 2.15 en het digitaal karakter van de regelaar kan de kleine afwijking van de pulswijdteverhouding  $\hat{d}$  geschreven worden als:

$$\hat{d}(s) = H_{PWM}(s) H_c(s) \frac{\hat{i}_L^*(s) - \hat{i}_L(s)}{I_L^{ref}} + K H_{PWM}(s) \hat{d}_{ff}(s). \quad (2.37)$$





Figuur 2.15: Schematische voorstelling van het kleinsignaalmodel van de regelaar

Met behulp van de vergelijking voor de wenswaarde van de ingangsstroom (2.5) bekomen we:

$$\begin{aligned} \hat{d}(s) = H_{PWM}(s)H_c(s) \frac{g_h \hat{v}_g(s) - \hat{i}_L(s) + (g_1 - g_h) \hat{v}_{PLL}(s)}{I_L^{ref}} \\ + KH_{PWM}(s) \hat{d}_{ff}(s). \end{aligned} \quad (2.38)$$

Hierbij kan  $g_1$  constant verondersteld worden, gezien de trage aanpassing door de busspanningsregelaar.

De verandering van de stroom door de spoel ten gevolge van een verandering van de netspanning of een verandering van de busspanning kan bepaald worden met behulp van vergelijkingen (2.35), (2.36) and (2.38). De verandering van  $\hat{i}_L$  ten gevolge van  $\hat{v}_g$  wordt de kleinsignaalingsimpedantie  $\hat{z}_{in}(s)$  genoemd, en wordt beschreven door:

$$\hat{z}_{in}(s) = \frac{\hat{v}_g(s)}{\hat{i}_L(s)} = \frac{sL + 2 \frac{V_{dc}}{I_L^{ref}} H_c(s) H_{PWM}(s)}{1 - KH_{PWM}(s) + 2 \frac{V_{dc} g_h}{I_L^{ref}} H_c(s) H_{PWM}(s)}. \quad (2.39)$$

Dezeingangsimpedantie geeft aan welke bijkomende stromen de converter zal opnemen bij verstoring van de netspanning. Dit geldt voor alle frequentiecomponenten, zowel voor de fundamentele component als voor de harmonische en interharmonische componenten.

De invloed van afwijkingen op het sinusoidaal referentiesignaal  $\hat{v}_{PLL}$  kan geschreven worden als:

$$\frac{\hat{v}_{PLL}(s)}{\hat{i}_L(s)} = \frac{sL + 2 \frac{V_{dc}}{I_L^{ref}} H_c(s) H_{PWM}(s)}{2 \frac{V_{dc}}{I_L^{ref}} H_c(s) H_{PWM}(s) (g_1 - g_h)} \quad (2.40)$$

Het sinusoidale referentiesignaal  $v_{\text{PLL}}$  is een 50 Hz sinusoidale. De bovenstaande vergelijking beschrijft dus enkel de fundamentele component van de ingangsstroom. De fundamentele component van de ingangsstroom is opgebouwd uit twee delen. Het eerste deel ontstaat ten gevolge van afwijkingen van de fundamentele component van de netspanning (zie (2.39)). Dit eerste deel verhoudt zich tot  $\hat{v}_g$  met een evenredigheidsfactor  $g_h$ . De termen  $sL$  en  $1 - KH_{\text{PWM}}$  in (2.39) zijn bij een frequentie van 50 Hz immers te verwaarlozen door de toepassing van voorwaartscompensatie van de pulswijdteverhouding of de keuze van een voldoende grote versterking van de stroomregelaar. Het tweede deel is een bijdrage ten gevolge van de variatie van het sinusoidaal referentiesignaal (2.40) met een evenredigheidsfactor  $g_1 - g_h$  (door verwaarlozing van  $sL$  in (2.40)).

De variaties van de ingangsstroom van de convertor ten gevolge van variaties van de busspanning worden beschreven door:

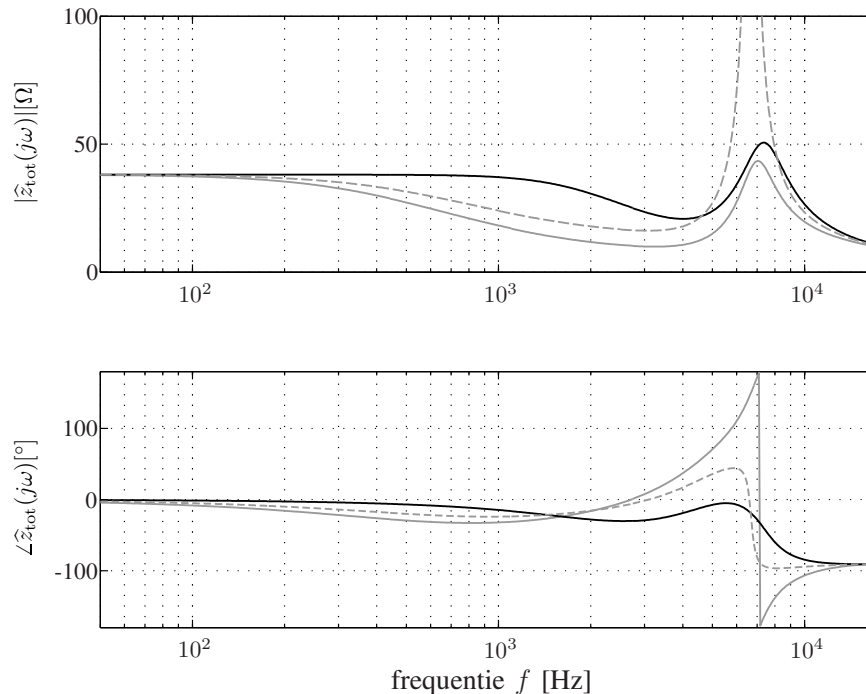
$$\frac{\hat{i}_L(s)}{\hat{v}_{\text{dc}}(s)} = \frac{(1 - 2D)(KH_{\text{PWM}}(s) - 1)}{sL + 2\frac{V_{\text{dc}}}{I_{\text{ref}}}H_c(s)H_{\text{PWM}}(s)} \quad (2.41)$$

Deze variaties van de ingangsspanning zijn oncontroleerbaar en ongewenst. De busspanningsvariatie  $\hat{v}_{\text{dc}}$  wordt dus gezien als een storingang. Wanneer voorwaartscompensatie wordt toegepast ( $K = 1$ ) wordt de storing bijna volledig onderdrukt aangezien de teller van (2.41) verwaarloosbaar klein wordt voor lage frequenties. De onderdrukking van de storingang hangt dus nagenoeg niet af van de keuze van de stroomregelaar  $H_c$ . Onderdrukking van de storingang zonder voorwaartscompensatie kan bekomen worden door een goede keuze van de stroomregelaar. Een proportioneel-integrerende regelaar met een grote versterking maakt de noemer van (2.41) groot, en resulteert zodoende in een voldoende storingsonderdrukking. De bekomen resultaten zijn analoog aan de resultaten voor een unidirectionele spanningsverhogende convertor [23].

De invloed van voorwaartscompensatie en de keuze van de schakelstrategie op de ingangsimpedantie zal in de volgende paragrafen geanalyseerd worden. De totale ingangsimpedantie  $\hat{z}_{\text{tot}}$  bevat zowel de hierboven geanalyseerde ingangsimpedantie van de convertor als het ingangsfILTER. Deze totale ingangsimpedantie kan niet onafhankelijk gezien worden van de ingangscapacitor  $C_g$  en zal dus steeds een resistief-capacitief gedrag vertonen. De totale ingangsimpedantie van de convertor is:

$$\hat{z}_{\text{tot}} = \frac{\hat{v}_g(s)}{\hat{i}_g(s)} = (\hat{z}_{\text{in}}^{-1}(s) + sC_g)^{-1}. \quad (2.42)$$

De berekening van de totale ingangsimpedantie is gebeurd aan de hand van de parameters van de experimentele opstelling. De bekomen theoretische frequentierespons voor de dempende controlestrategie is afgebeeld in Fig. 2.16. In deze



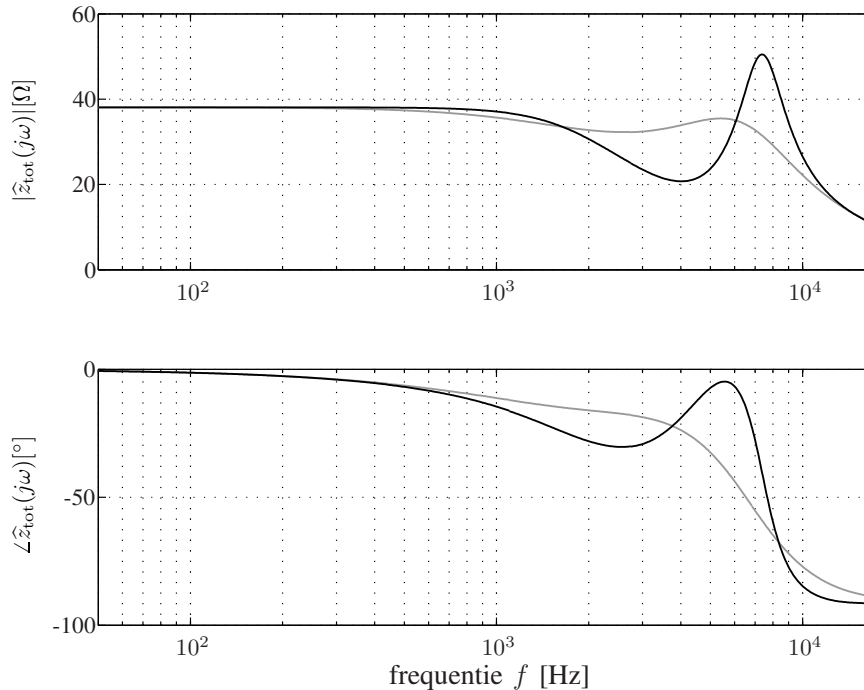
Figuur 2.16: Totaleingangsimpedantie van een bidirectionele converter met dempende controlestrategie en frequentieverdubbeling. Volle zwarte lijnen: met voorwaartscompensatie, volle grijze lijnen: zonder voorwaartscompensatie, grijze streeplijnen: zonder voorwaartscompensatie met laagdoorlaatfilter

figuur zien we duidelijk dat de implementatie van de dempende controlestrategie resulteert in een zuiver resistieveingangsimpedantie (volle zwarte lijnen). Pas bij zeer hoge frequenties (meer dan 2 kHz) begint de ingangscondensator de resistiviteit van de converter af te zwakken. De implementatie van voorwaartscompensatie in de controlestrategie heeft duidelijk een positief gevolg op de faseveroorijling van de ingangsstroom t.o.v. de netspanning. Met name voor lage frequenties is deze faseveroorijling compleet afwezig. Ook de amplitude van deingangsimpedantie wordt langer gelijk gehouden aan de ingestelde waarde ( $1/g_h$ ). Dit blijkt duidelijk uit het vergelijken van de volle zwarte lijn (met voorwaartscompensatie) en de volle grijze lijn (zonder voorwaartscompensatie) in Fig. 2.16.

Als er geen voorwaartscompensatie wordt toegepast, wordt er omwille van stabiliteitsredenen vaak een laagdoorlaatfilter aan de meting van de netspanning toegevoegd [27]. Zonder dit laagdoorlaatfilter wordt het reëel deel van deingangsimpedantie immers sterk negatief in een frequentiegebied tussen 7 en 10 kHz, wat

bij afwezigheid van voldoende demping in het net aanleiding zal geven tot instabiliteit en een mogelijke uitschakeling van de converter. Door het toevoegen van een eerste-orde laagdoorlaatfilter met een tijdsconstante van  $100\mu s$  wordt de fasehoek van de ingangsimpedantie sterk beperkt (grijze streeplijn vs. volle grijze lijn in Fig. 2.16). Bij de converter met voorwaartscompensatie wordt dit (overbodige) laagdoorlaatfilter achterwege gelaten wegens zijn negatieve invloed op de fasehoek van de ingangsimpedantie van de converter.

De invloed van de keuze van de schakelstrategie bleek invloed te hebben op de tijdsvertraging in de stroomregelkring (2.5.1) en op het ontwerp van de stroomregelaar (2.6.3). De keuze van de schakelstrategie zal dus uiteraard ook invloed hebben op de totale ingangsimpedantie van de converter door de aanpassingen in  $H_c$  en  $H_{PVM}$ . De theoretisch berekende Bode-diagrammen in Fig. 2.17 geven deze invloed weer. Uit de figuur blijkt dat de bijkomende tijdsvertraging in de stroommeting de bandbreedte van de stroomregelkring verlaagt (zwarte vs. grijze lijn in Fig. 2.17). De negatieve invloed op de ingangsimpedantie van de converter blijkt vooral in het gebied tussen 2 en 5 kHz. Daarna wordt de negatieve invloed (over-)gecompenseerd door de aanwezigheid van een serieresonantie rond 6 kHz. We merken dus enkel een reductie van het dempend vermogen tussen 2 en 5 kHz. Voor nog hogere frequenties neemt het dempend vermogen van de converter zelfs toe.

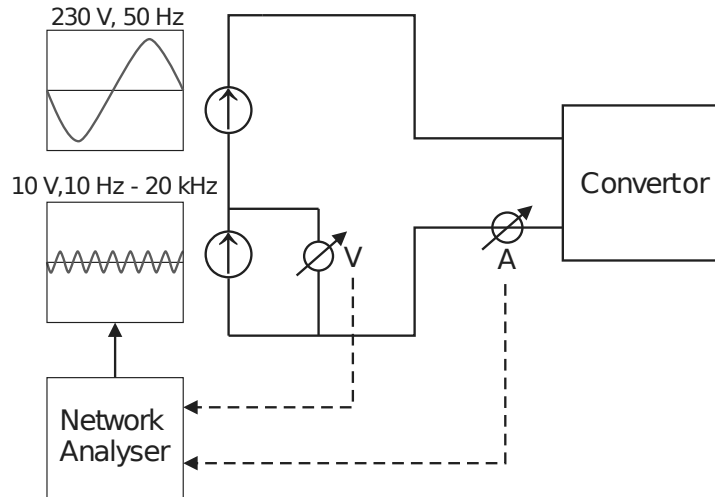


Figuur 2.17: Totale ingangsimpedantie van een bidirectionele converter met dempende controlestrategie en voorwaartscompensatie. Zwarte lijnen: met frequentieverdubbeling, grijze lijnen: zonder frequentieverdubbeling

## 2.8 Experimentele verificatie

### 2.8.1 Ingangsimpedantie van de converter

De opstelling voor de experimentele verificatie van de theoretisch bekomen ingangsimpedanties bestaat uit een prototype van een éénfasige volle-brug bidirectionele converter met een nominaal vermogen van 1 kW. De converter heeft een ingangscondensator  $C_g$  van  $1 \mu\text{F}$ , twee spoelen met een inductantie van  $0.5 \text{ mH}$  en een buscondensator van  $950 \mu\text{F}$ . De schakelaars zijn MOSFETs SPP20N60S5. Het elektrisch net wordt nagebootst door een lineaire versterker (PAS1000 van Spitzenberger & Spies), die gebruikt kan worden om willekeurige spanningsgolfformen te genereren. De decentrale energieproductie wordt voorgesteld door een dc-spanningsbron die bestaat uit een serieschakeling van twee SM300-10Ds van Delta Elektronika. Aan de gelijkspanningszijde van de converter wordt een weerstand van  $320 \Omega$  in parallel geplaatst met de gelijkspanningsbron. Een aanpassing

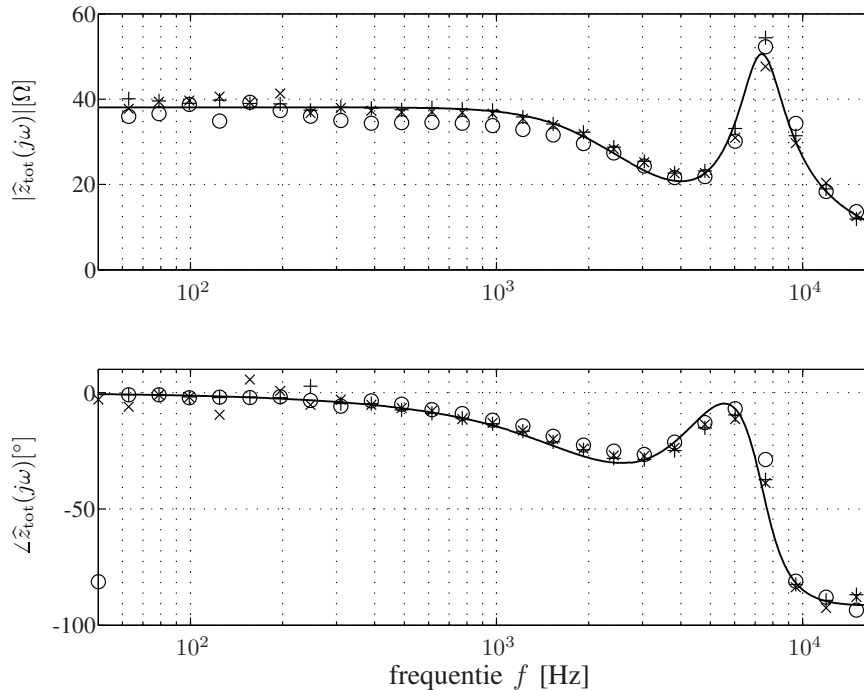


Figuur 2.18: Schematische voorstelling van de experimentele opstelling gebruikt voor de ingangsimpedantiemeting

van het vermogen geleverd door de gelijkspanningsbron resulteert in een variatie van het dc-vermogen dat de convertor ter beschikking heeft om met het net uit te wisselen. Als het vermogen gegenereerd door de gelijkspanningsbron groter is dan het vermogen dat in de weerstand geabsorbeerd wordt, keert de vermogenszin in de convertor om en levert de convertor vermogen aan het net.

De netspanning  $v_g(t)$  en de netstroom van de convertor  $i_g(t)$  worden gemeten door een dynamische signaalanalyser (Hewlett Packard 3562A) die daarna de totale ingangsimpedantie van de convertor berekent. Om de ingangsimpedantie te kunnen berekenen in een groot frequentiebereik wordt een kleine sinusoidale spanning met een programmeerbare frequentie en een amplitude van 5% op de grondgolf gesuperponeerd door de lineaire versterker. Deling van deze niet-fundamentele spanningscomponent door de corresponderende stroomcomponent levert de totale ingangsimpedantie van de convertor voor de desbetreffende frequentie. Dit is schematisch weergegeven in Fig. 2.18.

De meetresultaten van de totale ingangsimpedantie zijn afgebeeld in Fig. 2.19. De overeenstemmende theoretische ingangsimpedanties werden aan de figuur toegevoegd als volle zwarte lijnen. De experimentele resultaten zijn opgemeten voor drie verschillende vermogens (lastmode: +500 W, nullast en generatormode: -400 W) en werden in Fig. 2.19 afgebeeld als respectievelijk kruisjes, cirkels en plusjes. De ingangsimpedantie van de convertor is dus inderdaad onafhankelijk van het fundamenteel vermogen dat de convertor met het net uitwisselt. Dit bleek ook al uit (2.39): de parameter  $g_1$ , die een maat is voor het vermogen van de convertor, komt

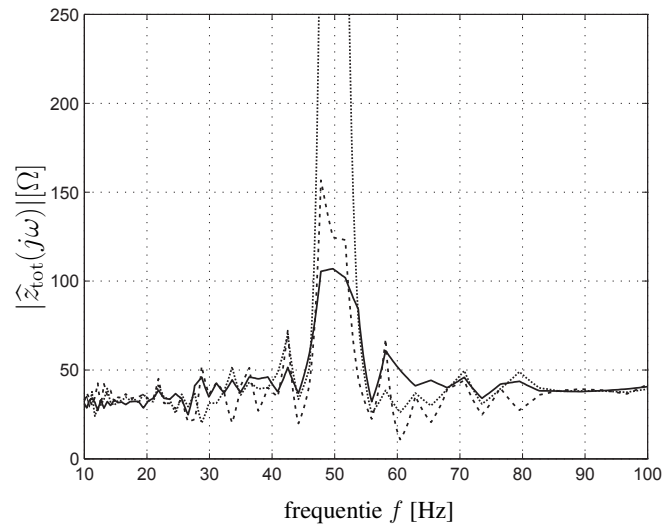


Figuur 2.19: Amplitude en fasehoek van de totale ingangsimpedantie

Theoretische curves: volle zwarte lijnen, experimentele resultaten (kruisjes: +500 Watt, plusjes: -400 Watt, cirkels: 0 Watt)

in deze vergelijking niet voor. Dat verklaart ook waarom in Fig. 2.19 en Fig. 2.16 slechts één theoretische curve afgebeeld werd. De experimentele resultaten bevestigen de theoretische afleiding. De kleinsignaalanalyse van ingangsimpedantie van de converter kan dus gebruikt worden om het gedrag van de converter te beschrijven bij normale werking.

De invloed van het vermogen van de converter op de ingangsimpedantie beperkt zich tot een kleine zone rond 50 Hz. De amplitude van de ingangsimpedantie van de converter is experimenteel opgemeten en afgebeeld in Fig. 2.20. De waarde van  $g_h$  is ingesteld op 1 p.u., de amplitude van de ingangsimpedantie in de zone rond 50 Hz is dus enkel gelijk aan de amplitude van de ingangsimpedantie in het omringende frequentiegebied als de converter het nominaal vermogen met het net uitwisselt. Dan is de waarde van  $g_1$  immers ook gelijk aan 1 per unit. Omdat de curves in Fig. 2.20 opgemeten werden voor vermogens kleiner dan het nominale vermogen, is de amplitude van de ingangsimpedantie in het gebied rond 50 Hz groter dan de ingestelde waarde. Als de converter geen fundamenteel vermogen



Figuur 2.20: Experimenteel opgemeten amplitude rond 50 Hz voor drie vermogen-niveaus (volle lijn: +500 Watt, streeplijn: -400 Watt, stippellijn: 0 Watt)

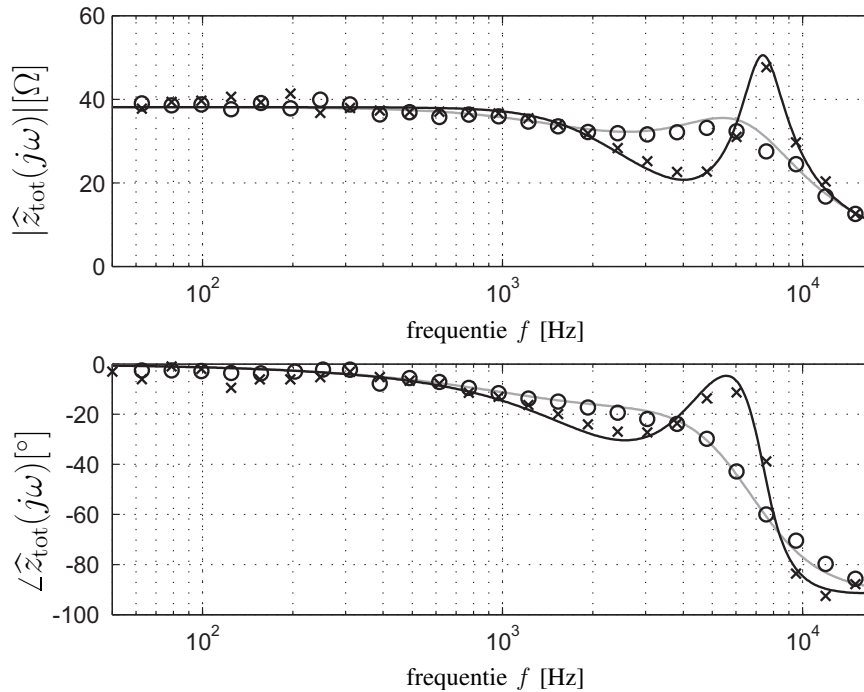
met het net uitwisselt wordt de amplitude van de ingangsimpedantie bij 50 Hz zeer groot, zoals blijkt uit de stippellijn in Fig. 2.20. Deze experimentele resultaten corresponderen met de theoretische afleiding gebaseerd op (2.39) en (2.40).

Ook de experimentele resultaten voor wat betreft de impact van de keuze van de schakelstrategie blijken goed overeen te stemmen met de theoretische curves. De theoretische curves uit Fig. 2.17 werden in Fig. 2.21 herhaald, en de experimentele resultaten werden toegevoegd. Gezien de tamelijk beperkte impact op de ingangsimpedantie werd voor het vervolg van dit werk steeds de schakelstrategie met frequentieverdubbeling geïmplementeerd, gezien de bekomen rendementsverbetering en de invloed daarvan op de thermische limieten van de convertor.

Voor experimentele resultaten op een unidirectionele en een bidirectionele convertor met complementaire schakelstrategie voor een controlestrategie zonder voorwaartscompensatie en zonder laagdoorlaatfilter en voor de experimentele resultaten voor een controlestrategie zonder voorwaartscompensatie maar met een laagdoorlaatfilter wordt doorverwezen naar [2, 21].

Teneinde de invloed van de ingangsimpedantie van de convertor op het gedrag van de convertor na te gaan werden de golfvormen van de convertor afgebeeld in Fig. 2.22. De zuiver sinusoidale netspanning is afgebeeld als een volle grijze lijn. De ingangsstroom van de convertor is weergegeven voor een situatie met voorwaartscompensatie (volle zwarte lijn) en zonder voorwaartscompensatie (zwarte streeplijn). De ingangsstroom van de convertor met voorwaartscompensatie heeft





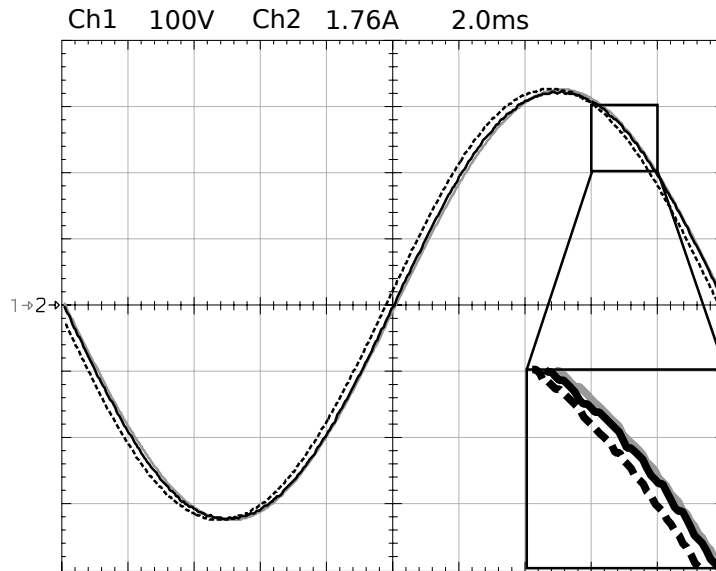
Figuur 2.21: Totale ingangsimpedantie van een bidirectionele converter met dempende controlestrategie en voorwaartscompensatie. Met frequentieverdubbeling: theorie (volle zwarte lijnen), experiment (kruisjes); Zonder frequentieverdubbeling: theorie (volle grijze lijnen), experiment (cirkels)

een zeer lage *totale harmonische distorsie*<sup>8</sup> en een arbeidsfactor ongeveer gelijk aan 1. Deze resultaten blijken eveneens uit de analyse van Fig. 2.19 voor een frequentie van 50 Hz.

Door de implementatie van de dempende controlestrategie zal de THD van de ingangsstroom van de converter bij vervormde netspanning groter zijn dan de THD van de netspanning. De amplitude van de ingangsimpedantie van de converter voor 50 Hz is immers groter dan of gelijk aan de amplitude van de ingangsimpedantie voor harmonische componenten (zie Fig. 2.20). In Fig. 2.23 werd een vervormde netspanning aan de converter opgedrongen. De netspanning (volle grijze lijn) bevat een derde harmonische component van 10% en een 17<sup>de</sup> harmonische component van 5%.

De invloed van de verandering van de ingangsimpedantie van de converter op het gedrag van de converter kan het best aangetoond worden door het al dan niet toe-

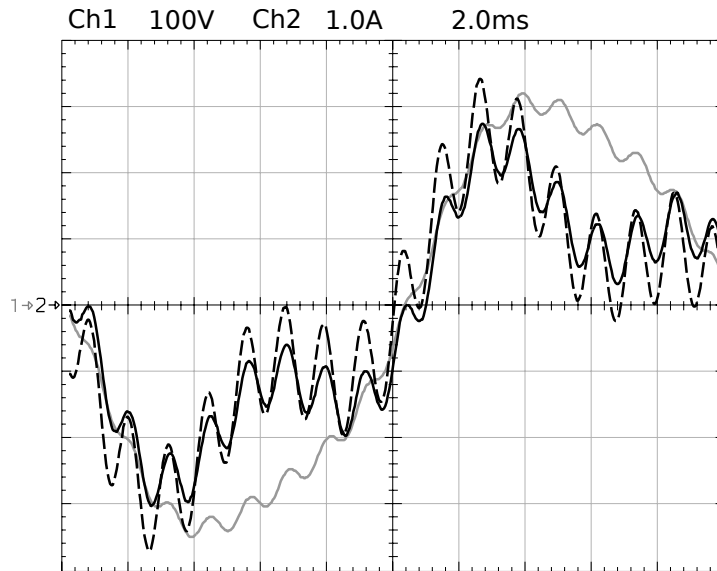
<sup>8</sup>E: Total Harmonic Distortion (THD)



Figuur 2.22: Gedrag van de volle-brug convertor bij sinusoidale netspanning: netspanning (volle grijze lijn), ingangsstroom met voorwaartscompensatie (volle zwarte lijn) en ingangsstroom zonder voorwaartscompensatie (zwarte streeplijn)

passen van voorwaartscompensatie. De verandering van de ingangsimpedantie is dan immers het grootst (Fig. 2.16). Vergelijkbare effecten zullen optreden door de keuze van de schakelstrategie, maar veel kleiner in schaal en slechts bij zeer hoge frequenties (Fig. 2.21).

Door het achterwege laten van voorwaartscompensatie neemt de fasehoek tussen ingangsstroom en netspanning toe. De ingangsstroom van de convertor zonder voorwaartscompensatie (zwarte streeplijn in Fig. 2.22) vertoont een duidelijke voorijling ten opzichte van de netspanning (volle grijze lijn in Fig. 2.22). Bovendien resulteert het achterwege laten van voorwaartscompensatie in een verandering van de amplitude van de ingangsimpedantie. Dit heeft onder meer gevolgen voor de amplitude van de 17<sup>de</sup> harmonische component van de ingangsstroom (volle zwarte lijn vs. zwarte streeplijn in Fig. 2.23). De daling van de amplitude van de ingangsimpedantie voor 850 Hz heeft een grotere 17<sup>de</sup> harmonische component in de ingangsstroom tot gevolg. Ook de fasevoorijling van de 17<sup>de</sup> harmonische component is toegenomen. Deze bevindingen zijn eveneens geldig voor de derde harmonische component, maar zijn grafisch moeilijker te onderscheiden.



Figuur 2.23: Gedrag van de volle-brug convertor bij vervormde netspanning: netspanning (volle grijze lijn), ingangsstroom met voorwaartscompensatie (volle zwarte lijn) en ingangsstroom zonder voorwaartscompensatie (zwarte streeplijn)

### 2.8.2 Lineariteit van het ingangsgedrag van de convertor

De methode die gebruikt werd om de totale ingangsimpedantie op te meten resulteert in een ingangsimpedantie voor één enkele harmonische. De ingangsimpedanties gebruiken om te voorspellen welke harmonische stromen er zullen vloeien als er meerdere harmonische spanningscomponenten in de netspanning aanwezig zijn is enkel gerechtvaardigd als de convertor zich lineair gedraagt. Dit betekent dat de aanwezigheid van een harmonische spanningscomponent enkel leidt tot de aanwezigheid van een harmonische component met gelijke frequentie in de ingangsstroom. Indien dit niet het geval zou zijn, zou de aanwezigheid van een bijkomende harmonische spanningscomponent met frequentie  $f_2$  aanleiding kunnen geven tot verandering van de reeds aanwezige harmonische stroomcomponent met frequentie  $f_1$  en dus tot een verandering van de ingangsimpedantie bij frequentie  $f_1$ .

Om de lineariteit van het ingangsgedrag van de convertor na te gaan werden bijkomende metingen uitgevoerd. De verandering van de impedantie op een bepaalde frequentie  $f_1$  werd opgemeten met behulp van de coherentiemeting van de signaalanalyser. Daartoe wordt een vaste harmonische spanningscomponent met frequentie  $f_1$  in de netspanning gebracht, daarop wordt een harmonische component met frequentie  $f_2$  gesuperponeerd met een variërende amplitude en fase. Als

er geen verandering gemeten wordt in de ingangsimpedantie voor frequentie  $f_1$ , dan is de coherentie gelijk aan 1. Deze metingen worden herhaald voor alle mogelijke combinaties tussen harmonische spanningscomponenten met harmonische orde kleiner dan 20. De coherentie  $\gamma$  voor een bepaalde frequentie is gedefinieerd als:

$$\gamma^2 = \frac{\overline{|v_g i_L^*|^2}}{\overline{|v_g|^2} \overline{|i_L|^2}} = \frac{\left| \sum_{i=1}^n \frac{v_{g,i} i_{L,i}^*}{n} \right|^2}{\sum_{i=1}^n \frac{|v_{g,i}|^2}{n} \sum_{i=1}^n \frac{|i_{L,i}|^2}{n}}, \quad (2.43)$$

met  $n$  het aantal genomen gemiddelden,  $v_g$  de complexe waarde van de netspanning en  $i_L^*$  de complex toegevoegde van de complexe waarde van de ingangsstroom. Deze vergelijking kan omgevormd worden tot:

$$\gamma^2 = \frac{\overline{|v_g|^2} \overline{|i_L|^2} - \frac{1}{2n^2} \left( \sum_{i=1}^n \sum_{j=1}^n |z_{in,i} - z_{in,j}|^2 |i_{L,i}|^2 |i_{L,j}|^2 \right)}{\overline{|v_g|^2} \overline{|i_L|^2}} \quad (2.44)$$

Als de ingangsimpedantie bij een bepaalde frequentie onveranderd blijft gedurende de metingen valt de tweede term van de teller van deze breuk weg. De coherentie is dan gelijk aan 1. De coherentie kan dus gebruikt worden om de verandering van de ingangsimpedantie na te gaan voor een bepaalde frequentie. Alle coherentiewaarden tussen de oneven harmonischen met harmonische orde lager dan 20 werden opgemeten en zijn groter dan 0.998. Dit correspondeert met een verwaarloosbare impedantievariatie. De ingangsimpedantie kan dus gebruikt worden om de ingangsstromen te voorspellen bij de aanwezigheid van meerdere harmonische componenten in de netspanning.

## 2.9 Besluit

In dit hoofdstuk werd de implementatie van een converter met dempend gedrag beschreven [13]. Er werd geopteerd voor een bidirectionele volle-brug converter, die ook in de meeste commercieel beschikbare fotonvoltaïsche systemen gebruikt wordt. Een schakelstrategie met frequentieverdubbeling werd toegepast om het rendement van de converter te verhogen. De gevolgen voor de keuze van de schakelstrategie op de bemonsterogenblikken en de te gebruiken pulswijdtemodulator zijn geanalyseerd. De gebruikte controlestrategie werd beschreven als een uitbreiding van de klassieke sinusoidale controlestrategie. De keuzes gemaakt in functie

van de digitale implementatie van de controlestrategie werden toegelicht. De analyse van het ingangsgedrag van de converter werd gedaan aan de hand van een kleinsignaalanalyse. De ingangsimpedantie werd theoretisch berekend en experimenteel geverifieerd in een groot frequentiegebied. De ingangsimpedantie van de converter bleek onafhankelijk te zijn van het fundamenteel vermogen. De impact van het toepassen van frequentieverdubbeling op de ingangsimpedantie van converter werd nagegaan. Er werd aangetoond dat de complete controlestrategie resulteert in een zeer hoge arbeidsfactor en een zeer lage totale harmonische distorsie als de netspanning perfect is. Als de netspanning vervormd is, dempt de converter de spanningsvervorming door het absorberen van corresponderende stroomcomponenten.

## Bibliografie

- [1] J. Ghijselen, "Actieve gelijkrichters voor optimale vermogenskwaliteit." Doctoraatsproefschrift, Universiteit Gent, Faculteit Ingenieurswetenschappen, Gent, België, Nov. 2001.
- [2] W. R. Ryckaert, "Vermindering van de spanningsvervorming in distributienetten met resistieve shunt-harmonische impedanties," Doctoraatsproefschrift, Universiteit Gent, Faculteit Ingenieurswetenschappen, Gent, België, juni 2006.
- [3] J. Willems, J. Ghijselen, and A. Emanuel, "The apparent power concept and the IEEE standard 1459-2000," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 20, no. 2, pp. 876–886, Apr. 2005.
- [4] J. H. R. Enslin and P. J. M. Heskes, "Harmonic interaction between a large number of distributed power inverters and the distribution network," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 19, no. 6, pp. 1586–1593, Nov. 2004.
- [5] W. R. Ryckaert, K. De Gussemé, D. M. Van de Sype, L. Vandeveldel, and J. A. Melkebeek, "Damping potential of single-phase bidirectional rectifiers with resistive harmonic behaviour," *IEE Proc. Electr. Power Appl.*, vol. 153, no. 1, pp. 68–74, Jan. 2006.
- [6] W. Le Roux and J. D. van Wijk, "Evaluation of residual network distortion during compensation according to the instantaneous power theory," *European Transactions on Electrical Power Engineering*, vol. 8, no. 5, pp. 337 – 344, Sept. 1998.
- [7] H. Akagi, "New trends in active filters for power conditioning," *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, vol. 32, no. 6, pp. 1312–1322, Nov./Dec. 1996.

- [8] ———, “Control strategy and site selection of a shunt active filter for damping of harmonic propagation in power distribution systems,” *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 12, no. 1, pp. 354–363, Jan. 1997.
- [9] P. Jintakosonwit, H. Fujita, and H. Akagi, “Control and performance of a fully-digital-controlled shunt active filter for installation on a power distribution system,” *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 17, no. 1, pp. 132–140, Jan. 2002.
- [10] T. E. Núñez-Zúñiga and J. A. Pomilio, “Shunt active power filter synthesizing resistive loads,” *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 17, no. 2, pp. 273–278, Mar. 2002.
- [11] T. Takeshita and N. Matsui, “Current waveform control of PWM converter system for harmonic suppression on distribution system,” *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 50, no. 6, pp. 1134–1139, Dec. 2003.
- [12] K. De Gussemé, W. R. Ryckaert, D. M. Van de Sype, J. A. Ghijselen, J. A. Melkebeek, and L. Vandevelde, “A boost PFC converter with programmable harmonic resistance,” *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, May 2007.
- [13] B. Renders, K. De Gussemé, W. R. Ryckaert, and L. Vandevelde, “Input impedance of grid-connected converters with programmable harmonic resistance,” *IET Electr. Power Appl.*, vol. 1, no. 3, pp. 355–361, May 2007.
- [14] F. Blaabjerg, Z. Chen, and S. B. Kjaer, “Power electronics as efficient interface in dispersed power generation systems,” *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 19, no. 5, pp. 1184–1194, Sept. 2004.
- [15] Y. Xue, L. Chang, S. B. Kjaer, j. Bordonau, and T. Shimizu, “Topologies of single-phase inverters for small distributed power generators: an overview,” *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 19, no. 5, pp. 1305–1314, Sept. 2004.
- [16] S. B. Kjaer, J. K. Pedersen, and F. Blaabjerg, “A review of single-phase grid-connected inverters for photovoltaic modules,” *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, vol. 41, no. 5, pp. 1292–1306, Sept./Oct. 2005.
- [17] N. Mohan, T. M. Underland, and W. P. Robins, *Power Electronics*, 3rd ed. Hoboken, N.J., U.S.A.: Wiley, 2003.
- [18] D. M. Van de Sype, “Kleinsignaalmodellering van digitaal gestuurde schakelende energie-omzetters,” Doctoraatsproefschrift, Universiteit Gent, Faculteit Toegepaste Wetenschappen, Gent, België, maart 2004.

- 
- [19] D. M. Van de Sype, K. De Gussemé, A. P. Van den Bossche, and J. A. Melkebeek, "A sampling algorithm for digitally controlled boost PFC converters," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 19, no. 3, pp. 649–657, May 2004.
- [20] F. M. L. L. De Belie, D. M. Van de Sype, K. De Gussemé, W. R. A. Ryckaert, and J. A. Melkebeek, "Digitally controlled boost PFC converter with improved output voltage controller," *Electrical Engineering (Springer)*, vol. 89, no. 5, pp. 363–370, May 2007.
- [21] K. De Gussemé, "Digitale controle van een éénfasige actieve gelijkrichter," Doctoraatsproefschrift, Universiteit Gent, Faculteit Ingenieurswetenschappen, Gent, België, juni 2006.
- [22] R. W. Erickson and D. Maksimović, *Fundamentals of power electronics*, 2nd ed. New York, U.S.A.: Kluwer Academic Publishers, 2001.
- [23] D. M. Van de Sype, K. De Gussemé, A. P. Van den Bossche, and J. A. Melkebeek, "Duty-ratio feedforward for digitally controlled boost PFC converters," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 52, no. 1, pp. 108–115, Feb. 2005.
- [24] J. Sun, "Input impedance analysis of single-phase PFC converters," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 20, no. 2, pp. 685–692, Mar. 2005.
- [25] M. Chen and J. Sun, "Feedforward current control of boost single-phase PFC converters," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 21, no. 2, pp. 338–345, Mar. 2006.
- [26] P. Mattavelli, W. Stefanutti, G. Spiazzi, and P. Tenti, "Digital control of single-phase power factor preregulators suitable for smart-power integration," in *Proc. IEEE Power Electr. Spec. Conf. (PESC'04)*, Aachen, Germany, June 20–25, 2004, pp. 3195–3201.
- [27] G. Spiazzi and J. Pomilio, "Interaction between EMI filter and power factor preregulators with average current control: Analysis and design considerations," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 46, no. 3, pp. 577–584, June 1999.





## Hoofdstuk 3

# Harmonische Vervorming

### 3.1 Inleiding

#### 3.1.1 Oorzaken

In een ideaal elektrisch systeem zijn de stroom- en spanningsgolfvorm puur sinusoidaal. In de praktijk ontstaan niet-sinusoidale stromen vaak wanneer er geen lineair verband bestaat tussen de spanning over en de stroom door een bepaalde last. Zelfs als de spanning over een last zuiver sinusoidaal is, is het mogelijk dat de stroom door de last harmonische componenten bevat. Dergelijke lasten worden niet-lineair genoemd. Een tweede mogelijke oorzaak van harmonischen is de aanwezigheid van niet-sinusoidale spanningsbronnen.

Harmonische stromen zijn al jarenlang in het elektrische net aanwezig. Aanvankelijk werden ze voornamelijk voortgebracht door de kwikdampgelijkrichters die werden gebruikt om wisselstroom in gelijkstroom om te zetten. In het recente verleden is het gamma aan toestellen dat harmonische stromen voortbrengt sterk toegenomen. Onder meer vermogenselektronisch gekoppelde decentrale generatoren zijn een mogelijke bron van harmonische stromen. Eigenlijk zijn de meeste moderne elektronische toestellen van schakelende voedingen voorzien, en dus een potentiële bron van harmonische vervuiling. Deze schakelende voedingen nemen over het algemeen geen sinusoidale stromen uit het net op, maar puls-vormige stromen. Deze laatste bevatten een belangrijk aandeel derde en hogere harmonische componenten en veel kleinere hoogfrequente harmonische componenten. Voor zwaardere voedingen maakt men sinds kort gebruik van zogenaamde *arbeidsfactor-gecorrigeerde*<sup>1</sup> convertoren. Dat zorgt ervoor dat de opgenomen stroom sinusoidaal en in fase met de grondgolf van de netspanning is. Deze technologie wordt nog niet gebruikt in de goedkopere en kleinere toestellen die vaak in

---

<sup>1</sup>E: Power Factor Correction (PFC)

het elektrisch netwerk terug te vinden zijn.

De aanwezigheid van bronnen van harmonische stromen in het elektrisch net zorgt voor harmonische spanningsvervorming. De harmonische stromen zorgen immers voor een harmonische spanningsval over de netimpedantie. De harmonische spanningsvervorming zal dus in grote mate bepaald worden door deze frequentieafhankelijke netimpedantie, aangezien de meeste niet-lineaire lasten als harmonische stroombronnen gezien kunnen worden.

Bij het optreden van resonanties kan er een aanzienlijke stroom- en/of spanningsvervorming optreden voor een specifieke harmonische component. Bij een parallelresonantie vormt de netimpedantie, zoals gezien vanuit de harmonische stroombron, een hoogimpedant pad voor een bepaalde stroomcomponent. Daardoor ontstaat er een grote corresponderende spanningscomponent. Bij een serieresonantie ontstaat er een laagimpedant pad voor een bepaalde harmonische component. Als de overeenkomstige harmonische spanningscomponent in de netspanning aanwezig is, zal dat zorgen voor een grote corresponderende harmonische stroomcomponent.

Lasten die harmonische stromen met het net uitwisselen worden soms vervuilende lasten genoemd. Deze term is echter niet éénduidig bepaald. Niet-lineaire lasten kunnen de harmonische vervorming in het net zowel laten toenemen als laten afnemen. Dat zal in grote mate bepaald worden door de aanwezige achtergrondvervuiling, of met andere woorden door de aanwezigheid van andere niet-lineaire gebruikers. Om te kunnen achterhalen of een niet-lineaire last een bepaalde harmonische component dempt of veroorzaakt/versterkt, dient het hele elektrisch netwerk gekend te zijn.

### 3.1.2 Gevolgen

De aanwezigheid van harmonische stromen in het elektrisch net kan aanleiding geven tot het minder goed presteren van een aantal netwerkelementen. Hierna worden de belangrijkste problemen aangehaald.

Harmonische stromen veroorzaken opwarming van de neutrale geleiders in driefasige systemen door het lopen van homopolaire stromen. In de praktijk worden grote homopolaire stromen hoofdzakelijk veroorzaakt door harmonische stromen van drievoudige orde. De capaciteit van de kabel om stroom te vervoeren wordt uitsluitend bepaald door de maximum hoeveelheid warmte die de kabel bij maximale temperatuur kan afgeven. Bij het vloeien van harmonische stromen door de nulgeleider moeten de nominale stromen door de andere geleiders dan ook gereduceerd worden, zeker in die gevallen waar de sectie van de nulgeleider slechts half zo groot is als die van de fasegeleiders.

Harmonische stromen die door transformatoren lopen veroorzaken twee effecten. Ten eerste veroorzaken harmonische stromen een toename van het wervelstroom-

verlies met het kwadraat van de harmonische orde. Ten tweede veroorzaken harmonischen, met een orde gelijk aan een veelvoud van drie, circulatiestromen bij in driehoek geschakelde wikkelingen. Beide effecten zorgen ervoor dat de maximale transportcapaciteit van de transformatoren verlaagd dient te worden of dat er gekozen dient te worden voor zogenaamde 'K-rated' transformatoren die specifiek ontworpen zijn om de maximale transportcapaciteit te kunnen leveren bij het optreden van harmonische distorsie van de spanning of stroom.

Harmonische stromen kunnen aanleiding geven tot het ongewenst reageren van beveiligingselementen, voornamelijk door het foutief registreren van harmonische stromen. Daardoor kan de effectieve stroom zowel over- als onderschat worden.

Wisselstromen hebben de neiging om op de buitenste schil van de geleider te stromen. Dit fenomeen wordt met de term 'skineffect' aangeduid, en is meer uitgesproken bij hogere frequenties. Door het afnemen van de indringdiepte van de stromen bij hogere frequenties, zal de weerstand van de geleiders stijgen bij hogere frequenties. Bij het vloeien van harmonische stromen zal het skineffect zorgen voor een toename van de verliezen en de opwarming van de geleider.

De impedantie van condensatorbanken voor arbeidsfactor-correctie daalt met stijgende frequentie. In combinatie met de aanwezigheid van harmonische spanningscomponenten, kan dit aanleiding geven tot het vloeien van grote harmonische stromen, en eventueel tot beschadiging van de condensatorbank.

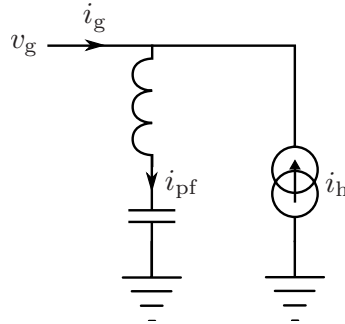
Harmonische spanningsvervorming veroorzaakt in inductiemotoren extra wervelstroomverliezen, net zoals bij transformatoren. Bovendien treden er nog extra verliezen op, doordat er harmonische velden en koppels gegenereerd worden die elkaar tegenwerken. Het induceren van harmonische stromen in de rotor veroorzaakt bijkomende verliezen.

### 3.1.3 Dempende toestellen

Zowel harmonische spanningsvervorming als harmonische stroomvervorming kunnen schadelijke effecten veroorzaken in het elektrisch netwerk. De gevolgen en oplossingen die zich voor beide fenomenen aandienen kunnen nogal verschillen. Sommige oplossingen die de effecten van harmonische stromen in een installatie afzwakken, zullen niet noodzakelijk een positief effect hebben op de harmonische spanningsvervorming en vice versa.

De toestellen die ontworpen en geplaatst worden om de gevolgen van harmonischen te reduceren kunnen ruwweg in drie groepen opgedeeld worden: passieve filters, isolatietransformatoren en actieve filters. Iedere aanpak biedt voor- en nadelen.

Ook hybride filters worden vaak gebruikt om harmonischen te reduceren. Hybride filters bestaan uit een geoptimaliseerde combinatie van actieve en passieve filters. Een bespreking van hybride filters is onder meer te vinden in [1].



Figuur 3.1: Passief parallelfilter

### A. Passieve filters

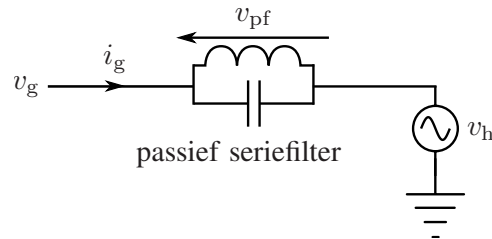
Een gegeven inductantie en een gegeven condensator hebben dezelfde absolute reactantie bij een welbepaalde frequentie, namelijk de resonantiefrequentie:

$$f = \frac{1}{2\pi\sqrt{LC}} \quad (3.1)$$

Beide elementen zullen een onderlinge faseverschuiving van  $180^\circ$  vertonen tussen de stromen als ze in parallel staan, en tussen de spanningen als ze in serie staan. Bij de resonantiefrequentie, waar de amplitudes van de reactanties van beide elementen gelijk zijn, gedraagt een serie passief filter, dat bestaat uit een parallelschakeling van condensator en inductantie, zich in het ideale geval als een oneindige impedantie en gedraagt een parallel passief filter, dat bestaat uit een serieschakeling van condensator en inductantie, zich in het ideale geval als een kortsluiting. Uiteraard zullen de parasitaire weerstanden van de gebruikte spoelen en condensatoren ervoor zorgen dat het passief filter geen oneindige impedantie heeft, of geen perfecte kortsluiting is.

Passieve filters worden in parallel met een harmonische stroombron geplaatst om de harmonische spanningsvervorming te beperken. Dit is schematisch weergegeven in Fig. 3.1. Een groot deel van de harmonische stromen  $i_h$  die ontstaan in de harmonische stroombron worden immers via een lage impedantietak afgeleid. Deze afgeleide stromen  $i_{pf}$  lopen door het parallelfilter en vervuilen dus het elektrische net niet. Afhankelijk van de vereisten kan het filter ontworpen zijn voor een enkelvoudige harmonische of voor een spectrum van harmonischen.

Passieve filters worden in serie met een harmonische spanningsbron geplaatst om de harmonische stromen die in het net geïnjecteerd worden te beperken. Dit is schematisch weergegeven in Fig. 3.2. De zeer grote impedantie voor harmonischen zorgt immers voor een beperking van de harmonische stromen. Hierbij zal



Figuur 3.2: Passief seriefilter

er een grote harmonische spanningsvervorming  $v_{pf}$  optreden aan de lastzijde van het passief filter. In het ideale geval zal de harmonische inhoud van  $i_g$  zeer klein blijven, maar in combinatie met de zeer grote impedantie van de seriefilter zal dit toch resulteren in een harmonische spanningsvervorming  $v_{pf}$  die benaderend gelijk is, maar tegengesteld van teken, aan de harmonische spanning  $v_h$ .

Passieve filters worden ontworpen voor één of meerdere specifieke harmonischen. Dit betekent dat er passieve filters moeten aangepast of bijgeplaatst worden naarmate de harmonische eigenheid van de installatie verandert.

### B. Isolatietransformatoren

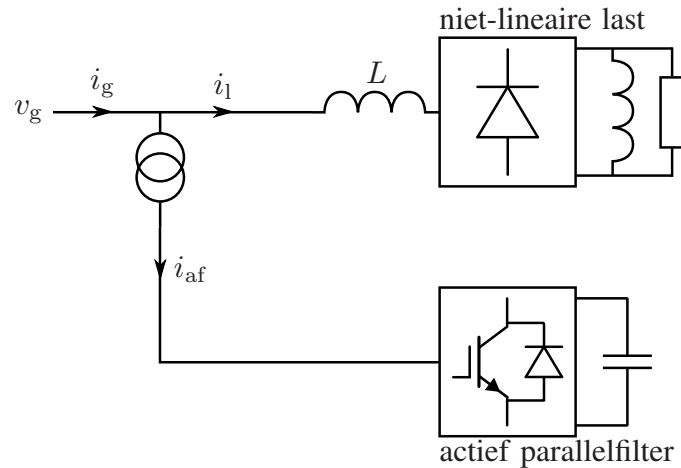
Zoals reeds eerder vermeld, circuleren er in de driehoekschakelingen van transformatoren harmonische stromen van drievoudige orde. Dit levert enerzijds problemen op wat betreft de belastbaarheid van de transformatoren, maar anderzijds isoleren deze transformatoren harmonische stromen van drievoudige orde van het systeem. De propagatie van harmonischen van drievoudige orde door het elektrische net wordt op deze manier tegengegaan. Hetzelfde effect kan bekomen worden met zigzag-geschakelde transformatoren.

### C. Actieve filters

De nadelen van het gebruik van passieve filters, zoals het risico op overbelasting en het creëren van nieuwe resonanties, hebben geleid tot de ontwikkeling van actieve filters. Bij actieve filters wordt de stroom volledig gecontroleerd en aangepast aan de bestaande spannings- of stroomvervorming.

Actieve filters worden zowel door gebruikers als door netbeheerders geplaatst. De door gebruikers geplaatste actieve filters compenseren voornamelijk de harmonische stromen die door naburige lasten geproduceerd worden. Deze functie wordt *harmonische stroomcompensatie*<sup>2</sup> genoemd. De actieve filters die geplaatst wor-

<sup>2</sup>E: Harmonic current compensation



Figuur 3.3: Actief parallelfilter

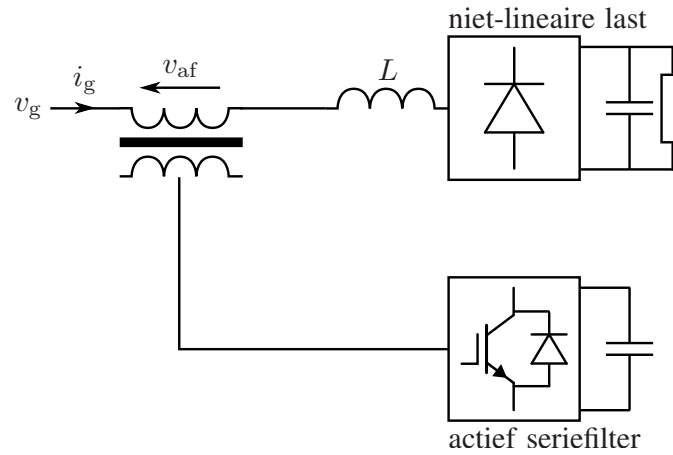
den door netbeheerders dempen voornamelijk de harmonische spanningsvervorming en de propagatie van harmonischen door het elektrisch netwerk. Naar deze functie verwijzen we als *harmonische spanningsdamping*<sup>3</sup> [2].

Ook wat betreft de connectie kan er een indeling gemaakt worden, nl. in actieve parallelfilters en actieve seriefilters. Tot op heden worden actieve seriefilters enkel gebruikt voor het filteren van harmonischen, waar actieve parallelfilters daarnaast ook worden ingezet voor arbeidsfactor-correctie en spanningsregeling, reductie van flikkering en demping van spanningsdips.

In Fig. 3.3 is de topologie afgebeeld voor het filteren van de harmonische stroom van een inductief belaste gelijkrichterbrug, die zich veeleer als een harmonische stroombron gedraagt. Het actieve filter is in parallel geplaatst met de harmonische vervuiler, al dan niet aan de hand van een transformator. De stroom van de niet-lineaire last  $i_1$  wordt gemeten. Het harmonische deel van deze stroom  $i_{1,h}$  wordt berekend door de digitale signaalprocessor. Het actieve filter neemt een stroom  $i_{af}$  ( $= -i_{1,h}$ ) op uit het net, zodat de stroom  $i_g$  geen harmonische componenten meer bevat. De aanwezigheid van de inductantie  $L$  zorgt ervoor dat het actieve filter stabiel blijft werken [3].

Fig. 3.4 toont de typische configuratie van een actief seriefilter. Deze filters worden voornamelijk gebruikt voor het compenseren van vervormingen in de spanning, bijvoorbeeld voor het filteren van de harmonische spanning van een capacitief belaste gelijkrichterbrug, die zich veeleer gedraagt als een harmonische spanningsbron. Het actieve filter wordt in serie verbonden met de vervuiler door middel van

<sup>3</sup>E: Harmonic voltage damping



Figuur 3.4: Actief seriefilter

een transformator. De harmonische inhoud van de spanning wordt berekend aan de hand van een digitale signaalprocessor. Het actief filter genereert een compenserende spanning  $v_{af}$  over de primaire van de transformator, waardoor de harmonische inhoud van de netspanning sterk gereduceerd wordt [3].

Wat betreft het werkingsprincipe vinden we twee verschillende types actieve filters terug. Het meest voorkomende type maakt gebruik van spanningsbron-convertoren, maar daarnaast vinden we ook stroombron-convertoren terug. De spanningsbron-converter wordt vaker toegepast, gezien het hogere rendement, de lagere kost en de kleinere afmetingen, vooral door het gebruik van een condensator in plaats van een spoel in de tussenkring [4].

#### D. Decentrale generatoren

De netkoppeling van de meeste kleinschalige decentrale generatoren gebeurt door middel van vermogenselektronische convertoren. De netinterface van deze converter-gekoppelde decentrale generatoren vertoont qua topologie sterke gelijkenissen met actieve parallelfilters. Het is dus in principe mogelijk om de controle van de netinterface van decentrale generatoren aan te passen zodat de decentrale generator zich gedraagt als een actief parallelfilter. De uitbreiding van de controlestrategie van netgekoppelde convertoren met een secundaire functie, bedoeld voor demping van harmonische vervorming in het distributienet is onder meer beschreven in [5–12]. Een groot voordeel van het gebruik van decentrale generatoren voor het dempen van harmonische vervorming is het feit dat de demping eenvoudig geïmplementeerd kan worden op een groot aantal convertoren die willekeurig

verspreid zijn over het distributienet. Op die manier wordt harmonische vervorming gelijkmatig gedempt, wat resulteert in kleinere harmonische stromen door de distributienetten. Het reduceren van harmonischen vereist in sommige gevallen het injecteren van actief vermogen in het net. Decentrale generatoren hebben daarvoor geen opslag van vermogen nodig, ze kunnen immers het door de primaire energiebron opgewekte vermogen gebruiken.

### 3.1.4 Dempen van harmonische spannings- en stroomvervorming

Met behulp van de hierboven beschreven toestellen is men in staat om een welbepaald gedrag op te leggen aan gebruikers, of groepen van gebruikers. Het bepalen van het wenselijk gedrag om de spannings- en stroomvervorming te reduceren is vrij complex. Er zijn dan ook een aantal verschillende zienswijzen in de literatuur terug te vinden. Een vrij volledig overzicht wordt onder andere gegeven in [13], een korte samenvatting wordt hierna gegeven.

Het wenselijk gedrag van gebruikers wordt bepaald door de te compenseren vervorming. Bij een ideaal driefasig elektrisch net zijn de netspanningen zuiver sinusoïdaal en symmetrisch, de door de gebruikers opgenomen stromen zijn dan idealiter ook zuiver sinusoïdaal en symmetrisch. Bij elke niet-sinusoidale stroom kunnen de versturende componenten geïdentificeerd worden. Dit probleem wordt vaak bekeken vanuit een analyse van het ogenblikkelijk vermogen. Bij sinusoidale netspanningen en vervormde laststromen komt het bepalen van het actieve vermogen neer op het bepalen van de fundamentele stroomcomponent die in fase is met de netspanning. In het algemeen geval, met vervormde netspanningen en stromen, is er nog steeds discussie over de definitie van het actieve vermogen.

Er zijn drie grote strekkingen om het wenselijk gedrag van gebruikers en groepen van gebruikers te bepalen:

- **Golfvormcompensatie**

Het doel is om een stroom op te nemen die enkel een fundamentele actieve component bevat. Zelfs bij vervormde netspanning zullen dergelijke systemen trachten om sinusoidale stromen op te nemen. Op die manier wordt de spanningsvervorming in het net niet veranderd. Deingangsimpedantie voor dergelijke systemen is zuiver resistief voor de fundamentele component, en een open keten voor harmonische componenten.

- **Ogenblikkelijk vermogencompensatie**

Deze methode kan enkel driefasig toegepast worden. Men tracht een constant ogenblikkelijk vermogen op te nemen [14]. Dit gedrag resulteert in een complex, niet-lineair antwoord op vervormde netspanningen, dat niet in termen van impedanties uitgedrukt kan worden. Bij harmonische vervorming



van de netspanning, zal ook de opgenomen stroom aanzienlijke harmonische componenten bevatten. Door aanpassingen aan de gebruikte controlestrategieën wordt getracht om enkel sinusoidale stromen op te nemen.

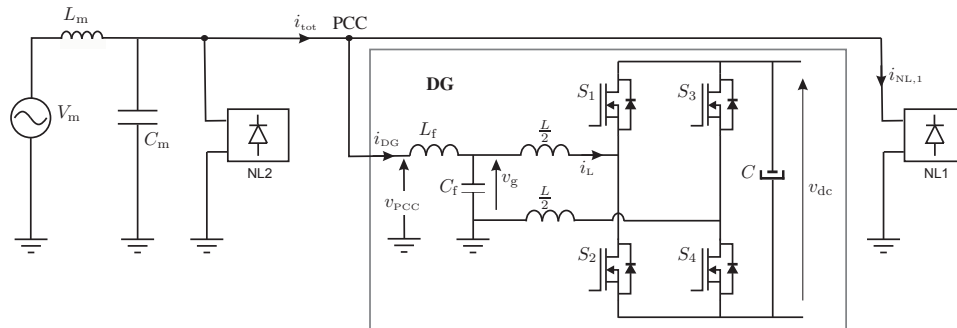
- Impedantiegedrag

Het objectief van dit gedrag is om een resistieve ingangsimpedantie te synthetiseren ten opzichte van harmonische spanningscomponenten. Er wordt actief vermogen opgenomen voor alle of bepaalde aanwezige harmonische spanningscomponenten. Daardoor wordt de aanwezige spanningsvervorming gedempt. Als dezelfde weerstand toegepast wordt voor alle harmonische frequenties, zullen de stroom en de spanning dezelfde golfvorm hebben. Dit sluit aan bij de definitie van actieve stroom als de minimale effectieve stroom nodig om het actief vermogen te transporteren volgens Fryze [15].

Om de hierboven beschreven gedragwijzen te realiseren zijn er verschillende opties mogelijk. Er dient wel rekening gehouden te worden met het type van de niet-lineaire last die gecompenseerd moet worden. Bij niet-lineaire lasten die zich hoofdzakelijk gedragen als harmonische stroombronnen, zal het aangewezen zijn om een parallelfilter te plaatsen. Parallelfilters voorzien immers een laag-impedant pad voor harmonische stromen. Daarnaast zal een parallelfilter ook harmonische stromen veroorzaken ten gevolge van de achtergrondvervuiling. Bij niet-lineaire lasten die zich hoofdzakelijk gedragen als harmonische spanningsbronnen worden vaak seriefilters toegepast. Op die manier wordt een hoog-impedant pad gecreëerd en bijgevolg worden de harmonische stromen die in het net geïnjecteerd worden verkleind.

### **3.2 Harmonische spanningsdemping en harmonische stroomcompensatie**

In dit werk zal een geoptimaliseerde controlestrategie geïmplementeerd worden in een enkelfasige volle-brug convertor die gebruikt wordt als netinterface voor decentrale generatoren. Zoals reeds aangegeven werd in Hoofdstuk 2, kunnen decentrale generatoren gecontroleerd worden om zich te gedragen als een weerstand voor harmonische spanningscomponenten [6, 9, 10]. Dit impedantiegedrag resulteert in harmonische spanningsdemping [5, 16]. De impact van harmonische spanningsdemping op de harmonische spanningsvervorming is gelimiteerd, maar een aanzienlijke verbetering kan behaald worden, zeker als het elektrisch netwerk onderhevig is aan spannings-oscillaties [2, 6, 10, 17]. Volgens de internationale standaard IEC 61000-2-2 [18] wordt het toevoegen van dempende elementen aan het net gezien als een belangrijke maatregel om de harmonische vervorming te reduceren.



Figuur 3.5: Schematisch overzicht van het gebruikte distributienet

Daarnaast kan getracht worden om de injectie van harmonische stromen in het net te reduceren. De stroom van een naburige niet-lineaire last kan gemeten worden door actieve vermogenselektronische toestellen. De harmonische componenten van deze stroom kunnen mits een kleine aanpassing aan het reeds voorgestelde controlealgoritme door de decentrale generator gecompenseerd worden. Naar deze aanpak wordt gerefereerd als harmonische stroomcompensatie. Dit is onafhankelijk van de implementatie als een open of gesloten kring [13]. Harmonische stroomcompensatie wordt toegepast in de meeste commercieel beschikbare actieve filters. De implementatie van harmonische stroomcompensatie als secundaire functie voor decentrale generatoren werd beschreven in [19, 20].

De implementatie van beide filterfuncties in de controlestrategie voor convertergekoppelde decentrale generatoren zal in dit hoofdstuk beschreven worden. Aan de hand van experimentele testen zal aangetoond worden dat de harmonische vervorming in distributienetten daardoor sterk gereduceerd kan worden.

### 3.2.1 Implementatie

Actieve parallelfilters, die zich gedragen als impedanties voor harmonische spanningscomponenten, kunnen zorgen voor een aanzienlijke reductie van de voortplanting van harmonischen door een elektrisch net. Een goede keuze om een dergelijke compensator te plaatsen is op het einde van een distributiefeder [10, 21]. Als dergelijk gedrag als secundaire functie geïmplementeerd wordt bij decentrale generatoren, wordt de demping verspreid over het elektrisch netwerk.

Om deze demping experimenteel te verifiëren wordt een netwerk gebouwd waar een resonantie kan optreden. De demping bij resonanties is immers sterk uitgesproken, wat toelaat de bijdrage van de decentrale generator te analyseren. Het elektrisch netwerk van Fig. 3.5 is opgebouwd uit een ideaal veronderstelde netspanning  $v_m$ , een serie-inductantie  $L_m$ , een parallelcondensator  $C_m$ , twee niet-lineaire lasten

*NL1* en *NL2* en een converter-gekoppelde decentrale generator. Als de decentrale generator uitgeschakeld is, voldoet het elektrisch net aan een resonantievoorwaarde. De impedantie zoals gezien door de niet-lineaire lasten *NL1* en *NL2* is oneindig groot bij de resonantiefrequentie  $1/(2\pi\sqrt{L_m C_m})$ . Als de volle-brug converter aangesloten wordt en geprogrammeerd is om zich resistief te gedragen voor alle harmonische frequenties ( $R_{dg}$ ), dan wordt de impedantie zoals gezien door de niet-lineaire lasten gelijk aan  $R_{dg}$ . In combinatie met een zekere vervuulende stroom zal de daling van deze impedantie voor de resonantiefrequentie gepaard gaan met een daling van de corresponderende harmonische spanningsvervorming. Deze harmonische spanningsvervorming kan nog verder gereduceerd worden door de vervuulende stroom van de niet-lineaire lasten te verkleinen. Dit kan bekomen worden door harmonische stroomcompensatie te integreren in de controlestructuur van de converter.

De topologie van de bidirectionele volle-brug converter is afgebeeld in Fig. 3.5. De converter bestaat uit een EMC-filter (voorgesteld door een capaciteit  $C_f$  en inductantie  $L_f$ ) aan de ac-zijde, een volle brug met twee inductoren  $\frac{L}{2}$ , schakelaars  $S_1$  to  $S_4$ , en een buffercondensator  $C$  aan de dc-zijde. De converter wordt gestuurd met behulp van een digitale signaalprocessor (DSP).

De metingen die nodig zijn om de converter te sturen zijn de ingangsstroom  $i_L$ , de klemspanning  $v_g$  en de busspanning  $v_{dc}$ . Ook de stroom van de naburige niet-lineaire last  $i_{NL,1}$  dient gemeten te worden om harmonische stroomcompensatie te kunnen implementeren. Deze analoge grootheden worden omgezet in digitale grootheden, en worden gebruikt door de digitale signaalprocessor om de schakel-signalen voor de schakelaars van de volle brug te berekenen.

Het controlealgoritme dat afgebeeld is in Fig. 3.6 is een kleine variatie op het algoritme gebruikt in Hoofdstuk 2. De implementatie van de harmonische spanningsdemping gebeurt nog steeds op basis van (2.5):

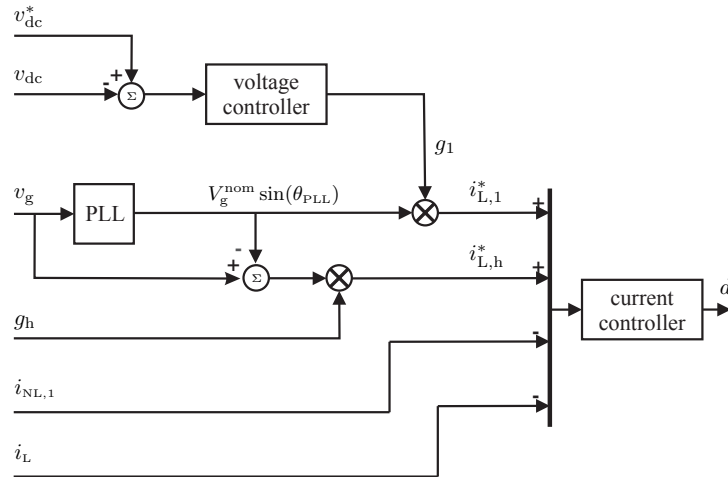
$$i_L^* = i_{L,1}^* + i_{L,h}^* \quad (3.2)$$

$$i_L^* = g_1 V_g^{\text{nom}} \sin(\theta_{\text{PLL}}) + g_h (v_g - V_g^{\text{nom}} \sin(\theta_{\text{PLL}})) \quad (3.3)$$

De implementatie van de harmonische stroomcompensatie gebeurt door het aftrekken van de gemeten stroom van de niet-lineaire last  $i_{NL,1}$  van de wenswaarde van de ingangsstroom  $i_L^*$  uit (3.3). De nieuwe wenswaarde wordt dan:

$$i_L^* = g_1 V_g^{\text{nom}} \sin(\theta_{\text{PLL}}) + g_h (v_g - V_g^{\text{nom}} \sin(\theta_{\text{PLL}})) - i_{NL,1}. \quad (3.4)$$

De eerste term van deze vergelijking,  $g_1 V_g^{\text{nom}} \sin(\theta_{\text{PLL}})$ , kan geïnterpreteerd worden als de regimewaarde van de fundamentele component van de ingangsstroom. Deze term wordt aangepast door de busspanningsregelaar om een evenwicht te creëren tussen het vermogen geleverd door de decentrale generator en het vermogen dat in het net geïnjecteerd wordt. Aangezien de busspanningsregelaar traag is, varieert ook  $g_1$  traag.



Figuur 3.6: Controlestrategie voor een convertor-gekoppelde decentrale generator met harmonische spanningsdemping en harmonische stroomcompensatie

De tweede term van de vergelijking kan snel variëren, afhankelijk van de vervuiling op de netspanning. Deze term reageert ogenblikkelijk op elke afwijking van de netspanning  $v_g$  ten opzichte van de ideale waarde  $V_g^{\text{nom}} \sin(\theta_{\text{PLL}})$ . Dat betekent dat de convertor zowel reageert op harmonische spanningsvervalsing als op afwijkingen van de fundamentele componenten van de netspanning. In dit hoofdstuk wordt enkel harmonische spanningsvervalsing behandeld, afwijkingen van de fundamentele component komen verder in dit werk aan bod. De amplitude van de stroom die ontstaat door spanningsvervalsingen wordt bepaald door de programmeerbare harmonische ingangsconductantie  $g_h$ .

De derde term van de vergelijking is de stroom die de stroom van de naburige niet-lineaire last compenseert. De toevoeging van deze term tot de wenswaarde van de ingangsstroom van de convertor resulteert in een verandering van het actief vermogen dat de convertor met het net uitwisselt, en dus tot een verstoring van de vermogensbalans. Het actief vermogen dat correspondeert met de term  $-i_{\text{NL},1}$  zal door de busspanningsregelaar, en dus door de eerste term van de vergelijking, gecompenseerd worden. Het harmonisch en fundamenteel reactief vermogen dat door de niet-lineaire last opgenomen wordt, zal gegenereerd worden door de convertor. Dit leidt ertoe dat de combinatie van de decentrale generator en de naburige niet-lineaire last een arbeidsfactor gelijk aan één heeft, en zich resistief gedraagt voor harmonische spanningscomponenten.

Bij sterke variaties in het actief vermogen van de te compenseren niet-lineaire last zal het toepassen van deze regelstrategie resulteren in sterke busspanningsvariaties

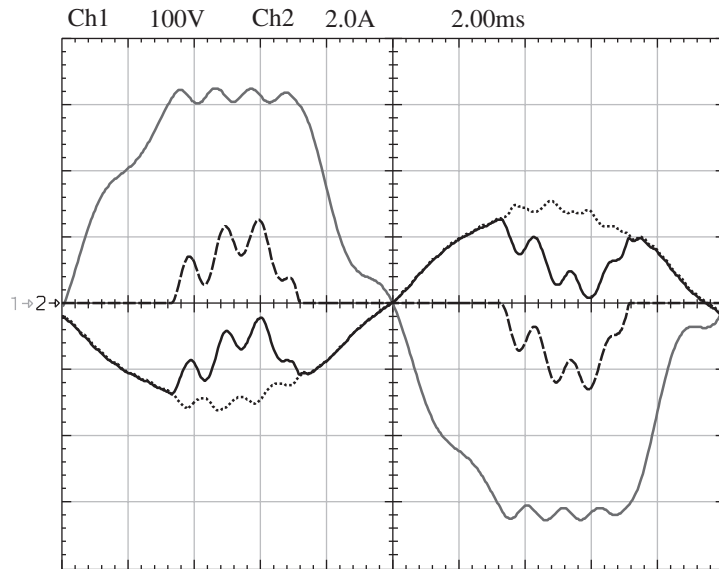
in de decentrale generator. Het actief vermogen wordt immers geregeld door de tragere busspanningsregelaar, waardoor tijdelijke vermogensbalansen opgeslagen worden in de tussenkringcondensatoren met busspanningsvariaties als gevolg.

### 3.2.2 Harmonische spanningsvervorming aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt

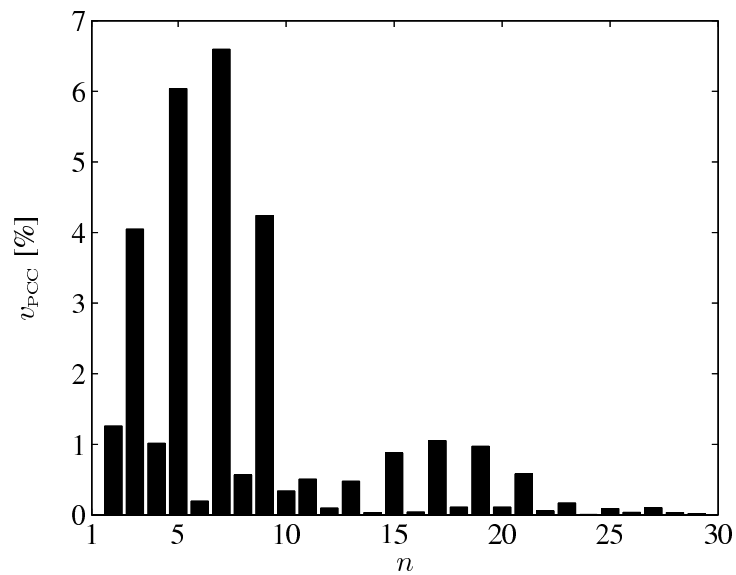
Teneinde de invloed van zowel de harmonische spanningsdemping en de harmonische stroomcompensatie op de harmonische spanningsvervorming aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt (PCC) na te gaan, worden drie verschillende toestanden vergeleken. Het elektrisch netwerk van Fig. 3.5 werd nagebouwd in een experimentele opstelling. De decentrale generator levert 500 W aan het net. De niet-lineaire lasten  $NL1$  en  $NL2$  worden voorgesteld door piekgelijkrichters die respectievelijk 176 W en 181 W opnemen.

- Eerste geval: de decentrale generator dempt geen harmonische spanningscomponenten en de harmonische stroomcompensatie werd uitgeschakeld.
- Tweede geval: de decentrale generator dempt harmonische spanningscomponenten maar de harmonische stroomcompensatie blijft uitgeschakeld.
- Derde geval: zowel de harmonische spanningsdemping als de harmonische stroomcompensatie werden geactiveerd.

In Fig. 3.7 worden de golfvormen van de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt en de golfvormen van de stromen van de decentrale generator en de naburige niet-lineaire last afgebeeld. Deze golfvormen werden experimenteel geregistreerd voor geval 1. De systeemimpedantie vertoont twee maxima, rond respectievelijk 400 Hz en 900 Hz. Het eerste maximum is sterk afhankelijk van de waarden van  $L_m$  en  $C_m$ . Het tweede maximum wordt mede gecreëerd door de ingangscondensator van de decentrale generator en ligt rond 900 Hz. Deze resonanties zijn ook duidelijk waar te nemen in de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt (volle grijze lijn) en in de stroom die opgenomen wordt door de niet-lineaire last (zwarte streeplijn). De spanningsvervorming is ook duidelijk te zien in het harmonisch spectrum van de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt, dat weergegeven is in Fig. 3.8. De stroom die door de decentrale generator in het net geïnjecteerd wordt (zwarte puntlijn) is niet perfect sinusoidaal ten gevolge van de stroom die opgenomen wordt in de condensatoren van het EMI-filter. De golfvorm van de stroom die door de lijn naar de decentrale generator en de naburige niet-lineaire last vloeit is op de figuur afgebeeld als een volle zwarte lijn. Deze stroom bevat nog steeds alle harmonische componenten die door de niet-lineaire last opgenomen worden. In geval 1 heeft de decentrale generator dus geen enkele invloed op de harmonischen in het elektrisch netwerk.



Figuur 3.7: Golfvorm van de spanning aan het PCC en golfvormen van de stromen van de decentrale generator (geval 1) en de niet-lineaire last.  $v_{\text{PCC}}$ : volle grijze lijn,  $i_{\text{tot}}$ : volle zwarte lijn,  $i_{\text{DG}}$ : zwarte puntlijn,  $i_{\text{NL},1}$ : zwarte streeplijn

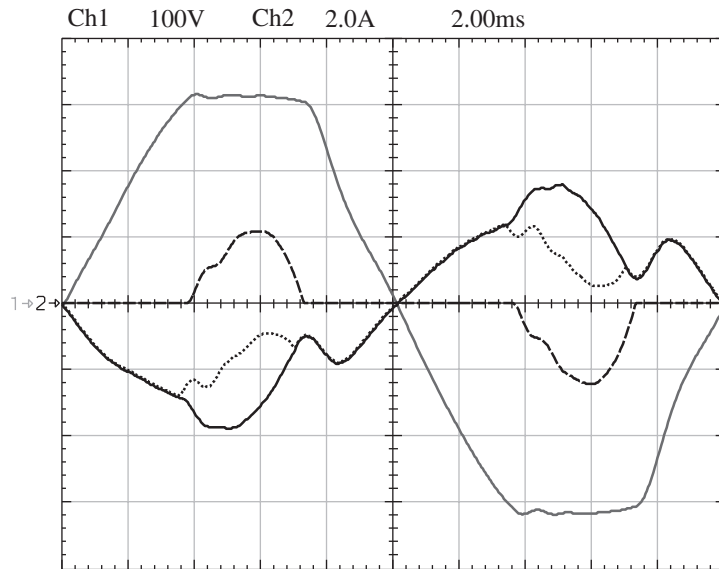


Figuur 3.8: Harmonisch spectrum van de spanning aan het PCC (geval 1)

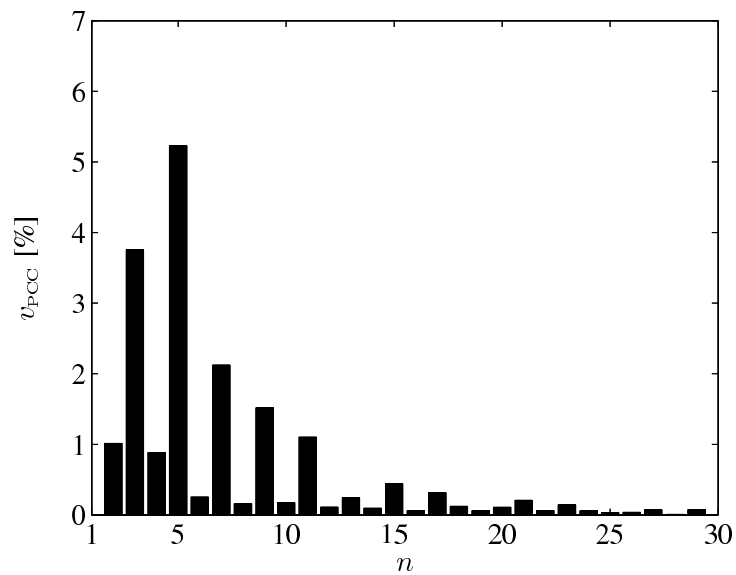
De experimenteel bekomen golfvormen voor het tweede geval, met harmonische spanningsdemping maar zonder harmonische stroomcompensatie zijn afgebeeld in Fig. 3.9. De stroom van de decentrale generator vertoont, in vergelijking met het eerste geval, een grotere harmonische vervorming. De harmonische componenten in de stroom verhouden zich resistief tot de harmonische componenten in de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt. Dit resulteert in demping van de resonantie en een kleinere harmonische spanningsvervorming. Ten gevolge van de verminderde spanningsvervorming aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt is ook de stroom die opgenomen wordt door de niet-lineaire last veranderd. De totale stroom van de decentrale generator en de naburige niet-lineaire last (volle zwarte lijn) bevat zowel de harmonische componenten van de stroom van de niet-lineaire last, als harmonische componenten die opgenomen worden door de harmonische spanningsdemping van de decentrale generator. De harmonische spanningsdemping van de decentrale generator is equivalent aan het gedrag van een parallelweerstand voor harmonische componenten. Daardoor is de resonantie rond 900 Hz quasi volledig geëlimineerd en de resonantie op 400 Hz sterk gereduceerd. Het harmonisch spectrum van de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt weergegeven in Fig. 3.10 staft deze bewering. Alle harmonische spanningscomponenten werden in amplitude verminderd en de harmonische componenten rond de resonantie op 900 Hz zijn quasi volledig verdwenen.

In Fig. 3.11 worden de golfvormen afgebeeld bekomen voor het derde geval, met harmonische spanningsdemping en harmonische stroomcompensatie geactiveerd in de decentrale generator. De stroomvervorming van de stroom van de decentrale generator  $i_{DG}$  (zwarte puntlijn) vertoont nu een nog sterkere vervorming. De totale stroom  $i_{tot}$  (volle zwarte lijn) van de decentrale generator en de naburige niet-lineaire last bevat nu enkel nog de harmonische componenten afkomstig van de harmonische spanningsdemping. De harmonische componenten die aanwezig zijn in de stroom van de niet-lineaire last worden volledig gecompenseerd door de harmonische stroomcompensatie van de decentrale generator. De combinatie van de decentrale generator en de naburige niet-lineaire last gedraagt zich nu als een programmeerbare weerstand voor spanningsharmonischen in het net. Vanuit de niet-lineaire last gezien, gedraagt de decentrale generator zich als een kortsluiting voor harmonischen. Dit resulteert in een verdere reductie van de aanwezige harmonische componenten in de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt (Fig. 3.12).

De totale harmonische distorsie van de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt werd opgemeten voor de drie verschillende gevallen aan de hand van een power analyser. De resultaten werden weergegeven in Tabel 3.1. Zoals opgemaakt kan worden uit Tabel 3.1 en uit Fig. 3.8, 3.10 en 3.12, verbetert de golfvorm van de spanning door het implementeren van de harmonische spanningsdemping in

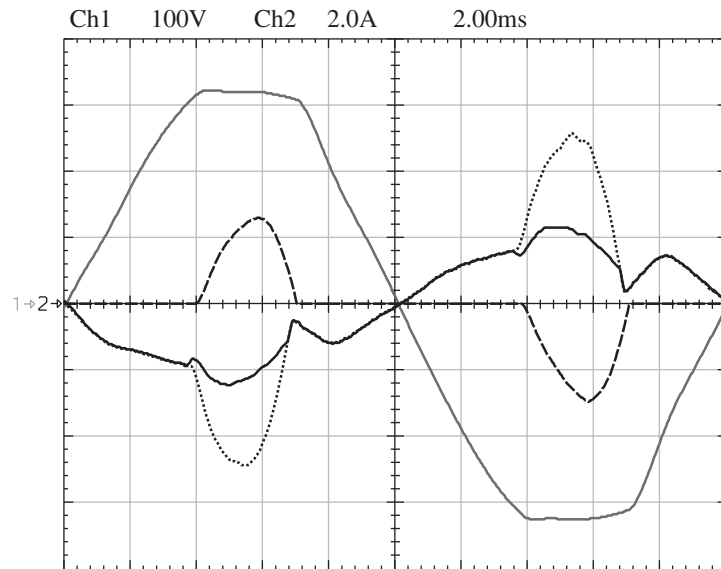


Figuur 3.9: Golfvorm van de spanning aan het PCC en golfvormen van de stromen van de decentrale generator (geval 2) en de niet-lineaire last.  $v_{\text{PCC}}$ : volle grijze lijn,  $i_{\text{tot}}$ : volle zwarte lijn,  $i_{\text{DG}}$ : zwarte puntlijn,  $i_{\text{NL},1}$ : zwarte streeplijn

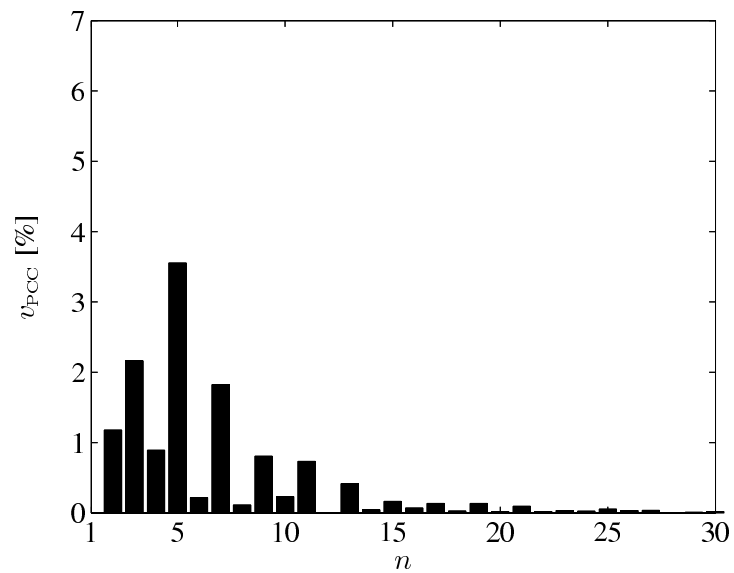


Figuur 3.10: Harmonisch spectrum van de spanning aan het PCC (geval 2)





Figuur 3.11: Golfvorm van de spanning aan het PCC en golfvormen van de stromen van de decentrale generator (geval 3) en de niet-lineaire last.  $v_{PCC}$ : volle grijze lijn,  $i_{tot}$ : volle zwarte lijn,  $i_{DG}$ : zwarte puntlijn,  $i_{NL,1}$ : zwarte streeplijn



Figuur 3.12: Harmonisch spectrum van de spanning aan het PCC (geval 3)

Tabel 3.1: Totale harmonische spanningsdistorsie aan het PCC

	geen HSD geen HSC	HSD geen HSC	HSD HSC	geen HSD HSC
THD $v_{PCC}$	11.0 %	7.2 %	4.8 %	8.2 %

de decentrale generator. Daarenboven zorgt de implementatie van de harmonische stroomcompensatie voor een verdere verbetering. Harmonische spanningsdemping en harmonische stroomcompensatie worden in de tabel afgekort tot respectievelijk HSD en HSC .

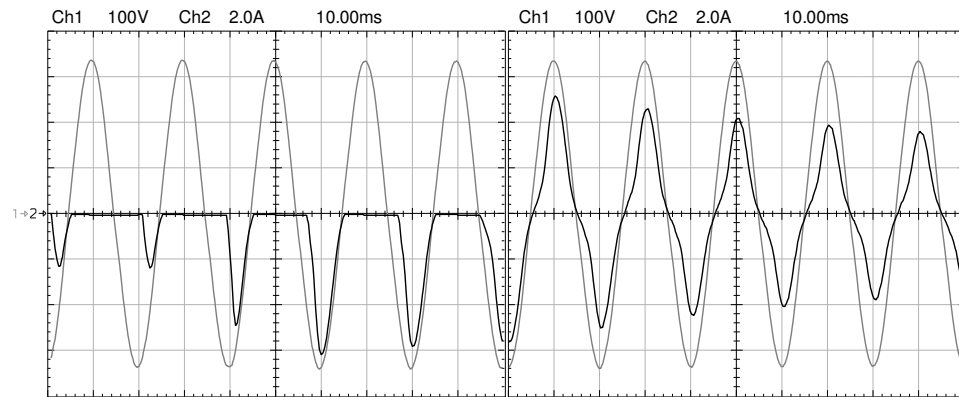
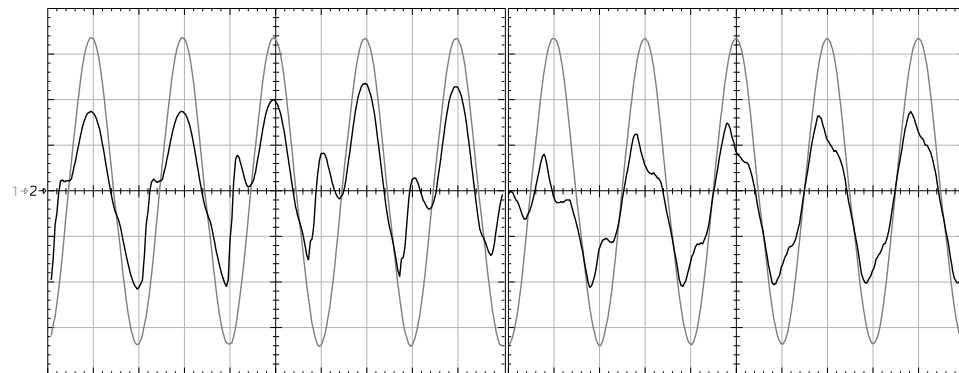
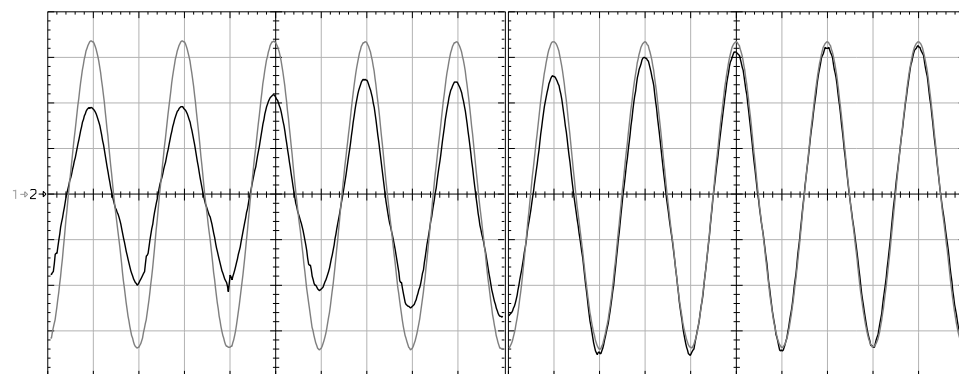
### 3.2.3 Compensatie van transiënte stroomcomponenten

De harmonische stroomcompensatie-functie van de decentrale generator kan gebruikt worden om het elektrisch net te beschermen tegen opstartstromen van naburige gebruikers. Door het werkingsprincipe van de controlestrategie van de converter worden de aanloopstromen volledig gecompenseerd. In eerste instantie wordt de stroom die door de naburige gebruiker opgenomen wordt volledig geleverd door de decentrale generator. De totale stroom die door de lijn naar de combinatie van de decentrale generator en de naburige gebruiker loopt blijft dus onveranderd. Het actief vermogen dat door de opstart van de naburige gebruiker ontstaat zal dus zorgen voor een vermogensbalans in de decentrale generator. Het vermogenstekort wordt opgevangen door de tussenkringcondensator van de decentrale generator. Daardoor zal de tussenkringspanning van de decentrale generator zakken. Bijgevolg zal de spanningsregelaar van de decentrale generator de fundamentele component van de aan het net geleverde stroom aanpassen totdat een nieuw evenwicht bereikt wordt. Het niet-actieve vermogen wordt geleverd door de converter.

Dit gedrag leidt er dus toe dat de opstartstromen van de gebruiker niet zichtbaar zijn voor het elektrisch net. De totale stroom van de decentrale generator en de naburige gebruiker vertoont door de werking van de spanningsregelaar immers een geleidelijke verandering.

Deze fenomenen werden afgebeeld in Fig. 3.13. De opstartstromen die gebruikt werden voor de experimenten werden gegenereerd aan de hand van een volle-brug converter met fase-aansnijding. Deze niet-lineaire stromen werden weergegeven in het zwart in Fig. 3.13(a). De stroom van de niet-lineaire last vertoont initieel enkel negatieve pieken, deze pieken verhogen en verbreden tijdens de opstart. Ongeveer halverwege de opstartprocedure vertoont de stroom plots positieve en negatieve pieken ten gevolge van de toename van het gevraagde vermogen.

De ingangsstroom van de converter (Fig. 3.13(b)) wordt onmiddellijk aangepast

(a)  $v_{PCC}$ : grijs,  $i_{NL,1}$ : zwart(b)  $v_{PCC}$ : grijs,  $i_{DG}$ : zwart(c)  $v_{PCC}$ : grijs,  $i_{tot}$ : zwart

Figuur 3.13: Transiënt gedrag van de harmonische stroomcompensatie van een variërende niet-lineaire last

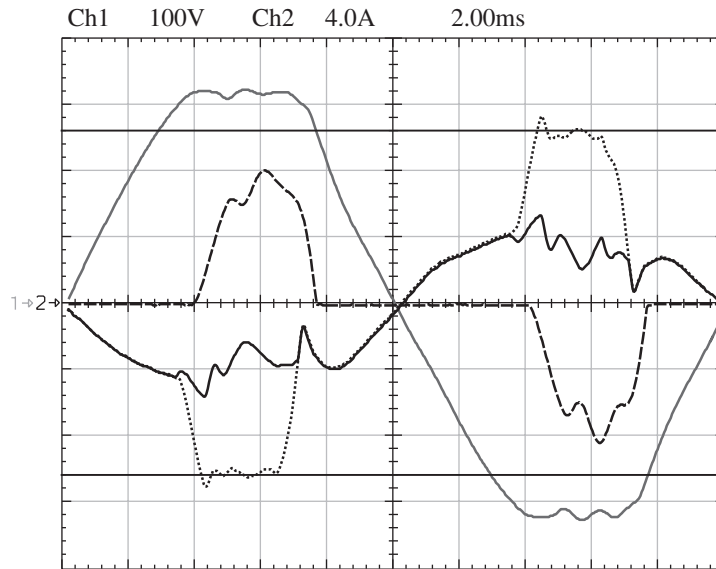
aan de opstartstroom van de naburige gebruiker. Merk op dat de convertor hier gebruikt wordt om stromen uit het net op te nemen, dit verandert echter niets aan de compensatie van transiënte stroomcomponenten. Bij werking als decentrale generator wordt de totale stroom in de gebruikte experimentele opstelling te klein om weer te geven, doordat de niet-lineaire last en de convertor hetzelfde nominaal vermogen hebben. De volle zwarte lijn in Fig. 3.13(c), die de totale stroom  $i_{\text{tot}}$  weergeeft van de decentrale generator en de naburige gebruiker, geeft aan dat de totale stroom sinusoidaal blijft, zelfs gedurende transiënten in de opstartstroom. De amplitude van de totale stroom wordt geleidelijk aangepast, in tegenstelling tot de abrupte stijging in de opstartstromen. Het corresponderende tijdelijke vermogenstekort wordt opgevangen door de condensator aan de gelijkspanningszijde van de convertor van de decentrale generator.

### 3.2.4 Aandachtspunten bij implementatie

Teneinde de normale werking van de decentrale generator niet te verstoren moet er op gelet worden dat de ingangsstroom van de convertor van de decentrale generator lager blijft dan de maximaal toegelaten stroom. Een overtreding van die grens kan twee oorzaken hebben. Ten eerste kunnen de harmonische spanningscomponenten in de netspanning zo groot zijn dat ze in combinatie met de harmonische spanningsdemping leiden tot onaanvaardbaar grote stromen. Dit komt overeen met de tweede term van (3.4) en hangt dus samen met de keuze van  $g_h$ . Ten tweede kan de derde term van (3.4) te groot worden als de naburige gebruiker zeer grote harmonische stromen opneemt, of als de opstartstroom van de naburige gebruiker zeer groot is. In beide gevallen wordt de ruimte die nog beschikbaar is voor filterdoeleinden bepaald door de grootte van de fundamentele component van de stroom die de decentrale generator met het net uitwisselt, of met andere woorden, door het vermogen dat de decentrale generator aan het net levert.

#### A. Begrenzing

Dankzij het digitaal karakter van de convertor-controle is de schending van de stroomlimiet gemakkelijk te vermijden. Als de wenswaarde voor de ingangsstroom  $i_L^*$  begrensd wordt tot een waarde net beneden de maximaal toegelaten stroom, zal de werkelijke ingangsstroom  $i_L$  ook begrensd zijn. De ingangsstroom  $i_L$  zal door het toepassen van deze procedure vervormd worden, zoals afgebeeld in Fig. 3.14. De ingangsstroom zal afgevlakt worden aan de top. De piekwaarde ligt net beneden de maximaal toelaatbare stroom. Ten gevolge van de aanwezigheid van de ingangscapacitor  $C_f$  van de convertor, zal de top van de ingangsstroom niet perfect vlak zijn, maar nog een kleine rimpel vertonen. In de experimentele opstelling levert de decentrale generator 1300 W aan het net, de niet-lineaire lasten *NL1* en *NL2*



Figuur 3.14: Golfvorm van de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt en golfvormen van de begrensde ingangsstroom van de decentrale generator en van de ingangsstroom van de niet-lineaire last.

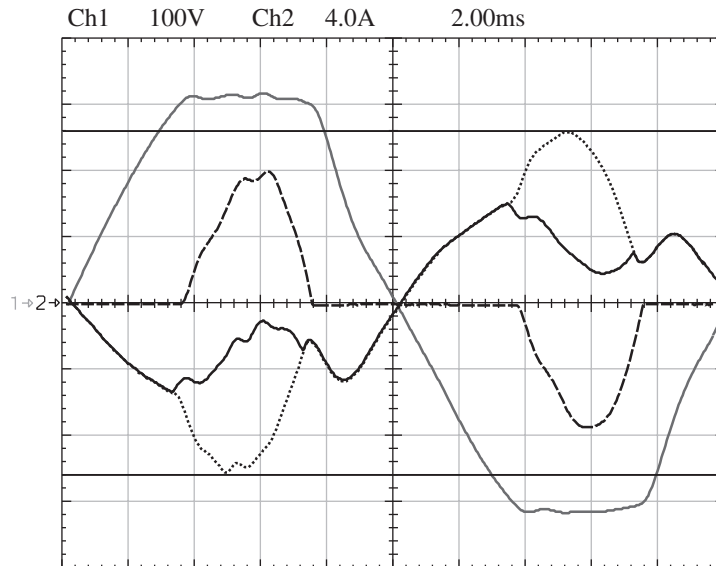
$v_{PCC}$ : volle grijze lijn,  $i_{tot}$ : volle zwarte lijn,  $i_{DG}$ : zwarte puntlijn,  $i_{NL,1}$ : zwarte streeplijn

absorberen respectievelijk 600 W en 360 W. De ingangsstroom van de convertor werd beperkt tot ongeveer 10 A.

Deze oplossing beschermt de convertor weliswaar tegen uitschakeling vanwege ontoelaatbare ingangsstromen, maar heeft een nadeel. Door het begrenzen van de ingangsstroom worden bijkomende harmonische stromen geïntroduceerd. Deze bijkomende harmonische componenten zijn niet noodzakelijkerwijs aanwezig in de stroom van de niet-lineaire last of in de spanning aan het gemeenschappelijke aansluitingspunt. Daardoor kan de begrenzing van de ingangsstroom van de decentrale generator aanleiding geven tot bijkomende harmonische vervorming. Deze bijkomende vervorming kan niet voorspeld worden, aangezien ze sterk afhankelijk is van de systeemimpedantie.

### B. Herschalen

Een tweede mogelijke oplossing is het herschalen van de dempende termen van (3.4), met name de tweede en derde term. Zo kan ervoor gezorgd worden dat

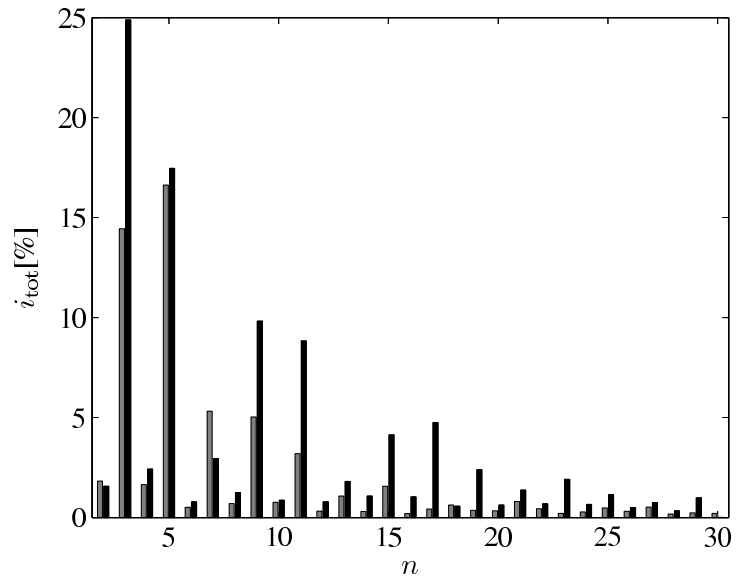


Figuur 3.15: Golfvorm van de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt en golfvormen van de herschaalde ingangsstroom van de decentrale generator en van de ingangsstroom van de niet-lineaire last.

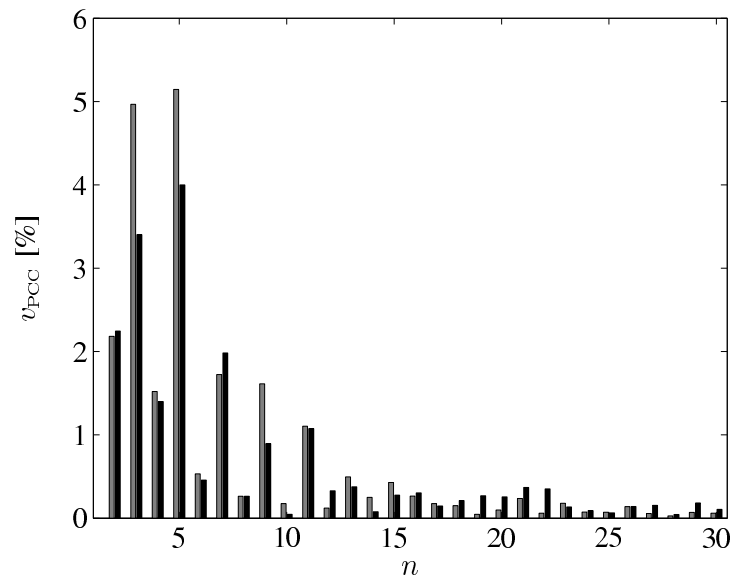
$v_{PCC}$ : volle grijze lijn,  $i_{tot}$ : volle zwarte lijn,  $i_{DG}$ : zwarte puntlijn,  $i_{NL,1}$ : zwarte streeplijn

de maximale waarde van de wenswaarde van de ingangsstroom  $i_L^*$  net onder de maximaal toelaatbare waarde blijft. Deze oplossing zorgt ervoor dat harmonische spanningsdemping en harmonische stroomcompensatie toegepast kunnen worden zonder bijkomende harmonische componenten in het net te injecteren. Het nadeel van deze methode is dat er minder demping zal optreden voor harmonische spanningsvervorming, en dat de harmonische stroomcompensatie de stromen van de niet-lineaire last maar ten dele zal compenseren. Dit principe wordt geïllustreerd in Fig. 3.15, voor dezelfde condities als bij het geval met begrenzing.

De beste oplossing om schending van de stroomlimiet te voorkomen, en tegelijkertijd de harmonische vervorming zo sterk mogelijk te reduceren is afhankelijk van de beschouwde situatie. Als de vervuilende stroom een klein aantal harmonische stroomcomponenten bevat, dan zal het begrenzen van de stroom hoogstwaarschijnlijk leiden tot de introductie van bijkomende harmonische stroomcomponenten in het elektrisch net, die een resonantie zouden kunnen opwekken. Als daarentegen bijna alle harmonische componenten aanwezig zijn in de stroom van de niet-lineaire last, dan zou de herschaling van de stroom minder compensatie bieden en



Figuur 3.16: Harmonisch spectrum van de stroom bij begrenzing (zwart) en de stroom bij herschaling (grijs)



Figuur 3.17: Harmonisch spectrum van de spanning op het gemeenschappelijk aansluitingspunt bij begrenzing (zwart) en bij herschaling (grijs)

Tabel 3.2: Impact van de gebruikte stroomlimitatie op de THD

	begrenzing	herschaling
THD $v_{PCC}$	5.9 %	7.6 %
THD $i_{tot}$	32.8 %	51.0 %

dus resulteren in een kleinere demping van de harmonische resonantie. Dit laatste is van toepassing voor de gebruikte experimentele opstelling van Fig. 3.14 en Fig. 3.15, en is toepasbaar voor de meeste niet-lineaire lasten. De harmonische componenten van de totale stroom opgenomen door de decentrale generator en de niet-lineaire last is weergegeven in Fig. 3.16. De corresponderende spectra voor de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt werden weergegeven in Fig. 3.17. De totale harmonische distorsie (THD) van de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt en de totale stroom van de decentrale generator en de naburige niet-lineaire last worden weergegeven in Tabel 3.2 voor beide procedures. Tabel 3.2 en Fig. 3.17 tonen aan dat de begrenzende procedure voor deze experimentele opstelling de beste resultaten bekomt voor de reductie van de harmonische spanningsvervorming.



### **3.3 Verbeteren van de harmonische distorsie: Financiële stimulansen**

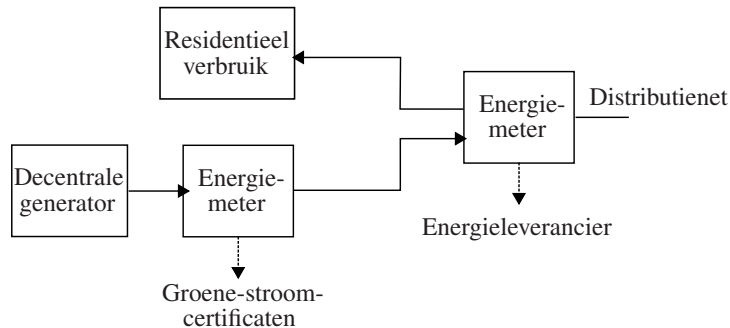
In de voorgaande paragrafen van dit hoofdstuk werd aangetoond dat een verbetering van de harmonische distorsie in het elektrisch laagspanningsnet bekomen kan worden door de aansluiting van dempende decentrale generatoren. Gezien het stijgende aantal convertor-gekoppelde decentrale generatoren die aangesloten worden op laagspanningsniveau loont het de moeite om de actieve interface van deze generatoren uit te rusten met een secundaire dempende controlefunctie. Om de aansluiting van dergelijke eenheden te promoten zou dempend gedrag financieel voordelig moeten zijn. In deze sectie zullen de financiële gevolgen van de aansluiting van een dempende decentrale generator op het huidige laagspanningsnet onder de loep genomen worden.

#### **3.3.1 Inleiding**

Gedurende de laatste jaren werd netkwaliteit in elektrische netten steeds belangrijker. Het belang van problemen met de netkwaliteit is toegenomen met het gebruik van niet-lineaire elektronische toestellen. Een gedegradeerde netkwaliteit kan leiden tot beschadiging van gevoelige elektronische uitrusting en condensatorbanken, oververhitting van transformatoren en nulgeleiders en tot extra verliezen in het distributie- en transmissienet. Degradatie van de netkwaliteit leidt dus tot extra kosten voor zowel de netbeheerder als voor zijn klanten [22].

Daarom zou netkwaliteit ook vanuit een economisch standpunt bekeken moeten worden, om zo stimulansen te creëren om de netkwaliteit in het elektrisch net te verbeteren. Dit zou de installatie van dempende toestellen door residentiële klanten kunnen stimuleren. In traditionele tariefstructuren worden de gemeenschappelijke kosten gedragen door alle klanten [23]. Zoals gesuggereerd wordt in [24], zouden die structuren moeten aangepast worden om de installatie van dempende toestellen financieel te belonen.

In dit hoofdstuk wordt dieper ingegaan op de opbrengst die gerealiseerd wordt door het plaatsen van een decentrale generator met een geoptimaliseerd dempend gedrag op een residentiële site, en de bekomen opbrengst bij het dempen van netverstorende fenomenen. Hierbij wordt verondersteld dat de tariefstructuren niet aangepast worden. De aansluiting van de decentrale generator gebeurt volgens de voorschriften van de Vlaamse Reguleringsinstantie voor de Elektriciteits- en Gasmarkt (VREG) [25]. Dat houdt in dat er een energiemeter geplaatst wordt voor de registratie van de groene stroom in combinatie met een terugdraaiende energiemeter, die het verschil tussen het residentiële verbruikte vermogen en het vermogen van de decentrale generator registreert. Een schematisch overzicht is gegeven in



Figuur 3.18: Schematisch overzicht van de aansluiting van decentrale generatoren

Fig. 3.18 voor kleinschalige decentrale generatoren. De in de experimentele testen gebruikte energiemeters zijn analoge elektromechanische energiemeters gebaseerd op het inductieprincipe van Ferraris. Dit type energiemeter is in grote getale terug te vinden in het Belgische energienet.

### 3.3.2 Kosten allocatie

Algemeen gezien wordt een slechte netkwaliteit gekoppeld aan kosten die veroorzaakt worden in het elektrisch net, bij de verbruikers of in de generatoren. De grootte van deze kosten is vaak zeer onduidelijk. In de huidige tariefstructuren is er dus geen representatieve registratie noch boete/belonings-systeem voorzien. Eigenlijk worden veel kosten ten gevolge van een gedegradeerde netkwaliteit gedragen door alle klanten. De netbeheerder verbetert de netkwaliteit door technologische ingrepen en/of betaalt voor de verliezen. Deze kosten worden naderhand doorgerekend aan alle klanten, en dus niet alleen aan de vervuiler. Vaak is het zelfs niet mogelijk om te achterhalen wie de veroorzaker is van de verminderde netkwaliteit.

Daardoor is er weinig reden voor de residentiële gebruikers om actief de netkwaliteit te verbeteren, tenzij er een direct aantoonbaar verband is tussen de verminderde netkwaliteit en de verliezen in de eigen installatie. Meer specifiek kan men voor harmonische distorsie moeilijk hardmaken welke kosten ermee gepaard gaan. Desalniettemin is het voor reductie van harmonische distorsie aangewezen om op een gedistribueerde manier te werk te gaan, bijvoorbeeld door de plaatsing van actieve filters [2] of andere dempende systemen, zoals actieve interfaces van decentrale generatoren [5,9,10].

De netbeheerders zijn wettelijk verplicht om de kwaliteit van de energielevering te garanderen. Daarom hebben ze de keuze tussen het aankopen of het zelf instal-

leren van compensatie. In het geval van de aankoop van dergelijke diensten ontstaat er een gelijkaardige situatie als bij reactief-vermogencompensatie. Volgens dit standpunt worden dan ook reactieve-vermogen-markten voorgesteld. In een eventuele volgende stap zou dan ook de implementatie van een soort marktmechanisme voor compensatie van netkwaliteit kunnen zijn [24]. In een dergelijk opzet kunnen emissierechten of compensatievermogen verhandeld worden. Dit ligt voor installatie van dempend vermogen bij residentiële gebruikers uiteraard moeilijker, vandaar dat in dit werk gefocust wordt op de financiële winst die in de huidige structuur gemaakt kan worden door een residentiële gebruiker bij het dempen van harmonischen.

### 3.3.3 Registratie van (harmonische) vermogens

In een vrijgemaakte energiemarkt moet voor elke klant tenminste het actief vermogen geïntegreerd worden door een energiemeter. Deze grootte kan gebaseerd worden op het vermogen dat getransfereerd wordt over het gehele frequentiespectrum of enkel op het vermogen dat getransfereerd wordt met de fundamentele frequentie. Die keuze is voor discussie vatbaar. Het vermogen over het gehele spectrum kan verschillende parallelle vermogensstromen bevatten, typisch op harmonische frequenties, en niet steeds in dezelfde richting. Deze harmonische vermogensstromen zijn vaak gerelateerd aan harmonische verliezen of andere ongewenste energietransfers [26]. Daarom wordt er normaal gezien aangenomen dat het fundamenteel vermogen de basis vormt voor de registratie van de energie en dat er geen winst of verlies gemaakt wordt door het leveren of opnemen van harmonische vermogens, zelfs wanneer ze nuttig en belangrijk geacht worden.

In sommige gevallen wordt ook het reactief vermogen opgemeten. Sommige klanten moeten bewijzen dat ze geen bijkomende verliezen veroorzaken door reactieve stromen of dat ze geen kosten veroorzaken om de aan de reactieve stromen gerelateerde spanningsval te compenseren.

Daarbij kan de vraag gesteld worden of deze vermogens en de gerelateerde energieën correct opgemeten worden. In de praktijk worden meestal elektromechanische energiemeters van het “Ferraris”-type gebruikt. Deze analoge meters registreren de actieve vermogens niet correct. Ten gevolge van hun werkingsprincipe reageren deze energiemeters op corresponderende harmonischen in de spanning en in de stroom. De geregistreerde waarde hangt dan ook af van het faseverschil tussen de harmonische en de fundamentele componenten, maar ‘actieve’ harmonische vermogens worden niet correct geregistreerd. Voor een gedetailleerde discussie over de relatie tussen de frequentie van de harmonische vermogens en hun registratie wordt de lezer doorverwezen naar [27].

### 3.3.4 Experimentele testen

De plaatsing van een dempende decentrale generator zoals beschreven in dit en voorgaande hoofdstukken geeft aanleiding tot het vloeien van harmonische vermogens door de energiemeters bij het optreden van achtergrondvervuiling van de netspanning. Daarom wordt in de experimentele opstelling gebruik gemaakt van het reeds beschreven prototype van de dempende decentrale generator om na te gaan in welke mate er meetfouten optreden bij het vloeien van harmonisch vermogen door de energiemeter. In [27] werd aangetoond dat de frequentie van de harmonische component een sterke invloed heeft op de registratie. In dit werk wordt een soortgelijke analyse gemaakt voor de fasehoek van de harmonische spanningscomponent. Met deze fasehoek wordt  $\phi_h$  uit de volgende formule bedoeld:

$$v_g = \hat{V}_1 \sin(\omega t) + \hat{V}_h \sin(h\omega t + \phi_h) \quad (3.5)$$

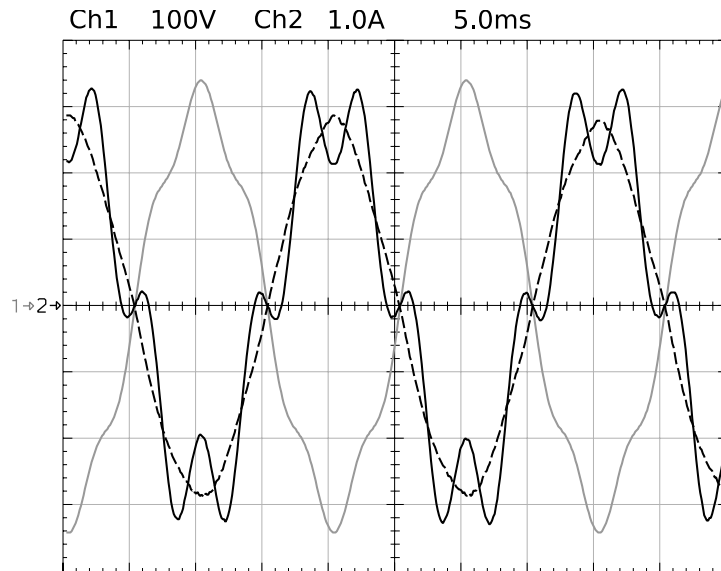
Daarnaast wordt er aandacht besteed aan de financiële opbrengst van het dempen van harmonische spanningsvervorming met een decentrale generator. Om te kunnen nagaan welke fundamentele en harmonische vermogens er door de energiemeter vloeien wordt er een bijkomende meting gedaan met een power analyzer.

#### A. Registratiefactoren

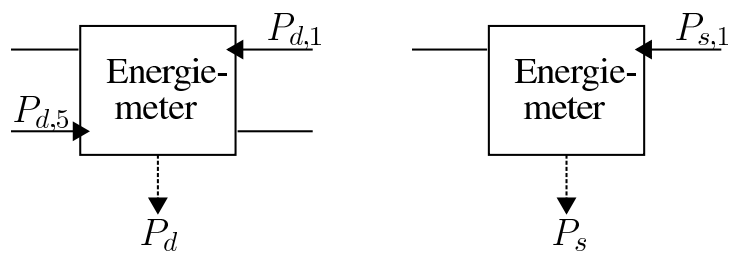
De registratie van de analoge energiemeter zal vergeleken worden met de werkelijk overgebrachte energie bij de aanwezigheid van een 10% vijfde harmonische component in de netspanning. De fasehoek tussen de vijfde harmonische spanningscomponent en de fundamentele spanningscomponent wordt gevarieerd, om de invloed van de fasehoek op de geregistreerde energie na te gaan. De experimenten worden uitgevoerd voor een dempende decentrale generator, en voor een sinusoidale decentrale generator, onder identieke omstandigheden. Dit laat toe om het verschil in de geregistreerde energie voor de dempende en de sinusoidale decentrale generator toe te wijzen aan het dempen van de vijfde harmonische spanningscomponent.

In Fig. 3.19, heeft de vijfde harmonische spanningscomponent een fasehoek  $\phi_5$  van  $0^\circ$ . De netspanning is afgebeeld als een volle grijze lijn, de volle zwarte lijn stelt de ingangsstroom van de dempende decentrale generator voor. Deze ingangsstroom bevat ook een vijfde harmonische component. De zwarte streeplijn toont de ingangsstroom van de sinusoidale decentrale generator.

De fundamentele en de harmonische vermogens kunnen rechtstreeks gemeten worden met behulp van een power analyzer of berekend worden met behulp van Fourieranalyse op basis van de gemeten golfvormen. De vermogens die opgemeten worden voor de dempende decentrale generator worden aangeduid met een index  $d$ . Index  $s$  refereert naar de sinusoidale decentrale generator. De registratie van de



Figuur 3.19: Netspanning (volle grijze lijn), ingangsstroom van de dempende decentrale generator (volle zwarte lijn) en ingangsstroom van de sinusoidale decentrale generator (zwarte streeplijn)



Figuur 3.20: Schematische voorstelling van de fundamentele en harmonische vermogens in de energiemeter bij registratie voor de dempende en de sinusoidale convertor

totale energie door de energiemeter kan voorgesteld worden door de zwarte streep-lijnen in Fig. 3.20. De vermogensstromen door de energiemeter (volle zwarte pijlen) bestaan uit een fundamentele component  $P_{d,1}$  en een harmonische component  $P_{d,5}$  wanneer de dempende decentrale generator aangesloten is. Het geregistreerd vermogen  $P_d$  kan geschreven worden als:

$$P_d = k_1 P_{d,1} + k_5 P_{d,5} \quad (3.6)$$

waarbij  $k_1$  en  $k_5$  registratiefactoren zijn die afhankelijk zijn van de gebruikte energiemeter. De registratiefactoren geven aan hoeveel van het werkelijk vermogen effectief geregistreerd wordt. Het vermogen dat geregistreerd wordt als de sinusoidale decentrale generator aangesloten is wordt geschreven als:

$$P_s = k_1 P_{s,1} \quad (3.7)$$

De geregistreerde vermogens, de fundamentele vermogens en het harmonisch vermogen die gemeten werden tijdens het experiment zijn weergegeven in Tabel 3.3, geval 1. De geregistreerde vermogens  $P_d$  en  $P_s$  werden bekomen met behulp van de energiemeter. De fundamentele en harmonische vermogens,  $P_{d,1}$ ,  $P_{s,1}$  en  $P_{d,5}$ , werden berekende door middel van Fourieranalyse en geverifieerd met behulp van een power analyzer. Deze waarden laten toe om de registratiefactoren te berekenen, ook deze registratiefactoren zijn terug te vinden in Tabel 3.3. De resultaten stemmen goed overeen met de conclusies die getrokken worden in [27]: De registratiefactor voor het fundamenteel vermogen ligt zeer dicht bij één, en de registratiefactoren voor de harmonische vermogens dalen met toenemende harmonische frequentie.

De metingen werden uitgevoerd voor vier verschillende fasehoeken tussen de vijfde harmonische spanningscomponent en de fundamentele spanningscomponent. Voor de vier verschillende gevallen werden de geregistreerde vermogens, de fundamentele vermogens, het harmonisch vermogen en de registratiefactoren weergegeven in Tabel 3.3.

Zoals duidelijk af te leiden is uit Tabel 3.3, is registratiefactor  $k_5$  afhankelijk van de fasehoek tussen de harmonische en de fundamentele spanningscomponent. We kunnen dus stellen dat actieve harmonische vermogens geregistreerd worden, maar slechts gedeeltelijk en steeds minder met toenemende frequentie. Daarenboven is de registratie van actieve harmonische vermogens bij een bepaalde frequentie niet éénduidig, maar afhankelijk van de fasehoek tussen harmonische en de fundamentele spanningscomponent.

### B. Financiële analyse

Het harmonisch vermogen dat door de decentrale generator opgenomen wordt verandert de vermogensbalans in de convertor. Ten gevolge van de harmonische

Tabel 3.3: Geregistreerde, fundamentele en harmonische vermogens en registratiefactoren

geval 1: fasehoek 0°					
$P_d$	-443.24 W	$P_s$	-433.16 W		
$P_{d,1}$	-449.65 W	$P_{s,1}$	-432.74 W	$k_1$	1.0010
$P_{d,5}$	13.93 W			$k_5$	0.4916
geval 2: fasehoek 90°					
$P_d$	-439.76 W	$P_s$	-435.13 W		
$P_{d,1}$	-446.63 W	$P_{s,1}$	-435.55 W	$k_1$	0.9990
$P_{d,5}$	14.28 W			$k_5$	0.4507
geval 3: fasehoek 180°					
$P_d$	-438.36 W	$P_s$	-435.49 W		
$P_{d,1}$	-446.11 W	$P_{s,1}$	-437.10 W	$k_1$	0.9963
$P_{d,5}$	14.32 W			$k_5$	0.4268
geval 4: fasehoek 270°					
$P_d$	-440.81 W	$P_s$	-435.78 W		
$P_{d,1}$	-448.87 W	$P_{s,1}$	-435.93 W	$k_1$	0.9997
$P_{d,5}$	14.25 W			$k_5$	0.5551

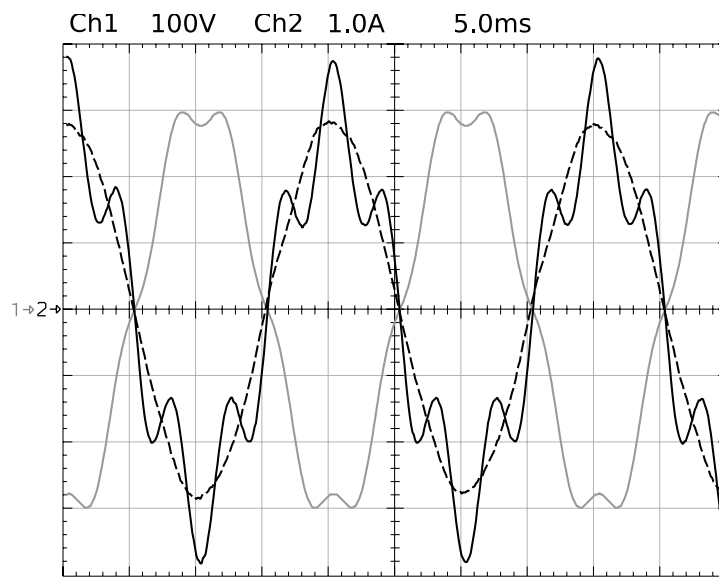
stroomcomponenten die aanwezig zijn in de ingangsstroom van de converter worden de verliezen in de converter beïnvloed. Deze verliezen kunnen toenemen of afnemen, en zijn afhankelijk van de piekwaarde van de ingangsstroom. Deze piekwaarde wordt uiteraard sterk beïnvloed door de aanwezigheid van harmonische componenten. Het verschil tussen het opgenomen harmonisch vermogen en de verandering van de verliezen in de converter ( $P_{d,5} - \Delta P_{\text{loss}}$ ), geeft aan welk vermogen de converter bekomt door het opnemen van harmonisch vermogens. Dit vermogen wordt omgezet in fundamenteel vermogen en in het net geïnjecteerd.

$$P_{d,1} + P_{d,5} = P_{s,1} + \Delta P_{\text{loss}} \quad (3.8)$$

De winst die gemaakt kan worden door het dempen van harmonische spanningscomponenten is afhankelijk van twee verschillende aspecten. Ten eerste bepaalt de registratiefactor  $k_5$  het gedeelte van het opgenomen vermogen dat geregistreerd wordt door de energiemeter. Het niet geregistreerde gedeelte van het harmonisch vermogen wordt dus bepaald door  $1 - k_5$ . Ten tweede wordt het vermogen dat opnieuw in het net geïnjecteerd kan worden bepaald door de verandering van de

Tabel 3.4: Winst en bijkomende convertorverliezen door het dempen

	geval 1	geval 2	geval 3	geval 4
$P_{\text{winst}}$	-10.08 W	-4.63 W	-2.87 W	-5.03 W
$\Delta P_{\text{loss}}$	-2.98 W	3.20 W	5.31 W	1.31 W



Figuur 3.21: Netspanning (volle grijze lijn), ingangsstroom van de dempende decentrale generator (volle zwarte lijn) en ingangsstroom van de sinusoidale decentrale generator (zwarte streeplijn)

convertorverliezen. Deze vermogens worden geregistreerd met registratiefactoren  $k_1$  en  $k_5$ . De winst die kan bekomen worden door het dempen van harmonische spanningscomponenten kan dan beschreven worden door:

$$P_{\text{winst}} = k_5 P_{d,5} - k_1 (P_{d,5} - \Delta P_{\text{loss}}) \quad (3.9)$$

Deze berekening gebeurt op basis van de gegevens uit Tabel 3.3, waarbij de verandering van de convertorverliezen  $\Delta P_{\text{loss}}$  berekend wordt met behulp van (3.8). De winsten die bekomen werden tijdens de experimentele testen zijn weergegeven in Tabel 3.4 voor de vier verschillende gevallen. Om aan te geven hoe het opnemen van harmonische stroomcomponenten de verliezen in de convertor kunnen beïnvloeden werd ook  $\Delta P_{\text{loss}}$  in deze tabel weergegeven. De impact van de verlie-



zen in de convertor op de gemaakte winst is vrij belangrijk. In geval 1 verminderen de convertorverliezen door het toepassen van demping. De reden voor deze rendementverbetering kan afgeleid worden uit Fig. 3.19, de ogenblikkelijke stromen van de dempende en de sinusoïdale convertor zijn immers niet gelijk. Aangezien de verliezen afhankelijk zijn van zowel de stroom door als van de spanning over de schakelaars resulteert een verandering van de golfvorm van de stroom ook in een verandering van de verliezen. In Fig. 3.21 werden de golfvormen voor geval 3 afgebeeld. In dit geval stijgt de piekwaarde van de stroom door het dempen, wat resulteert in een stijging van de verliezen in de convertor.

### 3.4 Besluit

In dit hoofdstuk werden harmonische spanningsdemping en harmonische stroomcompensatie als secundaire functie geïmplementeerd in een convertor voor decentrale generatie. De effecten van harmonische spanningsdemping en harmonische stroomcompensatie op de totale harmonische distorsie van de netspanning werden geanalyseerd en experimenteel geverifieerd. De decentrale generator met geïntegreerde harmonische spanningsdemping en harmonische stroomcompensatie werd gebruikt om aan te tonen dat de harmonische componenten van de stroom van een naburige vervuilende last volledig weggeregeld kunnen worden, en dat de combinatie van de decentrale generator en de naburige vervuilende last zich gedraagt als een weerstand voor harmonische spanningscomponenten, wat bijdraagt aan de demping in het elektrisch net. Er werden maatregelen getroffen om de primaire functie van de decentrale generator, het injecteren van fundamenteel vermogen in het net, ten allen tijde te garanderen. Daarenboven werd aangetoond dat er ook bij sterk variërende injectie van harmonische componenten en bij opstartstromen een dempend effect optreedt door het gebruik van de secundaire functies van de convertor.

In een tweede gedeelte werd een financiële analyse gemaakt voor het dempen van harmonische componenten. De registratie van actief harmonisch vermogen in energiemeters van het Ferraris-type, die in grote getale in het distributienet aanwezig zijn, daalt voor stijgende harmonische frequenties. Het opgenomen harmonisch vermogen wordt dus slechts voor een fractie gefactureerd en wordt door de convertor omgezet in fundamenteel actief vermogen, waar de decentrale producent volledig voor vergoed wordt, zowel via de elektriciteitsrekening, als via de groenestroom-certificaten. De winst die gemaakt kan worden is afhankelijk van twee aspecten. Ten eerste varieert de registratie van actieve harmonische vermogens zowel met de frequentie als met de fasehoek tussen de harmonische en de fundamentele component. Daarnaast veranderen de verliezen in de convertor door het opnemen van harmonische stroomcomponenten, wat een sterke impact heeft op de mogelijk-

ke winst. Deze aspecten zijn helaas niet te controleren en moeilijk te voorspellen. Als besluit kan dus gesteld worden dat registratie van actieve harmonische vermogens vrij problematisch is, en dat er wellicht naar andere beloningsmechanismen gezocht moet worden. Het ter beschikking stellen van compensatie voor harmonische vervuiling door residentiële gebruikers zou misschien beter als bijkomende dienst vergoed worden door de netbeheerders.

## Bibliografie

- [1] F. Z. Peng, H. Akagi, and A. Nabae, "Compensation characteristics of the combined system of shunt passive and series active filters," *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, vol. 29, no. 1, pp. 144–152, Jan./Feb. 1993.
- [2] H. Akagi, "New trends in active filters for power conditioning," *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, vol. 32, no. 6, pp. 1312–1322, Nov./Dec. 1996.
- [3] —, "Active harmonic filters," *Proc. IEEE*, vol. 93, no. 12, pp. 2128–2141, Dec. 2005.
- [4] M. Routimo, M. Salo, and H. Tuusa, "Comparison of voltage-source and current-source shunt active power filters," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 22, no. 2, pp. 636–643, Mar. 2007.
- [5] T. E. Núñez-Zúñiga and J. A. Pomilio, "Shunt active power filter synthesizing resistive loads," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 17, no. 2, pp. 273–278, Mar. 2002.
- [6] T. Takeshita and N. Matsui, "Current waveform control of PWM converter system for harmonic suppression on distribution system," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 50, no. 6, pp. 1134–1139, Dec. 2003.
- [7] K. J. P. Macken, K. Vanthournout, J. Van den Keybus, G. Deconinck, and R. J. M. Belmans, "Distributed control of renewable generation units with integrated active filter," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 19, no. 5, pp. 1353–1360, Sept. 2004.
- [8] K. De Gussemé, W. R. Ryckaert, D. M. Van de Sype, J. A. Ghijselen, and J. A. Melkebeek, "A boost PFC converter with programmable harmonic resistance," in *Proc. IEEE Appl. Power Electr. Conf. (APEC'05)*, Austin, USA, Mar. 6-10, 2005, pp. 1621–1627.
- [9] N. Pogaku and T. C. Green, "Harmonic mitigation throughout a distribution system: a distributed-generator-based solution," *IEE Proc. Gener. Transm. Distrib.*, vol. 153, no. 3, pp. 350–358, May 2006.

- [10] W. R. Ryckaert, K. De Gussemé, D. M. Van de Sype, L. Vandeveldel, and J. A. Melkebeek, "Damping potential of single-phase bidirectional rectifiers with resistive harmonic behaviour," *IEE Proc. Electr. Power Appl.*, vol. 153, no. 1, pp. 68–74, Jan. 2006.
- [11] B. Renders, K. De Gussemé, W. R. Ryckaert, and L. Vandeveldel, "Input impedance of grid-connected converters with programmable harmonic resistance," *IET Electr. Power Appl.*, vol. 1, no. 3, pp. 355–361, May 2007.
- [12] —, "Converter-connected distributed generation units with integrated harmonic voltage damping and harmonic current compensation function," *Electric Power Systems Research*, vol. 79, no. 1, pp. 65–70, Jan. 2009.
- [13] T. C. Green and J. H. Marks, "Control techniques for active power filters," *IEE Proc. Electr. Power Appl.*, vol. 152, no. 2, pp. 369–381, Mar. 2005.
- [14] H. Akagi, Y. Kanazawa, and A. Nabae, "Instantaneous reactive power compensators comprising switching devices without energy storage," *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, vol. 20, no. 3, pp. 625–703, May/June 1984.
- [15] S. Fryze, "Active, reactive and apparent power in non-sinusoidal systems," *Przeglad Elekrot*, vol. 7, pp. 193–203, 1931.
- [16] P. Jintakosonwit, H. Fujita, and H. Akagi, "Control and performance of a fully-digital-controlled shunt active filter for installation on a power distribution system," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 17, no. 1, pp. 132–140, Jan. 2002.
- [17] T. Le, M. Pereira, K. Renz, and G. Vaupel, "Active damping of resonances in power systems," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 9, no. 2, pp. 1001 – 1008, Apr. 1994.
- [18] *Electromagnetic compatibility (EMC) - Part 2-2: Environment - Compatibility levels for low-frequency conducted disturbances and signalling in public low-voltage power supply systems*, IEC Std. 61 000-2-2, Rev. 2, Mar. 2002.
- [19] T.-F. Wu, H.-S. Nien, C.-L. Shen, and T.-M. Chen, "A single-phase inverter system for PV power injection and active power filtering with nonlinear inductor consideration," *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, vol. 41, no. 4, pp. 1075–1083, July/Aug. 2005.
- [20] Z. Chen, F. Blaabjerg, and J. K. Pedersen, "A multi-functional power electronic converter in distributed generation power systems," in *Proc. of the IEEE Power Electr. Spec. Conf.*, Recife, Brazil, June 11–16, 2005.

- [21] H. Akagi, "Control strategy and site selection of a shunt active filter for damping of harmonic propagation in power distribution systems," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 12, no. 1, pp. 354–363, Jan. 1997.
- [22] IEEE Task Force on the effect of harmonics on equipment, "Effects of harmonics on equipment," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 8, no. 2, pp. 672–680, Apr. 1993.
- [23] A. McEachern, W. M. Grady, and W. A. Moncrief, "Revenue and harmonics: an evaluation of some proposed rate structures," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 10, no. 1, pp. 474 – 482, Jan. 1994.
- [24] J. Driesen, T. Green, T. V. Craenenbroeck, and R. Belmans, "The development of power quality markets," in *Proc. IEEE Power Engineering Society Winter Meeting*, vol. 1, NY, USA, Jan. 27-31, 2002, pp. 262 – 267.
- [25] *Mededeling van de Vlaamse Reguleringsinstantie voor de Elektriciteits-en Gasmarkt met betrekking tot het al dan niet gebruiken van een compenserende kWh-meter voor de compensatie van de in het distributienet geïnjecteerde elektriciteit.*, VREG Std., 2007.
- [26] M. H. J. Bollen, *Understanding power quality problems*, ser. Power Engineering. IEEE press, 2000.
- [27] J. Driesen, T. V. Craenenbroeck, and D. M. Van Dommelen, "The registration of harmonic power by analog and digital power meters," *IEEE Trans. Instrum. Meas.*, vol. 47, no. 1, pp. 195–198, Feb. 1998.

## Hoofdstuk 4

# Spanningsdips

### 4.1 Inleiding

Met de term dips of spanningsdips duidt men kortstondige verlagingen van de effectieve netspanning aan. Deze kunnen een duur hebben van een fractie van een seconde tot verschillende seconden. Spanningsdips worden beschreven aan de hand van de duur en de *resterende spanning*<sup>1</sup>, dat wil zeggen het laagste percentage van de effectieve spanning dat tijdens het incident nog beschikbaar blijft. In dit verband dient opgemerkt te worden dat men niet meer over spanningsdips spreekt wanneer de resterende spanning zeer klein is (minder dan 10 %, of minder dan 1 % afhankelijk van de gebruikte norm). Deze incidenten noemt men (kortstondige) onderbrekingen.

Spanningsdips worden veroorzaakt door een tijdelijke toename van de netstroom. Deze toename kan onder meer toegeschreven worden aan het opstarten van motoren, het onder spanning brengen van transformatoren of door kortsluitingen in het elektrische energienet. De spanning op de plaats van de toegenomen stroom zal uiteraard gereduceerd worden, en kan tot op grote elektrische afstand sterk verlaagde waarden vertonen.

Spanningsdips veroorzaakt door opstartstromen (die vele malen groter kunnen zijn dan de nominale stromen) worden gekenmerkt door een lange duur en een hoge resterende spanning. De duur bedraagt dan meerdere seconden. Dit fenomeen treedt vaker op op plaatsen waar het net zwak is, dat wil zeggen dat de netimpedantie er groot is, en dus voor een grotere spanningsval zorgt. Mogelijke oplossingen voor dit probleem zijn het versterken van het net, wat een dure aangelegenheid is, of de installatie van een soft starter, die ervoor zorgt dat de opstartstroom beperkt blijft tot een aanvaardbare waarde. Uiteraard zal dit een impact hebben op de aanlooptijd

---

<sup>1</sup>E: Remaining voltage

van de machine in kwestie.

Spanningsdips veroorzaakt door storingen in het netwerk zijn meestal diep maar van korte duur. De duur van de spanningsdip is afhankelijk van de tijd die de beveiligingskringen nodig hebben om de storing af te zonderen en bedraagt meestal enkele honderden milliseconden. Aangezien het merendeel van de storingen in het elektrische net van voorbijgaande aard zijn, worden afgezonderde lijnelementen na korte tijd opnieuw ingeschakeld met behulp van *automatische herinschakelaars*<sup>2</sup>. Zodoende zijn de gevolgen beperkt bij storingen van voorbijgaande aard, de gebruikers zullen slechts een kortstondige onderbreking ervaren, waar ze anders een langdurige onderbreking zouden ondergaan. Bij storingen van lange duur veroorzaken automatische schakelaars bij het herinschakelen opnieuw een kortsluiting en dus een nieuwe spanningsdip. Het netwerkelement in kwestie zal in dit geval definitief uitgeschakeld worden met behulp van de klassieke beveiliging.

De propagatie van spanningsdips door het elektrische net is een complex fenomeen, en kan aanleiding tot het vervormen van de spanningsdips door de transformator-schakeling bij transformatie tussen spanningsniveaus [1].

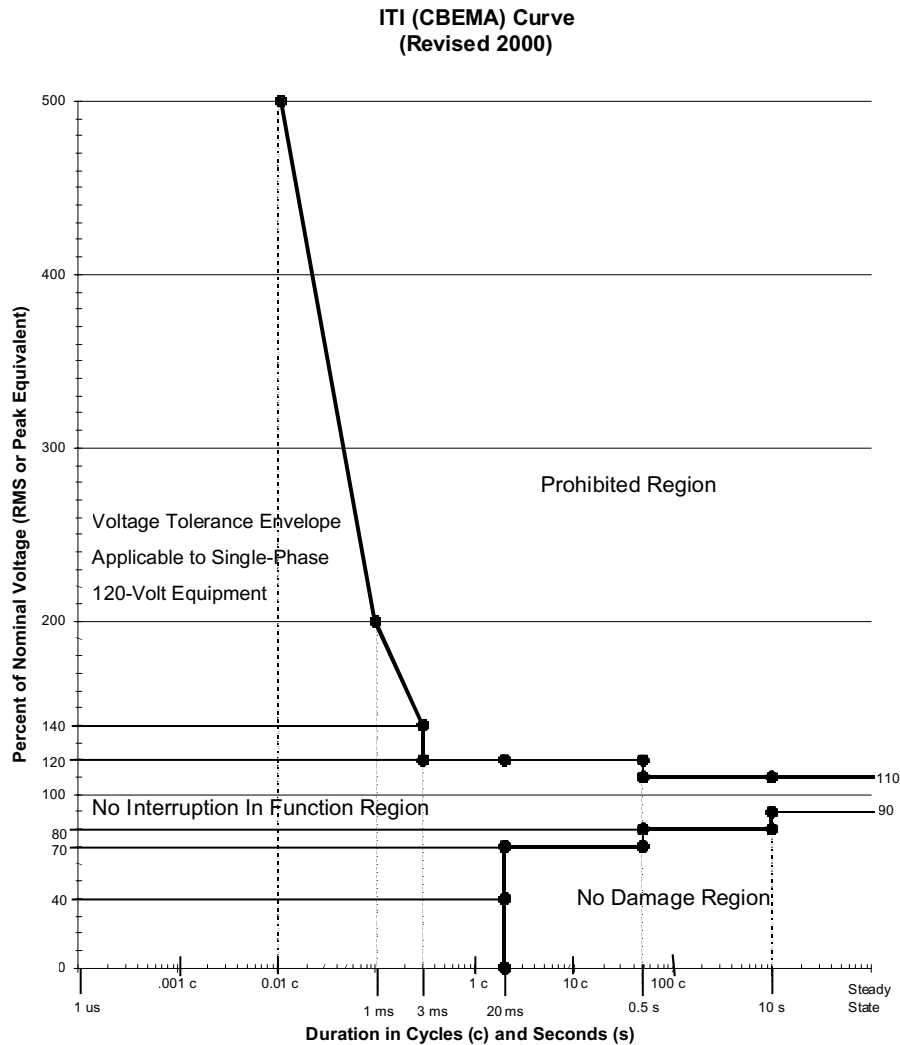
Motoraandrijvingen, inclusief aandrijvingen met een variabel toerental, zijn bijzonder gevoelig voor spanningsdips. De energie die nodig is om de last aan te drijven kan ten gevolge van de spanningsdip niet volledig geleverd worden door het energienet. Ook toestellen voor dataverwerking en procescontrole zijn erg kwetsbaar. Dit kan leiden tot dataverlies en langdurige stilstand van industriële processen. De kostenimplicaties ten gevolge van spanningsdips kunnen dus zwaar doorwegen.

Uit de literatuur blijkt dat spanningsdips beschouwd worden als één van de belangrijkste aspecten van netkwaliteit [1, 2]. De economische impact van spanningsdips is dan ook enorm. Naast het versterken van het elektrische net en het opdrijven van de robuustheid van de gevoelige gebruikers wordt nog een derde methode voorgesteld. Deze methode behelst het dempen van de spanningsdip. Er zijn een groot aantal oplossingen voorgesteld om dit te realiseren. Een aantal van deze oplossingen worden verder in dit werk besproken.

## 4.2 Spanningsdip-immuniteit van decentrale generatoren

De Information Technology Industry Council-kromme (ITIC), die vroeger de Computer and Business Equipment Manufacturers Association - kromme (CBEMA) werd genoemd, beschrijft de tolerantie van apparatuur ten opzichte van spanningsstoringen van alle types [3]. Het standaardiseren van de vereisten voor elektrische apparatuur wat betreft spanningsdip-immuniteit, heeft gezorgd voor een iets be-

<sup>2</sup>E: automatic reclosers



Figuur 4.1: Information Technology Industry Curve (ITIC)

tere spanningsdip-immuniteit. De curve afgebeeld in Fig. 4.1 geeft aan welk gedrag verwacht mag worden van de meeste apparatuur in functie van de resterende spanning. Op Fig. 4.1 wordt zowel het vereist gedrag bij onder- als bij overspanningen weergegeven in functie van de tijd. De apparatuur moet een verandering van de spanning kunnen verdragen, zonder uitschakeling, zolang het punt dat bepaald wordt door de resterende spanning en door de duur van de verstoring aan de rechterzijde van de twee zwarte curves ligt.

Tot op heden werd er weinig aandacht besteed aan het gedrag van decentrale generatoren tijdens spanningsdips, de meeste aandacht werd besteed aan het gedrag van gevoelige apparatuur tijdens spanningsdips. Het door decentrale generatoren geproduceerde vermogen was dan ook verwaarloosbaar ten opzichte van het vermogen geproduceerd door centraal uitgebate elektriciteitscentrales. Veel netbeheerders stellen de onmiddellijke uitschakeling van decentrale generatoren bij netstoringen als voorwaarde voor aansluiting om te vermijden dat decentrale generatoren afgezonderde lijnen onder spanning zouden brengen of houden. De laatste tijd is het totaal geïnstalleerd decentraal vermogen sterk toegenomen onder andere onder impuls van de liberalisering van de energiemarkt en de nood om de CO<sub>2</sub>-uitstoot te reduceren. Deze trend zal zich in de toekomst nog sterker doorzetten. Daardoor is het niet langer mogelijk om uitschakeling van decentrale generatoren toe te staan bij netstoringen, anders zouden er grote vermogensoverdrachten in het elektrische energienet optreden. Dit zou de stabiliteit van het elektrische net in gevaar kunnen brengen. Om een voldoende betrouwbaar net te behouden, gecombineerd met een hoge penetratiegraad van decentrale generatoren, moeten deze laatste over een voldoende grote spanningsdip-immuniteit beschikken. Dit wordt dan ook door meer en meer netbeheerders vereist.

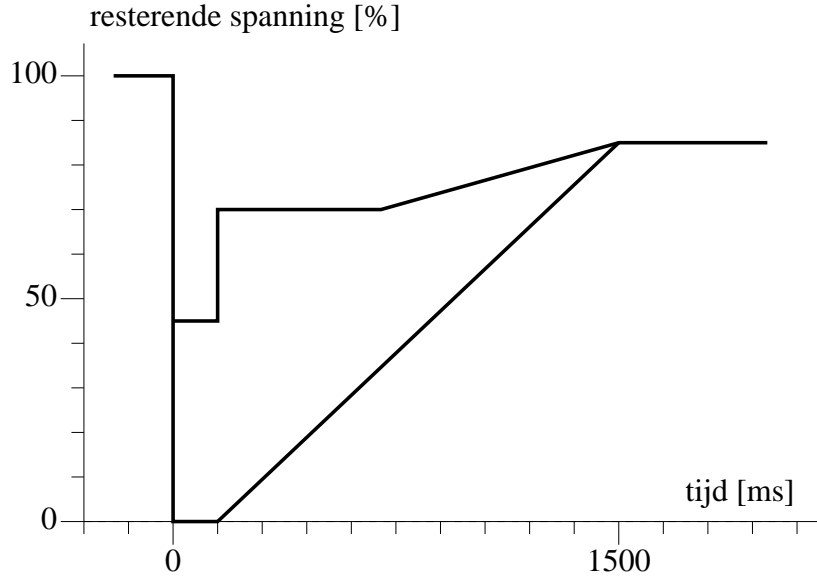
In Noord-Duitsland, waar de concentratie windturbines groot is, heeft de netbeheerder (E.On Netz) reeds normen vastgelegd voor het gedrag van windturbines [4]. In plaats van onmiddellijke uitschakeling van de turbines, moet voldaan worden aan de vereisten voorgesteld in Fig. 4.2. In het gebied boven de bovenste curve moeten de windturbines gekoppeld blijven, in het gebied tussen de twee curves kan een kortstondige uitschakeling (2 sec) getolereerd worden, en in het gebied onder de onderste curve mogen de turbines uitschakelen.

In dit hoofdstuk wordt het gedrag van convertor-gekoppelde decentrale generatoren tijdens spanningsdips onder de loep genomen. Zoals reeds in hoofdstuk 2 aangehaald werd, is het gedrag van convertor-gekoppelde DG sterk bepaald door de implementatie van de stroomregellus van de convertor. In dit hoofdstuk zal de sinusoidale controlestrategie vergeleken worden met de dempende controlestrategie. De derde controlestrategie, die een resistief ingangsgedrag implementeert, wordt in dit hoofdstuk niet bekeken omdat het minder geschikt is voor implementatie in decentrale generatoren. Bij deze controlestrategie wordt de ingangsimpedantie voor harmonische en interharmonische spanningscomponenten negatief bij injectie van vermogen in het net. Dit kan aanleiding geven tot instabiliteit [5].

#### **4.2.1 Gedrag van de convertor bij spanningsdip-initiatie**

We hernemen de stroomregelkring, die reeds uitvoerig besproken werd in hoofdstuk 2. De wenswaarde voor de ingangsstroom van de dempende convertor werd





Figuur 4.2: E.On Netz vereisten voor het gedrag van windturbines bij spanningsdips

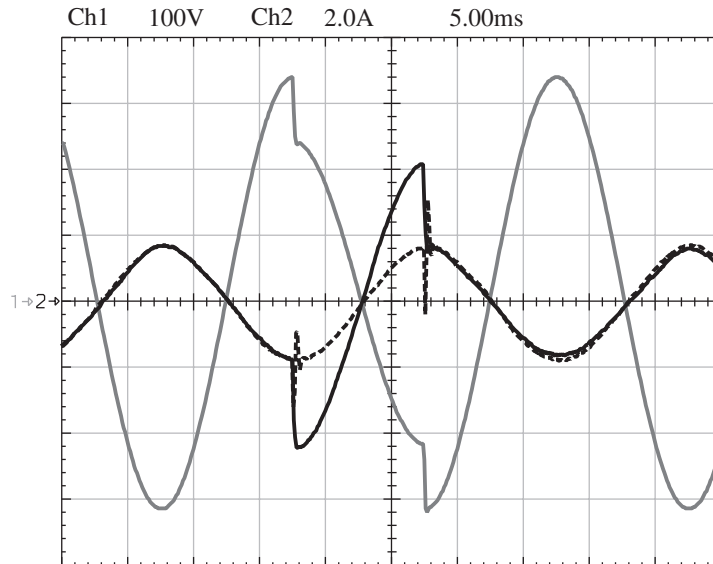
gegeven door (2.5):

$$i_L^* = g_1 \sin(\theta_{PLL}) + g_h (v_g - \sin(\theta_{PLL})). \quad (4.1)$$

waarbij de ingangsconductantie voor fundamentele spanningscomponenten  $g_1$  bepaald wordt door de busspanningsregelaar, met  $\sin(\theta_{PLL})$  een sinusoidaal referentiesignaal in fase met de grondgolf van de netspanning  $v_g$  en  $g_h$  de constante dempingsconductantie. De wenswaarde voor de ingangsstroom van de sinusoidale convertor werd in Hoofdstuk 2 gedefinieerd als (2.4):

$$i_L^* = g_1 \sin(\theta_{PLL}). \quad (4.2)$$

Bij een vereenvoudigde voorstelling van spanningsdips kunnen we ervan uitgaan dat de spanningsgolfvorm tijdens de dip beschreven kan worden in fundamentele componenten. Dat impliceert dat de tweede term in (4.1) ook tijdens spanningsdips gelijk is aan 0. Deze vereenvoudiging laat toe om de invloed van spanningsdips op de convertor en vice versa te analyseren op basis van fundamentele componenten. Eventuele harmonische spanningscomponenten worden, zoals reeds eerder in dit werk beschreven werd, door de convertor gedempt. Aangezien spanningsdips snelle fenomenen zijn, zullen we in eerste instantie veronderstellen dat de busspanningsregelaar geen invloed uitoefent op de waarde van  $g_1$  tijdens de spanningsdip.



Figuur 4.3: Netspanning en ingangsstroom van de convertor tijdens een 30% spanningsdip.

Grijze lijn: netspanning, volle zwarte lijn: ingangsstroom van de dempende convertor, zwarte streeplijn: ingangsstroom van de sinusoidale convertor

Analyse van bovenstaande vergelijkingen leert dat bij dip-initiatie verschillen zullen optreden tussen de wenswaarden voor de stroom beschreven door (4.1) en (4.2). Aangezien de netspanning  $v_g$  niet voorkomt in (4.2) verandert de wenswaarde voor de sinusoidale convertor niet bij de dip-initiatie. Doordat de per unit r.m.s.-waarde van de netspanning verandert naar  $D$  tijdens de spanningsdip, verschilt de tweede term van (4.1) van 0. De verandering van de wenswaarde van de ingangsstroom van de convertor betekent dat de dempende convertor meer stroom in het net zal injecteren tijdens de spanningsdip.

De verandering van de wenswaarde van de ingangsstroom van de dempende convertor kan berekend worden aan de hand van (4.1):

$$\Delta|i_L| = g_h|v_g|(1 - D), \quad (4.3)$$

waarin  $|v_g|$  en  $D|v_g|$  de amplitudes van de netspanning voor en tijdens de dip zijn. De reacties van de sinusoidale en de dempende convertor op spanningsdips worden geverifieerd aan de hand van een experimentele opstelling. Deze opstelling bestaat uit een digitaal gecontroleerde 1-kW bidirectionele volle-brug convertor bedoeld voor netkoppeling van kleinschalige decentrale generatoren, een lineaire versterker

(PAS1000 van Spitzenberger & Spies) die kan gebruikt worden als een regelbaar elektrisch net en een gelijkspanningsbron (serieverbinding van twee SM300-10Ds van Delta Elektronika) die gebruikt worden als een black-box decentrale generator. De netspanning en de ingangsstromen van de sinusoidale en de dempende convertor tijdens een spanningsdip van 30% zijn afgebeeld in Fig. 4.3 als respectievelijk grijze en zwarte lijnen. Het vermogen dat door de convertoren in het net geïnjecteerd wordt net voor de spanningsdip bedraagt 300 Watt. De zwarte streep-lijn stelt de ingangsstroom van de sinusoidale convertor voor. In overeenstemming met de theoretische analyse blijft de amplitude van deze ingangsstroom onveranderd tijdens de spanningsdip. De volle zwarte lijn stelt de ingangsstroom van de dempende convertor voor. De amplitude van de door de digitale-signaalprocessor opgemeten netspanning vermindert bij de aanvang van de spanningsdip. Daardoor verandert ook de amplitude van de wenswaarde van de ingangsstroom en dus ook de amplitude van de ingangsstroom zelf.

In Fig. 4.3 kan een tweede, transiënt fenomeen opgemerkt worden. Door de ogenblikkelijke verandering van de netspanning  $v_g$  ontstaat er een onevenwicht tussen  $v_g$  en de schakelspanning  $v_{sw}$ . Aangezien de stroomregelaar niet ogenblikkelijk kan reageren, stijgt de stroom door de spoel totdat de stroomregelaar de waarde van  $v_{sw}$  aangepast heeft. Dit effect is duidelijk zichtbaar in de ingangsstroom van de sinusoidale convertor (zwarte streep-lijn). Ook de ingangsstroom van de dempende convertor vertoont een dergelijke opslingering, die echter verborgen blijft door de gelijktijdige toename van de wenswaarde van de ingangsstroom.

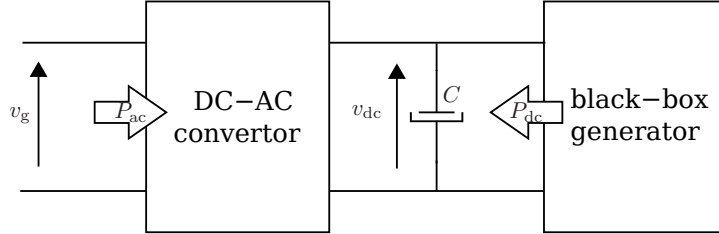
Door het invoeren van de gegevens van het experiment in (4.3), kan de voorspelde verandering van de ingangsstroom berekend worden:

$$\Delta|i_L| = \frac{1}{40\Omega} \cdot 325V \cdot 0.3 = 2.4A, \quad (4.4)$$

wat overeenstemt met de in Fig. 4.3 afgebeelde verandering.

#### 4.2.2 Vermogensbalans en spanningsdip-immuniteit

De belangrijkste oorzaak van het uitschakelen van convertor-gekoppelde decentrale generatoren tijdens spanningsdips, is een te hoge waarde van de busspanning  $v_{dc}$ , die de overeenstemmende overspanningsbeveiliging van de convertor aanspreekt en de convertor uitschakelt. De busspanning kan berekend worden aan de hand van de vermogensbalans over de condensator aan de gelijkspanningszijde van de convertor. Deze vermogensbalans wordt bepaald door het vermogen  $p_{ac}$  dat door de convertor in het net geïnjecteerd wordt en het vermogen  $p_{dc}$  dat door de gelijkspanningsbron geleverd wordt. Een schematische voorstelling is gegeven in



Figuur 4.4: Schematische voorstelling van de vermogenbalans over de buscondensator

Fig. 4.4. De vermogenbalans kan als volgt uitgedrukt worden:

$$p_{dc}(t) + \frac{p_{ac}(t)}{\eta} = \frac{C}{2} \frac{dv_{dc}^2(t)}{dt}, \quad (4.5)$$

met  $\eta$  het rendement van de dc-ac convertor. Hierbij wordt verondersteld dat de convertor zich in regime bevindt vlak voor de spanningsdip, of dat de gemiddelde vermogens zich verhouden als:  $P_{ac} = -\eta P_{dc}$ . Het vermogen  $p_{dc}$  dat door de black-box generator geleverd wordt, is constant tijdens de spanningsdip. Integratie van de bovenstaande vergelijking vanaf de start van de spanningsdip ( $t = 0$ ) over de duur van de dip  $t_{dip}$ , resulteert in:

$$P_{dc} t_{dip} + \frac{1}{\eta} \int_0^{t_{dip}} p_{ac}(t) dt = \frac{C}{2} (v_{dc}^2(t_{dip}) - v_{dc}^2(0)). \quad (4.6)$$

Deze vergelijking is uiteraard sterk afhankelijk van het gedrag van de convertor tijdens de spanningsdip en dus van het verloop van  $p_{ac}(t)$  tijdens de spanningsdip. Het vermogen  $p_{ac}(t)$  dat door een sinusoidaal gestuurde convertor in het net geïnjecteerd wordt tijdens een spanningsdip is:

$$\begin{aligned} p_{ac}(t) &= v_g(t) i_L(t) \approx v_g(t) i_L^*(t) \\ &\approx g_1 D |v_g|^2 \sin^2(\theta_{PLL}) \\ &\approx D \frac{g_1 |v_g|^2}{2} - D \frac{g_1 |v_g|^2}{2} \cos(2\theta_{PLL}) \\ &\approx DP_{ac} - DP_{ac} \cos(2\theta_{PLL}) \\ &\approx -D\eta P_{dc} + D\eta P_{dc} \cos(2\theta_{PLL}). \end{aligned} \quad (4.7)$$

Hierbij wordt aangenomen dat de werkelijke ingangsstroom  $i_L$  de wenswaarde van de ingangsstroom  $i_L^*$  goed benadert. De laatste term van deze vergelijking stelt de 100 Hz variatie van het overgebrachte vermogen voor. Deze vermogensvariatie heeft uiteraard invloed op de busspanning van de convertor, die ook een 100

Hz-rimpel vertoont. Aangezien deze 100 Hz-variatie op de busspanning niet van belang is voor het verloop van de gemiddelde waarde van de busspanning tijdens de spanningsdip, berekenen we de stijging van de busspanning ten gevolge van de spanningsdip en de busspanningsrimpel afzonderlijk. Daartoe wordt in de berekening van de busspanning de duur van de spanningsdip  $t_{\text{dip}}$  gelijk gekozen aan een geheel veelvoud van de halve netperiode. Lineaire extrapolatie van de bekomen resultaten laat toe om de verandering van de busspanning door de spanningsdip onafhankelijk van de busspanningsrimpel uit te drukken. Daardoor vereenvoudigt (4.6) met behulp van (4.7) tot:

$$v_{\text{dc}}^2(t_{\text{dip}}) = v_{\text{dc}}^2(0) + \frac{2}{C}(1-D)P_{\text{dc}}t_{\text{dip}}. \quad (4.8)$$

Bij de convertor met dempende controlestrategie kan  $p_{\text{ac}}(t)$  tijdens een spanningsdip geschreven worden als:

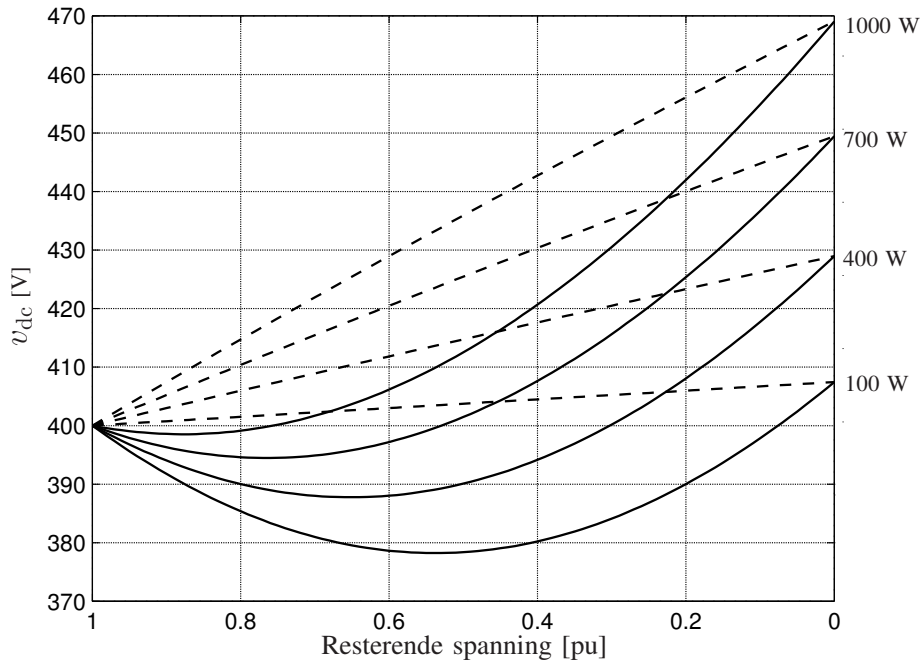
$$\begin{aligned} p_{\text{ac}}(t) &= v_{\text{g}}(t)i_{\text{L}}(t) \approx v_{\text{g}}(t)i_{\text{L}}^*(t) \\ &\approx (g_1 - g_{\text{h}})D|v_{\text{g}}|^2 \sin^2(\theta_{\text{PLL}}) + g_{\text{h}}D^2|v_{\text{g}}|^2 \sin^2(\theta_{\text{PLL}}) \\ &\approx (g_1 - g_{\text{h}} + Dg_{\text{h}})D|v_{\text{g}}|^2 \sin^2(\theta_{\text{PLL}}) \\ &\approx -D\eta P_{\text{dc}} + D(1-D)\frac{g_{\text{h}}}{g_1}\eta P_{\text{dc}} \\ &\quad + \left( D\eta P_{\text{dc}} - D(1-D)\frac{g_{\text{h}}}{g_1}\eta P_{\text{dc}} \right) \cos(2\theta_{\text{PLL}}). \end{aligned} \quad (4.9)$$

Aan de hand van de gemaakte keuze voor  $t_{\text{dip}}$ , kan (4.6) met behulp van (4.9) vereenvoudigd worden:

$$v_{\text{dc}}^2(t_{\text{dip}}) = v_{\text{dc}}^2(0) + \frac{2}{C} \left( (1-D)P_{\text{dc}} + D(1-D)\frac{g_{\text{h}}}{g_1}P_{\text{dc}} \right) t_{\text{dip}}. \quad (4.10)$$

De invloed van de controlestrategie op het vermogen dat door de decentrale generator in het net geïnjecteerd wordt tijdens een spanningsdip, kan afgeleid worden uit Fig. 4.3 en vergelijkingen (4.7) en (4.9). In vergelijking met de situatie net voor de spanningsdip levert de sinusoidaal gestuurde convertor tijdens de spanningsdip minder vermogen aan het net. Het hierdoor ontstane vermogenoverschot aan de dc-zijde van de convertor wordt door de buscondensator geabsorbeerd, met een stijging van de spanning over de condensator als gevolg.

Het vermogen geleverd door de dempende convertor wordt niet altijd kleiner tijdens een spanningsdip. Het door de dempende convertor geleverd vermogen is immers ook afhankelijk van de resterende spanning tijdens de spanningsdip. Het kan zelfs voorvallen dat het vermogen tijdens de dip vergroot. Uit (4.9) volgt dat dit het geval is als  $P_{\text{dc}} < (1-D)P_{\text{nom}}$ . In dit geval levert de buscondensator het



Figuur 4.5: Busspanningsvariaties in functie van de resterende spanning en het geleverde dc vermogen 30 ms na spanningsdip-initiatie. Dempende convertor: volle lijnen, sinusoidale convertor: streeplijnen

verschil tussen  $P_{ac}$  en  $P_{dc}$ , wat resulteert in een spanningsdaling aan de dc-zijde van de convertor.

De verandering van de gemiddelde busspanning tengevolge van de spanningsdip wordt beschreven door (4.8) en (4.10), en wordt afgebeeld in Fig. 4.5 voor een dipduur van anderhalve netperiode. De volle lijnen in Fig. 4.5 geven de waarde van de busspanning van de dempende convertor anderhalve netperiode na dip-initiatie weer in functie van de resterende spanning. Vergelijking van de volle lijnen met de streeplijnen, die de busspanning van de sinusoidale convertor weergeven, levert een duidelijk inzicht in de toegevoegde waarde van de dempende controlestrategie. De busspanning van de convertor met dempende controlestrategie is immers steeds lager dan de busspanning van de convertor met een klassieke sinusoidale controlestrategie. Implementatie van de dempende controlestrategie zorgt ervoor dat de spanningsdip-immuniteit van de decentrale generator sterk verbetert door de ogenblikkelijke toename van de netstroom bij spanningsdips.

De laatste termen van vergelijkingen (4.7) en (4.9) geven de 100 Hz busspanningsrimpel weer. Deze busspanningsrimpel heeft geen invloed op de spanningsdip-

immuniteit, maar de busspanningsrimpel verandert wel ten gevolge van de spanningsdip. De laatste termen van respectievelijk (4.7) en (4.9) zijn immers niet gelijk. Dit kan toegeschreven worden aan de verandering van de amplitude van de ingangsstroom van de dempende convertor. De netstromen van de beide convertoren zijn niet langer gelijk tijdens de spanningsdip, net als de geleverde vermogens. Dit verklaart ook de verschillen in de busspanningsrimpel.

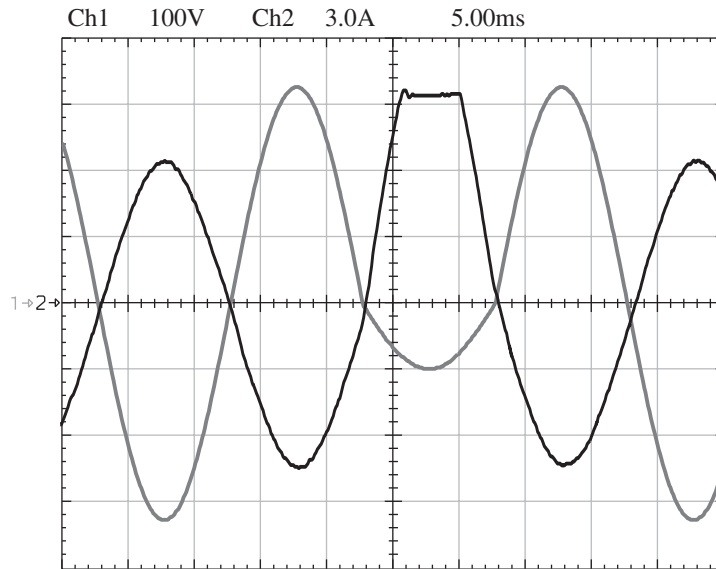
### 4.2.3 Begrenzing van de ingangsstroom.

Een tweede, minder belangrijke, oorzaak voor het uitschakelen van netgekoppelde convertoren tijdens spanningsdips is het aanspreken van de overstroombeveiliging ten gevolge van de toegenomen ingangsstromen. Deze overstroombeveiliging is inherent aan de implementatie van de convertor, en zorgt ervoor dat de stroomgrens waarbij de convertor beschadigt raakt nooit bereikt wordt.

Zoals uitvoerig beschreven werd in hoofdstuk 2, gebeurt de controle van de convertor door middel van een digitale signaal processor (DSP). De digitale uitgang van de busspanningsregelaar  $g_{1,n}$  is begrensd tussen -1 en 1. De maximale waarde van de wenswaarde van de ingangsstroom van de sinusoidale convertor  $i_{L,n}^*$  zal dus ook begrensd zijn tussen -1 en 1 (4.2). De werkelijke ingangsstroom van de convertor wordt door de stroomregelaar op de wenswaarde geregeld en zal dus ook steeds kleiner blijven dan de referentiewaarde van de ingangsstroom  $I_L^{\text{ref}}$ . Bij de sinusoidale convertor zal de overstroombeveiliging dus niet aangesproken worden tijdens spanningsdips.

De digitale wenswaarde voor de ingangsstroom van de dempende convertor is niet begrensd tussen -1 en 1 (4.1) tijdens een spanningsdip. De waarde van de ingangsstroom tijdens de dip wordt immers bepaald door de diepte van de spanningsdip (4.3). Als de convertor in nominale condities werkt juist voor de dip, dan is de ingangsstroom sinusoidaal, en gelijk aan de nominale ingangsstroom  $I_L^{\text{nom}}$ . Door het optreden van een spanningsdip vergroot de ingangsstroom met  $\Delta|i_L| = g_h|v_g|(1 - D)$ , met  $D$  gelijk aan de p.u.-waarde van de resterende spanning. De ingangsstroom van de convertor is dus niet automatisch beperkt tot  $I_L^{\text{ref}}$ .

Door de digitale implementatie van de convertorcontrole is de begrenzing van de ingangsstroom gemakkelijk uit te voeren. De waarde waarop de stroom begrensd wordt dient kleiner te zijn dan de waarde waarop de stroombeveiliging aangesproken wordt en dus ook kleiner dan de waarde waarbij de convertor beschadigt zou raken. Als de wenswaarde van de ingangsstroom  $i_L^*$  beperkt wordt tot een waarde kleiner dan  $I_L^{\text{ref}}$ , dan zal de werkelijke ingangsstroom ook gelimiteerd zijn tot  $I_L^{\text{ref}}$  gezien de performantie van de gebruikte stroomregelaar. Als deze stroomlimitering aangesproken wordt tijdens een spanningsdip, zal de golfvorm van de ingangsstroom van de convertor vervormen. Dit fenomeen is weergegeven in Fig. 4.6 tijdens een 70 % spanningsdip met een duur van 10 ms.

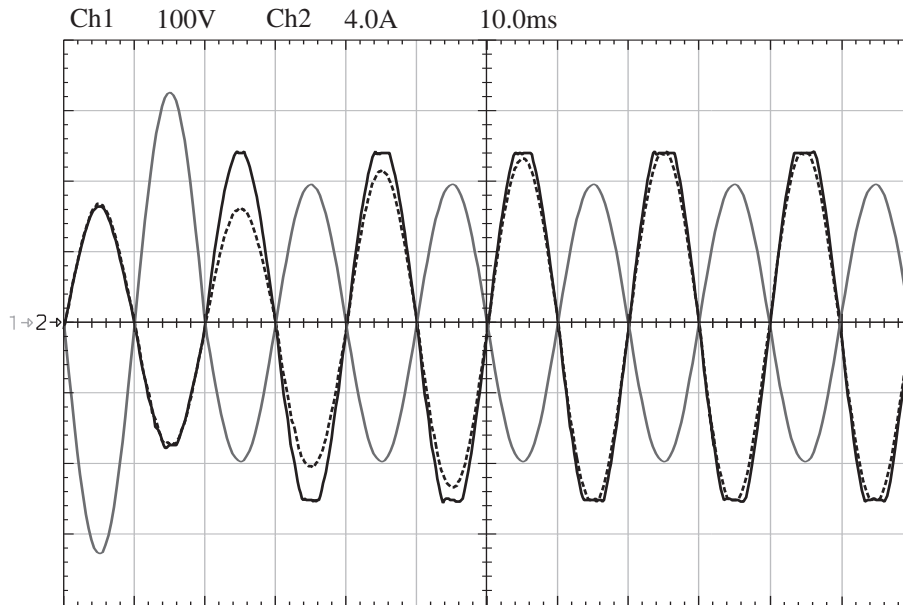


Figuur 4.6: Begrenzing van de ingangsstroom van de dempende convertor tijdens een 70% spanningsdip met een duur van 10 ms. Netspanning: grijze lijn, ingangsstroom: zwarte lijn

Het begrenzen van de ingangsstroom, toegepast om uitschakeling van de convertor te vermijden, heeft invloed op de spanningsdip-immuniteit van de convertor. Door het begrenzen van de ingangsstroom wordt immers ook het aan het net geleverde vermogen beperkt. Dit heeft invloed op de vermogenbalans over de buscondensator. Door het begrenzen van de ingangsstroom tijdens ernstige spanningsdips zal de busspanning van de dempende convertor iets hoger zijn dan wat getoond werd in Fig. 4.5, maar nog steeds een stuk lager dan de busspanning van de sinusoidale convertor in vergelijkbare omstandigheden.

Hierbij dient aandacht besteed te worden aan de relatie tussen de nominale waarden van netspanning en ingangsstroom en hun referentiewaarden. Zoals reeds in hoofdstuk 2 vermeld werd, zijn de controlevariabelen digitale grootheden, die naar hun analoge tegenhangers verwijzen door middel van referentiewaarden. Deze referentiewaarden worden iets hoger gekozen dan de nominale waarden, om overflow te vermijden, maar toch een voldoende nauwkeurige meting te bekomen. De mate waarin de referentiegrootheden groter zijn dan de nominale grootheden bepaalt de mogelijkheden van de convertor wat betreft tijdelijke overbelasting. In het bijzonder is de keuze van de referentiewaarde van de ingangsstroom belangrijk om de busspanning binnen de perken te kunnen houden bij ernstige spanningsdips.





Figuur 4.7: Invloed van de busspanningsregelaar tijdens een 50% spanningsdip met oneindige duur. Netspanning, volle grijze lijn, ingangsstroom van de dempende converter: volle zwarte lijn, ingangsstroom van de sinusoidale converter: zwarte streeplijn

Daartegenover moet de maximale waarde van  $i_L^*$  kleiner gehouden worden dan  $I_L^{\text{ref}}$ , aangezien de digitale voorstelling van de werkelijke ingangsstroom begrensd is tot 1 per unit. Werkelijke ingangsstromen die groter zijn dan  $I_L^{\text{ref}}$  worden dus digitaal voorgesteld door 1. Als  $i_L^*$  groter dan of gelijk wordt aan  $I_L^{\text{ref}}$ , dan wordt de ingang van de digitale regelaar ( $i_L^* - i_L$ ) gelijk aan nul, hoewel de werkelijke stroom verschilt van zijn wenswaarde. In dat geval zou de regelaar de ingangsstroom van de converter dus niet langer kunnen regelen. De wenswaarde van de stroom wordt daarom dus steeds kleiner gehouden dan  $I_L^{\text{ref}}$ .

#### 4.2.4 Invloed van de busspanningsregelaar

De lengte van sommige spanningsdips laat niet toe om de invloed van de busspanningsregelaar te verwaarlozen. De busspanningsregelaar zal de ingangconductantie  $g_1$  aanpassen teneinde de verstoorde busspanning terug naar zijn wenswaarde te brengen. Aangezien ook de busspanningsregelaar een digitale regelaar is, is ook het bereik van  $g_1$  beperkt tussen -1 en 1. Dit houdt in dat de busspanningsregelaar

de busspanning niet altijd onder controle kan houden. In dit geval bereikt de ingangsstroom zijn maximale waarde, maar is er nog steeds geen evenwicht tussen  $P_{ac}$  en  $P_{dc}$ . Deze saturatie van de busspanningsregelaar kan voorkomen tijdens diepe spanningsdips van lange duur, wanneer de decentrale generator bijna het nominaal vermogen produceert. Ten gevolge van deze saturatie zal de busspanning blijven stijgen totdat de overspanningsbeveiliging aangesproken wordt of tot de netspanning opnieuw zijn nominale waarde bereikt.

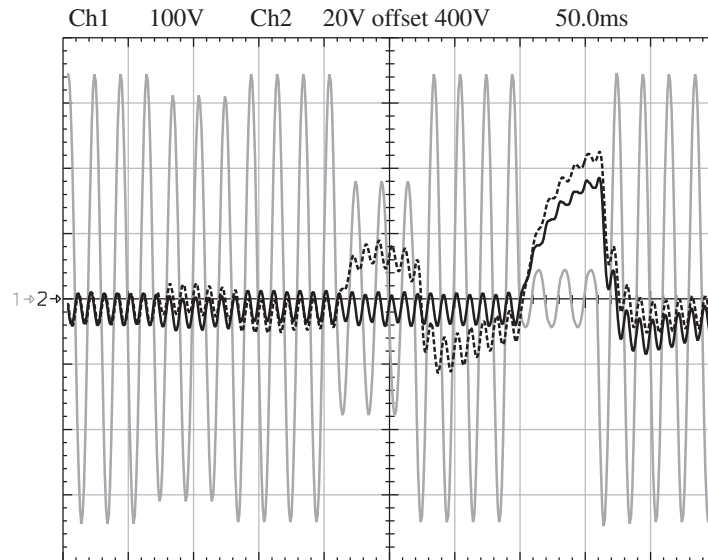
De ingangsstroom van de sinusoïdale convertor blijft sinusoïdaal tijdens spanningsdips. De amplitude van de ingangsstroom neemt toe tijdens de spanningsdip door de actie van de busspanningsregelaar. Ook als er saturatie van de busspanningsregelaar optreedt blijft de ingangsstroom sinusoïdaal met een amplitude gelijk aan  $I_L^{ref}$ . In het voorbeeld weergegeven in Fig. 4.7, wordt de amplitude maximaal drie netperiodes na dip-initiatie.

De ingangsstroom van de dempende convertor neemt ogenblikkelijk toe bij de start van de spanningsdip tengevolge van de verandering van de wenswaarde  $i_L^*$ , en neemt daarna geleidelijk toe onder invloed van de busspanningsregelaar. Het begrenzen van de ingangsstroom (zie Fig. 4.6), veroorzaakt vervorming van de golfvorm van de ingangsstroom als de wenswaarde  $i_L^*$  groter zou worden dan  $I_L^{ref}$ . Zowel de toename van de ingangsstroom als het begrenzen van de ingangsstroom zijn weergegeven in Fig. 4.7. Het vermogen dat tijdens de spanningsdip in het net geïnjecteerd wordt is dus duidelijk beperkt door het begrenzen van de ingangsstroom. Ondanks de begrenzing blijft het vermogen dat door de dempende convertor geïnjecteerd wordt groter dan het vermogen dat door de sinusoïdale convertor geleverd wordt.

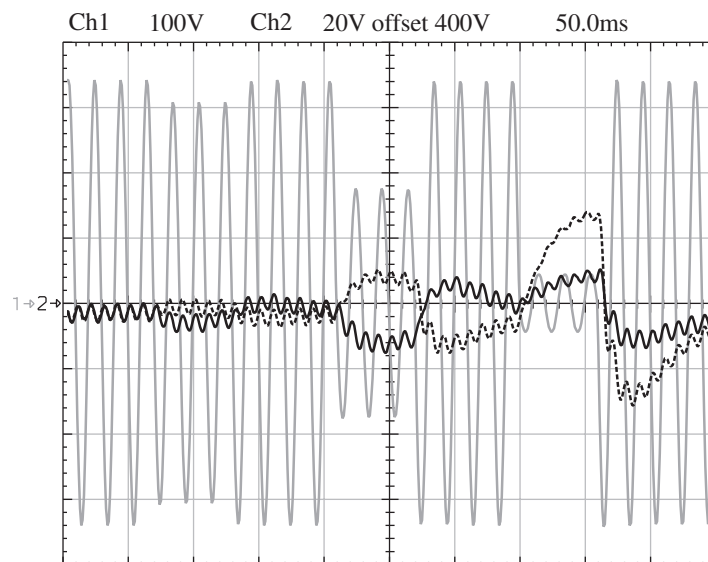
In Fig. 4.7 kunnen de twee verschillen tussen de sinusoïdale controlestrategie en de dempende controlestrategie die de busspanning beïnvloeden onderscheiden worden. Ten eerste zorgt de implementatie van de dempende controlestrategie ervoor dat het geleverd vermogen bij de start van de dip hoger is in vergelijking met het vermogen geleverd door de sinusoïdale convertor. Ten tweede, doordat de dempende controlestrategie de ingangsstroom laat vervormen in een trapezoidale golfvorm met gelijke amplitude, blijft het door de dempende convertor geleverde vermogen hoger dan dat van de sinusoïdale convertor, ook tijdens saturatie van de busspanningsregelaar.

#### 4.2.5 Experimentele verificatie van spanningsdip-immuniteit

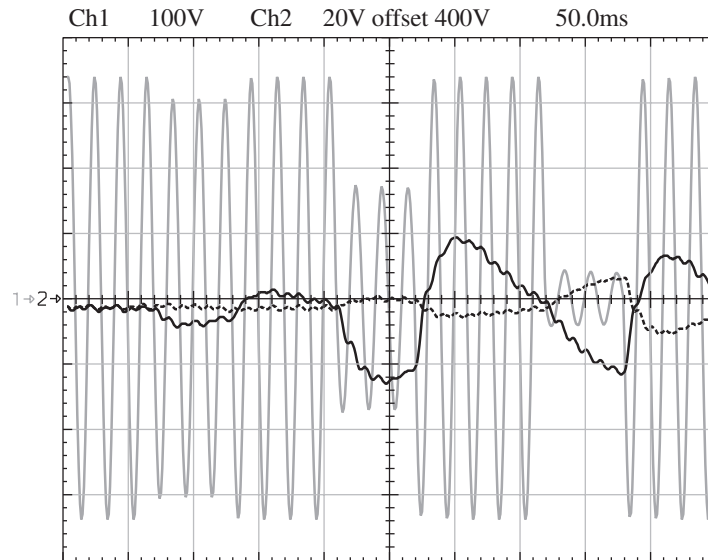
Om de spanningsdip-immuniteit te verifiëren worden de convertoren onderworpen aan een serie spanningsdips in de experimentele opstelling. Deze spanningsdips worden gegenereerd aan de hand van een lineaire versterker. De start van de volgende dip begint pas nadat de convertor terug in regime is. De dips beginnen steeds bij de nuldoorgangen van de busspanningsrimpel, zoals opgemerkt kan wor-



Figuur 4.8: Busspanningen van de dempende convertor (volle zwarte lijnen) en de sinusoidale convertor (zwarte streeplijnen) tijdens een serie spanningsdips met toenemende dipdiepte (volle grijze lijnen) bij een vermogen van 1000 Watt



Figuur 4.9: Busspanningen van de dempende convertor (volle zwarte lijnen) en de sinusoidale convertor (zwarte streeplijnen) tijdens een serie spanningsdips met toenemende dipdiepte (volle grijze lijnen) bij een vermogen van 500 Watt



Figuur 4.10: Busspanningen van de dempende convertor (volle zwarte lijnen) en de sinusoidale convertor (zwarte streeplijnen) tijdens een serie spanningsdips met toenemende dipdiepte (volle grijze lijnen) bij een vermogen van 100 Watt

den in onderstaande figuren. De netspanning en de busspanning van de sinusoidale en dempende convertor werden opgemeten en zijn respectievelijk afgebeeld als streeplijnen en volle lijnen. Deze testen werden uitgevoerd voor drie verschillende dc vermogens, 1000, 500 en 100 Watt. De resultaten zijn weergegeven in Fig. 4.8, Fig. 4.9 en Fig. 4.10.

De experimentele resultaten valideren de superieure spanningsdip-immuniteit van de convertor met de dempende controlestrategie. De sinusoidale convertor ervaart hogere busspanningen dan de dempende convertor tijdens spanningsdips bij werking in deellast en vollast. Dit is afgebeeld in Fig. 4.8 en 4.9. Tijdens de 90 % spanningsdip in Fig. 4.8 treedt er saturatie van de busspanningsregelaar op. De busspanning blijft stijgen totdat de netspanning terug zijn nominale amplitude bereikt.

Als de convertoren weinig tot geen vermogen leveren, treedt er een ander verschijnsel op bij de busspanning van de convertoren. De busspanning van de sinusoidale convertor vertoont minder variatie dan de busspanning van de dempende convertor (Fig. 4.10). De busspanning van de dempende convertor wordt zelfs lager dan de wenswaarde. De toename van de ingangsstroom doet het vermogen dat in het net geïnjecteerd wordt stijgen, met als gevolg dat dit vermogen groter wordt dan het

vermogen dat door de black-box generator geproduceerd wordt. Dit veroorzaakt een daling van de busspanning van de convertor. De gevolgen van deze spanningsval zijn niet negatief. Na verloop van tijd zal de busspanningsregelaar het geleverde vermogen verminderen, en de busspanning zal weer zijn wenswaarde bereiken. Doordat ook de netspanning verlaagd is komt de spanningsverhogende werking van de volle-brug convertor niet in het gedrang. Bovendien heeft de verlaagde busspanning het voordeel dat er meer opslag kan verwezenlijkt worden in de buscondensator als er onmiddellijk een tweede spanningsdip volgt op de eerste, wat kan voorvallen bij het gebruik van automatische herinschakeling.

## 4.3 Netondersteuning tijdens spanningsdips

### 4.3.1 Inleiding

De toename van de aanwezigheid van gevoelige elektronische apparatuur in het elektrische net zorgt ervoor dat de consequenties van spanningsdips zwaarder doorwegen. Deze consequenties dienen dus gereduceerd te worden. Ten eerste kan dit verwezenlijkt worden door de spanningsdip-immuniteit van gevoelige netgekoppelde toestellen op te drijven. Hieronder vallen onder meer computers [6], aandrijvingen voor machines [7–10] en in het algemeen netgekoppelde convertoren [11, 12].

Een tweede mogelijkheid is het versterken en/of uitbreiden van het elektrische distributienet, maar door de hoge kostprijs en de moeilijke realisatie van dergelijke projecten wordt dit slechts in uiterst noodzakelijke gevallen toegepast.

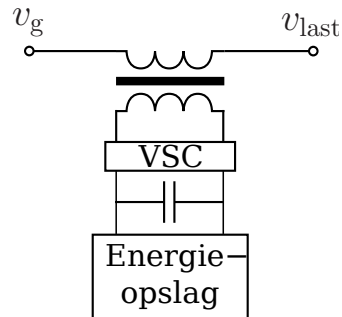
De derde optie is het plaatselijk ondersteunen van het net door middel van specifieke toestellen. Dat zijn onder meer traditionele spanningsstabilisatoren: elektro-mechanische spanningsregelaars op transformatoren, ferro-resonante of constante spanningstransformatoren en motor-generator sets met vliegwiel [1, 2]. De modernere oplossingen, die meestal gebaseerd zijn op vermogenselektronica, zullen hier iets uitgebreider besproken worden. De basis voor deze vermogenselektronische oplossingen is de *spanningsbron-converter*<sup>3</sup>. De koppeling van deze VSC met het elektrische net verschilt naargelang de toepassing.

#### A. *Seriecompensatie*

Bij dit type toestellen, die ook vaak aangeduid worden als *dynamische spanningsstabilisator*<sup>4</sup>, wordt de VSC in serie met de netspanning geplaatst met behulp van een transformator. De spanning die de gevoelige last ervaart, is dus de som van de netspanning en de spanning die door de VSC gegenereerd wordt. In geval van verstoring van de netspanning dient de VSC dus het ontbrekende deel van de spanning te leveren zodat de gevoelige last niets van de storing merkt. Afhankelijk van de geïmplementeerde controle is het mogelijk om spanningsonbalans op te vangen, regeling van de lastspanning uit te voeren, spanningsdips te compenseren en/of harmonische spanningscomponenten van lage orde te elimineren. De converter levert op dat moment zowel actief als reactief vermogen. Daarvoor wordt energie gebruikt die opgeslagen werd in een buffer. Bij commercieel beschikbare seriecompensatoren worden vaak grote condensatoren gebruikt als opslag [13]. Een schematisch overzicht van de werking van een seriecompensator is weergegeven

<sup>3</sup>E: voltage source converter (VSC)

<sup>4</sup>E: dynamic voltage restorer (DVR)



Figuur 4.11: Seriecompensator

in Fig. 4.11. Een verdere bespreking van de werking van seriecompensatoren is gegeven in [1, 14–16].

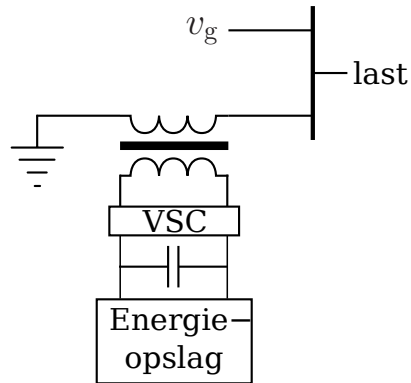
### B. Parallelcompensatie

*Parallelcompensatoren*<sup>5</sup> worden normaal gezien toegepast voor het beperken van transport van reactief vermogen of voor het beperken van harmonische spanningsvervorming. Het dempen van spanningsdips kan ook verwezenlijkt worden met deze toestellen [17, 18]. Als de spanningsdip grotendeels gecompenseerd moet worden zal ook de injectie van actief vermogen in het net noodzakelijk zijn. Bijgevolg is er dus opslag van energie vereist. In tegenstelling tot seriecompensatoren, waar een spanning in het net geïnjecteerd wordt, wordt bij parallelcompensatie een stroom in het net geïnjecteerd. Deze stroom veroorzaakt een spanningsval over de netimpedantie, en wijzigt dus de spanning die door de last ervaren wordt. Een schematisch overzicht van de werking van een parallelcompensator is weergegeven in Fig. 4.12. Voor een diepgaandere bespreking wordt de lezer doorverwezen naar [1].

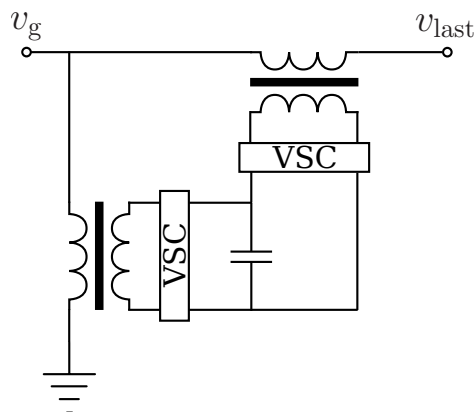
### C. Serie- en parallelcompensatie

Voor het dempen van spanningsdips hebben zowel serie- als parallelcompensatoren een energiebron of energiereservoir nodig. Om deze vereiste te kunnen laten vallen wordt een gecombineerde serie- en parallelcompensatie gebruikt. Dit toestel is gekend als de *unified power quality conditioner* (UPQC) [19]. Het elektrische net kan tijdens een spanningsdip immers nog steeds energie leveren. Een parallelcompensator wordt gebruikt om de benodigde energie uit het net te ont-

<sup>5</sup>E: static compensator (StatCom)



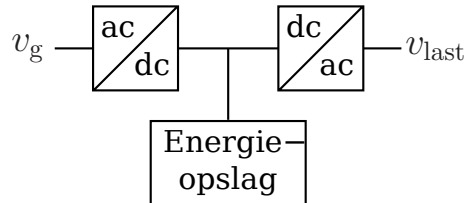
Figuur 4.12: Parallelcompensator



Figuur 4.13: Unified power quality conditioner (UPQC)

trekken, en de seriecompensator, die aangesloten is op dezelfde dc-bus, gebruikt deze energie om de ontbrekende spanning in serie met de netspanning te plaatsen om de gevoelige last te beschermen. Een schematisch overzicht is afgebeeld in Fig. 4.13. Het voordeel van het gebruik van een parallelcompensator in plaats van een rudimentaire gelijkrichter is dat naast het leveren van de nodige energie voor de seriecompensator, ook spanningscontrole en demping van flikker en harmonische spanningsvervorming verwezenlijkt kan worden.





Figuur 4.14: Uninterruptable power supply (UPS)

#### D. Uninterruptable power supply (UPS)

De UPS toestellen zijn in grote getale terug te vinden in het elektrische laagspanningsnet, mede door hun lage kostprijs en hun gebruiksgemak. UPS-toestellen bestaan uit een gelijkrichter, een convertor en een energiebuffer. Deze energiebuffer bestaat in alle commercieel beschikbare toestellen uit batterijen. In normale werking onttrekt de UPS vermogen aan het net door middel van de gelijkrichter, die de wisselspanning omzet in gelijkspanning. Deze gelijkspanning wordt door de convertor terug omgezet in een wisselspanning, met dezelfde amplitude en frequentie als de netspanning. De gelijkspanning is iets groter dan de spanning van de batterijen, zodat deze laatste in normale operatie geen vermogen uitwisselen. Als de netspanning geheel of gedeeltelijk wegvalt, zal de energie geleverd door de batterijen de gelijkspanning constant houden en zo de energievoorziening voor de gevoelige last in stand houden [20]. Een principeschema, gebaseerd op [1], is afgebeeld in Fig. 4.14. In sommige gevallen wordt er nog een by-pass voorzien tussen het net en de last.

#### E. Decentrale generatoren

Zoals reeds aangehaald werd in hoofdstuk 1, zijn decentrale generatoren uitermate geschikt om de netkwaliteit in elektrische netten te verbeteren. Ze zijn immers aan het net gekoppeld door middel van een spanningsbron-convertor, en hebben de mogelijkheid om de netkwaliteit te verbeteren door de injectie van actief vermogen in het net. In tegenstelling tot de oplossingen die voorgesteld werden in de voorgaande paragrafen hebben decentrale generatoren daarvoor geen grote energieopslag nodig. De energie geleverd door de primaire energiebron kan hier immers voor aangewend worden.

De meeste oplossingen die gevoelige apparatuur beschermen tegen spanningsdips, of dus de spanningsdip lokaal dempen, zullen immers bijkomende stromen uit het elektrisch net opnemen om dit te kunnen doen. Het vermogen dat door decentrale generatoren geïnjecteerd wordt daarentegen, zal zorgen voor een daling

van de stroom doorheen het elektrisch energienet. Naast het verbeteren van de spanningsdip-immuniteit van gevoelige gebruikers zijn decentrale generatoren dus een complementaire oplossing voor het reduceren van de gevolgen van spanningsdips [21, 22].

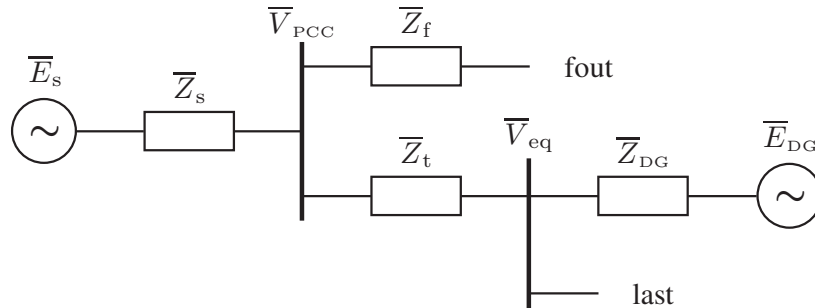
De laatste jaren worden decentrale generatoren in de literatuur steeds vaker gebruikt om de netkwaliteit in elektrische energienetten te verbeteren. Het effect van decentrale generatoren op de frequentie van de onderbrekingen en spanningsdips werd onder meer onderzocht in [23, 24]. Het dempend effect van decentrale generatoren op resterende spanning tijdens dips werd bestudeerd in [1, 22, 25–27]. De installatie van decentrale generatoren kan leiden tot een lokale verbetering van de netkwaliteit en de betrouwbaarheid van het elektrische net.

De positieve invloed van asynchrone en synchrone machines op de resterende spanning is gekend voor spanningsdips op midden- en hoogspanning. Deze machines zullen reactief vermogen in het net injecteren tijdens de spanningsdip, en gezien het reactief karakter van de netimpedantie in midden- en hoogspanningsnetten de resterende spanning hoger houden. Converter-gekoppelde decentrale generatoren op midden- en hoogspanning leveren een verwaarloosbare bijdrage aan het dempen van spanningsdips, aangezien de meeste convertoren uitgebaat worden met een arbeidsfactor gelijk aan 1. Bovendien zijn de stromen die de meeste convertoren kunnen leveren beperkt tot de nominale stroom van de converter [1, 26]. Als convertoren zo gecontroleerd worden dat ze reactief vermogen in het net kunnen injecteren, dan zijn ze wel in staat om spanningsdips te dempen [28].

In dit werk wordt de invloed van decentrale generatoren op de resterende spanning bekeken tijdens spanningsdips in het laagspanningsnet. In laagspanningsnetten is er, in tegenstelling tot midden- en hoogspanningsnetten, geen sterke relatie tussen reactief vermogen en de amplitude van de spanning. De netimpedantie in laagspanningsnetten is immers voornamelijk resistief (zie Bijlage A). In laagspanningsnetten hangt de amplitude van de spanning vooral af van het actief vermogen dat met het net uitgewisseld wordt. Daarom moet de invloed van de verschillende types decentrale generatoren op de resterende spanning tijdens spanningsdips in laagspanningsnetten herbekeken worden.

### 4.3.2 Analyse van spanningsdips

Spanningsdips zijn driefasige fenomenen, en de verschillende eigenschappen van spanningsdips werden in de literatuur uitvoerig onderzocht. De huidig gangbare classificatie is gebaseerd op vier essentiële kenmerken: de resterende spanning, de duur, de fasesprong en de asymmetrie van de spanningsdip [1, 29–32].



Figuur 4.15: Spanningsdeler-model

#### A. Classificatie van spanningsdips

In de verschillende standaarden over spanningsdips vindt men verschillende definities om de spanningsdip te beschrijven. In het algemeen wordt de r.m.s.-waarde gebruikt om de waarde van de resterende spanning te bepalen. In principe kan dit ook aan de hand van de waarde van de fundamentele component, of aan de hand van de piekspanning. De resterende spanning wordt dus ook in dit werk gedefinieerd als de laagste r.m.s.-waarde van de netspanning tijdens de spanningsdip.

De beschrijving van de spanningsdip aan de hand van een amplitude, een per unit of procentuele waarde kan voor verwarring zorgen. Volgens de IEEE-standaarden [33–35] betekent een 30% spanningsdip dat de resterende spanning 30% bedraagt. Dit kan gemakkelijk aanleiding geven tot verwarring. In Europa wordt meer en meer de IEC norm [36] gebruikt [1]. Volgens deze norm wordt de spanningsdip beschreven als de verlaging van de spanning. Dat betekent dat een 30% spanningsdip gepaard gaat met een resterende spanning van 70%. Ook in dit werk wordt voor de laatste methode geopteerd.

De duur van de afwijking van de r.m.s.-waarde van zijn nominale waarde, en de laagste van de drie r.m.s.-waarden van de spanningen worden gebruikt om spanningsdips te classificeren. Deze classificatie verschilt licht naargelang de gebruikte standaard [34, 37]. Het grootste verschil is dat het IEC een spanningsdip definieert als de resterende spanning zich tussen 1 en 90% van de nominale spanning bevindt, waar de IEEE 10 en 90% van de nominale spanning gebruikt.

#### B. Berekening van de resterende spanning

Om de spanning te berekenen op een bepaald punt in het elektrisch netwerk tijdens het optreden van een kortsluiting elders in het netwerk, kunnen we gebruik maken van een spanningsdeler-model [1]. Dit model is afgebeeld in Fig. 4.15. Het model

is opgebouwd aan de hand van de bronimpedantie  $\bar{Z}_s$ , die de impedantie van het net voorstelt op het *gemeenschappelijke aansluitingspunt*<sup>6</sup> en uit de impedantie  $\bar{Z}_f$  tussen het PCC en de fout. Hierbij werden alle lasten gemodelleerd als constante impedantielasten, zodat hun bijdrage in de hierboven beschreven impedanties verrekend kan worden. De spanning op het PCC wordt gegeven door:

$$\bar{V}_{\text{PCC}} \approx \frac{\bar{Z}_f}{\bar{Z}_s + \bar{Z}_f} \bar{E}_s \quad (4.11)$$

Hierbij kan aangenomen worden dat de stroom door  $\bar{Z}_t$  verwaarloosbaar is t.o.v. de foutstroom. Deze uitdrukking laat toe om de resterende spanning te berekenen op het PCC tijdens kortsluitingen in het netwerk.

### C. Fasesprong

Uit de bovenstaande vergelijking blijkt dat niet alleen de r.m.s-waarde van de spanning beïnvloed wordt tijdens spanningsdips. Aangezien  $\bar{Z}_s$  en  $\bar{Z}_f$  complexe grootheden zijn kan de spanning in het PCC ook een fasesprong vertonen. Dit manifesteert zich in een verschuiving van de nuldoorgangen van de spanning. Fasesprongen kunnen onder meer te wijten zijn aan het verschil tussen de  $\frac{R}{X}$ -waarden van de luchtlijnen en kabels waarlangs de foutstroom loopt.

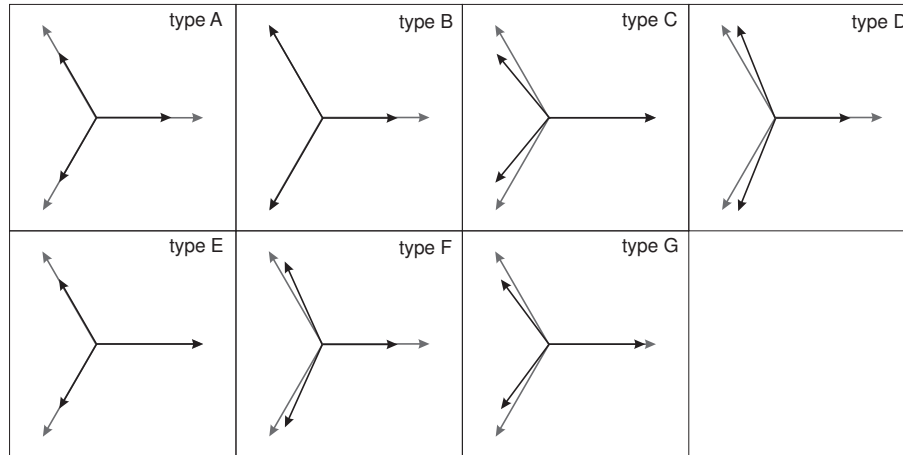
Een tweede oorzaak van fasesprongen kan gevonden worden bij de transformatie naar lagere spanningsniveaus. Hierbij is het noodzakelijk om de spanningen in de drie fasen te bekijken in combinatie met de gebruikte schakeling van de transformatorwikkelingen. Dit geeft aan dat het gebruik van (4.11) en Fig. 4.15 strikt genomen enkel geldig is voor driefasige kortsluitingen. De impedanties in de vergelijking en de figuur zijn dan de impedanties voor de directe componenten.

### D. Asymmetrische spanningsdips

Voor asymmetrische verschijnselen dienen we in (4.11) en Fig. 4.15 de impedanties en de spanningsbronnen te vervangen door hun voorstelling in symmetrische componenten. Zo kunnen we de drie fasespanningen in het PCC berekenen met behulp van symmetrische componenten.

Spanningsdips zijn immers in de meeste gevallen asymmetrisch. De oorzaak van spanningsdips is hierbij belangrijk. De spanningsdip kan immers veroorzaakt worden door éénfasige aardsluitingen, tweefasige kortsluitingen, tweefasige aardsluitingen, of driefasige kort- en aardsluitingen. Bovendien speelt de propagatie van de spanningsdip doorheen het elektrisch net een grote rol. Vooral de transformatie naar lagere spanningsniveaus zal de spanningsdip beïnvloeden, zowel wat de

<sup>6</sup>E: point of common coupling (PCC)



Figuur 4.16: Classificatie van spanningsdips met een resterende spanning van 0.7 p.u.

resterende spanning als wat de fasesprong betreft. De opdeling van spanningsdips in verschillende types zal dus gemaakt worden op basis van een driefasige analyse (zie ook Hoofdstuk 1). Voor praktische toepassingen kunnen de verschillende spanningsdips onderverdeeld worden in 7 verschillende types volgens de 'ABC'-classificatie. De 'ABC'-classificatie is een vereenvoudiging van de symmetrische componenten methode voor classificatie van spanningsdips. Deze 7 verschillende types zijn afgebeeld in Fig. 4.16 voor een resterende spanning van 0.7 per unit. De propagatie van spanningsdips doorheen het elektrische net wordt uitvoerig besproken in [1, 38].

### 4.3.3 Modelleren van decentrale generatoren

De berekening van de resterende spanning zoals ervaren door een gevoelige last is gebaseerd op het spanningsdeler-model van Fig. 4.15. Als er geen decentrale generatoren in het systeem aanwezig zijn, dan wordt de resterende spanning ter hoogte van de gevoelige last ( $\bar{V}_{eq}$ ) gelijkgesteld aan de resterende spanning op het gemeenschappelijk aansluitingspunt ( $\bar{V}_{PCC}$ ). De laststroom is immers verwaarloosbaar ten opzichte van de foutstroom en veroorzaakt dus vrijwel geen spanningsval over het element  $\bar{Z}_t$ , dat het netwerk tussen de gevoelige last en het gemeenschappelijk aansluitingspunt voorstelt. Merk op dat deze impedantie ook de transformatie naar lagere spanningsniveaus kan bevatten.

Als er in het systeem wel decentrale generatoren aanwezig zijn, dan beïnvloeden

die de resterende spanning ter hoogte van de gevoelige last. Daarentegen wordt in de meeste gevallen de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt slechts weinig beïnvloed door het gedrag van de decentrale generatoren aan de lastterminals. De spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt  $\bar{V}_{PCC}$  kan dus gemodelleerd worden als een spanningsbron. Gebaseerd op vergelijking (4.11) bekomen we voor de resterende spanning ter hoogte van de gevoelige last:

$$\bar{V}_{eq} \approx \frac{\bar{Z}_{DG}}{\bar{Z}_t + \bar{Z}_{DG}} \bar{V}_{PCC} + \frac{\bar{Z}_t}{\bar{Z}_t + \bar{Z}_{DG}} \bar{E}_{DG} \quad (4.12)$$

Hierbij werd de laststroom verwaarloosd en werd het Thévenin-equivalent-model gebruikt om de decentrale generator voor te stellen als een spanningsbron  $\bar{E}_{DG}$  en een impedantie  $\bar{Z}_{DG}$ .

Om dit model te kunnen opstellen moeten we dieper ingaan op het gedrag van decentrale generatoren tijdens spanningsdips. Dit gedrag zal uiteraard afhankelijk zijn van het type decentrale generator dat gebruikt wordt. In dit werk wordt een vergelijking gemaakt tussen de invloed van synchrone, asynchrone en convertor-gekoppelde decentrale generatoren.

#### A. Synchrone generator

De foutstromen van synchrone generatoren bestaan uit een dc- en een ac-term. De dc-term kent een snelle afname, in tegenstelling tot de ac-term, die vrijwel constant blijft [26, 39]. De afname van de dc-component wordt bepaald door de *ankertijds-constante*<sup>7</sup>, en dus door de parameters van de gebruikte machine en door de locatie van de fout. In de beschreven simulaties wordt het ‘far-from-generator-short-circuit’ model gebruikt [40]. Het gebruiken van dit model voor het beschrijven van de reacties van generatoren op spanningsdips in laagspanningsnetten is aanvaardbaar aangezien het overgrote deel van de door de klanten ervaren spanningsdips zijn oorsprong vindt door fouten in het transmissienet, en dus op een grote elektrische afstand van de generator. Bij fouten in het distributienet, vlak bij de generator dus, waarvoor het gebruikte model niet langer geldig is, zal de generator geen spanningsdip ervaren, maar een kortstondige of langdurige onderbreking.

De synchrone decentrale generator wordt gemodelleerd aan de hand van het model van de synchrone machine met uitspringende polen in Matlab met behulp van de Simulink-SimPowerSystems toolbox. Het elektrisch deel van de machine wordt voorgesteld door een zesde-orde toestandsmodel. Dit model brengt de dynamica van de stator-, de veld- en de twee demperwikkelingen in rekening. Het mechanisch vermogen dat door een primaire energie-bron geleverd wordt, wordt constant verondersteld. Het reactief vermogen van de generator kan variëren tussen 0 en

<sup>7</sup>E: armature time constant

50% van het actief vermogen ( $\cos \varphi = 0.9$ ), teneinde de spanning aan de klemmen zo dicht mogelijk bij de nominale spanning te houden.

### *B. Asynchrone generator*

De invloed van asynchrone generatoren op gebalanceerde fouten kan benaderd worden met een Thévenin-equivalent. De tegen-emk is in nominale condities iets lager dan de spanning aan de klemmen van de generator. Als de spanning aan de klemmen zakt ten gevolge van de spanningsdip, volgt de tegen-emk, waarbij de tijdsvertraging bepaald wordt door de subtransiënte tijdsconstante van de asynchrone generator [1, 39].

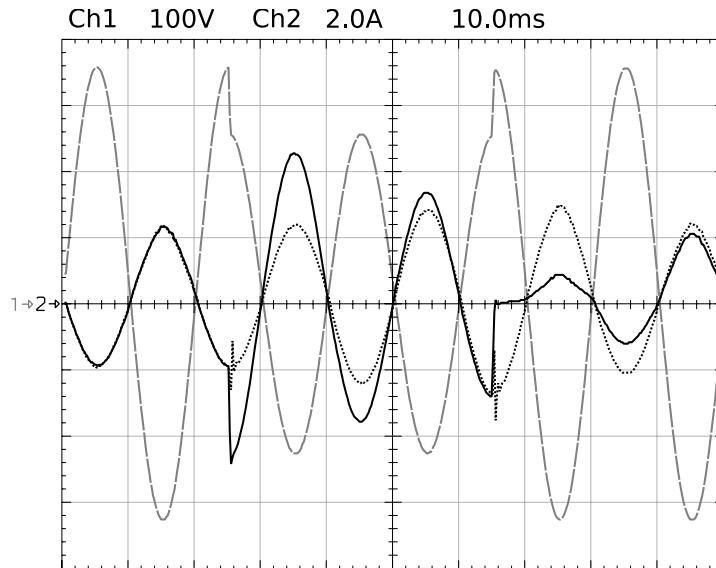
Asynchrone generatoren hebben een lage impedantie voor ongebalanceerde spanningen. Daardoor zullen ze grote stromen opnemen tijdens asymmetrische spanningsdips. Asymmetrische stromen verhogen de opwarming van de machine en veroorzaken een koppelrimpel op de as van de machine. Te grote asymmetrische stromen veroorzaken dan ook een uitschakeling van de asynchrone generator.

De asynchrone generator wordt gemodelleerd aan de hand van het model van de asynchrone machine in de Simulink-SimPowerSystems toolbox van Matlab. Het elektrische deel van de machine wordt voorgesteld door een vierde-orde-toestandsmodel, het mechanische deel wordt voorgesteld door een tweede-orde-toestandsmodel. Ook hier wordt het mechanisch vermogen constant verondersteld.

### *C. Converter-gekoppelde generator*

Het gedrag van converter-gekoppelde generatoren tijdens spanningsdips is sterk afhankelijk van de gebruikte controlestrategie voor de netinterface van de generator. Het gedrag van de experimentele opstelling tijdens een 30% spanningsdip werd opgemeten voor zowel de dempende als voor de sinusoidale controlestrategie. De bekomen resultaten werden afgebeeld in Fig. 4.17.

De sinusoidale controlestrategie reageert niet ogenblikkelijk. De ingangsstroom van de converter verandert dus niet tijdens de dip-initiatie. Na enkele netperiodes verhoogt de spanningsregelaar de ingangsstroom van de converter (zwarte puntlijn) om de verstoorde vermogensbalans opnieuw in evenwicht te brengen. Hierbij werd verondersteld dat het vermogen geleverd aan de dc-zijde constant blijft. Door de plotse spanningsval aan de klemmen van de converter bij het begin en het eind van de spanningsdip ontstaat er een transiënt verschijnsel. De spanning over de spoel vertoont een plotse verandering, met een verandering van de ingangsstroom als gevolg. De stroomregelaar grijpt na korte tijd in, en past de schakelspanning aan om de ingangsstroom opnieuw naar zijn wenswaarde te brengen. Het gevolg is dat er een oscillatie van de ingangsstroom optreedt aan het begin en het einde van de spanningsdip.



Figuur 4.17: Netspanning en ingangsstroomen van de convertor tijdens een 30% spanningsdip.

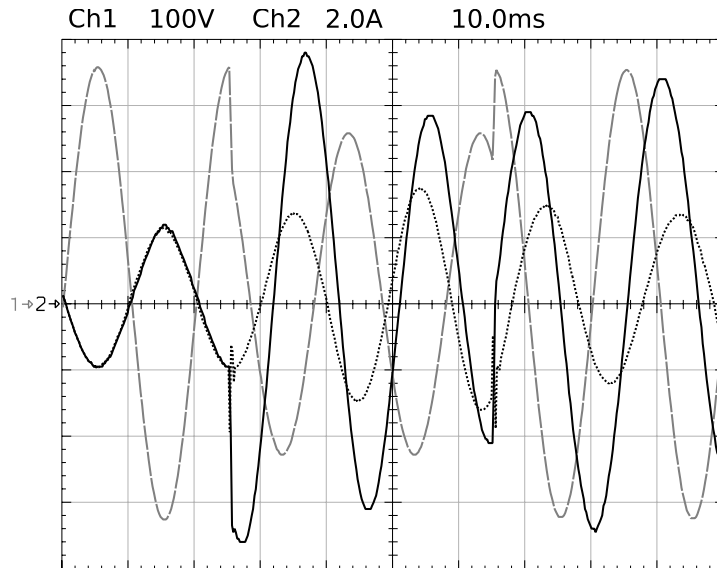
Grijze streeplijn: netspanning, volle zwarte lijn: ingangsstroom van de dempende convertor, zwarte puntlijn: ingangsstroom van de sinusoidale convertor

De dempende controlestrategie reageert ogenblikkelijk op spanningsdips, de wenswaarde van de ingangsstroom  $i_L^*$  bevat immers een term die afhankelijk is van afwijking van de netspanning ten opzichte van de nominale waarde. Bij dip-initiatie wordt de ingangsstroom (volle zwarte lijn) vergroot met een term die zich proportioneel met  $g_h$  verhoudt tot de daling van de netspanning. Uit Fig. 4.17 kan opgemaakt worden dat het vermogen dat vlak na het begin van de spanningsdip in het net geïnjecteerd wordt, groter is dan het vermogen dat vlak voor de dip in het net geïnjecteerd werd. Daarom zal de busspanningsregelaar na verloop van tijd de ingangsstroom opnieuw verlagen om de vermogenbalans te herstellen. De perturbatie van de ingangsstroom is ook aanwezig bij de dempende convertor, maar aangezien de perturbatie gepaard gaat met een gelijktijdige verandering van de wenswaarde van de stroom  $i_L^*$ , is de afwijking beperkt en ontstaat er geen oscillatie.

Hierbij dient opgemerkt te worden dat de ingangsstroomen van de dempende en de sinusoidale convertor opnieuw gelijk worden als de spanningsdip voldoende lang duurt.

Spanningsdips worden door éénfasige gebruikers ervaren als een vermindering van



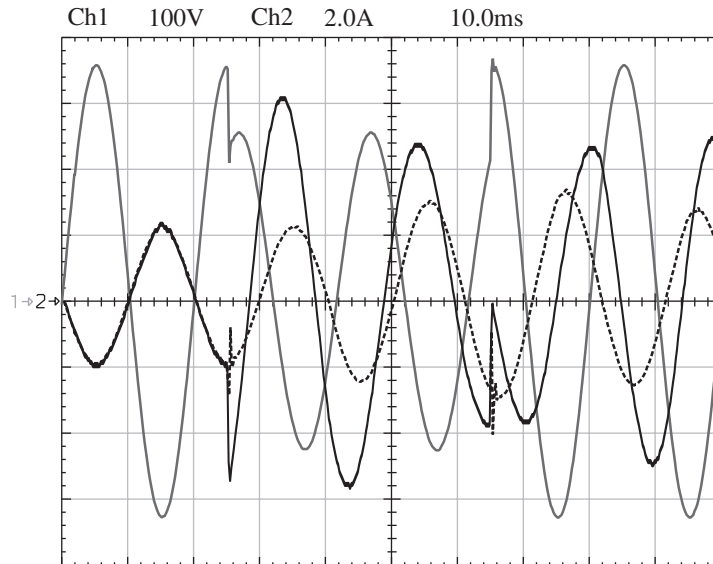


Figuur 4.18: Netspanning en ingangsstromen van de convertor tijdens een 30% spanningsdip met een fasesprong van  $+45^\circ$ .

Grijze streeplijn: netspanning, volle zwarte lijn: ingangsstroom van de dempende convertor, zwarte puntlijn: ingangsstroom van de sinusoidale convertor

de amplitude, die eventueel gepaard gaat met een fasesprong. De reactie van de convertor ten opzichte van deze fasesprongen is afhankelijk van de snelheid van de fasevolger (PLL). Gezien de instellingen van de fasevolger (2.6.5), mag net zoals bij de busspanningsregelaar aangenomen worden dat de reactie traag is in vergelijking met de lengte van de spanningsdips. In regime zijn de netspanning en de ingangsstroom van de convertor in fase. Tijdens een spanningsdip met fase-sprong, zal het sinusoidaal referentiesignaal, waarvan de fase bepaald wordt door de fasevolger, voor- of na-ijlen ten opzichte van de netspanning. Na een aantal netperiodes zal de fasevolger de fasehoek tussen de netspanning en het sinusoidaal referentiesignaal verkleinen, totdat de convertor weer een arbeidsfactor gelijk aan 1 bekommt. Dit fenomeen is afgebeeld in Fig. 4.18 en Fig. 4.19 voor respectievelijk een positieve en een negatieve fasesprong.

Bij dip-initiatie zal de arbeidsfactor van de convertor dalen, door de inertie van de fasevolger. Zodoende wisselt de convertor op dat moment reactief vermogen uit met het net. Desalniettemin zal het actief vermogen dat in het net geïnjecteerd wordt groter zijn dan dat bij de sinusoidale convertor door de toename van de amplitude van de ingangsstroom.



Figuur 4.19: Netspanning en ingangsstroom van de convertor tijdens een 30% spanningsdip met een fasesprong van  $-45^\circ$ .

Grijze streeplijn: netspanning, volle zwarte lijn: ingangsstroom van de dempende convertor, zwarte puntlijn: ingangsstroom van de sinusoidale convertor

Het hierboven beschreven gedrag van convertor-gekoppelde convertoren tijdens spanningsdips, bevestigt het dempend karakter van de convertoren. De wenswaarde van de ingangsstroom (2.5) wordt goed benaderd. Deze vergelijking laat toe om het volgende Thévenin-equivalent-model op te stellen:

$$\begin{aligned}\bar{Z}_{DG} &= \frac{1}{g_h} \\ \bar{E}_{DG} &= \frac{g_h - g_1}{g_h} V_g^{\text{nom}} e^{j\delta}\end{aligned}\quad (4.13)$$

Hierbij moet opgemerkt worden dat de conductantie  $g_1$  door de keuze van de referentiezijn altijd negatief is wanneer er vermogen in het net geïnjecteerd wordt. De parameter  $g_1$  is een maat voor het vermogen dat de convertor met het net uitwisselt. De fasehoek tussen de spanning aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt en de spanning aan het aansluitpunt van de convertor wordt voorgesteld door  $\delta$ .

De spanningsbron  $\bar{E}_{DG}$  is onafhankelijk van de netspanning. Bij spanningsdip-initiatie zakt de spanning aan de netzijde van  $\bar{Z}_{DG}$ , terwijl  $\bar{E}_{DG}$  constant blijft. De stroom die door de convertor geleverd wordt zal dus proportioneel met de span-

ningsval stijgen. Het model en de experimentele opstelling vertonen hetzelfde gedrag. Tijdens de spanningsdip zal de busspanningsregelaar het vermogen dat in het net geïnjecteerd wordt verminderen, wat neerkomt op het laten toenemen van  $g_1$ , om de vermogensbalans te herstellen. De spanning  $\bar{E}_{DG}$  neemt dus geleidelijk af tijdens de spanningsdip totdat een nieuw evenwicht bereikt wordt.

Het voorgestelde model is enkel correct als de ingangsstroom van de converter niet beperkt wordt. Het Thévenin-equivalent-model kan immers theoretisch gezien een oneindig grote stroom in het net injecteren. De beperking van de ingangsstroom van de converter is afhankelijk van twee verschillende invloedsfactoren. Ten eerste kan de ogenblikkelijke toename van de stroom tijdens dip-initiatie voor het optreden van stroombeperking zorgen. Ten tweede zal de busspanningsregelaar de dc-spanning constant proberen te houden. Daarbij kan de wenswaarde van de stroom ook de stroomlimiet overschrijden, waardoor stroombeperking zal optreden.

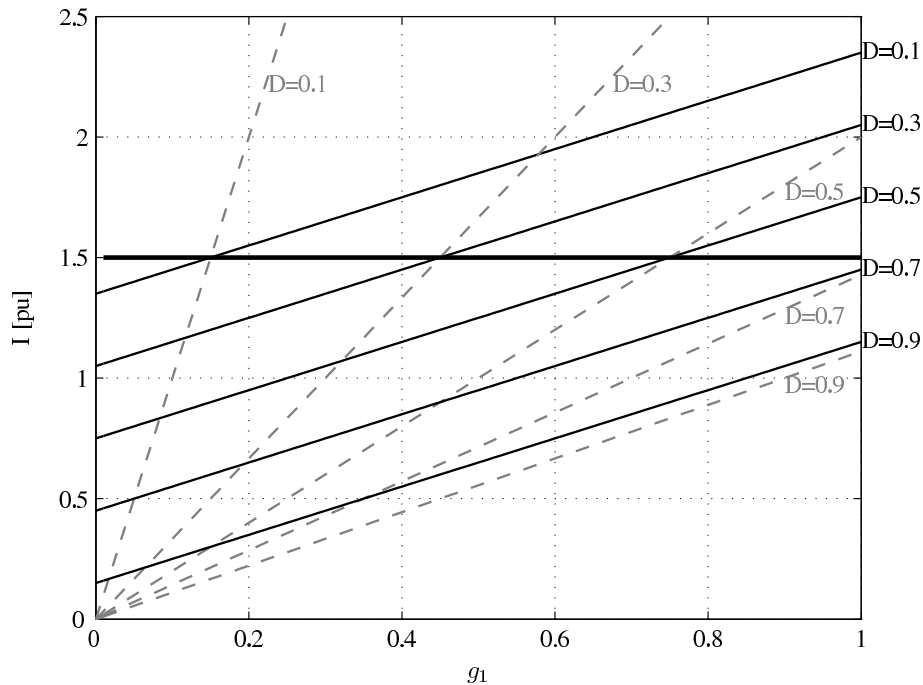
De limiet voor de ingangsstroom  $I_{\max}$  wordt groter gekozen dan de nominale stroom. In het gebruikte prototype werden de gebruikte schakelaars overgedimensioneerd om de schakelverliezen in de converter te beperken. Daardoor is het mogelijk om  $I_{\max}$  gelijk te stellen aan  $1.5I_{\text{nom}}$ .

De ogenblikkelijke toename van de ingangsstroom van de converter wordt bepaald door de diepte van de spanningsdip. Als we de resterende spanning tijdens de spanningsdip uitdrukken als  $Dv_g$  dan kan de piekwaarde van de stroom bij dip-initiatie geschreven worden als:

$$I_{\text{dip}} = |g_1|I_{\text{nom}} + |g_h|(1 - D)I_{\text{nom}} \quad (4.14)$$

waarbij  $g_1$  en  $g_h$  p.u. conductanties zijn. Deze vergelijking werd in zwarte lijnen weergegeven in Fig. 4.20 voor verschillende waarden van  $D$ . De maximaal toelaatbare toename van de ingangsstroom is afhankelijk van het vermogen dat de converter levert juist voor de spanningsdip. Hoe lager dat vermogen is, hoe meer de stroom kan toenemen zonder de stroomlimiet te overschrijden. De stroomlimiet is afgebeeld als een dikke zwarte horizontale lijn op 1.5 per unit. Uit de figuur blijkt dat de stroomlimiet enkel bereikt wordt als de converter veel vermogen levert tijdens zeer ernstige spanningsdips. Als het vermogen van de converter bijvoorbeeld gelijk is aan  $0.45P_{\text{nom}}$ , zal de stroom niet begrensd worden voor alle kortstondige spanningsdips met een resterende spanning groter dan 0.3 p.u.

De verandering van de amplitude van de ingangsstroom onder invloed van de busspanningsregelaar is ook afhankelijk van de spanningsdip. De stroom zal immers aangepast worden totdat de vermogenbalans hersteld is. De piekwaarde van de stroom net voor dip-initiatie is gelijk aan  $|g_1|I_{\text{nom}}$ . Omdat de netspanning gereduceerd wordt tot  $DV_{\text{nom}}$ , zal de ingangsstroom verhoogd worden door de busspanningsregelaar tot  $\frac{|g_1|I_{\text{nom}}}{D}$ . Hierbij zal stroombegrenzing optreden als  $D < \frac{|g_1|}{1.5}$ , wat gebeurt bij ernstige spanningsdips en de uitwisseling van grote ver-



Figuur 4.20: Piekwaarde van de converterstroom tijdens dips met toenemende dipdiepte in functie van het vermogen.

Zwarte lijnen: piekwaarde van de converterstroom tijdens dip-initiatie, Grijs streeplijnen: regime-waarde van de piekwaarde van de converterstroom (meerdere netperiodes na dip-initiatie)

mogens. Deze resultaten werden in Fig. 4.20 afgebeeld als grijze streeplijnen. De stroom van de converter wordt bij dip-initiatie beschreven door de volle zwarte lijnen. De busspanningsregelaar zal daarna die waarde aanpassen naar de waarde die door de grijze streeplijnen beschreven wordt. De tijd die nodig is om die waarde te bereiken bedraagt ongeveer 3 netperiodes. De duur van de spanningsdip zal dus bepalen of die waarde bereikt wordt. Of de ingangsstroom van de converter zal stijgen of dalen na dip-initiatie hangt af van de waarden van  $g_1$  en  $D$ .

Uit uitgebreide onderzoeken naar spanningsdips kan afgeleid worden dat de meerderheid van de spanningsdips ofwel lang en ondiep is of kortstondig en diep [41]. Convertoren voor hernieuwbare energietoepassingen leveren bovendien zelden het nominale vermogen. Dit laat toe om te concluderen dat stroombegrenzing tijdens spanningsdips zelden zal voorvallen, en dat het dus geoorloofd is om het Thévenin-equivalent-model van (4.13) te gebruiken om de invloed van decentrale generatoren

op spanningsdips te onderzoeken.

#### 4.3.4 Dempen van spanningsdips in laagspanningsnetten

In tegenstelling tot de invloed van asynchrone en synchrone generatoren op de resterende spanning tijdens spanningsdips op midden- en hoogspanning [1], is de invloed in laagspanningsnetten nogal klein. De verbetering van de resterende spanning op hoogspanning is immers het gevolg van een bijkomende injectie van reactief vermogen in het net bij spanningsdip-initiatie in combinatie met een vrijwel volledig reactieve netimpedantie. In laagspanningsnetten daarentegen, kan de netimpedantie niet langer voorgesteld worden door een reactantie, gezien hun resistieve karakter (zie Bijlage A). Het geïnjecteerde reactief vermogen zal dus een vrij kleine impact hebben op de resterende spanning.

In de literatuur [1, 26] wordt de invloed van convertor-gekoppelde generatoren op de resterende spanning tijdens spanningsdips op midden- en hoogspanning als verwaarloosbaar omschreven. De stromen die door dergelijke systemen in het net geïnjecteerd worden zijn immers begrensd tot 1 p.u., en de meeste convertoren injecteren geen reactief vermogen in het net. In laagspanningsnetten daarentegen, wordt de spanningsval over de distributiefeder voornamelijk bepaald door het getransporteerde actief vermogen. Hier kan de invloed van convertor-gekoppelde decentrale generatoren dus niet zomaar verwaarloosd worden.

Om de invloed van decentrale generatoren op de resterende spanning aan hun voedingspunt na te gaan, worden de spanningsdips, die afgebeeld werden in Fig. 4.16 aangelegd aan het gemeenschappelijk aansluitingspunt van het voorgestelde netwerkmodel. De spanningsdips worden veroorzaakt door kortsluitingen in het voedende 10 kV net. De decentrale generatoren worden gekoppeld via een residentiële 400 V distributiefeder van 800 m lang en met een vermogen van 100 kVA, die met het voedende net verbonden is via een 400kVA 10kV/400V transformator. Dit model is een typische representatie van een Belgische distributiefeder in landelijke omgevingen (zie Bijlage A). In het vereenvoudigde Simulink-SimPowerSystems model van het systeem van Fig. 4.11 wordt het net vanuit het aansluitpunt van de decentrale generatoren gezien als een driefasige spanningsbron en een bronimpedantie. Deze bronimpedantie werd bepaald aan de hand van Bijlage A en de Europese referentie-impedantie voor laagspanningsnetten [42].

De belasting die aanwezig is op de distributiefeder wordt voorgesteld door 60 kW aan constante-impedantie-lasten, die gelijkmatig verdeeld wordt over de distributiefeder. De plaatsing van de decentrale generatoren is afhankelijk van het type van de unit. In het simulatiemodel werden de synchrone en asynchrone generatoren, die dikwijls gebruikt worden voor de netkoppeling van grotere eenheden, op 200 m van de transformator geplaatst. DG units die zich verder van de transformator zouden bevinden zouden een grotere netimpedantie ervaren, maar zouden waar-

Tabel 4.1: Spanning aan het aansluitingspunt in symmetrische componenten voor verschillende DG types

	DG afgeschakeld			Convertor-gekoppelde DG		
	$V_1$ [p.u.]	$V_2$ [p.u.]	$V_0$ [p.u.]	$V_1$ [p.u.]	$V_2$ [p.u.]	$V_0$ [p.u.]
A	0.682	0	0	0.726	0	0
B	0.875	0.097	0.088	0.911	0.092	0.070
C	0.827	0.145	0	0.862	0.136	0
D	0.827	0.145	0	0.862	0.136	0
E	0.779	0.097	0.088	0.818	0.092	0.070
F	0.779	0.097	0	0.818	0.092	0
G	0.779	0.097	0	0.818	0.092	0
	Synchrone generatoren			Asynchrone generatoren		
	$V_1$ [p.u.]	$V_2$ [p.u.]	$V_0$ [p.u.]	$V_1$ [p.u.]	$V_2$ [p.u.]	$V_0$ [p.u.]
A	0.699	0	0	0.691	0	0
B	0.889	0.092	0.088	0.884	0.088	0.088
C	0.840	0.136	0	0.836	0.136	0
D	0.840	0.136	0	0.836	0.136	0
E	0.796	0.092	0.088	0.787	0.088	0.088
F	0.796	0.092	0	0.787	0.088	0
G	0.796	0.092	0	0.787	0.088	0

schijnlijk ook kleiner zijn. Daarom werden de kleinschalige éénfasige convertor-gekoppelde decentrale generatoren symmetrisch en gelijkmatig over de volledige distributiefeder verdeeld in het simulatiemodel op 150, 350, 600 en 750 m van de transformator.

Teneinde de invloed van decentrale generatoren op de resterende spanning te bepalen werden vier verschillende situaties vergeleken. In alle situaties werd de feeder belast met 60 kW impedantiebelasting. In de eerste situatie zijn er geen decentrale generatoren op de distributiefeder aanwezig. In de tweede, derde en vierde situatie, werden decentrale generatoren met een totaal vermogen van 30 kVA aangesloten. Het betreft respectievelijk asynchrone generatoren, synchrone generatoren en convertor-gekoppelde generatoren. Daarbij worden de 7 verschillende diptypes van (Fig. 4.16) aangelegd aan het netwerkmodel, waarna het verloop van de spanning over de distributiefeder berekend wordt. Om een representatieve maat voor de resterende spanning over de distributiefeder te bekomen wordt een ge-

middelste spanning berekend over de tien gelijkmatig verdeelde knooppunten van de distributiefeder. De directe component  $V_1$ , de inverse component  $V_2$  en de homopolaire component  $V_0$  van de gemiddelde resterende spanning over de distributiefeder werden weergegeven in Tabel 4.1 voor de 7 verschillende diptypes en de 4 situaties.

Tabel 4.1 geeft aan dat de gemiddelde resterende spanning over de distributiefeder beïnvloed wordt door de aanwezigheid van decentrale generatoren. Doordat decentrale generatoren, in tegenstelling tot de impedantiebelasting, de geleverde stroom niet verminderen tijdens spanningsdips, wordt het vermogenstransport door de distributiefeder veranderd. Dit gaat gepaard met een vermindering van de spanningsval over de netimpedantie en een verhoging van de resterende spanning tijdens de spanningsdip. Het kan zelfs gebeuren dat het vermogen dat gegenereerd wordt groter wordt dan het vermogen dat opgenomen wordt, wat resulteert in een gemiddelde resterende spanning die hoger is dan de spanning aan de secundaire klemmen van de distributietransformator. Dit valt vaker voor als de penetratiegraad van decentrale generatoren toeneemt en bij ernstige spanningsdips.

De toename van de directe spanningscomponent van de gemiddelde resterende spanning hangt af van de stroom die door de decentrale generatoren in het net geïnjecteerd wordt. De vaak toegepaste benadering voor spanningsval in laagspanningsnetten geeft in deze toepassing:

$$V_{\text{eq}} \approx V_{\text{PCC}} + R_t I_{\text{DG}} \cos(\varphi) + X_t I_{\text{DG}} \sin(\varphi) \quad (4.15)$$

met netimpedantie  $\bar{Z}_t = R_t + jX_t$  en  $\bar{I}_{\text{DG}} = I_{\text{DG}}(\cos(\varphi) + j \sin(\varphi))$ . Aangezien het totale schijnbare vermogen van de decentrale generatoren in de drie situaties gelijk gekozen werd, wordt de spanningsval over de distributiefeder het grootst als de arbeidsfactor gelijk is aan één. Bij een hogere arbeidsfactor wordt de spanningsdip dus sterker gedempt. De netimpedantie wordt in laagspanningsnetten immers gekenmerkt door een grote  $R_t/X_t$ -verhouding. Converter-gekoppelde decentrale generatoren vertonen de grootste arbeidsfactor tijdens spanningsdips. Daardoor is de directe spanningscomponent van de gemiddelde resterende spanning het grootst voor de situatie met converter-gekoppelde generatoren. Het tweede beste resultaat wordt bekomen voor synchrone decentrale generatoren, omdat ze reactief vermogen in het net injecteren. Het slechtste resultaat wordt bekomen met asynchrone decentrale generatoren, omdat reactief vermogen uit het net opgenomen wordt. Dit wordt duidelijk geïllustreerd door het vergelijken van de directe component van de gemiddelde resterende spanning voor de 4 verschillende situaties in Tabel 4.1.

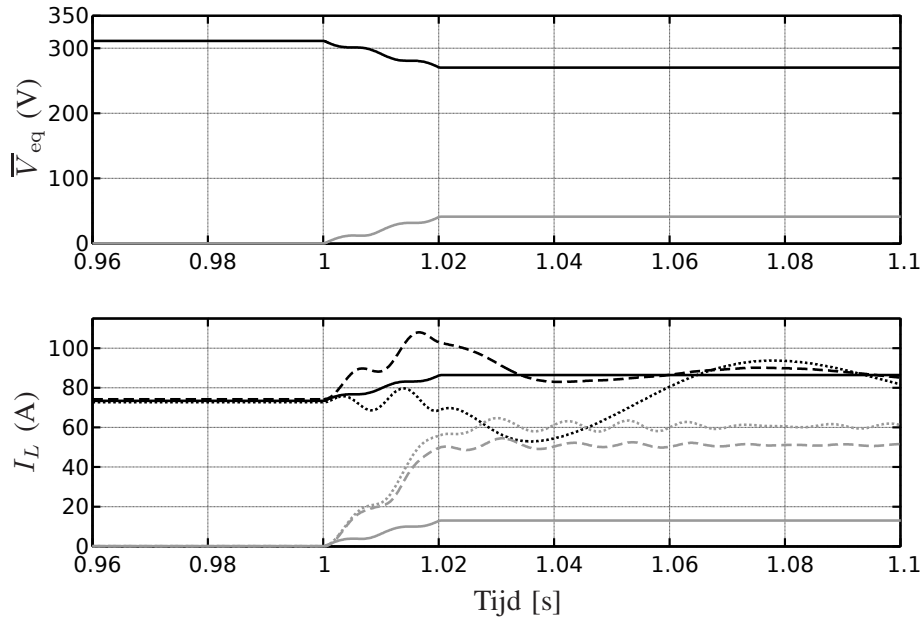
Bij asymmetrische spanningsdips bepalen de inverse component van de ingangsimpedantie van de decentrale generatoren en de inverse spanningscomponent de inverse stromen die de decentrale generatoren zullen opnemen. Deze stromen zorgen voor een spanningsval over de inverse component van de netimpedantie en dus

voor een reductie van de inverse componenten van de gemiddelde resterende spanning tijdens spanningsdips. Asynchrone generatoren worden gekenmerkt door een lage impedantie voor inverse spanningscomponenten, wat resulteert in de absorptie van grote inverse stromen. In deze simulatie werd het mogelijk uitschakelen van de asynchrone generator niet in rekening gebracht. De inverse impedantie-component bedraagt ongeveer 0.2 p.u. voor asynchrone generatoren, wat voor lange, sterk asymmetrische dips zou resulteren in onaanvaardbare opwarming van de asynchrone generator. De inverse impedantie-component voor synchrone generatoren is groter, wat resulteert in de opname van kleinere inverse stromen, en minder reductie van de inverse spanningscomponent. Converter-gekoppelde decentrale generatoren hebben de grootste inverse impedantie, en reduceren de inverse spanningscomponent het minst. Ook deze conclusies zijn duidelijk te verifiëren aan de hand van Tabel 4.1.

De effecten van de inverse impedantie van decentrale generatoren kan geïllustreerd worden door het aanleggen van een spanningsdip type C. De amplitude van de directe, inverse en homopolaire component van de gemiddelde resterende spanning en de ingangsstromen van de decentrale generatoren zijn afgebeeld in Fig. 4.21. Zelfs bij een redelijk kleine inverse spanningscomponent (volle grijze lijn) wordt de inverse stroom van de asynchrone generator heel groot (grijze stippellijn). De directe stroomcomponent (zwarte stippellijn) van de asynchrone generator neemt af, maar neemt opnieuw toe na twee netperiodes. De inverse stroom van de synchrone generator (grijze streeplijn) neemt toe, maar blijft kleiner dan de inverse stroom van de asynchrone generator. De directe stroomcomponent van de synchrone generator (zwarte streeplijn) neemt toe bij dip-initiatie en neemt daarna geleidelijk af. Het verloop van de directe en inverse stroomcomponent bij converter-gekoppelde decentrale generatoren (volle zwarte en grijze lijnen) is gelijkaardig, maar de toename is veel kleiner in vergelijking met de andere types generatoren.

Asynchrone en synchrone generatoren reduceren de homopolaire spanningscomponent niet, de neutrale geleider is immers niet verbonden. De converter-gekoppelde decentrale generatoren werden gesimuleerd als kleinschalige éénfasige convertoren, geschakeld tussen fase en neutrale. Deze convertoren kunnen dus homopolaire stroomcomponenten in het net injecteren of opnemen, en kunnen dus homopolaire spanningscomponenten reduceren. Spanningsdips van types B en E resulteren in homopolaire spanningscomponenten. Uit Tabel 4.1 blijkt dat de homopolaire spanningscomponenten effectief gereduceerd worden. Bij driefasige convertoren zal de neutrale geleider hoogstwaarschijnlijk niet verbonden worden, demping van de homopolaire spanningscomponenten zal in dat geval dan ook niet mogelijk zijn. Hierbij dient opgemerkt te worden dat uit onderzoek gebleken is dat spanningsdips van types B en E zelden of nooit voorkomen in laagspanningsnetten [1].





Figuur 4.21: Amplitude van de directe (zwart) en inverse (grijs) componenten van de gemiddelde spanning over de distributiefeder tijdens een spanningsdip van type C (boven), amplitude van de directe (zwart) en inverse (grijs) componenten van de ingangsstroom van de convertor-gekoppelde (volle lijnen), asynchrone (stippellijnen) en synchrone (streeplijnen) decentrale generatoren. (onder)

## 4.4 Spanningsprofielen

### 4.4.1 Inleiding

In [43] en paragraaf 4.2 werd de invloed van spanningsdips op convertor-gekoppelde decentrale generatoren beschreven. Het gedrag van de convertor tijdens spanningsdips bleek grotendeels afhankelijk van de geïmplementeerde controlestrategie. De dempende controlestrategie resulteerde in een verbetering van de spanningsdip-immuniteit van de decentrale generator. Deze controlestrategie verhoogt het vermogen dat door de convertor in het net geïnjecteerd wordt in vergelijking met de andere controlestrategieën. De controlestrategie kan de ingangsstroom van de convertor immers onmiddellijk verhogen bij dip-initiatie, waar andere controlestrategieën tijd nodig hebben om te reageren. Door de onmiddellijke reactie kan voortijdige uitschakeling door een excessieve busspanning vermeden worden. Lasten die op dezelfde locatie als de decentrale generator aan het net gekoppeld

worden zullen tijdens de spanningsdip een verhoogde resterende spanning ervaren. Dit werd beschreven in [27] en paragraaf 4.3. Ook dit is te danken aan de ogenblikkelijke verhoging van de ingangsstroom van de convertor bij spanningsdip-initiatie. Een logische volgende stap is het onderzoek naar het spanningsprofiel bij distributiefeders tijdens spanningsdips en naar de invloed van decentrale generatoren op dat spanningsprofiel. Hierbij worden de verschillende invloedsfactoren nagegaan. Zoals hierboven al vermeld werd, is het gedrag van decentrale generatoren in hoge mate afhankelijk van de geïmplementeerde controlestrategie. Er wordt een netwerkmodel opgesteld dat toelaat de invloed van drie verschillende controlestrategieën voor convertor-gekoppelde decentrale generatoren te vergelijken. Convertoren waar de drie besproken controlestrategieën op geïmplementeerd zijn worden respectievelijk sinusoidale convertoren, zuiver resistieve convertoren en dempende convertoren genoemd. Sinusoidale convertoren trachten voor de ingangsstroom een zuivere sinus te bekomen, onafhankelijk van de vervorming van de netspanning. Deze controlestrategie draagt niet bij tot de demping in het net [44]. Zuiver resistieve convertoren beogen de implementatie van een resistieve ingangsimpedantie, d.w.z. een ingangsstroom die proportioneel is met de netspanning [45–47]. Als dit type convertoren gebruikt wordt voor decentrale generatie-doeleinden, dan wordt de ingangsimpedantie negatief. Dit verhoogt het risico op oscillaties in het net op harmonische frequenties en kan aanleiding geven tot instabiliteit, vooral wanneer meerdere convertoren op het zelfde punt aangesloten worden [5, 48, 49]. Dempende convertoren vertonen een resistief ingangsgedrag voor harmonische en interharmonische spanningscomponenten, onafhankelijk van het geleverde fundamenteel vermogen. De implementatie van een dergelijke controlestrategie voor enkelfasige convertoren werd besproken in [50] en Hoofdstuk 2. De implementatie van deze controlestrategie voor driefasige convertoren is beschreven in [51, 52]. Al deze controlestrategieën zijn ontworpen om een arbeidsfactor te bekomen die zo dicht mogelijk bij 1 blijft.

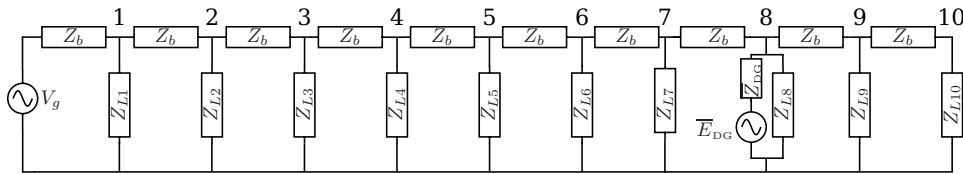
#### 4.4.2 Modelleren van het elektrisch net

##### A. *Decentrale Generatoren*

Dankzij het gedrag van decentrale generatoren tijdens spanningsdips, en de resulterende verandering van de vermogensstroom door de laagspanningsfeeder, wordt de spanning over de gehele distributiefeder beïnvloed. Om de spanning op de verschillende aansluitingspunten te kunnen analyseren, wordt er opnieuw gebruik gemaakt van een Thévenin-equivalent-model van de decentrale generatoren. Het gebruikte model is gelijkaardig aan het model dat gebruikt werd in 4.3. De wenswaarde van de ingangsstromen van de convertoren wordt beschreven door (4.1):

Tabel 4.2: Actief en reactief vermogen van de aangesloten lasten in nominale condities

	POC1	POC2	POC3	POC4	POC5
P [kW]	5	7	3	4.5	9
Q [kVAR]	1	0.5	0.2	3	0
	POC6	POC7	POC8	POC9	POC10
P [kW]	10	3	1	2	5
Q [kVAR]	0	1	0	4	2



Figuur 4.22: Schematisch overzicht van de distributiefeder

$$i_L^* = g_1 \sin(\theta_{PLL}) + g_h (v_g - \sin(\theta_{PLL})), \quad (4.16)$$

het corresponderende Thévenin-equivalent-model is dan:

$$\begin{aligned} \bar{Z}_{DG} &= -\frac{1}{g_1} \\ \bar{E}_{DG} &= \frac{g_1 - g_h}{g_1} (\bar{v}_g - V_g^{\text{nom}} e^{j\theta_{PLL}}), \end{aligned} \quad (4.17)$$

In tegenstelling tot het eerder gebruikte model, kan dit model gebruikt worden om de drie verschillende controlestrategieën te modelleren. Daartoe wordt de parameter  $g_h$  gelijk aan 0 gekozen voor een resistieve convertor, gelijk aan 1 voor een dempende convertor en gelijk aan  $g_1$  voor een sinusoidale convertor. De parameter  $g_1$  is een maat voor het vermogen dat met het net uitgewisseld wordt, en is negatief als er vermogen in het net geïnjecteerd wordt door het gebruik van een verbruikersreferentiestelsel (VRS).

### B. Distributiefeder

De radiale laagspannings-distributiefeder die hier bestudeerd wordt werd gebaseerd op een typische Belgische distributiefeder (zie Bijlage A). Het elektrisch

netwerk dat gebruikt wordt is een enkelfasige residentiële distributiefeder. Een schematisch overzicht is afgebeeld in Fig. 4.22. De *aansluitingspunten*<sup>8</sup> werden equidistant gekozen. Op elk van deze 10 aansluitingspunten kan zowel een residentiële last als een decentrale generator aangesloten worden. De lengte van de distributiefeder, die uitgevoerd is in BAXB-kabels is 800m. De doorsnedes van de fasegeleiders is  $95 \text{ mm}^2$ , de doorsnede van de neutrale geleider is  $54.6 \text{ mm}^2$ . De zo bekomen netimpedantie op POC10 is gelijk aan de referentie-netimpedantie [42]. De lasten worden gemodelleerd als constante-impedantie-lasten, met waarden zoals opgegeven in Tabel 4.2. De keuze van deze waarden is willekeurig en resulteert in een bepaald spanningsprofiel langs de distributiefeder. Dit spanningsprofiel wordt beïnvloed door de aansluiting van decentrale generatoren. Een decentrale generator die 25 kW produceert wordt aangesloten op POC8. Deze convertorgekoppelde generator wordt gestuurd met behulp van de dempende controlestrategie.

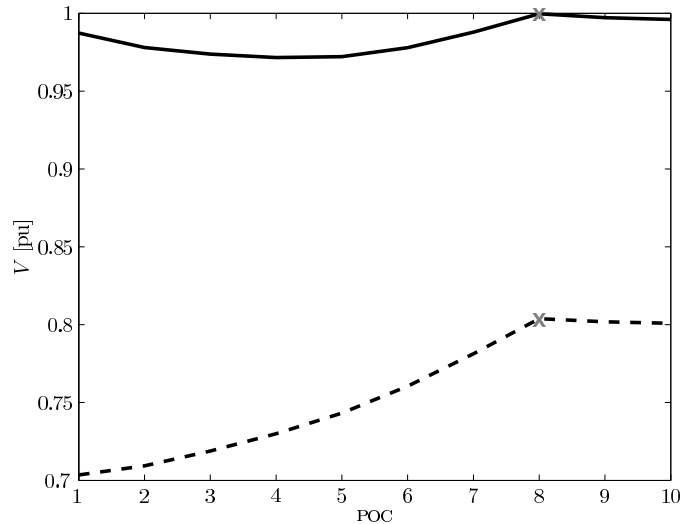
Het spanningsprofiel langs de distributiefeder in nominale toestand is afgebeeld als een volle zwarte lijn in Fig. 4.23. Een lokaal maximum kan onderscheiden worden ter hoogte van POC8 door de injectie van actief vermogen. Door het optreden van een spanningsdip met een resterende spanning van 0.7 p.u. aan de hoogspanningszijde van de distributietransformator wordt het spanningsprofiel beïnvloed. Het spanningsprofiel tijdens de spanningsdip is afgebeeld als een streeplijn in Fig. 4.23. De invloed van de decentrale generator op dat spanningsprofiel wordt besproken in de volgende sectie.

### C. Beperkingen van het gebruikte model

Het model dat gebruikt wordt om de decentrale generator te modelleren is een Thévenin-equivalent-model. Dit model doet vermoeden dat de decentrale generator in staat is om een quasi onbeperkte stroom in het net te injecteren. Vermogens-elektronische convertoren zijn echter stroombegrensd. Als de ingangsstroom van de convertor de stroomlimiet overschrijdt, zal de convertor zich als een stroombron gedragen in plaats van als de voorgestelde spanningsbron.

De stroomlimiet van de gebruikte experimentele opstelling is ingesteld op 1.5 p.u. Deze stroomlimiet houdt geen rekening met de tijdelijke overbelastbaarheid van de convertor en mag dus nog hoger ingesteld worden. Convertoren die gebruikt worden voor hernieuwbare energietoepassingen werken slechts zelden op hun nominaal vermogen. Daarom kunnen we stellen dat de toename van de ingangsstroom van convertoren tijdens spanningsdips zelden aanleiding zal geven tot het bereiken van de stroomlimiet. De stroombegrenzing zal dus enkel optreden tijdens diepe en langdurige spanningsdips, als de convertor op dat moment veel vermogen levert.

<sup>8</sup>E: points of connection (POC)



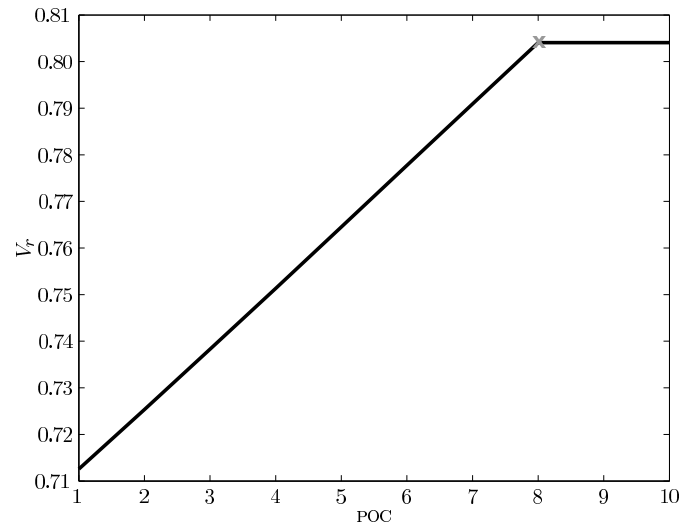
Figuur 4.23: r.m.s.-spanning langs de distributiefeder.  
 volle lijn: nominale toestand, streeplijn: tijdens een spanningsdip ( $D=0.7$ )

De meeste dips zijn echter langdurend en ondiep ofwel kortstondig en diep [1]. Tijdens de meeste dips zal het voorgestelde model dus een goede representatie zijn van het gedrag van de decentrale generatoren. In dit kader wordt opnieuw verwezen naar Fig. 4.20.

De analyse van de invloed van decentrale generatoren gebeurt aan de hand van een quasi steady-state benadering. Net voor de spanningsdip bevinden alle lasten en generatoren zich in regime-toestand. Bij dip-initiatie wordt dit evenwicht verstoord. De tijdsconstanten van de verschillende processen die het evenwicht herstellen verschillen van toepassing tot toepassing. De resultaten zijn dus tijdsafhankelijk en worden beïnvloed door het aantal, het type en het vermogen van de verschillende toepassingen die aangesloten zijn op de distributiefeder. Bij het gebruik van een quasi steady-state benadering worden alle vermogen-balancerende processen en hun tijdsconstanten verwaarloosd. Dit laat toe om duidelijke conclusies te trekken omtrent de invloed van decentrale generatoren op het spanningsprofiel tijdens spanningsdips.

#### 4.4.3 Analyse van het spanningsprofiel

Het spanningsprofiel langs de distributiefeder kan berekend worden aan de hand van de voorgestelde Thévenin-equivalente modellen voor convertor-gekoppelde



Figuur 4.24: Spanningsverhouding langs de distributiefeder

decentrale generatoren. Aangezien er meerdere spanningsbronnen in het bestudeerde systeem aanwezig zijn maken we gebruik van het superpositie-principe. Dit geldt zowel voor het spanningsprofiel net voor de spanningsdip als voor het spanningsprofiel tijdens de spanningsdip. Deze spanningsprofielen werden afgebeeld in Fig. 4.23 als respectievelijk een volle lijn en een streeplijn. Op basis van deze figuur kan de invloed van decentrale generatoren op de resterende spanning langs de distributiefeder moeilijk nagegaan worden. Daartoe introduceren we een *spanningsverhouding*<sup>9</sup>  $V_r$ . De spanningsverhouding wordt bekomen door het spanningsprofiel tijdens de spanningsdip ( $V_D$ ) te delen door het spanningsprofiel in nominale condities ( $V$ ). De spanningsverhouding geeft dus voor elk aansluitingspunt de resterende spanning gedeeld door de pre-dip-spanning en is afgebeeld in Fig. 4.24.

De methode om de resterende spanning tijdens de spanningsdip te delen door de spanning in dat aansluitingspunt net voor de dip werd beschreven in [53]. Deze techniek wordt normaal gezien niet toegepast in laagspanningsnetten, aangezien de absolute waarde van de spanning het gedrag en de eventuele uitschakeling van de aangesloten toestellen zal bepalen. In dit werk willen we de invloed van decentrale generatoren op het spanningsprofiel langs distributiefeders nagaan; de absolute waarde van de spanning is in dit opzet dus minder belangrijk. Het gebruik van de spanningsverhouding daarentegen, levert het voordeel dat de effecten die optreden

<sup>9</sup>E: voltage ratio

ten gevolge van de verdeling, de types en de vermogens van de lasten aangesloten op de distributiefeder automatisch verwaarloosd worden. Daardoor is de invloed van de decentrale generatoren veel makkelijker te kwantificeren.

De curve van de spanningsverhouding afgebeeld in Fig. 4.24 vertoont een stuksgewijs lineair verloop. De spanningsverhouding stijgt proportioneel met de elektrische afstand tot aan POC8. Op dat aansluitingspunt is de decentrale generator aangesloten door middel van een dempende convertor. De curve van de spanningsverhouding blijft constant tussen POC8 en POC10 omdat alle netwerkelementen daar constante impedanties zijn. Aangezien de p.u. spanningsverhouding  $V_r$  op alle aansluitingspunten groter is dan de p.u. resterende spanning  $D$  aan de hoogspanningszijde van de distributietransformator kunnen we besluiten dat de decentrale generator de spanning ondersteunt tijdens de spanningsdip.

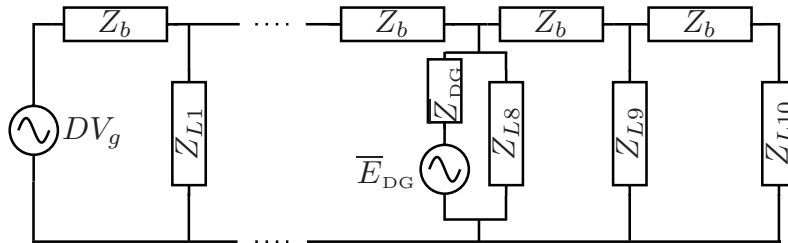
Om meer inzicht te verwerven in het stuksgewijs lineair verloop van de spanningsverhouding  $V_r$ , zal hierna de berekening van de spanningsverhouding in detail uitgewerkt worden. De spanningsprofielen voor de spanningsdip  $V$  en tijdens de spanningsdip  $V_D$  worden bekomen door het oplossen van de elektrische netwerken in respectievelijk Fig. 4.22 en Fig. 4.25. Een deling van beide profielen resulteert in de spanningsverhouding  $V_r$ . Om het spanningsprofiel tijdens de spanningsdip  $V_D$  te berekenen steunen we op het superpositiebeginsel.  $V_D$  is gelijk aan de som van  $V'_D$  en  $V''_D$ , die corresponderen met de elektrische netwerken in Fig. 4.26(a) en Fig. 4.26(b). Dit laat toe om de spanningsverhouding  $V_r$  te herschrijven als:

$$V_r = \frac{V_D}{V} = \frac{V'_D}{V} + \frac{V''_D}{V} \quad (4.18)$$

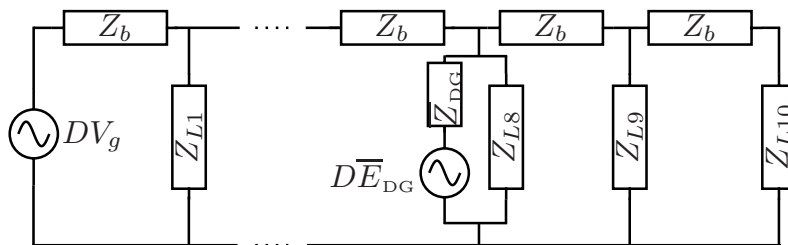
De eerste term van deze vergelijking kan vereenvoudigd worden tot  $D$ , aangezien alle spanningsbronnen in Fig. 4.26(a) zich proportioneel verhouden met factor  $D$  ten opzichte van de spanningsbronnen in Fig. 4.22. Het spanningsprofiel  $V''_D$  (Fig. 4.26(b)) wordt bepaald door de vervanging van de netspanning door een kortsluiting. De spanning  $V''_D$  in POC0 is dus gelijk aan 0. De spanning  $V''_D$  stijgt tot aan POC8, waar de maximale waarde bereikt wordt. Het verloop van de spanning is bijna perfect lineair, aangezien de invloed van de lastimpedanties, die veel groter zijn dan de lijnimpedanties, verwaarloosbaar is. Het spanningsprofiel  $V''_D$  wordt gedeeld door spanningsprofiel  $V$ , die een waarde heeft die niet veel van 1 afwijkt. Dit verklaart waarom de spanningsverhouding  $V_r$  lineair verloopt in functie van het vermogen en de locatie van de decentrale generator.

De waarde van de spanningsverhouding  $V_r$  op POC8, waar de decentrale generator aangesloten is en de spanningsverhouding een lokaal maximum bereikt, kan analytisch berekend worden:

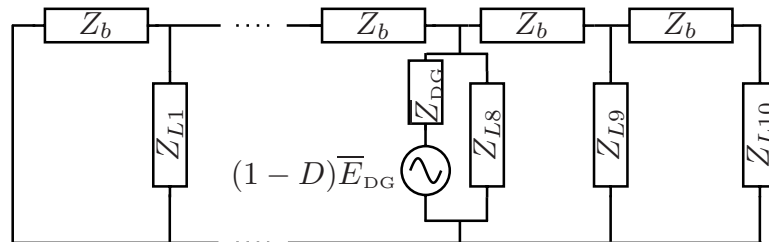
$$V_r(\text{POC8}) = \left| D + \frac{8\bar{Z}_b}{8\bar{Z}_b + \bar{Z}_{\text{DG}}} (1 - D) \bar{E}_{\text{DG}} \right| \quad (4.19)$$



Figuur 4.25: Schematisch overzicht van de distributiefeder tijdens de spanningsdip



(a) Superpositie deel 1



(b) Superpositie deel 2

Figuur 4.26: Superpositie toegepast op de distributiefeder tijdens de spanningsdip

Deze waarde is afhankelijk van de resterende spanning aan het begin van de distributiefeder, het vermogen van de decentrale generator en het aansluitingspunt.

#### 4.4.4 Invloedsfactoren op de spanningsverhouding

##### A. Meerdere decentrale generatoren

De hierboven beschreven analytische berekening van de spanningsverhouding kan ook uitgevoerd worden als er meerdere decentrale generatoren op de distributiefeder



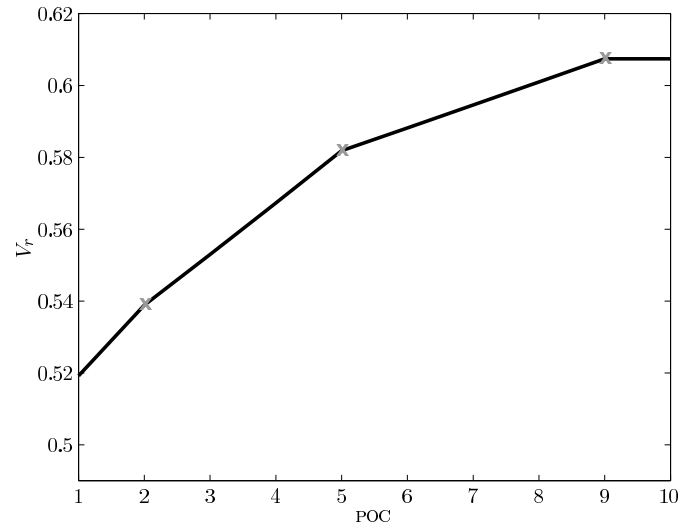
der aangesloten zijn. De spanningsverhouding is immers de som van een constante term (gelijk aan de resterende spanning aan de hoogspanningszijde van de distributietransformator) en de bijdragen van de verschillende decentrale generatoren. Dit resulteert opnieuw in een stuksgewijs lineair verloop van de spanningsverhouding, hoewel het aantal knikpunten toeneemt. Dit verloop kan nagegaan worden in Fig. 4.27, die de spanningsverhouding tijdens een 50% spanningsdip geeft voor dempende convertoren aangesloten op POC2, POC5 en POC9 met een vermogen van respectievelijk 7.5 kW, 10 kW en 7.5 kW.

#### *B. Controlestrategie van de decentrale generator*

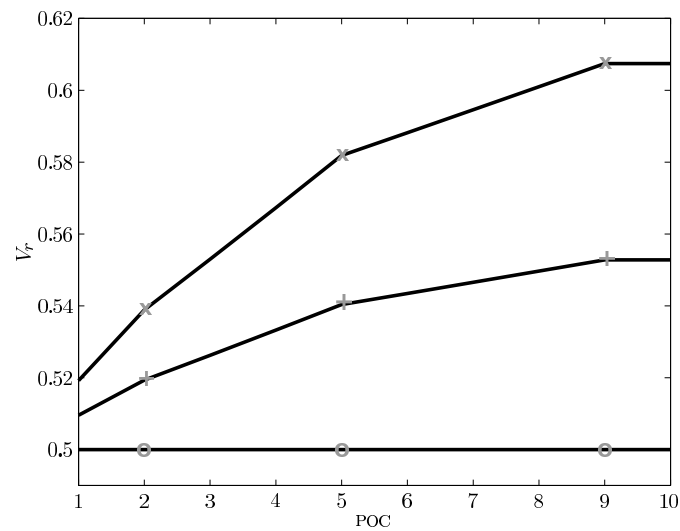
De invloed van de decentrale generator op de spanningsverhouding  $V_r$  hangt grotendeels af van de gebruikte controlestrategie. Het model dat voorgesteld werd in (4.13) laat toe om de drie verschillende controlestrategieën te simuleren. Ook hier werden drie decentrale generatoren aangesloten op POC2, POC5 en POC9 met een vermogen van respectievelijk 7.5 kW, 10 kW en 7.5 kW. De simulaties werden herhaald voor de drie verschillende controlestrategieën. De resultaten zijn afgebeeld in Fig. 4.28. De onderste curve, die bekomen werd met de zuiver resistieve controlestrategie, vertoont een constante waarde voor  $V_r$ , die gelijk is aan  $D (=0.5)$ . Het elektrisch net bevat immers enkel impedanties en de decentrale generatoren gedragen zich als zuivere weerstanden. De spanning is dus evenredig met een factor  $D$  ten opzichte van de spanning net voor de spanningsdip. De middelste curve geeft de spanningsverhouding voor de sinusoidale controlestrategie. Deze curve bestaat uit een constant deel, gelijk aan 0.5 en een variabel deel. Dit laatste deel is een maat voor de verbetering van de resterende spanning tijdens de spanningsdip. De bovenste curve kan ook in een constant en een variabel deel opgesplitst worden. Het variabel deel is dubbel zo groot als dat bij de sinusoidale convertor. We kunnen dus concluderen dat de resterende spanning het meest ondersteund wordt door dempende convertoren, gevolgd door sinusoidale convertoren. Zuiver resistieve convertoren tenslotte, beïnvloeden logischerwijze de spanningsverhouding niet.

#### *C. Locatie van de decentrale generatoren*

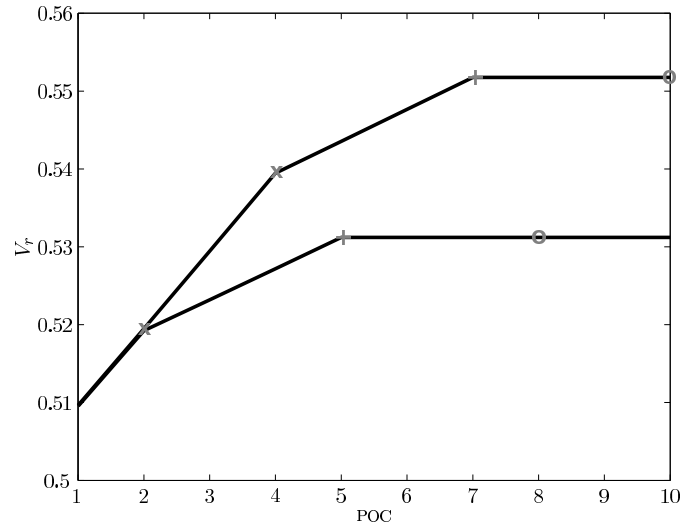
De invloed van decentrale generatoren op de spanningsverhouding is in grote mate afhankelijk van de plaatsing op de distributiefeder. De onderste curve in Fig. 4.29 werd bekomen door het aansluiten van een 10 kW dempende convertor op POC2, een 7.5 kW sinusoidale convertor op POC5 en een 7.5 kW zuiver resistieve convertor op POC8. De bijdrage geleverd door de sinusoidale en de dempende convertoren kan gemakkelijk herkend worden aan de hand van de knikpunten in de spanningsverhouding. Aangezien de resistieve convertor geen bijdrage levert, is er dan ook geen knikpunt aanwezig.



Figuur 4.27: Stuksgewijs lineair verloop van de spanningsverhouding tijdens een 50% spanningsdip met dempende decentrale generatoren aangesloten op POC2, POC5 en POC9



Figuur 4.28: Invloed van de controlestrategie op de spanningsverhouding langs de distributiefeder tijdens een 50% spanningsdip. Bovenste curve: dempende convertoren, middelste curve: sinusoidale convertoren, onderste curve: zuiver resistieve convertoren

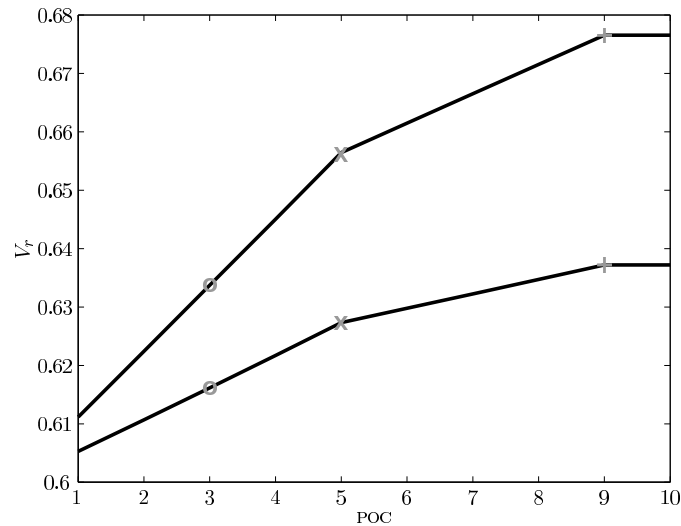


Figuur 4.29: Invloed van de locatie van de decentrale generatoren op de spanningsverhouding langs de distributiefeder tijdens een 50% spanningsdip. Onderste curve: DG aangesloten op POC2, POC5 en POC8. Bovenste curve: DG aangesloten op POC4, POC7 en POC10

Om na te gaan wat de invloed van de locatie van de decentrale generatoren is worden de aansluitingspunten verschoven naar POC4, POC7 and POC10. De resultaten zijn afgebeeld in de bovenste curve van Fig. 4.29. We kunnen besluiten dat de bijdrage van een decentrale generator aan de resterende spanning proportioneel toeneemt met de afstand tussen zijn aansluitingspunt en de distributietransformator. Uiteraard moet hier gewaakt worden over het spanningsprofiel in nominale condities, aangezien een te hoge concentratie van decentrale generatoren op het eind van de distributiefeder aanleiding zou kunnen geven tot overspanningen.

#### D. Vermogen van de decentrale generator

De bijdrage van de decentrale generatoren is afhankelijk van het vermogen dat in het net geïnjecteerd wordt. In Fig. 4.30 werd de onderste spanningsverhouding bekomen tijdens een 40% spanningsdip met een 5 kW resistieve convertor aangesloten op POC3, een 5 kW dempende convertor aangesloten op POC5 en een 7.5 kW sinusoidale convertor aangesloten op POC9. De bovenste curve werd bekomen met dezelfde netconfiguratie, maar de vermogens van de decentrale generatoren



Figuur 4.30: Invloed van het vermogen van de decentrale generatoren op de spanningsverhouding langs de distributiefeder tijdens een 40% spanningsdip. Onderste curve: DG produceren 5, 5 and 7.5 kW. Bovenste curve: DG produceren 10, 10 and 15 kW op respectievelijk POC3, POC5 en POC9

werden verdubbeld. De variabele delen van de curve zijn ook met een factor 2 gestegen. Dit kan eenvoudig begrepen worden, aangezien een verdubbeling van het vermogen resulteert in een halvering van  $\bar{Z}_{DG}$  in het voorgestelde model (4.13).

## 4.5 Besluit

In dit hoofdstuk werd de interactie tussen convertorgekoppelde decentrale generatoren en spanningsdips onderzocht. Deze interactie werd opgesplitst in drie verschillende elementen. Ten eerste werd aangetoond dat de spanningsdip-immuniteit van de convertoren verbetert door de implementatie van de dempende controlestrategie. In het tweede deel werd de invloed van convertor-gekoppelde decentrale generatoren op de gemiddelde resterende spanning over de distributiefeder vergeleken met de bijdrage van decentrale generatoren die gekoppeld worden met behulp van synchrone en asynchrone generatoren. Het resistieve karakter van het laagspanningsnet bepaalt in grote mate de invloed van de generatoren. In tegenstelling tot de situatie op midden- en hoogspanning blijken convertor-gekoppelde

decentrale generatoren op laagspanningsniveau beter te presteren dan synchrone en asynchrone generatoren. In het derde deel werd het spanningsprofiel langs de distributiefeder onder de loep genomen. De invloedsfactoren van convertorgekoppelde decentrale generatoren op het spanningsprofiel werden nagegaan aan de hand van de spanningsverhouding. Dit is de verhouding tussen de resterende spanning tijdens de dip en de spanning in hetzelfde aansluitingspunt vlak voor de dip. Daaruit bleek dat zowel de toegepaste controlestrategie, de locatie en het vermogen van de decentrale generatoren bepalend zijn voor de spanningsverhouding en dus ook voor het spanningsprofiel langs de distributiefeder. Delen van het in dit hoofdstuk voorgestelde onderzoek werden gepubliceerd in [27,43].

## Bibliografie

- [1] M. H. J. Bollen, *Understanding power quality problems*, ser. Power Engineering. IEEE press, 2000.
- [2] M. F. McGranaghan, D. R. Mueller, and M. J. Samotyj, "Voltage sags in industrial systems," *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, vol. 29, no. 2, pp. 397–403, Mar./Apr. 1993.
- [3] *IEEE recommended practice for emergency and standby power systems for industrial and commercial applications (IEEE Orange Book)*, IEEE Std. 446-1995, 1995.
- [4] "Grid code," E.ON Netz GmbH, Tech. Rep., Apr. 2006. [Online]. Available: <http://www.eon-netz.com/Ressources/downloads/ENENARHS2006eng.pdf>
- [5] J. H. R. Enslin and P. J. M. Heskes, "Harmonic interaction between a large number of distributed power inverters and the distribution network," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 19, no. 6, pp. 1586–1593, Nov. 2004.
- [6] S. Djokić, J. Desmet, G. Vanalme, J. V. Milanović, and K. Stockman, "Sensitivity of personal computers to voltage sags and short interruptions," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 20, no. 1, pp. 375–383, Jan. 2005.
- [7] K. Stockman, F. D'hulster, K. Verhaege, J. Desmet, and R. Belmans, "Voltage dip immunity test set-up for induction motor drives," in *Proc. 11th Int. Symp. Power Electron.*, Novi Sad, Yugoslavia, Oct.31-Nov.2 2001.
- [8] S. Djokić, K. Stockman, J. V. Milanović, J. J. M. Desmet, and R. Belmans, "Sensitivity of AC adjustable speed drives to voltage sags and short interruptions," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 20, no. 1, pp. 494–505, Jan. 2005.

- [9] M. H. J. Bollen and L. D. Zhang, "Analysis of voltage tolerance of AC adjustable-speed drives for three-phase balanced and unbalanced sags," *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, vol. 36, no. 3, pp. 904–910, May/June 2000.
- [10] A. von Jouanne, P. Enjeti, and B. Banerjee, "Assessment of ride-through alternatives for adjustable speed drives," *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, vol. 35, no. 4, pp. 908–916, July/Aug. 1999.
- [11] F. A. Magueed, A. Sannino, and J. Svensson, "Transient performance of voltage source converter under unbalanced voltage dips," in *Proc. IEEE Power Electr. Spec. Conf. (PESC'04)*, Aachen, Germany, June 20-25, 2004, pp. 1163–1168.
- [12] A. Sannino, M. H. J. Bollen, and J. Svensson, "Voltage tolerance testing of three-phase voltage source converters," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 20, no. 2, pp. 1633–1639, Apr. 2005.
- [13] N. H. Woodley, L. Morgan, and A. Sundaram, "Experience with an inverter-based dynamic voltage restorer," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 14, no. 3, pp. 1181–1186, July 1999.
- [14] H. Awad, J. Svensson, and M. Bollen, "Mitigation of unbalanced voltage dips using static series compensator," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 19, no. 3, pp. 837–846, May 2004.
- [15] J. G. Nielsen and F. Blaabjerg, "Comparison of system topologies for dynamic voltage restorers," in *Industry Applications Conference. Thirty-Sixth IAS Annual Meeting. (IAS'01)*, vol. 4, Chicago, USA, Sept.30-Oct.4 2001, pp. 2397 – 2403.
- [16] S. W. Middlekauff and E. R. Collins, "System and customer impact: considerations for series custom power devices," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 13, no. 1, pp. 278–282, Jan. 1998.
- [17] G. T. Heydt, W. Tan, T. LaRose, and M. Negley, "Simulation and analysis of series voltage boost technology for power quality enhancement," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 13, no. 4, pp. 1335–1341, Oct. 1998.
- [18] P. Wang, N. Jenkins, and M. H. J. Bollen, "Experimental investigation of voltage sag mitigation by an advanced static VAr compensator," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 13, no. 4, pp. 1461–1467, Oct. 1998.
- [19] H. Fujita and H. Akagi, "The unified power quality conditioner: the integration of series- and shunt-active filters," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 13, no. 2, pp. 315–322, Mar. 1998.

- [20] D. Van Hertem, M. Didden, J. Driesen, and R. Belmans, "The optimal selection of mitigation methods against voltage dips and interruptions: a customer-based approach," in *Proc. 11th Int. Conf. Harmonics Quality Power*, New York, USA, Sept. 12-15, 2004, pp. 631-636.
- [21] J. Morren, S. W. H. de Haan, and J. A. Ferreira, "Distributed generation units contributing to voltage control in distribution networks," in *39th Int. Universities Power Engineering Conf. (UPEC'04)*, Bristol, UK, Sept. 6-8, 2004.
- [22] K. J. P. Macken, M. H. J. Bollen, and R. J. M. Belmans, "Mitigation of voltage dips through distributed generation systems," *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, vol. 40, no. 6, pp. 1686-1693, Nov./Dec. 2004.
- [23] M. H. J. Bollen and M. Häger, "Impact of increasing penetration of distributed generation of the number of voltage dips experienced by end-customers," in *Proc. 18th Int. Conf. on Electricity Distribution (CIRED)*, Turin, Italy, June 6-9, 2005.
- [24] M. H. J. Bollen, M. Speychal, and K. Linden, "Impact of increasing amounts of wind power on the dip frequency in transmission systems," in *Proc. Nordic Wind Power Conference*, Espoo, Finland, May 22-23, 2006.
- [25] J. Morren and S. W. H. de Haan, "Ridethrough of wind turbines with doubly-fed induction generator during a voltage dip," *IEEE Trans. Energy Conversion*, vol. 20, no. 2, pp. 435-441, June 2005.
- [26] N. Jenkins, R. Allan, P. Crossley, and G. Strbac, *Embedded Generation*, ser. Power and Energy Series 31. The Institution of Electrical Engineers, 2000.
- [27] B. Renders, K. De Gussemé, W. R. Ryckaert, K. Stockman, L. Vandevelde, and M. H. J. Bollen, "Distributed generation for mitigating voltage dips in low-voltage distribution grids," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 23, no. 3, pp. 1581-1588, July 2008.
- [28] R. Mienski, R. Pawelek, I. Wasiak, P. Gburczyk, C. Foote, G. Burt, and P. Espie, "Voltage dip compensation in LV networks using distributed energy resources," in *International Conf. on Harmonics and Quality of Power (ICHQP'04)*, Lake Placid, USA, Sept. 12-15 2004.
- [29] G. Yalinkaya, M. H. J. Bollen, and P. A. Crossley, "Characterization of voltage sags in industrial distribution systems," *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, vol. 34, no. 4, pp. 682-688, July/Aug. 1998.

- [30] E. Styvaktakis and M. H. J. Bollen, "Signatures of voltage dips: transformer saturation and multistage dips," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 18, no. 1, pp. 265–270, Jan. 2003.
- [31] L. Zhang and M. H. J. Bollen, "Characteristic of voltage dips (sags) in power systems," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 15, no. 2, pp. 827–832, Apr. 2000.
- [32] M. H. J. Bollen, "Voltage sags in three-phase systems," *IEEE Power Eng. Rev.*, vol. 21, no. 9, pp. 8–11,15, Sept. 2001.
- [33] *Recommended practice for the design of reliable industrial and commercial power system (IEEE Gold Book)*, IEEE Std. 493-1997, 1997.
- [34] *Recommended practice for monitoring electric power quality*, IEEE Std. 1159-1995, 1995.
- [35] *Recommended practice for evaluating electric power system compatibility with electronics process equipment*, IEEE Std. 1346-1998, 1998.
- [36] *Electromagnetic compatibility (EMC) - Part 2-2: Environment - Compatibility levels for low-frequency conducted disturbances and signalling in public low-voltage power supply systems*, IEC Std. 61 000-2-2, Rev. 2, Mar. 2002.
- [37] *Voltage characteristics of electricity supplied by public distribution systems*, EN Std. 50 160, 1999.
- [38] M. H. J. Bollen, "Fast assessment methods for voltage sags in distribution systems," *IEEE Trans. Ind. Applicat.*, vol. 32, no. 6, pp. 1414–1423, Nov./Dec. 1996.
- [39] W. Freitas, J. C. M. Vieira, A. Morelato, L. C. P. da Silva, V. F. da Costa, and F. A. B. Lemos, "Comparative analysis between synchronous and induction machines for distributed generation applications," *IEEE Trans. Power Syst.*, vol. 21, no. 1, pp. 301–311, Feb. 2006.
- [40] *Short circuit current calculation for three-phase a.c. systems.*, IEC Std. 60 909, 1988.
- [41] M. H. J. Bollen and I. Y. H. Gu, *Signal processing of power quality disturbances*, ser. Power Engineering. IEEE press, 2006.
- [42] *Considerations on Reference Impedances for Use in Determining the Disturbance Characteristics of Household Appliances and Similar Electrical Equipment*, IEC Std. 60 725, 1981.



- [43] B. Renders, W. R. Ryckaert, K. De Gussemé, K. Stockman, and L. Vandeveldede, "Improving the voltage dip immunity of converter-connected distributed generation units," *Renew. Energy*, vol. 33, no. 5, pp. 1011–1018, May 2008.
- [44] T. E. Núñez-Zúñiga and J. A. Pomilio, "Shunt active power filter synthesizing resistive loads," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 17, no. 2, pp. 273–278, Mar. 2002.
- [45] K. De Gussemé, D. M. Van de Sype, A. P. Van den Bossche, and J. A. Melkebeek, "Digitally controlled boost power factor correction converters operating in both continuous and discontinuous conduction mode," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 52, no. 1, pp. 88–97, Feb. 2005.
- [46] S. Ben-Yaakov and I. Zeltser, "The dynamics of a PWM boost converter with resistive input," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 46, no. 3, pp. 613–619, June 1999.
- [47] J. Sun, "Input impedance analysis of single-phase PFC converters," *IEEE Trans. Power Electron.*, vol. 20, no. 2, pp. 685–692, Mar. 2005.
- [48] W. R. Ryckaert, K. De Gussemé, D. M. Van de Sype, L. Vandeveldede, and J. A. Melkebeek, "Damping potential of single-phase bidirectional rectifiers with resistive harmonic behaviour," *IEE Proc. Electr. Power Appl.*, vol. 153, no. 1, pp. 68–74, Jan. 2006.
- [49] J. Morren, S. W. H. de Haan, and J. A. Ferreira, "(de-)stabilising effect of power electronic interfaced DG units in distribution networks," in *11th European conference on Power Electronics and Applications (EPE'05)*, Dresden, Germany, Sept. 11–14, 2005.
- [50] B. Renders, K. De Gussemé, W. R. Ryckaert, and L. Vandeveldede, "Input impedance of grid-connected converters with programmable harmonic resistance," *IET Electr. Power Appl.*, vol. 1, no. 3, pp. 355–361, May 2007.
- [51] T. Takeshita and N. Matsui, "Current waveform control of PWM converter system for harmonic suppression on distribution system," *IEEE Trans. Ind. Electron.*, vol. 50, no. 6, pp. 1134–1139, Dec. 2003.
- [52] N. Pogaku and T. C. Green, "Harmonic mitigation throughout a distribution system: a distributed-generator-based solution," *IEE Proc. Gener. Transm. Distrib.*, vol. 153, no. 3, pp. 350–358, May 2006.
- [53] *Electromagnetic compatibility (EMC) - Part 4-30: Testing and measurement techniques – Power quality measurement methods*, IEC Std. 61 000-4-30, Rev. 1, Mar. 2003.



## **Hoofdstuk 5**

# **Slotbeschouwingen en verder onderzoek**

In dit laatste hoofdstuk worden de belangrijkste resultaten van dit werk samengevat, waarbij vooral de vernieuwende bijdragen worden benadrukt. Daarnaast worden de opportuniteiten voor toekomstig en reeds opgestart parallel onderzoek toegelicht.

### **5.1 Besluiten**

Decentrale generatoren zijn elektrische vermogensbronnen die aangesloten worden op het distributienet, rechtstreeks of aan de klantzijde van de energiemeter. De laatste jaren is er een enorme toename van het aantal decentrale generatoren en het geïnstalleerd decentraal vermogen. Daar zijn een aantal redenen voor. De laatste jaren is er een toegenomen bewustzijn van de publieke opinie voor duurzame energie en dus ook voor groene en/of hernieuwbare elektriciteitsproductie, die vaak ook decentraal is. Daarnaast zijn er technische en commerciële stimulansen die het bestaande elektriciteitsnet wijzigen. Door de liberalisering is het risico voor elektriciteitsproducenten veel kleiner bij investeringen in kleinschalige projecten. Daarnaast zijn er door de vele subsidiemaatregelen voor groene-stroom-productie veel particuliere investeringen in kleinschalige productie-eenheden. Bovendien bevoordeelt het beleid inzake de elektrische energiemarkt decentrale generatie omwille van de diversiteit van de gebruikte energiebronnen en de gelijkmatige verdeling over het elektriciteitsnet, wat de elektriciteitsvoorziening een stuk minder kwetsbaar maakt. Daarnaast is decentrale generatie het middel bij uitstek om de gewenste concurrentie in de elektriciteitsmarkt te brengen en de monopoliepositie

van de grote elektriciteitsproducenten te doorbreken.

Heel wat decentrale generatie wordt door middel van vermogenselektronische convertoren aan het net gekoppeld. Deze convertoren vormen de opgewekte elektriciteit om van gelijkspanning naar wisselspanning. Deze netgekoppelde convertoren zijn in vele gevallen bidirectionele spanningsverhogende volle brug convertoren. Deze topologie leent zich uitstekend om naast de primaire functie van de decentrale generator, het injecteren van fundamentele stroom in het elektriciteitsnet, ook secundaire taken te vervullen die nodig zijn voor een bedrijfszekere uitbating van het elektriciteitsnet. Die taken zijn onder meer frequentieregeling, het voorzien in reservecapaciteit, het leveren van reactief vermogen en de verbetering van de netkwaliteit. In dit werk wordt vooral aandacht besteed aan twee aspecten van de netkwaliteit, harmonische vervorming en spanningsdips, en hun interactie met decentrale generatoren.

Het implementeren van een resistief gedrag voor afwijkingen van de netspanning van zijn ideale waarde of golfvorm blijkt een goede keuze voor wat betreft de verbetering van de netkwaliteit. De convertor blijkt dempend op te treden voor zowel harmonische spanningsvervorming als voor spanningsdips. Daarnaast zorgt een doordachte keuze voor de waarde van de geïmplementeerde weerstand er ook voor dat de werking van de convertor ook bij verminderde netkwaliteit optimaal blijft. De implementatie van het dempend gedrag gebeurt door middel van een digitale signaalprocessor (DSP). Deze digitale implementatie is gemakkelijk aan te passen om de klassieke controlestrategie voor decentrale generatoren uit te breiden. Ondanks het gemak van een digitale implementatie dient er veel zorg besteed te worden aan het ontwerp van de controle van de convertoren om ervoor te zorgen dat het resistief ingangsgedrag gehandhaafd blijft tot een zo hoog mogelijke frequentie.

Een geoptimaliseerde implementatie van de controle van een netgekoppelde convertor vergt het meten van een aantal grootheden. Dit zijn de netspanning, de ingangsstroom van de convertor en de gelijkspanning, die ook wel busspanning of tussenkringspanning genoemd wordt. Om een resistief ingangsgedrag te bekomen tot op zeer hoge frequenties dienen zowel de netspanning als de ingangsstroom op voldoende hoge frequentie bemonsterd te worden. De bemonsteringsogenblikken dienen zo gekozen te worden, dat er voldoende tijd tussen het schakelen van de convertor en het bemonsteren valt. De keuze van het bemonsteringsogenblik hangt dus nauw samen met de keuze van de schakelstrategie van de convertor. Met het oog op rendementsverbetering wordt frequentieverdubbeling toegepast. Deze techniek laat toe om de schakelfrequentie te halveren en dus de schakelverliezen te verminderen en toch de rimpel in de ingangsstroom op dezelfde frequentie te houden. De bemonstering van de netspanning is minder cruciaal en gebeurt meestal synchroon met de bemonstering van de ingangsstroom. De bemonstering van de gelijkspanning wordt gesynchroniseerd met de nuldoorgangen van de funda-

mentele component van de ingangsspanning. Op die manier wordt de 100 Hz rimpel op de busspanning een verborgen rimpel. Dat biedt als voordeel dat ook de uitgang van de busspanningsregelaar geen hinder ondervindt van de rimpel op de busspanning. De uitgang van de spanningsregelaar en de meting van de netspanning worden gebruikt om de wenswaarde van de stroom te bepalen. Deze wenswaarde wordt zodanig geconstrueerd dat de convertor zich resistief gedraagt voor alle frequentiecomponenten. Dit gedrag is onafhankelijk van de grootte van de fundamentele stroomcomponent en dus van het fundamenteel vermogen dat met het laagspanningsnet uitgewisseld wordt. Dit is een belangrijke verbetering ten opzichte van de zuiver resistieve strategie, waar de ingangconductantie afhankelijk is van het vermogen dat met het net uitgewisseld wordt. Een snelle stroomregellus zorgt ervoor dat het verschil tussen de gemeten ingangsstroom en de wenswaarde van de stroom weggeregeld wordt. Aan de hand van experimentele testen werd nagegaan dat het beoogde resistieve ingangsgedrag voor harmonische en interharmonische spanningscomponenten ook effectief gerealiseerd werd. De convertor blijkt zich tot op zeer hoge frequenties vrij resistief te gedragen. Voor alle harmonische componenten die normaal gezien in netwerkstudies worden berekend mag gesteld worden dat de convertor perfect resistief is.

De implementatie van een resistief ingangsgedrag is belangrijk voor het realiseren van demping van harmonische spanningscomponenten. Zeker bij het optreden van resonanties in elektrische netten zorgt de aanwezigheid van een dempende convertor voor een aanzienlijke verbetering van de spanningsvervorming. Ook in aanwezigheid van achtergrondvervuiling in het voedend net zorgt de dempende convertor voor een reductie van de harmonische vervorming. Naast deze verbetering van de spanningskwaliteit kan ook de injectie van harmonische stromen door naburige harmonische stroombronnen geëlimineerd worden. Daartoe kan in de controlestrategie een harmonische stroomcompensatie-functie ingevoerd worden. Deze functie zorgt ervoor dat de harmonische componenten die aanwezig zijn in de opgemeten stroom van naburige lasten berekend worden. Deze harmonische stroomcomponenten worden in tegenfase bij de wenswaarde van de ingangsstroom van de convertor opgeteld. Zodoende zullen de harmonische componenten in de stroom van de naburige last gecompenseerd worden. Het geheel van decentrale generator en naburige lasten zal zich dus zuiver resistief gedragen voor harmonische componenten. De combinatie van harmonische spanningsdemping en harmonische stroomcompensatie blijkt een sterke verbetering van de netkwaliteit met zich mee te brengen.

Het opnemen van harmonische stroomcomponenten die in fase zijn met de in de netspanning aanwezige harmonische spanningscomponenten komt neer op het opnemen van harmonisch actief vermogen. Dat blijkt een financieel neveneffect te hebben. De registratie van actief harmonisch vermogen in energiemeters van het

Ferraris-type, die in grote getale in het distributienet aanwezig zijn, blijkt immers te dalen voor stijgende harmonische frequenties. Het opgenomen harmonisch vermogen wordt dus slechts voor een fractie gefactureerd en wordt door de convertor omgezet in fundamenteel actief vermogen, waar de decentrale producent volledig voor vergoed wordt, zowel via de elektriciteitsrekening, als via de groene-stroomcertificaten.

Een belangrijk deel van dit werk behandelt de interactie tussen spanningsdips en decentrale generatoren. Er is een groeiend besef onder de elektriciteitsnetbeheerders dat het niet langer aanvaardbaar is om decentrale generatoren onmiddellijk te laten uitschakelen bij incidenten in het net. Meer en meer netbeheerders vereisen zelfs dat de decentrale generatoren een zekere mate van immuniteit vertonen ten opzichte van spanningsdips. Er worden dan ook curves opgelegd die beschrijven wanneer een decentrale generator mag afschakelen in functie van dipdiepte en dipduur. De spanningsdip-immuniteit wordt voorlopig nog niet opgelegd voor kleinschalige convertorgekoppelde decentrale generatie. In dit werk wordt de invloed van de implementatie van het dempend gedrag op convertoren op de spanningsdip-immuniteit van de convertor wel bestudeerd. Uit de theoretische analyse en uit de experimentele resultaten blijkt dat de spanningsdip-immuniteit van dempende convertoren gevoelig verhoogd is in vergelijking met klassiek gecontroleerde convertoren. Bij het optreden van een spanningsdip zal de dempende convertor de versterking van de netspanning immers proberen tegen te gaan door het injecteren van bijkomende fundamentele stromen in fase met de netspanning. Daardoor zal de vermogensbalans over de condensator aan de gelijkspanningszijde van de convertor minder verstoord worden. De busspanning van de dempende convertor zal dus steeds lager zijn dan de busspanning van een klassieke sinusoidale convertor. Dit vermijdt of vertraagt het afschakelen van de convertor ten gevolge van een te hoge busspanning.

Daarnaast is ook de interactie van het dempende gedrag van de convertor met de propagatie van de spanningsdip doorheen het elektrisch net van groot belang. De spanningsdip wordt beïnvloed door de 'kortsluitstroom' die de convertor aan het net levert. Zoals hierboven al vermeld, is de 'kortsluitstroom' die door een convertor aan het net geleverd wordt in fase met de spanning. Het gaat dus om de injectie van actief vermogen in het distributienet. Dit zorgt in combinatie met de voornamelijk resistieve netimpedantie voor een spanningsval over de netimpedantie. Die spanningsval zal bepalen hoeveel de dip, zoals ervaren aan het aansluitingspunt van de decentrale generator, gedempt wordt. Uit de literatuur blijkt dat decentrale generatoren die aan het elektrisch net gekoppeld zijn via asynchrone of synchrone generatoren voornamelijk reactief vermogen injecteren bij het optreden van een spanningsdip. In laagspanningsnetten zullen convertorgekoppelde decentrale generatoren dus beter presteren dan synchrone en asynchrone decentrale generatoren

met hetzelfde schijnbaar vermogen voor wat betreft het dempen van een spanningsdip aan hun aansluitingspunt.

Vanuit deze conclusie is het dan ook interessant om na te gaan wat de invloed is van convertorgekoppelde decentrale generatoren op de spanningsdips ervaren door klanten aangesloten op andere plaatsen op dezelfde distributiefeder. Het is mogelijk om op basis van de eigenschappen van de controlestrategieën voor decentrale generatoren een model op te stellen voor een distributiefeder waarop dempende decentrale generatoren aangesloten zijn. Dat model laat toe om voor de verschillende controlestrategieën een spanningsprofiel te berekenen. Dit spanningsprofiel beschrijft de spanning op alle knooppunten van de distributiefeder tijdens het optreden van een spanningsdip. Om een eenvoudige interpretatie toe te laten, wordt er overgegaan naar een per unit stelsel. Dit stelsel drukt de spanning op een knooppunt tijdens de dip uit in functie van de spanning op dat knooppunt vlak voor de spanningsdip. Als we deze per unit spanningsprofielen berekenen, dan bekomen we stuksgewijs lineaire curves, met knikpunten op de plaatsen waar decentrale generatoren aangesloten zijn. Deze analyse laat toe om eenvoudig na te gaan wat de invloed is van het geïnjecteerd vermogen, de controlestrategie en de locatie van de decentrale generator. Met het oog op het bekomen van een zo hoog mogelijke gemiddelde resterende spanning over de hele distributiefeder plaatst men best een dempende convertorgekoppelde decentrale generator op het einde van de feder. Hoe meer vermogen er geïnjecteerd wordt hoe meer de spanning stijgt, maar het maximale vermogen is uiteraard afhankelijk van de gehanteerde spanningslimieten in regime.

## 5.2 Mogelijkheden voor verder onderzoek

Ter afsluiting van dit werk, worden hier enkele suggesties geformuleerd aangaande het onderzoek dat verband houdt met dit werk. Voor een aantal van de hier vermelde suggesties werd reeds parallel onderzoek opgestart. Andere delen zullen in de toekomst misschien extra aandacht krijgen.

- In Hoofdstuk 4 werd de verbetering van de resterende spanning tijdens spanningsdips door toedoen van dempende decentrale generatoren beschreven. Aan de hand van de voorgestelde analyse kan ook afgeleid worden hoeveel de resterende spanning verhoogt voor de andere klanten die aangesloten zijn op die distributiefeder. Een logische volgende stap is het nagaan of het aantal dips ervaren door klanten aangesloten op een feder met dempende decentrale generatie vermindert. Dit kan door correlatie van statistische data over het aantal dips of de dipfrequentie in een distributiefeder met de per unit spanningsprofielen uit Hoofdstuk 4.

- De voorgestelde controlestrategie garandeert een dempend ingangsgedrag voor éénfasige convertoren. Deze controlestrategie kan ook aangepast en uitgebreid worden voor toepassing op driefasige convertoren. Dit zou vermijden dat een dq-transformatie toegepast moet worden, wat naast het verminderen van de complexiteit van het algoritme ook makkelijker toelaat om golfvormdistorsie van de netspanning te dempen. Een driefasige implementatie laat toe om naast golfvormdistorsie ook dempend op te treden voor asymmetrie in de netspanning. Dit kan zowel voor langdurige als voor tijdelijke fenomenen als spanningsdips. Het onderzoek naar de interactie tussen een driefasige convertor en asymmetrische netspanningen wordt uitgevoerd door ir. Bart Meersman.
- De verbetering van de netkwaliteit kan gebeuren door het verbeteren van de spanningskwaliteit, maar ook door het verbeteren van de leveringskwaliteit. Het verminderen van het aantal storingen dat door de klanten ervaren wordt is in het verbeteren van de leveringskwaliteit een belangrijk aspect. Eén van de meest veelbelovende strategieën inzake het reduceren van het aantal onderbrekingen is het toelaten van eilandbedrijf van decentrale generatoren in distributienetten. Deze eilanden worden beschreven door de term ‘microgrids’. De uitbating van een dergelijk microgrid door middel van convertorkoppelde decentrale generatoren vergt de implementatie van een spanningsregeling en een vermogensdeling tussen de verschillende decentrale generatoren in het microgrid. Dit onderzoekstopic zal uitgediept worden door ir. Tine Vandoorn.
- De maximale penetratiegraad van decentrale generatoren in laagspanningsnetten wordt voornamelijk beperkt door de spanningsstijging ten gevolge van de injectie van actief vermogen. In de huidige situatie kunnen er problemen ontstaan als er veel vermogen in het laagspanningsnet geïnjecteerd wordt op een moment dat er weinig verbruik is in dat net. Op dat moment keren de vermogensstromen in de distributiefeder om, en stijgt de spanning aan de klemmen van de decentrale generator. Als die spanning een zekere waarde bereikt, dan zal de overspanningsbeveiliging de convertor uitschakelen. Na uitschakeling van de convertor zakt ook de spanning aan de klemmen van de convertor, waarop de convertor opnieuw vermogen begint te leveren. Dit resulteert dus in een sterke spanningsvariatie door het steeds opnieuw aan- en uitschakelen van de convertor. Daarenboven zal de decentrale generator door het aan- en uitschakelen vrijwel geen vermogen in het net kunnen injecteren, wat een groot inkomstenverlies betekent. Een oplossing voor dergelijke problemen zou kunnen zijn om de overspanningsbeveiliging van decentrale generatoren anders te implementeren. In plaats van een uitschakeling bij over-



spanning zou het actief vermogen geïnjecteerd door de generator verminderd kunnen worden zodat de spanning de spanningslimiet net niet bereikt. Het door de decentrale generator geïnjecteerd vermogen zal op die manier wel kleiner zijn dan het vermogen dat beschikbaar was, maar nog steeds veel groter dan het vermogen dat door een klassiek geregelde decentrale generator geleverd werd. De implementatie van deze controlefunctie op meerdere decentrale generatoren op dezelfde distributiefeder zal ook zorgen voor een vlakker spanningsprofiel, waarbij de vermogens geleverd door de verschillende decentrale generatoren voornamelijk bepaald zullen worden door het verbruik op hun aansluitingspunt.



## Bijlage A

# Belgische laagspanningsnetten

De door distributienetbeheerder Eandis geplaatste kabels in laagspanningsnetten hebben typisch een lengte tussen 400 en 1000 meter. Het kabeltype gebruikt voor nieuwe of vernieuwde ondergrondse verbindingen is EAXVB. De samenstelling van deze kabel is weergegeven in Fig. A.1. Nieuwe of vernieuwde bovengrondse lijnen worden uitgevoerd met BAXB-kabels. De samenstelling van BAXB-kabels is weergegeven in Fig. A.2. In beide gevallen zijn dit kabels met een aluminium geleider. De data van de kabels zijn weergegeven in Tabel A.1. Deze laagspanningskabels en hun karakteristieken worden beschreven door de Belgische normen NBN-C33-321 en NBN-C33-322. De kabels die momenteel geplaatst worden door distributienetwerkbeheerder Eandis hebben in het algemeen een configuratie 3x95+54.6 voor luchtlijnen en 4x150 voor ondergrondse kabels. Laagspanningskabels worden gevoed door distributietransformatoren die de 10kV-netten met de 400V-netten koppelen. Distributietransformatoren hebben in Belgische netten normaalgezien een schijnbaar vermogen van 400 of 650 kVA. De kenmerken van een 400 kVA distributietransformator zijn weergegeven in Tabel A.2.

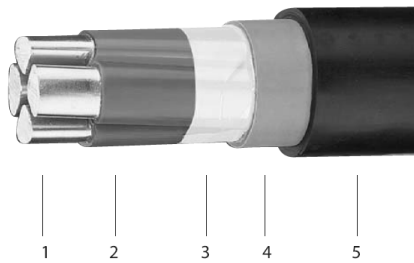
Aan de hand van deze gegevens is het mogelijk om het resistief karakter van laagspanningsnetten, waar in dit werk vaak naar verwezen wordt, aan te tonen. De impedantie van de transformator  $Z_t$  gerefereerd ten opzichte van de secundaire is:

$$X_t = \frac{V_{ls}^2}{S} z_k = 0.016\Omega \quad (\text{A.1})$$

$$R_t = R_{ls} + \frac{V_{ls}^2}{V_{hs}^2} R_{hs} = 0.00873\Omega \quad (\text{A.2})$$

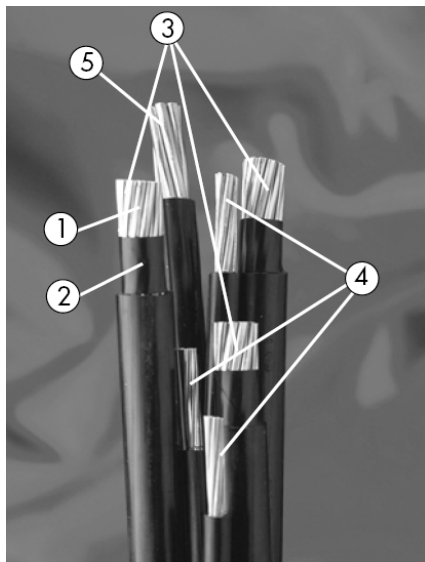
Als we rekening houden met de 11% bijkomende verliezen, resulteert dat in:

$$Z_t = 0.0097 + j0.016\Omega \quad (\text{A.3})$$



1. Aluminiumgeleiders
2. Isolatie uit XLPE
3. Zwelband
4. Aderomhulling
5. PVC-buitenmantel

Figuur A.1: Samenstelling EAXVB-kabel volgens NBN-C33-322



1. Aluminium kern
2. XLPE isolatie
3. Fasegeleider
4. Geleiders voor publieke verlichting (indien aanwezig)
5. Geïsoleerde neutrale geleider

Figuur A.2: Samenstelling BAXB-kabel volgens NBN-C33-321

Dit resultaat vertoont een zeer goede overeenstemming met de impedantie voor een standaard distributietransformator zoals opgegeven in IEC standaard 60725<sup>1</sup>.

Bij de impedantie van de transformator dient de impedantie van de laagspanningskabel  $Z_i$  opgeteld te worden. Deze impedantie is afhankelijk van de gebruikte kabel (zie Tabel A.1). De berekening van de impedantie is weergegeven in Tabel A.3. De impedantie  $Z_{tot}$  is uiteraard afhankelijk van het aansluitingspunt op de laagspanningskabel. In de berekening werd er uitgegaan van een minimale lengte

<sup>1</sup>IEC60725: Considerations on Reference Impedances for Use in Determining the Disturbance Characteristics of Household Appliances and Similar Electrical Equipment, 1981

Tabel A.1: Data voor BAXB en EAXVB kabels voor laagspanningsnetten

	BAXB		EAXVB		
doorsnede [mm <sup>2</sup> ]	3x70+54,6	3x95+54,6	4x95	4x150	4x240
buitendiameter [mm]	40.0	45.0	35.1	43.2	59.2
gewicht [kg/km]	1015	1270	1890	2870	5000
Rac bij 90°C [Ω/km]	0.567	0.410	0.411	0.265	0.162
L [mH/km]	0.251	0.243	0.248	0.248	0.248
I <sub>nom</sub> ondergronds [A]	-	-	245	315	420
I <sub>nom</sub> luchtlijn [A]	210	255	230	300	425

Tabel A.2: Data voor 400 kVA distributietransformator

S	400 kVA	V <sub>hs</sub>	10-11.5 kV		
			1260	1212	1164
N <sub>ls</sub>	28	N <sub>hs</sub>	4.2734	4.1106	3.9478
R <sub>ls</sub> [Ω] bij 75°C	0.002157	R <sub>hs</sub> [Ω] bij 75°C	Dyn5		
z <sub>k</sub>	4.01 %	schakelgroep	11 % en het Joule-verlies		
f	50 Hz	verliezen			

van 50m voor aansluitingen vlakbij de transformator en een maximale lengte van 800m voor aansluitingen op het einde van de feeder. De corresponderende impedanties  $Z_{tot,min}$  en  $Z_{tot,max}$  en hun R/X-verhoudingen werden weergegeven voor de verschillende kabels in Tabel A.3. De berekening toont aan dat de impedantie van de transformator slechts weinig invloed heeft op de totale impedantie. Uit de tabel blijkt dat de R/X-verhouding varieert tussen 0.9 en 6. De kleinste R/X-verhouding vindt men bij zeer kleine impedanties en dus voor aansluitingen vlakbij de transformator op ondergrondse kabels met een zeer grote doorsnede. Op deze uitzonderingen na mag men dus stellen dat Belgische laagspanningsnetten voornamelijk resistief zijn. Ook de resultaten voor de totale impedantie stemmen goed overeen met IEC standaard 60725.

Tabel A.3: Berekening impedantie in laagspanningsnetten

	BAXB		
	3x70+54,6	3x95+54,6	
Rac [ $\Omega/\text{km}$ ]	0.567	0.410	
L [mH/km]	0.251	0.243	
$Z_l$ [ $\Omega/\text{km}$ ]	0.567 + j 0.079	0.410 + j 0.076	
$Z_{tot,max}$ [ $\Omega$ ]	0.463 + j 0.079	0.338+j 0.077	
$Z_{tot,min}$ [ $\Omega$ ]	0.038 + j 0.020	0.030 + j 0.020	
R/X max	5.861	4.383	
R/X min	1.908	1.524	
	EAXVB		
	4x95	4x150	4x240
Rac [ $\Omega/\text{km}$ ]	0.411	0.265	0.162
L [mH/km]	0.248	0.248	0.248
$Z_l$ [ $\Omega/\text{km}$ ]	0.411 +j 0.078	0.265 +j 0.078	0.162 +j 0.078
$Z_{tot,max}$ [ $\Omega$ ]	0.339+j 0.078	0.222+j 0.078	0.139+j 0.078
$Z_{tot,min}$ [ $\Omega$ ]	0.030 +j 0.020	0.023 +j 0.020	0.018 +j 0.020
R/X max	4.323	2.832	1.779
R/X min	1.521	1.154	0.895

# Publicatielijst

- [1] B. Renders and L. Vandeveldel, "Protection of power distribution networks with high penetration level of distributed generation," in *5th FTW PhD Symposium*, Ghent, Belgium, Dec. 1, 2004.
- [2] D. M. Van de Sype, K. De Gussemé, B. Renders, A. P. Van den Bossche, and J. A. Melkebeek, "A single switch boost converter with a high conversion ratio," in *Proc. IEEE Appl. Power Electr. Conf. (APEC'05)*, Austin, USA, Mar. 6-10, 2005, pp. 1581–1587.
- [3] B. Renders, W. Ryckaert, K. De Gussemé, L. Degroote, and L. Vandeveldel, "Mitigation of harmonic distortion and voltage dips in electrical distribution networks," in *Proc. IEEE Benelux Young Researchers Symposium in Electrical Power Engineering (YRS'06)*, Ghent, Belgium, Apr. 27-28, 2006.
- [4] L. Degroote, W. Ryckaert, B. Renders, and L. Vandeveldel, "Harmonic analysis of distribution networks including nonlinear loads and a nonlinear transformer model," in *Proc. IEEE Benelux Young Researchers Symposium in Electrical Power Engineering (YRS'06)*, Ghent, Belgium, Apr. 27-28, 2006.
- [5] B. Renders and L. Vandeveldel, "Interaction of converter-connected distributed generation units with grid voltage dips," in *7th FTW PhD Symposium*, Ghent, Belgium, Nov. 29, 2006.
- [6] B. Renders, K. De Gussemé, L. Degroote, B. Meersman, and L. Vandeveldel, "Voltage dip ride-through capability of converter-connected generators," in *Proc. of the Int. Conf. on Renewable Energies and Power Quality (ICREPQ'07)*, Sevilla, Spain, Mar. 28-30, 2007.
- [7] B. Renders, K. De Gussemé, W. R. Ryckaert, and L. Vandeveldel, "Input impedance of grid-connected converters with programmable harmonic resistance," *IET Electr. Power Appl.*, vol. 1, no. 3, pp. 355–361, May 2007.

- [8] L. Degroote, B. Renders, B. Meersman, and L. Vandeveldel, "Harmonic non-linear analysis of three-phase four-wire distribution networks," in *Proc. 19th Int. Conf. on Electricity Distribution (CIRED'07)*, Vienna, Austria, May 21-24, 2007.
- [9] B. Renders, L. Degroote, J. Driesen, and L. Vandeveldel, "Profits of power-quality improvement by residential distributed generation," in *Proc. of the 42th Universities Power Engineering Conference (UPEC'07)*, Brighton, U.K., Sept. 4-6, 2007.
- [10] L. Degroote, L. Vandeveldel, P. Sergeant, and B. Renders, "Influence of voltage harmonics on distribution transformer losses," in *Proc. 13th Int. Symp. on Electromagnetic Fields in Mechatronics, Electrical and Electronic Engineering (ISEF'07)*, Prague, Czech Republic, Sept. 13-15, 2007.
- [11] B. Meersman, L. Degroote, B. Renders, and L. Vandeveldel, "Simulating transients in electrical power systems using dynamic phasors," in *Proc. IEEE Benelux Young Researchers Symposium in Electrical Power Engineering (YRS'08)*, Eindhoven, The Netherlands, Feb. 7-8, 2008.
- [12] L. Degroote, B. Renders, B. Meersman, and L. Vandeveldel, "Influence of converter-connected distributed generation on distribution network losses," in *Proc. of the Int. Conf. on Renewable Energies and Power Quality (ICREPQ'08)*, Santander, Spain, Mar. 12-14, 2008.
- [13] B. Renders, L. Degroote, K. Stockman, and L. Vandeveldel, "Voltage dips and converter-connected distributed generation units," in *Proc. of the Innovation for Sustainable Production (i-SUP'08)*, Bruges, Belgium, Apr. 22-25, 2008.
- [14] B. Renders, W. R. Ryckaert, K. De Gussemé, K. Stockman, and L. Vandeveldel, "Improving the voltage dip immunity of converter-connected distributed generation units," *Renew. Energy*, vol. 33, no. 5, pp. 1011–1018, May 2008.
- [15] B. Renders, K. De Gussemé, W. R. Ryckaert, K. Stockman, L. Vandeveldel, and M. H. J. Bollen, "Distributed generation for mitigating voltage dips in low-voltage distribution grids," *IEEE Trans. Power Delivery*, vol. 23, no. 3, pp. 1581–1588, July 2008.
- [16] L. Degroote, L. Vandeveldel, B. Renders, and J. Gyselinck, "Nonlinear transformer model in the frequency domain and with symmetrical components," *Int. J. for Computation and Mathematics in Electrical and Electronic Engineering (COMPEL)*, vol. 27, no. 6, pp. 1418–1437, July 2008.



- 
- [17] B. Renders, L. Degroote, B. Meersman, and L. Vandeveldel, “Re-adding damping to the distribution network: Harmonics and voltage dips,” in *Proc. of the 13th Int. Conf. on Harmonics and Quality of Power (ICHQP’08)*, Wollongong, Australia, 28 Sept. - 1 Oct. 2008.
  - [18] L. Degroote, B. Renders, B. Meersman, and L. Vandeveldel, “Influence of converter-based distributed generators on the harmonic line losses,” in *Proc. of the 13th Int. Conf. on Harmonics and Quality of Power (ICHQP’08)*, Wollongong, Australia, 28 Sept. - 1 Oct. 2008.
  - [19] B. Renders, K. De Gussemé, W. R. Ryckaert, and L. Vandeveldel, “Converter-connected distributed generation units with integrated harmonic voltage damping and harmonic current compensation function,” *Electric Power Systems Research*, vol. 79, no. 1, pp. 65–70, Jan. 2009.