

UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA

**PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM
ENGENHARIA ELÉTRICA**

**UMA NOVA FAMÍLIA DE INVERSORES
COM COMUTAÇÃO SUAVE
EMPREGANDO A TÉCNICA DE
GRAMPEAMENTO ATIVO**

Tese submetida à
Universidade Federal de Santa Catarina
como parte dos requisitos para a
obtenção do grau de Doutor em Engenharia Elétrica.



UFSC-BU

ADRIANO PÉRES

Florianópolis, 2000.

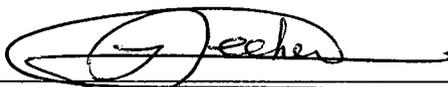
UMA NOVA FAMÍLIA DE INVERSORES COM COMUTAÇÃO SUAVE EMPREGANDO A TÉCNICA DE GRAMPEAMENTO ATIVO

ADRIANO PÉRES

‘Esta Tese foi julgada adequada para obtenção do Título de Doutor em Engenharia Elétrica, Área de Concentração em Sistemas de Energia, e aprovada em sua forma final pelo Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica da Universidade Federal de Santa Catarina.’

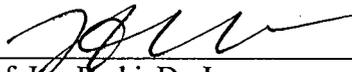


Professor Ivo Barbi, Dr. Ing.
Orientador



Professor Idemar Cassana Decker, D. Sc.
Coordenador do Programa de Pós-Graduação em Engenharia Elétrica

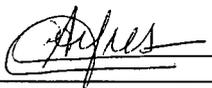
Banca Examinadora:



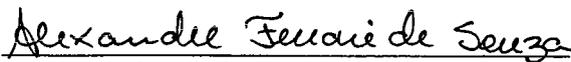
Prof. Ivo Barbi, Dr. Ing.
Presidente



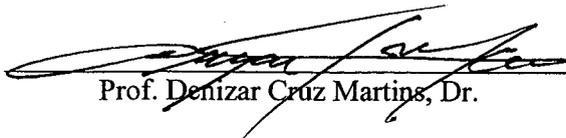
Prof. Walter Kaiser, Dr.



Prof. Carlos Augusto Ayres, Dr.



Prof. Alexandre Ferrari de Souza, Dr.



Prof. Denizar Cruz Martins, Dr.

Dedico todo o esforço concentrado na obtenção deste título à minha amada esposa Quitéria que me proporcionou a maior alegria já experimentada nesta vida, a de ser pai do Leonardo, a felicidade em forma de criança.

AGRADECIMENTOS

Ao Prof. Ivo Barbi, não só por sua segura e competente orientação, mas também por sua amizade, seu incentivo, suas cobranças, enfim, pelo pleno exercício de educador e formador de mentes críticas, atividades que desempenha com bastante prazer.

Aos Professores Alexandre Ferrari de Souza, Carlos Alberto Ayres, Denizar Cruz Martins e Walter Kaiser, membros da banca examinadora, por suas críticas e sugestões que contribuíram em muito para o aprimoramento do trabalho em sua versão final.

Aos Professores do INEP Alexandre Ferrari de Souza, Arnaldo José Perin, Ênio Valmor Kassick, João Carlos dos Santos Fagundes, Hari Bruno Mohr e, especialmente, ao Prof. Denizar Cruz Martins, pela decisiva participação em minha formação acadêmica.

Aos meus pais Maria Oliveira e Bernardino (*in memoriam*), pelo carinho, amor e apoio incondicionalmente prestados, certos de que por esta via estavam proporcionando o mais importante legado que se pode deixar a um homem: o do respeito, da luta e da perseverança. Rendo-lhes, nesta ocasião, meu sincero reconhecimento, pois tinham plena razão.

À minha esposa Quitéria que soube compreender os momentos de dificuldade, tendo me confortado, e que nos momentos de conquista vibrou e me mostrou o verdadeiro sentido das palavras acompanhar e compartilhar.

A toda minha família que se privou da minha presença em vários momentos importantes e nem por isso deixou de me incentivar, apoiar e amar.

Ao Instituto de Eletrônica de Potência (INEP) da Universidade Federal de Santa Catarina (UFSC), pela disponibilização de toda a sua infra-estrutura.

À Universidade Regional de Blumenau (FURB), pelo incentivo e apoio financeiro prestado durante a realização deste trabalho.

Ao povo brasileiro que, com seus escassos recursos, financiou parte deste doutoramento através do programa PICDT da CAPES.

Aos colegas de caminhada que compartilharam os vários momentos deste doutoramento, destacando os amigos Cícero, Fabiana, Ivan e René. Também, de modo especial, aos amigos Domingo, Falcondes, Grover e Mezaroba pela importante contribuição prestada na fase experimental do trabalho.

A todo o pessoal de apoio do INEP, de um modo particular a Patrícia, Dulcemar, Coelho e Pacheco pelo profissionalismo e presteza com que exemplarmente atuam.

Resumo da Tese apresentada à UFSC como parte dos requisitos necessários para a obtenção do grau de Doutor em Engenharia Elétrica.

UMA NOVA FAMÍLIA DE INVERSORES COM COMUTAÇÃO SUAVE EMPREGANDO A TÉCNICA DE GRAMPEAMENTO ATIVO

ADRIANO PÉRES

Abril/2000

Orientador: Professor Ivo Barbi, Dr. Ing.

Área de Concentração: Sistemas de Energia (Eletrônica de potência).

Palavras-chave: nova família de inversores, comutação suave, modulação por largura de pulso senoidal, grampeamento ativo.

Número de Páginas: 162.

RESUMO: Neste trabalho desenvolve-se o estudo de uma nova família de inversores de tensão com comutação suave empregando a técnica de grampeamento ativo. Além de garantir operação com comutação sob tensão nula numa larga faixa de carga, os inversores da nova família são comandados através da aplicação de qualquer tipo de modulação por largura de pulso convencional, empregada em inversores com comutação dissipativa. Apresenta-se a metodologia de geração das células de comutação e também da família de inversores. Faz-se a análise quantitativa de um dos membros da família, o inversor de tensão em ponto médio com comutação sob tensão nula, grampeamento ativo do tipo *buck-boost* e modulado por largura de pulsos. A máxima tensão aplicada aos interruptores é grampeada e limitada a um reduzido valor, além disso, os esforços de corrente em decorrência do processo ressonante são limitados em valores aceitáveis. Exemplos de projeto e resultados experimentais são apresentados e comparados aos resultados obtidos com o inversor dissipativo e com o auxiliado pelo *Snubber* de Undeland. Pelas comparações comprova-se que a nova família de inversores é vantajosa, proporcionando melhorias no processo de comutação e aprimorando consideravelmente a eficiência do sistema inversor.

Abstract of Thesis presented to UFSC as a partial fulfillment of the requirements for the degree of Doctor in Electrical Engineering.

A NEW FAMILY OF SOFT-SWITCHING INVERTERS USING THE ACTIVE CLAMPING TECHNIQUE

ADRIANO PÉRES

April/2000

Advisor: Professor Ivo Barbi, Dr. Ing.

Area of Concentration: Energy Systems (Power Electronics).

Keywords: soft switching inverters, sinusoidal pulse width modulation, active voltage clamping, new family.

Number of Pages: 162.

ABSTRACT: In this work a new family of soft-switching voltage source inverters with active voltage clamping are developed. Besides operation with zero-voltage-switching for a wide load range, the novel topologies have the feature of being modulated by any conventional pulse-width-modulation strategy employed in the hard-switching inverters. The generation methodology of the commutation cells is presented as well as the inverters family. The operation description and theoretical analysis are made for a member of the family: the middle point pulse-width-modulation soft-switching voltage source inverter with buck-boost active voltage clamping. The maximum voltage applied across all switches is clamped and limited to a reduced value and it does not produce excessive current stress. Design example, experimental results and a comparison with a hard switching inverter and another with an Undeland Snubber aided inverter are presented. The comparison results show that this new voltage source inverters family has some advantages like a better commutation process and a good efficiency improvement.

SUMÁRIO

SIMBOLOGIA	xi
CAPÍTULO 1 – INTRODUÇÃO GERAL	
1.1 – Introdução	01
1.2 – O problema da comutação	02
1.3 – Comutação suave em inversores	03
1.4 – Origem da tese e sua estruturação	08
CAPÍTULO 2 – COMUTAÇÃO SUAVE COM APLICAÇÃO DE TÉCNICAS PASSIVAS	
2.1 – Introdução	10
2.2 – O <i>Snubber</i> de Undeland	10
2.3 – O <i>Snubber</i> de Undeland modificado	11
2.4 – Metodologia de projeto	15
2.5 – Projeto para simulação e experimentação	19
2.6 – O <i>Snubber</i> de Undeland regenerativo	27
2.7 – Experimentação do inversor dissipativo	29
2.8 – Conclusões	32
CAPÍTULO 3 – COMUTAÇÃO SUAVE COM APLICAÇÃO DE TÉCNICAS ATIVAS	
3.1 – Introdução	33
3.2 – O inversor ARDPI	33
3.2.1 – Princípios de operação	34
3.2.2 – Verificação por simulação	39
3.3 – Inversor ARPI	42
3.3.1 – Princípios de operação	43
3.3.2 – Verificação por simulação	48
3.4 – Conclusões	51

CAPÍTULO 4 – GERAÇÃO DE TOPOLOGIAS DE INVERSORES COM COMUTAÇÃO SUAVE E GRAMPEAMENTO ATIVO

4.1 – Introdução	52
4.2 – Origem das células CTN-PWM-GA	53
4.3 – Regras para a geração dos conversores CTN-PWM-GA	55
4.4 – Obtenção das topologias inversoras	63
4.5 – Resultados preliminares obtidos por simulação	65
4.6 – Conclusões	67

CAPÍTULO 5 – ANÁLISE QUANTITATIVA DO INVERSOR CTN-PWM-GA DO TIPO *BUCK-BOOST*

5.1 – Introdução	68
5.2 – Etapas de operação	69
5.3 – Estratégia de modulação	74
5.4 – Estudo da ação de grampeamento	75
5.5 – Análise da comutação suave	78
5.6 – Perda de razão cíclica	79
5.7 – Capacitância de grampeamento	81
5.8 – Estudo dos esforços nos componentes	82
5.8.1 – Esforços de tensão	82
5.8.2 – Esforços de corrente	82
5.9 – Procedimento para projeto	90
5.10 – Exemplo de projeto e verificação por simulação	91
5.11 – Experimentação do inversor CTN-PWM-GA do tipo <i>buck-boost</i>	96
5.11.1 – Especificação dos semicondutores ativos	97
5.11.2 – Especificação dos diodos de roda livre	98
5.11.3 – Especificação dos indutores ressonantes	99
5.11.4 – Especificação dos capacitores ressonantes	101
5.11.5 – Especificação dos capacitores de grampeamento	101
5.11.6 – Cálculos térmicos	101
5.11.6.1 – Cálculo térmico dos indutores ressonantes	101
5.11.6.1 – Cálculo térmico dos semicondutores	102

5.11.7 – Cálculo teórico do rendimento	105
5.11.8 – Especificação do filtro de saída	105
5.11.9 – Definição do circuito de comando	106
5.11.10 – Resultados da experimentação	109
5.11.11 – Comparações	114
5.12 – Conclusões	115
CAPÍTULO 6 – PROJETO E EXPERIMENTAÇÃO PARA FREQUÊNCIA DE COMUTAÇÃO DE 20 kHz DO INVERSOR CTN-PWM-GA DO TIPO BUCK-BOOST E COMPARAÇÃO COM O INVERSOR AUXILIADO PELO SNUBBER DE UNDELAND	
6.1 – Introdução	117
6.2 – Características da carga	117
6.3 – Especificação dos semicondutores ativos	119
6.4 – Especificação dos diodos de roda livre	121
6.5 – Especificação dos indutores ressonantes	122
6.6 – Especificação dos capacitores ressonantes	124
6.7 – Especificação dos capacitores de grampeamento	124
6.8 – Cálculos térmicos	124
6.8.1 – Cálculo térmico dos indutores ressonantes	124
6.8.2 – Cálculo térmico dos semicondutores	125
6.9 – Cálculo teórico do rendimento	128
6.10 – Especificação do filtro de saída	128
6.11 – Resultados da experimentação	128
6.12 – Comparações	133
6.13 – Conclusões	138
CONCLUSÕES GERAIS	139
ANEXO 1 – ARQUIVOS DE SIMULAÇÃO EM FORMA DE TEXTO E PROJETO REFERENTES AO CAPÍTULO 2	
A 1.1 – Arquivo de simulação do inversor em ponto médio auxiliado pelo <i>Snubber</i> de undeland modificado referente à seção 2.2.2	141

A 1.2 – Arquivo de projeto do inversor em ponto médio auxiliado pelo <i>Snubber</i> de Undeland modificado – referente à seção 2.2.2	143
A 1.3 – Arquivo de simulação do inversor em ponto médio auxiliado pelo <i>Snubber</i> de Undeland modificado regenerativo – referente à seção 2.2.3	144
ANEXO 2 – ARQUIVOS DE SIMULAÇÃO EM FORMA DE TEXTO REFERENTES AO CAPÍTULO 3	
A 2.1 – Arquivo de simulação do inversor ARDPI	146
A 2.2 – Arquivo de simulação do inversor ARPI	147
ANEXO 3 – ARQUIVOS DE SIMULAÇÃO EM FORMA DE TEXTO REFERENTES AO CAPÍTULO 5	
A 3.1 – Arquivo de simulação do inversor em ponto médio CTN-PWM-GA do tipo <i>buck-boost</i> para frequência de operação de 7,8kHz	149
ANEXO 4 – ARQUIVOS REFERENTES AO CIRCUITO DE COMANDO	
A 4.1 – Lista dos componentes do circuito de comando para frequência de 7,8kHz	151
A 4.2 – Projetos da placa de circuito impresso	152
ANEXO 5 – ARQUIVOS DE SIMULAÇÃO EM FORMA DE TEXTO REFERENTES AO CAPÍTULO 6	
A 5.1 – Arquivo e resultados de simulação do inversor CTN-PWM-GA do tipo <i>buck-boost</i> operando com frequência de comutação de 20kHz	154
REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS	158

SIMBOLOGIA

γ	- relação entre as impedâncias Z_c e Z_n .
δ	- profundidade de penetração de corrente em um condutor.
Δ	- indicativo de variação de alguma grandeza em relação ao tempo.
η	- eficiência, rendimento.
μ_0	- permeabilidade magnética do ar.
ρ	- resistividade.
φ	- ângulo de defasagem entre tensão e corrente de carga.
ω	- frequência angular da corrente da carga do inversor.
ω_0	- frequência angular de oscilação do circuito ressonante.
A_e	- área efetiva da perna central do núcleo de ferrite de um elemento magnético.
A_w	- área da janela do carretel de um elemento magnético.
B	- densidade de fluxo magnético.
ΔB	- variação da densidade de fluxo magnético.
C	- capacitor.
CA	- corrente alternada.
CC	- corrente contínua.
Cr	- capacitor ressonante.
CTN	- comutação sob tensão nula.
d	- diâmetro de um condutor.
D	- diodo.
D_c	- razão cíclica do comando.
E	- energia.
E	- fonte de tensão CC de entrada.
en	- entreferro de um elemento magnético.
f	- frequência.
f_c	- frequência da corrente de carga.
f_g	- frequência de oscilação do circuito de grampeamento formado entre L_r e C_g .
f_n	- frequência normalizada.
G	- relação entre a corrente máxima no indutor do <i>snubber</i> e a corrente de carga.
GA	- grampeamento ativo.
i, I	- corrente elétrica.
I_M	- corrente máxima no indutor do <i>snubber</i> de Undeland.
I_{LM}	- corrente ressonante máxima no indutor do <i>snubber</i> de Undeland.
I_{RM}	- corrente de recuperação reversa máxima de um diodo.
J	- densidade de corrente em um condutor.
K_p	- fator de utilização do enrolamento primário de um transformador.
K_w	- fator de utilização da janela do núcleo de ferrite.
L	- indutância ou indutor.
l_{pm}	- largura de pulso mínima.
L_r	- indutor ressonante.
ma	- índice de modulação de amplitude.
mf	- índice de modulação de frequência.

N	- número de espiras do enrolamento de um elemento magnético.
P	- potência.
P_n	- perdas em um núcleo magnético.
P_{Cu}	- perdas no enrolamento de um elemento magnético.
P_t	- potência total de perdas num elemento magnético.
q	- relação entre as correntes I_M e I_{cp} .
R	- resistência.
S	- área da seção transversal de um condutor.
S	- interruptor ativo.
t	- tempo.
T	- período ou temperatura.
TDH	- taxa de distorção harmônica.
t_{rr}	- tempo de recuperação reversa de um diodo.
v, V	- diferença de potencial elétrico, tensão.
Ve	- volume do núcleo de ferrite de um elemento magnético.
Z	- impedância.
Z_c	- impedância de carga.
Z_i	- relação entre a tensão do barramento CC e a corrente de pico da carga.
Z_n	- impedância característica de um circuito ressonante.
z	- relação entre Z_i e Z_n .
\bar{x}	- grandeza x parametrizada.
$x(t)$	- grandeza x variante no tempo.

SUB-ÍNDICES

a	- referente a auxiliar.
c	- referente a carga.
c	- referente a comutação ou ao período de comutação.
ef	- referente a valor eficaz de uma grandeza.
f	- referente a fios ou ao filtro de saída.
g	- referente a grampeador ou grampeamento.
mi	- referente a valor médio instantâneo.
min	- referente a valores mínimos.
max	- referente a valores máximos.
med	- referente a valores médios.
p	- referente a valores de pico.
s	- referente a <i>snubber</i> .
sup	- referente a superposição.

SIGLAS E ESTRANGEIRISMOS

$ARCPI$	- inversor com polo de comutação ressonante auxiliar (do inglês <i>auxiliary resonant commutated pole inverter</i>).
$ARDPI$	- inversor com polo ressonante auxiliar a diodos (do inglês <i>auxiliary resonant</i>

	<i>diode pole inverter</i>).
<i>ARPI</i>	- inversor com polo ressonante auxiliar (do inglês <i>auxiliary resonant pole inverter</i>).
<i>boost</i>	- conversor elevador de tensão.
<i>BJT</i>	- transistor de junção bipolar (do inglês <i>bipolar junction transistor</i>).
<i>buck</i>	- conversor abaixador de tensão.
<i>buck-boost</i>	- conversor abaixador e/ou elevador de tensão.
<i>GTO</i>	- tiristor com gatilho para bloqueio (do inglês <i>gate turn-off thyristor</i>).
<i>IGBT</i>	- transistor bipolar com gatilho isolado (do inglês <i>insulated gate bipolar transistor</i>).
<i>MCT</i>	- tiristor controlado por gatilho do tipo MOS (do inglês <i>MOS controlled thyristor</i>).
<i>MOS</i>	- semicondutor de óxido de metálico (do inglês <i>metal oxide semiconductor</i>).
<i>MOSFET</i>	- transistor de efeito de campo com semicondutor de óxido metálico (do inglês <i>metal oxide semiconductor field effect transistor</i>).
<i>PWM</i>	- modulação por largura de pulsos (do inglês <i>pulse width modulation</i>).
<i>RPI</i>	- inversor com polo ressonante (do inglês <i>resonant pole inverter</i>).
<i>SIT</i>	- transistor com indução estática (do inglês <i>static induction transistor</i>), mais conhecido pela sigla <i>JFET</i> ou transistor de efeito de campo de junção (do inglês <i>junction field effect transistor</i>).
<i>Snubber</i>	- circuito de auxílio a comutação.

CAPÍTULO 1

INTRODUÇÃO GERAL

1.1 – INTRODUÇÃO

A eletrônica de potência surgiu nos anos 30, quando utilizavam-se válvulas. Em 1939 surgiu o semiconductor e em 1947 o transistor bipolar. Somente em 1957 surgiu o tiristor e com ele experimentou-se um desenvolvimento tecnológico que não parou de se acelerar.

Os transistores bipolares reinaram absolutos nas décadas de 60 e 70, no entanto com o surgimento do MOSFET, na década de 80, começou-se a experimentar elevações na frequência de operação dos conversores. Isto deveu-se às características tecnológicas do recém lançado componente, extremamente rápido nas comutações.

Com o MOSFET uma série de novos conversores foram propostos. Todos tentavam utilizar-se da alta frequência para minimizar o volume, principalmente dos elementos magnéticos, com a conseqüente redução nos preços.

Com o aumento da frequência, aumentaram-se as perdas por comutação. Surgiram então, as técnicas de comutação suave, ou não-dissipativas, as quais foram amplamente difundidas na literatura e até hoje continuam a aparecer novas proposições.

Paralelamente ao surgimento dos MOSFETs foram lançadas outras tecnologias de transistores, ou expressando de uma maneira mais genérica, novos interruptores. Alguns, inicialmente, não chegaram a ser muito atrativos devido às características intrínsecas não desejáveis. É o caso dos primeiros IGBTs e suas correntes de cauda de longa duração. Entretanto, recentemente os fabricantes de semicondutores têm lançado gerações de IGBT que, se ainda não se igualam, apresentam características muito próximas às dos MOSFET para várias aplicações e com a vantagem de apresentarem menores perdas por condução e mantendo a mesma facilidade no comando.

Outros semicondutores como os GTOs, MCTs, SITs, etc., têm sua importância e aplicações bastante difundidas em determinadas áreas. Como exemplo, os GTOs são bastante aplicados em retificadores e inversores de alta potência.

Os inversores, como não poderia ser diferente, acompanharam todas essas evoluções dos semicondutores. Primeiramente eram a tiristor, depois experimentaram os transistores bipolares, MOSFET e IGBT, entre outros.

Os inversores apresentam grande importância no desenvolvimento. Hoje, além da sua utilização em indústrias, têm-se inversores para uso residencial. Em aplicações essenciais, tais como hospitais, e no setor de serviços, como os bancos, desempenham importante função associados aos sistemas ininterruptos de energia.

Os veículos elétricos, usando motores de indução alimentados por inversores, deverão tornar-se economicamente viáveis em aproximadamente uma ou duas décadas, tornando seu uso cada vez mais popular.

1.2 – O PROBLEMA DA COMUTAÇÃO

Além da clássica superposição entre tensão e corrente, durante o processo de comutação de um interruptor, nos inversores tem-se o processo de recuperação reversa dos diodos de roda livre. Para a ilustração do problema causado durante o processo de recuperação de um diodo quando aplicado a um inversor em ponto médio, fez-se uma simulação numérica utilizando componentes reais. O inversor em questão, de 2500VA, é apresentado na Fig. 1.1.

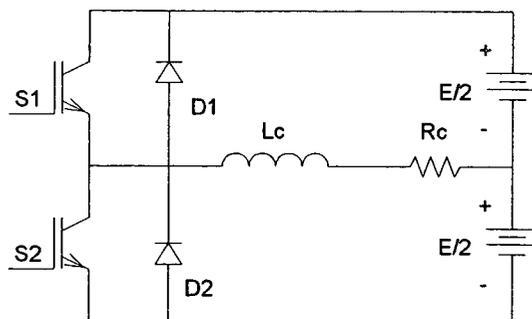


Figura 1.1 – Inversor em ponto médio.

Todo o problema surge quando, por exemplo, o diodo $D2$ está conduzindo a corrente de carga e o interruptor $S1$ é acionado a conduzir. Os diodos, devido ao seu processo de recombinação de cargas na região da junção P-N, geram uma corrente

negativa, chamada de corrente reversa, a qual encontra caminho livre por $S1$. Este caminho envolve apenas os dois semicondutores ($S1$ e $D2$), a fonte de entrada e a indutância parasita dos cabos (não representada na Fig. 1.1). Esta indutância parasita, por sinal, causa outro fenômeno danoso aos conversores, qual seja, uma sobretensão no final da comutação.

A corrente de recuperação do diodo é limitada apenas pelas impedâncias intrínsecas dos semicondutores e dos cabos. Muitas vezes, dependendo do tempo de recuperação reversa do diodo utilizado, esta corrente atinge valores que podem provocar a destruição dos interruptores ativos, seja diretamente por seu valor excessivo, ou pela sobretensão associada.

A Fig. 1.2 mostra o fenômeno da recuperação reversa do diodo $D2$ sobre o interruptor $S1$. Percebe-se, nesta figura, o elevado valor de corrente durante o processo de recuperação reversa. Também observa-se a sobretensão durante o bloqueio de $S1$.

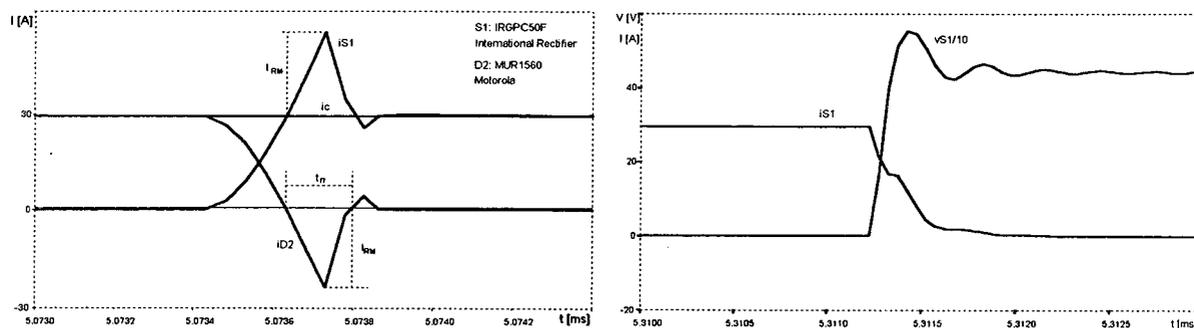


Figura 1.2 – Efeito do processo de recuperação do diodo $D2$ sobre o interruptor $S1$.

1.3 – COMUTAÇÃO SUAVE EM INVERSORES

A disponibilidade de interruptores que possam comutar em altas frequências têm levado os pesquisadores a propor novas estruturas de inversores, sempre na tentativa de acompanhar o desenvolvimento experimentado pelos conversores CC-CC.

Por serem as topologias dos inversores mais complexas que as dos conversores CC-CC e por processarem grandezas de polaridades alternadas, a dificuldade enfrentada tem sido maior. Mesmo assim, são inúmeras as proposições de topologias inversoras com comutação suave.

São vários os requisitos a serem alcançados por um circuito que se destina a operar em comutação suave. Em tiristores e GTOs os maiores compromissos são com a

limitação das variações de tensão e corrente sobre os componentes (dv/dt e di/dt). Nos transistores em geral deve-se garantir, ainda, a operação na área segura (*SOA*), o limite de picos de tensão e corrente referentes ao processo de comutação e a minimização da dissipação de potência sobre os semicondutores. Além disso, os circuitos com comutação suave devem eliminar ou reduzir os efeitos causados pela recuperação reversa de diodos e a possível descarga de outros elementos durante o processo de comutação, sejam estes parasitas ou não.

Na tentativa de reduzir o conteúdo harmônico tanto da tensão quanto da corrente de saída, bem como o ruído audível, aumenta-se a frequência de operação dos inversores através da aplicação de técnicas PWM. Com o aumento da frequência de comutação aumentam, também, as preocupações com as perdas no processo de bloqueio, que comprometem significativamente a eficiência do sistema. Há de se ressaltar que o aumento da frequência de comutação dos interruptores é desejável, já que proporciona a redução de peso e volume dos elementos magnéticos utilizados.

Várias topologias de inversores com comutação suave têm sido propostas na literatura [01, 02, 05, 06, 07, 08, 11, 12, 13, 14, 15, 16, 17, 25, 26, 27, 28, 29, 31, 34, 38, 45, 46, 52, 53, 55, 57, 60]. Todas podem ser classificadas em dois grandes grupos, os que aplicam técnicas passivas e os que aplicam técnicas ativas [56]. Técnicas passivas são aquelas onde apenas elementos passivos são empregados, tais como indutores, capacitores, resistores e diodos. As técnicas ativas por sua vez empregam, além dos componentes passivos, interruptores ativos.

Talvez a mais conhecida topologia de circuito de ajuda à comutação aplicada a inversores seja o *snubber* proposto por Undeland *et al.* [60], dado na Fig. 1.3. É um circuito totalmente passivo e apresenta grande eficiência na proteção aos interruptores, reduzindo os efeitos da recuperação reversa dos diodos de roda livre e praticamente eliminando as perdas por comutação nos interruptores. Como principais desvantagens destacam-se a limitação no índice de modulação de amplitude e a dissipação de parte da energia sobre o resistor R_g , o que compromete o rendimento global do inversor.

Por ser um circuito clássico com dezenas de citações por todo o mundo e apresentar grande eficiência no que se refere às comutações, o *Snubber* de Undeland tornou-se referência obrigatória para os pesquisadores que lidam com inversores. Neste contexto há grande interesse local em dominar os princípios de operação desta topologia, para isso dedicou-se, neste trabalho, um capítulo inteiro ao seu estudo, o Capítulo 2.

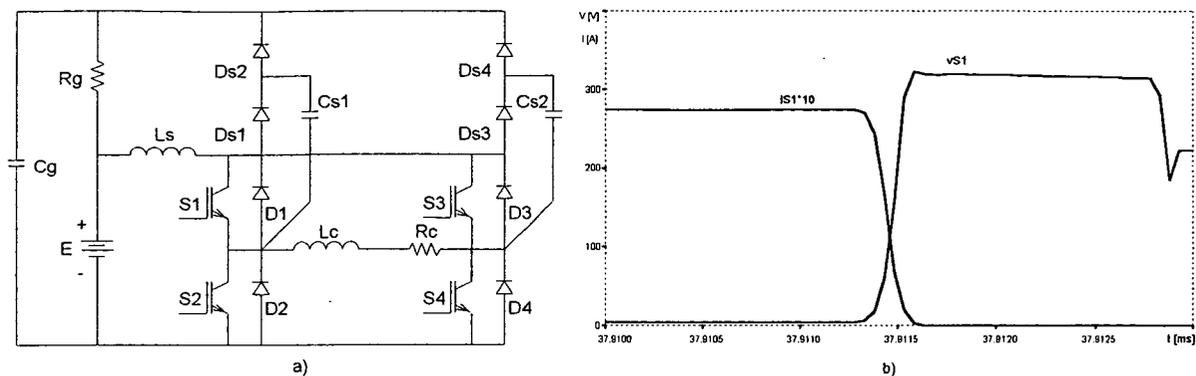


Figura 1.3 – a) O Snubber de Undeland e b) tensão sobre e corrente através de S1.

Existem vários outros trabalhos que propõem modificações ao *Snubber* de Undeland para aumentar sua eficiência, incorporando mais elementos passivos na tentativa de regenerar por completo a energia proveniente das comutações [27, 28, 29, 31]. Estes estudos baseiam-se, geralmente, na aplicação de transformadores ou auto-transformadores. Entretanto, estes elementos magnéticos apresentam vários problemas que limitam suas aplicações, tais como a baixa eficiência e a incorporação de mais uma indutância de dispersão no circuito [56].

Na tentativa de regenerar toda a energia processada pelos *snubbers* sem o uso de transformadores, vários autores propuseram a associação de conversores CC-CC em substituição ao resistor que dissiparia a potência [05, 53]. Estas propostas têm sido bastante empregadas industrialmente, sobretudo em inversores de grande potência a GTO [34, 57].

Recentemente foi proposta uma nova topologia de *snubber* totalmente passiva e regenerativa [50]. Este circuito merece maior reflexão na avaliação de suas características, o que não foi realizado neste trabalho.

No lado das técnicas ativas muitas outras propostas surgiram baseadas na quase-ressonância [15, 16, 17, 52]. Estes inversores impõem esforços de tensão ou de corrente que tornam proibitivas suas aplicações pela indústria e alguns ainda utilizam técnicas de controle especiais. Outros circuitos utilizam-se da técnica da transição ressonante, por isso têm maiores atrativos [06, 08, 12, 13, 14].

O inversor com polo ressonante (RPI - *resonant pole inverter*), mostrado na Fig. 1.4, integra os elementos do filtro ao circuito ressonante. Foi proposto em 1987, quase que simultaneamente, por Boyer [08] e Divan [16] e depois estudado por Cho [13] em 1989. Necessita de corrente circulante excessiva para garantir a comutação suave, cerca de 2 a 2,5 vezes o valor da corrente de carga, além disso, não utiliza modulação PWM convencional.

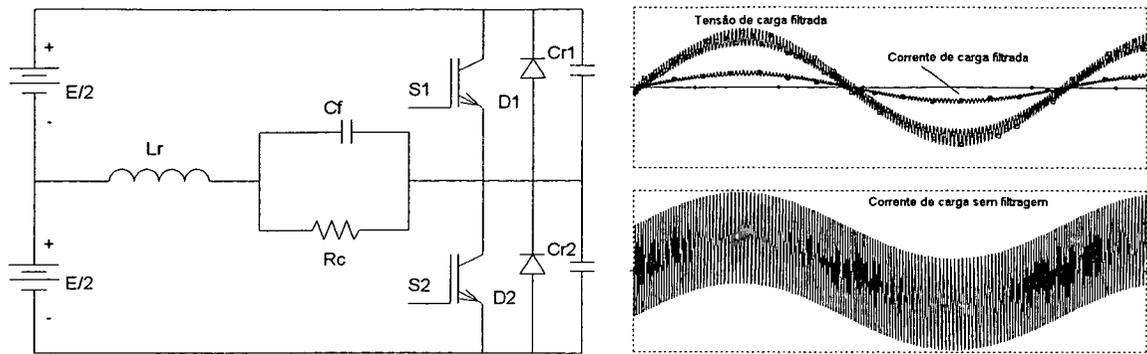


Figura 1.4 – Inversor com polo ressonante (RPI).

A topologia ARDPI (*auxiliary resonant diode pole inverter*), mostrada na Fig. 1.5, foi proposta por Cheriti *et al.* [12]. Combina a utilização da técnica PWM convencional com a obtenção de comutação suave, no entanto necessita uma corrente circulante na ordem de 2 a 2,5 vezes o valor da corrente de carga.

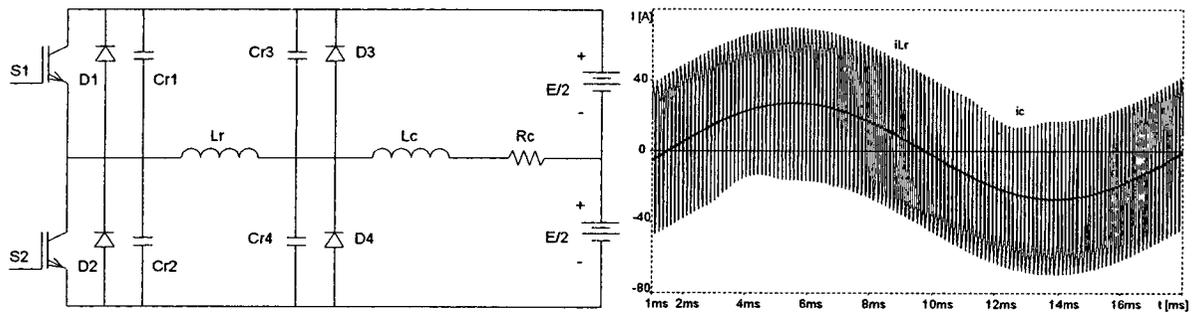


Figura 1.5 – Inversor ARDPI.

O circuito ARPI (*auxiliary resonant pole inverter*) proposto por Foch [25], em 1991, é topologicamente uma evolução do proposto por Cheriti [12], em 1990. A topologia ARPI, mostrada na Fig. 1.6, apresenta um circuito ressonante auxiliar totalmente ativo. Teoricamente resolve o problema da corrente ressonante excessiva, entretanto em aplicações práticas necessita-se dos mesmos níveis de reativos do ARDPI. Além disso, há uma maior complexidade na estratégia de modulação.

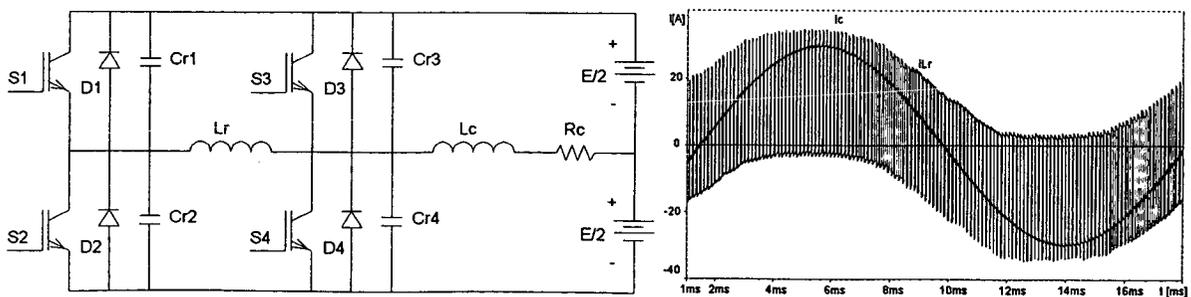


Figura 1.6 – Inversor ARPI.

Devido a importância acadêmica das topologias ARDPI e ARPI dedica-se, neste trabalho, um capítulo especificamente para efetuar suas análises (Capítulo 3).

Uma outra filosofia foi proposta por Bingen [06] em 1985, depois estudada por McMurray [38] em 1989 e De Doncker e Lyons [14] em 1990. Filosofia esta que consiste na conexão do circuito ressonante auxiliar em paralelo com a carga, e não mais em série como nos outros circuitos mencionados acima. O circuito em questão é o ARCPI (*auxiliary resonant commutated pole inverter*), apresentado na Fig. 1.7. Os interruptores auxiliares necessitam ser comandados apenas quando a corrente de carga não for suficiente para suavizar a comutação, acarretando uma complexidade maior ao controle. A corrente no indutor ressonante atinge valores elevados que são, em parte, refletidos para os interruptores principais.

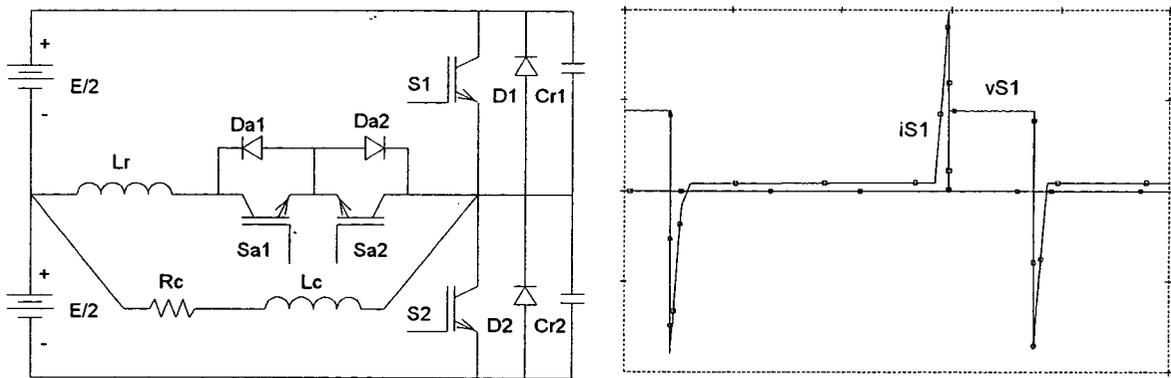


Figura 1.7 – Inversor ARCPI.

Outra topologia importante foi proposta localmente por Barbi e Martins [02]. Apresentado na Fig. 1.8, este circuito utiliza-se de um polo ressonante que proporciona comutação sob zero de tensão nos interruptores principais e sob zero de corrente nos interruptores auxiliares. A fonte auxiliar pode ser implementada através de um auto-transformador de tamanho reduzido. Sua desvantagem é o pico de corrente dos interruptores auxiliares que se refletem nos interruptores principais.

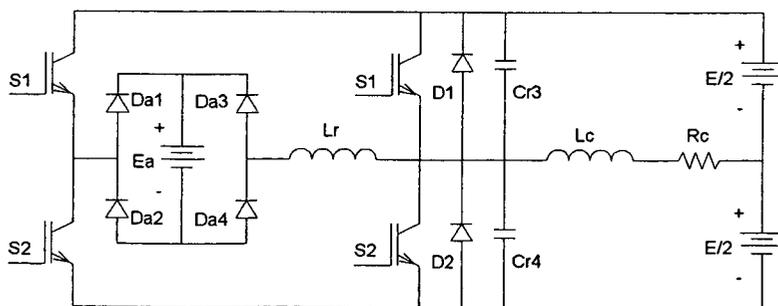


Figura 1.8 – Inversor com polo PWM verdadeiro.

1.4 – ORIGEM DA TESE E SUA ESTRUTURAÇÃO

Fugindo um pouco dos inversores, foi proposto recentemente por Duarte e Barbi uma família de conversores CC-CC com grampeamento ativo [18, 19, 20, 21, 22, 23]. Esta grande família de conversores CC-CC apresenta características muito apreciáveis, tais como, obtenção de comutação sob tensão nula nos interruptores principais e auxiliares, sem a geração de esforços excessivos de tensão e corrente. Na verdade, estes esforços são bastante reduzidos e facilmente controláveis pelo projeto adequado dos elementos ressonantes.

Neste contexto, questiona-se se não seria possível estender a técnica do grampeamento ativo aplicada por Duarte e Barbi aos inversores. Dessa forma, propõe-se no presente trabalho uma investigação a respeito da possibilidade de obtenção de topologias de inversores com grampeamento ativo que operem em regime de comutação suave.

A proposta de tese é, portanto, formulada e consiste de seis capítulos. O primeiro apresenta uma introdução com uma revisão bibliográfica.

No segundo capítulo apresenta-se uma análise qualitativa e quantitativa do *snubber* de Undeland. Propõe-se uma metodologia de projeto e depois verifica-se sua validade através de um exemplo, testado por simulação e comprovado experimentalmente. Os resultados expostos no Capítulo 2 servirão como principal parâmetro de comparação com os obtidos pela nova família de inversores proposta neste trabalho.

O terceiro capítulo trata da análise de dois inversores bastante importantes didaticamente, o ARDPI e o ARPI. As metodologias de projeto apresentadas para cada estrutura são testadas através de simulação e seus resultados servirão como parâmetro de comparação.

No quarto capítulo é apresentada a origem das células com comutação sob tensão nula, modulação por largura de pulso e grampeamento ativo (CTN-PWM-GA), que são derivadas dos conversores CC-CC básicos convencionais. Apresentam-se neste capítulo regras para a geração dos conversores CC-CC CTN-PWM-GA, os quais foram estudados por Duarte e Barbi. Como extensão ao estudo gera-se uma família de conversores CC-CC Reversíveis CTN-PWM-GA. Estes conversores reversíveis são a base para a geração da nova família de inversores CTN-PWM-GA, foco de estudo da tese.

No Capítulo 5 estuda-se o Inversor CTN-PWM-GA do tipo *buck-boost*, gerado no Capítulo 4. Faz-se a análise quantitativa e sua investigação através de simulações numéricas, além da apresentação dos resultados experimentais obtidos para uma frequência de comutação de 7,8 kHz. Propõe-se uma metodologia de projeto e realiza-se um exemplo que, simulado e testado experimentalmente, confirma as expectativas de obtenção de comutação suave. A modulação utilizada é do tipo PWM convencional e os esforços de corrente e tensão são controlados adequadamente.

No Capítulo 6 repete-se o projeto realizado no Capítulo 5, só que agora para uma frequência de comutação de 20 kHz. Apresenta-se, também, neste capítulo, os resultados da experimentação de um inversor auxiliado pelo *Snubber* de Undeland e as devidas comparações.

CAPÍTULO 2

ANÁLISE DO *SNUBBER* DE UNDELAND

2.1 – INTRODUÇÃO

Neste capítulo faz-se a análise de um circuito de auxílio a comutação totalmente passivo, derivado do *snubber* de Undeland. O objetivo principal desse estudo é fornecer subsídios de comparação desse método de obtenção de comutação suave, com os métodos ativos a serem propostos nos próximos capítulos. Além disso, o conhecimento gerado servirá como material didático local.

Propõem-se uma metodologia e um exemplo de projeto de um inversor auxiliado pelo *snubber* de Undeland modificado. O inversor é testado experimentalmente e os resultados são comparados com os obtidos através da experimentação de um inversor dissipativo.

Faz-se, ainda, a análise do inversor auxiliado pelo *snubber* de Undeland modificado regenerativo. Com o objetivo de incrementar o rendimento da estrutura, acopla-se um conversor CC-CC no capacitor de grampeamento do *snubber* de Undeland modificado para regenerar a energia que seria dissipada no resistor de grampeamento. Este estudo é comprovado através de simulação numérica.

2.2 – O *SNUBBER* DE UNDELAND

O *snubber* de Undeland, em sua forma original [07, 60], é constituído por dois diodos ($Ds1$ e $Ds2$), um indutor (Ls), dois capacitores ($Cs1$ e Cg) e um resistor (Rg), por braço inversor. Os componentes Cg , Ls e Rg são elementos comuns aos dois braços, como apresentado na Fig. 2.1. O capacitor Cg atua como um grampeador que, no caso da topologia apresentada na Fig. 2.1, fica submetido a uma alta tensão, apesar desta poder ser controlada a poucas dezenas de Volts acima da tensão de barramento.

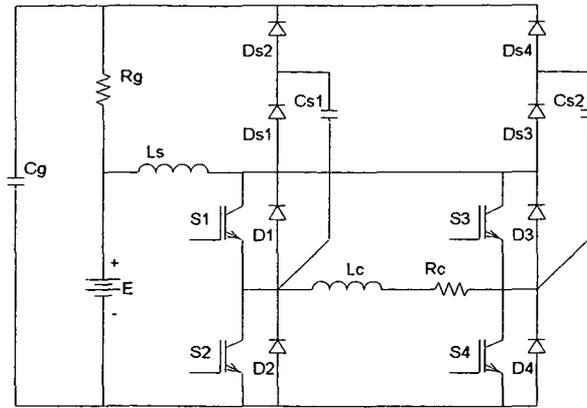


Figura 2.1 - *Snubber de Undeland aplicado a um inversor em ponte completa.*

2.3 – O *SNUBBER* DE UNDELAND MODIFICADO

A Fig. 2.2 apresenta uma modificação no *snubber* de Undeland, feita com o intuito de reduzir a tensão aplicada ao capacitor de gramepeamento C_g [45]. O funcionamento do circuito não é alterado, com a única exceção de a tensão sobre o capacitor C_g ser diminuída significativamente. Com esta modificação a especificação de C_g pode ser otimizada, tanto em termos de tensão máxima quanto em preço do componente.

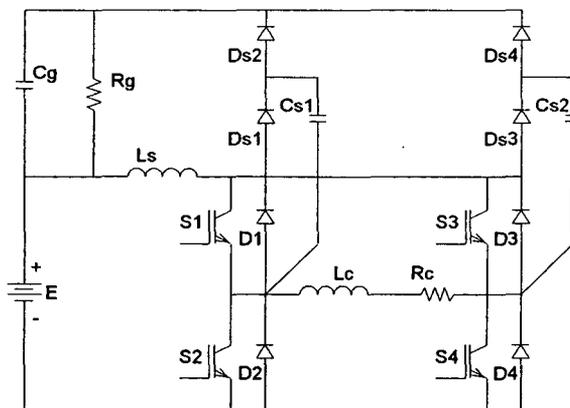
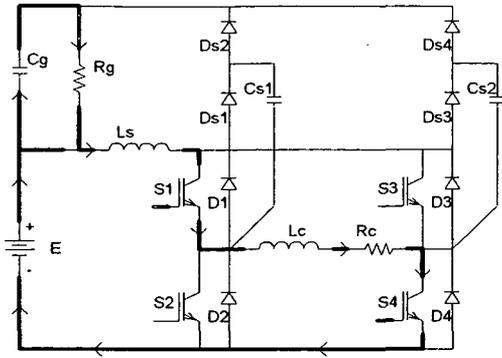


Figura 2.2 - *Snubber de Undeland modificado.*

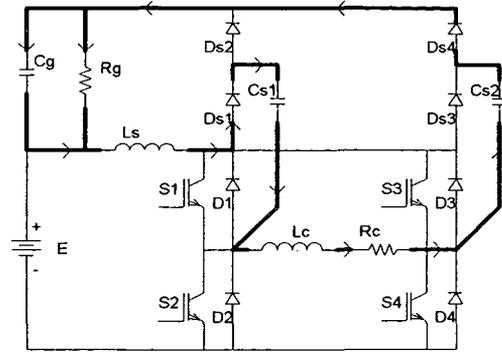
O inversor em ponte completa auxiliado pelo *snubber* de Undeland modificado apresenta sete etapas de operação, descritas a seguir. Os estados topológicos assumidos pela estrutura em um período de comutação são mostrados na Fig. 2.3.

- Primeira etapa (t_0, t_1): os interruptores $S1$ e $S4$ estão conduzindo. A tensão aplicada a carga é igual a E e a corrente do indutor L_s é igual à corrente de carga $i_c(t)$. Durante esta etapa ocorre a transferência de energia da fonte E para a carga.

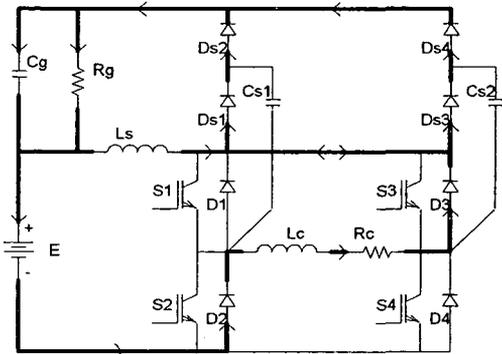
$$i_{L_s}(t) = i_c(t) \quad (2.1)$$



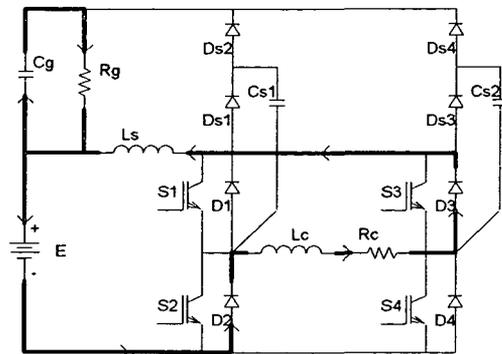
a) Primeira etapa



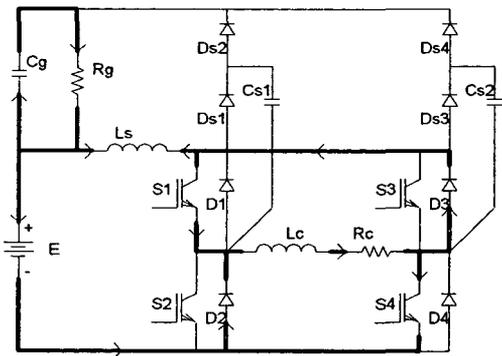
b) Segunda etapa



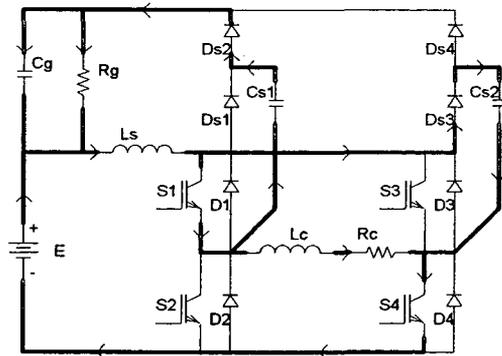
c) Terceira etapa



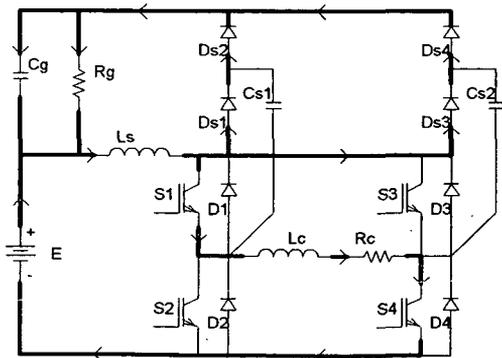
d) Quarta etapa



e) Quinta etapa



f) Sexta etapa



g) Sétima etapa

Figura 2.3 - Etapas de operação do inversor em ponte completa auxiliado pelo snubber de Undeland modificado.

$$v_{Cs1}(t_0) = 0 \quad (2.2)$$

$$v_{Cs2}(t_0) = E + Vg \quad (2.3)$$

- Segunda etapa (t_1, t_2): quando os interruptores $S1$ e $S4$ são abertos a corrente de carga é desviada por $Ds1, Cs1, Cs2$ e $Ds4$. O capacitor $Cs1$ encontrava-se totalmente descarregado e passa a se carregar até atingir o valor de tensão $E+Vg$. Já o capacitor $Cs2$ encontrava-se carregado com a tensão $E+Vg$ e tende a descarregar-se até anular sua tensão, dando início à etapa seguinte.

$$v_{Cs1}(t) = \frac{i_c(t)}{Cs1} t \quad (2.4)$$

$$v_{Cs2}(t) = (E + Vg) - \frac{i_c(t)}{Cs2} t \quad (2.5)$$

$$\Delta t_2 = \frac{(E + Vg) Cs2}{i_c(t)} \quad (2.6)$$

- Terceira etapa (t_2, t_3): quando a tensão em $Cs1$ atinge o valor $E+Vg$, a tensão em $Cs2$ se anula, provocando a condução de $Ds2$ e $Ds3$ que, juntamente com $Ds1$ e $Ds4$ que já estavam conduzindo, fornecem caminho para a desmagnetização de Ls . Também no instante t_2 começam a conduzir os diodos $D2$ e $D3$ que assumem a corrente de carga. A tensão aplicada à carga durante esta etapa é igual a $-(E+Vg)$.

$$i_{Ls}(t) = i_c(t) - \frac{Vg}{Ls} t \quad (2.7)$$

$$\Delta t_3 = \frac{2 i_c(t) Ls}{Vg} \quad (2.8)$$

- Quarta etapa (t_3, t_4): no instante $t=t_3$ a corrente em Ls atinge o valor $-i_c(t)$, o que faz os diodos $Ds1, Ds2, Ds3$ e $Ds4$ bloquearem. Esta é uma etapa de roda livre onde a tensão aplicada à carga é igual a $-E$.

$$i_{Ls}(t) = -i_c(t) \quad (2.9)$$

- Quinta etapa (t_4, t_5): no tempo $t=t_4$ os interruptores $S1$ e $S4$ são habilitados a conduzir e, devido à presença de Ls , as tensões em seus terminais caem instantaneamente para zero, o que os faz comutar sob tensão nula. Tais interruptores começam a assumir gradativamente a corrente de carga, que vinha circulando por $D2$ e $D3$. A corrente em Ls cresce linearmente até assumir o valor da corrente de carga $i_c(t)$, momento na qual começa o processo de recuperação dos diodos $D2$ e $D3$, fazendo com que a corrente $i_{Ls}(t)$, no final

da etapa, tenha valor superior ao da corrente de carga. A duração desta etapa é fortemente dependente do tempo de recuperação reversa dos diodos.

$$i_{Ls}(t) = \frac{E}{Ls} t - i_c(t) \quad (2.10)$$

Como a recuperação reversa é uma característica que depende do componente utilizado, é prudente dividir o equacionamento desta etapa em duas partes, a primeira do intervalo de tempo t_4 até t_a , e a segunda de t_a até t_5 . Assim, para $t=t_a$, $i_{Ls}(t)=i_c(t)$.

$$t_a = \frac{2 i_c(t) Ls}{E} \quad (2.11)$$

Após o tempo t_a a corrente $i_{Ls}(t)$ evolui influenciada pelo tempo de recuperação reversa (t_{rr}) do diodo de roda livre em anti-paralelo com os interruptores principais, resultando na expressão (2.12).

$$i_{Ls}(t_5) = \frac{E}{Ls} t_{rr} + i_c(t) \quad (2.12)$$

- Sexta etapa (t_5 , t_6): quando $i_{Ls}(t) = i_c(t) + 2I_{RM}$, completa-se o processo de recuperação dos diodos $D2$ e $D3$. Os interruptores $S1$ e $S4$ assumem toda a corrente de carga e neste instante os diodos $Ds2$ e $Ds3$ entram em condução proporcionando, respectivamente, a descarga do capacitor $Cs1$ e a carga do capacitor $Cs2$. No final da etapa a tensão em $Cs1$ se anula e a tensão em $Cs2$ atinge o valor Vg . Devido a esta rápida etapa ressonante a corrente em Ls ultrapassa o valor da corrente de carga, o valor excedente é denominado Δi .

$$i_{Ls}(t) = (i_c(t) + 2I_{RM}) \cos(w_o t) + \frac{E}{w_o Ls} \text{sen}(w_o t) \quad (2.13)$$

$$w_o = \frac{1}{\sqrt{2 Ls Cs}} \quad (2.14)$$

$$\Delta t_6 = \frac{\text{arc sen}(x)}{w_o} \quad (2.15)$$

$$x = \frac{\frac{ab}{i_c(t)} \pm \sqrt{\frac{b^2}{i_c^2(t)} - a^2 + 1}}{\frac{b^2}{i_c^2(t)} + 1} \quad (2.16)$$

$$a = \frac{I}{2} \left(I + \frac{\Delta i}{i_c(t)} \right) \quad (2.17)$$

$$b = \frac{E}{\omega_o L_s} \quad (2.18)$$

$$i_{L_s}(\Delta t_6) = i_c(t) + \Delta i = I_M \quad (2.19)$$

- Sétima etapa (t_7, t_8): no momento $t=t_7$ a tensão $v_{Cs1}=0$ e $v_{Cs2}=E+Vg$. Com isto os diodos $Ds1, Ds2, Ds3$ e $Ds4$ passam a conduzir o excesso de corrente dado pela relação $i_{L_s}(t) - i_c(t)$. A corrente em L_s passa a cair até atingir o valor da corrente de carga, dando início à primeira etapa, o que completa um ciclo de operação.

$$i_{L_s}(t) = I_M - \frac{Vg}{L_s} t \quad (2.20)$$

$$\Delta t_7 = (I_M - i_c(t)) \frac{L_s}{Vg} \quad (2.21)$$

As etapas acima descritas são para o caso em que a corrente de carga é positiva. No caso em que a corrente de carga for negativa, ocorrerá o complementar.

As principais formas de onda obtidas em uma simulação numérica, para um período de comutação, são apresentadas na Fig. 2.4.

2.4 – METODOLOGIA DE PROJETO

Para o projeto dos elementos do grameador propõe-se a seguinte metodologia, baseada na publicação de Blaabjerg [07].

A – A capacitância C_s deve apresentar o menor valor possível para se minimizar o intervalo de tempo Δt_2 , no qual se processa o bloqueio dos interruptores. Assim valem as expressões (2.23) e (2.24).

$$i_{C_s}(t) = C_s \frac{dv_{C_s}(t)}{dt} \quad (2.22)$$

$$C_s = \frac{I_{L_s}}{dv/dt} \quad (2.23)$$

dv/dt é o máximo gradiente de tensão nos interruptores ativos, ou seja, a máxima razão de crescimento da tensão entre os seus terminais. Já I_{L_s} é a máxima corrente aceitável

no indutor L_s . Pode-se prever, para esta grandeza, o valor da corrente de curto-circuito do equipamento a ser alimentado pelo inversor.

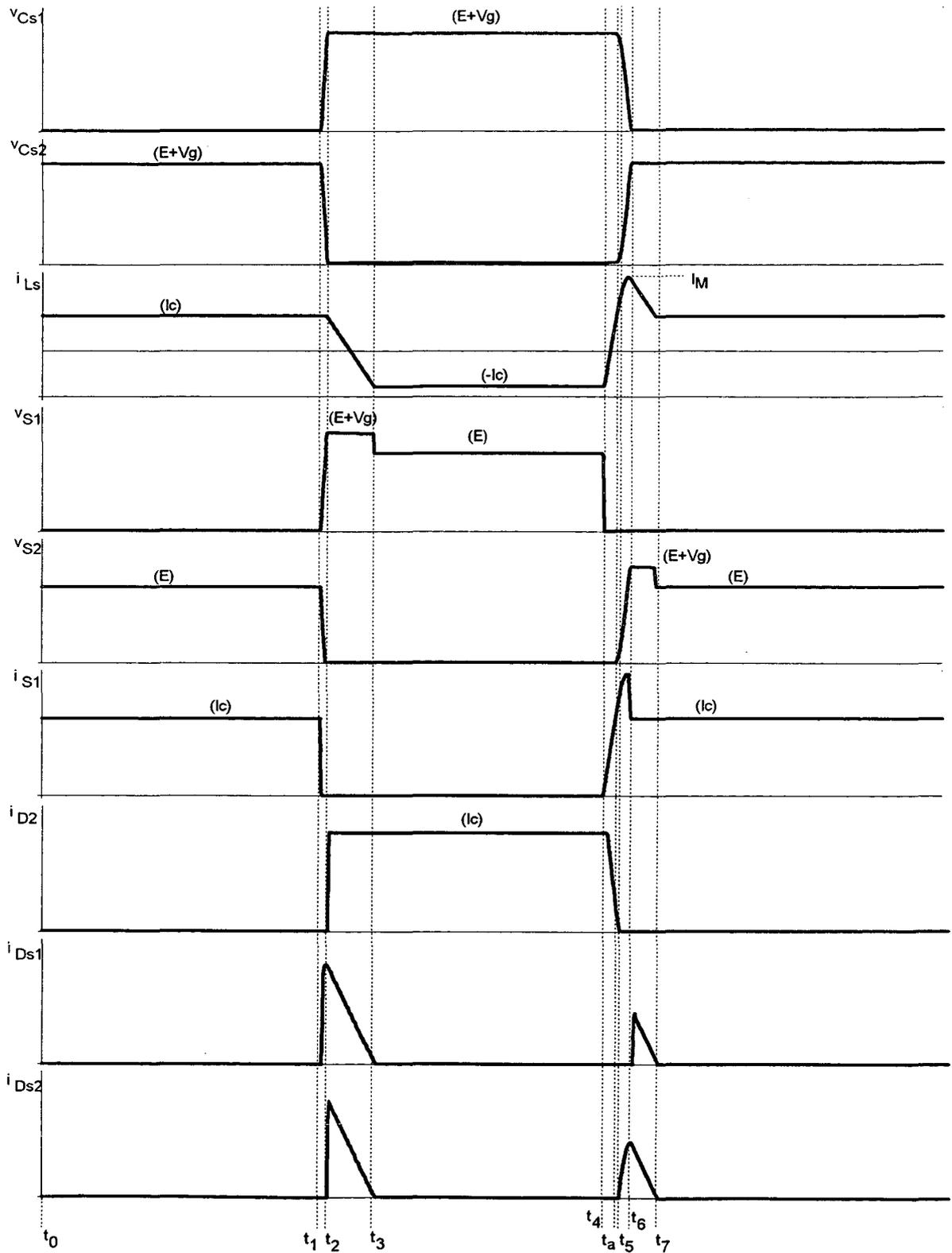


Figura 2.4 - Principais formas de onda para um período de comutação.

Para este estudo não se tem dados precisos sobre a carga, o que leva a definir um valor de I_{Ls} 25% superior ao da corrente de pico da carga. Assim:

$$I_{Ls} = 1,25 I_{c_p} \quad (2.24)$$

B – A indutância Ls deve ter seu valor minimizado para se evitar excesso de energia circulante, no entanto, com sua presença exige-se uma largura de pulso mínima tolerável. Tal exigência acarreta uma limitação ao índice de modulação de amplitude o que, para algumas aplicações, torna o *snubber* de Undeland inviável. O maior valor para a indutância Ls é definido pela largura de pulso mínima.

$$lpm = \frac{I}{fc} \left(1 - \frac{ma}{2} \right) \quad (2.25)$$

$$Ls_{max} = \frac{lpm Vg}{2 I_{Ls}} \quad (2.26)$$

Ls_{max} é o máximo valor para a indutância Ls que garantirá o funcionamento do controle sem perda de razão cíclica. O valor otimizado de Ls é obtido a partir de (2.13).

$$i_{Ls}(t) = (i_c(t) + 2I_{RM}) \cos(\omega_o t) + \frac{E}{\omega_o Ls} \text{sen}(\omega_o t) \quad (2.27)$$

Onde: I_{RM} é a corrente de recuperação do diodo de roda livre.

Seja,

$$I_M = i_c(t) + 2 I_{RM} \quad (2.28)$$

Dividindo (2.27) por I_{c_p} , obtém-se:

$$\frac{I_{Ls}}{I_{c_p}} = \frac{I_M}{I_{c_p}} \cos(\omega_o t) + \frac{E}{\omega_o Ls I_{c_p}} \text{sen}(\omega_o t) \quad (2.29)$$

Para generalizar a análise parametriza-se como segue:

$$G(t) = \frac{I_{Ls}}{I_{c_p}} \quad (2.30)$$

$$Z_i = \frac{E}{I_{c_p}} \quad (2.31)$$

$$q = \frac{I_M}{I_{c_p}} \quad (2.32)$$

$$Z_s = \sqrt{\frac{Ls}{2 Cs}} = \omega_o Ls \quad (2.33)$$

$$z = \frac{Z_i}{Z_s} \quad (2.34)$$

$$G(t) = q \cos(\omega_o t) + z \sin(\omega_o t) \quad (2.35)$$

Onde: G - é a relação entre as correntes máximas através do indutor L_s e da carga;

Z_i - é a impedância equivalente do inversor;

I_{c_p} - é a corrente de pico na carga.

Fazendo-se $\frac{dG}{dt} = 0$ obtém-se o valor máximo da expressão (2.35), cujo tempo

correspondente é t_6 . Assim:

$$\frac{dG(t)}{dt} = -q \omega_o \sin(\omega_o t) + z \omega_o \cos(\omega_o t) = 0 \quad (2.36)$$

$$\operatorname{tg}(\omega_o t_6) = \frac{z}{q} \quad (2.37)$$

$$\omega_o t_6 = \operatorname{arc\,tg}\left(\frac{z}{q}\right) \quad (2.38)$$

$$G(\omega_o t_6) = q \cos\left(\operatorname{arc\,tg}\left(\frac{z}{q}\right)\right) + z \sin\left(\operatorname{arc\,tg}\left(\frac{z}{q}\right)\right) \quad (2.39)$$

As curvas que representam esta expressão são mostradas na Fig. 2.5.

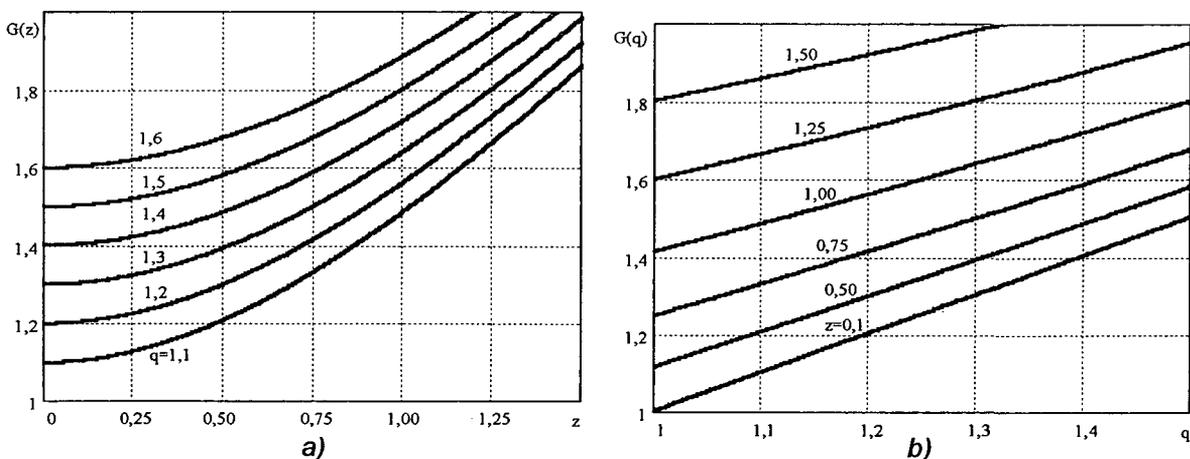


Figura 2.5 - Corrente máxima em L_s parametrizada em função de: a) z e b) q .

Com os gráficos da Fig. 2.5 pode-se definir um valor apropriado para G , que é um parâmetro que expressa a máxima corrente em L_s , permitindo a determinação dos valores de z e q . Com a obtenção de z e q pode-se calcular os valores de L_s e C_s .

C - Durante o bloqueio dos interruptores ativos toda a energia armazenada em L_s é transferida para o capacitor C_g . Assim o valor de sua capacitância pode ser estimada por:

$$\frac{1}{2}Ls i_{Ls}^2(t) = \frac{1}{2}Cg \Delta Vg^2 \quad (2.40)$$

$$Cg = \frac{Ls I_M^2}{\Delta Vg^2} \quad (2.41)$$

ΔVg é a máxima variação da tensão sobre o capacitor Cg .

D – A mínima largura de pulso gerada pelo modulador deverá ser igual ao intervalo de tempo Δt_3 , dado por (2.8) e reescrito em (2.42).

$$lp_m = \frac{I_M Ls}{Vg} \quad (2.42)$$

E – Por último determina-se o valor da resistência do grampeador, sabendo que a potência a ser dissipada é dada pela expressão (2.43).

$$Pg = Ls I_M^2 fc \quad (2.43)$$

$$Rg = \frac{Vg^2}{Pg} \quad (2.44)$$

2.5 – PROJETO PARA SIMULAÇÃO E EXPERIMENTAÇÃO

Nos capítulos subsequentes serão analisadas apenas as estruturas inversoras em ponto médio. Desse modo, para que a análise comparativa tenha validade deve-se avaliar a versão em ponto médio do inversor auxiliado pelo *snubber* de Undeland. Esta estrutura é apresentada na Fig. 2.6.

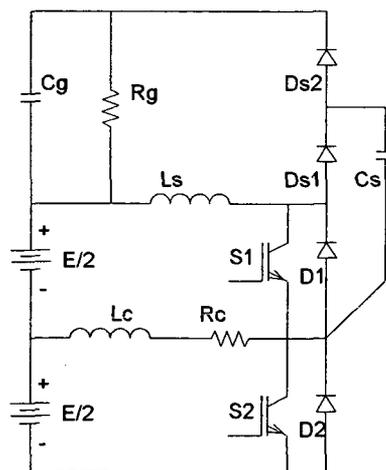


Figura 2.6 – Inversor em ponto médio auxiliado pelo *snubber* de Undeland.

A versão do *snubber* de Undeland apresentada na Fig. 2.6 transforma o inversor numa estrutura assimétrica, ou seja, as etapas de operação serão diferentes e dependentes do sentido da corrente de carga. A assimetria ocasiona desbalanceamentos na tensão e na corrente de carga, podendo resultar no aparecimento de níveis CC nestas grandezas [54].

Para evitar este problema resolveu-se utilizar a estrutura dada na Fig. 2.7, a qual representa o *snubber* de Undeland aplicado ao inversor em ponto médio simétrico. O funcionamento não é alterado e a porção inferior da estrutura é uma imagem espelhada da superior.

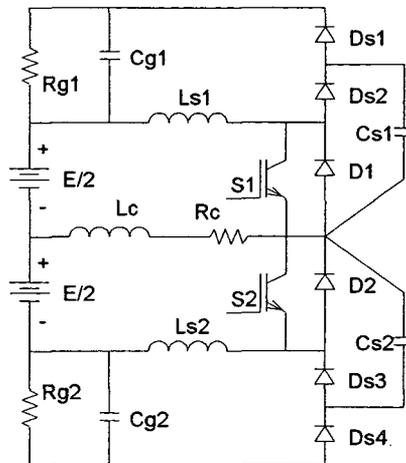


Figura 2.7 – Inversor em ponto médio auxiliado pelo snubber de Undeland simétrico.

Os dados do inversor são apresentados a seguir:

$$S_c = 2500VA$$

$$\cos \varphi = 0,95$$

$$E = 440V$$

$$m_a = 0,771$$

$$f = 60Hz$$

$$G = 1,3$$

$$V_g = 50V$$

$$\Delta V_g = 10V$$

$$f_c = 7800Hz$$

$$V_p = 170V$$

$$V_{c_{ef}} = 120V$$

$$I_{c_p} = 29,5 A$$

$$I_{c_{ef}} = 20,8 A$$

$$R_c = 5,4 \Omega$$

$$L_c = 4,77 mH$$

$$I_{L_s} = G I_{c_p}, \text{ assim } I_{L_s} = 38,3 A$$

Utilizando os ábacos da Fig. 2.5 e admitindo um tempo de recuperação reversa $t_{rr} = 75 ns$ (diodo MUR460), determinam-se os parâmetros do grampeador.

$$q = 1,2$$

$$z = 0,5$$

$$I_M = q I_{c_p} = 35,4 A$$

$$I_{RM} = I_M - I_{c_p} = 5,9 A$$

$$L_s = \frac{E}{I_{RM}} t_{rr} = \frac{440}{5,9} 75 \cdot 10^{-9} = 5,6 \mu H$$

$$L_{s1} = L_{s2} = \frac{L_s}{2} = \frac{5,6}{2} = 2,8 \mu H$$

$$Z_n = \frac{Z_i}{z} = \frac{E}{z I_{L_s}} = \frac{440}{0,5 \cdot 38,3} = 22,97 \Omega$$

$$C_{s1} = C_{s2} = \frac{L_{s1}}{2 Z_n^2} = \frac{2,8 \cdot 10^{-6}}{2 \cdot 22,97^2} = 2,7 nF$$

$$C_{g1} = C_{g2} = \frac{L_{s1} I_M^2}{\Delta V_g^2} = \frac{2,8 \cdot 10^{-6} \cdot 35,4^2}{10^2} = 35 \mu F$$

$$P_g = L_s I_M^2 f_c = 5,6 \cdot 10^{-6} \cdot 35,4^2 \cdot 7800 = 54,7 W$$

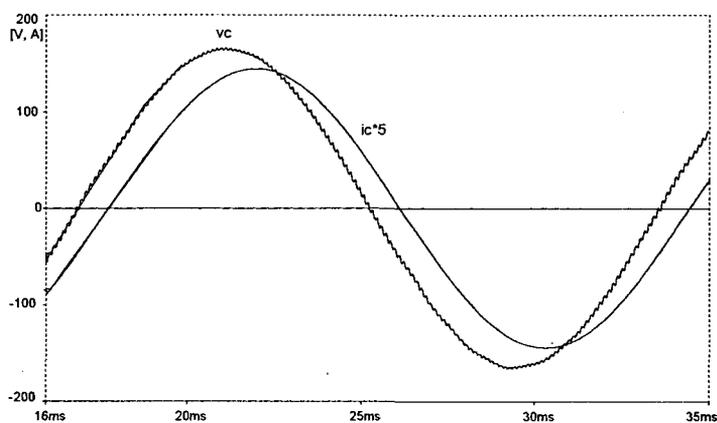
$$R_{g1} = R_{g2} = \frac{2 V_g I^2}{P_g} = \frac{2 \cdot 25^2}{54,7} = 22,9 \Omega$$

Com os parâmetros calculados realizou-se uma simulação numérica e a experimentação do inversor. Os resultados são apresentados nas figuras seguintes e o arquivo texto do simulador com o respectivo projeto completo, são mostrados no Anexo 1. A especificação dos parâmetros é dada na Tabela 2.1.

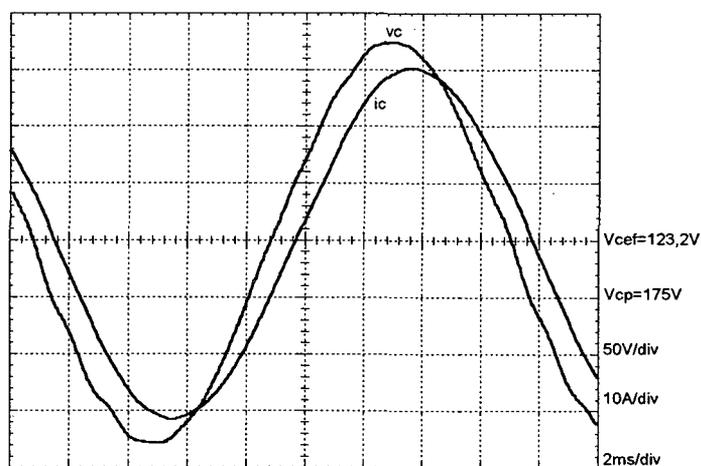
Na Fig. 2.8 mostram-se a tensão e a corrente na carga, onde se percebe a boa qualidade de ambas as curvas, tanto em simulação quanto experimentalmente.

Tabela 2.1 – Especificação dos componentes.

Componente	Valor	Especificação	Fabricante
$Ls1$ e $Ls2$	$2,8\mu H$	7 espiras de 15 fios 22AWG em núcleo E 30/7 – entre-ferro 0,13cm	Thornton
$Cs1$ e $Cs2$	$2,5nF$	Polipropileno 1,6kV	Icotron
$Cg1$ e $Cg2$	$30\mu F$	Polipropileno 600V	Icotron
$Rg1$ e $Rg2$	17Ω	3 x 50Ω / 30W em paralelo	Eletele



a) resultado de simulação.

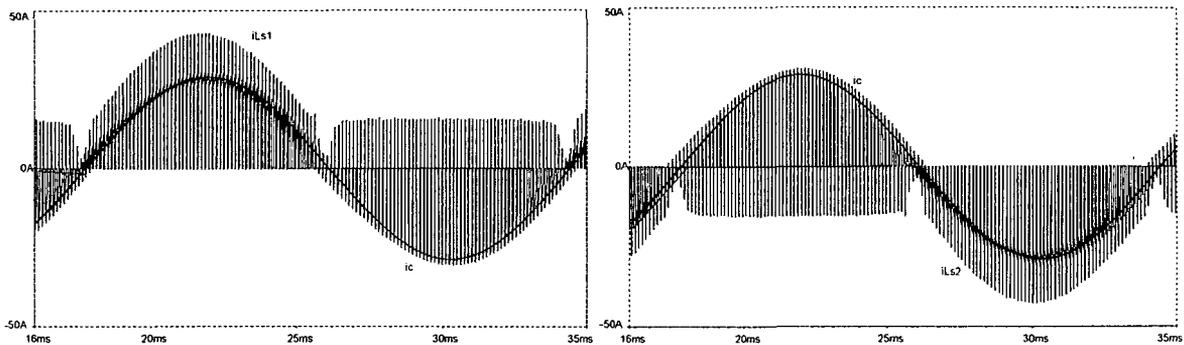


b) resultado experimental.

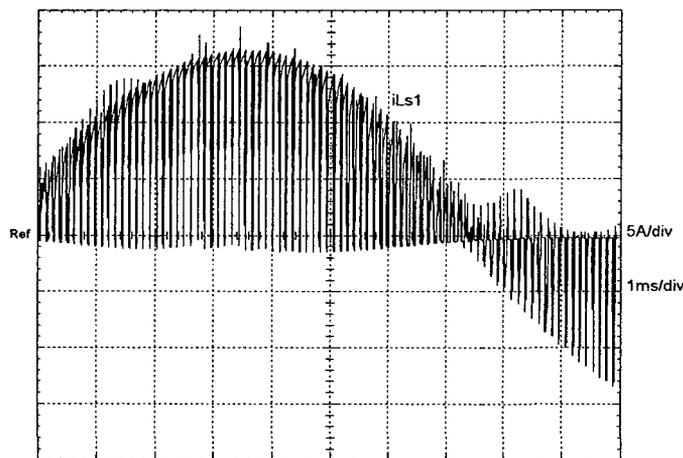
Figura 2.8 - Tensão e corrente na carga: a) simulação e b) experimentação.

Na Fig. 2.9 apresentam-se as correntes nos indutores $Ls1$ e $Ls2$ superpostas à corrente de carga. Percebe-se que o valor máximo das correntes nos indutores do *snubber*

ficaram de acordo com o valor esperado (38,3A), tanto na simulação quanto na experimentação.



a) resultados de simulação.

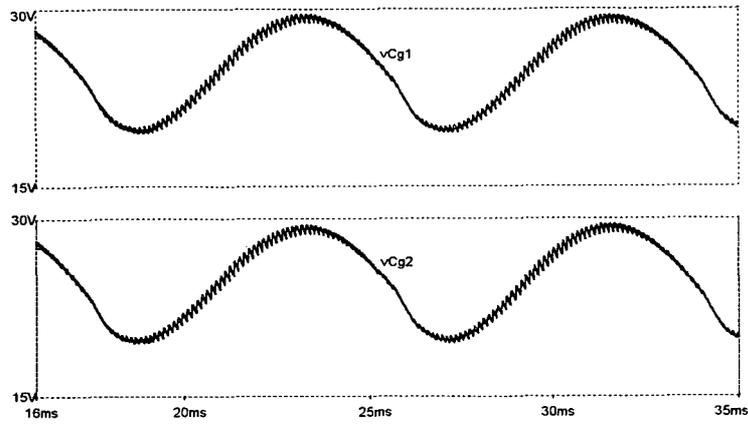


b) resultado experimental.

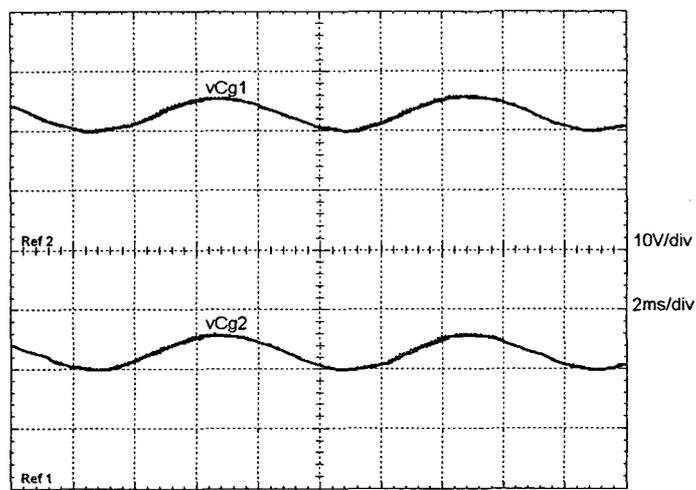
Figura 2.9 - Correntes através dos indutores do snubber superposta à de carga.

Na Fig. 2.10 são mostradas as tensões nos capacitores de grameamento ($Cg1$ e $Cg2$). As tensões de grameamento variam aproximadamente os 10V previstos, em um período de rede.

Na Fig. 2.11 são apresentadas as curvas de tensão sobre e corrente através do interruptor SI , obtidas experimentalmente. Na Fig. 2.12 mostram-se detalhes da entrada em condução e do bloqueio para o interruptor SI , onde percebe-se a excelente performance do *snubber* de Undeland sob o ponto de vista das comutações.



a) resultados numéricos.



b) resultados experimentais.

Figura 2.10 - Tensões sobre os capacitores de grameamento.

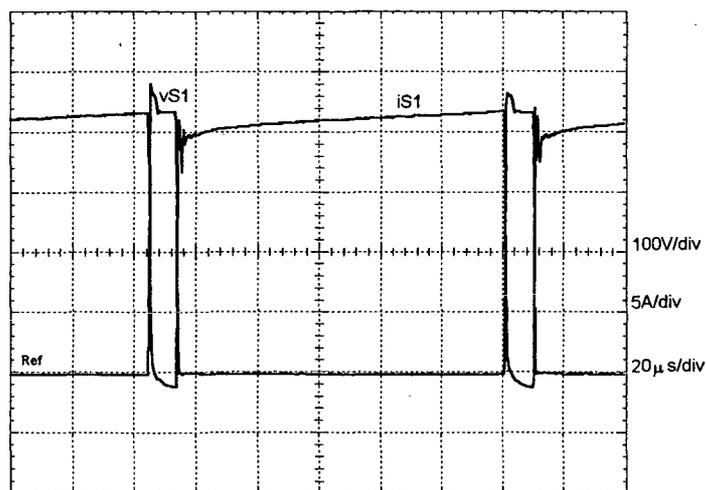
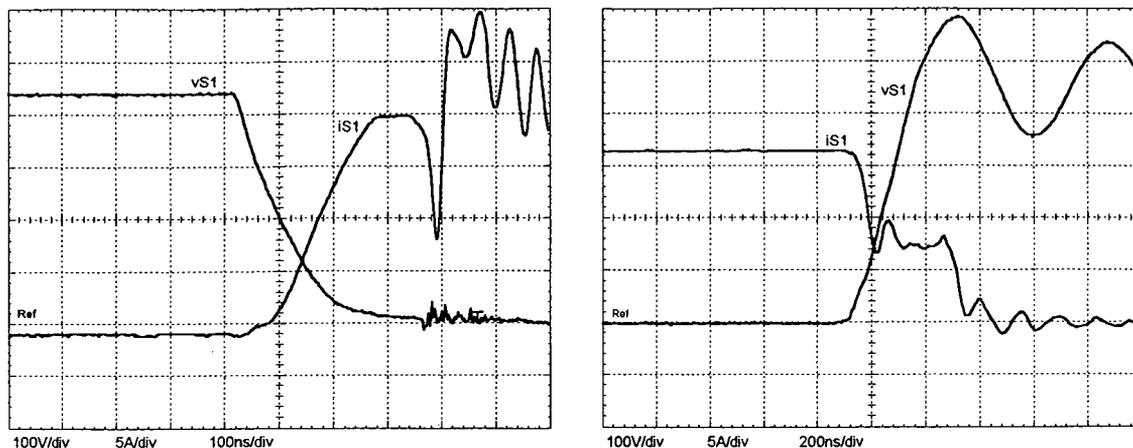


Figura 2.11 – Tensão sobre e corrente através do interruptor S1.



a) entrada em condução.

b) bloqueio

Figura 2.12 – Detalhe experimental das comutações no interruptor S1.

Na Fig. 2.13 são mostradas as curvas de tensão e corrente no interruptor S2, obtidas através de simulação numérica. Detalhes das comutações deste interruptor podem ser vistos na Fig. 2.14. Estas figuras são importantes para a comparação do comportamento nos ambientes numérico e de laboratório.

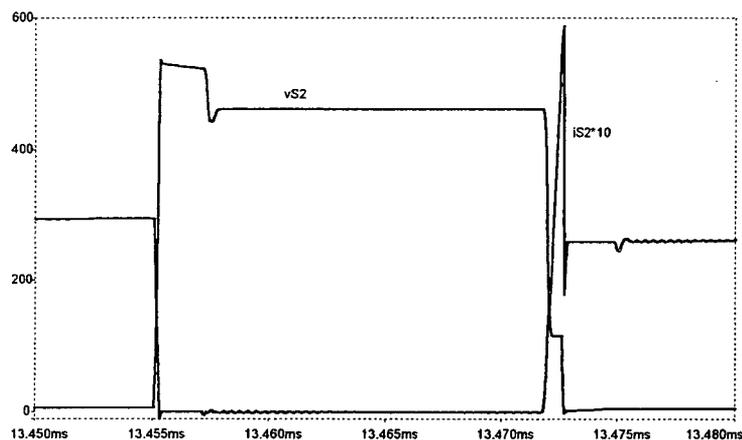
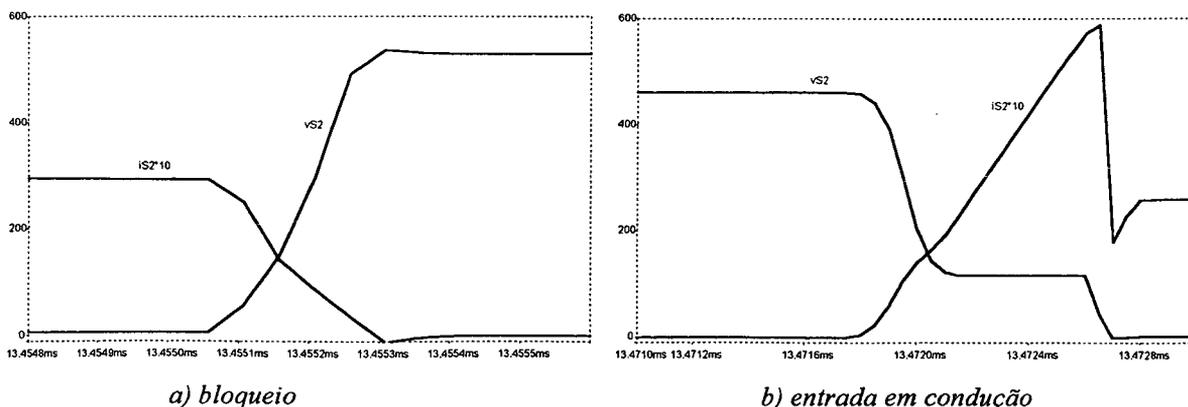


Figura 2.13 - Tensão e corrente no interruptor S2.

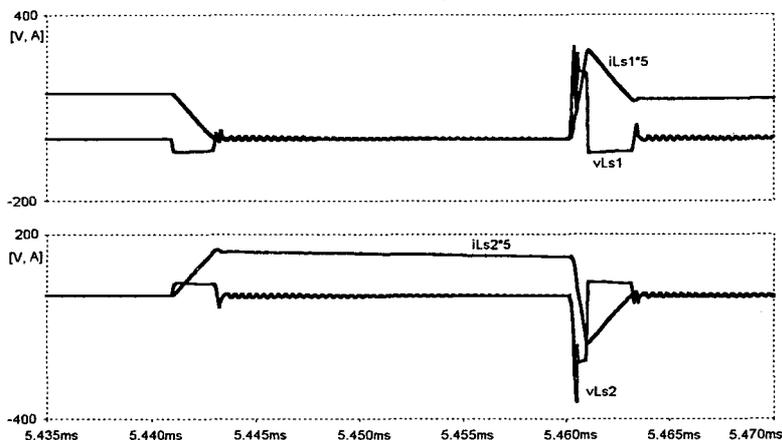


a) bloqueio

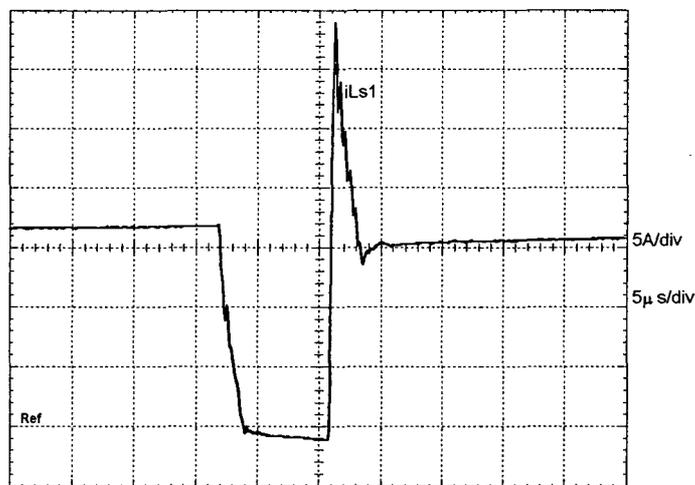
b) entrada em condução

Figura 2.14 – Detalhe das comutações no interruptor S2.

Na Fig. 2.15a apresentam-se as curvas de tensão e corrente nos indutores $Ls1$ e $Ls2$. Estas curvas foram obtidas numericamente para um período de comutação numa região próxima ao pico da corrente de carga. A Fig. 2.15b apresenta a corrente no indutor $Ls1$ colhida experimentalmente. Comparando-se esta figura com a Fig. 2.4 percebe-se que o comportamento está de acordo com o esperado.



a) resultado de simulação.



b) resultado experimental.

Figura 2.15 – a) Tensão e corrente nos indutores do snubber e b) corrente em $Ls1$.

Na Fig. 2.16 são mostradas as curvas de corrente através dos diodos $Ds1$ e $Ds2$, obtidas numericamente. Numa comparação com a Fig. 2.4 percebe-se que o comportamento está de acordo com o esperado.

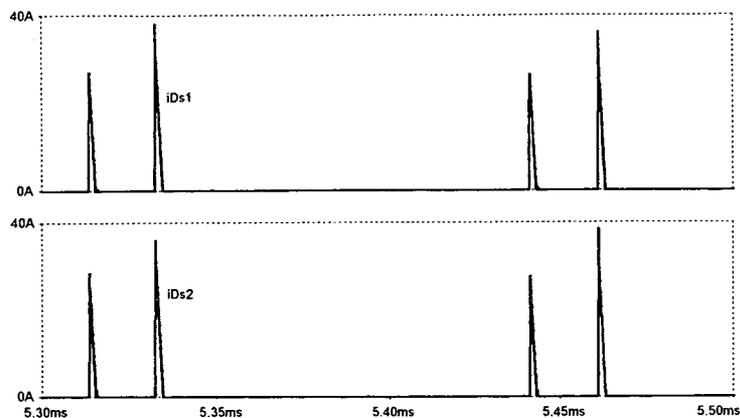


Figura 2.16 - Correntes através dos diodos $Ds1$ e $Ds2$.

O rendimento obtido com o *snubber* de Undeland auxiliando o inversor em ponto médio é apresentado na Fig. 2.17. A eficiência é superior a 96% para a faixa de potência acima dos 500W.

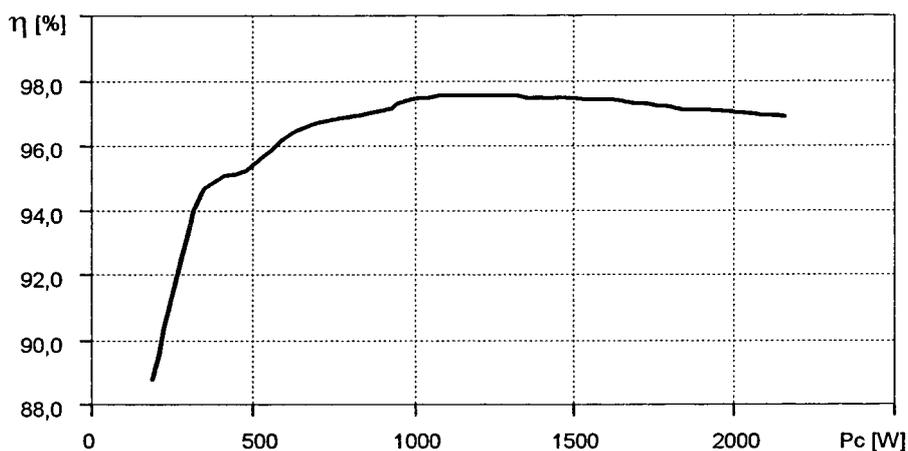


Figura 2.17 – Rendimento do inversor auxiliado pelo *snubber* de Undeland

2.6 – O *SNUBBER* DE UNDELAND REGENERATIVO

Com o emprego do *snubber* de Undeland consegue-se obter comutação quase suave nos interruptores do inversor PWM senoidal. Entretanto, parte da potência que antes se dissipava sobre os semicondutores continua sendo perdida, só que neste caso no resistor R_g . Para que essa energia seja reaproveitada propõe-se o circuito da Fig. 2.18, onde o resistor R_g é substituído por um conversor CC-CC do tipo *buck-boost* [45].

A técnica de adição de conversores CC-CC a circuitos de auxílio a comutação é bastante difundida na literatura [05, 31, 34, 53, 56]. Entretanto não se tem conhecimento da

aplicação desses conversores ao *snubber* de Undeland convencional ou modificado. Proposição esta, portanto, original [45].

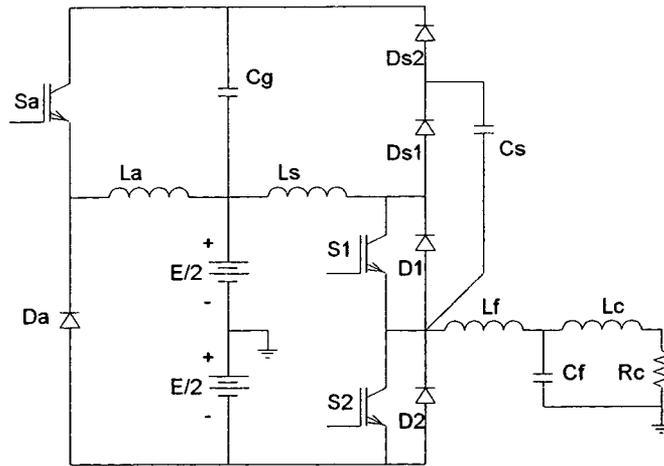


Figura 2.18 – *Snubber* de Undeland com conversor CC-CC para regeneração de energia.

A aplicação do conversor CC-CC do tipo *buck-boost* não altera o funcionamento do *snubber* de Undeland, como mostram as Figs. 2.19 e 2.20. Na Fig. 2.19 apresentam-se as correntes através do indutor L_s e da carga. Já a Fig. 2.20 apresenta a tensão sobre o capacitor de grameamento C_g .

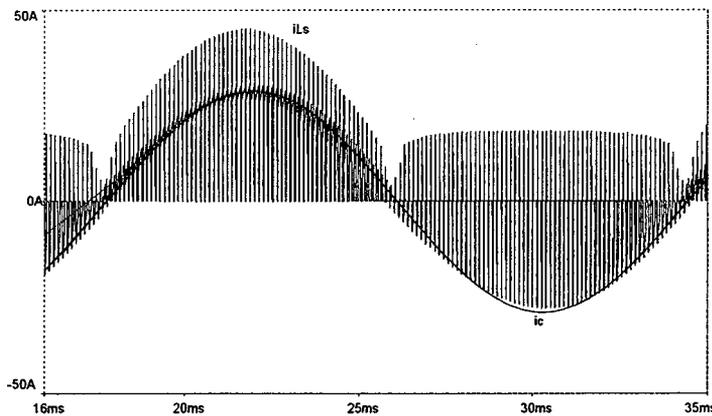


Figura 2.19 – Correntes através do indutor L_s e da carga.

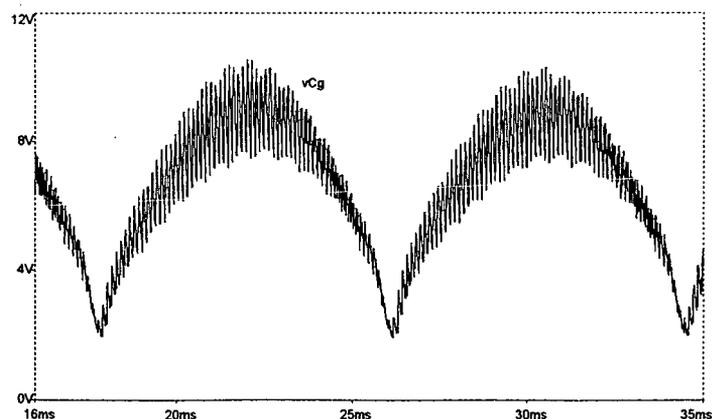


Figura 2.20 – Tensão sobre o capacitor de grameamento C_g .

Na Fig. 2.21 mostra-se a corrente através do indutor do conversor CC-CC (i_{La}). Tal corrente é descontínua e devido à baixa potência envolvida não apresenta nenhum problema adicional de esforço excessivo sobre S_a ou D_a . Quando o inversor for de alta potência deve-se projetar um conversor CC-CC operando em condução contínua para evitar correntes excessivas sobre S_a .

O arquivo de simulação do inversor auxiliado pelo *snubber* de Undeland modificado regenerativo é apresentado no Anexo 1.

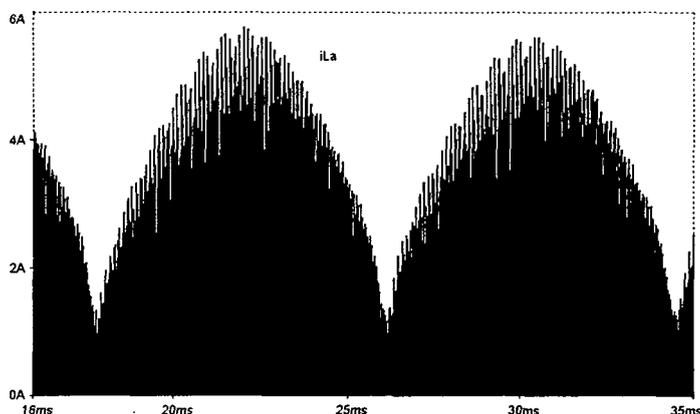


Figura 2.21 – Corrente através do indutor L_a .

2.7 – EXPERIMENTAÇÃO DO INVERSOR DISSIPATIVO

Para se ter maiores subsídios de comparação efetuou-se a experimentação de um inversor em ponto médio dissipativo, como o mostrado na Fig. 2.22. Os parâmetros utilizados são equivalentes às outras estruturas estudadas nesta tese e apresentados na Tabela 2.2.

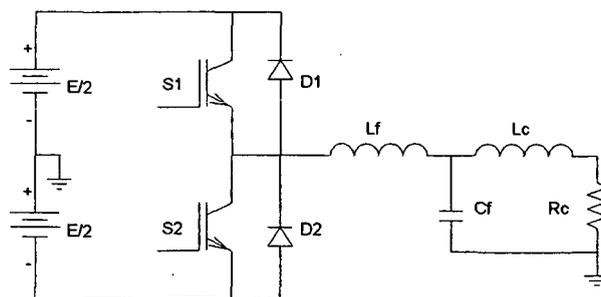


Figura 2. 22 – Inversor em ponto médio dissipativo.

Tabela 2.2 – Parâmetros utilizados na experimentação do inversor dissipativo.

Componente	Especificação	Fabricante/Valor
<i>S1 e S2</i>	Módulo IGBT SKM50GB123D	Semikron
<i>D1 e D2</i>	HFA15TB60	International Rectifier
<i>Lc</i>	Indutância de carga	4,77mH
<i>Rc</i>	Resistência de carga	5,4Ω
<i>Lf</i>	Indutância de filtro	1,8mH
<i>Cf</i>	Capacitância de filtro	22μF
<i>E</i>	Fonte de tensão de entrada	440V
<i>Sc</i>	Potência nominal da carga	2500VA

Os resultados experimentais obtidos são apresentados nas figuras a seguir. Na Fig. 2.23 são apresentadas a tensão sobre e a corrente através do interruptor *S1*. Nesta figura percebe-se que as comutações são bastante desfavoráveis ao interruptor, causando-lhe esforços adicionais indesejáveis.

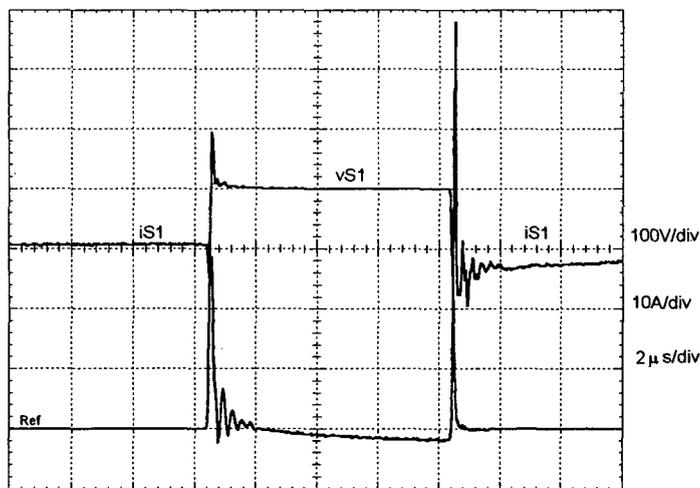


Figura 2.23 – Tensão sobre e corrente através do interruptor *S1*.

Detalhes das comutações do interruptor *S1* são apresentados na Fig. 2.24. Na Fig. 2.24a percebe-se o efeito da recuperação reversa do diodo *D2* sobre *S1*. Já na Fig. 2.24b percebe-se a superposição das curvas de tensão e corrente no interruptor.

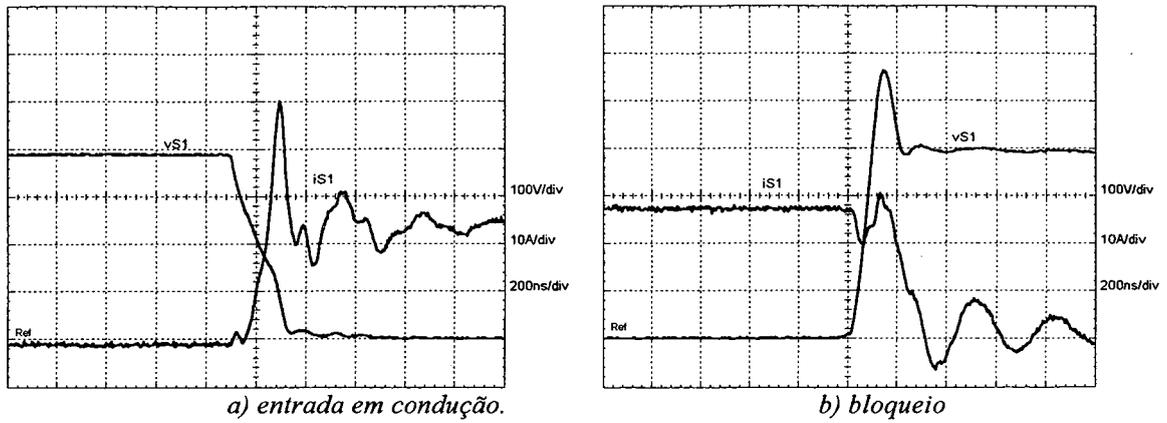


Figura 2.24 – Detalhes da comutação do interruptor $S1$.

Apesar da má qualidade das formas de onda de tensão e corrente no interruptor $S1$, a tensão e a corrente na carga são de ótima qualidade, como pode ser visto na Fig. 2.25.

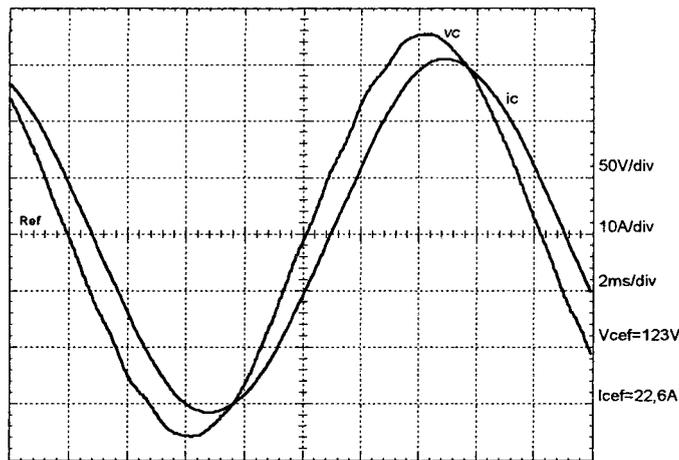


Figura 2.25 – Tensão sobre e corrente através da carga.

A curva de rendimento do inversor dissipativo é apresentada na Fig. 2.26. Apesar de as comutações serem ruins a eficiência não foi comprometida e isto ocorreu devido à baixa frequência de comutação utilizada, 7,8kHz.

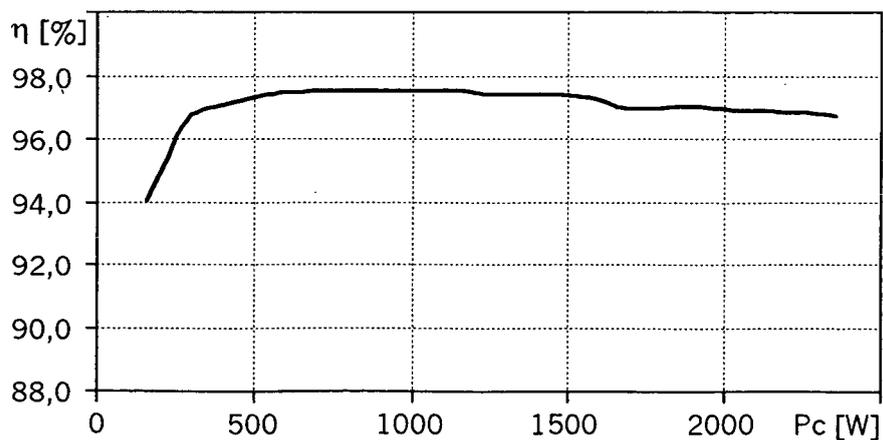


Figura 2.26 – Rendimento do inversor em ponto médio dissipativo.

2.8 – CONCLUSÕES

Neste capítulo foram apresentadas expressões que facilitam o projeto do *snubber* de Undeland operando como grampeador. Tais expressões apresentam maior rigor matemático que as apresentadas por Blaabjerg [07], ainda que estas forneçam uma forma precisa e bastante simplificada de projeto.

A metodologia sugerida foi utilizada na elaboração de um projeto, o qual foi testado por simulação numérica e experimentalmente. Os resultados numéricos e experimentais comprovaram a eficácia do *snubber* de Undeland em proteger os interruptores do inversor. O rendimento obtido para a frequência de 7,8kHz foi superior aos 96% para potências acima de 500W.

O *snubber* de Undeland operando como grampeador mostrou-se bastante atrativo para implementações práticas. É inteiramente passivo e fornece comutações suaves para todos os semicondutores ativos, pelo menos para a frequência utilizada.

Com a aplicação de um conversor CC-CC conseguiu-se regenerar a energia envolvida nas comutações dos interruptores. Isto é preponderante em aplicações de média e alta potência, onde a potência processada pelo circuito do *snubber* torna-se significativa.

As principais desvantagens do *snubber* de Undeland são a não regeneração direta da potência envolvida nas comutações, a limitação do índice de modulação de amplitude e a forte dependência ao tempo de recuperação reversa dos diodos de roda livre, que exige um valor de indutância passível de inviabilizar a sua utilização.

O inversor em ponto médio dissipativo apresenta comutações bastante desfavoráveis aos interruptores. O rendimento da estrutura não chegou a ser comprometido devido à baixa frequência de operação. Certamente, com o aumento da frequência as perdas por comutação se tornam significativas e a eficiência poderá ser degradada.

CAPÍTULO 3

COMUTAÇÃO SUAVE COM APLICAÇÃO DE TÉCNICAS ATIVAS

3.1 – INTRODUÇÃO

Neste capítulo apresentam-se as análises dos inversores ARDPI e ARPI, duas técnicas de obtenção de comutação suave exploradas na literatura e de grande valor didático. Os resultados obtidos neste capítulo servirão de comparação com os dados obtidos com as topologias de grampeamento ativo propostas na tese.

3.2 – O INVERSOR ARDPI

O inversor ARDPI (*auxiliary resonant diode pole inverter*) é formado por uma célula ressonante auxiliar baseada em diodos, adicionada à célula inversora convencional. Sua topologia, proposta por CHERITI *et al.* [12], é mostrada na Fig. 3.1. A modulação empregada é a PWM convencional.

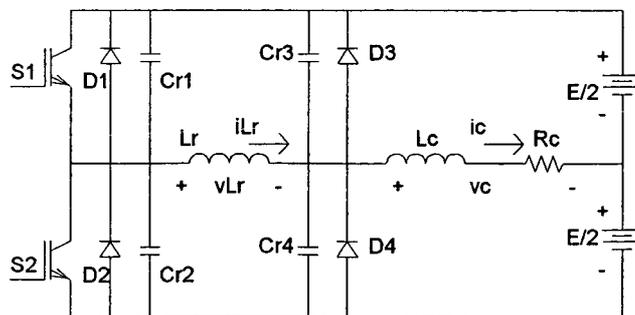


Figura 3.1 – Inversor ARDPI.

3.2.1 – PRINCÍPIOS DE OPERAÇÃO

O inversor ARDPI apresenta dez etapas de operação num período de comutação dos interruptores, as quais são especificadas a seguir [04].

Primeira etapa (t_0, t_1) – no instante $t=t_0$ o diodo $D1$ teve sua corrente anulada e, em consequência, o interruptor $S1$ comutou sob tensão nula e passou a conduzir a corrente i_{Lr} . O diodo $D4$ conduz a diferença entre as correntes ressonante e de carga.

$$i_{Lr}(t_0) = 0 \quad (3.1)$$

$$i_{Lr}(t) = \frac{E}{Lr} t \quad (3.2)$$

$$\Delta t_1 = \frac{i_c(t)}{Lr} E \quad (3.3)$$

Segunda etapa (t_1, t_2) – no momento em que o valor da corrente ressonante (i_{Lr}) assume o valor da corrente de carga, a corrente em $D4$ se anula, iniciando uma etapa ressonante. A corrente i_{Lr} evolui senoidalmente carregando $Cr4$ desde zero até E e descarregando $Cr3$ desde E até zero.

$$i_{Lr}(t) = i_c(t) + \frac{E}{Zn2} \text{sen}(w2 t) \quad (3.4)$$

$$v_{Cr3}(t) = E \cos(w2 t) \quad (3.5)$$

$$v_{Cr4}(t) = E - E \cos(w2 t) \quad (3.6)$$

$$w2 = \frac{1}{\sqrt{Lr(Cr3 + Cr4)}} \quad (3.7)$$

$$Zn2 = \sqrt{\frac{Lr}{Cr3 + Cr4}} \quad (3.8)$$

$$\Delta t_2 = \frac{\pi}{2 w2} \quad (3.9)$$

Terceira etapa (t_2, t_3) – no instante em que a tensão v_{Cr3} se anula, o diodo $D3$ entra em condução e praticamente grampeia o valor da corrente i_{Lr} . Na prática, ou numa simulação com modelos realísticos, a presença de elementos resistivos fará com que a corrente i_{Lr} decresça de maneira linear. A duração desta etapa depende do circuito de controle e, enquanto $S1$ permanecer fechada, ocorrerá transferência de energia para carga.

$$i_{Lr}(t) = i_c(t) + \frac{E}{Zn2} \quad (3.10)$$

Quarta etapa (t_3, t_4) – no instante $t=t_3$ abre-se o interruptor SI e inicia-se uma nova etapa ressonante, envolvendo $Lr, Cr1$ e $Cr2$. A tensão v_{Cr1} varia desde *zero* até E , enquanto a tensão v_{Cr2} varia desde E até *zero*.

$$i_{Lr}(t) = \left(i_c(t) + \frac{E}{Zn2} \right) - \frac{E}{Zn1} \text{sen}(w1 t) \quad (3.11)$$

$$v_{Cr1}(t) = E - E \cos(w1 t) \quad (3.12)$$

$$v_{Cr2}(t) = E \cos(w1 t) \quad (3.13)$$

$$w1 = \frac{1}{\sqrt{Lr(Cr1 + Cr2)}} \quad (3.14)$$

$$Zn1 = \sqrt{\frac{Lr}{Cr1 + Cr2}} \quad (3.15)$$

$$\Delta t_4 = \frac{\pi}{2 w1} \quad (3.16)$$

$$i_{Lr}(\Delta t_4) = i_c(t) + \left(\frac{E}{Zn1} - \frac{E}{Zn2} \right) \quad (3.17)$$

Quinta etapa (t_4, t_5) – quando a tensão v_{Cr2} se anula o diodo $D2$ entra em condução favorecendo a desmagnetização de Lr sobre as fontes de entrada. A corrente em Lr é maior que a corrente de carga. Durante esta etapa deve-se habilitar o interruptor $S2$ a conduzir para que o mesmo comute sob tensão nula.

$$i_{Lr}(t) = i_{Lr}(\Delta t_4) - \frac{E}{Lr} t \quad (3.18)$$

$$i_{Lr}(\Delta t_5) = i_c(t) \quad (3.19)$$

Sexta etapa (t_5, t_6) – quando a corrente i_{Lr} se iguala à corrente de carga (i_c), o diodo $D3$ se bloqueia dando início a mais uma etapa ressonante. A tensão v_{Cr3} cresce tendendo a se igualar a E , enquanto v_{Cr4} decresce tendendo a se anular, o que ocorre na próxima etapa.

$$i_{Lr}(t) = i_c(t) - \frac{E}{Zn2} \text{sen}(w2 t) \quad (3.20)$$

$$v_{Cr3}(t) = E - E \cos(w2 t) \quad (3.21)$$

$$v_{Cr4}(t) = E \cos(w2 t) \quad (3.22)$$

Sétima etapa (t_6, t_7) – nesta etapa prossegue o processo ressonante da etapa anterior, sendo que quando a corrente i_{Lr} se anula, o diodo $D2$ bloqueia e o interruptor $S2$ entra em condução sob tensão nula. A tensão v_{Cr3} continua crescendo até atingir o valor E , enquanto v_{Cr4} decresce até se anular.

$$i_{Lr}(t) = i_c(t) - \frac{E}{Zn2} \text{sen}(w2t) \quad (3.23)$$

$$v_{Cr3}(t) = E - E \cos(w2t) \quad (3.24)$$

$$v_{Cr4}(t) = E \cos(w2t) \quad (3.25)$$

$$i_{Lr}(\Delta t_7) = i_c(t) - \frac{E}{Zn2} \quad (3.26)$$

Oitava etapa (t_7, t_8) – no momento em que a tensão sobre $Cr4$ se anula o diodo $D4$ entra em condução, grampeando a corrente i_{Lr} . A duração desta etapa depende do circuito de controle.

$$i_{Lr}(t) = i_c(t) - \frac{E}{Zn2} \quad (3.27)$$

Nona etapa (t_8, t_9) – quando o interruptor $S2$ é bloqueado, inicia-se uma nova etapa ressonante. A tensão sobre $Cr2$ cresce desde zero até E , enquanto a tensão sobre $Cr1$ decresce desde E até zero.

$$i_{Lr}(t) = i_c(t) - \frac{E}{Zn2} + \frac{E}{Zn1} \text{sen}(w1t) \quad (3.28)$$

$$v_{Cr1}(t) = E \cos(w1t) \quad (3.29)$$

$$v_{Cr2}(t) = E \cos(w1t) \quad (3.30)$$

$$i_{Lr}(\Delta t_9) = i_c(t) - \frac{E}{Zn2} + \frac{E}{Zn1} \quad (3.31)$$

Décima etapa (t_9, t_{10}) – quando a tensão v_{Cr1} se anula o diodo $D1$ entra em condução e inicia-se a desmagnetização do indutor Lr . Durante esta etapa deve-se habilitar o interruptor $S1$ a conduzir para que comute sob tensão nula. Quando a corrente através do indutor ressonante se anula, inicia-se a primeira etapa, completando um ciclo de operação.

$$i_{Lr}(t) = i_c(t) - \frac{E}{Zn2} + \frac{E}{Zn1} - \frac{E}{Lr}t \quad (3.32)$$

A condição para que ocorra comutação suave é obtida a partir das expressões (3.17) e (3.31), gerando a inequação (3.33) [12].

$$\frac{E}{Z_{n2}} - \frac{E}{Z_{n1}} < I_{cp} < \frac{E}{Z_{n1}} - \frac{E}{Z_{n2}} \quad (3.33)$$

Após alguns algebrismos obtém-se a relação (3.34)

$$\sqrt{Cr1 + Cr2} \leq \sqrt{Cr3 + Cr4} - \frac{I_{cp}}{E} \sqrt{Lr} \quad (3.34)$$

A partir da expressão (3.4) obtém-se a relação (3.35).

$$I_{Lr_{max}} = I_{cp} + \frac{E}{Z_{n2}} \quad (3.35)$$

Da normalização abaixo consegue-se a expressão (3.37), que relaciona o período de ressonância entre Lr e $Cr4$ com a mínima razão cíclica.

$$\frac{v_{Cr4}}{E} = \frac{I}{E T_c} \left[\int_0^{\Delta t/2} E(1 - \cos(\omega_2 t)) dt + \int_0^{\Delta t/2} E \cos(\omega_2 t) dt \right] \quad (3.36)$$

$$\frac{v_{Cr4}}{E} = \frac{I T_r/2}{4 T_c} = D_{c_{min}} = \frac{1}{2}(1 - ma) \quad (3.37)$$

Assim, obtém-se a expressão (3.38).

$$fr_2 = \frac{I}{2\pi \sqrt{Lr(Cr3 + Cr4)}} \quad (3.38)$$

Sabendo que a melhor relação entre a máxima corrente em Lr e a corrente de pico na carga é dada pela expressão (3.39) [12], completam-se as equações necessárias para o projeto do inversor ARDPI.

$$i_{Lr_{max}} = 2,5 I_{cp} \quad (3.39)$$

Os estágios topológicos assumidos pela estrutura em cada etapa de funcionamento são apresentados na Fig. 3.2.

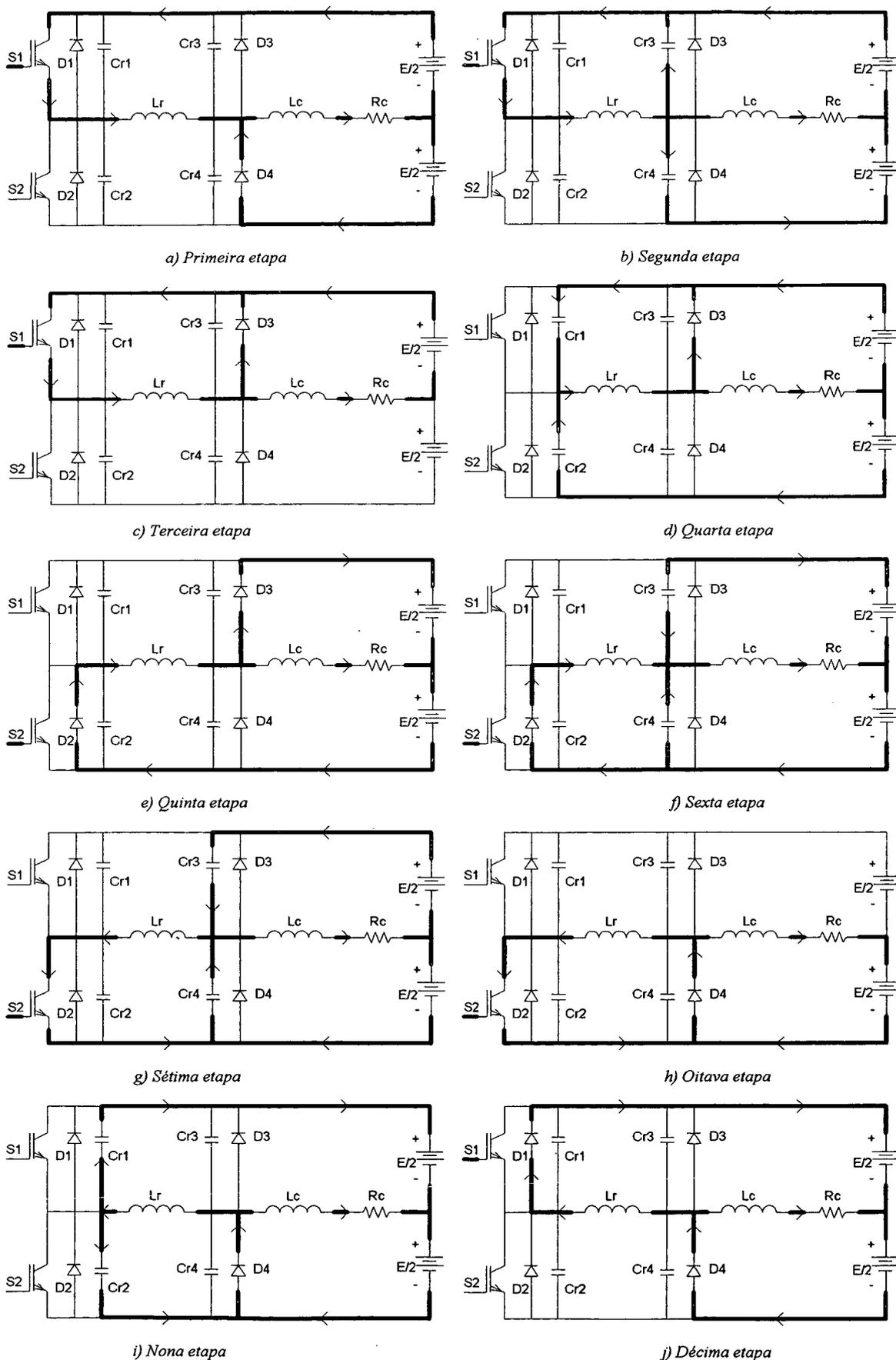


Figura 3.2 – Estágios topológicos assumidos em cada etapa de operação.

Na Fig. 3.3 apresentam-se as principais formas de onda do inversor ARDPI para um período de comutação.

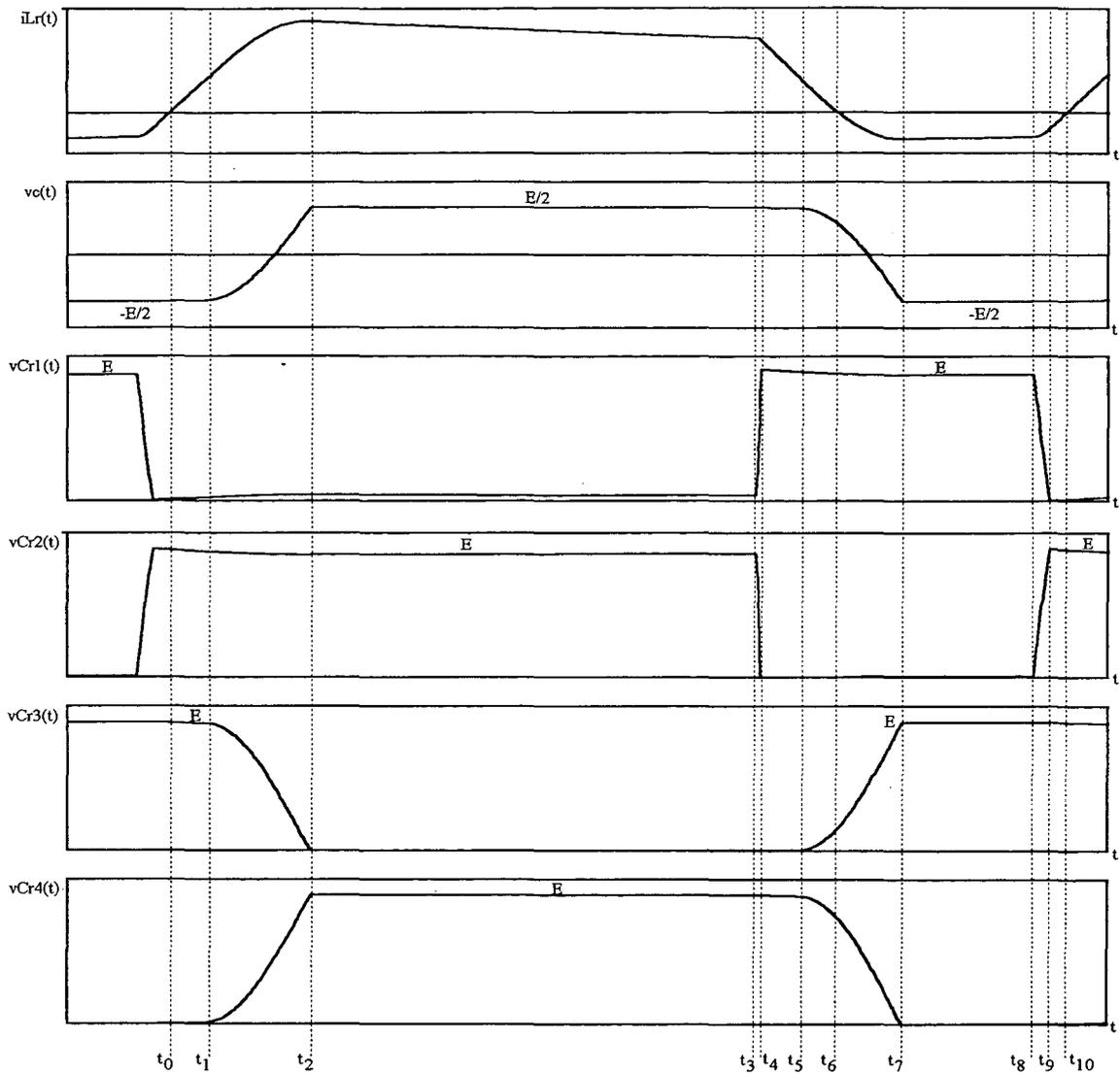


Figura 3.3 – Principais formas de onda do inversor ARDPI para um período de comutação.

3.2.2 – VERIFICAÇÃO POR SIMULAÇÃO

Para verificar a operação simulou-se o inversor ARDPI com os parâmetros a seguir. O arquivo de simulação é apresentado no Anexo 2.

$$S_c = 2500VA$$

$$E = 440V$$

$$V_{cp} = 170V$$

$$m_a = 0,771$$

$$f_c = 7,8kHz$$

$$I_{cp} = 29,5A$$

$$C_{r1} = C_{r2} = 40nF$$

$$C_{r3} = C_{r4} = 470nF$$

$$L_r = 93\mu H$$

Na Fig. 3.4 mostram-se a tensão sobre e a corrente através da carga, sendo ambas senoidais.

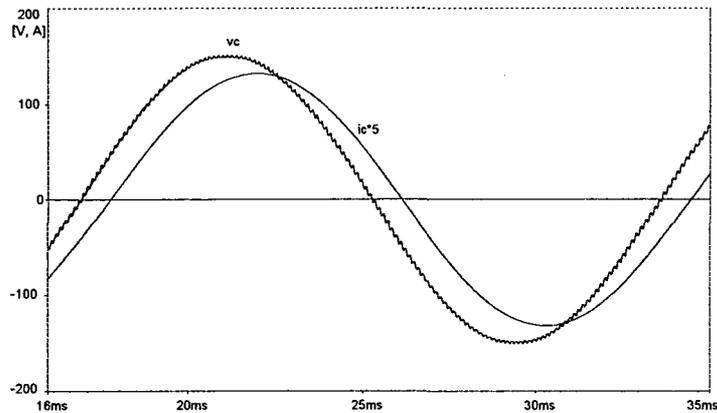


Figura 3.4 – Tensão sobre e corrente através da carga.

Na Fig. 3.5 mostra-se a corrente através do indutor ressonante superposta à corrente de carga. Percebe-se nesta figura o excesso de corrente circulante ($i_{Lr_{max}} \cong 2,5 I_{cp}$), previsto na análise quantitativa.

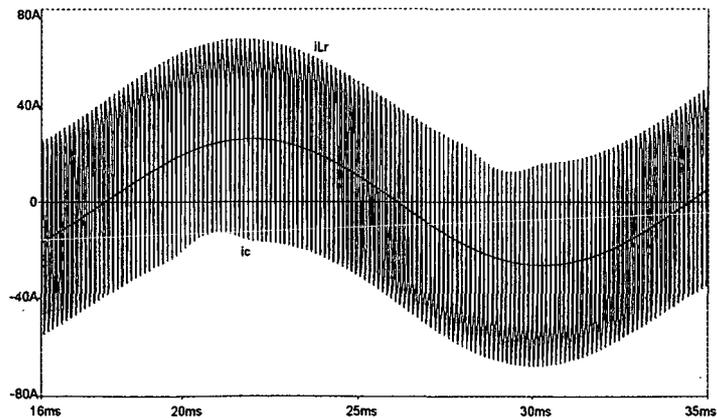


Figura 3.5 – Corrente ressonante superposta à corrente de carga.

Na Fig. 3.6 mostram-se a tensão sobre e a corrente através do interruptor $S1$ e na Fig. 3.7 são apresentadas as curvas de tensão sobre e corrente através do interruptor $S2$. Nestas duas figuras observa-se nitidamente a existência de comutação suave em ambos os interruptores.

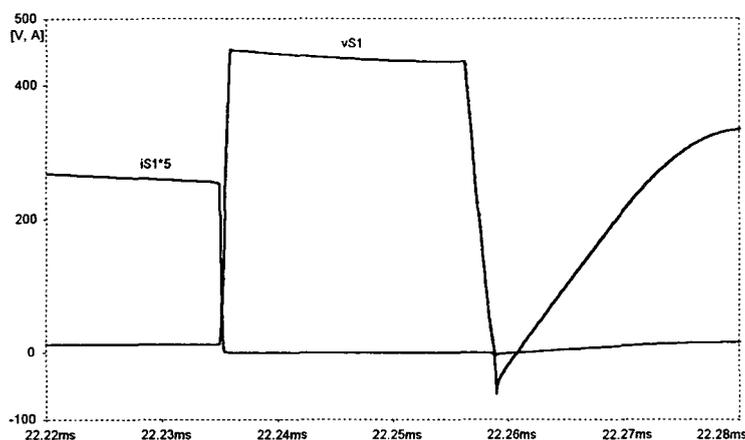


Figura 3.6 – Tensão e corrente no interruptor S1.

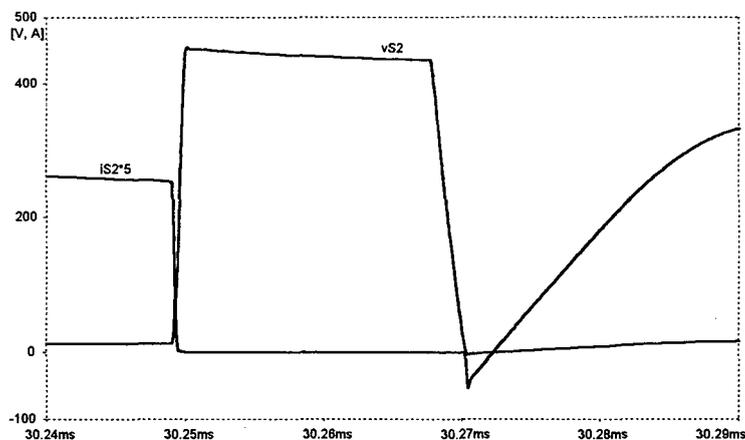


Figura 3.7 – Tensão e corrente no interruptor S2.

Na Fig. 3.8 apresentam-se a tensão sobre o capacitor $Cr3$ e a corrente através do diodo $D3$. Já na Fig. 3.9, apresentam-se a tensão sobre o capacitor $Cr4$ e a corrente através do diodo $D4$.

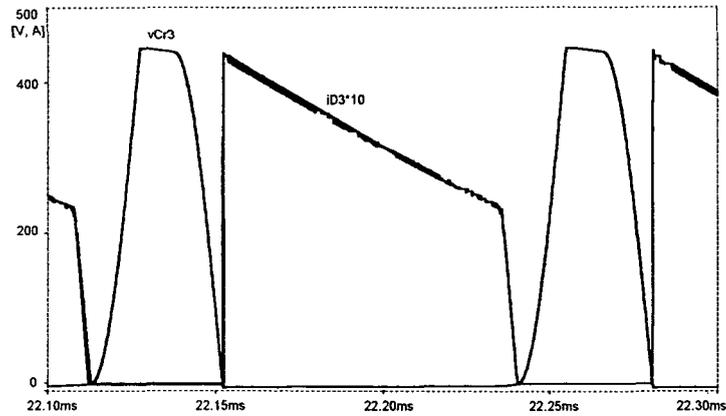


Figura 3.8 – Tensão sobre Cr3 e corrente através do diodo auxiliar D3.

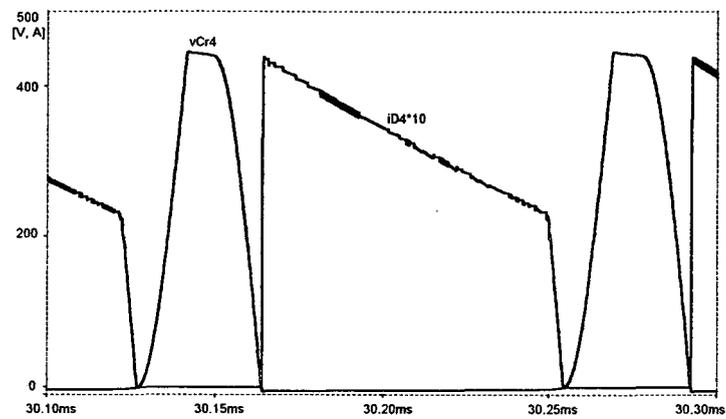


Figura 3.9 – Tensão e corrente no diodo auxiliar D4.

3.3 – INVERSOR ARPI

O inversor ARPI [06] (*auxiliary resonant pole inverter*) pode ser visto como uma evolução topológica do inversor ARDPI, onde para sua obtenção, transformam-se os diodos auxiliares $D3$ e $D4$ em interruptores bidirecionais em corrente. Sendo assim, sua topologia se transforma na apresentada na Fig. 3.10.

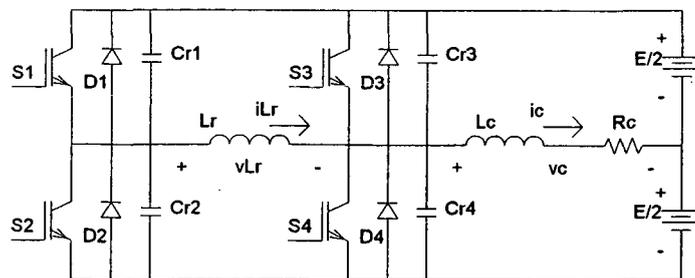


Figura 3.10 – Inversor ARPI.

3.3.1 – PRINCÍPIOS DE OPERAÇÃO

O inversor ARPI apresenta doze etapas de operação para cada período de comutação, as quais são detalhadas a seguir [04].

Primeira etapa (t_0, t_1) – no instante $t=t_0$ o diodo $D2$ tem sua corrente anulada e, em consequência, o interruptor $S2$ comuta sob tensão nula e passa a conduzir a corrente i_{Lr} , juntamente com o interruptor $S3$. A corrente no indutor ressonante cresce linearmente alimentada pelas fontes de entrada.

$$i_{Lr}(t) = -\frac{E}{Lr}t \quad (3.40)$$

$$I1 = i_{Lr}(\Delta t1) \quad (3.41)$$

$$\Delta t1 = \frac{I1}{Lr}E \quad (3.42)$$

Segunda etapa (t_1, t_2) – no momento em que a corrente ressonante (i_{Lr}) assume um valor predeterminado, o interruptor $S2$ é aberto. Inicia-se uma etapa ressonante entre Lr , $Cr1$ e $Cr2$, culminando com a descarga de $Cr1$ e a carga de $Cr2$.

$$i_{Lr}(t) = -I1 - \frac{E}{Zn} \text{sen}(wo t) \quad (3.43)$$

Terceira etapa (t_2, t_3) – no instante em que a tensão v_{Cr1} se anula, o diodo $D1$ entra em condução e praticamente grampeia o valor da corrente i_{Lr} . Na prática, ou numa simulação com modelos realísticos, a presença de elementos resistivos fará com que a corrente i_{Lr} decresça de maneira linear. Durante esta etapa deve-se habilitar $S1$ a conduzir para que depois comute sob tensão nula. A duração desta etapa depende do circuito de controle e enquanto $S1$ permanecer fechada, tem-se transferência de energia para carga.

Quarta etapa (t_3, t_4) – no instante $t=t_3$ abre-se o interruptor $S3$ e inicia-se uma nova etapa ressonante, envolvendo Lr , $Cr3$ e $Cr4$. A tensão v_{Cr3} varia desde *zero* até E , enquanto a tensão v_{Cr4} varia desde E até *zero*.

$$i_{Lr}(t) = -\left(I1 + \frac{E}{Zn}\right) + \frac{E}{Zn} \text{sen}(wo t) \quad (3.44)$$

Quinta etapa (t_4, t_5) – quando a tensão v_{Cr4} se anula o diodo $D4$ entra em condução, favorecendo a desmagnetização de Lr sobre as fontes de entrada. Durante esta etapa deve-

se habilitar S4 a conduzir, para que comute sob tensão nula no instante em que a corrente ressonante se anular.

$$i_{Lr}(t) = -I1 + \frac{E}{Lr}t \quad (3.45)$$

Sexta etapa (t_5, t_6) – quando a corrente i_{Lr} se anula, o diodo $D1$ se bloqueia e o interruptor $S1$ entra em condução sob tensão nula. A corrente ressonante muda de sentido e continua a crescer linearmente, alimentada pelas fontes de entrada.

$$i_{Lr}(t) = \frac{E}{Lr}t \quad (3.46)$$

Sétima etapa (t_6, t_7) – quando a corrente i_{Lr} se iguala à corrente de carga (i_c), o diodo $D4$ se bloqueia, dando prosseguimento à etapa linear anterior. A corrente i_{Lr} sofre um incremento.

$$i_{Lr}(t) = i_c(t) + \frac{E}{Lr}t \quad (3.47)$$

$$i_{Lr}(t_7) = I2 \quad (3.48)$$

$$\Delta t_7 = \frac{I2 - Icp}{E} Lr \quad (3.49)$$

Oitava etapa (t_7, t_8) – quando a corrente i_{Lr} atinge um determinado valor ($I2$), o interruptor $S2$ é bloqueado. Inicia-se uma nova etapa ressonante. A tensão sobre $Cr1$ cresce desde zero até E , enquanto a tensão sobre $Cr2$ decresce desde E até zero.

$$i_{Lr}(t) = I2 + \frac{E}{Zn} \text{sen}(\omega_0 t) \quad (3.50)$$

Nona etapa (t_8, t_9) – quando a tensão v_{Cr2} se anula o diodo $D2$ entra em condução, praticamente grampeando a corrente i_{Lr} . Durante esta etapa, onde ocorre a roda livre da corrente de carga, deve-se habilitar o interruptor $S2$ a conduzir para que comute sob tensão nula.

$$i_{Lr}(t) = I2 + \frac{E}{Zn} \quad (3.51)$$

Décima etapa (t_9, t_{10}) – quando o interruptor $S4$ é bloqueado, inicia-se uma nova etapa ressonante. A tensão sobre $Cr4$ cresce desde zero até E , enquanto a tensão sobre $Cr3$ decresce desde E até zero.

$$i_{Lr}(t) = I2 + \frac{E}{Zn} - \frac{E}{Zn} \text{sen}(\omega_0 t) \quad (3.52)$$

Décima Primeira etapa (t_{10}, t_{11}) – quando a tensão v_{Cr3} se anula o diodo $D3$ entra em condução e inicia-se a desmagnetização do indutor Lr . Durante esta etapa deve-se habilitar o interruptor $S3$ a conduzir para que comute sob tensão nula.

$$i_{Lr}(t) = I2 - \frac{E}{Lr}t \quad (3.53)$$

Décima Segunda etapa (t_{11}, t_{12}) – no momento em que a corrente no indutor ressonante se iguala à corrente de carga, o diodo $D3$ se bloqueia e $S1$ entra em condução sob tensão nula. A corrente i_{Lr} continua a decrescer até se anular, fazendo o diodo $D2$ se bloquear. Quando isto ocorre dá-se início à primeira etapa de operação, completando-se um período de comutação.

Os estágios topológicos assumidos pela estrutura em cada etapa de funcionamento são apresentados na Fig. 3.11.

As principais formas de onda para o inversor ARPI num período de comutação são apresentadas na Fig. 3.12.

Para satisfazer a operação com comutação suave deve-se garantir que, ao final da sétima etapa de funcionamento, a corrente no indutor ressonante (Lr) seja maior que o valor da corrente de carga.

$$I2 \geq i_c(t) \quad (3.54)$$

Como na nona etapa há uma queda no valor da corrente ressonante, deve-se compensar este fenômeno com um incremento em $I2$. Tratando-se com valores máximos:

$$I2 = G Icp \quad (3.55)$$

Substituindo a expressão (3.55) em (3.49) obtém-se a nova relação para $\Delta t7$.

$$\Delta t7 = \frac{Icp}{E}(G-1)Lr \quad (3.56)$$

O incremento G sofrido pela corrente i_{Lr} dependerá das condições da experimentação e da tecnologia de semiconductor usada. As resistências que influenciam neste parâmetro são as dos condutores, das trilhas do circuito impresso, dos diodos e dos interruptores ativos. Para uma definição segura do valor de $I2$ provavelmente ter-se-á que realizar algumas iterações e testes através de simulações numéricas.

O valor máximo da corrente i_{Lr} foi definido pela expressão (3.51), e como a corrente de pico na carga é dada pela expressão (3.57), consegue-se a relação (3.58).

$$Icp = \frac{ma E}{2 Zc} \quad (3.57)$$

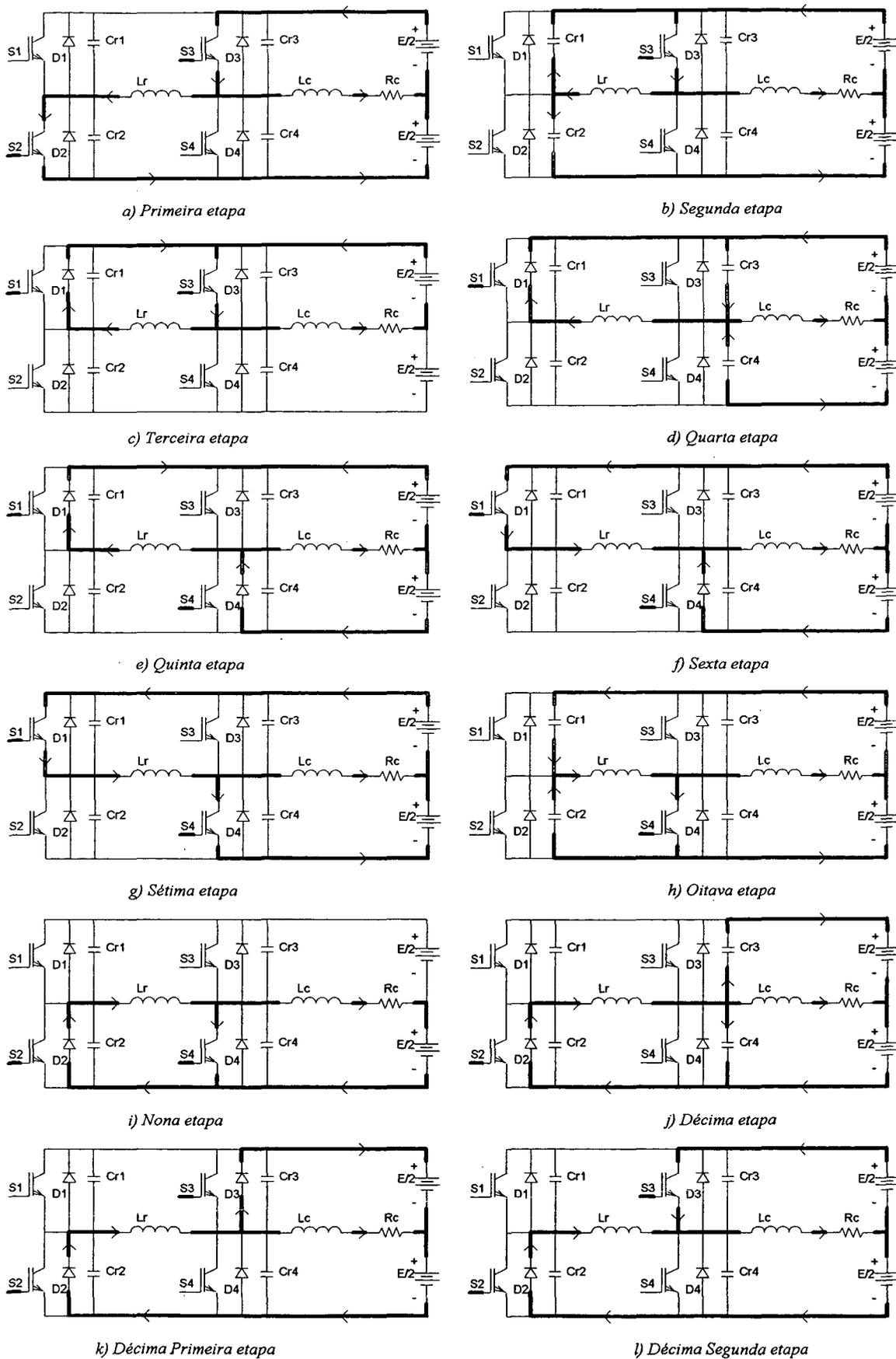


Figura 3.11 – Estados topológicos do inversor ARPI em cada etapa de operação.

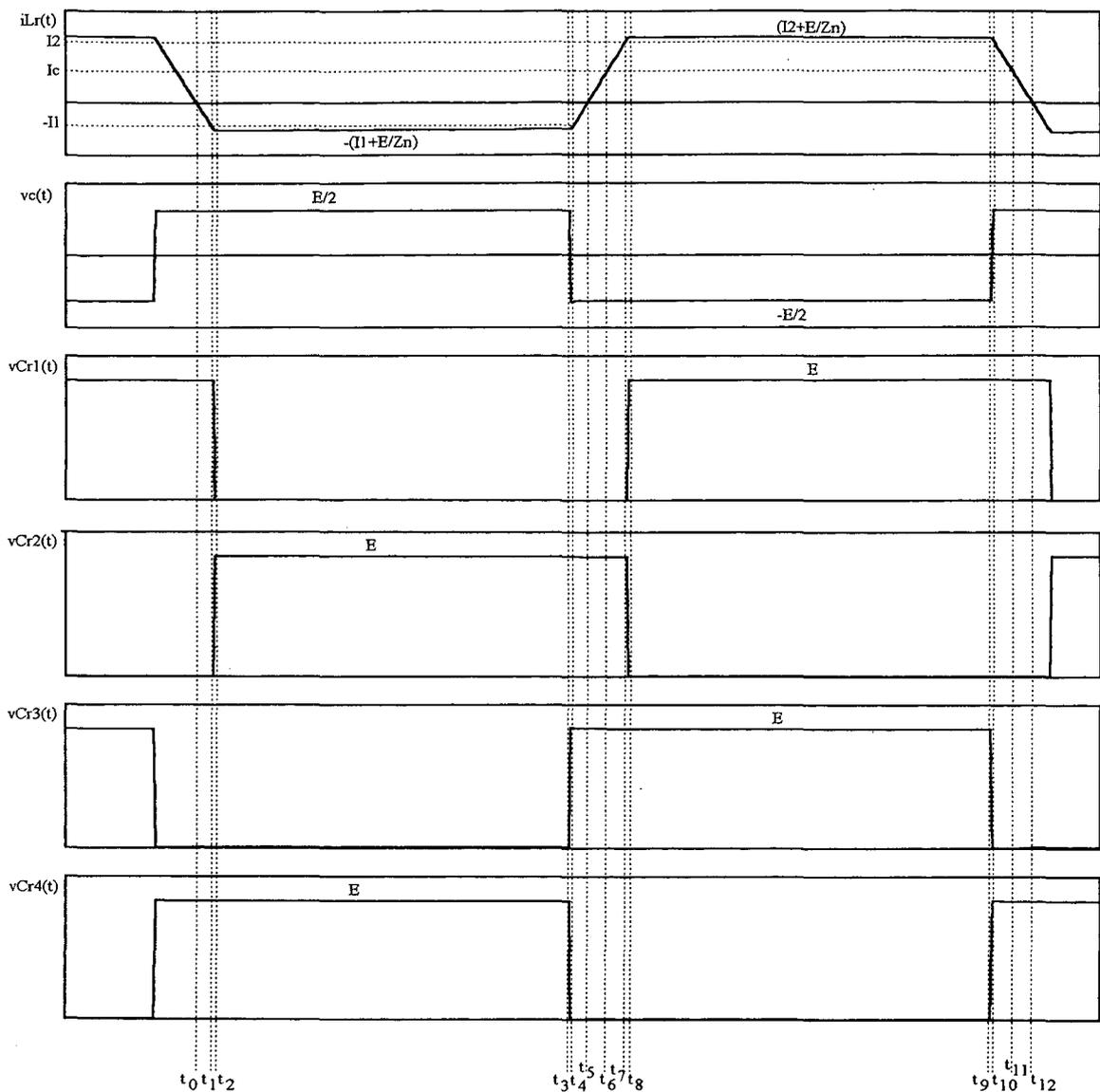


Figura 3.12 – Principais formas de onda do inversor ARPI num período de comutação.

$$I_{Lr_{max}} = \frac{E}{Z_c} \left(\frac{m\alpha G}{2} + \gamma \right) \quad (3.58)$$

$$\gamma = \frac{Z_c}{Z_n} \quad (3.59)$$

Com a especificação do valor máximo assumido pela corrente ressonante determina-se a impedância característica do circuito e os outros parâmetros ressonantes.

$$Z_n = \sqrt{\frac{L_r}{2 C_r}} \quad (3.60)$$

$$\omega_0 = \frac{1}{\sqrt{2 L_r C_r}} \quad (3.61)$$

$$C_r = C_{r1} = C_{r2} = C_{r3} = C_{r4} \quad (3.62)$$

3.3.2 – VERIFICAÇÃO POR SIMULAÇÃO

Para verificar a operação simulou-se o inversor ARPI com os parâmetros a seguir. O arquivo de simulação, em forma de texto, é apresentado no Anexo 2.

$$S_c = 2500VA$$

$$E = 440V$$

$$V_{cp} = 170V$$

$$ma = 0,771$$

$$f_c = 7,8kHz$$

$$f_r = 75 f_c = 585kHz$$

$$I_{cp} = 29,5A$$

$$I_{Lr_{max}} = 1,3 I_{cp} = 38,3A$$

$$G = 1,2$$

$$\gamma = \frac{Z_c}{E} I_{Lr_{max}} - \frac{ma G}{2} = 0.039$$

$$Z_n = \frac{Z_c}{\gamma} = 149,34\Omega$$

$$L_r = \frac{Z_n}{2\pi f_r} = 40,6\mu H$$

$$C_r = \frac{L_r}{2Z_n^2} = 0,91nF$$

$$\Delta t_6 = \frac{I_{cp} L_r}{E} = 2,72\mu s$$

$$\Delta t_7 = \frac{(12 - I_{cp}) L_r}{E} = 0,55\mu s$$

O tempo mínimo de superposição dos comandos é calculado como segue.

$$t_{sup} = \Delta t_6 + \Delta t_7 = 3,3\mu s$$

Nas figuras a seguir apresentam-se os resultados de simulação para o inversor ARPI. Na Fig. 3.13 apresentam-se a tensão sobre e a corrente através da carga.

Na Fig. 3.14 mostra-se a corrente através do indutor ressonante superposta a corrente de carga. Percebe-se nesta figura que a corrente ressonante está de acordo com o que foi projetado ($1,2 \times I_c$).

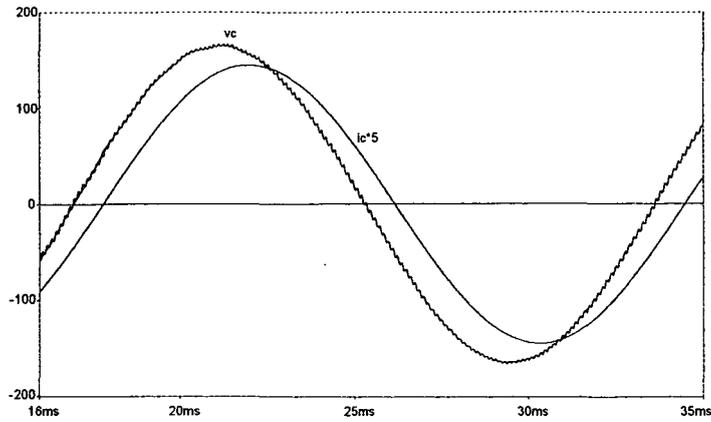


Figura 3.13 – Tensão sobre e corrente através da carga.

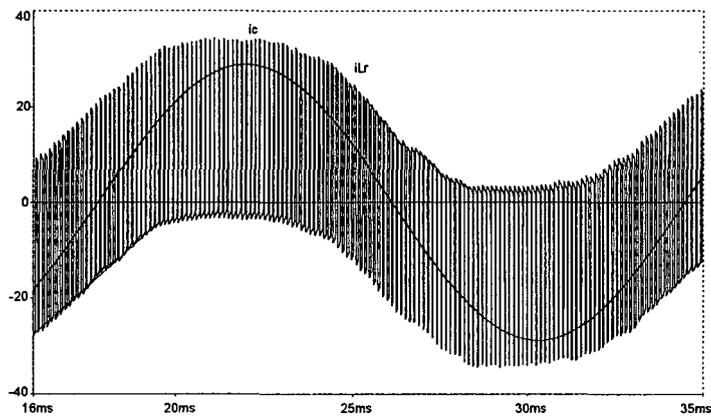


Figura 3.14 – Corrente ressonante superposta a corrente de carga.

As comutações dos interruptores ativos são mostradas nas Figs. 3.15 a 3.18, onde percebe-se a ocorrência de comutação suave. Observando as Figs. 3.15 e 3.16 nota-se que os interruptores $S1$ e $S2$ atuam como auxiliares, e por isso, estão submetidos a valores muito baixos de corrente média, em comparação com a corrente média dos interruptores principais $S3$ e $S4$.

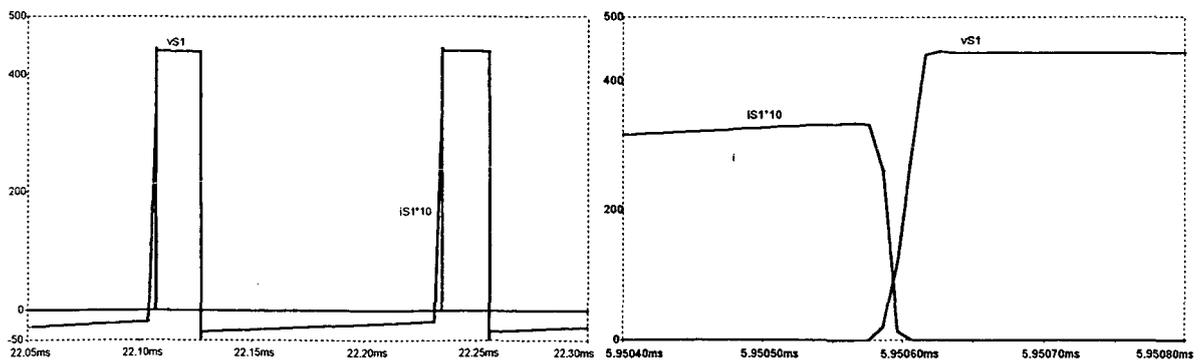


Figura 3.15 – Tensão e corrente no interruptor $S1$.

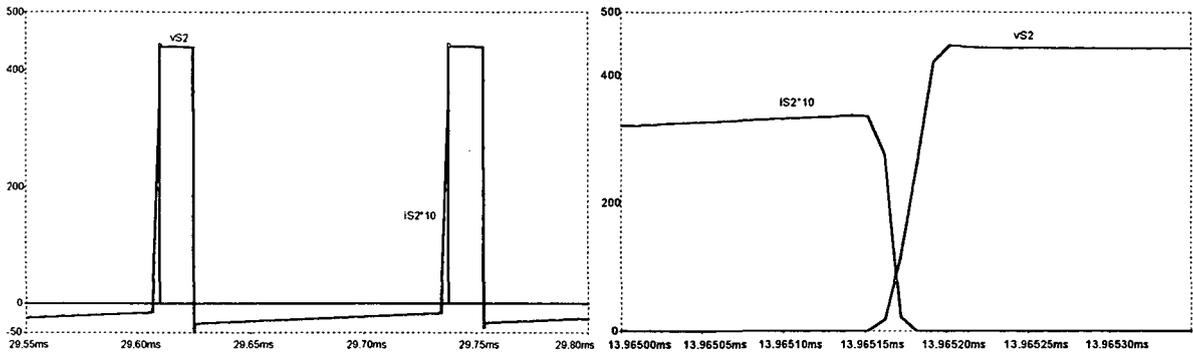


Figura 3.16 – Tensão e corrente no interruptor S2.

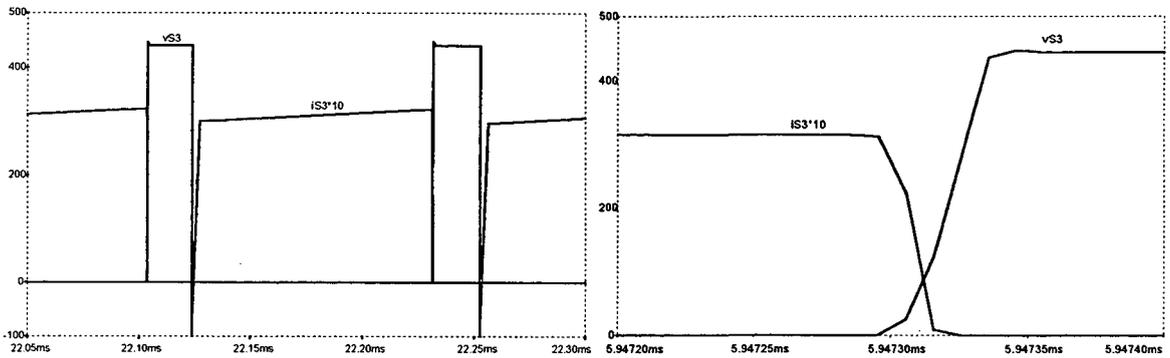


Figura 3.17 – Tensão e corrente no interruptor S3.

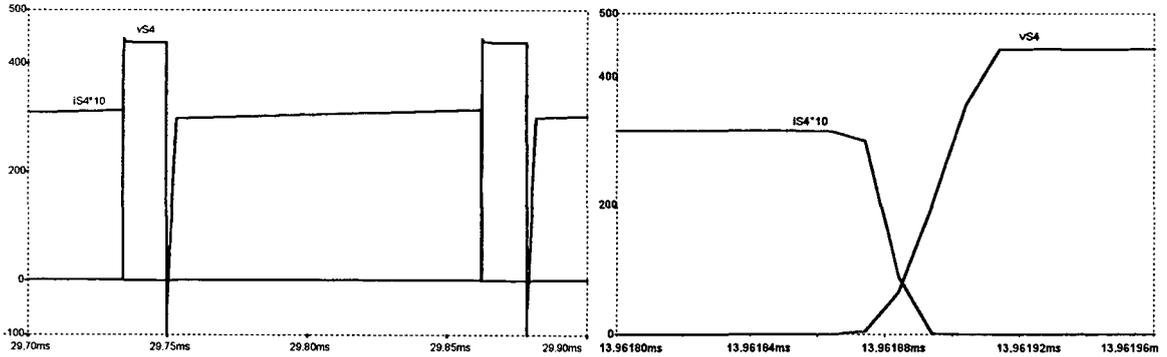


Figura 3.18 – Tensão e corrente no interruptor S4.

3.4 – CONCLUSÕES

Neste capítulo foram apresentados os princípios de operação e resultados de simulação dos inversores ARDPI e ARPI, duas topologias clássicas de inversores com comutação suave.

Os dois inversores apresentam comutação suave em toda a faixa de carga. O inversor ARDPI necessita de uma corrente ressonante bastante alta para alcançar esta característica, enquanto que o inversor ARPI submete os interruptores a esforços menores de corrente.

O principal problema do inversor ARPI ocorre nas etapas três e nove. A corrente no indutor ressonante entra em regime de grampeamento, no entanto, devido às resistências presentes em circuitos reais, essa corrente tende a decrescer. Com o decrescimento na corrente ressonante, a condição de comutação suave fica comprometida. Para manter comutação sem perdas é necessário compensar a queda de corrente com o aumento do tempo de superposição dos interruptores, causando-lhes elevação dos esforços de corrente.

Sob o aspecto dos esforços de tensão sobre os componentes, ambos apresentam a mesma característica, qual seja, a ausência completa de sobre-tensão, já que o seu valor é limitado à tensão do barramento de alimentação.

Do ponto de vista do controle o inversor ARDPI não sofre alteração com relação ao inversor convencional. Em contrapartida o inversor ARPI necessita de um circuito de controle mais elaborado.

CAPÍTULO 4

GERAÇÃO DE TOPOLOGIAS DE INVERSORES COM COMUTAÇÃO SUAVE E GRAMPEAMENTO ATIVO

4.1 - INTRODUÇÃO

Neste capítulo apresenta-se a geração de células de comutação suave com grampeamento ativo aplicáveis a inversores de tensão. Estas células foram obtidas a partir da proposta de Bruce Carsten [09] que utilizou circuitos ativos para a desmagnetização do transformador de conversores do tipo *forward*. Vale ressaltar que no trabalho de Carsten não foram evidenciados os aspectos da comutação, preocupação tida por Ionel Dan Jitaru [33] que, ao acrescentar um indutor saturável, obteve comutação suave sob tensão nula nos interruptores auxiliar e principal.

Após o trabalho de Carsten outros surgiram utilizando a mesma célula de comutação, porém de maneira desconexa. Harada e Sakamoto [26] aplicaram-na aos conversores CC-CC, Watson, Lee e Hua [61] ao conversor *flyback* e Heng e Oruganti [30] a uma família de conversores assimétricos.

Tentando apresentar uma origem comum e de forma lógica na geração das células de comutação e sua aplicação aos vários conversores CC-CC, foi proposto por Duarte e Barbi [18, 19, 20, 21, 22, 23], uma família de células fundamentais de comutação sob tensão nula (CTN). Os trabalhos desenvolvidos foram interessantíssimos e culminaram na geração, de forma lógica e racional, de uma família de conversores CC-CC com grampeamento ativo, operando com modulação por largura de pulsos (PWM) e com comutação sob tensão nula (CTN). Na tese de Cláudio M. C. Duarte [23] foram

evidenciadas pelo menos cinquenta topologias, sendo que a extrema maioria destas ainda não haviam sido exploradas.

4.2 - ORIGEM DAS CÉLULAS CTN-PWM-GA

As células de comutação sob tensão nula (CTN), moduladas por largura de pulso (PWM) e com grampeamento ativo (GA), baseiam-se em ações de grampeamento que operam como se fossem conversores CC-CC reversíveis. São seis estas células, denominadas *buck*, *boost*, *buck-boost*, *Cuk*, *sepic* e *zeta*. São reversíveis porque, ao transformar os interruptores não controlados dos conversores convencionais em interruptores controláveis, possibilita-se que o fluxo de corrente nos elementos do grampeador ativo ocorra em dois sentidos.

Na Fig. 4.1 mostra-se a obtenção das células CTN-PWM-GA, a partir dos seis conversores convencionais.

O conversor buck convencional da Fig. 4.1.a é redesenhado na Fig. 4.1.b para evidenciar a célula de comutação. Na Fig. 4.1.c elimina-se a fonte E e a carga RI e transforma-se o diodo D em um interruptor controlado bidirecional em corrente, assim como o é SI . Desta forma criou-se a célula de comutação CTN-PWM-GA do tipo *buck*.

Do mesmo modo como foi obtida a célula CTN-PWM-GA do tipo *buck* podem ser obtidas mais cinco células, são elas: *boost*, *buck-boost*, *Cuk*, *sepic* e *zeta*; todas mostradas na Fig. 4.1 e derivadas dos conversores CC-CC básicos convencionais.

As células CTN-PWM-GA obtidas na Fig. 4.1 são rerepresentadas na Fig. 4.2 com as indicações a , b e c , onde serão feitas as conexões para a obtenção dos conversores CC-CC e CC-CA. As indicações auxiliarão na aplicação de regras para a obtenção dos conversores.

Deve-se notar que as células com característica elevadora (*boost*, *Cuk* e *sepic*) possuem o ponto a “flutuando”, ou seja, o ponto a não está conectado diretamente a estas células.

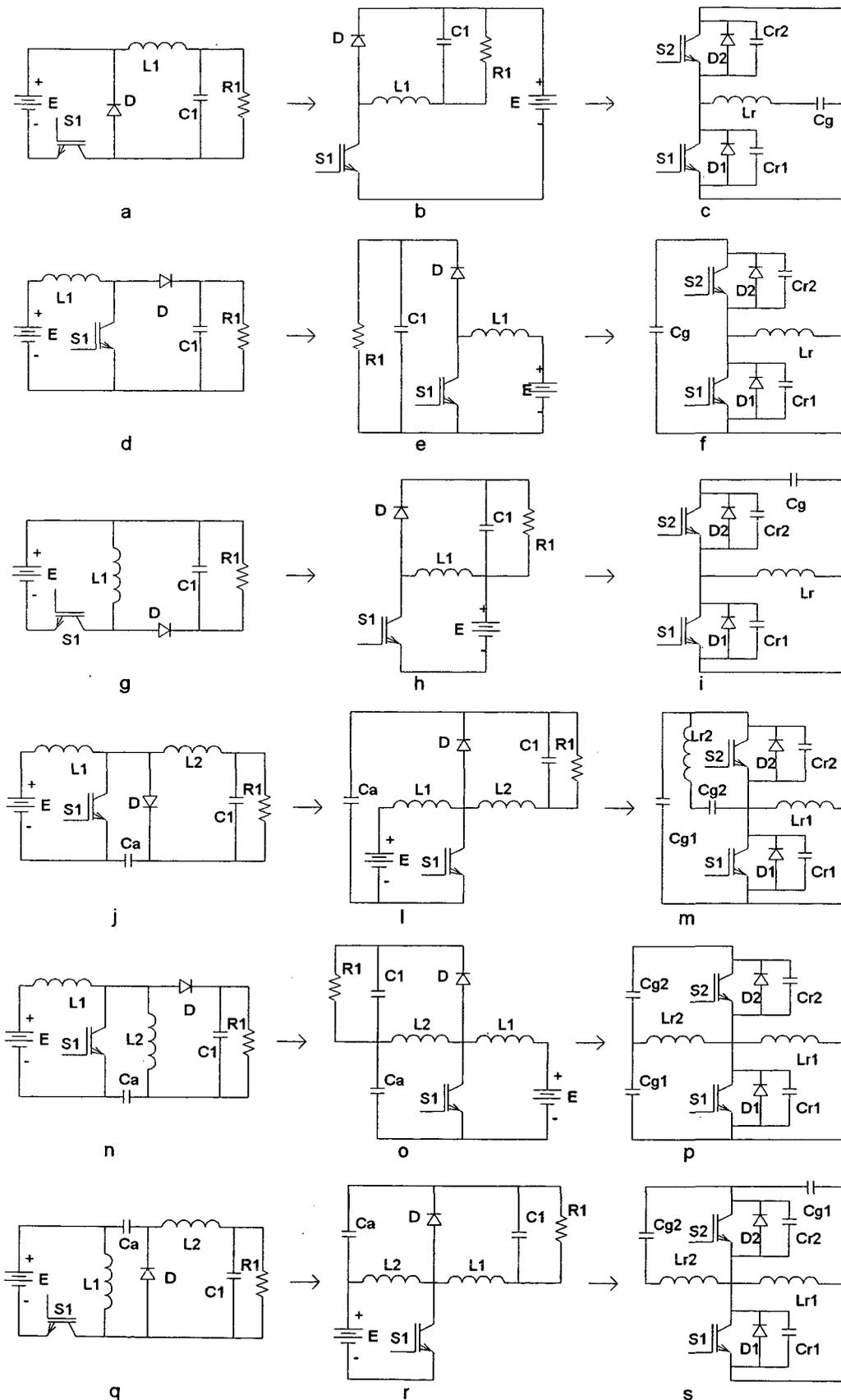


Figura 4.1 - Geração das células com comutação sob tensão nula moduladas por largura de pulso e com grampeamento ativo (CTN-PWM-GA).

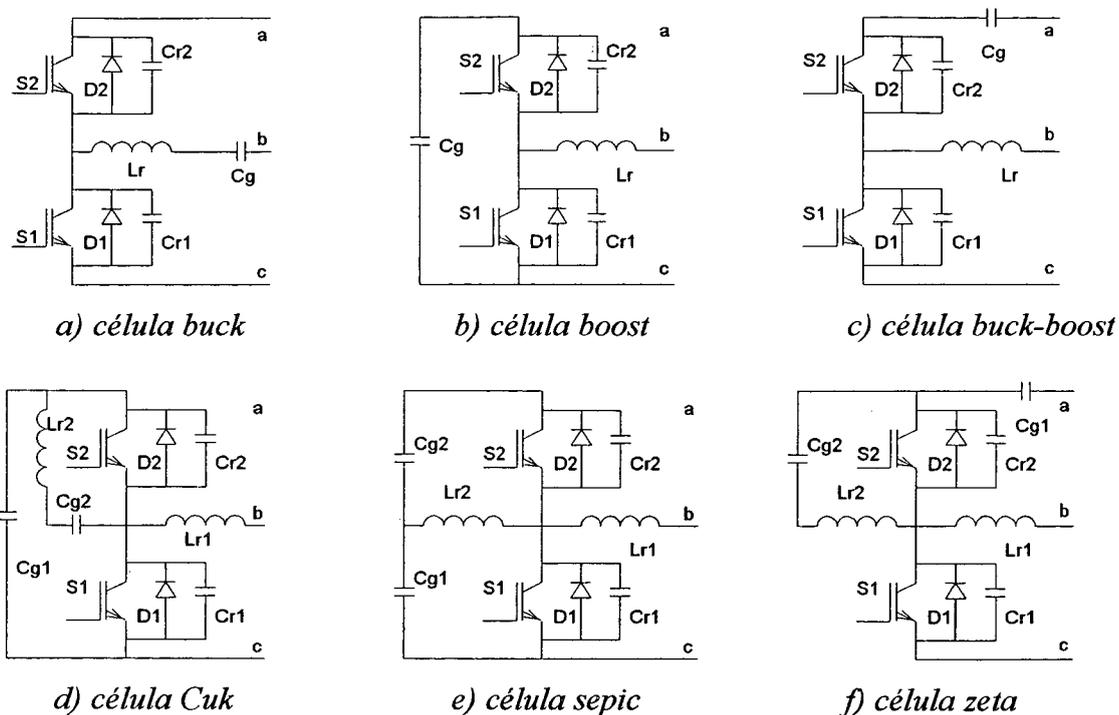


Figura 4.2 - Células CTN-PWM-GA

4.3 - REGRAS PARA A GERAÇÃO DOS CONVERSORES CTN-PWM-GA

Para a geração dos conversores CC-CC e CC-CA CTN-PWM-GA, devem-se respeitar duas regras básicas de formação, dadas a seguir:

- 1) entre os pontos *a* e *c*, da célula de comutação, conectam-se elementos com características de fonte de tensão, tais como fontes de tensão e capacitores;
- 2) entre os pontos *a* e *b* e/ou *b* e *c*, da célula de comutação, conectam-se elementos com características de fonte de corrente, tais como fontes de corrente e indutor em série com fonte de tensão.

Aplicando estas duas regras às células de comutação apresentadas na Fig. 4.2 geram-se as famílias de conversores CC-CC CTN-PWM-GA, estudadas por Duarte [23]. A família de conversores *buck* com as seis ações de grampeamento ativo é mostrada na Fig.4.3. Nas Figs. 4.4, 4.5, 4.6, 4.7 e 4.8 são apresentadas as famílias de conversores CC-CC CTN-PWM-GA com ações de grampeamento dos tipos *boost*, *buck-boost*, *Cuk*, *sepic* e *zeta*, respectivamente.

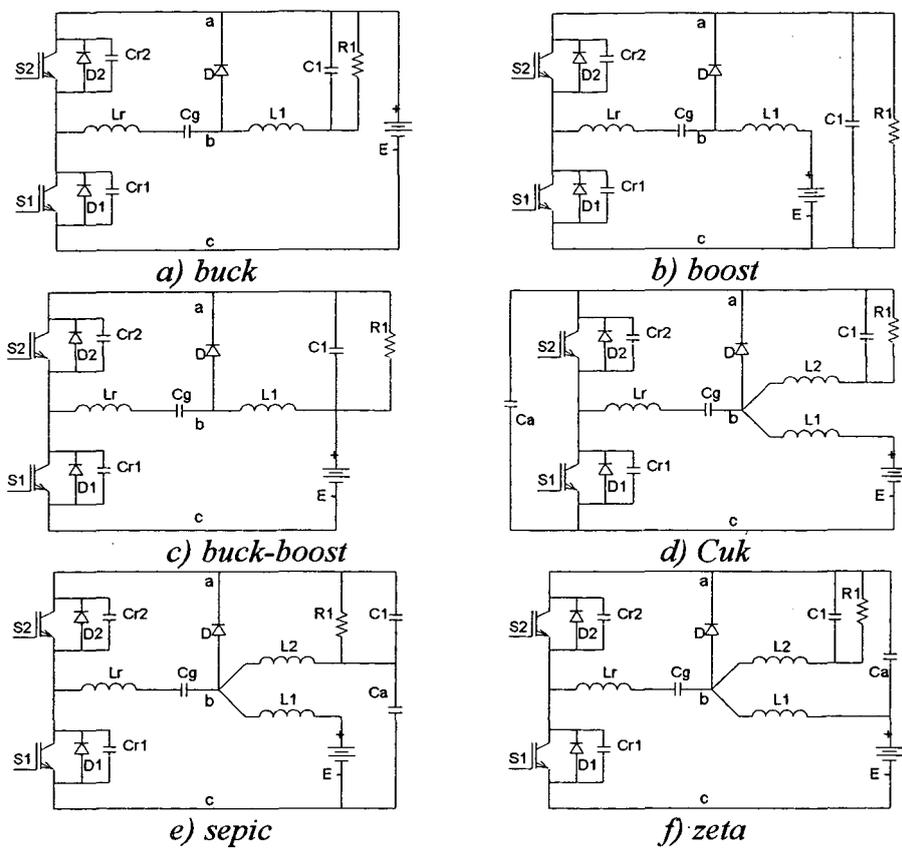


Figura 4.3 - Conversores CC-CC CTN PWM com grampeamento ativo do tipo buck.

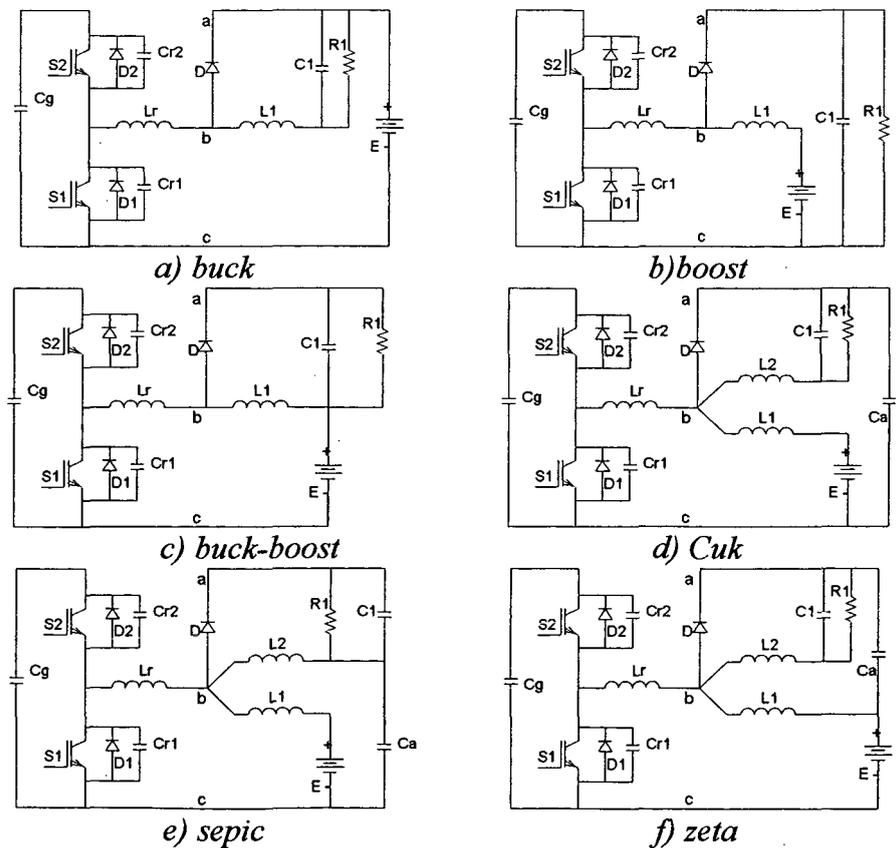


Figura 4.4 - Conversores CC-CC CTN PWM com grampeamento ativo do tipo boost.

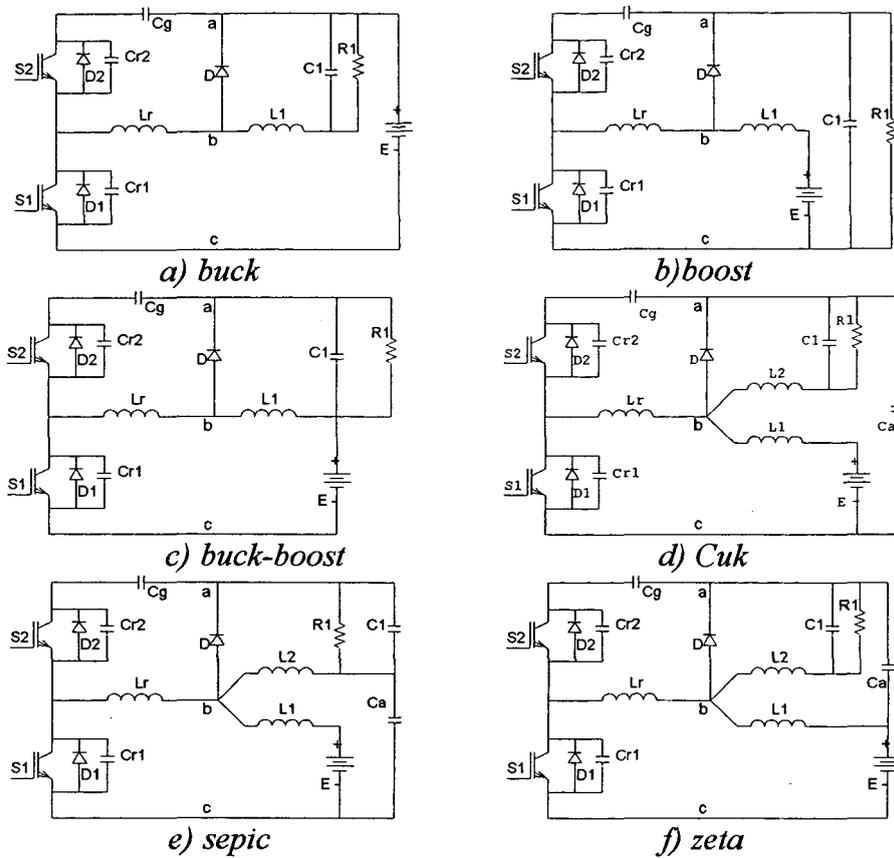


Figura 4.5 - Conversores CC-CC CTN PWM com grameamento ativo do tipo buck-boost

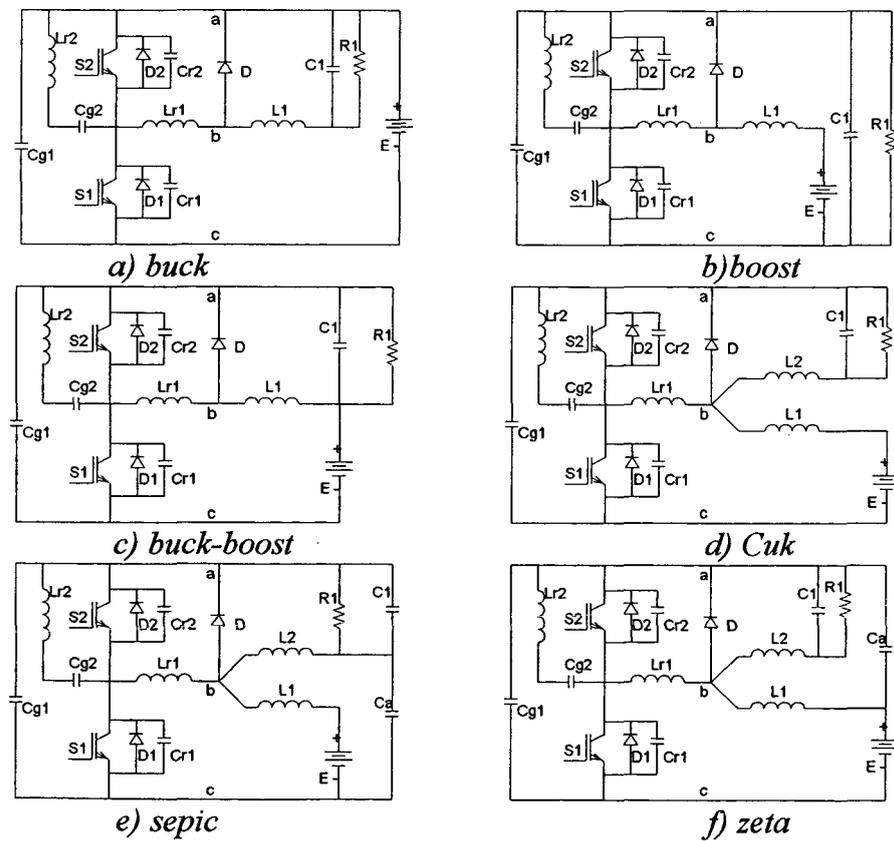


Figura 4.6 - Conversores CC-CC CTN PWM com grameamento ativo do tipo Cuk

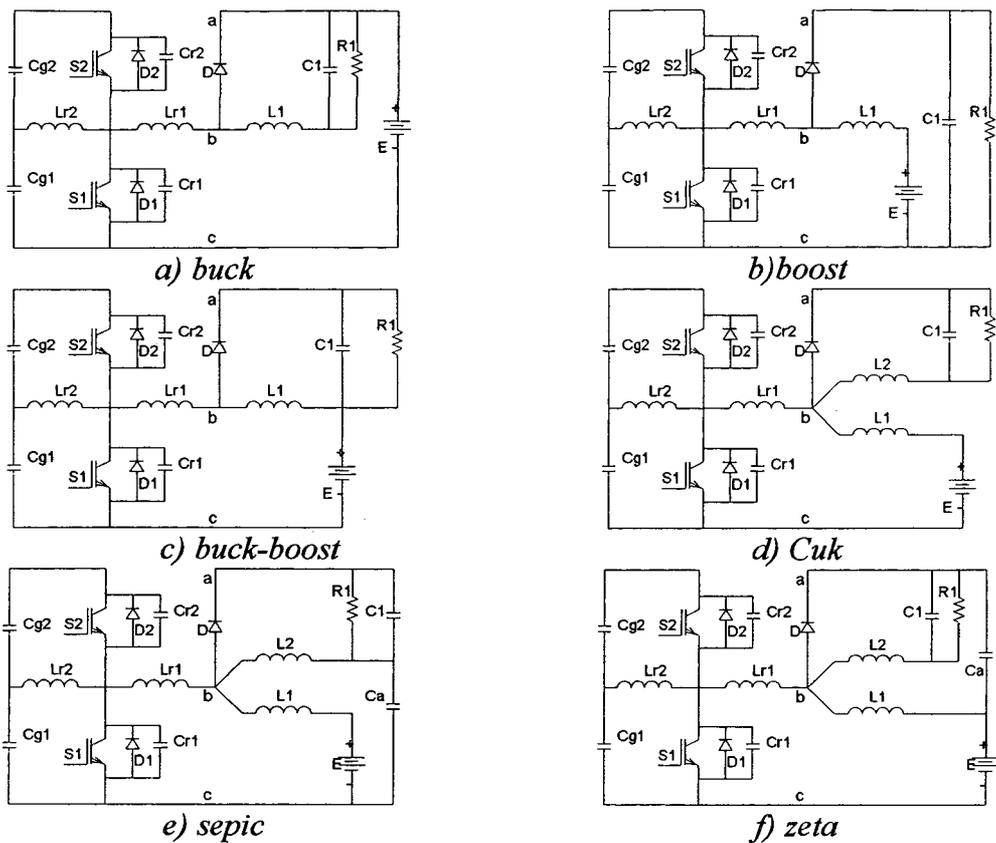


Figura 4.7 - Conversores CC-CC CTN PWM com grampeamento ativo do tipo sepic

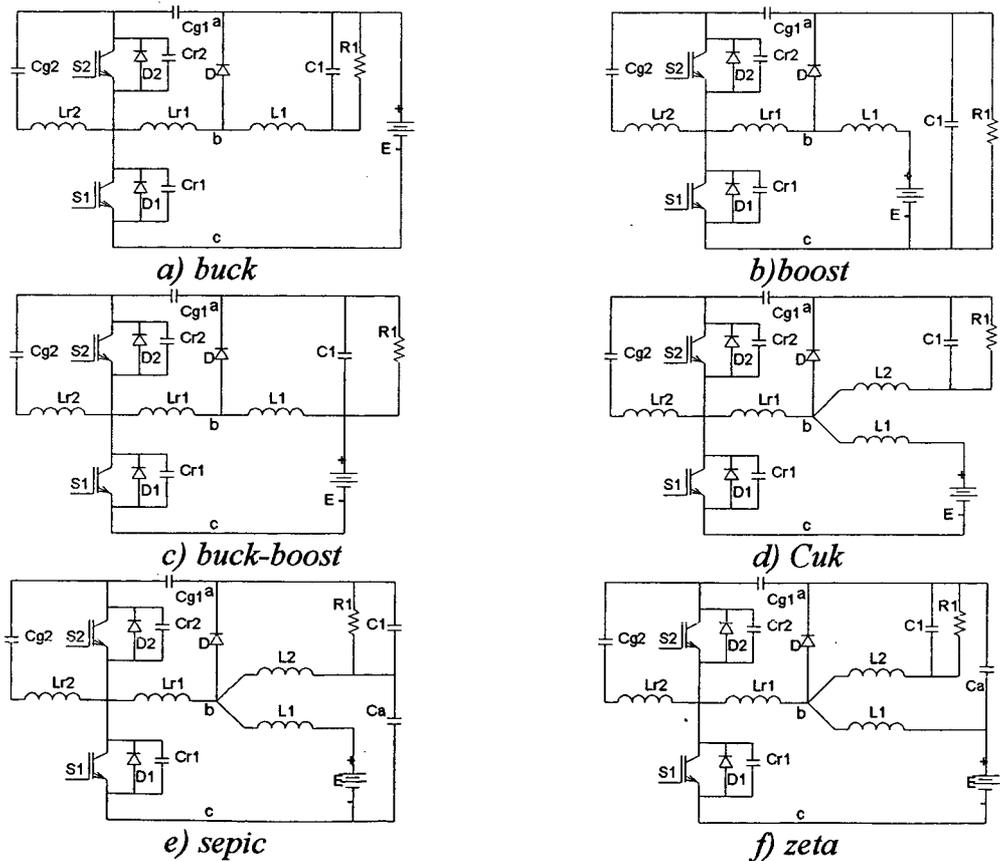


Figura 4.8 - Conversores CC-CC CTN PWM com grampeamento ativo do tipo zeta

A família de conversores mostrada nas figuras anteriores apresenta um inconveniente: a recuperação do diodo D conectado entre os pontos b e a produz oscilações indesejáveis. Tais oscilações são eliminadas de forma eficaz com a inclusão de um diodo entre os pontos c e b das células, para todos os conversores da família [22]. Como ilustração mostram-se na Fig. 4.9 os seis conversores CC-CC CTN-PWM com grameamento ativo do tipo *buck* modificados. É interessante comparar os conversores apresentados na Fig. 4.9 com os apresentados na Fig. 4.3, sendo que a única diferença entre as duas famílias é a inclusão do diodo $D4$.

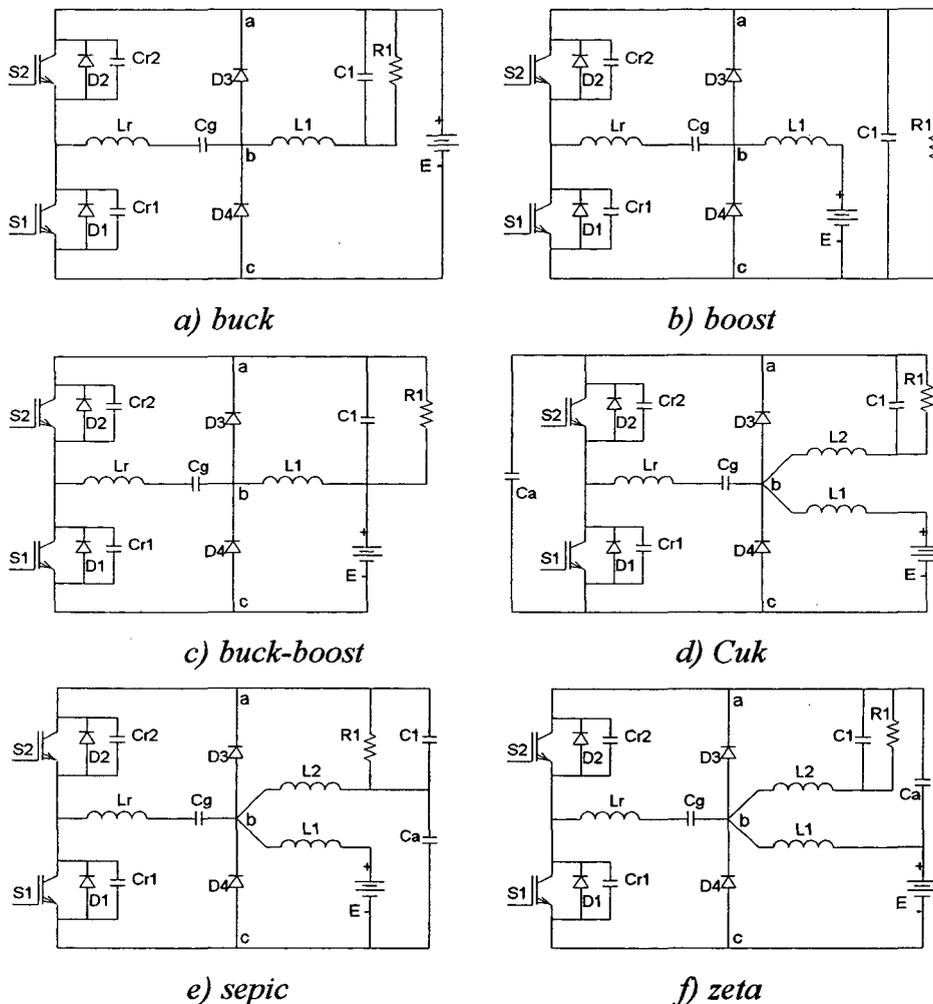


Figura 4.9 - Novos conversores CC-CC CTN-PWM-GA do tipo *buck*.

As regras definidas no item 4.3 são genéricas e podem ser utilizadas para a obtenção de uma família de conversores CC-CC Reversíveis CTN-PWM-GA.

Para a obtenção dos conversores reversíveis tomar-se-á por base o conversor *Buck-Boost* CTN-PWM-GA do tipo *buck*, dado na Fig. 4.3.c. Para maior clareza transforma-se o capacitor de filtro $C1$ em uma fonte de tensão, denominada por $E2$.

Quando se desejar transferência de potência da fonte $E1$ para a fonte $E2$, mantendo-se comutação suave nos interruptores, utiliza-se a topologia do conversor tal como mostrado na Fig. 4.10. Agora se o desejo é que a potência seja transferida da fonte $E2$ para a fonte $E1$, deve-se utilizar a topologia apresentada na Fig. 4.11.

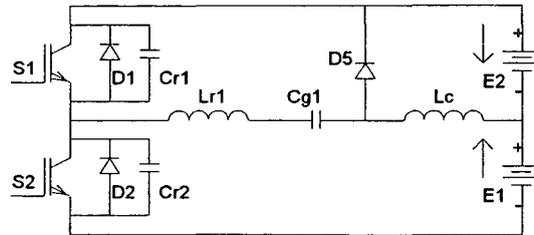


Figura 4.10 - Conversor buck-boost CTN-PWM-GA do tipo buck com potência sendo transferida de $E1$ para $E2$.

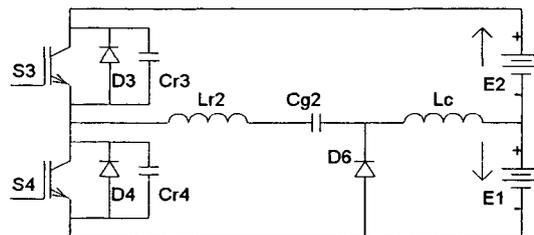


Figura 4.11 - Conversor buck-boost CTN-PWM-GA do tipo buck com potência sendo transferida de $E2$ para $E1$.

Para que se obtenha a possibilidade de reversibilidade na transferência de potência com uma única estrutura, deve-se integrar as células de comutação dos conversores dados nas Figs. 4.10 e 4.11 em uma única topologia. Para alcançar isto redesenha-se a Fig. 4.10, gerando-se a Fig. 4.12, e também redesenha-se a Fig. 4.11, gerando-se a Fig. 4.13. Com a união dos conversores apresentados nas Figs. 4.12 e 4.13 gera-se a Fig. 4.14, que é um conversor CC-CC Reversível CTN-PWM-GA do tipo *buck*.

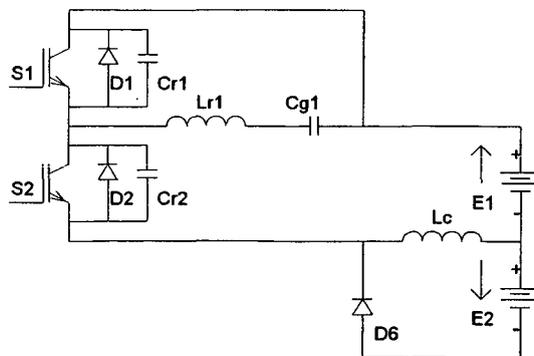


Figura 4.12 - Conversor da Fig. 4.10 redesenhado.

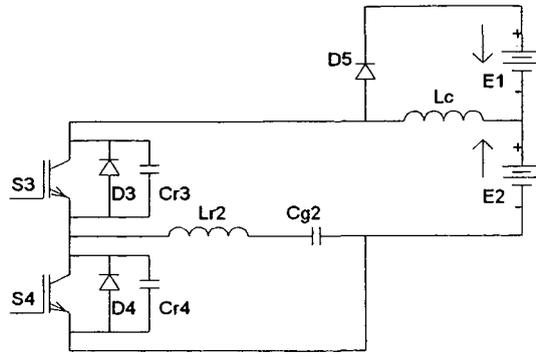


Figura 4.13 - Conversor da Fig. 4.11 redesenhado.

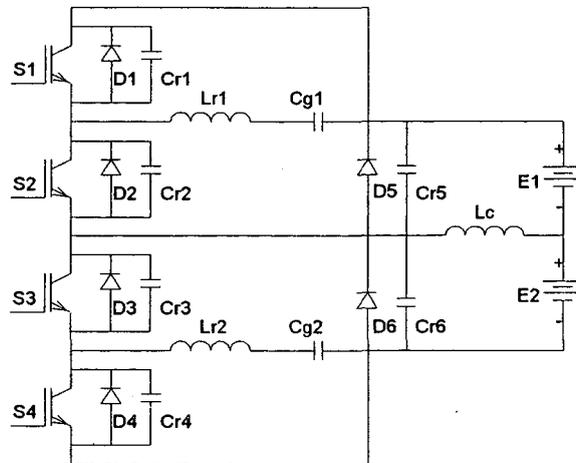


Figura 4.14 - Conversor CC-CC reversível CTN-PWM-GA do tipo buck.

Na Fig. 4.14 foram incluídas as capacitâncias intrínsecas dos diodos $D5$ e $D6$, pois estas serão consideradas no processo de comutação da nova família de conversores.

Os mesmos passos podem ser seguidos para a obtenção dos demais efeitos de grampeamento ativo para o conversor CC-CC reversível. As figuras 4.15 e 4.16 redesenhadas geram respectivamente as figuras 4.17 e 4.18 que, unidas, geram o conversor CC-CC reversível CTN-PWM-GA do tipo *boost*, apresentado na Fig. 4.19.

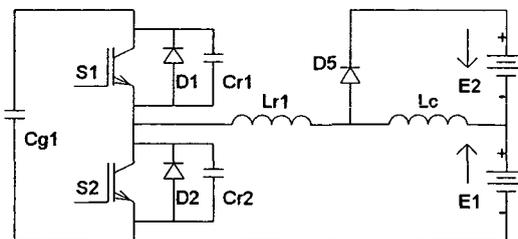


Figura 4.15 - Conversor buck-boost CTN-PWM-GA do tipo boost com potência sendo transferida de $E1$ para $E2$.

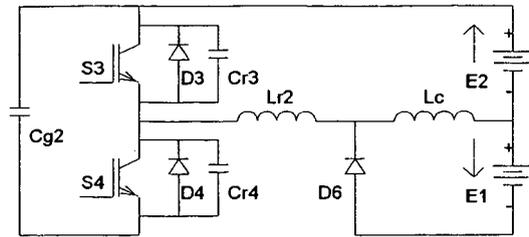


Figura 4.16 - Conversor buck-boost CTN-PWM-GA do tipo boost com potência sendo transferida de E2 para E1.

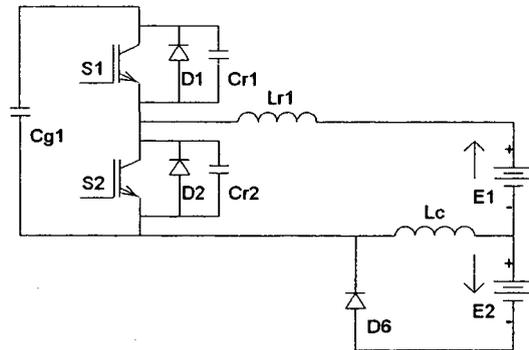


Figura 4.17 - Conversor da Fig. 4.15 redesenhado.

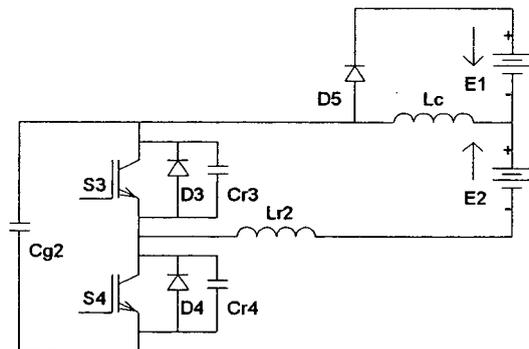


Figura 4.18 - Conversor da Fig. 4.16 redesenhado.

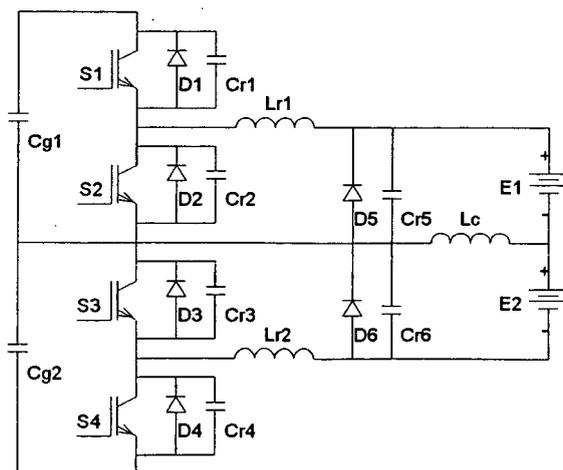


Figura 4.19 - Conversor CC-CC reversível CTN-PWM-GA do tipo boost.

Analisando as figuras 4.14 e 4.19 observa-se que a obtenção dos conversores CC-CC reversíveis CTN-PWM-GA pode ser feita através do cascadeamento das células básicas de comutação apresentadas na Fig. 4.2. Com a devida conexão destas células consegue-se gerar os conversores CC-CC reversíveis CTN-PWM com as demais ações de grameamento ativo, os quais são apresentados na Fig. 4.20.

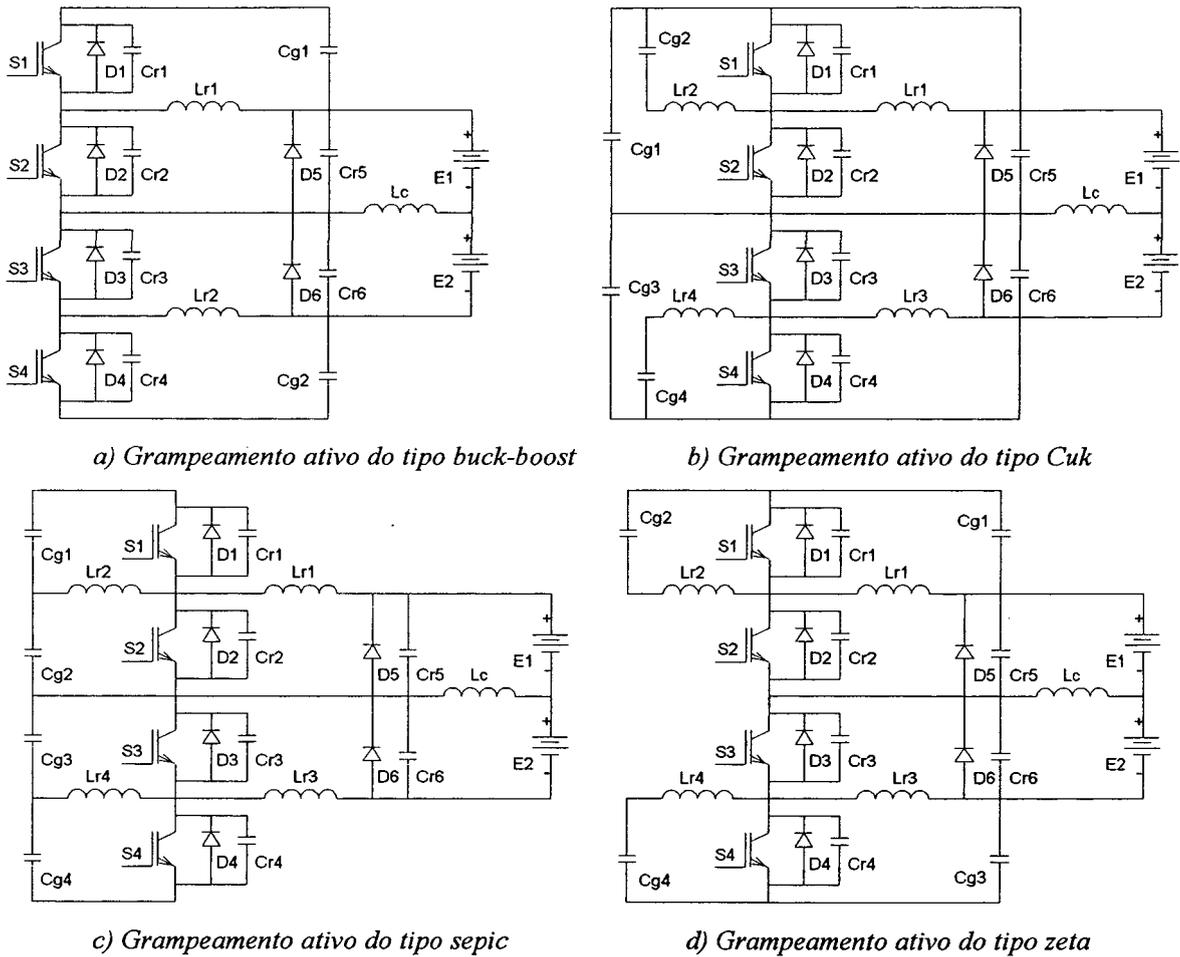


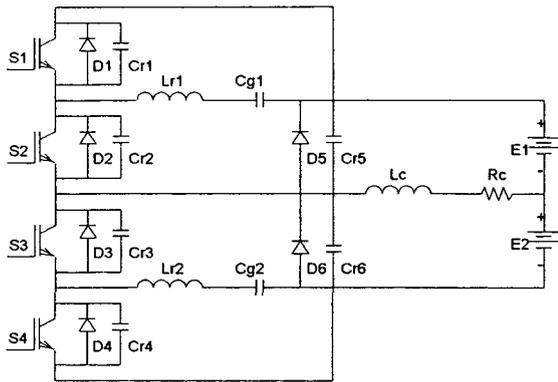
Figura 4.20 - Demais conversores CC-CC reversíveis CTN-PWM-GA.

4.4 – OBTENÇÃO DAS TOPOLOGIAS INVERSORAS

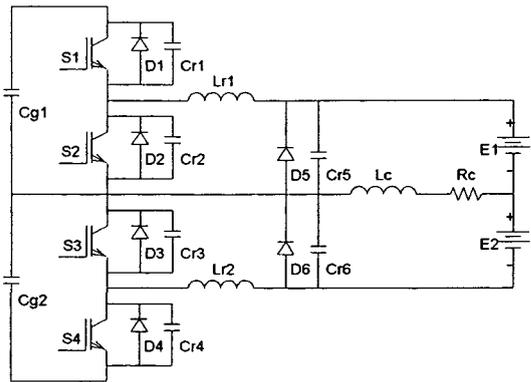
Uma vez conhecida a família de conversores CC-CC reversíveis CTN-PWM-GA, dada anteriormente, pode-se determinar facilmente a família dos inversores CTN-PWM-GA. Tais inversores são obtidos por inspeção direta nas figuras 4.14, 4.19 e 4.20.

Verdadeiramente não há diferença topológica entre os conversores reversíveis e os inversores aqui apresentados. O que os diferencia é a forma de modulação aplicada, assunto

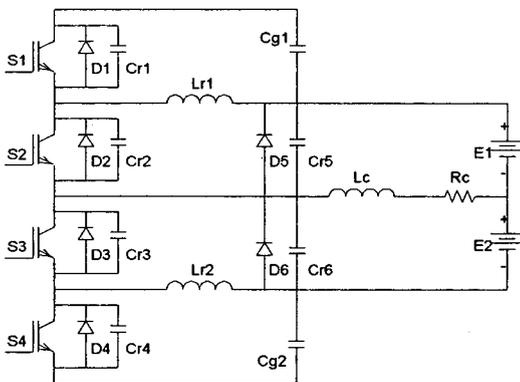
a ser estudado no Capítulo 5. Faz-se necessário, no entanto, reunir os inversores em ponto médio com grampeamento ativo propostos em uma única figura, já que serão o tema principal a ser explorado durante o desenvolvimento desta tese. Sendo assim, apresenta-se na Fig. 4.21 a família de inversores em ponto médio CTN-PWM com os seis tipos de grampeamento ativo. Nesta figura a carga é representada por um circuito $R-L$.



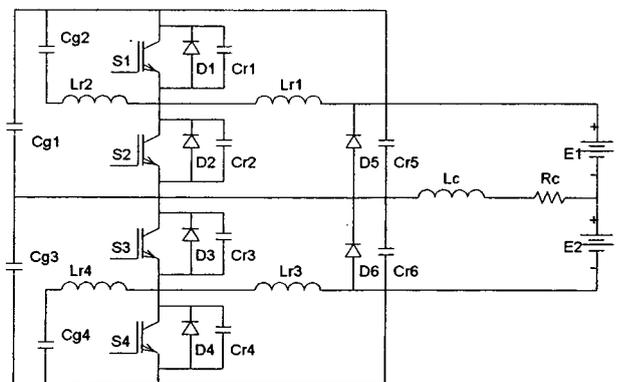
a) Grampeamento ativo do tipo buck



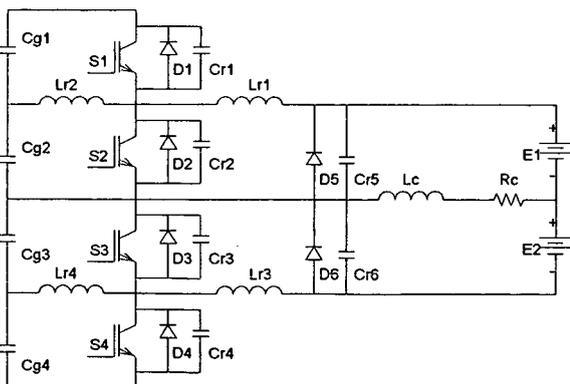
b) Grampeamento ativo do tipo boost



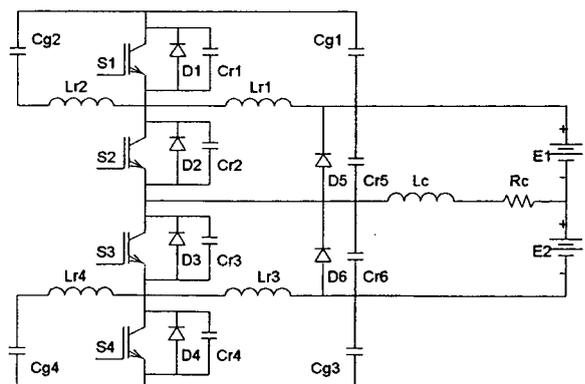
c) Grampeamento ativo do tipo buck-boost



d) Grampeamento ativo do tipo Cuk



e) Grampeamento ativo do tipo sepic



f) Grampeamento ativo do tipo zeta

Figura 4.21 – Família de inversores CTN-PWM-GA em ponto médio.

4.5 – RESULTADOS PRELIMINARES OBTIDOS POR SIMULAÇÃO

Para uma avaliação qualitativa das topologias geradas fez-se simulações com os inversores em ponto médio CTN-PWM-GA dos tipos *boost* e *buck-boost*. Os parâmetros utilizados são apresentados na Tabela 4.1 e os resultados das simulações são mostrados nas Figs. 4.22 e 4.23, respectivamente.

Tabela 4.1 – Parâmetros utilizados na simulação.

Ação de Grampeamento	L_r	C_r	C_g	L_c	R_c	$E1$ e $E2$
<i>boost</i>	$10\mu H$	$2nF$	$50\mu F$	$4,8mH$	5Ω	$440V$
<i>buck-boost</i>	$10\mu H$	$2nF$	$50\mu F$	$4,8mH$	5Ω	$440V$

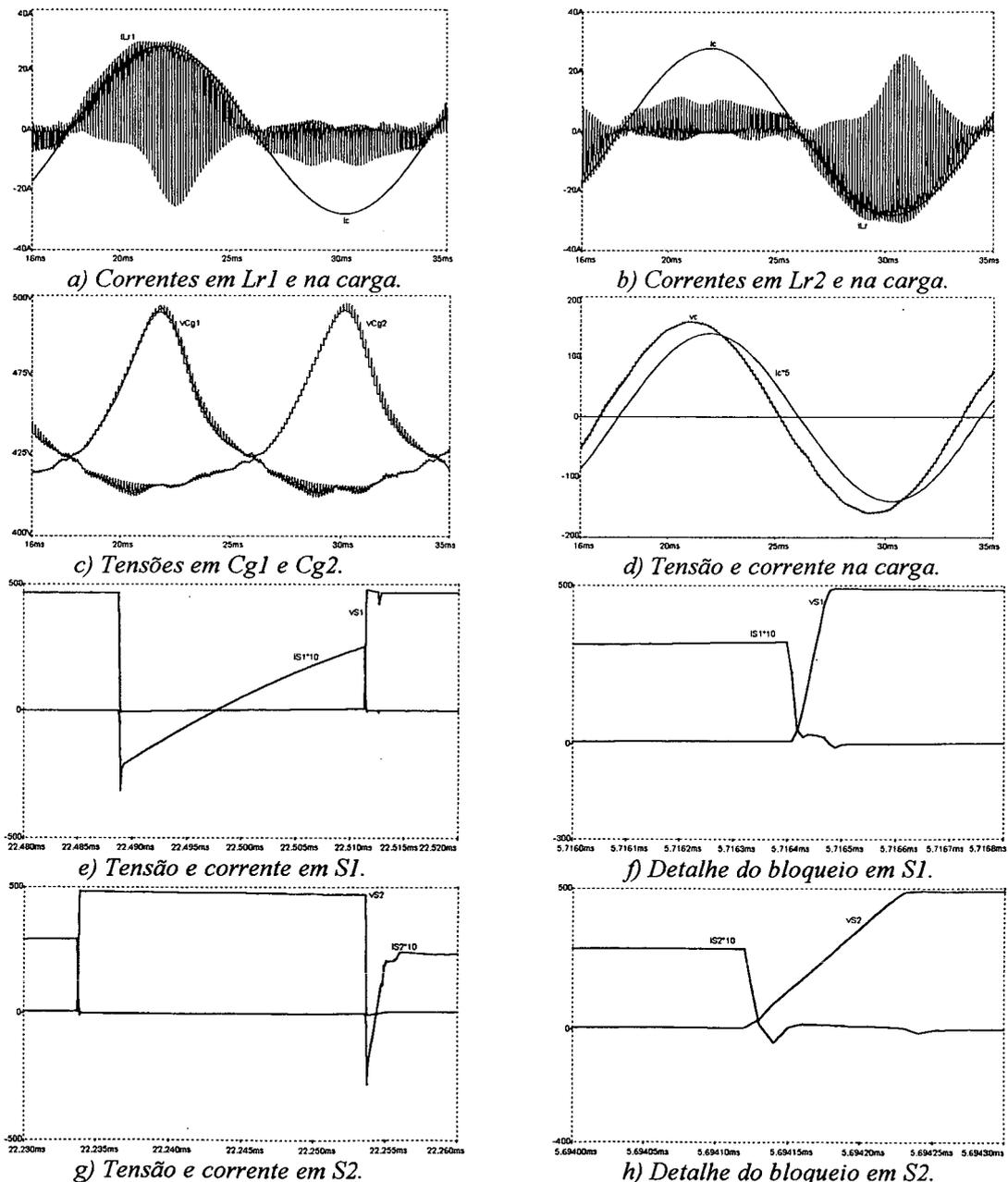


Figura 4. 22 – Resultados de simulação para o inversor CTN-PWM-GA do tipo *boost*.

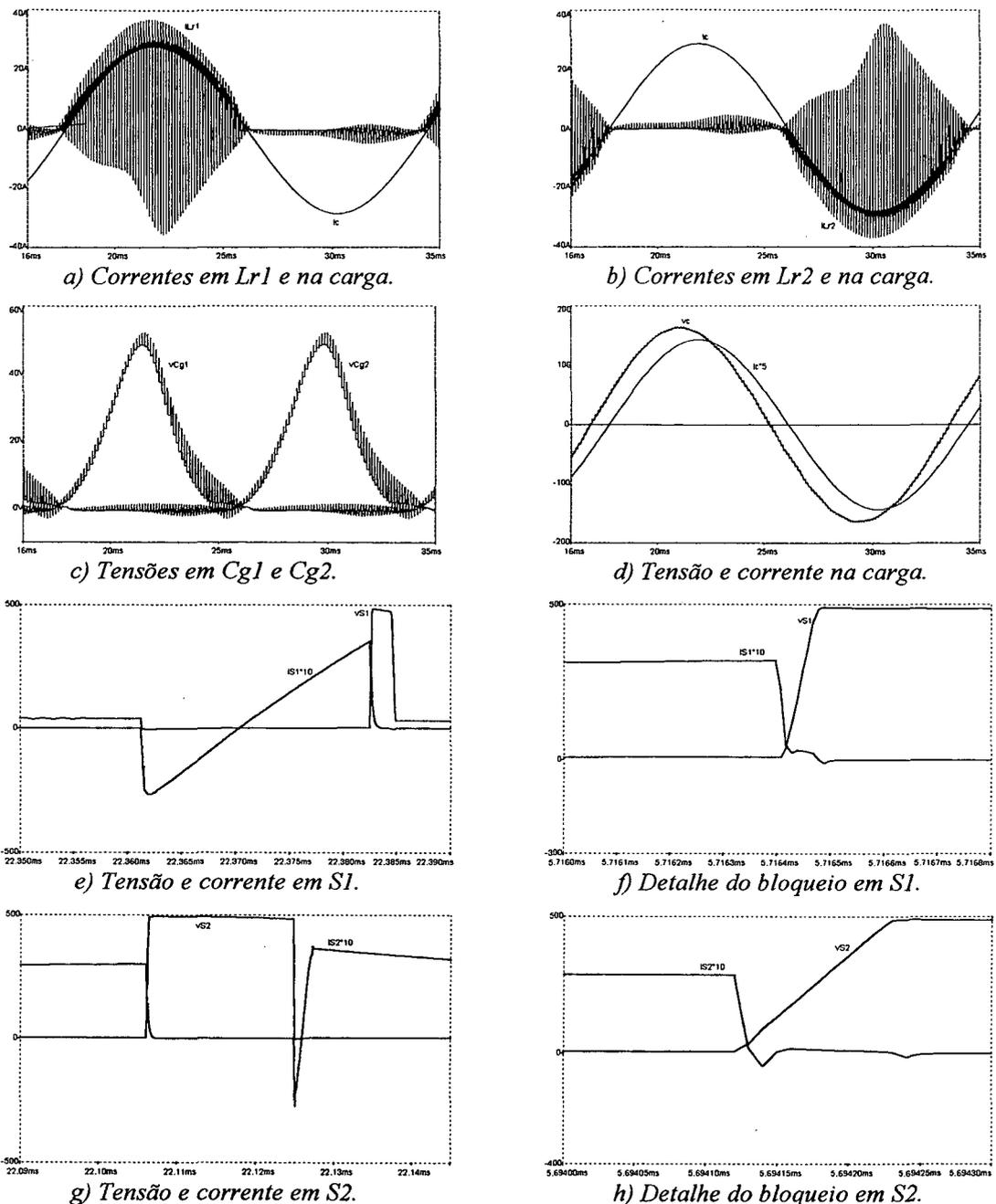


Figura 4.23 – Resultados de simulação para o inversor CTN-PWM-GA do tipo buck-boost.

Analisando as Figs. 4.22 e 4.23 percebe-se que, do ponto de vista da carga, não há diferença de comportamento entre o inversor com grameamento ativo do tipo *boost* ou *buck-boost*. Os formatos das correntes e tensões ressonantes são idênticos para ambas as ações de grameamento.

Os esforços de corrente são, aparentemente menores para o grameamento do tipo *boost*, ainda que sem uma análise quantitativa não se possa afirmar com certeza. Os esforços de tensão nos interruptores ficam limitados aos mesmos valores para as duas estruturas. No entanto, para a ação de grameamento do tipo *boost* os capacitores ficam

submetidos a um alto valor de tensão, o qual é igual ao valor da tensão de barramento somado ao da tensão de grampeamento.

As comutações, para ambos os casos, comprovam a hipótese inicialmente formulada, qual seja, os interruptores comutam sob tensão nula, tanto no bloqueio quanto na entrada em condução.

Foi empregada modulação por largura de pulso senoidal clássica a dois níveis, para ambas as simulações.

4.6 - CONCLUSÕES

Neste capítulo foi apresentada a origem das células de comutação sob tensão nula (CTN), com modulação por largura de pulso (PWM) e grampeamento ativo (GA), as quais são derivadas dos seis conversores CC-CC básicos convencionais, a saber: *buck*, *boost*, *buck-boost*, *Cuk*, *sepic* e *zeta*.

Com a caracterização das células CTN-PWM-GA e através da aplicação de regras de formação para a conexão de elementos de circuitos, gerou-se conversores CC-CC não reversíveis, propostos e estudados por Barbi e Duarte, e também, conversores CC-CC reversíveis com topologias originais.

Utilizando uma extensão das regras de geração de conversores CC-CC, foram obtidas seis topologias originais de inversores em ponto médio com comutação sob tensão nula, modulação por largura de pulsos e com grampeamento ativo (CTN-PWM-GA).

Resultados qualitativos preliminares, obtidos por simulação, indicam que os inversores em ponto médio CTN-PWM-GA dos tipos *boost* e *buck-boost* apresentam as características esperadas. Noutras palavras, conseguiu-se comutação sob tensão nula através da técnica de grampeamento ativo de forma semelhante aos resultados obtidos por Duarte para os conversores CC-CC.

CAPÍTULO 5

ANÁLISE QUANTITATIVA DO INVERSOR CTN-PWM-GA DO TIPO BUCK-BOOST.

5.1 - INTRODUÇÃO

O inversor com comutação sob tensão nula (CTN), modulação por largura de pulso (PWM) e grampeamento ativo (GA) do tipo *buck-boost* é apresentado na Fig. 5.1. Esta topologia foi obtida no capítulo 4. É formado por dois interruptores principais, $S2$ e $S3$, com seus diodos intrínsecos, $D2$ e $D3$; dois interruptores auxiliares, $S1$ e $S4$, com seus diodos intrínsecos, $D1$ e $D4$; dois capacitores de grampeamento, $Cg1$ e $Cg2$; dois indutores ressonantes, $Lr1$ e $Lr2$; dois diodos de roda livre, $D5$ e $D6$; seis capacitores ressonantes, $Cr1$, $Cr2$, $Cr3$, $Cr4$, $Cr5$ e $Cr6$; além da carga, representada por Lc e Rc , e das fontes de tensão $E/2$. Os capacitores ressonantes, por estarem conectados em paralelo, incluem as capacitâncias parasitas dos semicondutores.

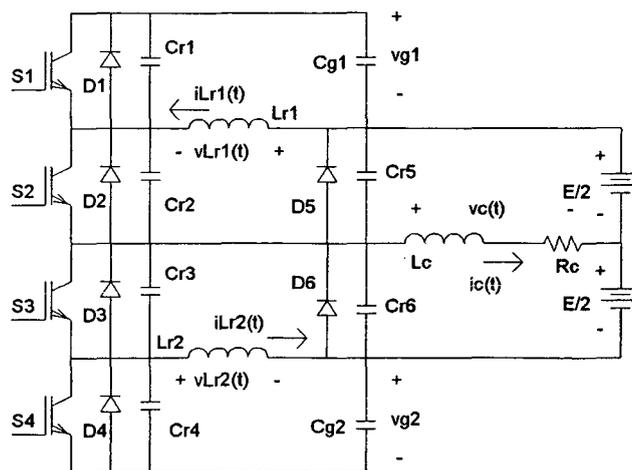


Figura 5.1 – Inversor em ponto médio CTN-PWM-GA do tipo buck-boost.

5.2 - ETAPAS DE OPERAÇÃO

O inversor CTN-PWM-GA do tipo *buck-boost* apresenta nove etapas de operação, tanto quando a corrente de carga é positiva como quando a corrente de carga for negativa.

Para um melhor entendimento das etapas de operação, explicadas a seguir, deve-se considerar as convenções de sentido para as correntes e de polaridade para as tensões, dadas na Fig. 5.1.

Primeira Etapa (t_0, t_1): Nesta etapa os interruptores principais, $S2$ e $S4$, estão habilitados a conduzir, no entanto apenas $S2$ conduz, já que $v_{g2}=0$. A corrente i_{Lr1} é igual à corrente de carga e a corrente i_{Lr2} é nula. À carga aplica-se a tensão $+E/2$. Durante toda esta etapa é transferida energia para a carga e sua duração é definida pelo circuito de controle.

$$i_{Lr1}(t) = i_c(t) \quad (5.1)$$

$$v_{Cr1}(t) = v_{g1}(t) \quad (5.2)$$

$$v_{Cr5}(t) = 0 \quad (5.3)$$

$$v_{Cr6}(t) = E \quad (5.4)$$

Segunda Etapa (t_1, t_2): No instante $t=t_1$ o interruptor $S2$ é aberto. Os capacitores ressonantes $Cr2$ e $Cr5$ se carregam linearmente, fazendo suas tensões variarem desde zero até os valores $(E+Vg)$ e E , respectivamente. Enquanto isso, os capacitores ressonantes $Cr1$ e $Cr6$ se descarregam, fazendo suas tensões variarem desde os valores $(E+Vg)$ e E , respectivamente, até zero. Nesta rápida etapa a corrente no indutor ressonante permanece praticamente constante e igual ao valor da corrente de carga, a qual é responsável pelas referidas transições.

Terceira Etapa (t_2, t_3): Quando a tensão v_{Cr2} iguala-se a $E+Vg$, a tensão v_{Cr1} torna-se nula, fazendo com que o diodo $D1$ entre em condução. No mesmo instante v_{Cr5} iguala-se a E e v_{Cr6} torna-se nula. O diodo $D6$ entra em condução assumindo a corrente de carga. A corrente i_{Lr1} decresce lentamente sobre $Cg1$, via $D1$. Durante esta etapa deve-se habilitar o interruptor $S1$, para que comute sob tensão nula. À carga, durante esta etapa, aplica-se a tensão $-E/2$.

$$i_{Lr1}(t) = i_c(t) - \frac{v_{g1}(t)}{Lr1} t \quad (5.5)$$

Ao final da etapa a corrente em $Lr1$ se anula e pode-se determinar sua duração.

$$\Delta t_3 = t_3 - t_2 = \frac{i_c(t)}{v_{g1}(t)} Lr1 \quad (5.6)$$

Quarta Etapa (t_3, t_4): No instante em que a corrente em $Lr1$ se anula, o diodo $D1$ se bloqueia. Com isto, $S1$ entra em condução sem perdas e faz com que a corrente i_{Lr1} cresça negativamente de forma linear. À carga aplica-se a tensão $-E/2$, já que se mantém em roda livre via $D6$. A duração da etapa é definida pelo circuito de controle.

$$i_{Lr1}(t) = -\frac{v_{g1}(t)}{Lr1} t \quad (5.7)$$

Quinta Etapa (t_4, t_5): No instante $t=t_4$ dá-se ordem de bloqueio aos interruptores $S1$ e $S3$. Com a abertura do interruptor $S1$ inicia-se uma etapa de carga linear de $Cr1$ e a respectiva descarga linear de $Cr2$; enquanto a corrente em $Lr2$ permanece praticamente constante. A tensão sobre o capacitor $Cr1$ cresce desde zero até $(E+Vg)$, enquanto a tensão sobre o capacitor $Cr2$ decresce desde $(E+Vg)$ até zero.

Sexta Etapa (t_5, t_6): Quando a tensão v_{Cr1} iguala-se a $(E+Vg)$, a tensão v_{Cr2} anula-se e o diodo $D2$ passa a conduzir a corrente i_{Lr1} . Esta etapa é linear e assim caracteriza-se pela desmagnetização de $Lr1$ sobre E via $D2$ e $D6$. À carga aplica-se a tensão $-E/2$.

$$i_{Lr1}(t) = -i_c(t) + \frac{E}{Lr1} t \quad (5.8)$$

A duração desta etapa é definida pela expressão (5.9).

$$\Delta t_6 = t_6 - t_5 = \frac{Lr1}{E} i_c(t) \quad (5.9)$$

Sétima Etapa (t_6, t_7): No instante $t= t_6$, a corrente i_{Lr1} se anula e o diodo $D2$ se bloqueia, fazendo o interruptor $S2$ entrar em condução sob tensão nula. A corrente i_{Lr1} passa a crescer rapidamente no sentido positivo, pois é alimentada por E via $S2$ e $D6$. A duração da etapa é definida por Δt_7 .

$$i_{Lr1}(t) = \frac{E}{Lr1} t \quad (5.10)$$

$$\Delta t_7 = t_7 - t_6 = \frac{Lr1}{E} i_c(t) \quad (5.11)$$

Oitava Etapa (t_7, t_8): Quando o valor da corrente i_{Lr1} iguala-se ao da corrente de carga, i_c , a corrente no diodo $D6$ torne-se nula. Com isto $D6$ se bloqueia, iniciando mais uma etapa ressonante envolvendo $Lr1, Lr2, Cr1, Cr3, Cr5$ e $Cr6$. A corrente i_{Lr1} cresce senoidalmente.

As tensões v_{Cr1} e v_{Cr5} decrescem desde $(E+Vg)$ até Vg e E até zero, respectivamente, e a tensão v_{Cr3} e v_{Cr6} crescem desde zero até E .

$$i_{Lr1}(t) = i_c(t) + \frac{E}{Zn} \text{sen}(w_o t) \quad (5.12)$$

$$v_{Cr1}(t) = vg + E \cos(w_o t) \quad (5.13)$$

$$v_{Cr3}(t) = E(1 - \cos(w_o t)) \quad (5.14)$$

$$v_{Cr5}(t) = E \cos(w_o t) \quad (5.15)$$

$$v_{Cr6}(t) = E(1 - \cos(w_o t)) \quad (5.16)$$

$$Zn = \sqrt{\frac{Lr}{4Cr}} \quad (5.17)$$

$$w_o = \frac{1}{\sqrt{4LrCr}} \quad (5.18)$$

$$Lr = Lr1 = Lr2 \quad (5.19)$$

$$Cr = Cr1 = Cr2 = Cr3 = Cr4 = Cr5 = Cr6 \quad (5.20)$$

A duração desta etapa é definida pela expressão (5.21) e a corrente $i_{Lr1}(t_8) = I_{1p}$.

$$\Delta t_8 = t_8 - t_7 = \frac{\pi}{2w_o} \quad (5.21)$$

$$I_{1p}(t) = i_c(t) + \frac{E}{Zn} \quad (5.22)$$

Nona Etapa (t_8, t_9): No exato momento em que v_{Cr6} assume o valor E , a tensão v_{Cr5} se anula, fazendo o diodo $D5$ entrar em condução. A corrente i_{Lr1} decresce em função dos elementos resistivos do circuito formado por $S2, Lr1$ e $D5$. Quando a corrente i_{Lr1} se iguala à corrente de carga, dá-se início a primeira etapa de operação do inversor, completando um período de comutação dos interruptores.

Os estados topológicos assumidos pela estrutura em cada etapa de operação são apresentados na Fig. 5.2.

As formas de onda relevantes para o inversor CTN-PWM-GA do tipo *buck-boost*, num período de comutação, são apresentadas na Fig. 5.3.

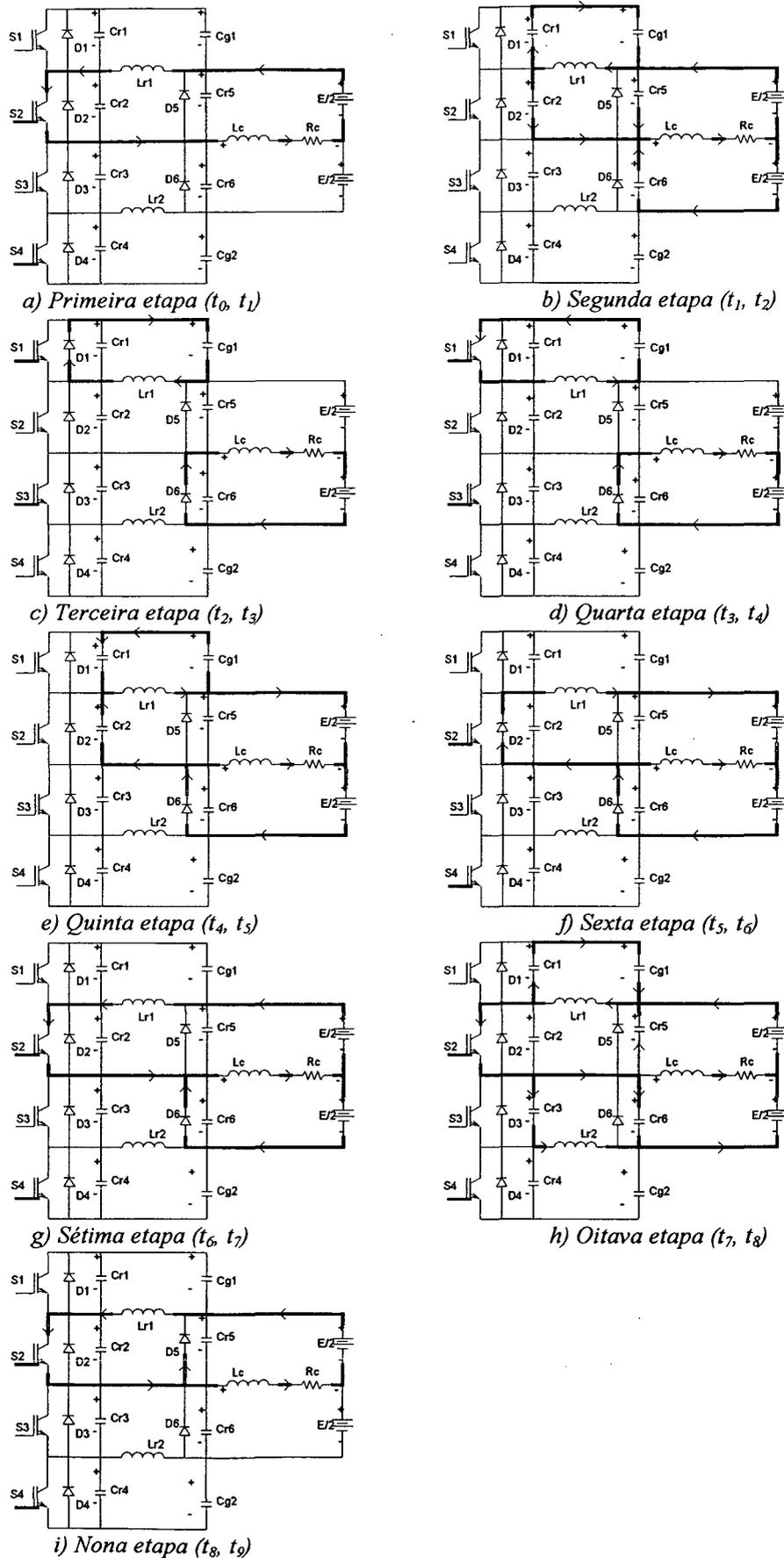


Figura 5.2 - Estágios topológicos para cada etapa de operação.

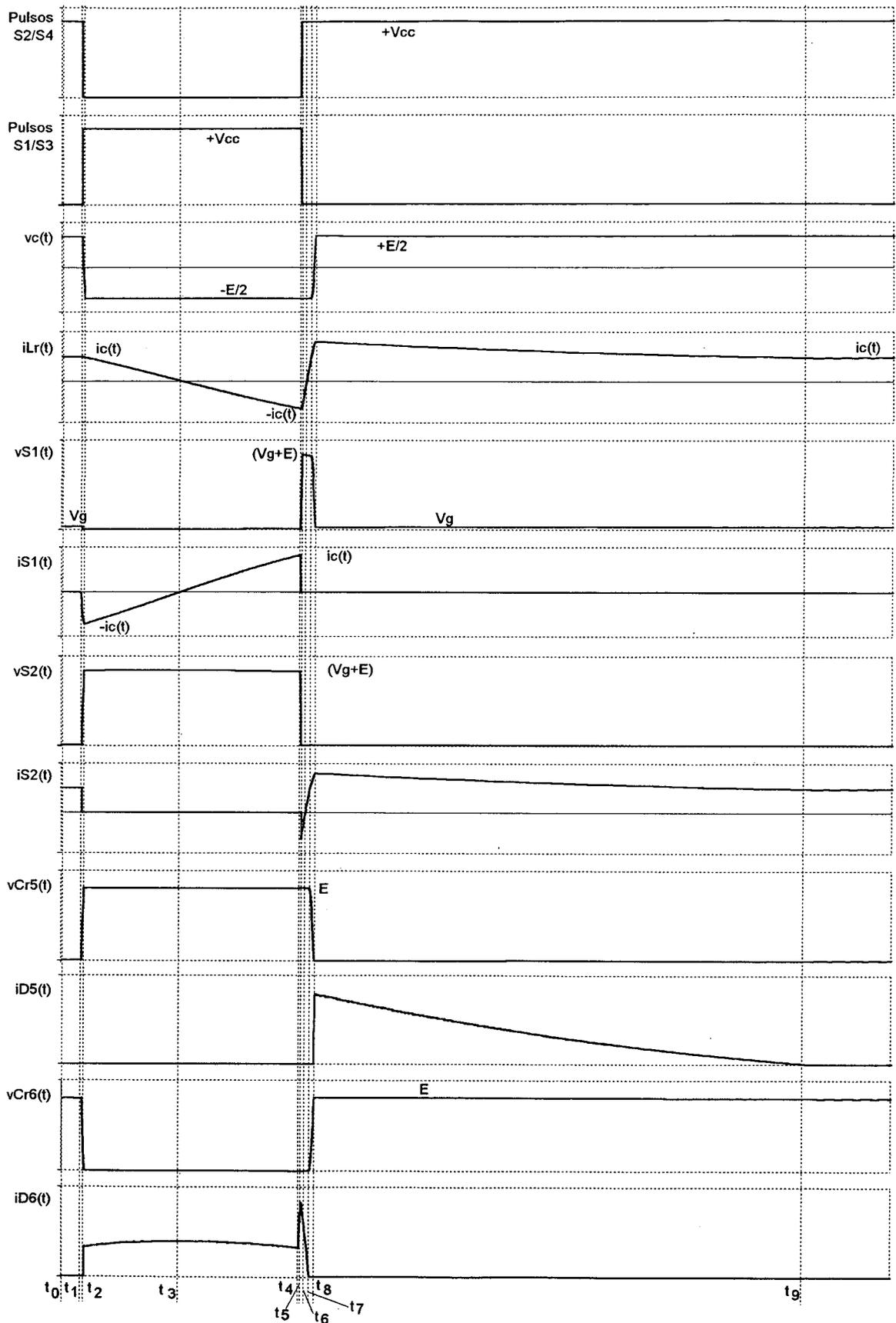


Figura 5.3 – Formas de onda relevantes num periodo de comutação.

5.3 – ESTRATÉGIA DE MODULAÇÃO

A estratégia de modulação adotada é a por largura de pulsos (PWM) senoidal clássica, a qual reduz a intensidade das harmônicas de baixa frequência na tensão de saída do inversor [24, 46]. Neste método, um sinal de referência de formato e frequência idênticos ao desejado na saída do inversor, denominado por sinal modulador, é comparado a um sinal triangular de frequência muito superior, portador. O sinal gerado na saída do comparador é composto por um conjunto de pulsos, cujas larguras variam de forma senoidal (expressão 5.23). A largura dos pulsos variam desde um valor máximo, quando o sinal modulador está a um quarto do período ($\pi/2$), até um valor mínimo, quando o sinal modulador está a três quartos do período ($3\pi/2$).

$$Dc = \frac{I}{2} (1 + ma \text{ sen}(w t)) \quad (5.23)$$

A amplitude da tensão de saída do inversor pode ser controlada pelo índice de modulação de amplitude (ma), expresso por (5.24).

$$ma = \frac{Vp_{sen}}{Vp_{tri}} \quad (5.24)$$

O índice de modulação de frequência (mf) é expresso por (5.25).

$$mf = \frac{f_{tri}}{f_{sen}} \quad (5.25)$$

Tipicamente quando o sinal modulador (senóide) possui valor superior ao portador (triangular), a saída do comparador será $+Vcc$, por outro lado, quando o sinal portador for superior ao modulador, a saída será $-Vcc$.

Uma ilustração típica de um comparador PWM senoidal é dada na Fig. 5.4, juntamente com os sinais característicos de referência, portador e comando. A frequência do sinal portador utilizado foi de 1kHz, para facilitar a visualização. O resultado foi obtido por simulação utilizando-se um índice de modulação de amplitude igual a 0,8.

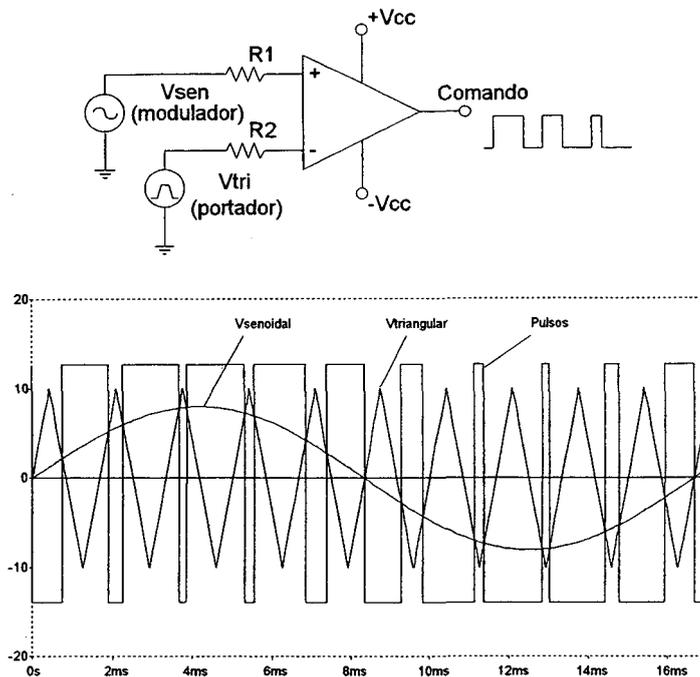


Figura 5.4 – Modulação PWM e sinais característicos.

5.4 – ESTUDO DA AÇÃO DE GRAMPEAMENTO

Duas são as etapas de funcionamento importantes para o estudo do comportamento da ação de grameamento do inversor. Na terceira etapa, o indutor $Lr1$ desmagnetiza-se sobre o capacitor $Cg1$ via DI e volta a magnetizar-se durante a quarta etapa, via SI . Ambas as etapas envolvem apenas esses dois elementos passivos, além do interruptor bidirecional em corrente, $SI-DI$.

O valor da capacitância $Cg1$ é considerado alto o suficiente para que, num período de comutação, não haja variação na tensão v_{g1} , de modo que as variações na corrente i_{Lr1} possam ser consideradas retílineas. Assim sendo, o circuito equivalente válido para a terceira e quarta etapas é o mostrado na Fig. 5.5.

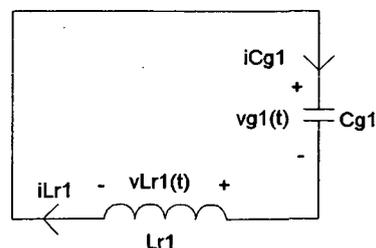


Figura 5.5 – Circuito equivalente válido para a terceira e quarta etapas.

Equacionando o circuito da Fig. 5.5 obtêm-se as expressões a seguir.

$$v_{Lr1}(t) = -v_{Cg1}(t) = -v_{g1}(t) \quad (5.26)$$

$$i_{Cg1}(t) = i_{Lr1}(t) \quad (5.27)$$

$$v_{g1}(t) = -Lr1 \frac{di_{Lr1}}{dt} \quad (5.28)$$

$$i_{Lr1}(t) = i_{Cg1}(t) = \frac{-v_{g1}(t)}{Lr1} t + i_c(t) \quad (5.29)$$

$$i_c(t) = I_c \text{sen}(w t) \quad (5.30)$$

$$I_c = \frac{ma E}{2 Zc} \quad (5.31)$$

$$Zc = \sqrt{Rc^2 + (w Lc)^2} \quad (5.32)$$

$$w = 2 \pi f \quad (5.33)$$

f é a frequência da corrente de carga.

A expressão (5.29) representa a corrente instantânea em $Cg1$ a cada período de comutação. Ao se determinar o valor médio desta corrente, num período de comutação, obtêm-se a corrente média instantânea que circula sobre o capacitor de grameamento.

$$i_{Cg1_{mi}}(t) = \frac{1}{Tc} \int_0^{Tc} i_{Cg1}(t) dt \quad (5.34)$$

$$i_{Cg1_{mi}}(t) = \frac{1}{Tc} \int_0^{(1-Dc)Tc} \left[I_c \text{sen}(w t) - \frac{v_{g1}(t)}{Lr1} t \right] dt \quad (5.35)$$

$$i_{Cg1_{mi}}(t) = (1-Dc) I_c \text{sen}(w t) - \frac{v_{g1}(t)}{2 Lr1} (1-Dc)^2 Tc \quad (5.36)$$

A relação entre a tensão v_{g1} e a corrente $i_{Cg1_{mi}}$ é dada por (5.37).

$$i_{Cg1_{mi}}(t) = Cg1 \frac{dv_{g1}}{dt} \quad (5.37)$$

Substituindo a expressão (5.36) em (5.37) obtêm-se a equação diferencial que rege a tensão sobre o capacitor de grameamento (5.38), cuja solução resulta em (5.39).

$$\frac{dv_{g1}}{dt} + \frac{Tc(1-Dc)^2}{2 Lr Cg} v_{g1} = \frac{i_c(t)}{Cg} \quad (5.38)$$

$$v_{g1}(t) = \frac{2 Zn}{\pi fn(1-ma \text{sen}(w t))} \frac{ma E}{2 Zc} \text{sen}(w t) \quad (5.39)$$

Para tornar o uso da expressão (5.39) genérico é necessário parametrizá-la, o que é feito a seguir.

$$\overline{v_{g1}(t)} = \frac{v_{g1}(t)}{E} = \frac{1}{\gamma \pi f_n} \frac{ma \operatorname{sen}(wt)}{1 - ma \operatorname{sen}(wt)} \quad (5.40)$$

$$\gamma = \frac{Z_c}{Z_n} \quad (5.41)$$

$$f_n = \frac{f_o}{f_c} \quad (5.42)$$

Com a expressão (5.40) consegue-se traçar gráficos para a avaliação do comportamento de $\overline{v_{g1}}$ em função do tempo. A Fig. 5.6 mostra gráficos da tensão $\overline{v_{g1}(t)}$ para alguns valores de ma , γ e f_n .

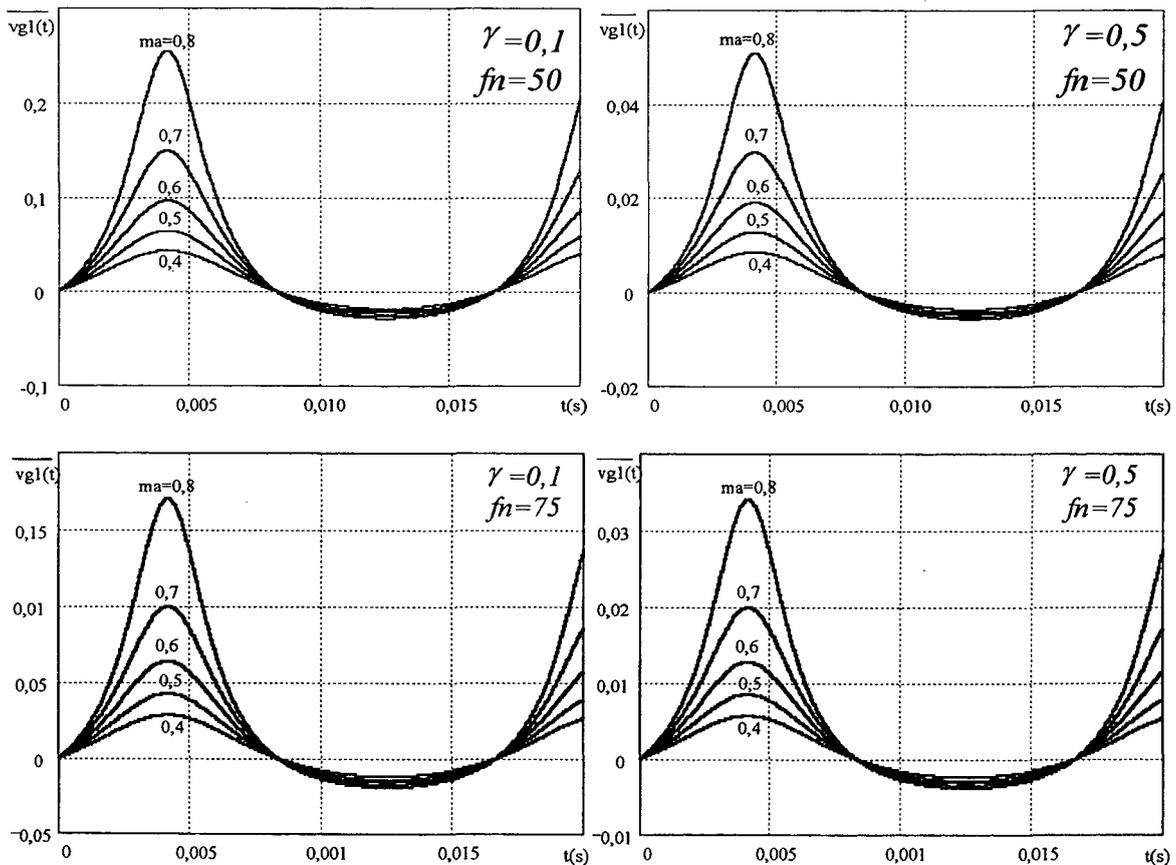


Figura 5.6 – Gráficos de $\overline{v_{g1}(t)}$ para alguns valores de ma .

Além da obtenção do formato da tensão sobre o capacitor de grameamento (C_{g1}) pode-se especificar, para fins de projeto, a tensão máxima assumida por este componente em função dos parâmetros do inversor. Na expressão (5.40) quando a função senoidal tiver

seu valor máximo, obtém-se a equação (5.43), a qual representa a tensão máxima sobre $Cg1$.

$$\overline{v_{g1_{max}}(t)} = \frac{1}{\pi \gamma} \frac{ma}{1-ma} \quad (5.43)$$

$$\overline{v_{g1_{max}}(t)} = \frac{v_{g1_{max}}(t)}{E} \quad (5.44)$$

Na Fig. 5.7 são mostrados dois gráficos de $\overline{v_{g1_{max}}}$ em função de γ para alguns valores de ma . Cada um dos gráficos foi obtido para valores específicos de fn .

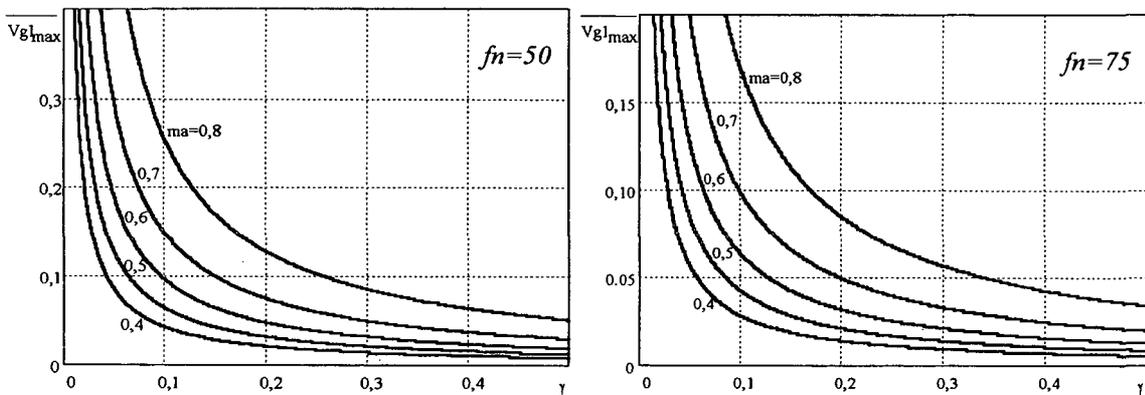


Figura 5.7 – Gráficos da tensão máxima sobre $Cg1$.

5.5 – ANÁLISE DA COMUTAÇÃO SUAVE

Na abertura do interruptor SI , para se obter comutação suave, a energia armazenada em $Lr1$ deve ser suficiente para que ocorra a carga de $Cr1$ e a conseqüente descarga de $Cr2$. O ponto mais crítico ocorre quando a tensão $v_{Cr2}(t) = E + v_{g1_{max}}$.

$$E_{Lr} \geq E_{Cr} \quad (5.45)$$

$$Lr i_c^2 \geq 2 Cr (E + v_{g1_{max}})^2 \quad (5.46)$$

Assim sendo, ocorrerá comutação suave quando for válida a seguinte expressão.

$$Ic \operatorname{sen}(wt) \geq \frac{E}{Zn} \left(1 + \frac{2 Lr}{Zc Tc} \frac{ma}{1-ma} \right) \quad (5.47)$$

Parametrizando consegue-se a expressão (6.50), de uso universal.

$$wt \geq \operatorname{arc sen} \left(\frac{2 \gamma}{ma} + \frac{2}{\pi fn(1-ma)} \right) \quad (5.48)$$

Obtida a expressão que especifica a faixa de carga onde se realizará a comutação suave, pode-se traçar gráficos em função dos parâmetros ma , fn e γ , os quais são apresentados na Fig. 5.8.

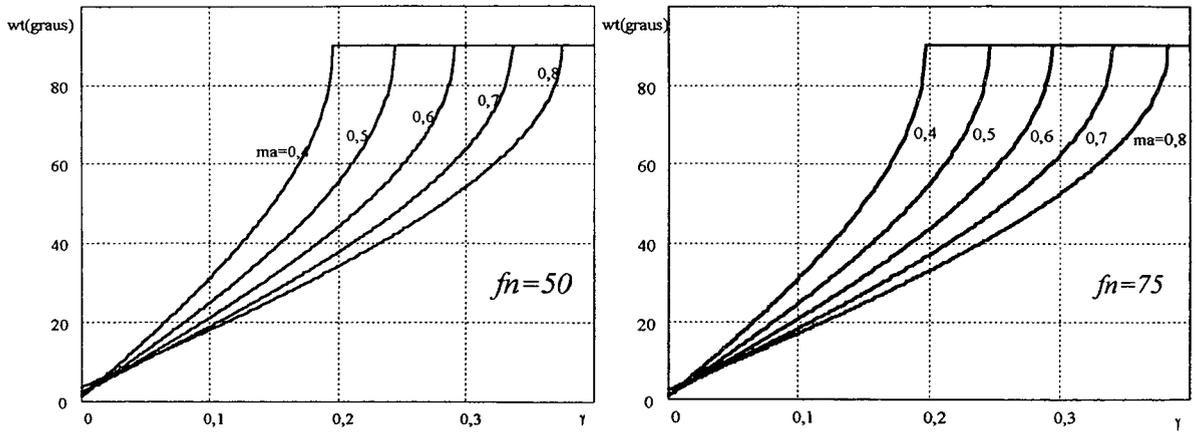


Figura 5.8 – Faixa de carga com comutação suave para vários valores de ma .

5.6 – PERDA DE RAZÃO CÍCLICA

Num inversor em ponto médio convencional, a tensão média instantânea aplicada à carga é dada pela expressão (5.49).

$$v_c(t) = V_{cp} \text{sen}(wt) \tag{5.49}$$

$$V_{cp} = \frac{maE}{2} \tag{5.50}$$

No inversor CTN-PWM-GA do tipo *buck-boost* a tensão aplicada à carga possui a forma apresentada na Fig. 5.9. Percebe-se nesta figura que, ao contrário do inversor tradicional, há um intervalo de tempo necessário para a inversão da corrente no indutor ressonante LrI . Durante este intervalo a tensão aplicada à carga já deveria ser $+E/2$, no entanto, permanece igual a $-E/2$. Este fenômeno provoca uma redução na tensão média instantânea aplicada sobre a carga. Esta redução de tensão é representada pelo que se denomina por perda de razão cíclica (ΔD).

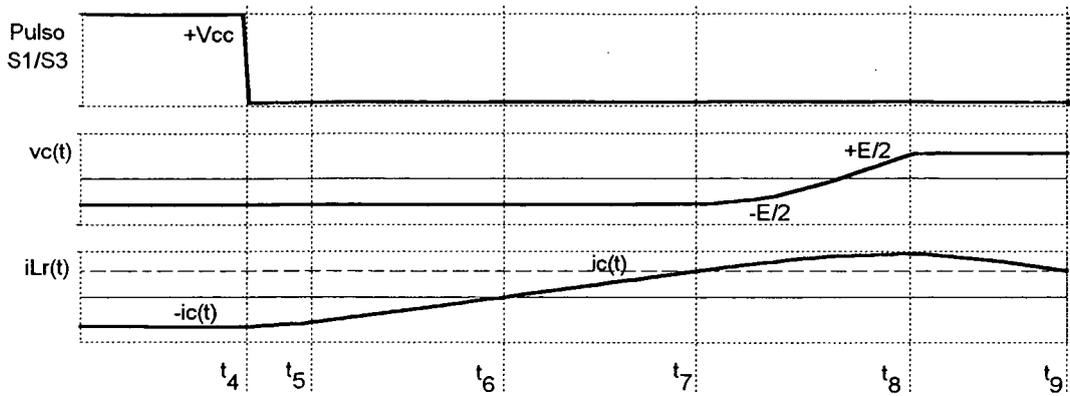


Figura 5.9 – Característica da tensão aplicada à carga.

$$\Delta D = \Delta t_6 + \Delta t_7 + \Delta t_8 \quad (5.51)$$

$$\Delta D = \frac{\pi}{2 \omega_0} + \frac{2 L_r I_c}{E} \text{sen}(\omega t) \quad (5.52)$$

Parametrizando a expressão (5.52) obtém-se:

$$\overline{\Delta D} = \Delta D \omega_0 = \frac{\pi}{2} + \frac{ma}{\gamma} \text{sen}(\omega t) \quad (5.53)$$

Na Fig. 5.10 apresenta-se em forma gráfica a perda de razão cíclica em função do tempo, para dois valores do parâmetro γ e para alguns valores de ma .

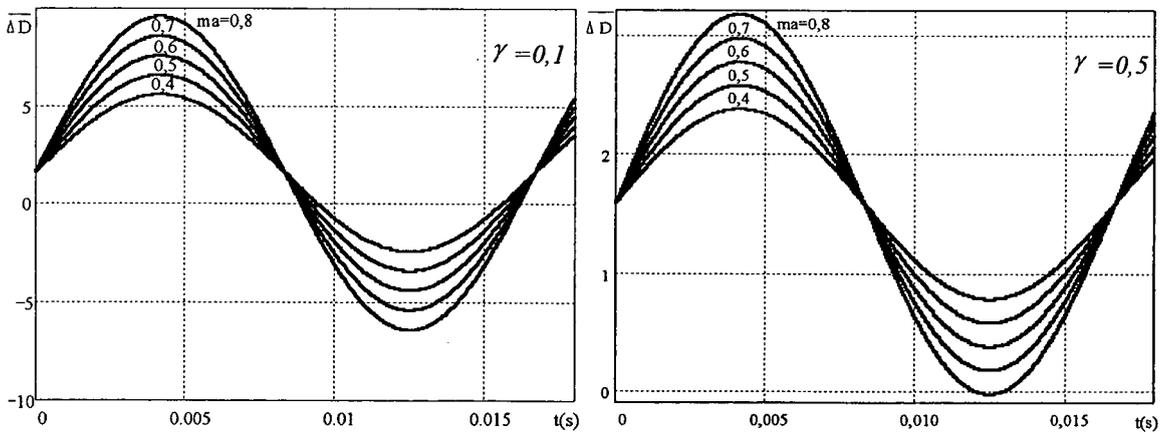


Figura 5.10 – Perda de razão cíclica máxima.

Na expressão (5.53), substituindo a senóide pelo seu valor de pico, obtém-se a perda de razão cíclica máxima, a qual ocorre na passagem da corrente de carga pelo seu valor máximo.

Na Fig. 5.11 apresenta-se um gráfico com algumas curvas de perda de razão cíclica máxima em função do parâmetro γ para alguns valores de ma .

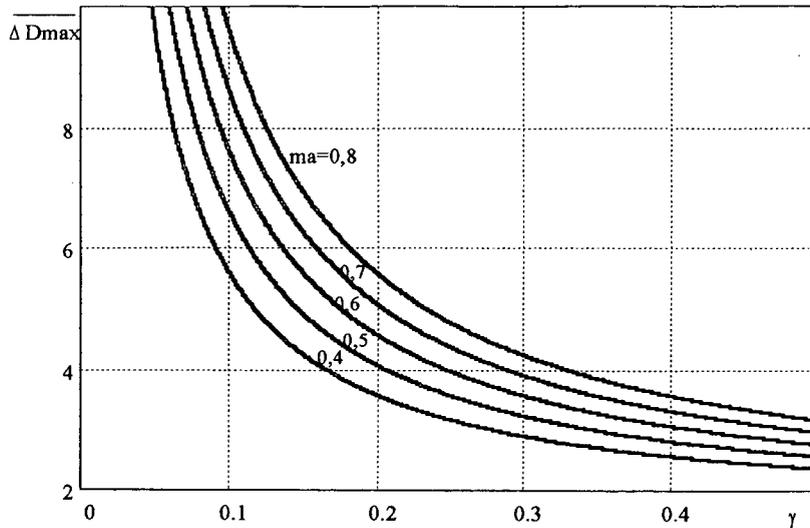


Figura 5.11 – Perda de razão cíclica máxima.

5.7 – CAPACITÂNCIA DE GRAMPEAMENTO

Durante a análise foi suposto que o capacitor de grampeamento teria uma capacitância tal que, durante um período de comutação, não sofreria variação significativa de tensão em seus terminais. O valor de C_g pode, então, ser estimado através das relações abaixo.

$$wg = \frac{I}{\sqrt{Lr Cg}} \quad (5.54)$$

$$fg = \frac{wg}{2\pi} \quad (5.55)$$

$$fc = \frac{fg}{x} \quad (5.56)$$

x é uma constante que limita a frequência máxima de oscilação entre C_g e Lr . Por simulação constatou-se que bons resultados são obtidos quando $x \leq 2$.

$$fc = \frac{I}{2\pi x \sqrt{Lr Cg}} \quad (5.57)$$

$$Cg = \frac{I}{4\pi^2 x^2 Lr fc^2} \quad (5.58)$$

5.8 – ESTUDO DOS ESFORÇOS NOS COMPONENTES

Para facilitar o projeto e a seleção dos parâmetros e componentes do circuito serão calculados os principais esforços a que são submetidos os elementos de interesse no circuito.

5.8.1 – ESFORÇOS DE TENSÃO

A tensão máxima aplicada aos interruptores ativos será igual à tensão do barramento somada à tensão de grampeamento. Assim, valem as expressões seguintes.

$$V_{S1max} = E + Vg \quad (5.59)$$

$$V_{S2max} = E + Vg \quad (5.60)$$

$$V_{S3max} = E + Vg \quad (5.61)$$

$$V_{S4max} = E + Vg \quad (5.62)$$

$$V_{D1max} = E + Vg \quad (5.63)$$

$$V_{D2max} = E + Vg \quad (5.64)$$

$$V_{D3max} = E + Vg \quad (5.65)$$

$$V_{D4max} = E + Vg \quad (5.66)$$

A tensão máxima sobre os diodos $D5$ e $D6$ será limitada ao valor da tensão do barramento CC.

$$V_{D5max} = E \quad (5.67)$$

$$V_{D6max} = E \quad (5.68)$$

5.8.2 – ESFORÇOS DE CORRENTE

A) INTERRUPTORES PRINCIPAIS $S2/S3$

Desprezando-se os efeitos das comutações, a corrente média instantânea (corrente média em um período de comutação) através dos interruptores principais é dada por:

$$i_{S2_{mi}} = \frac{1}{T_c} \int_0^{T_c} i_{S2}(t) dt \quad (5.69)$$

$$i_{S2_{mi}} = \frac{1}{T_c} \left(\int_0^{(D_c T_c)} i_c(t) dt + \int_0^{(T_c/3)} \frac{E}{Z_n} \left(1 - \frac{3t}{T_c} \right) dt \right) \quad (5.70)$$

$$i_{S2_{mi}} = \frac{ma E}{4 Z_c} \text{sen}(w t) (1 + ma \text{sen}(w t)) + \frac{E}{6 Z_n} \quad (5.71)$$

Para a determinação das correntes média e eficaz, em um período da corrente de carga, basta aplicar a definição destas sobre a corrente média instantânea. Assim consegue-se as expressões (5.73) e (5.76).

$$i_{S2_{med}} = \frac{1}{2\pi} \int_0^\pi i_{S2_{mi}} dwt \quad (5.72)$$

$$i_{S2_{med}} = \frac{ma E}{8 Z_c} \left(\frac{2}{\pi} + \frac{ma}{2} \right) + \frac{E}{12 Z_n} \quad (5.73)$$

Parametrizando:

$$\frac{\overline{i_{S2_{med}}}}{E} = i_{S2_{med}} \frac{Z_c}{E} = \frac{ma}{8} \left(\frac{2}{\pi} + \frac{ma}{2} \right) + \frac{\gamma}{12} \quad (5.74)$$

$$i_{S2_{ef}}^2 = \frac{1}{2\pi} \int_0^\pi i_{S2_{mi}}^2 dwt \quad (5.75)$$

$$i_{S2_{ef}} = \frac{E}{Z_c} \sqrt{\frac{1}{2\pi} \left[\frac{ma^2}{16} \left(\frac{3\pi ma^2}{8} + \frac{8ma}{3} + \frac{\pi}{2} \right) + \frac{ma\gamma}{12} \left(\frac{\pi ma}{2} + 2 \right) + \frac{\pi\gamma^2}{36} \right]} \quad (5.76)$$

Com a parametrização dada pela expressão (5.77), obtém-se a expressão (5.78).

$$\frac{\overline{i_{S2_{ef}}}}{E} = i_{S2_{ef}} \frac{Z_c}{E} \quad (5.77)$$

$$\frac{\overline{i_{S2_{ef}}}}{E} = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \left[\frac{ma^2}{16} \left(\frac{3\pi ma^2}{8} + \frac{8ma}{3} + \frac{\pi}{2} \right) + \frac{ma\gamma}{12} \left(\frac{\pi ma}{2} + 2 \right) + \frac{\pi\gamma^2}{36} \right]} \quad (5.78)$$

A corrente máxima através dos interruptores principais é igual à corrente máxima nos indutores ressonantes, expressa por (5.22) e reescrita a seguir.

$$i_{S2_{max}} = \frac{E}{Z_c} \left(\frac{ma}{2} + \gamma \right) \quad (5.79)$$

As expressões obtidas para o interruptor ativo $S2$ são válidas, também, para o interruptor $S3$, já que estes conduzem correntes com formas de onda idênticas, porém com defasagem de 180° .

Na Fig.5.12 são apresentados os gráficos das correntes média e eficaz parametrizadas em função de ma , tendo-se γ como parâmetro.

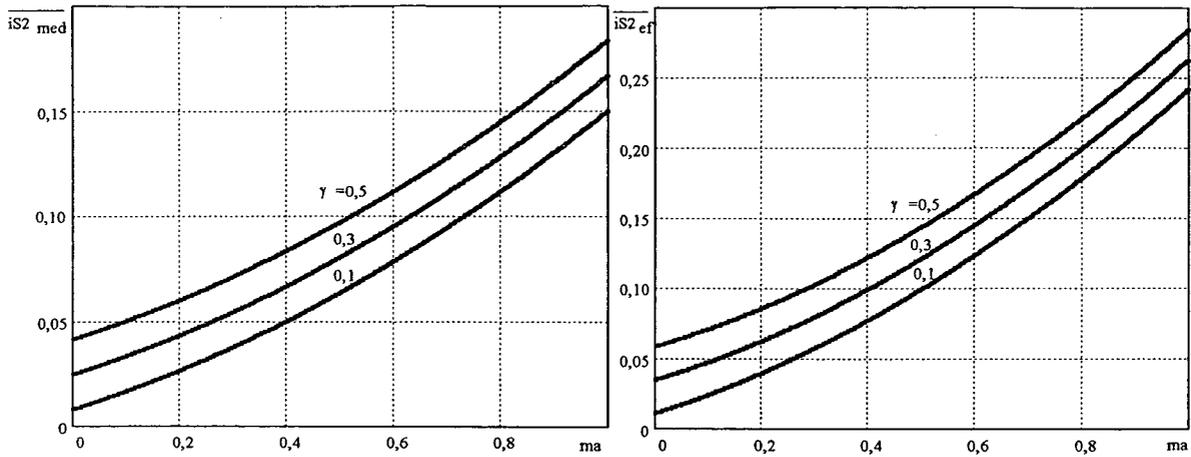


Figura 5.12 – Correntes média e eficaz parametrizadas em $S2$ e $S3$.

B) INTERRUPTORES AUXILIARES $S1/S4$

A corrente média instantânea nos interruptores auxiliares é expressa por (5.80).

$$i_{S1_{mi}} = \frac{1}{T_c} \int_0^{T_c} i_{S1}(t) dt \quad (5.80)$$

$$i_{S1_{mi}} = \frac{1}{T_c} \int_0^{\Delta t_4} \frac{v_{g1}(t)}{Lr1} t dt \quad (5.81)$$

$$i_{S1_{mi}} = \frac{ma E}{16 Zc} \text{sen}(w t) (1 - ma \text{sen}(w t)) \quad (5.82)$$

As correntes média e eficaz são obtidas aplicando-se as suas definições à expressão (5.82).

$$i_{S1_{med}} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{\pi} i_{S1_{mi}} dwt \quad (5.83)$$

$$i_{S1_{med}} = \frac{E}{Zc} \left(\frac{ma}{16\pi} - \frac{ma^2}{64} \right) \quad (5.84)$$

Com a parametrização indicada obtém-se a expressão da corrente média através de $S1$.

$$\overline{i_{S1_{med}}} = i_{S1_{med}} \frac{Zc}{E} = \frac{ma}{16\pi} - \frac{ma^2}{64} \quad (5.85)$$

$$i_{S1_{ef}} = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{\pi} i_{S1_{mi}}^2 dwt} \quad (5.86)$$

$$i_{SI_{ef}} = \frac{ma E}{192 Z_c} \sqrt{\frac{3}{\pi} (9 \pi ma^2 + 12 \pi - 64 ma)} \quad (5.87)$$

Parametrizando:

$$\overline{i_{SI_{ef}}} = i_{SI_{ef}} \frac{Z_c}{E} = \frac{ma}{192} \sqrt{\frac{3}{\pi} (9 \pi ma^2 + 12 \pi - 64 ma)} \quad (5.88)$$

A corrente máxima através dos interruptores auxiliares é definida pela expressão (5.89).

$$i_{SI_{max}} = \frac{ma E}{2 Z_c} \quad (5.89)$$

Na Fig. 5.13 são apresentados os gráficos das correntes média e eficaz parametrizadas que fluem através dos interruptores auxiliares SI e $S4$, em função de ma .

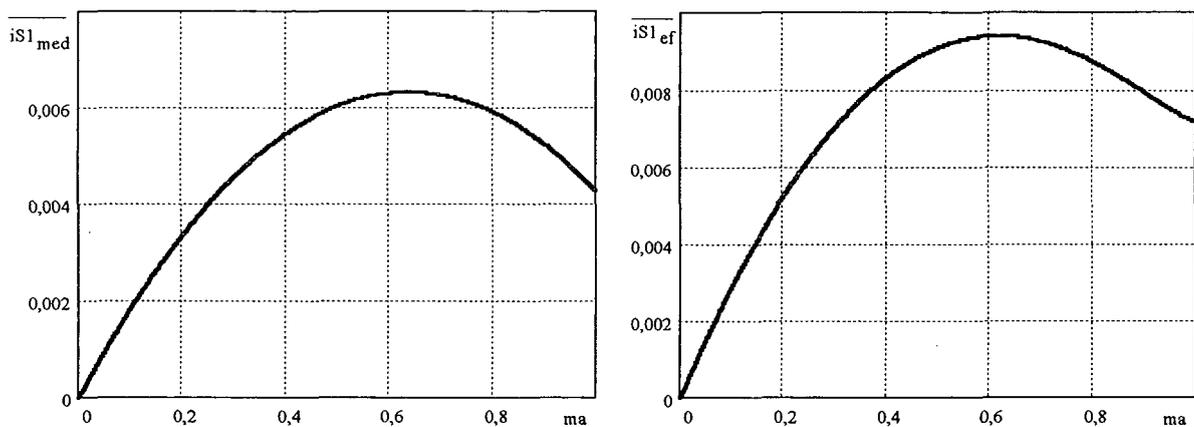


Figura 5.13 – Correntes média e eficaz parametrizadas através de SI e $S4$.

C) DIODOS PRINCIPAIS $D2/D3$

A corrente média instantânea nos diodos principais, $D2$ e $D3$, é definida por (5.90).

$$i_{D2_{mi}} = \frac{1}{T_c} \int_0^{T_c} i_{D2}(t) dt \quad (5.90)$$

$$i_{D2_{mi}} = \frac{1}{T_c} \int_0^{\Delta t_6} \left(i_c(t) - \frac{E}{Lr} t \right) dt \quad (5.91)$$

$$i_{D2_{mi}} = \frac{ma^2 E}{16 \pi \gamma f_n Z_c} \text{sen}^2(\omega t) \quad (5.92)$$

As correntes média e eficaz são obtidas através da aplicação da definição sobre a expressão (5.92).

$$i_{D2_{med}} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{\pi} i_{D2_{mi}} \, dwt \quad (5.93)$$

$$i_{D2_{med}} = \frac{ma^2 E}{64 \pi \gamma fn Zc} \quad (5.94)$$

E parametrizando,

$$\overline{i_{D2_{med}}} = i_{D2_{med}} \frac{Zc}{E} = \frac{ma^2}{64 \pi \gamma fn} \quad (5.95)$$

$$i_{D2_{ef}} = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{\pi} i_{D2_{mi}}^2 \, dwt} \quad (5.96)$$

$$i_{D2_{ef}} = \frac{ma^2 E \sqrt{3}}{64 \pi \gamma fn Zc} \quad (5.97)$$

Novamente parametrizando obtém-se:

$$\overline{i_{D2_{ef}}} = i_{D2_{ef}} \frac{Zc}{E} = \frac{ma^2 \sqrt{3}}{64 \pi \gamma fn} \quad (5.98)$$

A corrente máxima é definida pela expressão (5.99).

$$i_{D2_{max}} = \frac{ma E}{2 Zc} \quad (5.99)$$

Na Fig. 5.14 são apresentados os gráficos das correntes média e eficaz nos diodos principais parametrizadas em função de ma , tendo-se γ como parâmetro e $fn=75$.

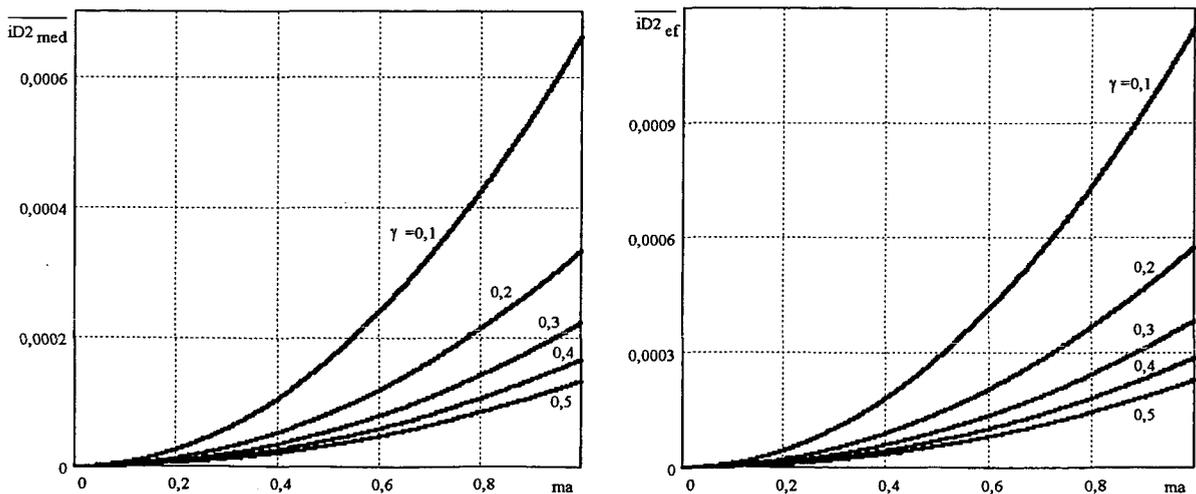


Figura 5.14 – Correntes média e eficaz parametrizadas nos diodos principais.

D) DIODOS AUXILIARES $D1/D4$

A corrente média instantânea através dos diodos auxiliares é definida por (5.100).

A partir desta expressão são obtidas as correntes média e eficaz.

$$i_{D1_{mi}} = \frac{1}{T_c} \int_0^{T_c} i_{D1}(t) dt \quad (5.100)$$

$$i_{D1_{mi}} = \frac{ma E}{16 Z_c} \text{sen}(wt)(1 - ma \text{sen}(wt)) \quad (5.101)$$

$$i_{D1_{med}} = \frac{1}{2\pi} \int_0^{\pi} i_{D1_{mi}} dwt \quad (5.102)$$

$$i_{D1_{med}} = \frac{E}{Z_c} \left(\frac{ma}{16\pi} - \frac{ma^2}{64} \right) \quad (5.103)$$

Parametrizando consegue-se:

$$\overline{i_{D1_{med}}} = i_{D1_{med}} \frac{Z_c}{E} = \frac{ma}{16\pi} - \frac{ma^2}{64} \quad (5.104)$$

$$i_{D1_{ef}} = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^{\pi} i_{D1_{mi}}^2 dwt} \quad (5.105)$$

$$i_{D1_{ef}} = \frac{ma E}{192 Z_c} \sqrt{\frac{3}{\pi} (9\pi ma^2 + 12\pi - 64 ma)} \quad (5.106)$$

E parametrizando resulta em:

$$\overline{i_{D1_{ef}}} = i_{D1_{ef}} \frac{Z_c}{E} = \frac{ma}{192} \sqrt{\frac{3}{\pi} (9\pi ma^2 + 12\pi - 64 ma)} \quad (5.107)$$

A corrente máxima através dos diodos auxiliares é expressa pela seguinte relação.

$$i_{D1_{max}} = \frac{ma E}{2 Z_c} \quad (5.108)$$

Na Fig. 5.15 são mostrados os gráficos das correntes média e eficaz parametrizadas em função do índice de modulação (ma).

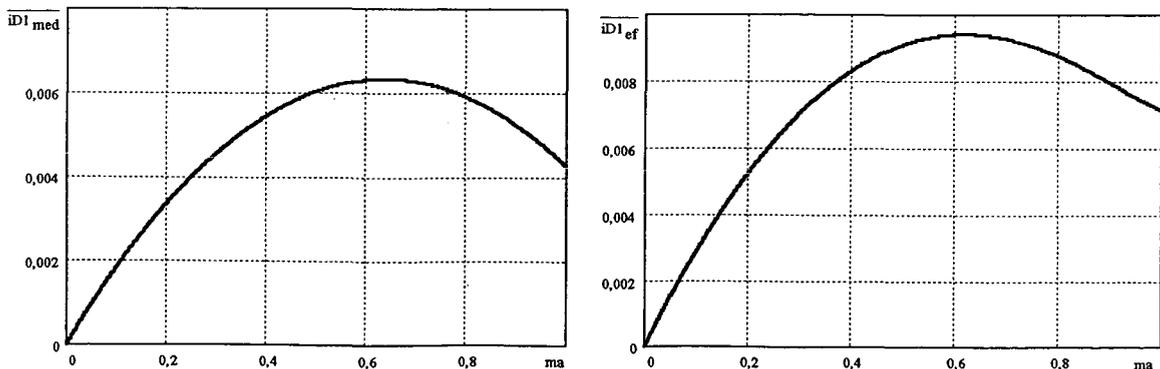


Figura 5.15 – Correntes média e eficaz parametrizadas em $D1$ e $D4$.

E) DIODOS DE RODA LIVRE $D5/D6$

Nos diodos de roda livre $D5$ e $D6$, a corrente média instantânea é expressa por (5.109) e a partir desta relação obtém-se as correntes média e eficaz.

$$i_{D5_{mi}} = \frac{1}{T_c} \int_0^{T_c} i_{D5}(t) dt \quad (5.109)$$

$$i_{D5_{mi}} = \frac{1}{T_c} \left[\int_0^{(1-D_c)T_c} i_c(t) dt + \int_{t_5}^{t_7} i_c(t) dt + \int_0^{\Delta t_9} \frac{E}{Z_n} \left(1 - \frac{t}{\Delta t_9} \right) dt \right] \quad (5.110)$$

$$i_{D5_{mi}} = \frac{E}{Z_c} \left(\frac{ma}{4} \text{sen}(wt) (1 - ma \text{sen}(wt)) + \frac{ma^2}{4\pi\gamma fn} \text{sen}^2(wt) + \frac{\gamma}{6} \right) \quad (5.111)$$

$$i_{D5_{med}} = \frac{1}{2\pi} \int_0^\pi i_{D5_{mi}} dwt \quad (5.112)$$

$$i_{D5_{med}} = \frac{E}{Z_c} \left(\frac{ma}{4\pi} - \frac{ma^2}{16} + \frac{ma^2}{16\pi\gamma fn} + \frac{\gamma}{12} \right) \quad (5.113)$$

Parametrizando tem-se:

$$\frac{i_{D5_{med}}}{E} = i_{D5_{med}} \frac{Z_c}{E} = \left(\frac{ma}{4\pi} - \frac{ma^2}{16} + \frac{ma^2}{16\pi\gamma fn} + \frac{\gamma}{12} \right) \quad (5.114)$$

$$i_{D5_{ef}} = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^\pi i_{D5_{mi}}^2 dwt} \quad (5.115)$$

$$i_{D5_{ef}} = \frac{E}{48 Z_c} \sqrt{\frac{-192 ma^3}{\pi} + \frac{27 ma^4}{(\pi\gamma fn)^2} + 36 ma^2 + \frac{192 ma^3}{\pi^2 \gamma fn} + \frac{48 ma^2}{\pi fn} + \dots} \\ \dots + 32 \gamma^2 - 48 \gamma ma^2 + \frac{192 \gamma ma}{\pi} + 27 ma^4 - \frac{54 ma^4}{\pi \gamma fn} \quad (5.116)$$

Parametrizando obtém-se:

$$\frac{i_{D5_{ef}}}{E} = i_{D5_{ef}} \frac{Z_c}{E} = \frac{1}{48} \sqrt{\frac{-192 ma^3}{\pi} + \frac{27 ma^4}{(\pi\gamma fn)^2} + 36 ma^2 + \frac{192 ma^3}{\pi^2 \gamma fn} + \dots} \\ \dots + \frac{48 ma^2}{\pi fn} + 32 \gamma^2 - 48 \gamma ma^2 + \frac{192 \gamma ma}{\pi} + 27 ma^4 - \frac{54 ma^4}{\pi \gamma fn} \quad (5.117)$$

A corrente máxima através dos diodos de roda livre é definida pela relação (5.118).

$$i_{D5_{max}} = \frac{E}{Zc} \left(\frac{ma}{2} + \gamma \right) \quad (5.118)$$

Na Fig. 5.16 são mostrados os gráficos das correntes média e eficaz parametrizadas nos diodos de roda livre.

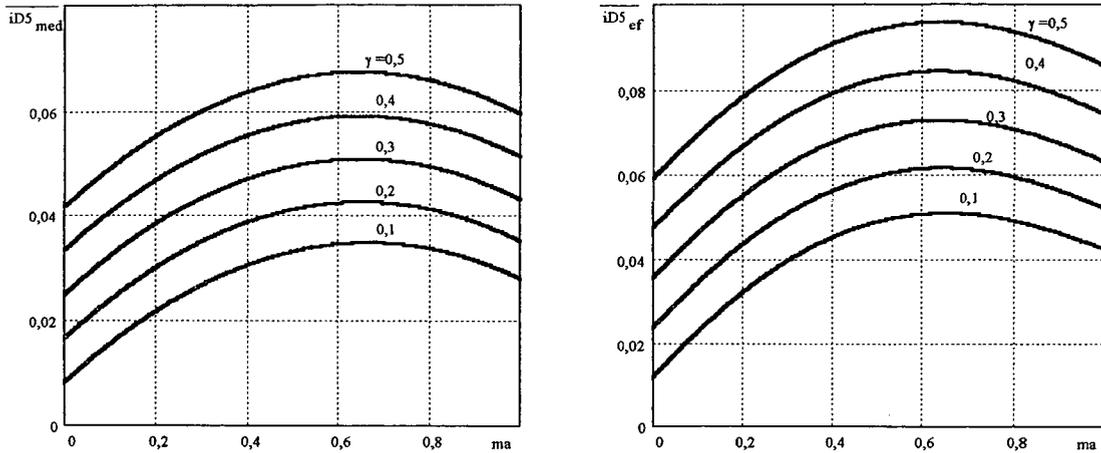


Figura 5.16 – Correntes média e eficaz parametrizadas em D5 e D6.

F) INDUTORES RESSONANTES $Lr1/Lr2$

Para os indutores ressonantes é importante determinar as correntes de pico e eficaz. Primeiramente define-se a corrente eficaz instantânea, que é a corrente instantânea no período de comutação dos interruptores.

$$i_{Lr_{efi}} = \sqrt{\frac{1}{Tc} \int_0^{Tc} i_{Lr}^2(t) dt} \quad (5.119)$$

$$i_{Lr_{efi}} = \sqrt{\frac{1}{Tc} \left[\int_0^{DcTc} i_c^2(t) dt + \int_0^{\Delta t_9} \left(\frac{E}{Zn} \left(1 - \frac{t}{\Delta t_9} \right) \right)^2 dt + \int_0^{\Delta t_3} \left(i_c(t) - \frac{v_g(t)}{Lr} t \right)^2 dt + \dots \right.} \\ \left. \dots + \int_0^{\Delta t_4} \left(\frac{-v_g(t)}{Lr} t \right)^2 dt \right]} \quad (5.120)$$

$$i_{Lr_{efi}} = \frac{E}{Zc} \sqrt{\frac{ma^2}{4} \left(\frac{2 \operatorname{sen}^2(\omega t)}{3} + \frac{ma \operatorname{sen}^3(\omega t)}{3} \right) + \frac{\gamma^2}{9}} \quad (5.121)$$

Com a obtenção da expressão (5.121) aplica-se a definição de corrente eficaz e obtém-se a relação (5.123).

$$i_{Lr_{ef}} = \sqrt{\frac{1}{2\pi} \int_0^\pi i_{Lr_{efi}}^2 d\omega t} \quad (5.122)$$

$$i_{Lr_{ef}} = \frac{E}{Z_c} \sqrt{\frac{ma^3}{18\pi} + \frac{ma^2}{24} + \frac{\gamma^2}{18}} \quad (5.123)$$

Parametrizando consegue-se:

$$\frac{i_{Lr_{ef}}}{E} = i_{Lr_{ef}} \frac{Z_c}{E} = \sqrt{\frac{ma^3}{18\pi} + \frac{ma^2}{24} + \frac{\gamma^2}{18}} \quad (5.124)$$

A corrente máxima através dos indutores ressonantes é expressa em (5.125).

$$i_{Lr_{max}} = \frac{E}{Z_c} \left(\frac{ma}{2} + \gamma \right) \quad (5.125)$$

Na Fig. 5.17 são mostrados os gráficos das correntes eficaz e de pico nos indutores ressonantes em função de ma , tendo-se γ como parâmetro.

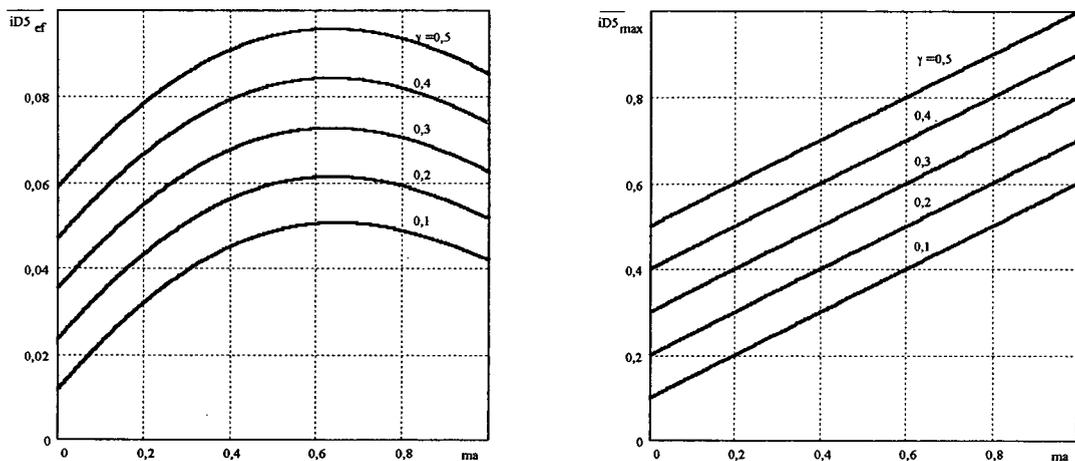


Figura 5.17 – Correntes eficaz e máxima parametrizadas através de Lr .

5.9 – PROCEDIMENTO PARA PROJETO

Para a realização do projeto de um inversor CTN-PWM-GA do tipo *buck-boost* propõem-se a seguinte metodologia:

- verificação das características da carga;
- definição da frequência normalizada. Sabe-se dos gráficos apresentados na Fig. 5.7 que quanto maior o valor de fn , menores serão os esforços adicionais nos interruptores;
- definição da faixa de carga com comutação suave;

- d) determinação de Z_n, f_o e demais parâmetros ressonantes;
- e) determinação da capacitância de grampeamento e
- f) avaliação dos esforços $v_{gI_{max}}$ e $i_{Lr_{max}}$. Se estiverem fora do desejado repetir o procedimento a partir do item (b).

5.10 – EXEMPLO DE PROJETO E VERIFICAÇÃO POR SIMULAÇÃO

Para testar a análise desenvolvida e a metodologia proposta realizou-se o projeto de um inversor para alimentar uma carga com as seguintes características:

$$S_c = 2500VA$$

$$V_{c_{ef}} = 120V$$

$$\cos\phi = 0,95$$

$$f = 60Hz$$

$$E = 440V$$

Conhecendo a carga pode-se determinar os outros parâmetros, como segue:

$$V_{cp} = 170V$$

$$m_a = 0,771$$

$$I_{cef} = 20,8A$$

$$I_{cp} = 29,5A$$

$$Z_c = 5,76\Omega$$

$$R_c = 5,47\Omega$$

$$L_c = 4,77mH$$

Agora, aplicando a metodologia do item 5.9, define-se a frequência normalizada como sendo $fn = 75$. Utilizando o gráfico apresentado na Fig. 5.8 e fixando a faixa de carga com comutação suave a partir de 20° ($i_c = 10,08A$), obtém-se o valor de $\gamma = 0,1175$. Assim,

$$Z_n = \frac{Z_c}{\gamma} = 49,02$$

$$f_c = 7,8kHz$$

$$f_o = f_c fn = 585kHz$$

$$L_r = \frac{Z_n}{2\pi f_o} = 13,33\mu H$$

$$C_r = \frac{L_r}{2 Z_n^2} = 1,39 \text{ nF}$$

$$C_g = \frac{I}{4 \pi^2 x^2 L_r f_c^2} = 32 \mu\text{F}, \text{ com } x = 1$$

Na Fig. 5.18 apresentam-se as formas de onda esperadas para a envoltória da corrente máxima no indutor ressonante (i_{Lrmax}) e tensão no capacitor de grampeamento. Tais curvas foram obtidas utilizando-se as expressões (5.12) e (5.39), respectivamente. A corrente máxima em $Lr1$ não se altera com a variação de ϕ . No entanto, a tensão v_{g1} sofre alteração, conforme pode ser visto.

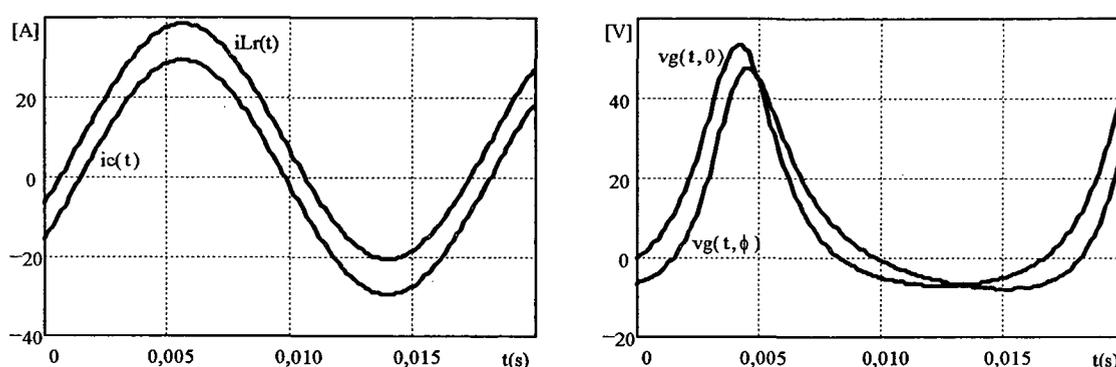


Figura 5.18 – Curvas esperadas para $i_{Lr1}(t)$ e $v_{g1}(t)$.

Com os parâmetros calculados efetuou-se uma simulação numérica, cujo arquivo é dado no Anexo 3. Os resultados da simulação são apresentados nas figuras a seguir.

Na Fig. 5.19 mostram-se as curvas de tensão e corrente na carga, as quais possuem formato idêntico ao das curvas do inversor convencional.

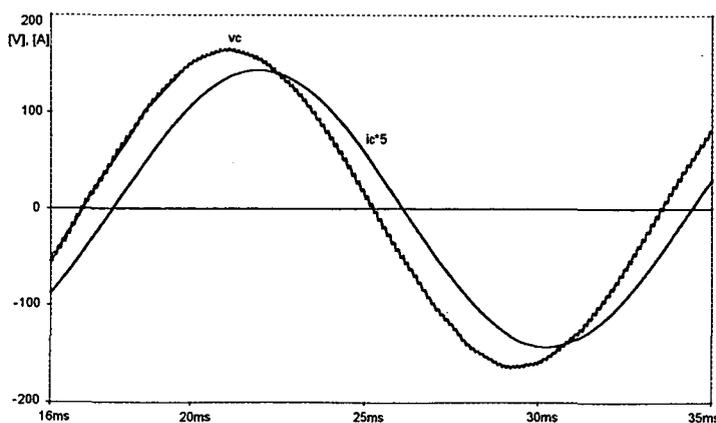


Figura 5.19 – Tensão sobre e corrente através da carga.

Na Fig. 5.20 apresentam-se as correntes em $Lr1$ e $Lr2$ superpostas à corrente de carga. Nota-se que ambas possuem o mesmo formato apesar de estarem defasadas em 180° .

Percebe-se também que, quando comparadas com a Fig. 5.18, o resultado alcançado por simulação enquadra-se no valor esperado.

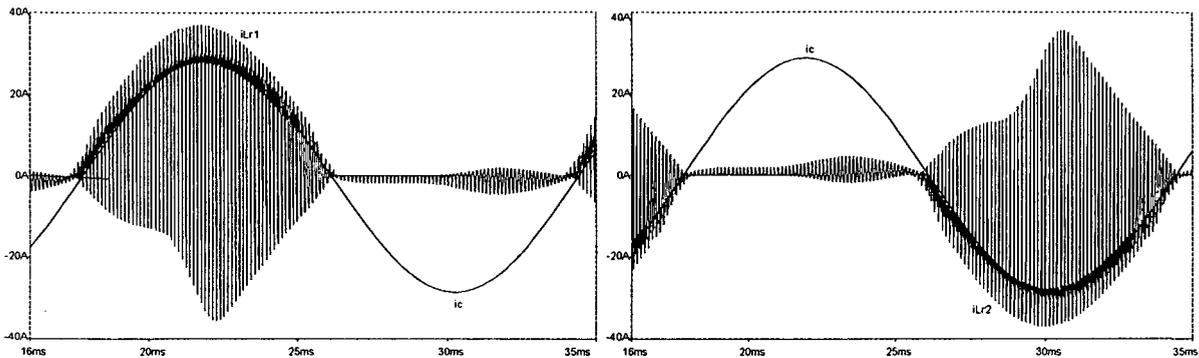


Figura 5.20 – Correntes ressonantes superpostas à corrente de carga.

A Fig. 5.21 é um detalhe do que foi mostrado na Fig. 5.20 na região em que cada uma das correntes passa pelo ponto de máximo. Pode-se perceber as distintas regiões das curvas, evidenciando as etapas de operação.

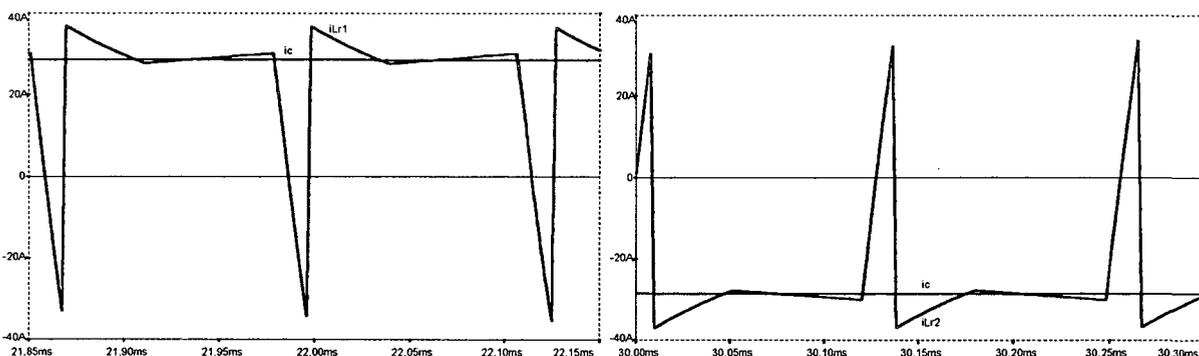


Figura 5.21 – Detalhe das correntes ressonantes para um período de comutação.

Na Fig. 5.22 são apresentadas as tensões nos capacitores de grameamento $Cg1$ e $Cg2$. Conforme previsto na Fig. 5.18 as tensões de grameamento não ultrapassaram os 50V, que é o valor de tensão que somado à tensão de barramento será aplicado aos interruptores.

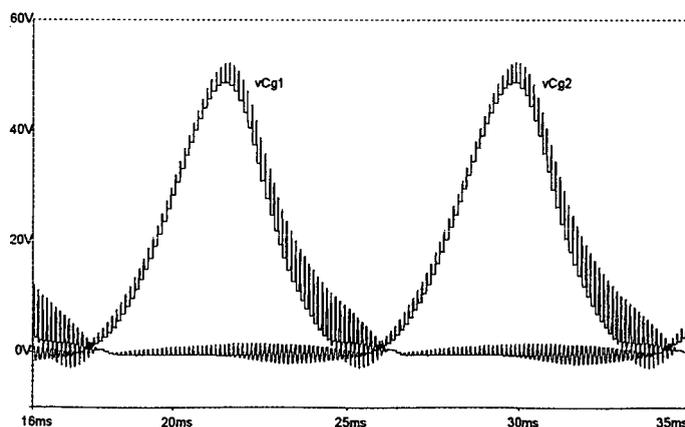


Figura 5.22 – Tensões de grameamento.

Na Fig. 5.23 mostram-se a tensão sobre e a corrente através do interruptor principal S2 para três instantes diferentes.

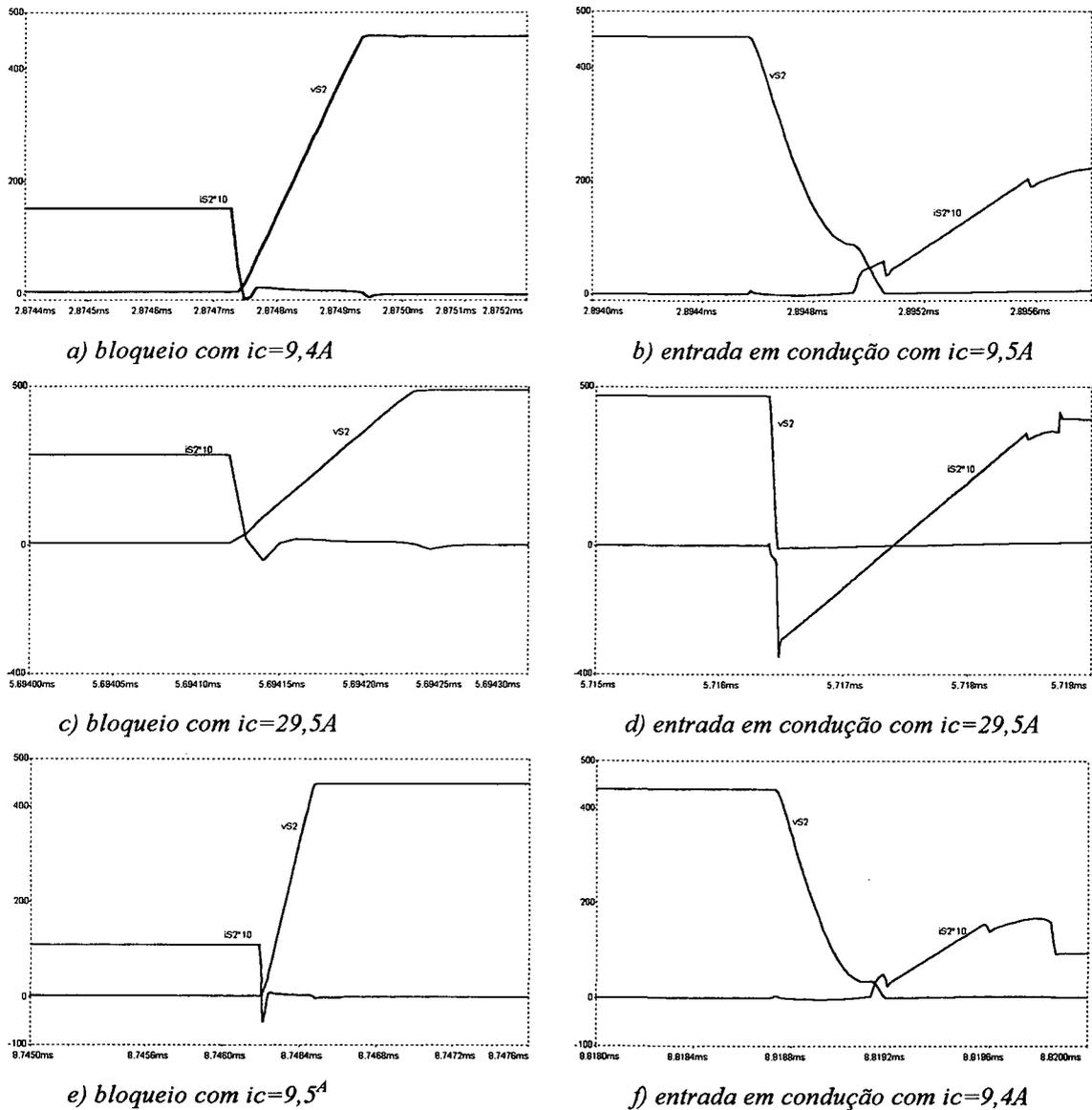


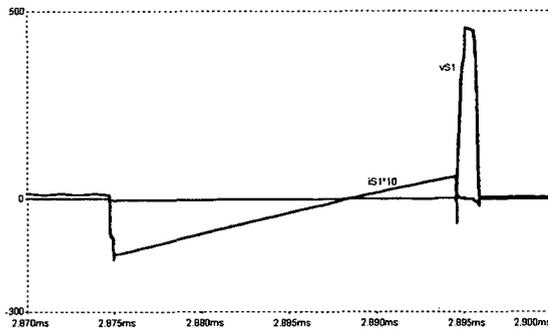
Figura 5.23 – Tensão sobre e corrente através do interruptor principal S2 para comutações em vários instantes diferentes.

Analisando a figura acima percebe-se que a comutação suave é obtida praticamente na faixa determinada no projeto, ou seja, no intervalo de 2,4ms até 8,8ms (equivalentes a $FC=20^\circ$, descontada a defasagem imposta pela carga indutiva).

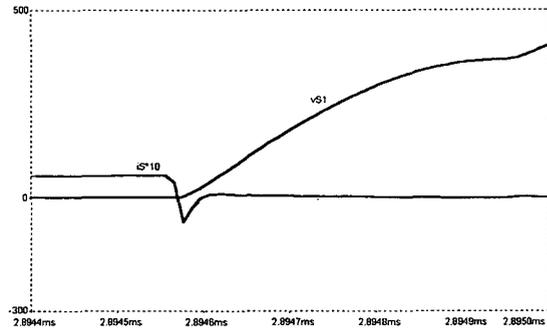
O bloqueio dos interruptores principais é sempre suave, para toda a faixa da corrente de carga. A entrada em condução, em contrapartida, é suave apenas na faixa de carga determinada no projeto. Esta particularidade ocorre devido à insuficiência de corrente em L_r quando da abertura do interruptor auxiliar, o que não garante energia suficiente para

o processo de descarga total de $Cr2$. No entanto, a comutação é bastante favorecida, já que a tensão sobre o interruptor não é plena, mas sim de 3 a 4 vezes menor que o valor máximo de $vS2$. Tem-se inclusive, na literatura, autores denominando este tipo de comutação como quase suave [62].

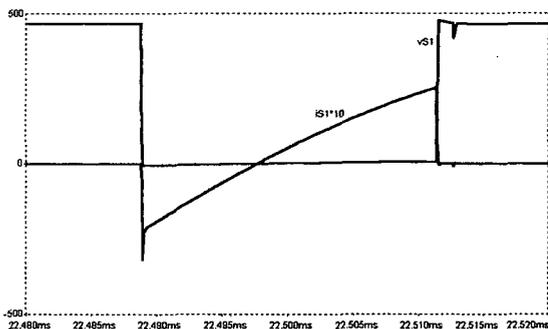
Na Fig. 5.24 mostram-se a tensão sobre e a corrente através do interruptor auxiliar $S1$ para vários instantes de tempo. Percebe-se, nesta figura, a ocorrência de comutação suave tanto na entrada em condução quanto no bloqueio, em toda a faixa da corrente de carga.



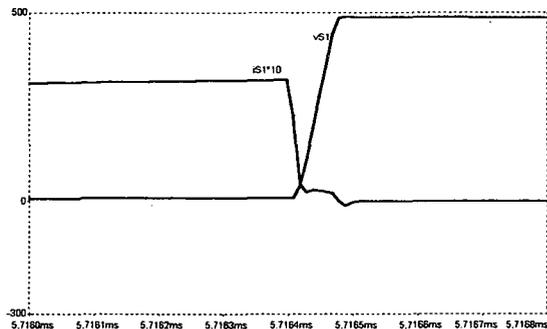
a) bloqueio com $i_c=9,5A$.



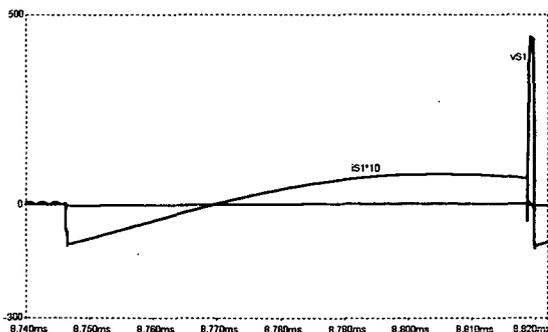
b) entrada em condução com $i_c=9,4A$.



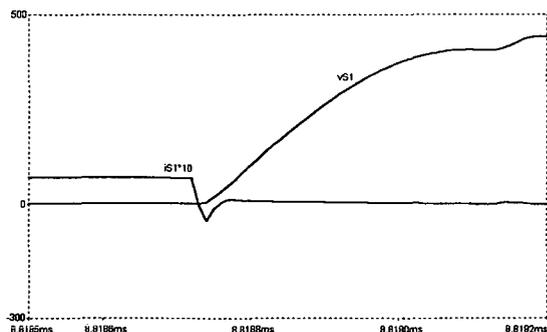
c) bloqueio com $i_c=29,5A$.



d) entrada em condução com $i_c=29,5A$.



e) bloqueio com $i_c=9,5A$.



f) entrada em condução com $i_c=9,4A$.

Figura 5.24 – Tensão e corrente no interruptor auxiliar $S1$ em vários instantes.

A Fig. 5.25 apresenta a tensão sobre o capacitor ressonante $Cr5$ e a corrente através do diodo $D5$.

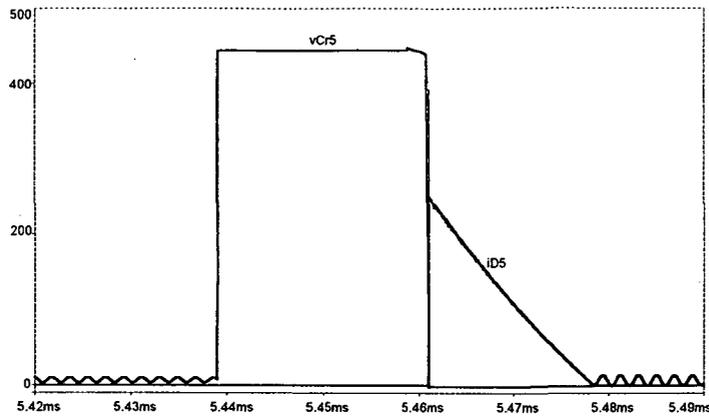


Figura 5.25 – Tensão sobre o capacitor ressonante $Cr5$ e corrente através do diodo de roda livre $D5$.

Na Fig. 5.26 mostram-se a tensão sobre o capacitor de ressonância $Cr6$ e a corrente através o diodo $D6$.

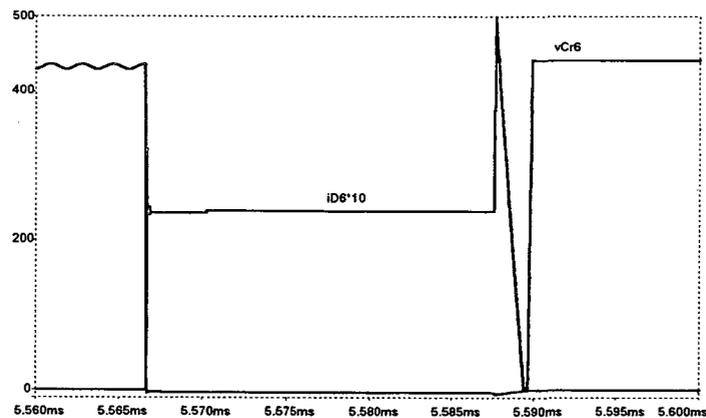


Figura 5.26 – Tensão sobre o capacitor ressonante $Cr6$ e corrente através do diodo de roda livre $D6$.

5.11 – EXPERIMENTAÇÃO DO INVERSOR CTN-PWM-GA DO TIPO *BUCK-BOOST*

Com a análise quantitativa feita neste capítulo tem-se subsídios suficientes para a realização da experimentação do inversor CTN-PWM-GA do tipo *buck-boost*. Tal experimentação será conduzida com os parâmetros já definidos na seção anterior.

É necessário a realização de alguns cálculos para a especificação de componentes semicondutores, elementos magnéticos, capacitores, etc. Esses cálculos serão apresentados a seguir.

5.11.1– ESPECIFICAÇÃO DOS SEMICONDUTORES ATIVOS

Para a especificação dos semicondutores utiliza-se o equacionamento desenvolvido na seção 5.8. Em termos de esforços de tensão os quatro semicondutores ativos apresentam as mesmas características, ou seja, é válida a expressão (5.126):

$$V_{S_{max}} = E + V_{g_{max}} \quad (5.126)$$

$$V_{S_{max}} = 440 + 53,63 = 493,63V \quad (5.127)$$

Os esforços de corrente em cada um dos semicondutores são calculados como segue.

$$i_{S1_{max}} = i_{S2_{max}} = i_{S3_{max}} = i_{S4_{max}} = i_{Lr_{max}} = \frac{ma E}{2 Z_c} + \frac{E}{Z_n} = 38,44 A \quad (5.128)$$

$$i_{S1_{med}} = i_{S4_{med}} = \frac{E}{Z_c} \left(\frac{ma}{16 \pi} - \frac{ma^2}{64} \right) = 0,46 A \quad (5.129)$$

$$i_{S1_{ef}} = i_{S4_{ef}} = \frac{ma E}{192 Z_c} \sqrt{\frac{3}{\pi} (9 \pi ma^2 + 12 \pi - 64 ma)} = 0,68 A \quad (5.130)$$

$$i_{S2_{med}} = i_{S3_{med}} = \frac{ma E}{8 Z_c} \left(\frac{2}{\pi} + \frac{ma}{2} \right) + \frac{E}{12 Z_n} = 8,27 A \quad (5.131)$$

$$i_{S2_{ef}} = \frac{E}{Z_c} \sqrt{\frac{1}{2 \pi} \left[\frac{ma^2}{16} \left(\frac{3 \pi ma^2}{8} + \frac{8 ma}{3} + \frac{\pi}{2} \right) + \frac{ma \gamma}{12} \left(\frac{\pi ma}{2} + 2 \right) + \frac{\pi \gamma^2}{36} \right]} \quad (5.132)$$

$$i_{S2_{ef}} = i_{S3_{ef}} = 13,15 A \quad (5.133)$$

Por questões de disponibilidade em laboratório decidiu-se pela utilização dos módulos de IGBT SKM50GB123D da *Semikron*. Estes módulos disponibilizam bons diodos em anti-paralelo e apresentam as seguintes características principais:

$$V_{CE_{max}} = 1200V$$

$$I_C = 40A \text{ com } T_C = 80 \text{ } ^\circ C$$

$$V_{GE} = \pm 20V$$

$$V_{CE_{SAT_{max}}} = 3,5V$$

$$V_{CEO} = 1V$$

$$t_{f_N} = 45 ns$$

$$Q_{rr\text{ diodo}} = 2,3 \mu\text{C}$$

$$t_{rr\text{ diodo}} = 100 \text{ ns}$$

$$T_{j\text{ max}} = 150 \text{ }^\circ\text{C}$$

$$R_{th\text{ cd}} = 0,05 \text{ }^\circ\text{C/W (por módulo)}$$

$$R_{th\text{ jc}} = 0,4 \text{ }^\circ\text{C/W (por IGBT)}$$

$$R_{th\text{ jc}} = 0,7 \text{ }^\circ\text{C/W (por diodo)}$$

Devido à utilização de interruptores com diodo intrínseco, os diodos $D1$, $D2$, $D3$ e $D4$ não necessitam ser especificados separadamente.

5.11.2 – ESPECIFICAÇÃO DOS DIODOS DE RODA LIVRE

A tensão de bloqueio dos diodos de roda livre é limitada à tensão de barramento (440V). Já os esforços de corrente são dados pelas seguintes expressões.

$$i_{D5\text{ max}} = i_{Lr\text{ max}} = \frac{ma E}{2 Zc} + \frac{E}{Zn} = 38,44 \text{ A} \quad (5.134)$$

$$i_{D5\text{ med}} = i_{D6\text{ med}} = \frac{E}{Zc} \left(\frac{ma}{4\pi} - \frac{ma^2}{16} + \frac{ma^2}{16\pi\gamma fn} + \frac{\gamma}{12} \right) = 2,70 \text{ A} \quad (5.135)$$

$$i_{D5\text{ ef}} = \frac{E}{48 Zc} \sqrt{\frac{-192 ma^3}{\pi} + \frac{27 ma^4}{(\pi\gamma fn)^2} + 36 ma^2 + \frac{192 ma^3}{\pi^2 \gamma fn} + \frac{48 ma^2}{\pi fn} + \dots} \quad (5.136)$$

$$\dots + 32 \gamma^2 - 48 \gamma ma^2 + \frac{192 \gamma ma}{\pi} + 27 ma^4 - \frac{54 ma^4}{\pi \gamma fn} \quad (5.137)$$

$$i_{D5\text{ ef}} = i_{D6\text{ ef}} = 3,90 \text{ A} \quad (5.137)$$

Os diodos de roda livre escolhidos são os do tipo HFA15TB60 da *International Rectifier*, os quais apresentam as seguintes características principais:

$$V_R = 600 \text{ V}$$

$$V_{FN} = 1,7 \text{ V}$$

$$V_{FO} = 1,0 \text{ V}$$

$$I_F = 15 A$$

$$I_{F_{RM}} = 60 A$$

$$t_{rr_{max}} = 74 ns$$

$$Q_{rr_{max}} = 84 nC$$

$$T_{j_{max}} = 150 ^\circ C$$

$$R_{th_{cd}} = 0,5 ^\circ C / W$$

$$R_{th_{jc}} = 1,7 ^\circ C / W$$

5.11.3 – ESPECIFICAÇÃO DOS INDUTORES RESSONANTES

O valor da indutância ressonante foi determinado na seção 5.10 e é dado novamente na expressão (5.138).

$$L_r = 13,33 \mu H \quad (5.138)$$

Os esforços de corrente no indutor L_r são dados a seguir.

$$i_{L_r_{max}} = \frac{E}{Z_c} \left(\frac{ma}{2} + \gamma \right) = 38,44 A \quad (5.139)$$

$$i_{L_r_{ef}} = \frac{E}{Z_c} \sqrt{\frac{ma^3}{18\pi} + \frac{ma^2}{24} + \frac{\gamma^2}{18}} = 14,01 A \quad (5.140)$$

O produto da área da coluna central pela área da janela do núcleo é dado pela expressão (5.141).

$$A_e A_w = \frac{L_r i_{L_r_p} i_{L_r_{ef}}}{k_w B_{max} J} 10^4 \quad (5.141)$$

$$k_w = 0,6 \quad (5.142)$$

$$B_{max} = 0,3 T \quad (5.143)$$

$$J = 300 A / cm^2 \quad (5.144)$$

$$A_e A_w = 1,33 cm^4 \quad (5.145)$$

Com o resultado expresso em (5.145) pode-se escolher um núcleo apropriado numa tabela de fabricante. Procedendo desta forma escolheu-se o núcleo EE 42/20 (não

havia no INEP o núcleo EE 42/15) de material IP12 da Thornton, o qual apresenta as seguintes características principais.

$$AeAw = 3,77 \text{ cm}^4 \quad (5.146)$$

$$Ae = 2,40 \text{ cm}^2 \quad (5.147)$$

$$Aw = 1,57 \text{ cm}^2 \quad (5.148)$$

$$le = 9,7 \text{ cm} \quad (5.149)$$

$$lt = 10,5 \text{ cm} \quad (5.150)$$

$$Ve = 23,30 \text{ cm}^3 \quad (5.151)$$

Com o núcleo devidamente especificado pode-se determinar o número de espiras.

$$N = \frac{Lr i_{Lr p}}{B_{max} Ae} 10^4 = 7 \text{ espiras} \quad (5.152)$$

A corrente penetrará no condutor até a profundidade δ , especificada a seguir.

$$\delta = \frac{7,5}{\sqrt{fc}} = 0,08492 \text{ cm} \quad (5.153)$$

Para satisfazer esta condição e evitar problemas com o efeito pelicular deve-se utilizar, portanto, condutor com bitola de até 14 AWG, entretanto, para facilitar o processo de enrolamento das espiras decidiu-se utilizar o fio 19 AWG, conforme Tabela 5.1.

Tabela 5.1 – Características do condutor utilizado para os indutores Lr1 e Lr2

<i>Bitola do condutor</i>	<i>Diâmetro</i>	<i>Área</i>	<i>Resistividade</i>
<i>19 AWG</i>	<i>0,091cm</i>	<i>0,006527cm²</i>	<i>0,000353Ω/cm</i>

A área de cobre necessária para garantir a condução da corrente especificada será:

$$S_{Cu} = \frac{i_{Lr ef}}{J} = 0,04673 \text{ cm}^2 \quad (5.154)$$

E o número de fios necessário para integralizar a área de cobre requerida será, então, dado pela expressão (5.155).

$$nf = \frac{S_{Cu}}{S_f} = 7,15921 \text{ fios} \quad (5.155)$$

$$nf = 7 \text{ fios} \quad (5.156)$$

O entreferro requerido para a obtenção da indutância especificada é dado pela expressão (5.157).

$$en = \frac{N^2 \mu_0 Ae}{Lr} 10^{-2} = 0,11 \text{ cm} \quad (5.157)$$

5.11.4 – ESPECIFICAÇÃO DOS CAPACITORES RESSONANTES

Todos os capacitores de ressonância selecionados são de 1,5nF/1250V, com tecnologia de polipropileno da *Icotron/Siemens*.

5.11.5 – ESPECIFICAÇÃO DOS CAPACITORES DE GRAMPEAMENTO

Para os capacitores de grampeamento, cuja capacitância foi definida na seção 5. 7, selecionou-se dois capacitores de 50µF/250V, com tecnologia de polipropileno metalizado (MKT) da *Icotron/Siemens*.

5.11.6 – CÁLCULOS TÉRMICOS

Para o dimensionamento dos dissipadores e também a verificação da variação de temperatura que sofrerão os núcleos de ferrite dos indutores ressonantes, torna-se necessário o cálculo térmico destes componentes.

5.11.6.1– CÁLCULO TÉRMICO DOS INDUTORES RESSONANTES

As potências dissipadas no cobre e no núcleo são estimadas através das expressões (5.158) e (5.159), respectivamente. A potência total é a soma das duas e é dada pela expressão (5.160).

$$P_{Cu} = \frac{i_{Lref}^2 N l t \rho}{nf} = 0,73 \text{ W} \quad (5.158)$$

$$P_n = (2 B_{max})^{2,4} (Kh fc + Ke fc^2) Ve = 2,30 \text{ W} \quad (5.159)$$

$$P_t = P_{Cu} + P_n = 3,03 W \quad (5.160)$$

A variação de temperatura será então de quase 43°C, considerada suportável.

$$\Delta T = P_t 23 A_e A_w^{-0,37} = 42,63 \text{ }^\circ\text{C} \quad (5.161)$$

5.11.6.2- CÁLCULO TÉRMICO DOS SEMICONDUTORES

Para a especificação do dissipador a ser utilizado deve-se calcular as perdas de potência que ocorrerão em cada semicondutor. No caso dos IGBT calcula-se, além das perdas por condução, as perdas de potência referentes ao bloqueio devido ao efeito de cauda. A metodologia empregada é a sugerida por TORRICO e PERIN [59].

A) INTERRUPTORES PRINCIPAIS S2/S3

$$P_{S2_{cond}} = \left(\frac{1}{8} + \frac{ma}{3\pi} \right) \frac{V_{CEN} - V_{CEO}}{I_c} I_{c_p}^2 + \left(\frac{1}{2\pi} + \frac{ma}{8} \cos(\phi) \right) V_{CEO} I_{c_p} \quad (5.162)$$

$$P_{S2_{cond}} = 18,61 W \quad (5.163)$$

$$P_{S2_{bloq}} = \frac{1}{2} \left((E + Vg_{max}) I_{c_p} t_{fN} \operatorname{fc} \left(\frac{1}{3\pi} + \frac{1}{24} \frac{I_{c_p}}{I_c} \right) \right) = 0,35 W \quad (5.164)$$

$$P_{tS2} = P_{tS3} = P_{S2_{cond}} + P_{S2_{bloq}} = 18,96 W \quad (5.165)$$

B) INTERRUPTORES AUXILIARES S1/S4

$$P_{S1_{cond}} = \frac{1}{5} \left[\left(\frac{1}{8} + \frac{ma}{3\pi} \right) \frac{V_{CEN} - V_{CEO}}{I_c} I_{c_p}^2 + \left(\frac{1}{2\pi} + \frac{ma}{8} \cos(\phi) \right) V_{CEO} I_{c_p} \right] \quad (5.166)$$

$$P_{S1_{cond}} = 3,72 W \quad (5.167)$$

$$P_{S1_{bloq}} = \frac{1}{2} \left((E + Vg_{max}) I_{c_p} t_{fN} \operatorname{fc} \left(\frac{1}{3\pi} + \frac{1}{24} \frac{I_{c_p}}{I_c} \right) \right) = 0,35 W \quad (5.168)$$

$$P_{tS1} = P_{tS4} = P_{S1_{cond}} + P_{S1_{bloq}} = 4,07 W \quad (5.169)$$

C) DIODOS PRINCIPAIS D2/D3

$$P_{D2_{cond}} = \left[\left(\frac{1}{8} - \frac{ma}{3\pi} \right) \frac{V_{FN} - V_{FO}}{I_c} I_{c_p}^2 + \left(\frac{1}{2\pi} - \frac{ma}{8} \cos(\phi) \right) V_{FO} I_{c_p} \right] \quad (5.170)$$

$$P_{D2_{cond}} = 2,74 W \quad (5.171)$$

$$P_{D2_{com}} = \frac{E + V_{g_{max}}}{3} \left[\left[0,28 + \frac{0,38}{\pi} \frac{I_{c_p}}{I_{FN}} + 0,015 \left(\frac{I_{c_p}}{I_{FN}} \right)^2 \right] Q_{rrN} + \dots \right. \\ \left. \dots + \left(\frac{0,8}{\pi} + 0,05 \frac{I_{c_p}}{I_{FN}} \right) I_{c_p} t_{rrN} \right] f_c = 2,22 W \quad (5.172)$$

$$P_{t_{D2}} = P_{t_{D3}} = P_{D2_{cond}} + P_{D2_{com}} = 4,96 W \quad (5.173)$$

D) DIODOS AUXILIARES D1/D4

$$P_{D1_{cond}} = \frac{1}{5} \left[\left(\frac{1}{8} - \frac{ma}{3\pi} \right) \frac{V_{FN} - V_{FO}}{I_c} I_{c_p}^2 + \left(\frac{1}{2\pi} - \frac{ma}{8} \cos(\phi) \right) V_{FO} I_{c_p} \right] \quad (5.174)$$

$$P_{D1_{cond}} = 0,55 W \quad (5.175)$$

$$P_{D1_{com}} = \frac{E + V_{g_{max}}}{3} \left[\left[0,28 + \frac{0,38}{\pi} \frac{I_{c_p}}{I_{FN}} + 0,015 \left(\frac{I_{c_p}}{I_{FN}} \right)^2 \right] Q_{rrN} + \dots \right. \\ \left. \dots + \left(\frac{0,8}{\pi} + 0,05 \frac{I_{c_p}}{I_{FN}} \right) I_{c_p} t_{rrN} \right] f_c = 2,22 W \quad (5.176)$$

$$P_{t_{D1}} = P_{t_{D4}} = P_{D1_{cond}} + P_{D1_{com}} = 2,76 W \quad (5.177)$$

E) DIODOS DE RODA LIVRE D5/D6

$$P_{D5_{cond}} = \left(\frac{1}{8} - \frac{ma}{3\pi} \right) \frac{V_{FN} - V_{FO}}{I_c} I_{c_p}^2 + \left(\frac{1}{2\pi} - \frac{ma}{8} \cos(\phi) \right) V_{FO} I_{c_p} \quad (5.178)$$

$$P_{D5_{cond}} = 2,65 W \quad (5.179)$$

$$P_{D5_{com}} = \frac{E}{3} \left[\left[0,28 + \frac{0,38}{\pi} \frac{I_{c_p}}{I_{FN}} + 0,015 \left(\frac{I_{c_p}}{I_{FN}} \right)^2 \right] Q_{rrN} + \dots \right. \\ \left. \dots + \left(\frac{0,8}{\pi} + 0,05 \frac{I_{c_p}}{I_{FN}} \right) I_{c_p} t_{rrN} \right] f_c = 0,94 W \quad (5.180)$$

$$P_{t_{D5}} = P_{t_{D6}} = P_{D5_{cond}} + P_{D5_{com}} = 3,58 W \quad (5.181)$$

Assim as perdas totais nos semicondutores são expressas por (5.182).

$$P_{t_{semic}} = 2 P_{t_{S2}} + 2 P_{t_{S1}} + 2 P_{t_{D2}} + 2 P_{t_{D1}} + 2 P_{t_{D5}} \quad (5.182)$$

$$Pt_{semic} = 68,66 \text{ W} \quad (5.183)$$

Tendo estimadas as perdas nos semicondutores, pode-se especificar o dissipador. Como ponto de partida escolheu-se o elemento P14/180 da *Semikron*, cujas dimensões são 120x180mm e com resistência térmica entre dissipador e o ambiente definida pela expressão (5.184).

$$R_{th_{da}} = 0,58 \text{ } ^\circ\text{C/W} \quad (5.184)$$

A máxima temperatura ambiente é especificada em 40°C.

$$Ta = 40 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (5.185)$$

Conhecendo os parâmetros do dissipador e as características dos semicondutores através de seus catálogos, pode-se efetuar o cálculo térmico do dissipador. A temperatura máxima no dissipador será:

$$Td = Ta + Pt_{semic} R_{th_{da}} = 79,82 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (5.186)$$

A máxima temperatura na cápsula dos módulos IGBTs será:

$$Tc_{mod} = Td + (Pt_{S2} + Pt_{S1} + Pt_{D2} + Pt_{D1}) R_{th_{cd}} = 81,36 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (5.187)$$

Nas cápsulas dos diodos D5 e D6 a máxima temperatura será de:

$$Tc_{D5} = Td + Pt_{D5} R_{th_{cd}} = 81,61 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (5.188)$$

A máxima temperatura a que as junções dos interruptores principais (S2 e S3) serão submetidas é expressa por (5.189).

$$Tj_{S2} = Tc_{mod} + Pt_{S2} R_{th_{jc}} = 88,94 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (5.189)$$

Para os interruptores auxiliares S1 e S4 a máxima temperatura será:

$$Tj_{S1} = Tc_{mod} + Pt_{S1} R_{th_{jc}} = 82,99 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (5.190)$$

As junções dos diodos principais (D2 e D3) ficarão submetidas à temperatura máxima expressa em (5.191).

$$Tj_{D2} = Tc_{mod} + Pt_{D2} R_{th_{jc}} = 84,83 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (5.191)$$

As junções dos diodos auxiliares (D1 e D4) ficarão submetidas à temperatura máxima especificada por (5.192).

$$Tj_{D1} = Tc_{mod} + Pt_{D1} R_{th_{jc}} = 83,30 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (5.192)$$

Para os diodos de roda livre (D5 e D6) a máxima temperatura de junção será:

$$T_{jD5} = T_{cD5} + P_{tD5} R_{th_{jc}} = 87,70 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (5.193)$$

O limite para a temperatura máxima de junção para todos os semicondutores é de 125°C, conforme os catálogos dos fabricantes. Dessa forma, o dissipador escolhido torna-se apropriado para esta aplicação, já que garante temperaturas de junção menores que o limite máximo estabelecido.

5.11.7 – CÁLCULO TEÓRICO DO RENDIMENTO

Para o cálculo teórico do rendimento considera-se apenas o circuito de potência. A perda total de potência é dada pela soma das potências dissipadas nos semicondutores ($P_{t_{semic}}$) e nos indutores ressonantes ($P_{Cu} + P_n$).

$$P_{perdas} = P_{t_{semic}} + 2(P_{Cu} + P_n) \quad (5.194)$$

As perdas ôhmicas são estimadas em 0,1% da potência da carga.

$$P_{\Omega} = 0,001 P_c = 2,375 \text{ W} \quad (5.195)$$

$$P_{perdas} = 68,66 + 2(0,73 + 2,30) + 2,375 = 77,09 \text{ W} \quad (5.196)$$

Assim, o rendimento teórico calculado será:

$$\eta = \frac{P_c - P_{perdas}}{P_c} 100 = \frac{2375 - 77,09}{2375} 100 = 96,75 \% \quad (5.197)$$

5.11.8 - ESPECIFICAÇÃO DO FILTRO DE SAÍDA

O filtro de saída escolhido é formado por um capacitor (C_f) e um indutor (L_f), tal como mostrado na Fig. 5.31. A escolha dos valores dos seus parâmetros baseia-se nas expressões (5.201) e (5.202).

$$f_{filtro} = \frac{f_c}{10} = \frac{20000}{10} = 2000 \text{ Hz} \quad (5.198)$$

$$\omega f = 2 \pi f_{filtro} = 12568,9 \text{ rad / s} \quad (5.199)$$

$$\xi = 0,7 \quad (5.200)$$

$$C_f = \frac{P_c}{\omega f \xi V_{cp}^2} = \frac{2375}{12568,9 \cdot 0,7 \cdot 169,7^2} = 10 \mu\text{F} \quad (5.201)$$

$$L_f = \frac{I}{C_f \omega f^2} = \frac{I}{10 \cdot 10^{-6} \cdot 12568,9^2} = 633 \mu H \quad (5.202)$$

5.11.9 – DEFINIÇÃO DO CIRCUITO DE COMANDO

Para a implementação do circuito de comando pretendeu-se utilizar a configuração mais simples possível, visando comprovar que o inversor com grameamento ativo não necessita de nenhuma lógica adicional, com relação ao inversor com comutação dissipativa convencional.

A forma local mais difundida para a geração da referência de sinal senoidal é através da utilização da memória EPROM CHMOS 27C256 de 32kB [63]. Os pontos do sinal senoidal são gravados em endereços, na memória, e lidos com o auxílio de circuitos periféricos (CD 4040). O cristal utilizado tem a frequência de 1,208MHz resultando, na carga, uma frequência de 61,44Hz, diferença esta considerada irrelevante para a comprovação do princípio de funcionamento da estrutura. A Fig. 5.27 ilustra a geração do sinal de referência senoidal.

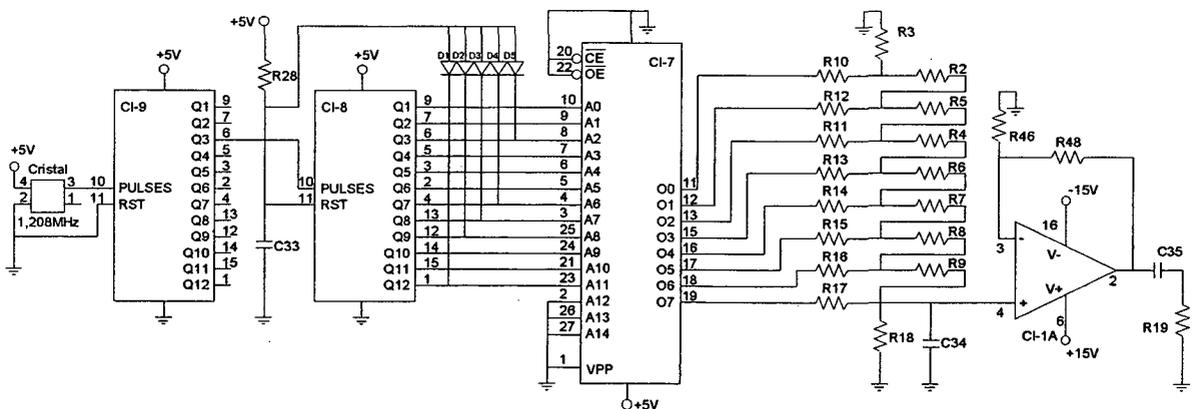


Fig. 5.27 – Geração do sinal de referência senoidal.

A modulação por largura de pulso senoidal é obtida através da comparação do sinal senoidal de referência com um sinal triangular. A Fig. 5.28 apresenta a geração do sinal PWM. Primeiramente gera-se uma onda quadrada (LF351) que após passar por um integrador (LM301), gera o sinal triangular desejado. Injetando-se os sinais triangular (sinal portador de alta frequência) e senoidal (sinal modulador de 60Hz) num comparador (LM311), obtêm-se na saída os pulsos de comando. Tais pulsos são quadrados, mas suas

larguras variam obedecendo uma lei de formação senoidal. O comparador gera apenas um sinal e, para acionar os quatro interruptores, deve-se desdobrá-lo em quatro e ainda fornecer tempo morto a fim de evitar curto-circuito de braço no inversor.

O tempo morto é obtido através da utilização de dois circuitos RCD e o desdobramento do único trem de pulsos, gerado pelo comparador LM311, é alcançado com a utilização de vários circuitos do tipo *Schmitt Trigger*.

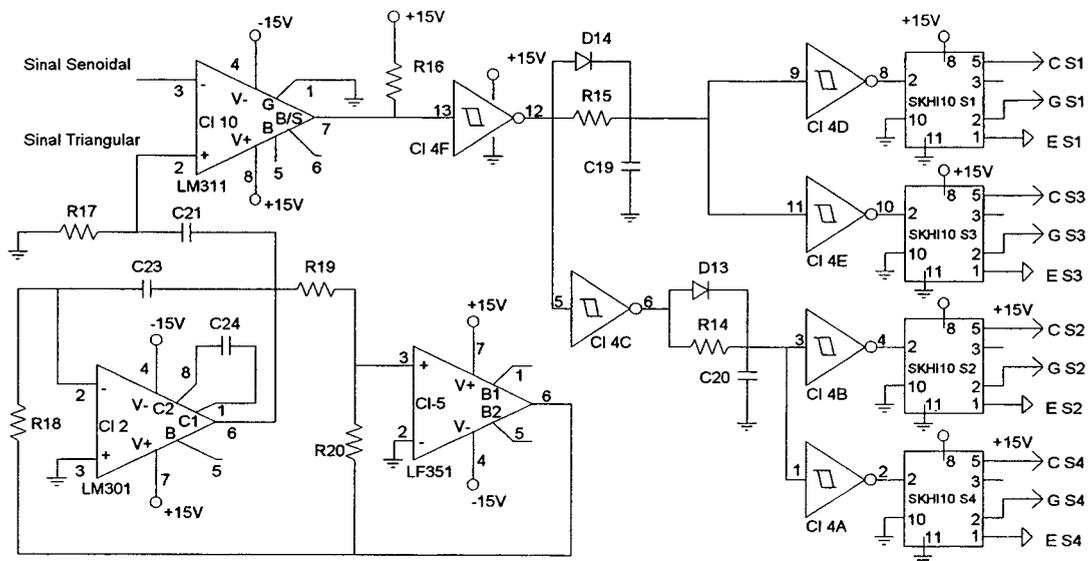


Figura 5.28 – Geração do sinal PWM, tempo morto e sinais complementares de comando.

Os pulsos gerados podem, agora, ser aplicados aos interruptores, mas antes necessitam passar por um circuito de acionamento para amplificação, isolamento galvânico dos sinais e algumas proteções. Optou-se pela utilização do circuito de acionamento SKHI10 da *Semikron*, o qual provê proteção contra curto-circuito através do monitoramento da tensão V_{CE} , bloqueio suave em caso de curto-circuito, isolamento galvânico, detecção de sub-tensão da fonte de entrada, entrada compatível com CMOS/TTL (HCMOS) e fonte interna isolada que fornece as tensões necessárias aos IGBT (+15V e -8V). O diagrama de blocos do acionador SKHI10 é apresentado na Fig. 5.29.

O circuito de comando completo é apresentado na Fig. 5.30 e os valores dos principais parâmetros utilizados na experimentação são dados na Tabela 5.2. A lista completa dos componentes utilizados no circuito de comando, bem como o projeto da placa de circuito impresso, são apresentados no Anexo 4.

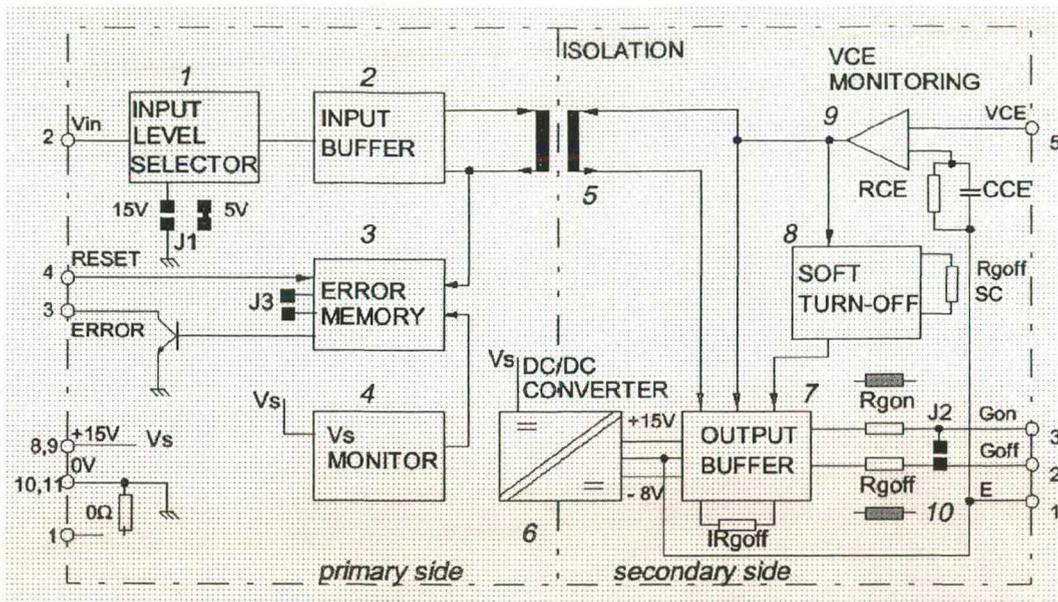


Figura 5.29 – Diagrama de blocos do circuito de acionamento SKH110

(Fonte: Catálogo Semikron em CD ROM, 1999).

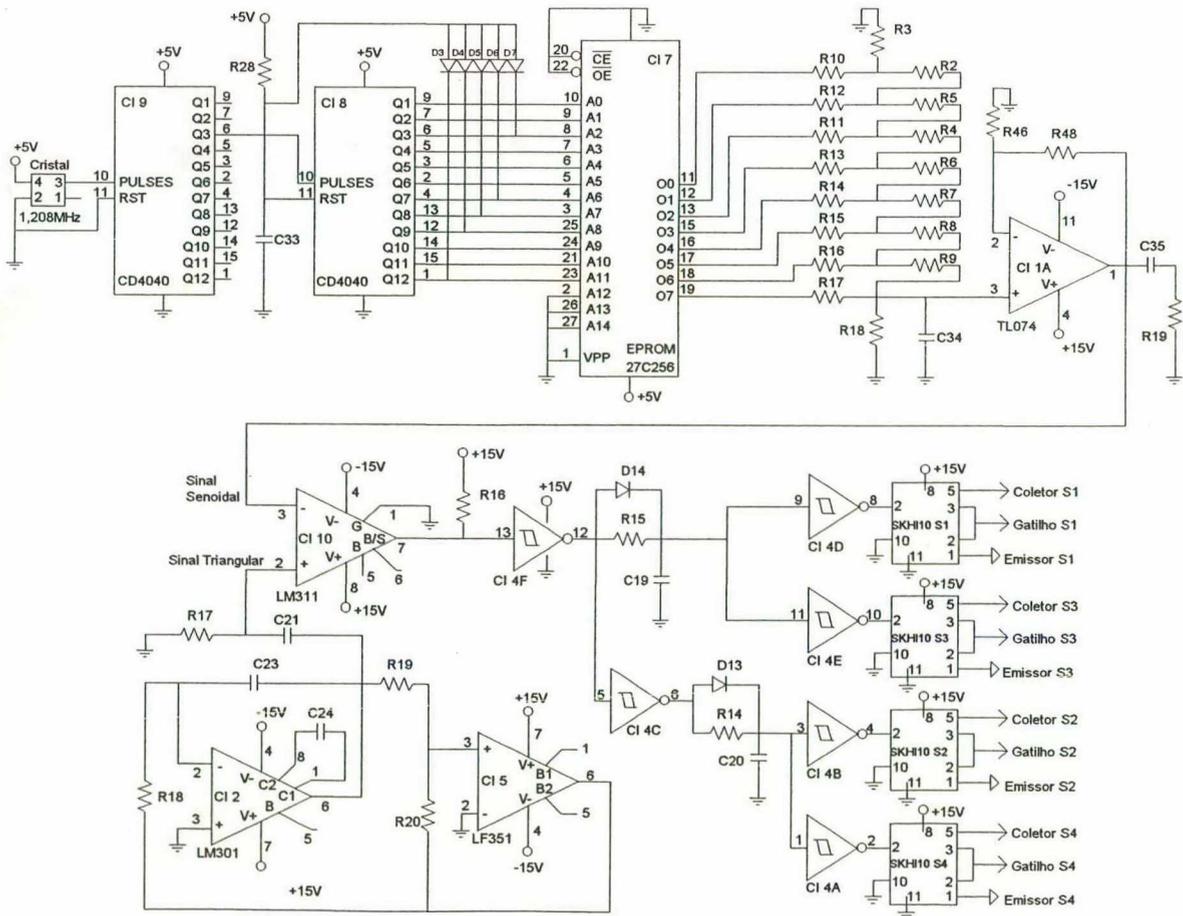


Figura 5.30 – Circuito completo de comando.

Tabela 5.2 – Principais parâmetros utilizados no circuito de comando.

Componente	Descrição	Valor
CI 1	TL 074 – Amplificador operacional – dá ganho à senoide de referência	
CI 2	LM 301 – Amplificador operacional – gera o sinal triangular	
CI 3 e CI 4	CD 40106 – Hexa Schmitt Trigger – melhora e inverte a forma de onda	
CI 5	LF 351 – Amplificador operacional – gera a onda quadrada	
CI 7	EPROM CHMOS 27C256 32kB – armazena a referência senoidal	
CI 8 e CI 9	CD 4040 – Contadores – controlam os acessos aos endereços da EPROM	
CI 10	LM 311 – Comparador – gera os pulsos PWM	
R14 e R15	Resistor	470Ω
D13 e D14	Diodo de sinal	1N4148
C19 e C20	Capacitor cerâmico	220pF
Cristal	Cristal oscilador	1,2 MHz

5.11.10 – RESULTADOS DA EXPERIMENTAÇÃO

Um protótipo do novo inversor proposto, com potência de 2.5kVA, foi implementado de acordo com o esquema simplificado dado na Fig. 5.31. Foram utilizados os valores de parâmetros calculados nas seções anteriores.

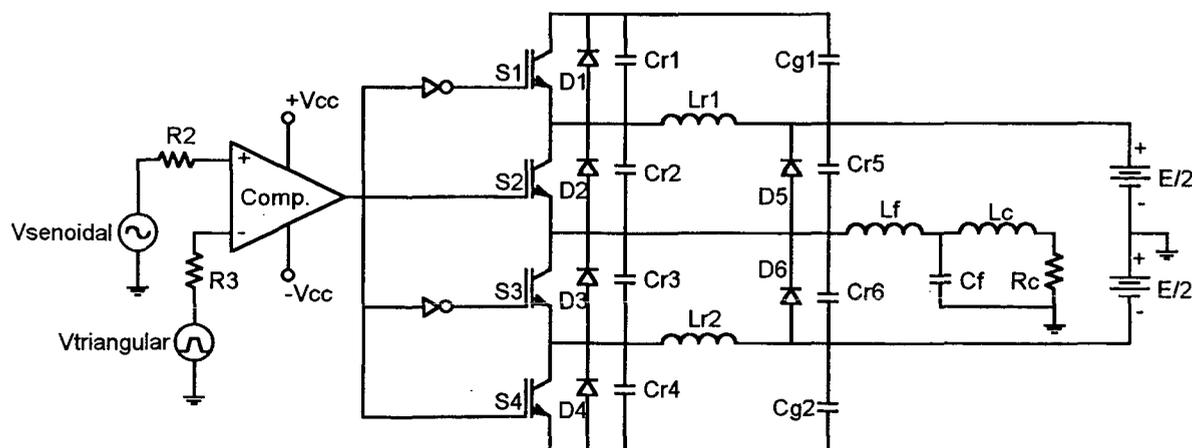


Figura 5.31 – Esquema simplificado do inversor implementado.

O inversor é modulado por largura de pulso senoidal convencional a dois níveis. A especificação dos componentes mais relevantes é repetida na Tabela 6.3.

Tabela 5.3 – Parâmetros utilizados na experimentação.

Componente	Especificação	Fabricante
<i>S1, S2, S3 e S4</i>	<i>SKM50GB123D</i>	<i>Semikron</i>
<i>D1 – D4</i>	<i>Diodos do SKM50GB123D</i>	<i>Semikron</i>
<i>Lr1 e Lr2</i>	<i>13,33μH em núcleo E42/20</i>	<i>Thornton</i>
<i>D5 e D6</i>	<i>HFA15TB60</i>	<i>International Rectifier</i>
<i>Lf</i>	<i>1,89mH</i>	<i>Oficina - INEP</i>
<i>Cf</i>	<i>22μF</i>	<i>Icotron - Siemens</i>
<i>Lc</i>	<i>4,77mH</i>	<i>Oficina - INEP</i>

As figuras a seguir apresentam os resultados experimentais para condição de carga nominal, a não ser que haja alguma indicação em contrário.

A Fig. 5.32 mostra a tensão sobre e a corrente através da carga, as quais apresentam excelente qualidade. A defasagem entre as curvas é devida a natureza da carga que, neste caso, é constituída de um circuito *R-L*.

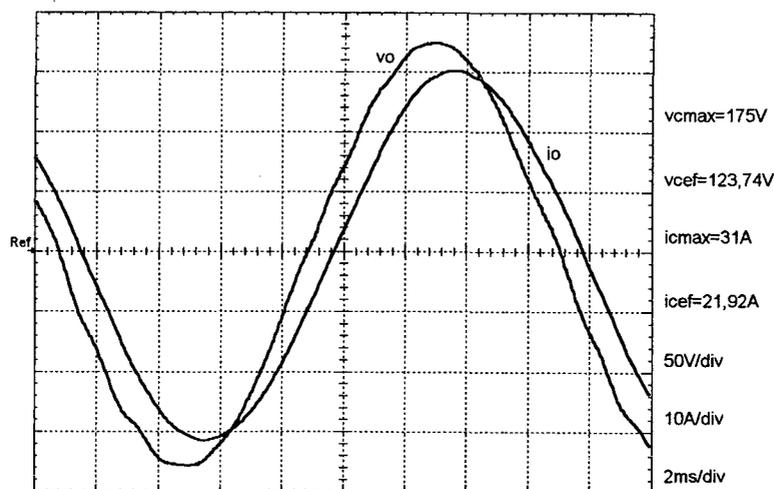


Figura 5.32 – Tensão sobre e corrente através da carga.

As tensões sobre os capacitores de grampeamento *Cg1* e *Cg2* são apresentadas na Fig. 5.33 e, como pode ser visto, são limitadas ao valor de 40V, confirmando as expectativas teórica (Fig. 5.6) e de simulação (Fig. 5.22).

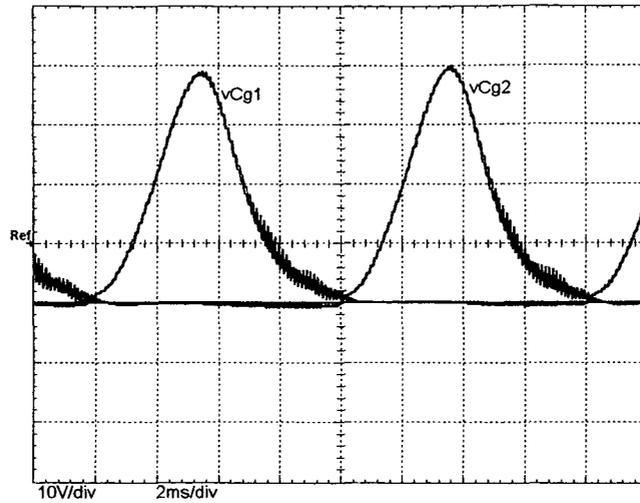


Figura 5.33 – Tensões sobre $Cg1$ e $Cg2$ (10V/div; 2ms/div).

A corrente através do indutor ressonante $Lr1$ é dada na Fig. 5.34, para um período da corrente de carga, e na Fig. 5.35, para um período de comutação.

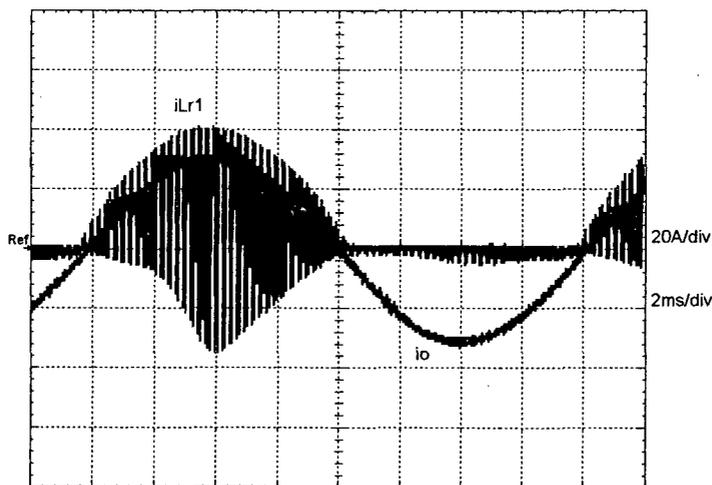


Figura 5.34 – Corrente através do indutor $Lr1$ superposta a corrente de carga.

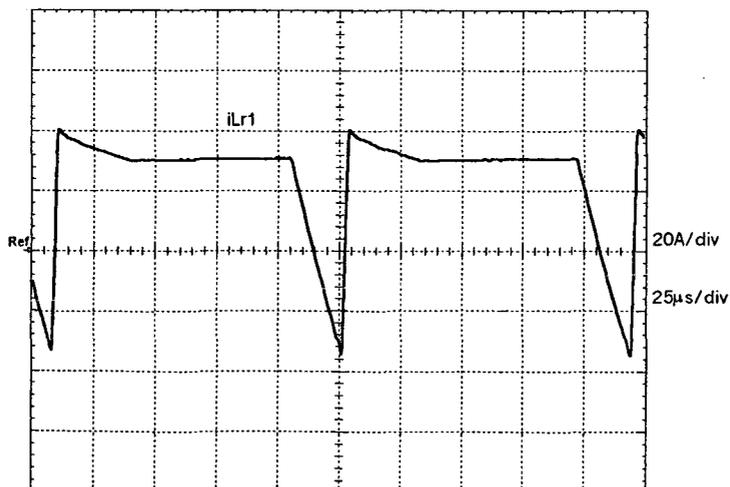


Figura 5.35 – Detalhe da corrente através de $Lr1$ durante um período de comutação.

A corrente ressonante máxima é de 40A, esforço este correspondente a 1,36 vezes o valor da corrente de pico da carga. Este esforço é considerado bastante satisfatório, visto que é bem menor do que os apresentados pelas topologias citadas no capítulo 1 e é semelhante ao apresentado pelo inversor com Snubber de Undeland, visto no capítulo 2.

A corrente através do indutor ressonante $Lr2$ é dada na Fig. 5.36, para um período da corrente de carga, e na Fig. 5.37, para um período de comutação. Estas duas figuras somadas às duas anteriores comprovam a simetria de funcionamento do inversor com grampeamento ativo.

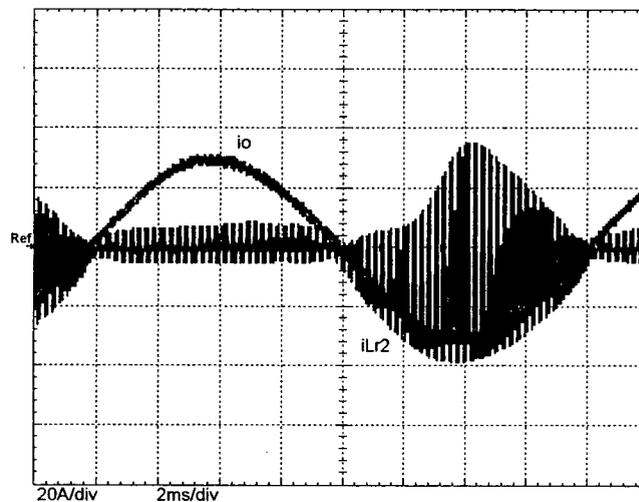


Figura 5.36 – Corrente através do indutor $Lr2$ superposta à corrente de carga.

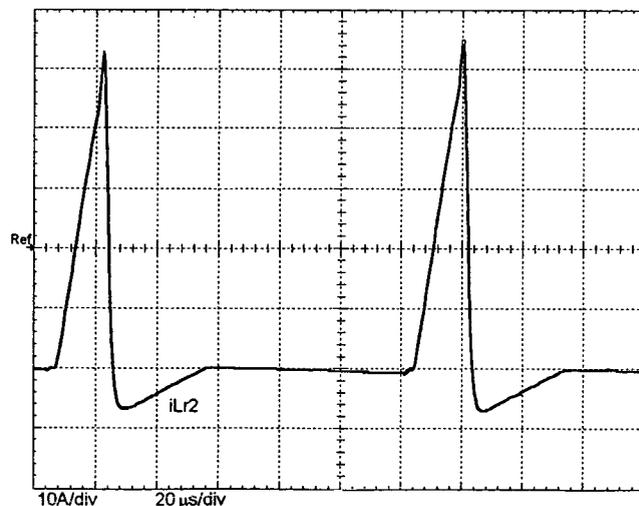


Figura 5.37 – Detalhe da corrente através de $Lr2$ durante um período de comutação.

Na Fig. 5.38 são mostradas a tensão sobre e a corrente através do interruptor $S1$. Percebe-se a entrada em condução de forma suave e o bloqueio só não o é pelo efeito da corrente de cauda do IGBT utilizado.

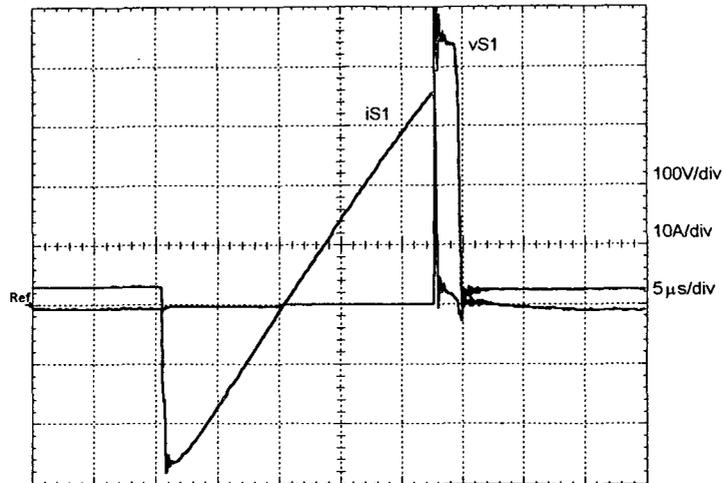


Figura 5.38 – Tensão sobre e corrente através do interruptor auxiliar S1.

Na Fig. 5.39 são mostradas a tensão sobre e a corrente através do interruptor principal S2. Detalhes da entrada em condução e do bloqueio do interruptor principal S2 são mostrados, respectivamente, nas Figs. 5.40 e 5.41.

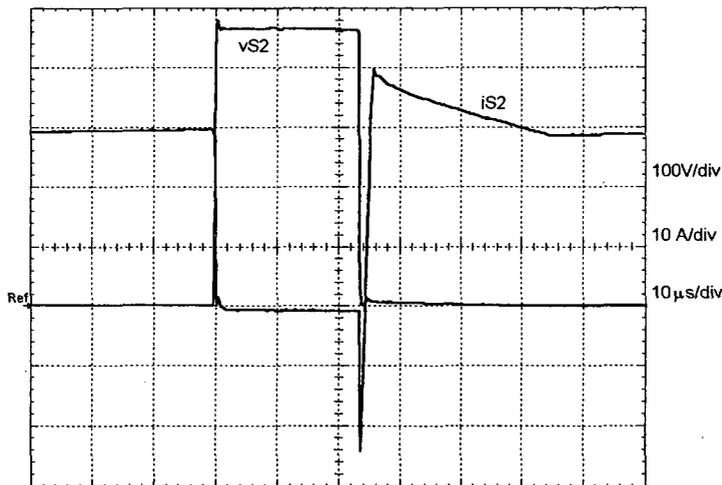


Figura 5.39 – Tensão sobre e corrente através do interruptor principal S2.

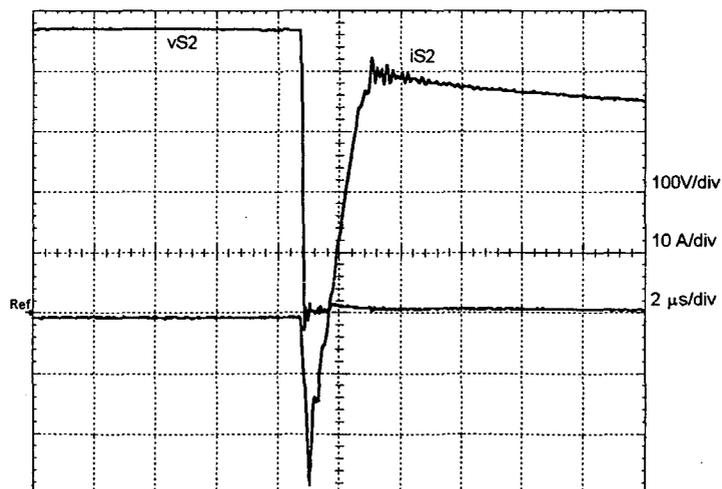


Figura 5.40 – Detalhe da entrada em condução do interruptor principal S2.

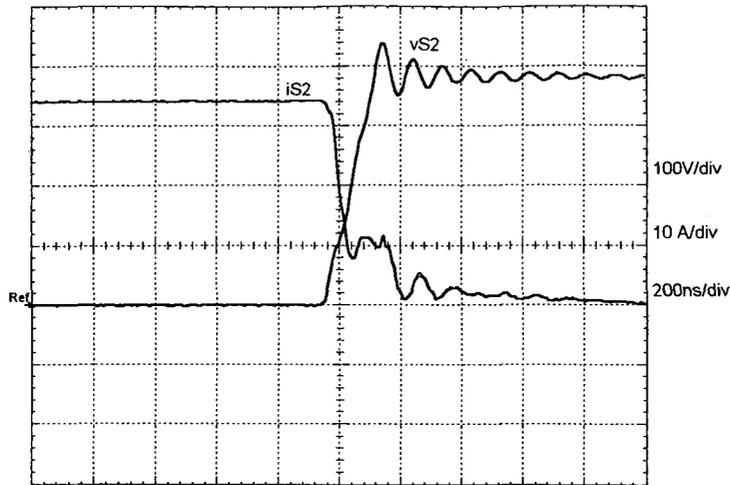


Figura 5.41 – Detalhe do bloqueio do interruptor principal S2

Analisando as Figs. 5.40 e 5.41 percebe-se que S2 entra em condução sob tensão nula, ou seja, sem nenhuma perda, já o seu bloqueio seria totalmente sem perdas caso não existisse o efeito da corrente de cauda do IGBT utilizado.

Na Fig. 5.42 apresenta-se a curva de rendimento do novo inversor. O rendimento máximo obtido foi de 98% para a potência de 1000W. Para condição de plena carga obteve-se rendimento de 96,9%.

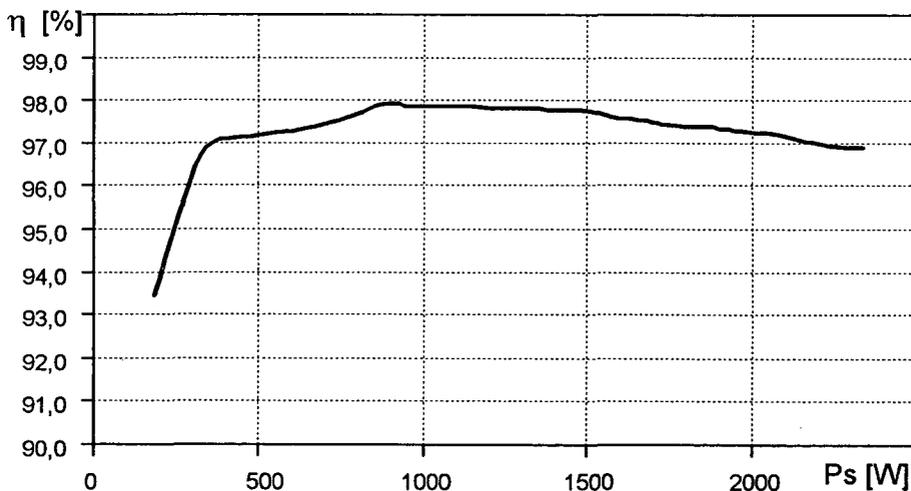


Figura 5.42 – Rendimento do inversor com grampeamento ativo do tipo buck-boost.

5.11.11 – COMPARAÇÕES

Com os resultados obtidos neste capítulo pode-se fazer comparações com os obtidos no Capítulo 2, onde foram feitas as experimentações dos inversores com comutação dissipativa e o auxiliado pelo *Snubber* de Undeland.

A curva de rendimento comparativa para as três estruturas é mostrada na Fig. 5.43, onde percebe-se uma vantagem muito sutil em favor do inversor com grameamento ativo em relação as outras duas soluções experimentadas. As condições de teste foram as mesmas para as três estruturas, bem como o comando e o tipo de carga.

Os rendimentos das estruturas ficaram tão próximos devido à baixa frequência de comutação utilizada (7,8kHz), já que, para este nível de frequência, as perdas por comutação são pouco significativas.

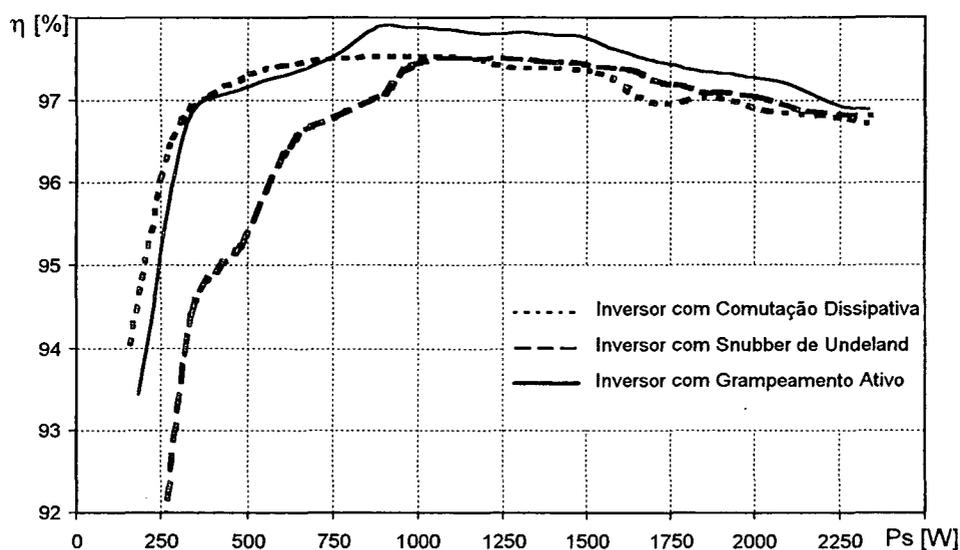


Figura 5.43 – Comparação do rendimento obtido para os inversores com grameamento ativo do tipo buck-boost, com Snubber de Undeland e com comutação dissipativa.

5.12 – CONCLUSÕES

Neste capítulo foi feita a análise quantitativa do inversor em ponto médio, com comutação sob tensão nula, modulação por largura de pulsos e grameamento ativo do tipo *buck-boost*. A conclusão mais importante a que se chega é que o inversor com a técnica de comutação suave proposta funciona dentro do que era previsto em seu estudo qualitativo.

Com a análise realizada desenvolveu-se ábacos que facilitam o emprego da metodologia de projeto sugerida. Comprovou-se através de simulação numérica e experimentação que o inversor proposto comuta sob tensão nula numa larga faixa de variação da corrente de carga, sendo modulado por largura de pulso e tendo as tensões nos interruptores grameadas ativamente.

Tanto os esforços de tensão quanto os de corrente impostos aos interruptores, podem ser limitados pelos parâmetros do circuito ressonante. Também a faixa de carga com comutação suave pode ser adaptada para cada projeto através da escolha apropriada dos parâmetros Lr e Cr .

A perda de razão cíclica apresentada pelo inversor pode ser reduzida escolhendo-se apropriadamente o valor do parâmetro γ , que reflete o quanto otimizado está o projeto.

Os pulsos de comando são gerados pela técnica PWM convencional, tanto para os interruptores principais como para os auxiliares. As ordens de comando são enviadas aos pares simultaneamente para $S1-S3$ e $S2-S4$.

Comparações com outras estruturas clássicas não poderiam deixar de ser feitas, sendo que foram analisadas, principalmente, as estruturas dos inversores com comutação dissipativa e o auxiliado pelo *Snubber* de Undeland. Destas comparações, percebeu-se que as comutações são extremamente favoráveis tanto para o inversor com grampeamento ativo, quanto para o auxiliado pelo *Snubber* de Undeland. Já o inversor com comutação dissipativa apresenta comutações desfavoráveis para os interruptores.

As três estruturas apresentaram curvas de rendimento praticamente idênticas, sendo que este parâmetro não se torna decisivo na escolha de uma ou outra, pelo menos para a frequência de comutação aqui utilizada (7,8kHz). O ensaio de rendimento só não foi destrutivo, para o caso dissipativo, devido a forte ventilação do dissipador e as eficientes atuações das proteções do circuito de acionamento SKHI10.

Os esforços de corrente e tensão apresentaram valores bem semelhantes nos dois inversores com auxílio à comutação, já o inversor dissipativo apresentou-se deficiente com relação a este quesito. Analisando-se as formas de onda das comutações do inversor dissipativo tem-se a tendência do descarte de seu uso, uma vez que os esforços causados são danosos para o circuito.

Para as características deste projeto é difícil saber qual a melhor escolha entre o inversor com grampeamento ativo e aquele com auxílio do *Snubber* de Undeland. Para uma escolha eficaz seria necessário fazer um estudo aprofundado de custos, o que não é objetivo deste trabalho.

Para um melhor dimensionamento do problema optou-se pela elaboração de um novo projeto com frequência de comutação mais elevada, o qual será apresentado no próximo capítulo.

CAPÍTULO 6

PROJETO E EXPERIMENTAÇÃO PARA FREQUÊNCIA DE COMUTAÇÃO DE 20kHz DO INVERSOR CTN-PWM-GA DO TIPO *BUCK-BOOST* E COMPARAÇÃO COM O INVERSOR AUXILIADO PELO *SNUBBER* DE UNDELAND

6.1 – INTRODUÇÃO

O objetivo deste capítulo é a verificação do comportamento do inversor CTN-PWM-GA do tipo *buck-boost*, operando com frequência de comutação mais elevada do que a utilizada no Capítulo 5. A frequência escolhida é de 20 kHz. Esta frequência é superior a faixa audível e situa-se na faixa de frequência utilizada por alguns fabricantes de inversores comerciais. Faz-se, também, a experimentação de um inversor auxiliado pelo *Snubber* de Undeland para efetuar comparações.

Ao final do capítulo efetua-se uma comparação dos resultados obtidos na experimentação do inversor proposto com as características de algumas estruturas clássicas de inversores.

6.2 – CARACTERÍSTICAS DA CARGA

O projeto aqui efetuado apresenta as mesmas características básicas do realizado no Capítulo 5, com a exceção da frequência de comutação. Alguns dados serão, então, repetidos, mas faz-se necessário tal prática para facilitar a compreensão do texto e evita remeter o leitor constantemente àquele capítulo.

As principais características da carga são apresentadas nas relações que seguem.

$$S_c = 2500VA \quad (6.1)$$

$$V_{c_{ef}} = 120V \quad (6.2)$$

$$\cos\phi = 0,95 \quad (6.3)$$

$$f = 60Hz \quad (6.4)$$

$$E = 440V \quad (6.5)$$

$$V_{c_p} = 170V \quad (6.6)$$

$$ma = 0,771 \quad (6.7)$$

$$I_{c_{ef}} = 20,8A \quad (6.8)$$

$$I_{c_p} = 29,5A \quad (6.9)$$

$$Z_c = 5,76\Omega \quad (6.10)$$

$$R_c = 5,47\Omega \quad (6.11)$$

$$L_c = 4,77mH \quad (6.12)$$

Agora, aplicando a metodologia do item 5.9, define-se a frequência normalizada como sendo $fn=75$. Utilizando um gráfico como o apresentado na Fig. 5.8 e fixando a faixa de carga com comutação suave a partir de 20° , obtém-se o valor de $\gamma=0,1175$. Assim,

$$Z_n = \frac{Z_c}{\gamma} = 49,02\Omega \quad (6.13)$$

$$f_c = 20kHz \quad (6.14)$$

$$f_o = f_c fn = 1,5003MHz \quad (6.15)$$

$$L_r = \frac{Z_n}{2\pi f_o} = 5,2\mu H \quad (6.16)$$

$$C_r = \frac{L_r}{2Z_n^2} = 0,54nF \quad (6.17)$$

$$C_g = \frac{1}{4\pi^2 x^2 L_r f_c^2} = 12\mu F, \text{ com } x = 1 \quad (6.18)$$

$$V_{g_{max}} = \frac{1}{\pi\gamma} \frac{ma}{fn(1-ma)} = 53,63V \quad (6.19)$$

$$i_{L_{r_{max}}} = \frac{ma E}{2Z_c} = 38,44A \quad (6.20)$$

6.3– ESPECIFICAÇÃO DOS SEMICONDUTORES ATIVOS

Para a especificação dos semicondutores utiliza-se o equacionamento desenvolvido no capítulo 5, seção 5.8. Em termos de esforços de tensão os quatro semicondutores ativos apresentam as mesmas características, ou seja, é válida a seguinte expressão:

$$V_{S_{max}} = E + V_{g_{max}} \quad (6.21)$$

$$V_{S_{max}} = 440 + 53,58 = 493,63V \quad (6.22)$$

Os esforços de corrente em cada um dos semicondutores será igual a:

$$i_{S1_{max}} = i_{S4_{max}} = \frac{ma E}{2 Z_c} = 29,46 A \quad (6.23)$$

$$i_{S1_{med}} = i_{S4_{med}} = \frac{E}{Z_c} \left(\frac{ma}{16 \pi} - \frac{ma^2}{64} \right) = 0,46 A \quad (6.24)$$

$$i_{S1_{ef}} = i_{S4_{ef}} = \frac{ma E}{192 Z_c} \sqrt{\frac{3}{\pi} (9 \pi ma^2 + 12 \pi - 64 ma)} = 0,68 A \quad (6.25)$$

$$i_{S2_{max}} = i_{S3_{max}} = i_{Lr_{max}} = \frac{ma E}{2 Z_c} + \frac{E}{Z_n} = 38,44 A \quad (6.26)$$

$$i_{S2_{med}} = i_{S3_{med}} = \frac{ma E}{8 Z_c} \left(\frac{2}{\pi} + \frac{ma}{2} \right) + \frac{E}{12 Z_n} = 8,28 A \quad (6.27)$$

$$i_{S2_{ef}} = \frac{E}{Z_c} \sqrt{\frac{1}{2 \pi} \left[\frac{ma^2}{16} \left(\frac{3 \pi ma^2}{8} + \frac{8 ma}{3} + \frac{\pi}{2} \right) + \frac{ma \gamma}{12} \left(\frac{\pi ma}{2} + 2 \right) + \frac{\pi \gamma^2}{36} \right]} \quad (6.28)$$

$$i_{S2_{ef}} = i_{S3_{ef}} = 13,16 A \quad (6.29)$$

$$i_{D1_{max}} = i_{D4_{max}} = \frac{ma E}{2 Z_c} = 29,46 A \quad (6.30)$$

$$i_{D1_{med}} = i_{D4_{med}} = \frac{E}{Z_c} \left(\frac{ma}{16 \pi} - \frac{ma^2}{64} \right) = 0,46 A \quad (6.31)$$

$$i_{D1_{ef}} = i_{D4_{ef}} = \frac{ma E}{192 Z_c} \sqrt{\frac{3}{\pi} (9 \pi ma^2 + 12 \pi - 64 ma)} = 0,68 A \quad (6.32)$$

$$i_{D2_{max}} = i_{D3_{max}} = \frac{ma E}{2 Z_c} = 29,46 A \quad (6.33)$$

$$i_{D2_{med}} = i_{D3_{med}} = \frac{ma^2 E}{64 \pi \gamma f_n Z_c} = 0,03 A \quad (6.34)$$

$$i_{D2_{ef}} = i_{D3_{ef}} = \frac{E}{Z_c} \frac{m a^2 \sqrt{3}}{64 \pi \gamma f n} = 0,04 A \quad (6.35)$$

Diante dos esforços acima calculados selecionou-se como semicondutores principais ($S2$ e $S3$) os IGBT IRG4PC50U, da *International Rectifier*, os quais são componentes discretos e apresentam as características principais listadas a seguir.

$$V_{CE_{max}} = 600V$$

$$I_C = 27 A \text{ com } T_C = 100 \text{ } ^\circ C$$

$$V_{GE} = \pm 20V$$

$$V_{CE_{SAT_{max}}} = 2V$$

$$V_{CEO} = 0,5V$$

$$V_{CEN} = 1,6V$$

$$t_{f_N} = 120 ns$$

$$T_{j_{max}} = 150 \text{ } ^\circ C$$

$$R_{th_{cd}} = 0,24 \text{ } ^\circ C / W$$

$$R_{th_{jc}} = 0,64 \text{ } ^\circ C / W$$

Os interruptores auxiliares ($S1$ e $S4$) selecionados foram os IGBT discretos STGP7NB60H da *ST Microelectronics*, com as seguintes características principais:

$$V_{CE_{max}} = 600V$$

$$I_C = 7 A \text{ com } T_C = 125 \text{ } ^\circ C$$

$$V_{GE} = \pm 20V$$

$$V_{CE_{SAT_{max}}} = 2,8V$$

$$V_{CEO} = 1V$$

$$V_{CEN} = 1,9V$$

$$t_{f_N} = 110 ns$$

$$T_{j_{max}} = 150 \text{ } ^\circ C$$

$$R_{th_{cd}} = 0,5 \text{ } ^\circ C / W$$

$$R_{th_{jc}} = 1,56 \text{ } ^\circ\text{C}/\text{W}$$

Como os interruptores acima especificados não possuem diodos intrínsecos, os diodos principais e auxiliares ($D1$, $D2$, $D3$ e $D4$) selecionados são do tipo MUR460 da *Motorola*, com as seguintes características principais.

$$V_{rrm} = 600\text{V}$$

$$I_d = 4\text{A com } T_A = 40 \text{ } ^\circ\text{C}$$

$$t_{rr,max} = 75 \text{ ns}$$

$$Q_{rr} = 84\text{nC}$$

$$V_{FN} = 1,2\text{V}$$

$$V_{FO} = 0,6\text{V}$$

6.4 – ESPECIFICAÇÃO DOS DIODOS DE RODA LIVRE

A tensão de bloqueio dos diodos de roda livre é limitada à tensão de barramento (440V), já os esforços de corrente são dados pelas seguintes expressões.

$$i_{D5_{max}} = i_{Lr_{max}} = \frac{ma E}{2 Zc} + \frac{E}{Zn} = 38,44\text{A} \quad (6.36)$$

$$i_{D5_{med}} = i_{D6_{med}} = \frac{E}{Zc} \left(\frac{ma}{4\pi} - \frac{ma^2}{16} + \frac{ma^2}{16\pi\gamma fn} + \frac{\gamma}{12} \right) = 2,70\text{A} \quad (6.37)$$

$$i_{D5_{ef}} = \frac{E}{48 Zc} \sqrt{\frac{-192 ma^3}{\pi} + \frac{27 ma^4}{(\pi\gamma fn)^2} + 36 ma^2 + \frac{192 ma^3}{\pi^2 \gamma fn} + \frac{48 ma^2}{\pi fn} + \dots} \quad (6.38)$$

$$\dots + 32 \gamma^2 - 48 \gamma ma^2 + \frac{192 \gamma ma}{\pi} + 27 ma^4 - \frac{54 ma^4}{\pi \gamma fn}$$

$$i_{D5_{ef}} = i_{D6_{ef}} = 3,90\text{A} \quad (6.39)$$

Os diodos de roda livre escolhidos são os do tipo HFA15TB60 da *International Rectifier*, os quais apresentam as seguintes características principais:

$$V_R = 600\text{V}$$

$$V_{FN} = 1,7\text{V}$$

$$V_{FO} = 1,0\text{V}$$

$$I_F = 15 A$$

$$I_{F_{RM}} = 60 A$$

$$t_{rr_{max}} = 74 ns$$

$$Q_{rr_{max}} = 84 nC$$

$$T_{j_{max}} = 150 ^\circ C$$

$$R_{th_{cd}} = 0,5 ^\circ C / W$$

$$R_{th_{jc}} = 1,7 ^\circ C / W$$

6.5– ESPECIFICAÇÃO DOS INDUTORES RESSONANTES

O valor da indutância ressonante foi determinado através da expressão (6.16).

$$L_r = 5,2 \mu H$$

Os esforços de corrente no indutor L_r são dados pelas expressões a seguir.

$$i_{L_{r_{max}}} = \frac{E}{Z_c} \left(\frac{ma}{2} + \gamma \right) = 38,44 A \quad (6.40)$$

$$i_{L_{r_{ef}}} = \frac{E}{Z_c} \sqrt{\frac{ma^3}{18\pi} + \frac{ma^2}{24} + \frac{\gamma^2}{18}} = 14,02 A \quad (6.41)$$

O produto da área da coluna central pela área da janela do núcleo é dado pela expressão (6.42).

$$A_e A_w = \frac{L_r i_{L_{r_p}} i_{L_{r_{ef}}}}{k_w B_{max} J} 10^4 \quad (6.42)$$

$$k_w = 0,6 \quad (6.43)$$

$$B_{max} = 0,3 T \quad (6.44)$$

$$J = 300 A / cm^2 \quad (6.45)$$

$$A_e A_w = 0,51859 cm^4 \quad (6.46)$$

Com o resultado expresso em (6.46) pode-se escolher um núcleo apropriado numa tabela de fabricante. Procedendo desta forma escolheu-se o núcleo EE 30/14 de material IP12 da *Thornton*, o qual apresenta as seguintes características principais.

$$AeAw = 1,02 \text{ cm}^4 \quad (6.47)$$

$$Ae = 1,20 \text{ cm}^2 \quad (6.48)$$

$$Aw = 0,85 \text{ cm}^2 \quad (6.49)$$

$$le = 6,7 \text{ cm} \quad (6.50)$$

$$lt = 6,7 \text{ cm} \quad (6.51)$$

$$Ve = 8,00 \text{ cm}^3 \quad (6.52)$$

Com o núcleo devidamente especificado pode-se determinar o número de espiras.

$$N = \frac{Lr i_{Lr p}}{B_{max} Ae} 10^4 = 6 \text{ espiras} \quad (6.53)$$

A corrente penetrará no condutor até a profundidade δ , especificada em (6.54).

$$\delta = \frac{7,5}{\sqrt{fc}} = 0,05303 \text{ cm} \quad (6.54)$$

Para satisfazer esta condição e evitar problemas com o efeito pelicular deve-se utilizar, portanto, condutor com bitola de até 18 AWG, cujas características são apresentadas na Tabela 6.1.

Tabela 6.1 – Características do condutor utilizado para os indutores Lr1 e Lr2

<i>Bitola do condutor</i>	<i>Diâmetro</i>	<i>Área</i>	<i>Resistividade</i>
<i>18 AWG</i>	<i>0,102cm</i>	<i>0,008231cm²</i>	<i>0,000280Ω/cm</i>

A área de cobre necessária para garantir a condução da corrente especificada é expressa pela relação (6.55).

$$S_{Cu} = \frac{i_{Lr ef}}{J} = 0,04673 \text{ cm}^2 \quad (6.55)$$

O número de fios necessário para integralizar a área requerida será, então, dado pela expressão (6.56).

$$nf = \frac{S_{Cu}}{S_f} = 5,7 \text{ fios} \quad (6.56)$$

$$nf = 6 \text{ fios} \quad (6.57)$$

O entreferro requerido para a obtenção da indutância especificada será:

$$en = \frac{N^2 \mu_o Ae}{Lr} 10^{-2} = 0,10 \text{ cm} \quad (6.58)$$

6.6 – ESPECIFICAÇÃO DOS CAPACITORES RESSONANTES

Todos os capacitores de ressonância selecionados são de 0,5nF/1250V (2x1nF em série), com tecnologia de polipropileno da *Icotron/Siemens*.

6.7 – ESPECIFICAÇÃO DOS CAPACITORES DE GRAMPEAMENTO

Para os capacitores de grampeamento selecionou-se os capacitores de 15µF/250V, de polipropileno metalizado (MKT) da *Icotron/Siemens*.

6.8 – CÁLCULOS TÉRMICOS

Para o dimensionamento dos dissipadores e também a verificação da variação de temperatura que sofrerão os núcleos de ferrite dos indutores ressonantes, torna-se necessário o cálculo térmico destes componentes.

6.8.1 – CÁLCULO TÉRMICO DOS INDUTORES RESSONANTES

As potências dissipadas no cobre e no núcleo são estimadas através das expressões (6.59) e (6.60), respectivamente. A potência total é a soma das duas e é dada por (6.61).

$$P_{Cu} = \frac{i_{Lr_{ef}}^2 N l t \rho}{n f} = 0,37 W \quad (6.59)$$

$$P_n = (2 B_{max})^{2,4} (K_h f_c + K_e f_c^2) V_e = 2,25 W \quad (6.60)$$

$$P_t = P_{Cu} + P_n = 2,62 W \quad (6.61)$$

A variação de temperatura será então de quase 60°C, considerada suportável.

$$\Delta T = P_t 23 A_e A_w^{-0,37} = 59,89 \text{ } ^\circ C \quad (6.62)$$

6.8.2 – CÁLCULO TÉRMICO DOS SEMICONDUTORES

Para a especificação do dissipador a ser utilizado deve-se calcular as perdas de potência que ocorrerão em cada semiconductor. No caso dos IGBT calcula-se, além das perdas por condução, as perdas de potência referentes ao bloqueio devido ao efeito de cauda. A metodologia empregada é a sugerida por TORRICO e PERIN [59].

A) INTERRUPTORES PRINCIPAIS S2/S3

$$P_{S2_{cond}} = \left(\frac{1}{8} + \frac{ma}{3\pi} \right) \frac{V_{CEN} - V_{CEO}}{I_c} I_{c_p}^2 + \left(\frac{1}{2\pi} + \frac{ma}{8} \cos(\phi) \right) V_{CEO} I_{c_p} \quad (6.63)$$

$$P_{S2_{cond}} = 11,01 W \quad (6.64)$$

$$P_{S2_{bloq}} = \frac{I_{c_p}}{6} \frac{3}{4} V_{S_{max}} t_{fn} fc = 4,36 W \quad (6.65)$$

$$Pt_{S2} = Pt_{S3} = P_{S2_{cond}} + P_{S2_{bloq}} = 15,37 W \quad (6.66)$$

B) INTERRUPTORES AUXILIARES S1/S4

$$P_{S1_{cond}} = \frac{1}{5} \left[\left(\frac{1}{8} + \frac{ma}{3\pi} \right) \frac{V_{CEN} - V_{CEO}}{I_c} I_{c_p}^2 + \left(\frac{1}{2\pi} + \frac{ma}{8} \cos(\phi) \right) V_{CEO} I_{c_p} \right] \quad (6.67)$$

$$P_{S1_{cond}} = 6,09 W \quad (6.68)$$

$$P_{S1_{bloq}} = \frac{I_{c_p}}{6} \frac{3}{4} V_{S_{max}} t_{fn} fc = 4,00 W \quad (6.69)$$

$$Pt_{S1} = Pt_{S4} = P_{S1_{cond}} + P_{S1_{bloq}} = 10,10 W \quad (6.70)$$

C) DIODOS PRINCIPAIS D2/D3

$$P_{D2_{cond}} = \frac{1}{5} \left[\left(\frac{1}{8} - \frac{ma}{3\pi} \right) \frac{V_{FN} - V_{FO}}{I_c} I_{c_p}^2 + \left(\frac{1}{2\pi} - \frac{ma}{8} \cos(\phi) \right) V_{FO} I_{c_p} \right] \quad (6.71)$$

$$P_{D2_{cond}} = 0,41 W \quad (6.72)$$

$$P_{D2_{com}} = \frac{E + Vg_{max}}{3} \left[\left[0,28 + \frac{0,38}{\pi} \frac{I_{c_p}}{I_{FN}} + 0,015 \left(\frac{I_{c_p}}{I_{FN}} \right)^2 \right] Qrr_N + \dots \right. \\ \left. \dots + \left(\frac{0,8}{\pi} + 0,05 \frac{I_{c_p}}{I_{FN}} \right) I_{c_p} t_{rrN} \right] fc = 5,08 W \quad (6.73)$$

$$Pt_{D2} = Pt_{D3} = P_{D2_{cond}} + P_{D2_{com}} = 5,48 W \quad (6.74)$$

D) DIODOS AUXILIARES D1/D4

$$P_{D1_{cond}} = \frac{I}{5} \left[\left(\frac{1}{8} - \frac{ma}{3\pi} \right) \frac{V_{FN} - V_{FO}}{I_c} I_{c_p}^2 + \left(\frac{1}{2\pi} - \frac{ma}{8} \cos(\phi) \right) V_{FO} I_{c_p} \right] \quad (6.75)$$

$$P_{D1_{cond}} = 0,88 W \quad (6.76)$$

$$P_{D1_{com}} = \frac{E + V_{g_{max}}}{3} \left[\left[0,28 + \frac{0,38}{\pi} \frac{I_{c_p}}{I_{FN}} + 0,015 \left(\frac{I_{c_p}}{I_{FN}} \right)^2 \right] Q_{rrN} + \dots \right. \\ \left. \dots + \left(\frac{0,8}{\pi} + 0,05 \frac{I_{c_p}}{I_{FN}} \right) I_{c_p} t_{rrN} \right] f_c = 5,08 W \quad (6.77)$$

$$Pt_{D1} = Pt_{D4} = P_{D1_{cond}} + P_{D1_{com}} = 5,96 W \quad (6.78)$$

E) DIODOS DE RODA LIVRE D5/D6

$$P_{D5_{cond}} = \left(\frac{1}{8} - \frac{ma}{3\pi} \right) \frac{V_{FN} - V_{FO}}{I_c} I_{c_p}^2 + \left(\frac{1}{2\pi} - \frac{ma}{8} \cos(\phi) \right) V_{FO} I_{c_p} \quad (6.79)$$

$$P_{D5_{cond}} = 2,03 W \quad (6.80)$$

$$P_{D5_{com}} = \frac{E}{3} \left[\left[0,28 + \frac{0,38}{\pi} \frac{I_{c_p}}{I_{FN}} + 0,015 \left(\frac{I_{c_p}}{I_{FN}} \right)^2 \right] Q_{rrN} + \dots \right. \\ \left. \dots + \left(\frac{0,8}{\pi} + 0,05 \frac{I_{c_p}}{I_{FN}} \right) I_{c_p} t_{rrN} \right] f_c = 4,47 W \quad (6.81)$$

$$Pt_{D5} = Pt_{D6} = P_{D5_{cond}} + P_{D5_{com}} = 6,50 W \quad (6.82)$$

As perdas totais nos semicondutores é expressa por (6.83) e as perdas totais nos semicondutores conectados ao dissipador ($S1$, $S2$, $S3$, $S4$, $D5$ e $D6$) são expressas por (6.84).

$$Pt_{semic} = 2 Pt_{S2} + 2 Pt_{S1} + 2 Pt_{D2} + 2 Pt_{D1} + 2 Pt_{D5} = 86,83 W \quad (6.83)$$

$$Pt_{SemiDissip} = 2 Pt_{S2} + 2 Pt_{S1} + 2 Pt_{D5} = 63,94 W \quad (6.84)$$

Tendo estimadas as perdas nos semicondutores pode-se especificar o dissipador. Como ponto de partida escolheu-se o elemento P14/180 da *Semikron*, cujas dimensões são

120x180mm e com resistência térmica entre dissipador e o ambiente definida pela expressão (6.85), dada abaixo.

$$R_{th_{da}} = 0,58 \text{ } ^\circ\text{C} / \text{W} \quad (6.85)$$

A máxima temperatura ambiente é especificada em 40°C.

$$T_a = 40 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (6.86)$$

Conhecendo os parâmetros do dissipador e as características dos semicondutores através de seus catálogos, pode-se efetuar o cálculo térmico do dissipador. A temperatura máxima no dissipador é expressa por (6.87).

$$T_d = T_a + P_{t_{SemiDissip}} R_{th_{da}} = 77,08 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (6.87)$$

As máximas temperaturas nas cápsulas dos IGBT principais e auxiliares serão definidas pelas expressões (6.88) e (6.89), respectivamente.

$$T_{c_{S2}} = T_d + P_{t_{S2}} R_{th_{cd}} = 80,77 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (6.88)$$

$$T_{c_{S1}} = T_d + P_{t_{S1}} R_{th_{cd}} = 74,59 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (6.89)$$

Nas cápsulas dos diodos *D5* e *D6* a máxima temperatura será expressa por (6.90).

$$T_{c_{D5}} = T_d + P_{t_{D5}} R_{th_{cd}} = 80,33 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (6.90)$$

A máxima temperatura a que as junções dos interruptores principais (*S2* e *S3*) serão submetidas é dada pela expressão (6.91).

$$T_{j_{S2}} = T_{j_{S3}} = T_{c_{S2}} + P_{t_{S2}} R_{th_{jc}} = 90,61 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (6.91)$$

Para os interruptores auxiliares *S1* e *S4* a máxima temperatura de junção é expressa pela relação (6.92).

$$T_{j_{S1}} = T_{j_{S4}} = T_{c_{S1}} + P_{t_{S1}} R_{th_{jc}} = 82,13 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (6.92)$$

Para os diodos de roda livre (*D5* e *D6*) a máxima temperatura de junção é definida pela expressão (6.93).

$$T_{j_{D5}} = T_{j_{D6}} = T_{c_{D5}} + P_{t_{D5}} R_{th_{jc}} = 91,38 \text{ } ^\circ\text{C} \quad (6.93)$$

O limite para a temperatura máxima de junção para todos os semicondutores é de 150°C, conforme os catálogos dos fabricantes. Dessa forma, o dissipador escolhido torna-se apropriado para esta aplicação, já que garante temperaturas de junção menores que o limite máximo estabelecido.

6.9 – CÁLCULO TEÓRICO DO RENDIMENTO

Para o cálculo teórico do rendimento considera-se apenas o circuito de potência. A perda total de potência é dada pela soma das potências dissipadas nos semicondutores ($P_{t_{semic}}$) e nos indutores ressonantes ($P_{Cu}+P_n$).

$$P_{perdas} = P_{t_{semic}} + 2(P_{Cu} + P_n) \quad (6.94)$$

$$P_{perdas} = 86,83 + 2(0,37 + 2,25) = 92,07 \text{ W} \quad (6.95)$$

Assim, o rendimento teórico calculado será:

$$\eta = \frac{P_c - P_{perdas}}{P_c} 100 = \frac{2375 - 92,07}{2375} 100 = 96,12 \% \quad (6.96)$$

6.10 – ESPECIFICAÇÃO DO FILTRO DE SAÍDA

O filtro de saída escolhido é formado por um capacitor (C_f) e um indutor (L_f). A escolha dos valores dos seus parâmetros baseia-se nas expressões (6.100) e (6.101).

$$f_{filtro} = \frac{f_c}{10} = \frac{20000}{10} = 2000 \text{ Hz} \quad (6.97)$$

$$\omega f = 2 \pi f_{filtro} = 12568,9 \text{ rad / s} \quad (6.98)$$

$$\xi = 0,7 \quad (6.99)$$

$$C_f = \frac{P_c}{\omega f \xi V_{cp}^2} = \frac{2375}{12568,9 \cdot 0,7 \cdot 169,7^2} = 10 \mu\text{F} \quad (6.100)$$

$$L_f = \frac{1}{C_f \omega f^2} = \frac{1}{10 \cdot 10^{-6} \cdot 12568,9^2} = 633 \mu\text{H} \quad (6.101)$$

6.11 – RESULTADOS DA EXPERIMENTAÇÃO

Um protótipo do novo projeto do inversor proposto, com potência de 2.5kVA, foi implementado de acordo com o esquema simplificado dado na Fig. 6.1.

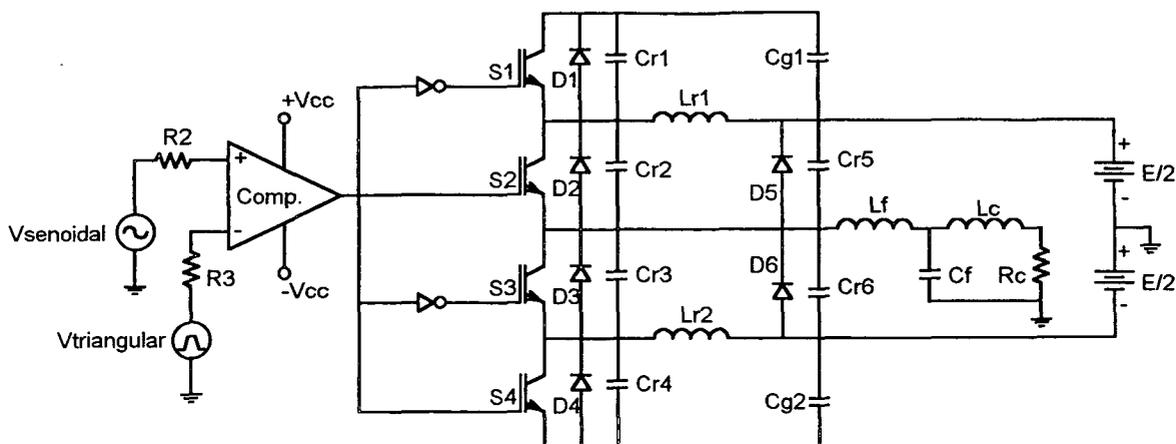


Figura 6.1 – Esquema simplificado do inversor implementado.

Foram utilizados na experimentação os valores de parâmetros calculados nas seções anteriores e o mesmo circuito de comando utilizado para o projeto com frequência de 7,8kHz. As únicas alterações feitas são listadas na Tabela 6.2, as quais foram necessárias para alterar a frequência do sinal portador (triangular) e para ajustar os tempos mortos para a nova frequência de comutação (20kHz). Resultados de simulação para frequência de 20kHz são apresentados no Anexo 5.

Tabela 6.2 – Alterações necessárias de parâmetros para o novo projeto.

Componente	Frequência de comutação	
	7,8 kHz	20 kHz
R14	470 Ω	330 Ω
R15	470 Ω	330 Ω
C19	1 nF	180 pF
C20	1 nF	180 pF
R18	68 k Ω	28 k Ω
R19	120 k Ω	33 k Ω
R20	330 k Ω	100 k Ω
C23	1,2 nF	1,2 nF

A especificação dos componentes mais relevantes utilizados na experimentação é repetida na Tabela 6.3.

Tabela 6.3 – Principais parâmetros utilizados na experimentação com 20kHz.

Componente	Especificação	Fabricante
S1 e S4	STGP7NB60H	ST Microelectronics
S2 e S3	IRG4PC50U	International Rectifier
D1, D2, D3 e D4	MUR460	Motorola
Lr1 e Lr2	5,2 μ H – núcleo E30/14 IP12	Thornton
D5 e D6	HFA15TB60	International Rectifier
Lf	630 μ H	Oficina - INEP
Cf	10 μ F	Icotron - Siemens
Lc	4,77mH	Oficina - INEP

As figuras a seguir apresentam os resultados experimentais para condição de carga nominal, a não ser que haja alguma indicação em contrário.

A Fig. 6.2 mostra a tensão sobre e a corrente através da carga, as quais apresentam excelente qualidade. A defasagem entre as curvas é devida a natureza da carga *R-L*.

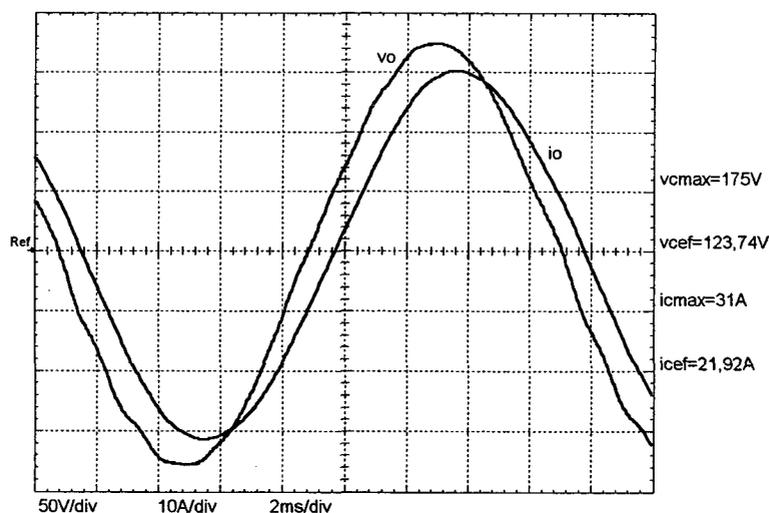


Figura 6.2 – Tensão sobre e corrente através da carga.

A tensão sobre os capacitores de grameamento *Cg1* e *Cg2* são apresentadas na Fig. 6.3 e, como pode ser visto, são limitadas ao valor de 47V, confirmando as expectativas de projeto.

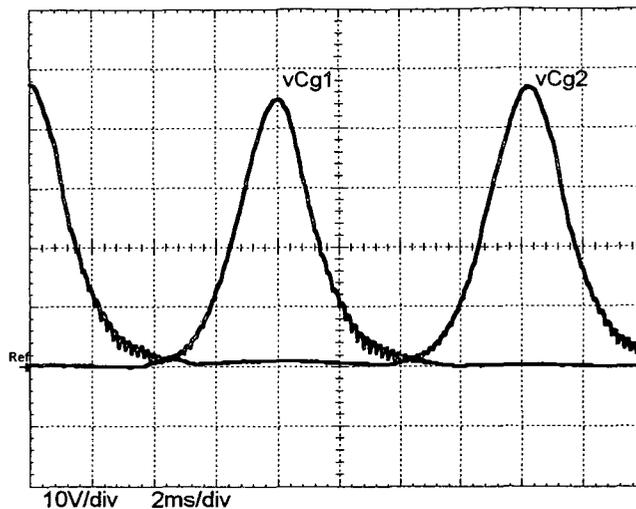


Figura 6.3 – Tensões sobre $Cg1$ e $Cg2$.

A corrente através do indutor ressonante $Lr1$ para um período de comutação é dada na Fig. 6.4. A corrente ressonante máxima é de 37A, esforço este correspondente a 1,3 vezes o valor da corrente de pico da carga. Este esforço é considerado bastante satisfatório, visto que é bem menor do que os apresentados pelas principais topologias citadas no capítulo 1. Este valor é, também, semelhante aos apresentados pelo inversor auxiliado pelo *Snubber* de Undeland e até menor que o obtido no capítulo 5.

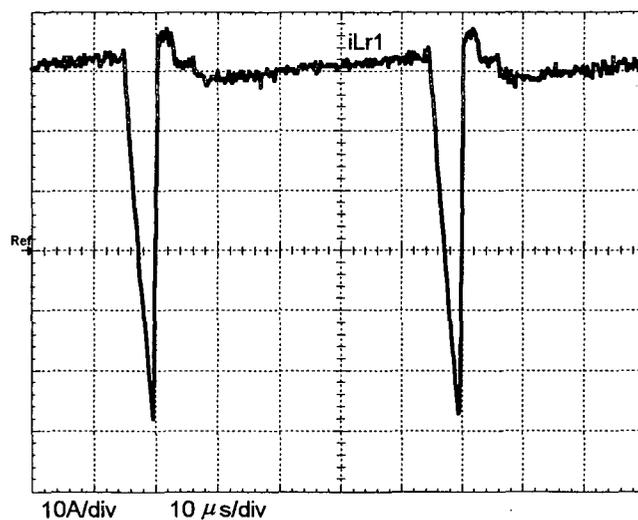


Figura 6.4 – Detalhe da corrente através de $Lr1$ durante um período de comutação.

Na Fig. 6.5 são mostradas a tensão sobre e a corrente através do interruptor principal $S2$. Detalhes da entrada em condução e do bloqueio do interruptor principal $S2$ são mostrados, respectivamente, nas Figs. 6.6 e 6.7.

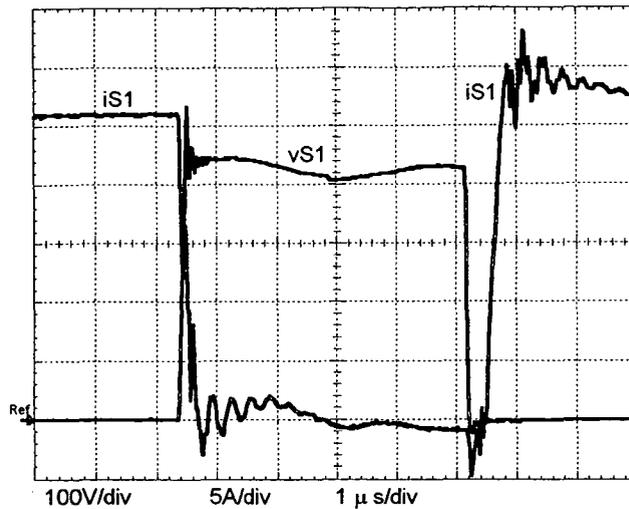


Figura 6.5 – Tensão sobre e corrente através do interruptor principal S2.

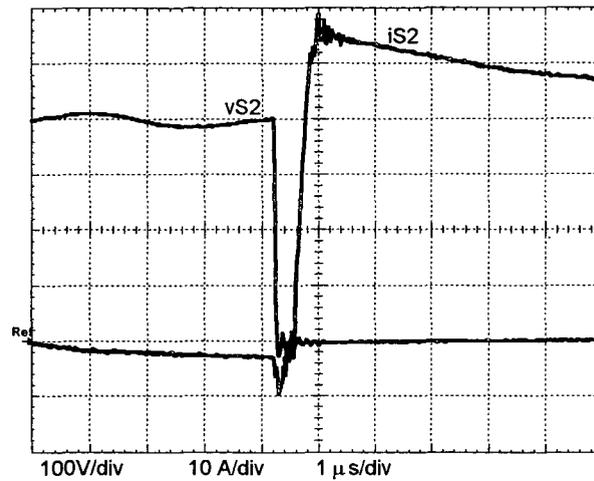


Figura 6.6 – Detalhe da entrada em condução do interruptor principal S2.

Analisando a Fig. 6.6 percebe-se que S2 entra em condução sob tensão nula, ou seja, sem perdas.

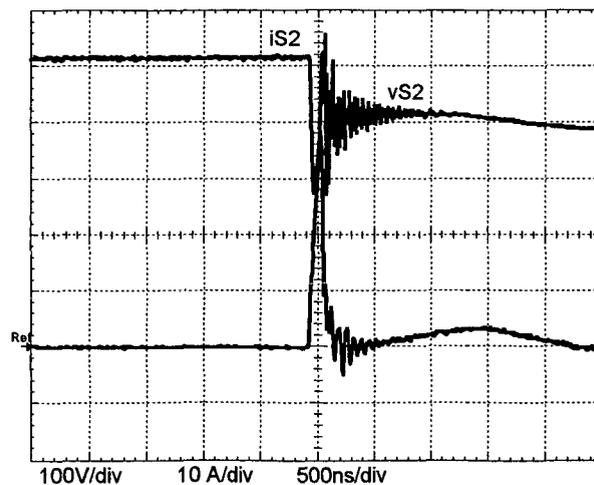


Figura 6.7 – Detalhe do bloqueio do interruptor principal S2

Através da análise da Fig. 6.7 percebe-se que se não existisse a corrente de cauda, o bloqueio do interruptor principal $S2$ seria totalmente sem perdas.

Na Fig. 6.8 apresenta-se a curva de rendimento do novo inversor para a experimentação com frequência de comutação de 20kHz. O rendimento máximo obtido foi superior a 98% para potências inferiores a 1250W. Para condição de plena carga obteve-se rendimento de 96%. Este resultado, apesar de já ter sido previsto (seção 6.9), demonstra que mesmo não tendo comutação suave em toda a faixa de carga o rendimento não é afetado para baixos valores de corrente de carga. Isto porque apesar de as comutações dos interruptores, para esses valores de corrente, não serem totalmente sem perdas, são bastante favorecidas e até classificadas como quase suaves, já que o valor da tensão no momento da entrada em condução é reduzido. Para ilustrar esse fenômeno apresenta-se na Fig. 6.9 a comutação do interruptor principal $S2$ para um valor de corrente de carga de 1,8A.

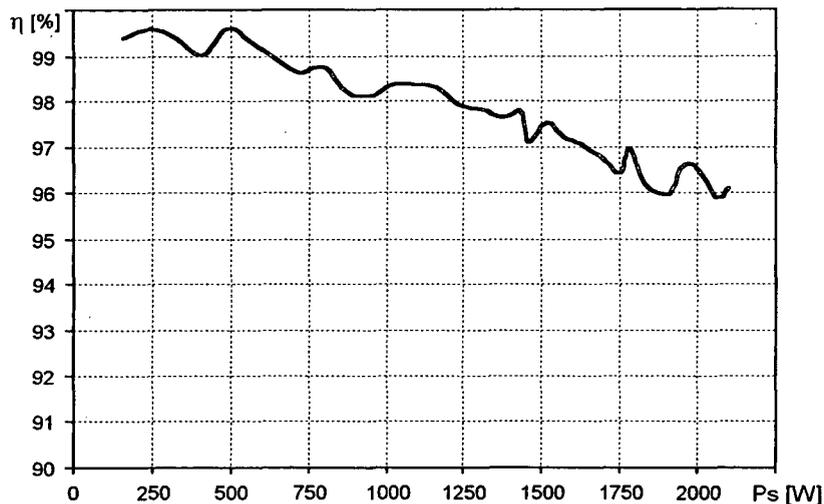


Figura 6.8 – Curva de rendimento do inversor CTN-PWM-GA do tipo buck-boost.

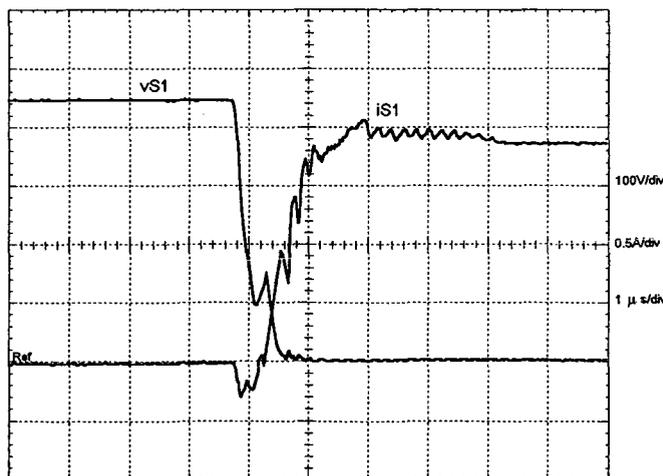


Figura 6.9 – Comutação quase suave para o interruptor principal $S2$.

6.12 – COMPARAÇÕES

Para uma efetiva comparação de resultados foi projetado e implementado um inversor auxiliado pelo *Snubber* de Undeland. O projeto em voga foi feito com as mesmas características de carga e tentando limitar os esforços de tensão e corrente aos mesmos níveis dos obtidos com o inversor com grampeamento ativo, visto neste capítulo.

Os resultados experimentais alcançados pela estrutura com *Snubber* de Undeland são apresentados nas figuras seguintes.

A Fig. 6.10 mostra a tensão e a corrente na carga. Esta figura comprova a boa qualidade de corrente e tensão fornecidas pelo inversor à carga.

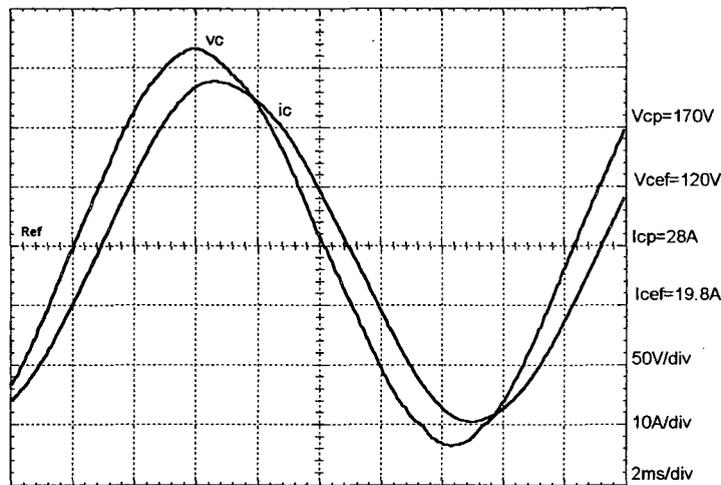


Figura 6.10 – Tensão e corrente de carga para o inversor com *Snubber* de Undeland.

A tensão sobre e a corrente através do interruptor *S1* são dados na Fig. 6.11. As Figs. 6.12 e 6.13 mostram, respectivamente, detalhes da entrada em condução e do bloqueio do interruptor *S1*.

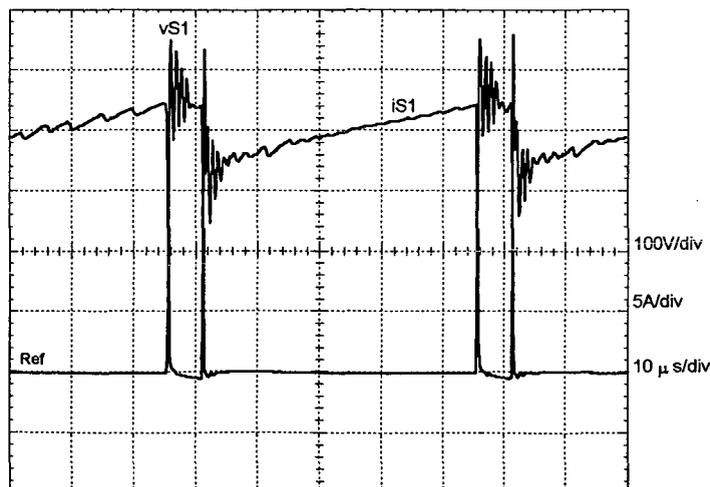


Fig. 6.11 – Tensão sobre e corrente através de *S1*.

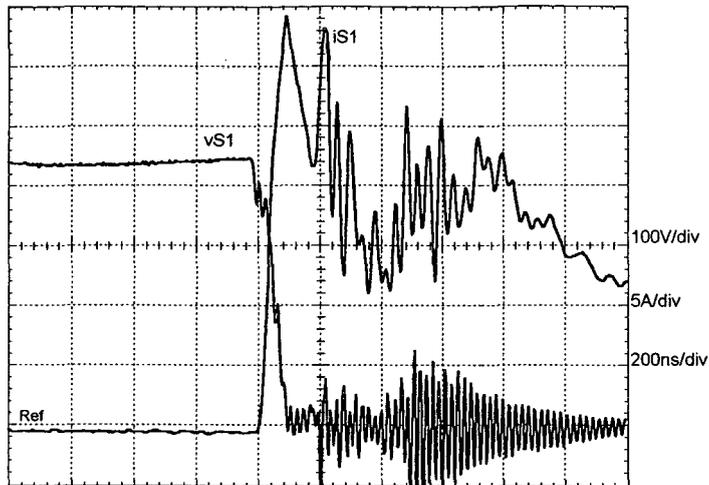


Fig. 6.12 – Detalhe da entrada em condução do interruptor S1.

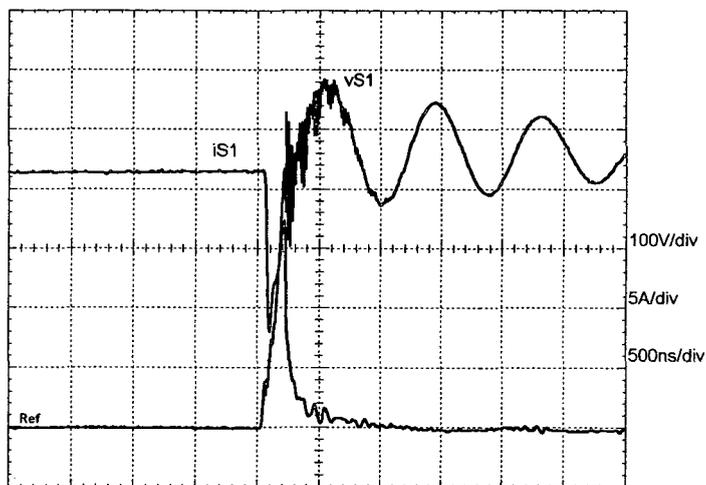


Fig. 6.13 – Detalhe do bloqueio do interruptor S1.

As tensões sobre os capacitores de grampeamento $Cg1$ e $Cg2$ são apresentadas na Fig. 6.14.

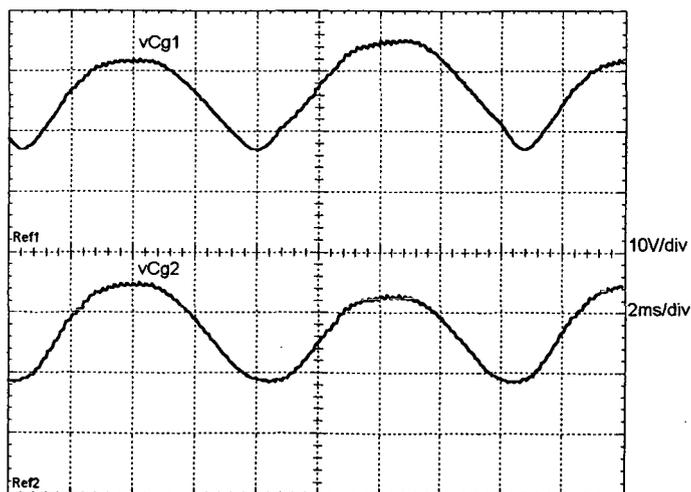


Figura 6.14 – Tensões nos capacitores de grampeamento $Cg1$ e $Cg2$.

A Fig. 6.15 mostra a curva de rendimento obtida para o inversor com *Snubber* de Undeland. O rendimento máximo foi de 90% para potências entre 1250W e 1750W e para a potência nominal o rendimento foi de 88,4%.

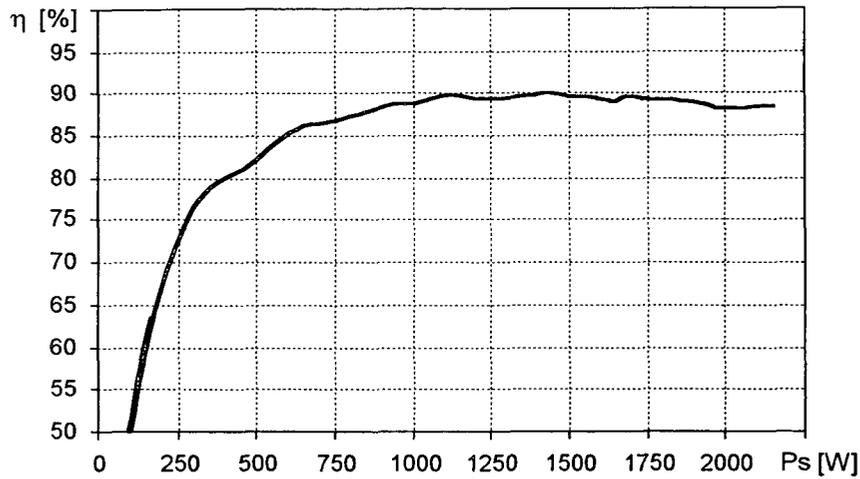


Figura 6.15 – Curva de rendimento para o inversor auxiliado pelo *Snubber* de Undeland.

A curva de rendimento comparativa para as duas estruturas é mostrada na Fig. 6.16, onde percebe-se uma vantagem muito grande em favor do inversor com grameamento ativo. As condições de teste foram as mesmas para as duas estruturas, com a utilização dos mesmos equipamentos de medição, bem como, o comando e o tipo de carga.

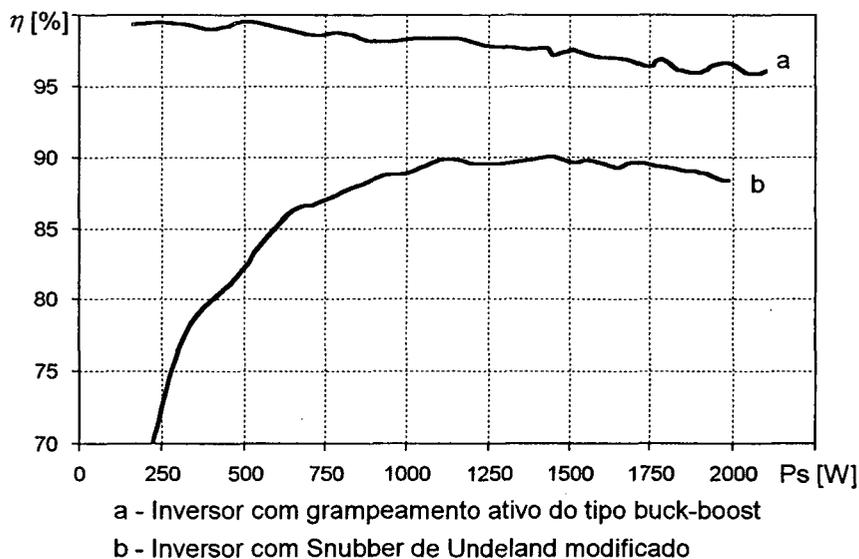


Figura 6.16 – Comparação do rendimento obtido para os inversores com grameamento ativo e com *Snubber* de Undeland para frequência de comutação igual a 20kHz

Esperava-se que o rendimento da estrutura auxiliada pelo *Snubber* de Undeland tivesse uma desvantagem com a elevação da frequência de comutação, já que, trata-se de uma solução passiva sem a regeneração da energia envolvida na comutação. Com o

aumento da frequência de operação as perdas por comutação tornam-se mais significativas, justificando a grande queda no rendimento, quando comparado à frequência mais baixa.

A Tabela 6.4 apresenta dados comparativos entre algumas estruturas de inversores com auxílio a comutação conhecidos. Alguns dados não foram obtidos para todas as estruturas e outros foram obtidos para situações diferentes, entretanto, estes resultados refletem uma tendência bastante significativa.

Tabela 6.4 – Dados comparativos entre vários inversores com auxílio à comutação.

<i>Estrutura do inversor</i>	<i>Esforços de tensão</i>	<i>Esforços de corrente</i>	<i>Frequência de comutação</i>	<i>Número de interruptores ativos</i>	<i>Tipo de modulação</i>	<i>Potência [VA]</i>	<i>Rendimento %</i>
<i>G Ativo¹</i>	<i>1,11 x E</i>	<i>1,3 x Ic</i>	<i>20kHz</i>	<i>4</i>	<i>PWM</i>	<i>2500VA</i>	<i>96,1</i>
<i>S. Und.²</i>	<i>1,11 x E</i>	<i>1,3 x Ic</i>	<i>20kHz</i>	<i>2</i>	<i>PWM</i>	<i>2500VA</i>	<i>88,5</i>
<i>RPI</i>	<i>1,00 x E</i>	<i>> 2,0 x Ic</i>	<i>10kHz</i>	<i>2</i>	<i>PWM mod³</i>	<i>1000VA</i>	<i>----</i>
<i>ARDPI</i>	<i>1,00 x E</i>	<i>> 2,0 x Ic</i>	<i>7,8kHz</i>	<i>2</i>	<i>PWM</i>	<i>2500VA</i>	<i>----</i>
<i>ARPI</i>	<i>1,00 x E</i>	<i>1,3 x Ic⁴</i>	<i>7,8kHz</i>	<i>4</i>	<i>PWM mod³</i>	<i>2500VA</i>	<i>----</i>
<i>ARCPI</i>	<i>1,00 x E</i>	<i>> 2,0 x Ic</i>	<i>40kHz</i>	<i>4</i>	<i>PWM mod³</i>	<i>1000VA</i>	<i>----</i>

¹ Inversor com grampeamento ativo do tipo buck-boost

² Inversor com *Snubber* de Undeland

³ Modulação PWM modificada

⁴ Experimentalmente necessita-se de um valor de corrente de no mínimo $2 \times I_c$

Os dados apresentados na Tabela 6.4 apresentam grandes vantagens para o inversor com grampeamento ativo. Os esforços de tensão, apesar de em outras estruturas teoricamente não existirem, são limitados a valores muito baixos e aceitáveis, não comprometendo o seu projeto. Os esforços de corrente são limitados a valores tão baixos quanto os das melhores estruturas conhecidas na literatura.

O inversor com grampeamento ativo apresentou-se apto a operar em altas frequências e com modulação por largura de pulso senoidal convencional, mantendo uma boa performance em termos de comutações e não comprometendo o rendimento.

A estrutura ARPI deixa a desejar na exigência de alteração na modulação PWM e quando experimentado em laboratório seus esforços de corrente se elevam, ficando bem próximos das exigências do inversor ARDPI ($2 \times I_c$). Este último efeito é notado através de simulação numérica quando se utiliza modelos de interruptores reais.

O inversor com *Snubber* de Undeland tem sua eficiência bastante reduzida com a elevação da frequência de comutação, exigindo a implementação de algum circuito ativo para prover a regeneração da energia envolvida nas comutações.

As estruturas RPI e ARDPI são bastante interessantes do ponto de vista didático, sendo seu uso comercial desaconselhado devido ao excesso de corrente ressonante requerido, o que acarreta uma redução de eficiência.

O inversor ARCPI apresenta excesso de corrente circulante, além de necessitar alteração na modulação. Isso desencoraja sua utilização para fins comerciais.

Em termos de número de interruptores ativos o inversor auxiliado pelo *Snubber* de Undeland tem maiores vantagens, entretanto, seu uso parece restrito a aplicações de mais baixa frequência de operação. Os inversores ARPI e com grampeamento ativo possuem quatro interruptores ativos, no entanto, dois são auxiliares e com capacidades de corrente bem inferiores aos demais, não sendo propriamente uma grande desvantagem.

O domínio da tecnologia do inversor com grampeamento ativo é facilitado por não necessitar alterações na modulação e por seus interruptores serem comandados aos pares com lógica complementar, o que é a forma mais natural e utilizada.

6.13 – CONCLUSÕES

Os resultados obtidos com a experimentação do inversor com comutação sob tensão nula utilizando a técnica de grampeamento ativo (CTN PWM GA), apresentados neste capítulo, confirmam com maior confiabilidade a sua indicação para a obtenção de um circuito com comutação suave, operação em alta frequência, modulação por largura de pulso senoidal convencional e com boas performances em termos de esforços de tensão e corrente, além de uma boa curva de rendimento.

As comparações com outras estruturas clássicas evidenciaram características bastante favoráveis à nova topologia proposta. Esforços de tensão e corrente existem, mas são em níveis aceitáveis e podem ser limitados de acordo com as necessidades do projetista em termos de semicondutores disponíveis. Os interruptores auxiliares são de baixa capacidade de corrente, facilitando sua especificação.

O teste de rendimento comprovou o excelente comportamento da estrutura, sendo que, à plena carga, levou vantagem em oito pontos percentuais com relação ao inversor auxiliado pelo *Snubber* de Undeland.

CONCLUSÕES GERAIS

Neste trabalho foi proposta uma nova família de inversores operando com comutação sob tensão nula (CTN), modulação por largura de pulso (PWM) e grampeamento ativo (GA). A nova família é composta por seis topologias inversoras derivadas dos seis conversores CC-CC básicos convencionais, *buck*, *boost*, *buck-boost*, *Cuk*, *sepic* e *zeta*.

Foram apresentadas regras de conexão de elementos de circuitos que, aplicadas adequadamente, deram origem a família de conversores CC-CC CTN-PWM-GA não reversíveis, propostos e estudados por Barbi e Duarte. Comprovando a validade das regras gerou-se uma família de conversores CC-CC CTN-PWM-GA reversíveis com topologias originais.

Através dos conversores CC-CC reversíveis obtidos, gerou-se uma família original de inversores em ponto médio com comutação sob tensão nula, modulação por largura de pulsos e com grampeamento ativo (CTN-PWM-GA).

Foi feita uma análise quantitativa de um dos membros da nova família de inversores gerada. Desta análise foram deduzidas equações, desenvolveu-se ábacos e foi proposta uma metodologia de projeto.

Resultados obtidos através da experimentação do inversor com comutação sob tensão nula utilizando a técnica de grampeamento ativo do tipo *buck-boost*, confirmam que os inversores desta família operam em regime de comutação sob tensão nula (CTN), modulação por largura de pulso senoidal convencional (PWM), utilizando-se da técnica de grampeamento ativo (GA).

O inversor testado operou em alta frequência com boas performances em termos de esforços de tensão e corrente, além de apresentar uma boa curva de rendimento.

Os pulsos de comando são gerados pela técnica PWM convencional, tanto para os interruptores principais como para os auxiliares. As ordens de comando são enviadas aos pares simultaneamente para *S1-S3* e *S2-S4*. Essa regra é válida para todos os membros da família de inversores.

Foi realizado um estudo comparativo do inversor CTN-PWM-GA do tipo *buck-boost* com as seguintes estruturas clássicas: inversores com comutação dissipativa, ARDPI,

ARPI e o auxiliado pelo *Snubber* de Undeland. Das comparações percebeu-se que apenas o inversor com comutação dissipativa apresenta comutações desfavoráveis para os interruptores. As outras topologias cumprem com a função de proteger os interruptores das adversidades causadas durante o processo de comutação.

As comparações evidenciaram características favoráveis à nova topologia proposta. Esforços de tensão e corrente existem, mas são em níveis aceitáveis, podendo ser limitados de acordo com as necessidades do projeto, através da seleção adequada dos parâmetros do circuito ressonante. Os interruptores auxiliares são de baixa capacidade de corrente, facilitando sua especificação. Também a faixa de carga com comutação suave pode ser adaptada para cada projeto através da escolha apropriada dos parâmetros L_r e C_r .

Os inversores ARPI e ARDPI apresentam comutação suave em toda a faixa de carga. Porém, a estrutura ARDPI necessita de uma corrente ressonante bastante alta para alcançar tal característica. O inversor ARPI submete os interruptores a esforços menores de corrente, no entanto, a modulação é alterada. Além disso, quando a estrutura ARPI é submetida a experimentos reais, a condição de comutação suave fica comprometida. Para manter comutação sem perdas é necessário compensar a queda de corrente no indutor ressonante com o aumento do tempo de superposição dos interruptores, causando-lhes elevação dos esforços de corrente.

Um estudo experimental demonstrou que para baixas frequências, no caso 7,8kHz, os inversores dissipativo, com grampeamento ativo e o auxiliado pelo *Snubber* de Undeland apresentaram curvas de rendimento praticamente idênticas, não sendo esse parâmetro fundamental para a escolha de uma ou outra topologia.

O *Snubber* de Undeland operando como grampeador mostrou-se bastante atrativo para implementações práticas em baixa frequência. É inteiramente passivo e fornece comutações suaves para todos os semicondutores ativos.

Foi proposta a aplicação de um conversor CC-CC junto ao *Snubber* de Undeland para regenerar a energia envolvida nas comutações dos interruptores. Essa técnica é preponderante em aplicações de média e alta potência, onde a potência processada pelo circuito do *snubber* torna-se significativa.

O teste de rendimento, para frequência de comutação de 20kHz, comprovou o excelente comportamento da nova estrutura proposta. À plena carga a eficiência foi de 96%, contra 88% da estrutura baseada no *Snubber* de Undeland.

ANEXO 1

ARQUIVOS DE SIMULAÇÃO EM FORMA DE TEXTO E PROJETO REFERENTES AO CAPÍTULO 2

A 1.1 – ARQUIVO DE SIMULAÇÃO DO INVERSOR EM PONTO MÉDIO AUXILIADO PELO *SNUBBER* DE UNDELAND MODIFICADO REFERENTE À SEÇÃO 2.2.2.

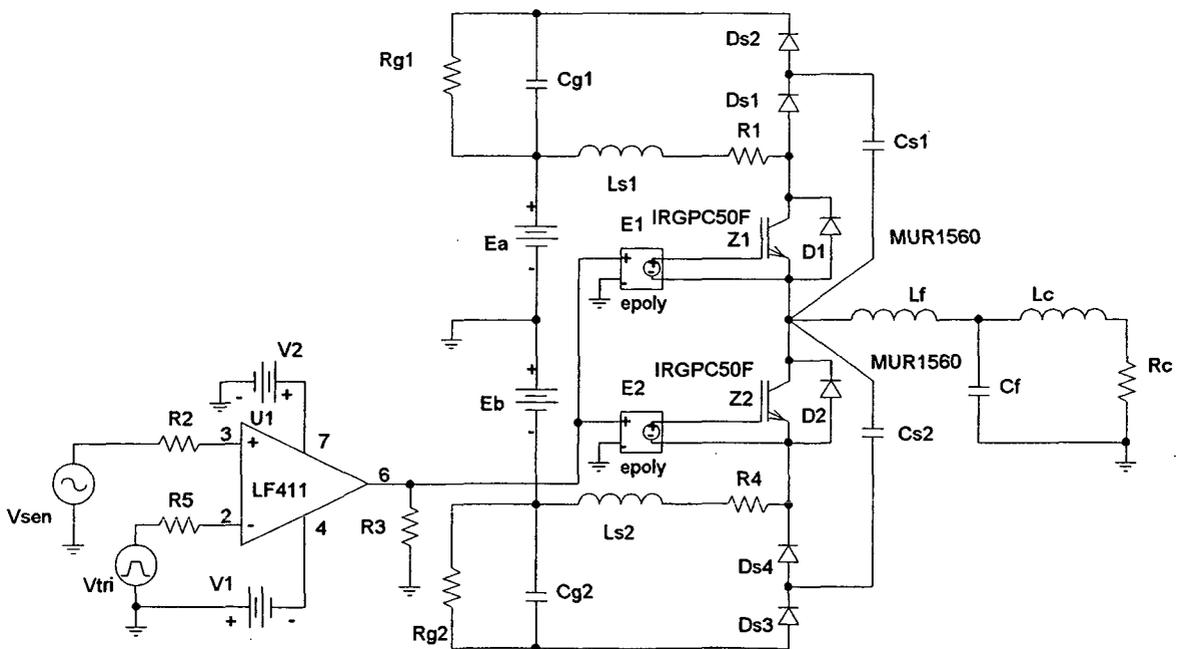


Figura A1.1 - Desenho esquemático do circuito simulado.

```

** Analysis setup **
.tran lus 52ms 32ms 50ns SKIPBP
.four 60Hz 50 i(L_Lc) v(C_Cf)
.OPTIONS ABSTOL=1uA
.OPTIONS ITL4=40
.OPTIONS RELTOL=0.01

```

* Schematics Netlist *

```

E_E1 02 03 POLY(1) 01 0 0 0 1
E_E2 04 05 POLY(1) 01 0 0 0 -1
R_R2 07 06 1k
R_R3 01 0 1k
X_U1 06 08 09 10 01 LF411
V_V1 0 10 15V
V_V2 09 0 15V
R_R5 13 08 1k
R_R1 15 14 0.01
D_Ds4 16 05 Dbreak
D_Ds3 17 16 Dbreak
R_R4 18 05 0.01
D_D2 05 03 MUR1560
D_D1 03 14 MUR1560
Z_Z1 14 02 03 IRGPC50F
Z_Z2 03 04 05 IRGPC50F
D_Ds2 19 20 Dbreak
D_Ds1 14 19 Dbreak
R_Rc 21 0 5.4
C_Cg1 20 22 30uF IC=25V
R_Rg1 20 22 23
C_Cg2 23 17 30uF IC=25V
R_Rg2 23 17 23
L_Ls1 22 15 2.8uH
L_Ls2 23 18 2.8uH
V_Eb 0 23 220V
V_Ea 22 0 220V
V_Vsen 07 0 SIN 0 8V 60Hz 0 0 0
V_Vtri 13 0 PULSE -10V 10V 0 64.1026us 64.1026us 1ns +
+ 128.205us
C_Cs1 19 03 2.5nF
C_Cs2 03 16 2.5nF
L_Lc 24 21 4.77mH IC=-9.2A
L_Lf 03 24 1.8mH IC=-9.2A
C_Cf 24 0 22uF

```

```

*****FOURIER ANALYSIS TEMPERATURE = 27.000 DEG C*****
****FOURIER COMPONENTS OF TRANSIENT RESPONSE I(L_Lc)
DC COMPONENT = 7.671307E-03

```

HARMONIC NO	FREQUENCY (HZ)	FOURIER COMPONENT	NORMALIZED COMPONENT	PHASE (DEG)	NORMALIZED PHASE (DEG)
1	6.000E+01	2.880E+01	1.000E+00	1.927E+01	0.000E+00
2	1.200E+02	7.076E-03	2.457E-04	-4.833E+01	-6.760E+01
3	1.800E+02	1.298E-01	4.507E-03	-1.664E+02	-1.856E+02
4	2.400E+02	1.274E-03	4.425E-05	-2.002E-01	-1.947E+01
5	3.000E+02	4.744E-02	1.648E-03	-1.360E+02	-1.552E+02
6	3.600E+02	5.119E-04	1.778E-05	5.304E+01	3.377E+01
7	4.200E+02	2.475E-02	8.597E-04	-9.861E+01	-1.179E+02
8	4.800E+02	5.108E-04	1.774E-05	9.116E+01	7.189E+01
9	5.400E+02	1.579E-02	5.482E-04	-5.899E+01	-7.825E+01
10	6.000E+02	4.769E-04	1.656E-05	1.345E+02	1.152E+02
11	6.600E+02	1.225E-02	4.255E-04	-1.946E+01	-3.873E+01
12	7.200E+02	4.724E-04	1.640E-05	1.329E+02	1.136E+02
13	7.800E+02	1.188E-02	4.125E-04	1.809E+01	-1.180E+00
14	8.400E+02	5.580E-04	1.938E-05	-1.496E+02	-1.689E+02
15	9.000E+02	2.404E-02	8.350E-04	3.310E+01	1.384E+01

```

*****TOTAL HARMONIC DISTORTION = 5.025364E-01 PERCENT

```

****FOURIER COMPONENTS OF TRANSIENT RESPONSE V(C_cf)
 DC COMPONENT = 4.068053E-02

HARMONIC NO	FREQUENCY (HZ)	FOURIER COMPONENT	NORMALIZED COMPONENT	PHASE (DEG)	NORMALIZED PHASE (DEG)
1	6.000E+01	1.639E+02	1.000E+00	3.769E+01	0.000E+00
2	1.200E+02	4.645E-02	2.834E-04	-1.641E+01	-5.410E+01
3	1.800E+02	9.919E-01	6.052E-03	-1.214E+02	-1.590E+02
4	2.400E+02	1.040E-02	6.345E-05	4.819E+01	1.050E+01
5	3.000E+02	4.992E-01	3.046E-03	-7.697E+01	-1.147E+02
6	3.600E+02	4.996E-03	3.048E-05	1.243E+02	8.661E+01
7	4.200E+02	3.400E-01	2.074E-03	-3.201E+01	-6.969E+01
8	4.800E+02	7.436E-03	4.537E-05	1.712E+02	1.335E+02
9	5.400E+02	2.691E-01	1.642E-03	1.228E+01	-2.541E+01
10	6.000E+02	9.677E-03	5.905E-05	-1.449E+02	-1.826E+02
11	6.600E+02	2.503E-01	1.527E-03	5.511E+01	1.742E+01
12	7.200E+02	1.134E-02	6.917E-05	-1.460E+02	-1.837E+02
13	7.800E+02	2.836E-01	1.730E-03	9.513E+01	5.745E+01
14	8.400E+02	1.560E-02	9.518E-05	-7.379E+01	-1.115E+02
15	9.000E+02	6.598E-01	4.026E-03	1.118E+02	7.416E+01

****TOTAL HARMONIC DISTORTION = 8.755711E-01 PERCENT

JOB CONCLUDED

A 1.2 - ARQUIVO DE PROJETO DO INVERSOR EM PONTO MÉDIO AUXILIADO PELO *SNUBBER* DE UNDELAND MODIFICADO – REFERENTE À SEÇÃO 2.2.2.

$f := 6$	$Z_c := \frac{V_{cef}}{I_{cef}}$	$V_{g1} := \frac{V_g}{2}$
$w := 2 \cdot \pi \cdot f$	$Z_c = 5.76$	$V_{g1} = 25$
$f_c := 130f$	$\cos(\phi) := 0.9$	$\Delta V_g := 1$
$f_c = 7.8 \cdot 10^3$	$\phi := \arccos(0.95)$	Admitindo que o diodo de roda livre possua um tempo de recuperação reversa de:
$V_{cef} := 12$	$\phi = 0.31756$	$t_{rr} := 75 \cdot 10^{-9}$
$T_c := \frac{1}{f_c}$	$R_c := Z_c \cdot \cos(\phi)$	[4 x MUR460: If=4A;
$T_c = 1.2820510^{-4}$	$R_c = 5.472$	V _r rm=600v; Ifsm=70A;
$V_{cp} := V_{cef} \cdot \sqrt{2}$	$X_c := Z_c \cdot \sin(\phi)$	V _f max=1,28V; trr=75ns -
$V_{cp} = 169.70563$	$X_c = 1.79856$	Motorola]
$\frac{T_c}{2} = 6.41026 \cdot 10^{-5}$	$L_c := \frac{X_c}{2 \cdot \pi \cdot f}$	$q := 1.$
$E := 44$	$L_c = 0.00477$	$z := 0.$
$ma := \frac{2 \cdot V_{cp}}{E}$	$ic(t) := I_{cp} \cdot \sin(w \cdot t - \phi)$	$I_M := q \cdot I_{cp}$
$ma = 0.77139$	$ic(0) = -9.19975$	$I_M = 35.35534$
$Sc := 250$	$t := 0, 0.0001, 0.019999$	$I_{RM} := I_M - I_{cp}$
$I_{cef} := \frac{Sc}{V_{cef}}$	Projeto dos elementos do snubber	$I_{RM} = 5.89256$
$I_{cef} = 20.83333$	$G := 1.$	$Lst_{max} := \frac{1}{f_c} \cdot \left(1 - \frac{ma}{2}\right) \cdot \frac{V_g}{2 \cdot I_M}$
$I_{cp} := I_{cef} \cdot \sqrt{2}$	$I_{Ls} := G \cdot I_{cp}$	$Lst_{max} = 5.56897 \cdot 10^{-5}$
$I_{cp} = 29.46278$	$I_{Ls} = 38.30162$	
	$V_g := 5$	

$$Lst := \frac{E}{I_{RM}} \cdot t_r$$

$$Lst = 5.6002910^{-6}$$

$$Ls1 := \frac{Lst}{2}$$

$$Ls1 = 2.8001410^{-6}$$

$$Zs := \frac{E}{z \cdot I_{Ls}}$$

$$Zs = 22.97553$$

$$Cs1 := \frac{Ls1}{2 \cdot Zs^2}$$

$$Cs1 = 2.6522810^{-9}$$

[2,5nF / 1,6kV - polipropileno]

$$Cg1 := \frac{Ls1 \cdot I_M^2}{\Delta V_g^2}$$

$$Cg1 = 3.5001810^{-5}$$

[30uF / 600V polipropileno]

$$Pg := Lst \cdot I_M^2 \cdot fc$$

$$Pg = 54.60279$$

$$Pgl := \frac{Pg}{2}$$

$$Pgl = 27.30139$$

$$Rgl := \frac{Vg1^2}{Pgl}$$

$$Rgl = 22.8926$$

[Resistores escolhidos: 2 conjuntos de 3 resistores de 50 ohms / 30W em paralelo, formando 17 ohms / 90W]

$$wo := \frac{1}{\sqrt{Ls1 \cdot Cs1}}$$

$$wo = 1.1603810^7$$

$$fo := 2 \cdot \pi \cdot wo$$

$$fo = 7.2908810^7$$

Cálculo dos indutores do snubber:

Indutor ressonante

$$kw := 0.$$

$$Bmax := 0. \text{ [T]}$$

$$J := 30 \text{ [A/cm}^2 \text{]}$$

$$iLref := 1$$

[Dado de simulação]

$$iLrp := I_{Ls}$$

$$iLrp = 38.30162$$

$$AeAw := \frac{Ls1 \cdot iLrp \cdot iLref \cdot 10^4}{kw \cdot Bmax \cdot J}$$

$$AeAw = 0.29792$$

Núcleo escolhido - EE 30/7 - material IP12

$$AeAw := 0.4$$

$$Ae := 0.6$$

$$Aw := 0.8$$

$$le := 6.$$

$$lt := 5.$$

$$Ve := 4.$$

$$N := \frac{Ls1 \cdot iLrp \cdot 10^4}{Bmax \cdot Ae}$$

$$N = 5.95833$$

N := [espiras]

$$\delta := \frac{7.5}{\sqrt{fc}}$$

$$\delta = 0.08492$$

$$d_{max} := 2 \cdot \delta$$

$$d_{max} = 0.16984$$

Condutor a utilizar:

22 AWG

$$d := 0.06$$

$$Sf := 0.00325$$

$$\rho := 0.00070$$

$$Scu := \frac{iLref}{J}$$

$$Scu = 0.05$$

$$nf := \frac{Scu}{Sf}$$

$$nf = 15.36098$$

$$nf := 1 \text{ (fios)}$$

Cálculo térmico do núcleo de ferrite

$$Kh := 4 \cdot 10^{-5}$$

$$Ke := 4 \cdot 10^{-1}$$

$$Pcu := \frac{iLref^2 \cdot N \cdot lt \cdot \rho}{nf}$$

$$Pcu = 0.4163$$

$$\rho_n := (2 \cdot Bmax)^{2.4} \cdot (Kh \cdot fc + Ke \cdot fc^2)$$

$$\rho_n = 0.0987$$

$$Pn := \rho_n \cdot V$$

$$Pn = 0.39482$$

$$Pt := Pcu + Pn$$

$$Pt = 0.81112$$

$$Rt := 23 \cdot AeAw^{-0.37}$$

$$Rt = 30.17648$$

$$\Delta T := Pt \cdot Rt$$

$$\Delta T = 24.47679$$

Variação aceitável de temperatura.

O entreferro requerido será:

$$\mu_o := 4 \cdot \pi \cdot 10^{-7}$$

$$en := \frac{N^2 \cdot \mu_o \cdot Ae}{Ls1} \cdot 10^{-2}$$

$$en = 0.13194 \text{ [cm]}$$

A 1.3 – ARQUIVO DE SIMULAÇÃO DO INVERSOR EM PONTO MÉDIO AUXILIADO PELO *SNUBBER* DE UNDELAND MODIFICADO REGENERATIVO – REFERENTE À SEÇÃO 2.2.3.

** Analysis setup **

.tran 1us 52ms 32ms 50ns SKIPBP

.four 60Hz 50 i(L_Lc) v(C_Cf)

.OPTIONS ABSTOL=1uA

```
.OPTIONS ITL4=40
.OPTIONS RELTOL=0.01
```

* Schematics Netlist *

```
R_R2 02 01 1k
R_R3 03 0 1k
X_U1 01 04 05 06 03 LF411
V_V1 0 06 15V
V_V2 05 0 15V
R_R5 09 04 1k
R_Rc 10 0 5.4
V_Vsen 02 0 SIN 0 7.8V 60Hz 0 0 0
R_R1 12 11 0.01
V_Vtri 09 0 PULSE -10V 10V 0 59.5233us 59.5233us 1ns +
+ 119.048us
E_E1 13 14 POLY(1) 03 0 0.0 1
E_E2 15 16 POLY(1) 03 0 0.0 -1
Z_Z1 11 13 14 IRGPC50F
Z_Z2 14 15 16 IRGPC50F
V_Eb 0 16 220V
V_Ea 17 0 220V
D_D2 16 14 MUR1560
L_Lf 14 18 1.6mH IC=-9.2A
D_D1 14 11 MUR1560
D_Ds1 11 19 Dbreak
D_Ds2 19 20 Dbreak
C_Cs1 19 14 5.1nF
L_Lc 18 10 4.77mH IC=-9.2A
C_Cf 18 0 22uF
R_R8 21 0 100k
D_Da 0 21 Dbreak
V_V4 22 21 PULSE -10V 10V 0 0 0 26us 40us
S_Sa 20 21 22 21 Sa
RS_Sa 22 21 1G
.MODEL Sa VSWITCH Roff=1e6 Ron=0.01 Voff=2.0 Von=8.0
R_R7 20 22 100k
L_La 21 17 5mH
C_Cg1 20 17 50uF IC=25V
L_Ls1 17 12 5.6uH
```

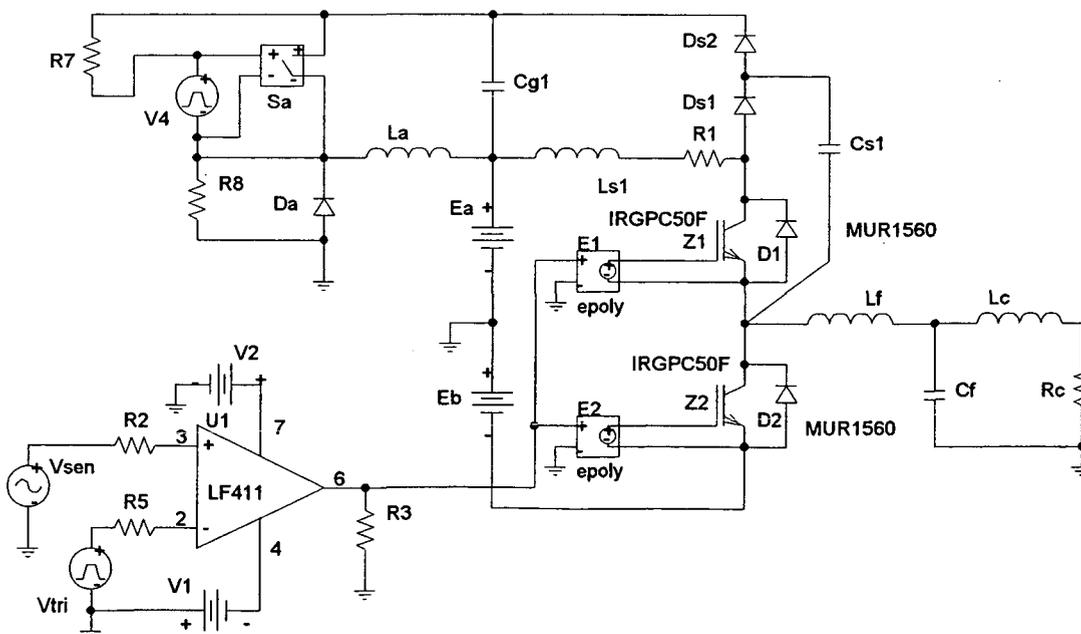


Figura A1.2 - Desenho esquemático do circuito simulado.

ANEXO 2

ARQUIVOS DE SIMULAÇÃO EM FORMA DE TEXTO REFERENTES AO CAPÍTULO 3

A 2.1 – ARQUIVO DE SIMULAÇÃO DO INVERSOR ARDPI

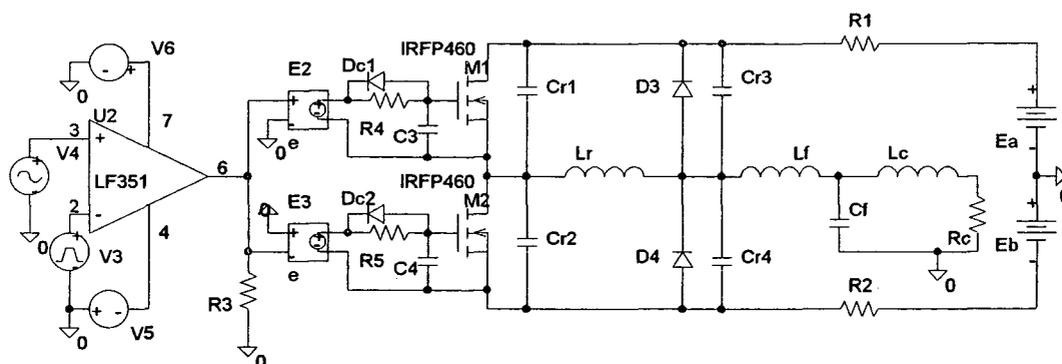


Figura A2.1 – Desenho esquemático do circuito simulado.

* Schematics Netlist *

```

V_V5 0 01 15V
V_V6 02 0 15V
R_R3 03 0 1k
D_Dc1 04 05 Dbreak
E_E2 05 06 03 0 1
E_E3 07 08 0 03 1
D_Dc2 09 07 Dbreak
D_D4 08 10 Dbreak
X_U2 11 12 02 01 03 LF351
V_V3 12 0 PULSE -10V 10V 0 64.1025us 64.1025us 1ns +
+ 128.205us
V_V4 11 0 SIN 0 7.78 60 0 0 0
C_Cr4 10 08 470nf IC=310
C_Cr1 15 06 40nF
C_Cr2 06 08 40nF
L_Lr 06 10 93uH IC=-12V
R_R4 05 04 100
R_R5 07 09 100
C_C3 04 06 10nF
C_C4 09 08 10nF
M_M1 15 04 06 06 IRFP460
M_M2 06 09 08 08 IRFP460
C_Cr3 15 10 470nF IC=0V
D_D3 10 15 Dbreak
L_Lf 10 16 1.8mH IC=-9.2A
    
```

L_Lc	16	17	4.77mH	IC=-9.2A
R_R2	08	18	0.01	
R_R1	15	19	0.01	
R_Rc	17	0	5.4	
C_Cf	16	0	22uF	
V_Ea	19	0	220V	
V_Eb	0	18	220V	

A 2.2 – ARQUIVO DE SIMULAÇÃO DO INVERSOR ARPI

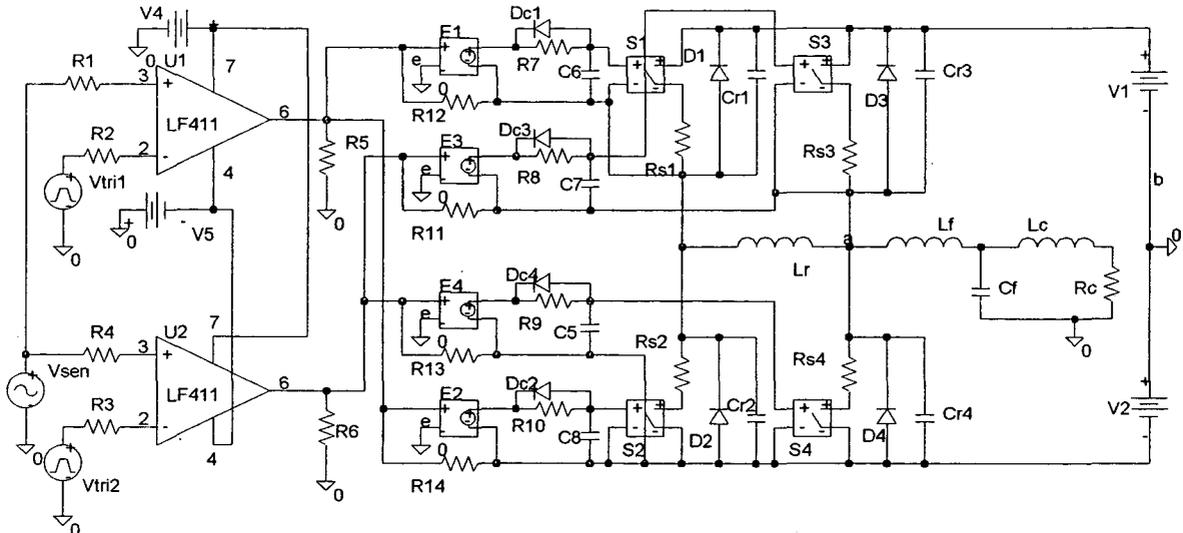


Figura A2.2 – Desenho esquemático do circuito simulado.

* Schematics Netlist *

```

R_R1 02      01      1k
R_Rs4 a      03      0.01
R_Rs2 05     04      0.01
D_D1 05     06      Dbreak
D_D3 a      06      Dbreak
D_D4 07     08      Dbreak
R_R3 09     08      1k
R_R2 11     10      1k
X_U2 12     08      13      14      15      LF411
R_R6 15     0      1k
X_U1 01     10     13      14      18      LF411
R_R5 18     0      1k
R_Rs1 21     05     0.01
E_E1 22     05     18      0      1
R_R12 18     05     100k
E_E4 23     07     15      0      -1
R_R13 15     07     100k
E_E2 24     07     18      0      -1
R_R14 18     07     100k
R_Rs3 25     a      0.01
R_R11 15     a      100k
E_E3 26     a      15      0      1
D_D2 07     05     Dbreak
V_Vsen 02    0      SIN    0      7.78  60    0      0      0
R_R4 02     12     1k
D_Dc1 27    22     Dbreak
D_Dc4 28    23     Dbreak
D_Dc3 29    26     Dbreak
D_Dc2 30    24     Dbreak

```

```

V_V5 0 14 15V
V_V4 13 0 15V
V_Vtri1 11 0 PULSE -10V 10V 0 64.102us 64.102us +
+ 1n 128.205us
C_Cr3 06 a 1nF
C_Cr4 a 07 1nF
C_Cr2 05 07 1nF
C_Cr1 06 05 1nF
V_Vtri2 09 0 PULSE -10V 10V -3.3us 64.102us 64.102us
+ 1ns 128.205us
L_Lr 05 a 40.6uH
C_C6 27 05 0.47nF
C_C7 29 a 0.47nF
C_C5 28 07 0.47nF
C_C8 30 07 0.47nF
R_R7 22 27 47
R_R8 26 29 47
R_R9 23 28 47
R_R10 24 30 47
S_S1 06 21 27 05 S1
RS_S1 27 05 1G
.MODEL S1 VSWITCH Roff=1e6 Ron=0.01 Voff=4.0 Von=5.0
S_S3 06 25 29 a S3
RS_S3 29 a 1G
.MODEL S3 VSWITCH Roff=1e6 Ron=0.01 Voff=4.0 Von=5.0
S_S4 03 07 28 07 S4
RS_S4 28 07 1G
.MODEL S4 VSWITCH Roff=1e6 Ron=0.01 Voff=4.0 Von=5.0
S_S2 04 07 30 07 S2
RS_S2 30 07 1G
.MODEL S2 VSWITCH Roff=1e6 Ron=0.01 Voff=4.0 Von=5.0
V_V1 06 0 220V
V_V2 0 07 220V
L_Lc 31 32 4.77mH IC=-9.2A
C_Cf 31 0 22uF
R_Rc 32 0 5.4
L_Lf a 31 1.8mH IC=-9.2A

```

ANEXO 3

ARQUIVOS DE SIMULAÇÃO EM FORMA DE TEXTO REFERENTES AO CAPÍTULO 5

A 3.1 – ARQUIVO DE SIMULAÇÃO DO INVERSOR EM PONTO MÉDIO CTN-PWM-GA DO TIPO *BUCK-BOOST* PARA FREQUÊNCIA DE OPERAÇÃO DE 7,8kHz

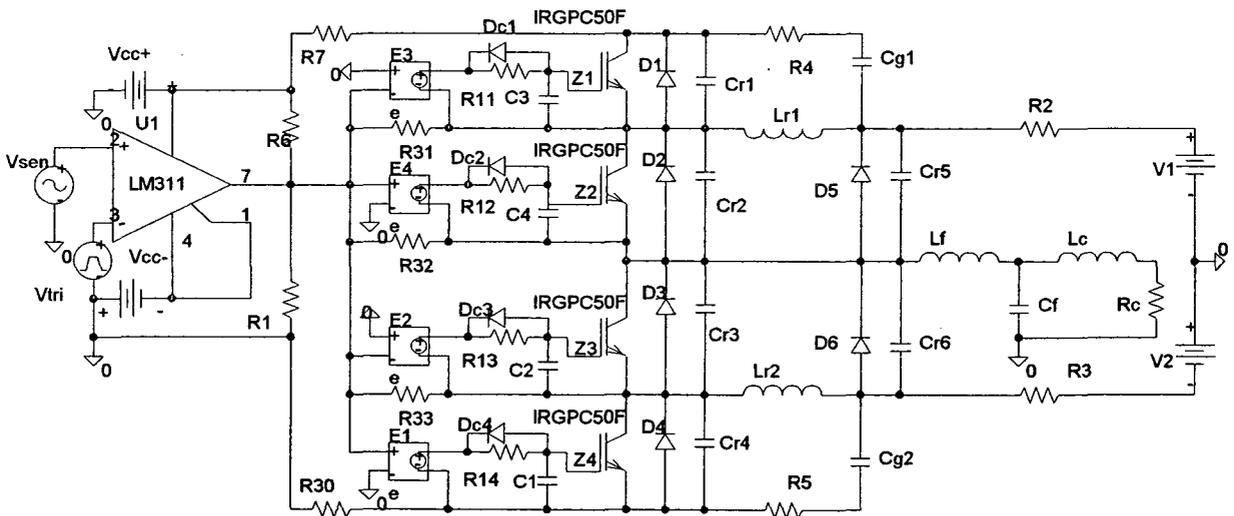


Figura A3.1 - Desenho esquemático do circuito simulado.

* Schematics Netlist *

```

C_C2 01 02 0.47nF
E_E3 04 05 0 03 1
C_C3 06 05 0.47nF
C_C4 07 08 0.47nF
X_U1 09 10 12 11 03 11 LM311
R_R6 12 03 1k
R_R7 12 15 100k
V_Vsen 09 0 SIN 0 7.8V 60Hz 0 0 0
D_D6 16 08 Dbreak
Z_Z1 15 05 05 IRGPC50F
D_D1 05 15 Dbreak
Z_Z2 05 07 08 IRGPC50F
D_D2 08 05 Dbreak
D_D3 02 08 Dbreak
    
```


ANEXO 4

ARQUIVOS REFERENTES AO CIRCUITO DE COMANDO

A 4.1 – LISTA DOS COMPONENTES DO CIRCUITO DE COMANDO PARA FREQUÊNCIA DE 7,8kHz

Quantity	Type	Value	Ref Designators
Bill of Materials PAC9853.PCB			
1	CAP CERAMICO	10pF	C24
1	CAP CERAMICO	15pF	C33
2	CAP CERAMICO	56pF	C31, C32
1	CAP CERAMICO	180pF	C20
1	CAP CERAMICO	220pF	C19
1	CAP ELETROLITICO	100uF/25V	C10
2	CAP ELETROLITICO	220uF/25V	C7, C8
1	CAP ELETROLITICO	470uF/25V	C5
2	CAP ELETROLITICO	1000uF/25V	C1, C4
2	CAP MULTICAMADAS	1n2F	C17, C23
1	CAP MULTICAMADAS	2n7F	C18
18	CAP MULTICAMADAS	100nF	C2, C3, C6, C9, C21, C34, C35, C40, C41, C42, C43, C44, C45, C46, C47, C48, C49, C50
1	CIRC INTEGRADO	27C256	U7
2	CIRC INTEGRADO	CD 4040	U8, U9
2	CIRC INTEGRADO	CD40106b	U3, U4
1	CIRC INTEGRADO	LF411	U5
1	CIRC INTEGRADO	LM301	U2
1	CIRC INTEGRADO	LM311	U10
1	CIRC INTEGRADO	TL074	U1
2	CONECTOR KRE	16VAC	K2, K3
1	CONECTOR KRE	G1	K14
1	CONECTOR KRE	G2	K10
1	CONECTOR KRE	G3	K16
1	CONECTOR KRE	G4	K12
1	CONECTOR KRE	GND	K4
1	CONECTOR KRE	PONTO MEDIO	K1
1	CONECTOR KRE	S1	K15
1	CONECTOR KRE	S2	K11
1	CONECTOR KRE	S3	K17
1	CONECTOR KRE	S4	K13
1	CONECTOR KRE	Vo	K5
1	CRISTAL OSCILAD	CRISTAL 1,2MHz	Y1
7	DIODO DE SINAL	1N4148	D13, D14, D15, D16, D17, D18, D19
4	DIODO RETIFICAD	1N4001	D1, D2, D3, D4
1	DISSIPADOR	SK104	DIS1
1	REGULADOR TENSAO	7805	U12
1	REGULADOR TENSAO	7815	U11
1	REGULADOR TENSAO	7915	U6
2	RESISTOR	1K-1/3W	R21, R22
2	RESISTOR	2K2-1/3W	R14, R15
3	RESISTOR	3K3-1/3W	R26, R27, R28
4	RESISTOR	3K9-1/3W	R10, R11, R12, R13

1	RESISTOR	4K7-1/3W	R16
2	RESISTOR	10K-1/3W	R46, R48
1	RESISTOR	12K-1/3W	R18
2	RESISTOR	15K-1/3W	R17, R23
24	RESISTOR	27K-1/3W	R29, R30, R31, R32, R33, R34, R35, R36, R37A, R37B, R38A, R38B, R39A, R39B, R40A, R40B, R41A, R41B, R42A, R42B, R43A, R43B, R44, R45
2	RESISTOR	33K-1/3W	R19, R24
3	RESISTOR	100K-1/3W	R20, R25, R47

A 4.2 – PROJETOS DA PLACA DE CIRCUITO IMPRESSO

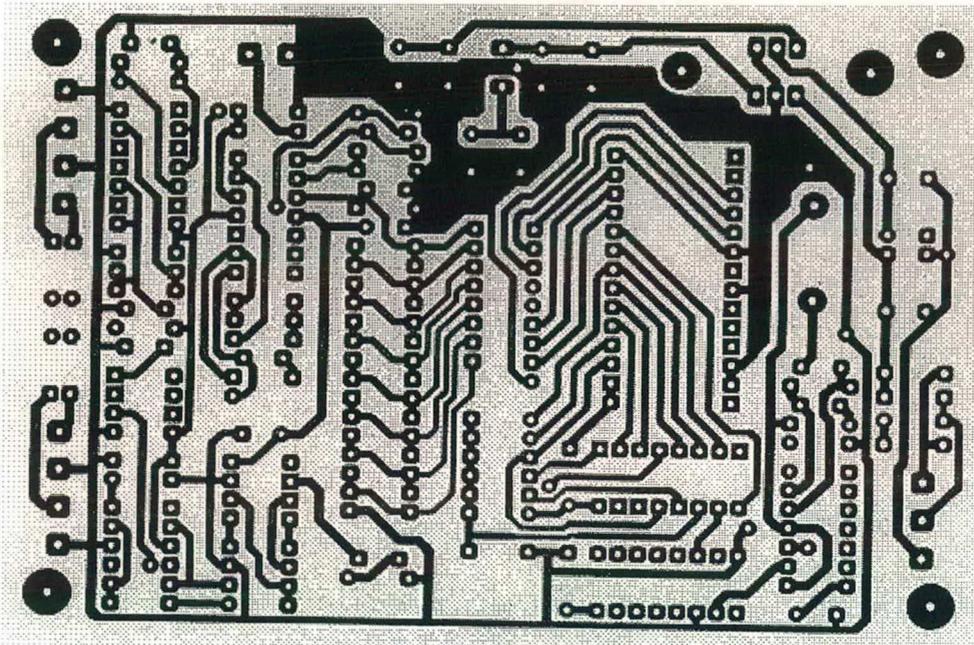


Figura A4.1 - "Lay out" da placa visto do lado da solda.

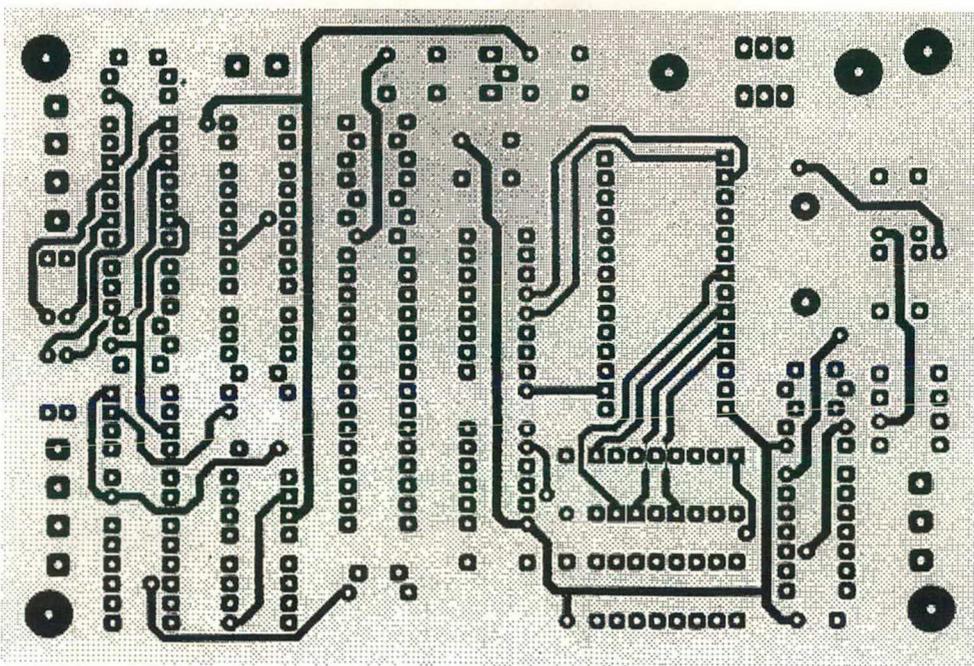


Figura A4.2 - "Lay out" da placa visto do lado dos componentes.

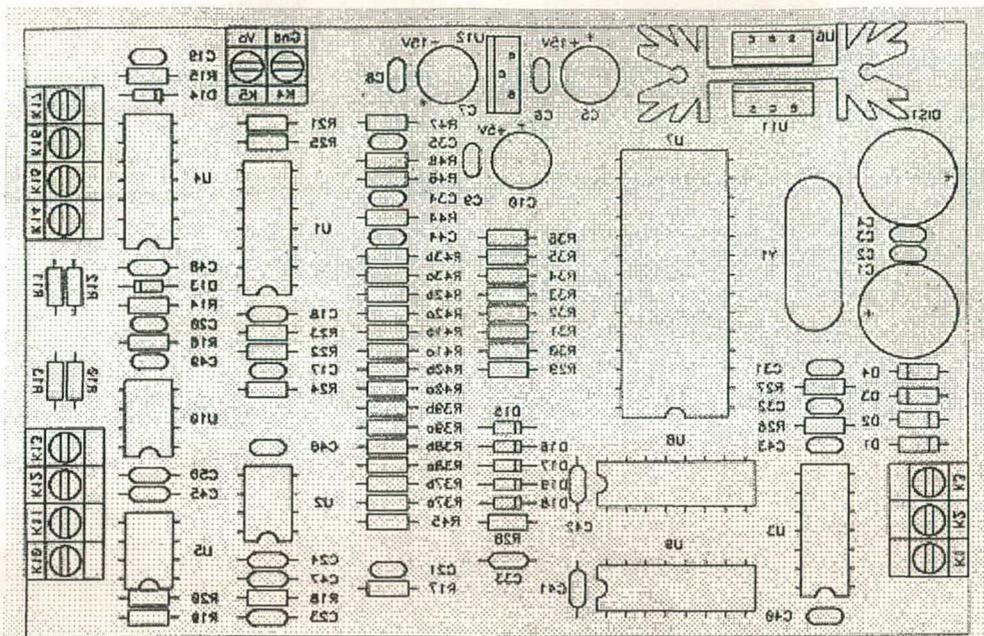


Figura A4.3 - "Lay out" da placa com a distribuição dos componentes.

ANEXO 5

ARQUIVOS DE SIMULAÇÃO EM FORMA DE TEXTO REFERENTES AO CAPÍTULO 6

A 5.1 – ARQUIVO E RESULTADOS DE SIMULAÇÃO DO INVERSOR CTN-PWM-GA DO TIPO *BUCK-BOOST* OPERANDO COM FREQUÊNCIA DE COMUTAÇÃO DE 20kHz

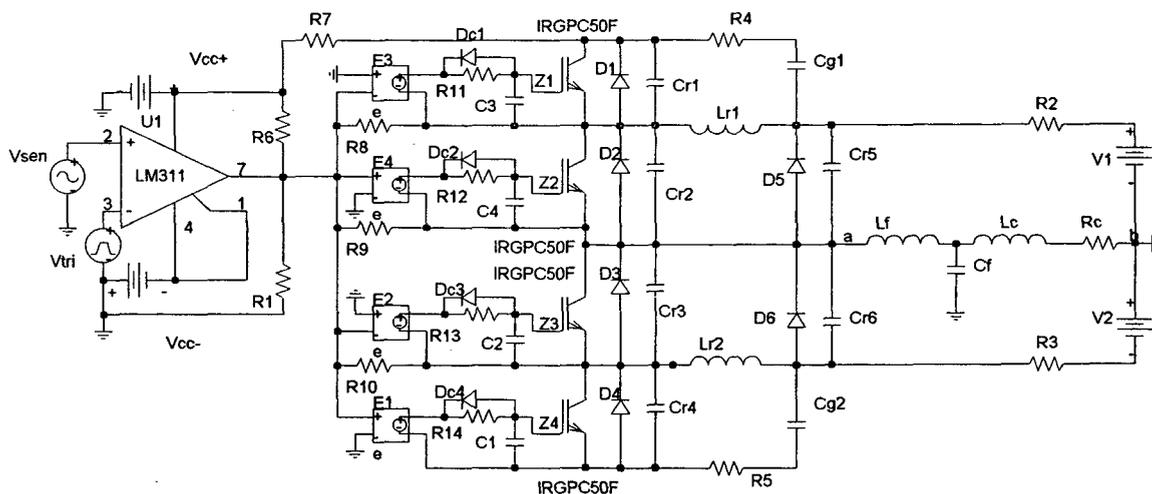


Figura A5.1 – Desenho esquemático do circuito simulado.

** Analysis setup **

```
.tran lus 52ms 32ms 50ns SKIPBP
.four 60Hz 50 i(L_Lc) v(C_Cf)
.OPTIONS ABSTOL=1uA
.OPTIONS ITL4=40
.OPTIONS RELTOL=0.01
```

* Schematics Netlist *

```
R_R4 02 01 0.01
R_R5 04 03 0.01
R_R7 05 02 100k
D_D6 06 a Dbreak
D_D5 a 07 Dbreak
D_D3 08 a Dbreak
D_D4 04 08 Dbreak
D_Dc4 09 10 Dbreak
```

```

D_Dc3 11 12 Dbreak
D_Dc2 13 14 Dbreak
V_Vcc- 0 15 20V
X_U1 17 18 05 15 16 15 LM311
D_D1 21 02 Dbreak
D_D2 a 21 Dbreak
V_Vcc+ 05 0 20V
E_E3 22 21 0 16 1
E_E1 10 04 16 0 1
E_E4 14 a 16 0 1
E_E2 12 08 0 16 1
V_Vsen 17 0 SIN 0 7.8V 60Hz 0 0 0
C_Cr6 a 06 0.5nF IC=0V
C_Cr5 07 a 0.5nF IC=0V
C_Cr1 02 21 0.5nF
C_Cr2 21 a 0.5nF
C_Cr3 a 08 0.5nF
C_Cr4 08 04 0.5nF
V_Vtri 18 0 PULSE 10V 10V 0 24.9995us 24.9995us 1ns +
+50us
C_Cg1 01 07 10uF
C_Cg2 06 03 10uF
L_Lr1 07 21 5.2uH
L_Lr2 08 06 5.2uH
R_R3 06 23 0.01
R_R2 07 24 0.01
R_Rc 25 0 5.4
L_Lf a 26 633uH IC=-9.2A
L_Lc 26 25 4.77mH IC=-9.2A
C_Cf 26 0 10uF IC=0
C_C2 11 08 0.47nF
C_C1 09 04 0.47nF
C_C3 27 21 0.47nF
C_C4 13 a 0.47nF
R_R11 22 27 47
D_Dc1 27 22 Dbreak
R_R12 14 13 47
R_R13 12 11 47
R_R14 10 09 47
R_R8 16 21 100k
R_R9 16 a 100k
R_R10 16 08 100k
R_R6 05 16 1k
R_R1 16 0 10k
Z_Z4 08 09 04 IRGPC50F
Z_Z3 a 11 08 IRGPC50F
Z_Z2 21 13 a IRGPC50F
Z_Z1 02 27 21 IRGPC50F
V_V2 0 23 220V
V_V1 24 0 220V

```

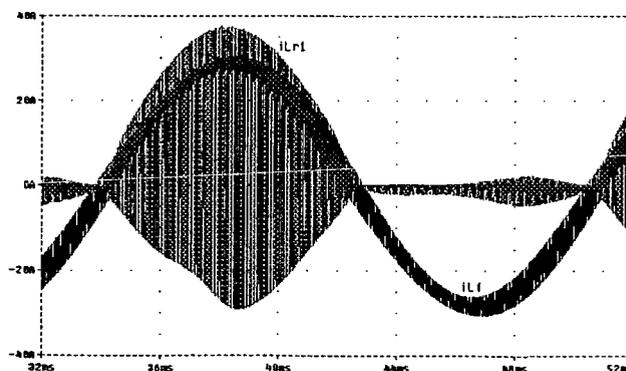


Figura A5. 2 - Correntes em Lr1 e Lf.

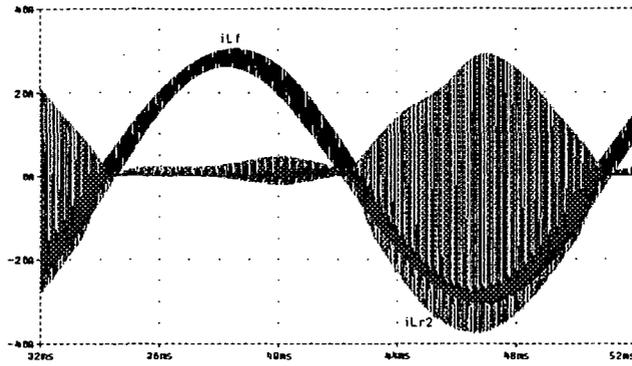


Figura A5. 3 - Correntes em Lr2 e Lf.

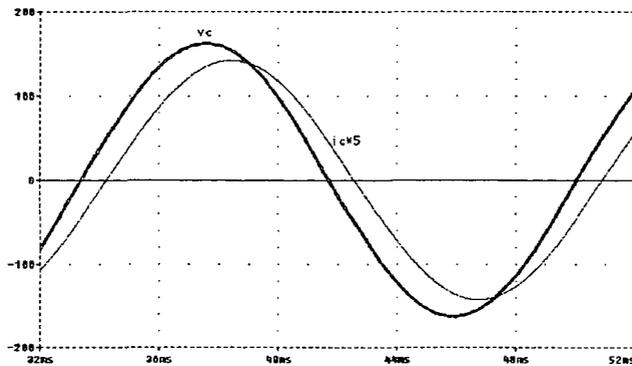


Figura A5. 4 - Tensão e corrente de carga (*5) com filtro.

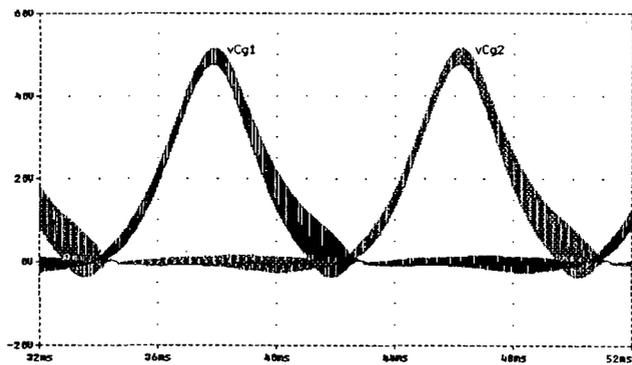


Figura A5. 5 - Tensões nos capacitores de grampeamento Cg1 e Cg2.

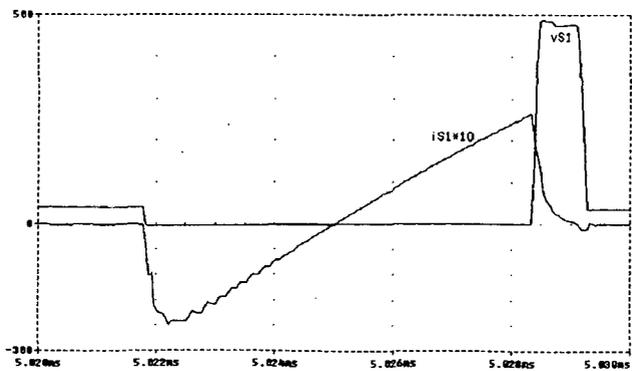


Figura A5. 6 - Tensão e corrente em S1.

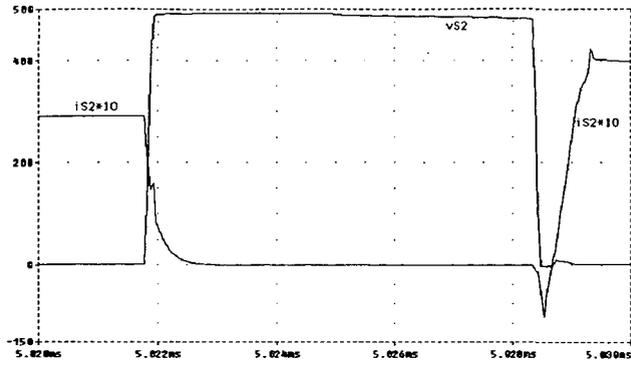


Figura A5. 7 - Tensão e corrente em S2.

REFERÊNCIAS BIBLIOGRÁFICAS

- [01] -AGELIDIS, Vassilios G.; ZIOGAS, Phoivos D.; JOOS, Geza. *Optimum use of DC side commutation in PWM inverters*. Anais do IEEE PESC 1991, p. 276-282.
- [02] -BARBI, Ivo; MARTINS, Denizar Cruz. A true PWM zero-voltage switching pole with very low additional rms current stress. Anais do IEEE PESC 1991, p. 261-267.
- [03] -BARBI, Ivo. *Projeto de fontes chaveadas*. Florianópolis: INEP/UFSC, Apostila de curso – publicação interna, maio de 1993.
- [04] -BARBI, Ivo; SOUZA, Alexandre Ferrari de. *Comutação suave*. Florianópolis: INEP/UFSC, Apostila de curso – publicação interna, julho de 1995.
- [05] -BENDIEN, Johan C.; VAN DER BROECK, Heinz; FREGIEN, Gert. *Recovery circuit for snubber energy in power electronic applications with high switching frequencies*. IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 3, nº 1, janeiro de 1988, p. 26-30.
- [06] -BINGEN, G. *Utilisation de transistors à fort courant et tension élevée*. Anais do EPE 1985, p. 1.15-1.20.
- [07] -BLAABJERG, Frede. *Snubbers In PWM-VSI-Inverter*. Anais do IEEE PESC 1991, pp. 104-111.
- [08] -BOYER, Serge, et al. *Chopper and PWM inverter using GTO'S in dual thyristor operation*. Anais do EPE 1987, p. 383-389.
- [09] -CARSTEN, Bruce. *Design Techniques for Transformers Active Reset Circuits at High Frequencies and Power Levels*. Anais do HFPC 1990, p. 235-246.
- [10] -CASANELLAS, C. *Losses in PWM inverters using IGBTs*. IEE Proc. Electr. Power Appl., vol. 141, nº 5, setembro de 1994, p. 235-239.
- [11] -CHAN, C. C.; et al. *Switching characteristics and efficiency improvement with auxiliary resonant snubber based soft-switching inverters*. Anais do IEEE PESC 1998, p. 429-435.
- [12] -CHERITI, A.; et al. *A rugged soft commutated PWM inverter for AC drives*. Anais do IEEE PESC 1990, p. 656-662.

- [13] -CHO, Jung G.; HU, Dong Y.; CHO, Gyu H. *Three phase sine wave voltage source inverter using the soft switched resonant poles*. Anais do IEEE IECON 1989, p. 48-53.
- [14] -De DONCKER, R. W.; LYONS, J. P. *The auxiliary resonant commutated pole converter*. Anais do IEEE IAS Annual Meeting, 1990, p. 1228-1235.
- [15] -DIVAN, D. M. *The resonant DC link converter – A new concept in static power converter*. Anais do IEEE IAS Annual Meeting, 1986, p. 648-656.
- [16] -DIVAN, D. M.; SKIBINSK, G. *Zero switching loss inverters for high power applications*. Anais do IEEE IAS Annual Meeting, 1987, p. 627-634.
- [17] -DONOSO GARCIA. Pedro Francisco; BARBI, Ivo. *A family of resonant DC-link voltage source inverter*. Anais do IEEE IECON 1990, p. 844-849.
- [18] -DUARTE, Cláudio Manoel da Cunha; BARBI Ivo. *A Family of ZVS-PWM Active-Clamping DC-To-DC Converters: Synthesis, Analysis, Design, and Experimentation*. Anais do IEEE INTELEC 1995, p. 502-509.
- [19] -DUARTE, Cláudio Manoel da Cunha; BARBI Ivo. *A New Family of ZVS-PWM Active-Clamping DC-To-DC Boost Converters: Analysis, Design, and Experimentation*. Anais do IEEE INTELEC 1996, p. 305-512.
- [20] -DUARTE, Cláudio Manoel da Cunha; BARBI Ivo. *A New Family of ZVS-PWM Active-Clamping DC-To-DC Boost Converters: Analysis, Design, and Experimentation*. IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 12, nº 5, julho de 1997, p. 824-831.
- [21] -DUARTE, Cláudio Manoel da Cunha; BARBI Ivo. *A Family of ZVS-PWM Active-Clamping DC-To-DC Converters: Synthesis, Analysis, Design, and Experimentation*. IEEE Transactions on Circuits and Systems, 1997.
- [22] -DUARTE, Cláudio Manoel da Cunha; BARBI Ivo. *An improved family of ZVS-PWM active-clamping DC-To-DC converters*. Anais do IEEE PESC 1998, p. 669-675.
- [23] -DUARTE, Cláudio Manoel da Cunha. *Conversores CC-CC ZVS-PWM com Grampeamento Ativo*. Florianópolis: INEP/UFSC, Tese de Doutorado, maio de 1997.
- [24] -FEWSON, Denis. *Introduction to Power Electronics*. Londres: Arnold, 1998.
- [25] -FOCH, Henri et al. *Commutation Mechanisms and Soft Commutation in Static Converters*. Anais do COBEP 1991, p. 338-346.

- [26] -HARADA, Koosuke; SAKAMOTO, Hiroshi. *Switched Snubber for High Frequency Switching*. Anais do IEEE PESC 1990, p. 181-188.
- [27] -HE, X.; et al. *A new passive circuit for snubber partial energy recovery in high power inverters using bridge leg modules*. Anais do IPEC – Yokohama, Japão, 1995, p. 1452-1457.
- [28] -HE, X.; et al. *Novel passive lossless soft-clamped snubber for voltage source inverters*. Anais do IEEE APEC 1996, p. 200-206.
- [29] -HE, X.; et al. *Novel passive lossless turn-on snubber for voltage source inverters*. IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 12, nº 1, janeiro de 1997, p. 173-179.
- [30] -HENG, Phua Chee; ORUGANTI, Ramesh. *Family of Two-Switch Soft-Switched asymmetrical PWM DC-DC Converters*. Anais do IEEE PESC 1994, p. 85-94.
- [31] -HOLTZ, Joachim; SALAMA, Samir Fahim; WERNER, Karl-Heinz. *A nondissipative snubber circuit for high power GTO inverters*. IEEE IAS Annual Meeting, 1987, p. 613-618.
- [32] -ICOTRON (Siemens). *Catálogo de capacitores*. 1995.
- [33] -JITARU, Ionel Dan. *Constant Frequency, Forward Converter with Resonant Transition*. Anais do HFPC 1991, p. 282-292.
- [34] -LANGER, H. G.; FREGIEN, G.; SKUDELNY, H.-Ch. *A low loss turn-on and turn-off snubber for GTO inverters*. IEEE IAS Annual Meeting, 1987, p. 607-612.
- [35] -MATSUURA, Isao; et al. *A comparison of active and passive soft switching methods for PWM converters*. Anais do IEEE PESC 1998, p. 094-100.
- [36] -McMURRAY, William. *Optimum snubbers for power semiconductors*. IEEE Transactions on Industry Applications, vol. IA-8, nº 5, setembro/outubro de 1972, p. 593-600.
- [37] -McMURRAY, William. *Selection of snubbers and clamps to optimize the design of transistor switching converters*. IEEE Transactions on Industry Applications, vol. IA-16, nº 4, julho/agosto de 1980, p. 513-523.
- [38] -McMURRAY, William. *Resonant snubbers with auxiliary switches*. Anais do IEEE IAS Annual Meeting, 1989, p. 829-834.

- [39] -MOHAN, Ned; UNDELAND, T. M.; ROBBINS, W. P. *Power electronics: converters, applications and design*. 3^a ed., John Wiley & Sons, 1996.
- [40] -MOTOROLA. *Rectifiers databook*, 1996.
- [41] -MOUTON, H. du T.; ENSLIN, J. H. R. *A resonant turn-off snubber for high power IGBT converters*. Anais do IEEE ISIE 1998, p. 519-523.
- [42] -PÉRES, Adriano; BARBI, Ivo. *A new ZVS PWM voltage source inverter with active voltage clamping*. Anais do IEEE INTELEC 1999, p. 26.2.1-26.2.6.
- [43] -PÉRES, Adriano; BARBI, Ivo. *A new soft commutation PWM voltage source inverter*. Anais do 5^o Congresso Brasileiro de Eletrônica de Potência - COBEP 1999, p. 602-607.
- [44] -PÉRES, Adriano; BARBI, Ivo. *Experimental results of the new ZVS PWM voltage source inverter with active voltage clamping and comparison with classical structures*. A ser publicado nos anais do IEEE INTELEC 2000, Phoenix – Arizona, EUA, em setembro de 2000.
- [45] -PÉRES, Adriano; BARBI, Ivo. *Estudo do Snubber de Undeland*. Florianópolis: INEP/UFSC, relatório de atividades, publicação interna, abril de 1998.
- [46] -PERIN, Arnaldo José. *Modulação PWM*. Florianópolis: INEP/UFSC, Apostila de Curso, outubro de 1995.
- [47] -ROCKOT, Joseph H. *Lossess in high-power bipolar transistors*. IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 2, n^o 1, janeiro de 1987, p. 72-80.
- [48] -SCHMIDT, J.; SIEVERS, R. *Self-commutated inverters with gate turn-off thyristors (GTOs)*. Anais do IEEE IAS Annual Meeting 1987, p. 584-592.
- [49] -SEMIKRON, *Catálogo de semicondutores de potência – CD ROM*. Semikron, 3 ed., Alemanha, 1999.
- [50] -SMITH Jr., K. Mark; SMEDLEY, K. M. *Lossless, passive soft switching methods for inverters and amplifiers*. Anais do IEEE PESC 1997, p. 1431-1439.
- [51] -SONG, Byeong-Mun; LEE, Seong-Ryong; LAI, Jih-Sheng (Jason). *An improved three-phase auxiliary resonant snubber inverter for AC motor drive applications*. Anais do IEEE PESC 1998, p. 423-428.

- [52] SOUZA, Alexandre Ferrari de; BARBI, Ivo. *Quasi-resonant inverters: topologies, principle of operation and experimentation*. Anais do COBEP 1991, p. 114, 119.
- [53] -STEYN, Charl G. *Analysis and optimization of regenerative linear snubbers*. IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 4, nº 3, julho de 1989, p. 362-370.
- [54] -SWANEPOEL, P. H.; VAN WYK, J. D. *The Effect of the Regenerative Undeland Snubber Circuit on Inverter Loads*. Anais de código 0-7803-0634-1/92S03.00©IEEE, 1992.
- [55] -SWANEPOEL, P. H.; VAN WYK, J. D. *Analisis and optimization of regenerative linear snubbers applied to switches with voltage and current tails*. IEEE Transactions on Power Electronics, vol. 9, nº 4, julho de 1994, p. 433-442.
- [56] -TARDIF, Dale; BARTON, T. H. *A summary of resonant snubber circuits for transistors and GTOS*. Anais do IEEE IAS Annual Meeting, 1989, p. 1176-1180.
- [57] -TAUFIQ, J. A.; SHAKWEH, Y. *New snubber energy recovery scheme for high power traction drive*. Anais do IPEC Yokohama, Japão, 1995, p. 825-830.
- [58] -THORNTON. *Catálogo de núcleos de ferrite*. 1994.
- [59] -TORRICO BASCOPE, RENE P.; PERIN, ARNALDO JOSÉ. *O transistor IGBT aplicado em eletrônica de potência*. Porto Alegre: Sagra Luzzatto, 1997.
- [60] -UNDELAND, T. M., et al. *A Snubber Configuration for Both Power Transistor and GTO PWM Inverters*. Anais do IEEE PESC 1984, p. 42-53, 1984.
- [61] -WATSON, R., LEE, Fred C., HUA, G. C. *Utilization of an Active-Clamp Circuit to Achieve Soft Switching in Flyback Converters*. Anais do IEEE PESC 1994, p. 909-916.
- [62] -YU, HUIJIE.; SONG, BYEONG-MUN; LAI, JASON. *Design of a novel ZVT soft-switching chopper*. Anais do VPEC 1998, p. 273-277.
- [63] -YUAN, Xiaoming. *Soft switching techniques for multilevel inverters*. Florianópolis: INEP/UFSC, Tese de Doutorado, maio de 1998.