FACULDADE DE ENGENHARIA DA UNIVERSIDADE DO PORTO

# Balanço de Rede para Redes Elétricas DC Multi-Terminal

**Nuno Ricardo Pereira Lage**

VERSÃO DE TRABALHO




Mestrado em Engenharia Eletrotécnica e de Computadores

Orientador: Dr. Justino Miguel Ferreira Rodrigues

Coorientador: Dr. Carlos Coelho Leal Monteiro Moreira

31 de julho de 2026

© Nuno Lage, 2026

# Resumo

A crescente penetração de fontes de energia renovável nos sistemas elétricos de energia tem impulsionado o desenvolvimento de redes de corrente contínua de alta tensão multiterminais (MTDC), reconhecidas pela sua capacidade de interligar recursos geograficamente dispersos e de controlar ativamente os fluxos de potência. A operação coordenada destas redes enfrenta, contudo, um desafio estrutural: ao contrário da frequência nos sistemas AC, a tensão DC apresenta uma distribuição espacial dependente da topologia, das impedâncias e dos fluxos de potência, limitando a sua utilização direta como variável global de sinalização do balanço energético. Esta limitação condiciona o desenvolvimento de estratégias de controlo primário descentralizadas e independentes de comunicação entre terminais.

A presente dissertação aborda este problema através de uma formulação do ponto de vista energético do balanço de potência em redes MTDC. Partindo da relação entre a energia armazenada nos condensadores DC e o quadrado da tensão DC, propõe-se complementar as estratégias de controlo droop convencionais com uma contribuição associada à derivada temporal do quadrado tensão DC, diretamente relacionada com o desequilíbrio instantâneo de potência. Esta informação é integrada numa estratégia de droop adaptativo bidirecional, cujo ganho é continuamente modulado em função da margem direcional de potência disponível em cada terminal conversor. A abordagem procura, assim, combinar informação sobre o estado energético da rede, a intensidade e o sentido do desequilíbrio e a capacidade efetiva de resposta de cada conversor. A fundamentação energética desta formulação decorre da relação entre o quadrado da tensão DC ($V_{DC}^2$) e a energia capacitiva armazenada.

A metodologia é avaliada através de simulação computacional em *MATLAB/Simulink*, considerando uma rede *Multi-Terminal* DC (MTDC) em anel fechado. A análise avalia a eficácia da metodologia de controlo proposta sobre o desequilíbrio de potência entre terminais na rede MTDC, que utiliza informação exclusivamente local na construção de uma estratégia descentralizada de resposta ao balanço de potência e no controlo primário descentralizado de redes MTDC.

Os resultados confirmam a eficácia do droop dinâmico bidirecional linear: em nove dos onze cenários avaliados, reduz simultaneamente a utilização de margem de potência e o desvio de tensão face ao droop base, com reduções de 92–100% nos barramentos *power-following* com margem positiva. Identifica-se, contudo, uma assimetria estrutural na proteção do *slack* $B_3$: nos cenários em que este opera com margem mínima (10–20 MW), a sua modulação de ganho, concebida para responder à margem colectiva dos restantes terminais e não à sua própria, limita a eficácia da proteção. A extensão energética-derivativa da estratégia melhora a utilização de margem de potência face ao droop linear, nomeadamente através da inversão do sentido do desvio nos barramentos mais expostos, como ilustrado no Caso 2 em $B_1$ ($u_P = -420\%$) e no Caso 4, onde corrige a única deterioração registada pelo droop linear, constituindo um espaço de investigação futura promissor.

**Palavras-chave:** HVDC multiterminal; balanço de potência; droop adaptativo; controlo primário descentralizado; VSC.

# Abstract

The increasing penetration of renewable energy sources into electrical power systems has driven the development of multi-terminal high-voltage direct current (MTDC) networks, recognised for their capacity to interconnect geographically dispersed resources and to actively control power flows. The coordinated operation of these networks faces, however, a structural challenge: unlike frequency in AC systems, DC voltage exhibits a spatial distribution that depends on topology, impedances, and power flows, limiting its direct use as a global signalling variable for the energy balance. This limitation constrains the development of decentralised primary control strategies that are independent of inter-terminal communication.

The present dissertation addresses this problem through an energy-based formulation of the power balance in MTDC networks. Drawing on the relationship between the energy stored in DC capacitors and the square of the DC voltage, this work proposes to complement conventional droop control strategies with a contribution associated with the temporal derivative of the square DC voltage, directly related to the instantaneous power imbalance. This information is integrated into a bidirectional adaptive droop strategy, whose gain is continuously modulated according to the directional power margin available at each converter terminal. The approach thus seeks to combine information on the energy state of the network, the magnitude and direction of the imbalance, and the effective response capacity of each converter. The energy-based foundation of this formulation stems from the relationship between the square of the DC voltage ($V_{DC}^2$) and the stored capacitive energy.

The methodology is evaluated through computational simulation in *MATLAB/Simulink*, considering a closed-ring *Multi-Terminal* DC (MTDC) network. The analysis assesses the effectiveness of the proposed control methodology on the power imbalance between terminals in the MTDC network, which uses exclusively local information in the construction of a decentralized power balance response strategy and in the decentralised primary control of MTDC networks.

The results confirm the effectiveness of the linear bidirectional dynamic droop: in nine of the eleven evaluated scenarios, it simultaneously reduces both the power margin utilisation and the voltage deviation relative to the base droop, with reductions of 92–100% in *power-following* terminals with positive margin. A structural asymmetry is identified, however, in the protection of the *slack* bus $B_3$: in scenarios where it operates with minimum margin (10–20 MW), its gain modulation, designed to respond to the collective margin of the remaining terminals rather than its own, limits the effectiveness of the protection. The energy-derivative extension of the strategy improves power margin utilisation relative to the linear droop, namely through the inversion of the deviation direction in the most exposed buses, as illustrated in Case 2 at $B_1$ ($u_P = -420\%$) and in Case 4, where it corrects the only deterioration recorded by the linear droop, constituting a promising avenue for future research.

**Keywords:** multi-terminal HVDC; power balance; adaptive *droop*; decentralised primary control; VSC.

# Objetivos de Desenvolvimento Sustentável das Nações Unidas

Os Objetivos de Desenvolvimento Sustentável (ODS), definidos pelas Nações Unidas, constituem um enquadramento global para a promoção de um desenvolvimento sustentável, abordando desafios económicos, sociais e ambientais à escala mundial. No contexto da transição energética, a integração em larga escala de fontes renováveis exige infraestruturas elétricas capazes de transportar e gerir fluxos de potência variáveis, mantendo condições adequadas de segurança, estabilidade e qualidade de serviço.

A presente dissertação contribui diretamente para este enquadramento, incidindo sobre a análise do balanço de potência em redes elétricas em corrente contínua multiterminais (MTDC), uma tecnologia-chave para a integração em larga escala de fontes de energia renovável e para a evolução de infraestruturas HVDC avançadas.

Em particular, o trabalho desenvolvido encontra-se alinhado com os seguintes Objetivos de Desenvolvimento Sustentável:

**ODS 7** Garantir o acesso a energia acessível, fiável, sustentável e moderna para todos.

**ODS 9** Construir infraestruturas resilientes, promover a industrialização sustentável e incentivar a inovação.

| **ODS** | **Meta** | **Contributo da Dissertação** | **Indicadores e Métricas de Desempenho** |
|---|---|---|---|
| 7 | 7.2 | Desenvolvimento de uma estratégia de controlo para o balanço de potência em redes MTDC, com potencial aumento da capacidade de integração de geração renovável com interligações HVDC. | Atenuação da variação da tensão DC face a perturbações; otimização da utilização das margens de potência disponíveis dos terminais HVDC. |
| 9 | 9.1 | Desenvolvimento e modelação de infraestruturas HVDC/MTDC resilientes e escaláveis, adequadas a redes elétricas de grande dimensão e elevada interligação. | Número de terminais VSC em operação simultânea; capacidade de transmissão da rede (GW); níveis de tensão DC suportados (kV) |

# Agradecimentos

Gostaria de expressar o meu agradecimento ao meu orientador, Professor Justino Rodrigues, pela disponibilidade, acompanhamento e orientação científica ao longo do desenvolvimento desta dissertação, bem como pelas sugestões técnicas que contribuíram de forma decisiva para a qualidade do trabalho realizado.

Um agradecimento especial ao INESC TEC, pela oportunidade de desenvolver esta dissertação num ambiente de investigação estimulante, bem como pelo acesso a recursos técnicos e científicos fundamentais para a concretização do trabalho.

Por fim, expresso um agradecimento muito especial à minha família e aos meus amigos, pelo apoio constante, pela motivação contínua e pela compreensão demonstrada ao longo de todo o meu percurso académico. A presença, o incentivo e a confiança transmitidos foram fundamentais nos momentos mais exigentes deste trabalho, contribuindo de forma decisiva para a superação das dificuldades encontradas e para a concretização desta dissertação. O seu apoio, tanto a nível pessoal como emocional, revelou-se essencial para a conclusão deste percurso académico e para o desenvolvimento deste trabalho.

Nuno Lage

*"This is football heritage"*

José Mourinho

# Índice


**1 Introdução** **1**
- 1.1 Contexto . . . 1
- 1.2 Motivação . . . 2
- 1.3 Objetivos . . . 4
- 1.4 Metodologia de Investigação . . . 5
- 1.5 Principais Contributos . . . 5
- 1.6 Estrutura da Dissertação . . . 6

**2 Estado da Arte** **7**
- 2.1 Transmissão Elétrica em Corrente Contínua (HVDC) . . . 7
  - 2.1.1 Princípios de Operação . . . 7
  - 2.1.2 Tecnologias de Conversão . . . 8
  - 2.1.3 Vantagens, limitações e aplicações . . . 10
- 2.2 Redes HVDC Multiterminais (MTDC) . . . 10
  - 2.2.1 Evolução para MTDC . . . 10
  - 2.2.2 Topologias de rede e propriedades estruturais . . . 11
  - 2.2.3 Desafios tecnológicos e operacionais . . . 12
  - 2.2.4 Implementações e projetos de grande escala . . . 12
- 2.3 Balanço de Potência, Energia Armazenada e Observabilidade . . . 13
  - 2.3.1 Frequência e Balanço Energético em Sistemas AC . . . 13
  - 2.3.2 Tensão DC e Armazenamento Capacitivo . . . 14
  - 2.3.3 Normalização Energética do Desequilíbrio de Potência . . . 15
  - 2.3.4 Limitações da Observabilidade a partir de Grandezas Locais . . . 16
  - 2.3.5 Requisitos para uma Variável Global de Balanço . . . 17
- 2.4 Estratégias de Controlo em Redes MTDC . . . 18
  - 2.4.1 Arquitetura Hierárquica de Controlo . . . 18
  - 2.4.2 Modos de Operação dos Conversores VSC . . . 19
  - 2.4.3 Métodos Clássicos de Controlo da Tensão DC . . . 21
  - 2.4.4 Estratégias Centralizadas, Distribuídas e Baseadas em Comunicação . . . 24
  - 2.4.5 Estratégias de Droop Avançado e Adaptativo . . . 25
  - 2.4.6 Controlo Baseado em Energia e Resposta ao Desequilíbrio . . . 26
  - 2.4.7 Condicionantes Dinâmicas do Droop Adaptativo e Energético . . . 27
- 2.5 Redes MTDC no Contexto de uma Supergrid Europeia . . . 28
- 2.6 Lacunas Identificadas e Motivação da Investigação . . . 29
  - 2.6.1 Lacuna L1: Análise insuficiente da Representatividade do Desequilíbrio Global de Potência a partir de Grandezas Energéticas Locais . . . 29
  - 2.6.2 Lacuna L2: Adaptação contínua da resposta às Margens Bidirecionais de Potência . . . 29

2.6.3 Enquadramento da Abordagem Proposta . . . 30
2.6.4 Síntese das Lacunas e Correspondência com a Dissertação . . . 30

**3 Modelação e Controlo do Sistema MTDC 31**
3.1 Introdução . . . 31
3.2 Metodologia de Modelação . . . 33
3.2.1 Abordagem Geral . . . 33
3.2.2 Estratégia de Simulação . . . 33
3.2.3 Posicionamento Face à Literatura . . . 34
3.3 Arquitetura do Sistema . . . 35
3.3.1 Topologia global . . . 35
3.3.2 Estrutura interna de cada terminal . . . 36
3.3.3 Caracterização funcional dos barramentos . . . 36
3.4 Modelação dos Subsistemas de Potência . . . 36
3.4.1 Conversor VSC . . . 36
3.4.2 Conversor DAB . . . 39
3.4.3 Linhas DC de transmissão . . . 41
3.4.4 Máquina síncrona e governador hidráulico . . . 42
3.4.5 Considerações simplificativas . . . 42
3.5 Estruturas de Controlo . . . 43
3.5.1 Arquitetura de controlo GFL do conversor VSC . . . 43
3.5.2 Arquitetura de controlo do conversor GFL . . . 44
3.5.3 Conversor DAB como interface entre o conversor VSC e a rede DC . . . 47
3.6 Leis de Droop Base . . . 48
3.6.1 Droop P-f . . . 49
3.6.2 Droop $V_{DC}$-P e P-$V_{DC}$ . . . 49
3.7 Estratégia de droop dinâmico . . . 51
3.7.1 Estratégia de droop dinâmico bidirecional . . . 51
3.7.2 Droop Dinâmico com Base na Energia Armazenada . . . 53
3.8 Parametrização do Modelo . . . 56
3.8.1 Grandezas nominais do sistema . . . 56
3.8.2 Linhas DC de transmissão . . . 57
3.8.3 Filtro AC e condensador DC . . . 57
3.8.4 Máquina Síncrona e Regulador Hidráulico . . . 59
3.8.5 Malhas de controlo . . . 60
3.9 Indicadores de Desempenho . . . 61
3.10 Limitações do Modelo . . . 63

**4 Resultados e Análise 65**
4.1 Introdução . . . 65
4.2 Cenários de Simulação . . . 65
4.2.1 Visão geral e organização dos cenários . . . 65
4.2.2 Pontos de Operação . . . 66
4.2.3 Perturbações Aplicadas . . . 67
4.2.4 Procedimento de Simulação por Estratégia . . . 68
4.2.5 Grandezas Monitorizadas e sua Finalidade . . . 69
4.3 Validação do Regime Estacionário . . . 69
4.4 Análise Detalhada: Caso 1 . . . 71
4.4.1 Resposta de Potência Ativa . . . 72

4.4.2 Resposta de Tensão DC . . . 74
4.4.3 Discussão: o efeito da componente derivativa . . . 77
4.4.4 Resposta do Balanço Energético . . . 77
4.5 Resultados dos Restantes Pontos de Operação . . . 79
4.6 Análise Comparativa e Discussão . . . 82
4.6.1 Fatores Determinantes da Modulação do Ganho Dinâmico . . . 83
4.6.2 A Assimetria Estrutural da Proteção do *Slack* . . . 83
4.6.3 O Compromisso Potência-Tensão . . . 84
4.6.4 Síntese da Análise Comparativa . . . 84
4.7 Limitações da Análise . . . 85
4.8 Síntese do Capítulo . . . 85

**5 Conclusões** **87**
5.1 Síntese do Trabalho Realizado . . . 87
5.1.1 Lacuna L1: Análise insuficiente da Representatividade do Desequilíbrio Global de Potência a partir de Grandezas Energéticas Locais . . . 88
5.1.2 Lacuna L2: Adaptação contínua da resposta às Margens Bidirecionais de Potência . . . 88
5.2 Discussão . . . 89
5.3 Contribuições Científicas . . . 90
5.4 Limitações do Estudo . . . 90
5.5 Trabalho Futuro . . . 90

**Referências** **92**

**A Comparação entre tecnologias de transmissão HVDC** **95**

**B Casos de Simulação** **97**

# Lista de Figuras


2.1 Esquema funcional de um sistema HVDC ponto-a-ponto, ilustrando as estações conversoras, o elo DC e os dispositivos de proteção. Adaptado de [3]. . . . . 8
2.2 Estrutura esquemática de um conversor MMC, com submódulos nos braços superior e inferior. Adaptado de [9]. . . . . 9
2.3 Topologia do conversor *Dual Active Bridge* (DAB). Adaptado de [11]. . . . . 10
2.4 Topologias típicas de redes MTDC: (a) radial; (b) anelar; (c) em malha. Adaptado de [6]. . . . . 11
2.5 Ilustração da não-uniformidade espacial da tensão DC numa rede MTDC: diferentes nós apresentam tensões distintas em função da topologia e da distribuição das injeções de potência. Adaptado de [4]. . . . . 16
2.6 Arquitetura hierárquica de controlo em redes MTDC: controlo primário (ms), secundário (s) e terciário (min–h) [1]. . . . . 19
2.7 Arquitetura do conversor GFL. Adaptado de [10]. . . . . 20
2.8 Arquitetura do conversor GFM. Adaptado de [10]. . . . . 21
2.9 Princípio do *Voltage Margin Control*: comutação automática entre terminais reguladores quando os limites de potência são atingidos. Adaptado de [9]. . . . . 22
2.10 Característica do droop $V_{DC}$-$P$: o ponto de operação desloca-se ao longo da reta de droop em resposta a desvios de potência. Adaptado de [17]. . . . . 23
2.11 Característica do droop $P$-$f$: o desvio de frequência $\Delta f$ é proporcional ao desvio de potência $\Delta P_m$. Adaptado de [17]. . . . . 24
2.12 Conceito de *Supergrid* europeia com integração de recursos renováveis e interligações HVDC. Adaptado de [30]. . . . . 28

3.1 Diagrama do sistema MTDC: topologia em anel fechado com quatro barramentos VSC ($B_1$ a $B_4$) e quatro linhas DC idênticas. . . . . 32
3.2 Modelo DAM do conversor VSC no *Simulink*: fontes de corrente controláveis do lado AC (modo GFL) e fonte de corrente $I_{DC}$ do lado DC por conservação de potência [10]. . . . . 37
3.3 Bloco *Cálculo de IDC*: corrente DC calculada por balanço de potência instantânea AC/DC [10]. . . . . 38
3.4 Filtro AC de cada terminal no *Simulink*: resistência trifásica no topo (paralelo), reatância de acoplamento $L_{ac}$ em série, bloco RC *shunt* à esquerda e resistência *shunt* à direita. . . . . 39
3.5 Diagrama de blocos do conversor DAB segundo a abordagem DAM: fontes controláveis de tensão e corrente em cada lado, ligadas pelo bloco intermédio que representa o HFT com rácio de transformação $N$. Estrutura idêntica em todos os barramentos ($B_1$ a $B_4$). Adaptado de [10]. . . . . 40

3.6 Modelo da linha DC de transmissão no *Matlab/Simulink*: dois ramos série $R_l$-$L_l$ independentes (polo positivo e polo negativo), agrupados numa área de identificação visual. . . . 41
3.7 Bloco *Cálculo de Iabc* para $B_1$, $B_2$ e $B_4$: componente $i_d^*$ com malha externa (potência) e malha interna (corrente) em cascata; componente $i_q^*$ com malha única e saturação; transformação $dq0 \rightarrow abc$ final. . . . 44
3.8 Bloco *Cálculo de IABC* para o barramento *slack* $B_3$: componente $i_d^*$ gerada por um único PI de regulação de $V_{DC}$ (Equação 3.10), sem malha de corrente interna, em substituição da componente de potência em cascata dos restantes barramentos. A componente $i_q^*$ (Controlo de Q) é idêntica ao dos restantes três barramentos. . . 46
3.9 Característica linear dos controladores de droop: saída $Y$ em função da variável de entrada $X$, com declive $m_d$ e limites de saturação $Y_{min}$, $Y_{max}$. Adaptado de [10]. . . 48

4.1 Perfil temporal do sinal de referência $\omega_m$ aplicado à máquina síncrona em $B_2$ para a Perturbação 1. . . . 67
4.2 Perfil temporal do sinal de referência $\omega_m$ aplicado à máquina síncrona em $B_2$ para a Perturbação 2. . . . 68
4.3 Caso 1 - Evolução da tensão DC nos quatro barramentos em regime estacionário, na ausência de perturbação. . . . 70
4.4 Caso 1 - Evolução da potência ativa nos quatro barramentos em regime estacionário, na ausência de perturbação. . . . 70
4.5 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 1, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . 72
4.6 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 1, com droop dinâmico bidirecional linear, em resposta à Perturbação 1. . . . 72
4.7 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 1, sobrepondo o droop dinâmico bidirecional linear ($K_d$, azul) e a formulação energética-derivativa ($K_d$ com derivada, vermelho), em resposta à Perturbação 1. . . . 73
4.8 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 1, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . 75
4.9 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 1, com droop dinâmico bidirecional linear, em resposta à Perturbação 1. . . . 75
4.10 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 1, sobrepondo o droop dinâmico bidirecional linear ($K_d$, azul) e a formulação energética-derivativa ($K_d$ com derivada, vermelho), em resposta à Perturbação 1. . . . 76
4.11 Balanço energético instantâneo $P_{\text{balanço},i}$ nos quatro barramentos no Caso 1, com droop dinâmico bidirecional linear e formulação energética-derivativa, em resposta à Perturbação 1. . . . 78

B.1 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 2, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . 97
B.2 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 2, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . 98
B.3 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 2, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . 98
B.4 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 2, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . 99
B.5 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 3, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . 99

B.6 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 3, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 100
B.7 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 3, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 100
B.8 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 3, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 101
B.9 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 4, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 101
B.10 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 4, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 102
B.11 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 4, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 102
B.12 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 4, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 103
B.13 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 5, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 103
B.14 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 5, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 104
B.15 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 5, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 104
B.16 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 5, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 105
B.17 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 6, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 105
B.18 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 6, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 106
B.19 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 6, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 106
B.20 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 6, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 107
B.21 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 7, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 107
B.22 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 7, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 108
B.23 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 7, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 108
B.24 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 7, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 109
B.25 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 8, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 109
B.26 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 8, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 110
B.27 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 8, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 110
B.28 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 8, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 111
B.29 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 9, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 111

B.30 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 9, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 112
B.31 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 9, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 112
B.32 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 9, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 113
B.33 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 10, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 113
B.34 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 10, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 114
B.35 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 10, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 114
B.36 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 10, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 115
B.37 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 11, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 115
B.38 Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 11, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 116
B.39 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 11, com droop base, em resposta à Perturbação 1. . . . . 116
B.40 Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 11, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1. . . . . 117

# Lista de Tabelas


2.1 Exemplos de projetos MTDC de grande escala no mundo com mais de dois terminais [13]. . . . 12
2.2 Analogia entre grandezas em sistemas AC e DC, adaptada de [1], [17]. . . . 15
2.3 Comparação entre conversores *grid-following* (GFL) e *grid-forming* (GFM) [19]. 20
2.4 Análise comparativa dos métodos clássicos de controlo da tensão DC [4], [5], [9]. 24
2.5 Lacunas identificadas, questão principal e elemento de avaliação correspondente. 30

3.1 Caracterização funcional dos quatro barramentos. . . . 36
3.2 Comparação das estruturas de controlo por barramento. . . . 47
3.3 Correspondência entre o erro de tensão, a interpretação física, a ação de controlo desejada e a margem relevante. . . . 51
3.4 Grandezas nominais do sistema MTDC. . . . 56
3.5 Parâmetros das linhas DC (idênticos para os quatro segmentos do anel). . . . 57
3.6 Parâmetros do filtro AC e do condensador DC de cada terminal. . . . 59
3.7 Parâmetros da máquina síncrona e do governador hidráulico em $B_2$. . . . 59
3.8 Reguladores das malhas de controlo do modelo. . . . 60
3.9 Coeficientes dos controladores de droop primário. . . . 61

4.1 *Setpoints* de potência ativa e de tensão DC por barramento, para os onze pontos de operação simulados. . . . 66
4.2 Grandezas monitorizadas por domínio e finalidade. . . . 69
4.3 Caso 1 - Tensão DC e potência ativa em cada barramento em regime estacionário, na ausência de perturbação. . . . 71
4.4 Caso 1 — Margens de potência disponível por barramento. . . . 71
4.5 Potência ativa, margem direcional e utilização de margem por barramento, Caso 1, droop base, droop dinâmico linear e droop dinâmico energético-derivativo. . . . 73
4.6 Globalidade da resposta de potência, Caso 1. . . . 74
4.7 Tensão DC pré-perturbação e variação absoluta por barramento, em kV, Caso 1, droop base, droop dinâmico linear e droop dinâmico energético-derivativo. . . . 76
4.8 Globalidade da resposta de tensão, Caso 1. . . . 77
4.9 Balanço energético de pico por barramento e globalidade correspondente, Caso 1, droop dinâmico linear e droop dinâmico energético-derivativo . . . 78
4.10 Utilização de margem $u_P$ por barramento, Casos 2 a 11, para as três estratégias de droop. Barramento crítico de cada caso indicado com *. . . . 80
4.11 Globalidade da resposta de potência ($\bar{u}_P$, $\sigma_{u_P}$, amplitude), Casos 1 a 11, sob as três estratégias de droop, e média dos onze casos. . . . 81
4.12 Resposta global da tensão DC em kV ($\overline{|\Delta V|}$, $\sigma_{\Delta V}$, amplitude), Casos 1 a 11, sob as três estratégias de droop, e média dos onze casos. . . . 82

4.13 Pico de $P_{\text{balanço}}$ (Equação 3.51) por barramento para um subconjunto de quatro casos. 82
4.14 Utilização de margem $u_P$ no barramento crítico $B_3$ (*slack*), para os casos em que este constitui o barramento de margem mínima. . . . . 83
4.15 Resumo transversal dos onze casos: barramento crítico e variação da globalidade média em potência e em tensão, sob o droop dinâmico linear e sob a formulação energética-derivativa, face ao droop base. . . . . 84

A.1 Comparação entre as tecnologias de transmissão HVDC [3] (Parte 1). . . . . 95
A.2 Tabela A.1 (continuação) — Comparação entre as tecnologias de transmissão HVDC. . . . . 96

# Lista de Abreviaturas

| | |
|---|---|
| AC | Alternating Current |
| AC/DC | Alternating Current to Direct Current conversion |
| AVR | Automatic Voltage Regulator |
| DAB | Dual-Active-Bridge |
| DAM | Dynamic Average Model |
| DC | Direct Current |
| DC/AC | Direct Current to Alternating Current conversion |
| DC/DC | Direct Current to Direct Current conversion |
| DCCB | Direct Current Circuit Breaker |
| FD-$\pi$ | Frequency-Dependent $\pi$ model |
| FEUP | Faculdade de Engenharia da Universidade do Porto |
| GFL | Grid-Following |
| GFM | Grid-Forming |
| HFT | High-Frequency Transformer |
| HIL | Hardware-In-the-Loop |
| HTG | Hydraulic Turbine Governor |
| HVAC | High Voltage Alternating Current |
| HVDC | High Voltage Direct Current |
| IGBT | Insulated-Gate Bipolar Transistor |
| LC | Inductor-Capacitor |
| LCC | Line-Commutated Converter |
| MENA | Middle East and North Africa |
| MMC | Modular Multilevel Converter |
| MPC | Model Predictive Control |
| MSP | Mediterranean Solar Plan |
| MTDC | Multi-Terminal Direct Current |
| MVA | Megavolt-Ampere |
| MVAR | Megavolt-Ampere Reactive |
| ODS | Objetivos de Desenvolvimento Sustentável |
| OPF | Optimal Power Flow |
| PCC | Point of Common Coupling |
| PI | Proportional-Integral |
| PID | Proportional-Integral-Derivative |
| PLL | Phase-Locked Loop |
| POD | Power Oscillation Damping |
| PWM | Pulse-Width Modulation |
| RC | Resistor-Capacitor |
| ROW | Right-Of-Way |
| SCR | Short-Circuit Ratio |

| | |
|---|---|
| SPS | Specialized Power Systems |
| SRF | Synchronous Reference Frame |
| SSO | Sub-Synchronous Oscillation |
| TSO | Transmission System Operator |
| VMC | Voltage Margin Control |
| VSC | Voltage Source Converter |
| VSM | Virtual Synchronous Machine |
| XLPE | Cross-Linked Polyethylene |

# Nomenclatura

| | |
|---|---|
| $A_P$ | Matriz de transformação de Park directa |
| $A_P^{-1}$ | Matriz de transformação de Park inversa |
| $B_i$ | Barramento $i$, $i \in \{1,2,3,4\}$ |
| $C_{ac}$ | Condensador do filtro AC de acoplamento |
| $C_{DC}$ | Condensador do barramento DC |
| $dq0$ | Referencial síncrono de Park |
| $\Delta V_{DC}$ | Desvio de tensão DC em relação ao valor nominal |
| $\Delta\omega_m$ | Desvio de velocidade angular em relação ao nominal |
| $\eta_{red}$ | Eficácia de redução da assimetria espacial (%) |
| $f_{nom}$ | Frequência nominal AC |
| $i_d$, $i_q$ | Componentes directa e em quadratura da corrente AC |
| $I_{DC}$ | Corrente DC injectada no barramento |
| $K_{base}$ | Coeficiente de droop $V_{DC}$-$P$ estático uniforme (V/W) |
| $K_{corr}$ | Coeficiente de droop $V_{DC}$-$P$ corrigido por factor de assimetria (V/W) |
| $K_{droop}$ | Coeficiente genérico do controlador de droop $V_{DC}$-$P$ (V/W) |
| $K_{dynamic}$ | Coeficiente de droop $V_{DC}$-$P$ adaptativo (V/W) |
| $K_p$, $K_i$ | Ganhos proporcional e integral dos reguladores PI |
| $L_{ac}$ | Indutância de acoplamento AC |
| $L_l$ | Indutância série por polo das linhas DC |
| $N$ | Rácio de transformação do HFT |
| $P_{in}$, $P_{out}$ | Potência injectada e extraída no barramento DC |
| $P_{nom}$ | Potência base dos conversores |
| $P_{ref}$ | Referência de potência activa nos conversores |
| $Q_{ref}$ | Referência de potência reactiva nos conversores |
| $R$ | Coeficiente de droop P-$\omega$ (pu) |
| $R_d$ | Resistência de amortecimento do filtro AC |
| $R_l$ | Resistência série por polo das linhas DC |
| $R_s$ | Resistência série do filtro AC |
| $r_P$ | Rácio de modulação baseado no desvio de potência activa |
| $r_{VDC}$ | Rácio de modulação baseado no desvio de tensão DC |
| $\rho$ | Rácio de assimetria espacial de $V_{DC}$ |
| $\rho_{dV}$ | Rácio de assimetria espacial de $dV_{DC}/dt$ |
| $\tau$ | Constante de inércia capacitiva do barramento DC |
| $T_s$ | Passo de simulação |
| $v_d$, $v_q$ | Componentes directa e em quadratura da tensão AC |
| $V_{DC}$ | Tensão no barramento DC |
| $V_{DC,nom}$ | Tensão DC nominal |

| | |
|---|---|
| $V_{DC,ref}$ | Referência de tensão DC calculada pelo droop |
| $X_L$ | Reactância de fugas do HFT referida ao primário |
| $\omega_m$ | Velocidade angular da máquina síncrona |
| $\omega_{nom}$ | Velocidade angular nominal |
| $Z_0$ | Impedância característica do filtro AC |
| $\phi$ | Desfasamento entre formas de onda do DAB |
| $\bar{x}$, $\sigma_x$ | Média e desvio padrão (potência ou tensão) |
| $\delta$ | Ângulo de carga da máquina síncrona |
| $e_P$ | Erro de potência do controlo em $B_1$, $B_2$, $B_4$ |
| $e_s$ | Parâmetro de escala da zona de transição do droop dinâmico |
| $e_v$ | Erro de tensão DC do droop dinâmico ($V_{DC} - V_{DC,ref}$) |
| $f(m)$ | Função cúbica suave de $m$ ($3m^2 - 2m^3$) |
| $f_c$ | Frequência de ressonância do filtro AC |
| $f_i$ | Frequência AC medida localmente no barramento $i$ |
| $H$ | Constante de inércia mecânica das máquinas síncronas |
| $H^+$, $H^-$ | Margens direcionais de aumento e de diminuição de $P$ nos conversores |
| $H_d$ | Margem direcional ponderada nos conversores |
| $H_{ref}$ | Margem de referência para normalização de $m$ ($2 \times 10^9$ W) nos conversores |
| $I_{AC,p}$, $I_{AC,rms}$ | Corrente de pico e eficaz AC nominal do conversor |
| $I_{DC,bus}$ | Corrente trocada com os dispositivos ligados ao barramento DC, exceto $I_{DC}$ |
| $K_{inv}$ | Ganho do droop $V_{DC}$-P invertido em $B_3$ (V/W) |
| $K_{i,pf}$ | Ganho do droop P-f (W/Hz) |
| $m$ | Margem normalizada, saturada em $[0, 1]$ |
| $M_{P,i}$ | Margem direcional de potência disponível no barramento $i$ |
| $P_{elec}$ | Potência elétrica (equação de oscilação) |
| $P_{max}$, $P_{min}$ | Limites de potência do sistema ($\pm 1$ GW) |
| $P_{mec}$ | Potência mecânica (equação de oscilação) |
| $R_{droop}$ | Coeficiente de droop genérico, comum a $K_i$, $K_{inv}$ e $K_{i,pf}$ |
| $\theta$ | Ângulo de fase da tensão AC |
| $u_{P,i}$ | Indicador de utilização de margem de potência ($\lvert\Delta P_i\rvert / M_{P,i}$) |
| $V_{DC,ref,B_3}$ | Referência efetiva de tensão em $B_3$ ($V_{DC,nom} + V_{droop,B_3}$) |
| $V_{droop,B_3}$ | Correção de tensão gerada pelo droop invertido em $B_3$ |
| $V_{LL}$ | Tensão de linha do transformador |
| $w^+$ | Peso de ponderação direcional (função tangente hiperbólica) |
| $\Delta P_i$ | Variação de potência ativa no barramento $i$ |

# Capítulo 1

# Introdução

Este capítulo tem como objetivo enquadrar a dissertação no seu contexto científico e tecnológico, apresentando a motivação que sustenta o trabalho desenvolvido. São também definidos os principais objetivos da investigação, descrita a metodologia seguida e identificados os contributos mais relevantes do estudo. Por fim, apresenta-se a organização geral do documento.

## 1.1 Contexto

Os sistemas elétricos de energia encontram-se atualmente num período de transformação profunda. A transição energética em curso, impulsionada pela necessidade de descarbonizar o setor elétrico e pelos compromissos internacionais associados à neutralidade carbónica, tem conduzido a mudanças significativas tanto na estrutura da produção de energia como nos perfis de consumo [1], [2]. Neste contexto, a integração crescente de fontes de energia renovável, em particular da geração fotovoltaica e eólica, a par da disseminação de sistemas de armazenamento eletroquímico e de soluções de mobilidade elétrica, tem vindo a alterar de forma estrutural o funcionamento das redes elétricas [1].

Uma parte importante destes novos recursos energéticos apresenta uma natureza intrinsecamente associada à corrente contínua (DC). Os módulos fotovoltaicos geram energia em DC, os sistemas de armazenamento por baterias operam em DC e os sistemas de armazenamento internos dos veículos elétricos são de natureza DC. A integração destes recursos em larga escala enfrenta desafios pela crescente limitação de integração das redes elétricas nos locais onde estes recursos são mais abundantes ou necessários, exigindo assim o reforço, e até mesmo a construção de raiz de novas interligações [1]. O panorama ainda é mais crítico perante o deslocamento de grandes quantidades de energia renovável a grandes distâncias, cenário onde o HVDC oferece vantagens relevantes face às redes AC convencionais [3]. Acresce ainda que pela sua natureza DC, a ligação destes recursos às redes AC convencionais requer conversão adicional, aumentando a complexidade e as perdas do sistema [4]. Esta realidade tem vindo a evidenciar algumas limitações das arquiteturas tradicionais e tem reforçado o interesse pelas redes elétricas em corrente contínua,

quer como alternativa, quer como complemento às redes AC, sobretudo pelas vantagens associadas à eficiência energética, à flexibilidade no controlo dos fluxos de potência e à integração mais direta de recursos de natureza DC [4], [5].

No domínio da transmissão de energia elétrica, os sistemas de corrente contínua em alta tensão (HVDC) constituem uma tecnologia já consolidada, especialmente em ligações de longa distância e em interligações submarinas [3]. A evolução da eletrónica de potência, nomeadamente com o desenvolvimento dos conversores do tipo *Voltage Source Converter* (VSC) e *Modular Multilevel Converter* (MMC), permitiu a passagem de ligações em corrente contínua de alta tensão (HVDC) ponto a ponto para arquiteturas multiterminais (MTDC), nas quais vários conversores AC/DC partilham uma infraestrutura DC comum [6]. As redes MTDC têm vindo, por isso, a assumir um papel cada vez mais relevante na integração de parques eólicos *offshore*, na interligação de sistemas elétricos de diferentes regiões e no desenvolvimento de infraestruturas de grande escala, como as chamadas *Supergrids* [1], [5].

Apesar das vantagens técnicas associadas às redes DC, a sua operação em configuração multiterminal levanta desafios importantes ao nível do controlo, da coordenação entre conversores e da estabilidade global do sistema. Entre esses desafios destaca-se a necessidade de assegurar o balanço de potência, isto é, o equilíbrio permanente entre geração e consumo, condição essencial para garantir uma operação segura e fiável. Ao contrário do que acontece nas redes AC, onde a frequência desempenha naturalmente o papel de variável global de controlo, as redes DC não dispõem de uma grandeza equivalente que traduza, de forma imediata e coerente, o estado energético global da rede. Esta limitação constitui um dos principais entraves ao desenvolvimento e à operação coordenada de redes DC multiterminais de maior dimensão.

## 1.2 Motivação

A manutenção do equilíbrio entre a potência ativa produzida e a potência ativa consumida constitui uma condição fundamental para a operação segura dos sistemas elétricos. Nos sistemas AC síncronos, os desequilíbrios de potência refletem-se na dinâmica eletromecânica das máquinas rotativas e, consequentemente, na evolução da frequência. Embora a frequência não seja rigorosamente idêntica em todos os pontos da rede durante fenómenos transitórios, apresenta, nas escalas temporais relevantes para o controlo primário e em sistemas suficientemente acoplados, uma elevada coerência espacial. Por esse motivo, é utilizada como indicador aproximadamente global do desequilíbrio de potência ativa e como variável de entrada de mecanismos descentralizados de regulação.

Nas redes DC não existe uma grandeza diretamente equivalente à frequência. O balanço de potência manifesta-se, em primeira instância, através da variação da energia armazenada nos condensadores dos barramentos e nas capacitâncias distribuídas dos cabos.

Contudo, numa rede DC multiterminal, a tensão não é espacialmente uniforme. O valor medido num determinado barramento depende não apenas do balanço global de potência, mas também das impedâncias das linhas, da topologia da rede, da distribuição das injeções e extrações de

potência, das capacitâncias locais e da atuação dos diferentes conversores. Uma medição local de tensão é, portanto, influenciada pelo estado global da rede, mas a sua sensibilidade ao desequilíbrio não é necessariamente igual à observada nos restantes barramentos. Esta dependência espacial limita a utilização direta da tensão do lado de corrente contínua ($V_{DC}$), ou mesmo da sua derivada, como variável universal de controlo.

Esta limitação tem implicações diretas no controlo e na coordenação de redes DC multiterminais. A partilha de potência entre conversores, a resposta a perturbações e a definição de estratégias de controlo distribuído tornam-se mais complexas. Estratégias como o controlo *master-slave*, o droop de tensão DC ou o controlo por margem de tensão são amplamente utilizadas e podem ser eficazes em determinados cenários, mas não resolvem de forma estrutural o problema da observabilidade global do balanço de potência.

Para uma capacidade equivalente constante, a energia eletrostática associada a um barramento DC é função da capacitância total e do quadrado da tensão DC. Assim, um desequilíbrio entre a potência injetada e a potência extraída provoca uma variação da energia armazenada na rede DC. Esta relação estabelece uma distinção importante entre duas formas de interpretar a tensão DC. O desvio do quadrado da tensão DC ($V_{DC}^2$), relativamente a um estado de referência representa a alteração acumulada da energia armazenada, enquanto a derivada temporal de $V_{DC}^2$ está diretamente relacionada com o desequilíbrio instantâneo de potência. Deste modo, a tensão DC contém informação relevante sobre o estado energético do sistema, mas essa informação não deve ser interpretada de forma equivalente à frequência sem considerar a natureza capacitiva da rede e a distribuição espacial das suas grandezas.

Neste contexto, a presente dissertação investiga uma formulação de controlo que combina informação sobre o estado energético da rede DC e sobre a taxa de variação do mesmo. Esta formulação é integrada numa estratégia de droop adaptativo bidirecional, na qual a intensidade da resposta de cada terminal é modulada de acordo com a margem direcional de potência disponível, com o intuito de evitar que terminais de conversão AC/DC próximos dos respetivos limites operacionais sejam sujeitos a uma participação desproporcionada no esforço de regulação.

A incorporação na formulação de uma componente relacionada à variação do estado energético da rede DC procura tornar a resposta menos dependente do valor absoluto da tensão DC e mais diretamente relacionada com o desequilíbrio de potência. A abordagem mantém uma natureza descentralizada, uma vez que utiliza medições e estados locais, mas reconhece que a ausência de comunicação impede, em geral, a reconstrução exata de uma variável verdadeiramente global.

A motivação desta dissertação reside, assim, na procura de uma representação fundamentada do balanço de potência em redes MTDC com base no balanço energético da mesma e na avaliação das condições em que essa representação pode suportar uma resposta de controlo coerente entre terminais. A primeira questão consiste em determinar se as grandezas energéticas observadas localmente preservam uma relação comum com o desequilíbrio global da rede. A segunda consiste em determinar se, uma vez identificado esse desequilíbrio, a resposta dos conversores pode ser distribuída segundo as respetivas margens de potência. Esta questão é analisada através de simulação computacional em *MATLAB/Simulink*, considerando diferentes pontos de operação na rede

MTDC.

## 1.3 Objetivos

O objetivo geral desta dissertação consiste em desenvolver e avaliar uma estratégia descentralizada de controlo primário para redes elétricas DC multiterminais, baseada num indicador representativo do balanco energético da rede e do desequilíbrio de potência, e adaptado à margem direcional disponível em cada terminal AC/DC.

Em particular, pretende-se analisar em que medida a informação contida no desvio da tensão DC do estado de operação desejado pode ser utilizada para caracterizar o desequilíbrio instantâneo de potência. Para este último, explora-se a informação fornecida pela taxa de variação da energia capacitiva, normalizada de forma a reduzir a dependência relativamente à capacidade de armazenamento energético effetiva da rede. Esta informação é integrada numa estratégia de droop adaptativo bidirecional, procurando conciliar três objetivos: melhorar a resposta global da rede, limitar a utilização excessiva da margem dos terminais mais condicionados e preservar uma implementação baseada em medições locais, sem dependência de comunicação rápida entre conversores. Posto isto, com esta dissertação pretende-se o seguinte:

- Desenvolver uma compreensão aprofundada dos mecanismos de balanço de potência em sistemas elétricos AC, com especial incidência no papel da frequência enquanto variável de controlo universal, incluindo os seus fundamentos físicos, a sua propagação na rede e os diferentes níveis de regulação associados.

- Analisar o problema do balanço de potência em redes DC multiterminais, identificando as limitações das estratégias de controlo atualmente utilizadas no que diz respeito à coordenação global e à observabilidade do estado energético da rede.

- Caracterizar a relação entre balanço de potência, energia capacitiva, e tensão DC, procurando clarificar o significado físico e as limitações de cada grandeza enquanto indicador do estado da rede.

- Reformular a estratégia de droop $V_{DC}$-$P$ de modo a combinar o desvio de tensão com um termo derivativo da energia na rede DC, mantendo a adaptação bidirecional do ganho em função da margem de potência disponível nos conversores AC/DC.

- Avaliar, através de simulação computacional, o desempenho da estratégia proposta em diferentes pontos de operação da rede MTDC, comparando-a com uma solução de droop estático uniforme. Analisar os resultados obtidos: evolução da tensão DC e utilização das margens de potência nos conversores AC/DC, identificando as condições e limitações em que a abordagem proposta pode fornecer uma sinalização com caráter suficientemente global para suportar o controlo primário descentralizado

## 1.4 Metodologia de Investigação

A metodologia adotada nesta dissertação assenta numa abordagem integrada, combinando análise teórica e validação computacional. O trabalho organiza-se em quatro etapas principais, complementares entre si.

A primeira etapa corresponde à revisão crítica da literatura relevante. Nesta fase são analisados os fundamentos do balanço de potência em sistemas AC, os mecanismos de controlo de frequência, a tecnologia HVDC e a sua evolução para redes multiterminais, bem como as principais estratégias de controlo de tensão DC. Esta revisão permite consolidar o enquadramento conceptual do problema e identificar as principais lacunas existentes no estado da arte.

A segunda etapa consiste na análise teórica e conceptual do problema em estudo. Com base na revisão bibliográfica, exploram-se de forma sistemática as analogias entre os paradigmas AC e DC, procurando identificar os fatores físicos que limitam a universalidade da tensão DC enquanto indicador global do balanço de potência. Nesta fase são também discutidas possíveis abordagens que possam mitigar essas limitações.

A terceira etapa envolve o desenvolvimento de um modelo de simulação de uma rede DC multiterminal em ambiente *MATLAB/Simulink*, incorporando conversores AC/DC do tipo VSC e diferentes estratégias de controlo. Este modelo funciona como base de teste para as hipóteses formuladas, permitindo observar o comportamento dinâmico da rede perante diferentes pontos de operação e diferentes sentidos de perturbação, com particular atenção à evolução temporal da tensão DC e da potência ativa nos vários nós.

A quarta e última etapa corresponde à análise crítica dos resultados obtidos. Nesta fase procura-se avaliar em que medida as grandezas estudadas podem satisfazer o critério de universalidade pretendido, identificar as suas potencialidades e limitações e, finalmente, apontar possíveis direções para trabalho futuro.

## 1.5 Principais Contributos

Os principais contributos desta dissertação situam-se nos domínios da modelização conceptual, do controlo primário descentralizado e da análise do balanço de potência em redes elétricas DC multiterminais.

O primeiro contributo consiste na reformulação energética do problema do balanço de potência em redes DC, em que a tensão DC é relacionada com a energia armazenada nas capacitâncias da rede. Neste contexto, é avaliado o desvio de $V_{DC}^2$ como representante do afastamento do estado energético da rede DC relativamente a uma referência, enquanto a sua derivada temporal fornece uma medida diretamente relacionada com o desequilíbrio instantâneo de potência.

O segundo contributo corresponde ao desenvolvimento de uma estratégia de *droop* adaptativo bidirecional que combina o desvio de tensão com um termo normalizado baseado na componente derivativa $d(V_{DC}^2)/dt$. O ganho da ação de controlo é modulado em função da margem direcional

de potência disponível em cada terminal AC/DC, procurando adequar a participação dos conversores à respetiva capacidade de resposta e reduzir a exposição dos terminais mais próximos dos seus limites operacionais.

O terceiro contributo consiste na avaliação sistemática da estratégia proposta numa rede MTDC de quatro terminais, considerando diferentes pontos de operação. A comparação com uma estratégia de droop estático uniforme permite analisar o impacto da solução de controlo proposta.

Por fim, a dissertação contribui para clarificar os limites de uma abordagem de controlo baseada exclusivamente em medições locais em redes DC. Os resultados permitem discutir em que medida a combinação entre estado energético da rede DC, taxa de desequilíbrio de potência e margem de potência disponível nos conversores AC/DC pode produzir uma sinalização com caráter suficientemente global para o controlo primário descentralizado de redes DC, reconhecendo simultaneamente a influência da topologia, das impedâncias e da distribuição dos fluxos de potência.

## 1.6 Estrutura da Dissertação

A presente dissertação encontra-se organizada em cinco capítulos.

O Capítulo 1, correspondente ao presente capítulo, introduz o tema em estudo, apresenta o contexto científico e tecnológico, explicita a motivação do trabalho, define os objetivos da investigação e identifica os principais contributos esperados.

O Capítulo 2 é dedicado ao enquadramento teórico e ao estado da arte. São abordados os fundamentos do balanço de potência em sistemas AC e o papel da frequência como variável de controlo universal, seguidos da apresentação da tecnologia HVDC e da sua evolução para redes DC multiterminais. O capítulo termina com a identificação das lacunas da literatura que motivam a presente investigação.

O Capítulo 3 apresenta o modelo de simulação desenvolvido. São descritos a arquitetura do sistema MTDC de quatro terminais, a modelação dos subsistemas de potência e as leis de droop implementadas, incluindo o droop base e a estratégia dinâmica. Define-se ainda a perturbação aplicada e os indicadores de desempenho utilizados na avaliação.

O Capítulo 4 apresenta e discute os resultados das simulações. A análise começa pela caracterização do regime estacionário e da distribuição espacial da tensão na rede MTDC. Seguidamente, compara-se o desempenho da estratégia de droop estático com o da estratégia proposta, considerando vários cenários de operação. A avaliação incide sobre a utilização das margens de potência dos conversores AC/DC, a evolução das tensões, a resposta energética associada a $V_{DC}^2$, e a partilha do desequilíbrio entre terminais AC/DC.

O Capítulo 5 reúne as conclusões principais da dissertação. São sintetizados os resultados mais relevantes, discutidas as limitações do estudo e identificadas possíveis linhas de investigação futura no domínio das redes DC multiterminais.

# Capítulo 2

# Estado da Arte

O presente capítulo apresenta o estado da arte relativo aos sistemas de transmissão em corrente contínua de alta tensão (HVDC) e às redes multiterminais em corrente contínua (MTDC), com particular foco no problema do balanço de potência, na sua relação com a energia armazenada no sistema e na identificação de grandezas capazes de fornecer informação globalmente representativa para fins de controlo.

A estrutura do capítulo articula-se em cinco eixos temáticos. Em 2.1 é introduzida a tecnologia HVDC, seguida da sua evolução para arquiteturas multiterminais em 2.2. A relação entre balanço de potência, energia armazenada e observabilidade das grandezas elétricas é analisada em 2.3. As principais estratégias de controlo existentes em redes MTDC são apresentadas em 2.4. Em 2.5 enquadra-se a relevância destas tecnologias no contexto de futuras redes HVDC de grande escala. Por fim, em 2.6 sistematizam-se as lacunas identificadas na literatura revista, que motivam e enquadram os objetivos da presente dissertação

## 2.1 Transmissão Elétrica em Corrente Contínua (HVDC)

A transmissão em corrente contínua de alta tensão (HVDC) constitui uma tecnologia consolidada para o transporte de grandes quantidades de energia a longa distância e para a interligação de sistemas elétricos com características distintas. No espaço europeu, a descarbonização, a expansão das energias renováveis e a necessidade de reforçar interligações internacionais têm imposto novos requisitos ao sistema de transporte de energia [1].

A elevada controlabilidade do fluxo de potência proporcionada pelos conversores, associada à possibilidade de interligar sistemas assíncronos e às vantagens da transmissão por cabo em grandes distâncias, confere ao HVDC particular relevância no contexto da transição energética. [3].

### 2.1.1 Princípios de Operação

O funcionamento de um sistema HVDC estrutura-se em três etapas fundamentais, conforme ilustrado na Figura 2.1: a conversão AC/DC no terminal emissor; o transporte de potência através do elo DC; e a conversão DC/AC no terminal recetor [1], [3].

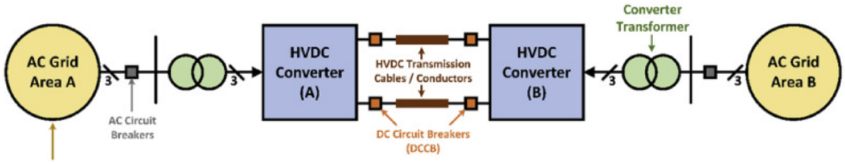



Figura 2.1: Esquema funcional de um sistema HVDC ponto-a-ponto, ilustrando as estações conversoras, o elo DC e os dispositivos de proteção. Adaptado de [3].

No elo DC não existe circulação de potência reativa nem a necessidade de manter sincronismo angular entre os terminais interligados. Estas características, juntamente com a ausência de corrente capacitiva reativa no transporte DC, tornam a tecnologia particularmente adequada para determinadas ligações de grande distância e, em especial, para cabos submarinos e subterrâneos extensos. [1], [3].

Uma das características mais relevantes dos sistemas HVDC baseados em conversores controláveis é a possibilidade de regular diretamente a potência ativa transferida, dentro dos limites impostos pelos conversores, pelas linhas e pelas redes AC adjacentes. Em contraste, numa linha AC passiva, o fluxo de potência ativa resulta essencialmente das diferenças angulares entre as tensões terminais e dos parâmetros elétricos da ligação.Esta capacidade proporciona elevada flexibilidade na gestão dos fluxos de potência e permite respostas rápidas às referências impostas pelos sistemas de controlo [7], [8].

### 2.1.2 Tecnologias de Conversão

A conversão de potência constitui o elemento central de um sistema HVDC e tem evoluído significativamente, abrangendo a conversão AC/DC e a conversão DC/DC.

#### 2.1.2.1 Conversão AC/DC

Os conversores LCC (*Line-Commutated Converters*), baseados em tirístores, marcaram a primeira geração da tecnologia HVDC. Apresentam elevada capacidade de transporte, mas a sua operação exige redes AC suficientemente fortes e não permite controlo independente da potência reativa, limitando a sua aplicação em contextos modernos como sistemas *offshore* [1], [3].

A introdução dos conversores VSC (*Voltage-Source Converters*) constituiu um avanço determinante. Os VSC oferecem controlo independente das componentes ativa e reativa da corrente e apresentam maior capacidade de operação em redes AC com potências de curto-circuito mais baixas quando comparados com soluções LCC, embora a estabilidade continue dependente da estratégia de controlo adotada e das características da rede [7].Uma comparação detalhada entre as duas tecnologias é apresentada nas Tabelas A.1 e A.2 do Anexo A.

Entre as topologias VSC, o conversor MMC (*Modular Multilevel Converter*) afirmou-se como a solução dominante na transmissão HVDC moderna. A sua estrutura modular permite a síntese de formas de onda multinível com reduzida distorção harmónica, diminuindo os requisitos de filtragem [6]. A Figura 2.2 apresenta uma estrutura típica.

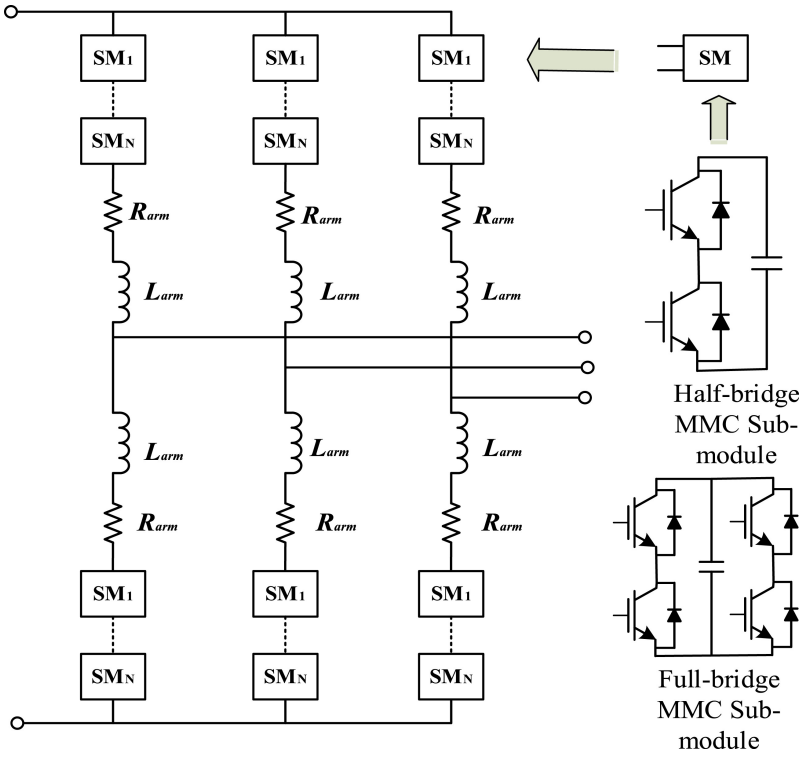



Figura 2.2: Estrutura esquemática de um conversor MMC, com submódulos nos braços superior e inferior. Adaptado de [9].

O MMC oferece elevada modularidade, baixa distorção harmónica, possibilidade de operação a tensões elevadas com frequências de comutação relativamente reduzidas (e logo menos perdas de comutação) e capacidade de redundância ao nível dos submódulos. Estas características consolidam-no como uma das tecnologias de referência para aplicações *offshore*, integração de parques eólicos e redes MTDC de grande escala [2], [5], [9].

#### 2.1.2.2 Conversão DC/DC

A interligação de barramentos DC a diferentes níveis de tensão requer conversores DC/DC isolados dedicados. Estes dispositivos são responsáveis por garantir o isolamento galvânico, gerir a transferência de potência ativa entre os dois lados e adaptar os níveis de tensão DC [10].

O conversor *Dual Active Bridge* (DAB) é uma das topologias com isolamento galvânico mais investigadas para esta função. A sua arquitetura, representada na Figura 2.3, consiste em duas pontes ativas de semicondutores ligadas por um transformador com rácio de transformação $N$ [10]. A transferência de potência é controlada através do desfasamento de fase $\phi$ entre as formas de onda aplicadas a cada lado do transformador, conferindo ao DAB uma resposta dinâmica rápida, elevada eficiência e controlo bidirecional ativo [10]. Em estudos orientados para dinâmicas de controlo de nível superior, a dinâmica de comutação do DAB pode, em determinadas condições, ser representada através de modelos médios, evitando a representação explícita dos semicondutores. [10].

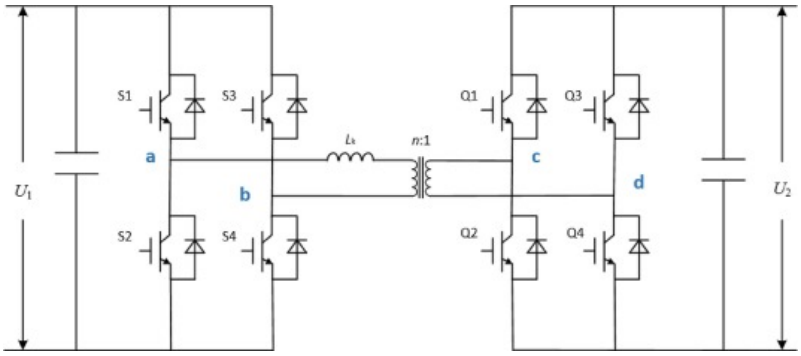



Figura 2.3: Topologia do conversor *Dual Active Bridge* (DAB). Adaptado de [11].

### 2.1.3 Vantagens, limitações e aplicações

A tecnologia HVDC pode apresentar vantagens relativamente à transmissão AC em aplicações específicas, incluindo menores perdas para determinadas distâncias e níveis de potência, maior utilização da capacidade dos condutores, possibilidade de interligação de redes assíncronas e melhor adequação a cabos submarinos ou subterrâneos de grande extensão [1], [3].

Persistem, contudo, desafios. A proteção DC é particularmente complexa devido à ausência de cruzamento natural por zero da corrente, exigindo disjuntores ultrarrápidos e esquemas de proteção seletivos [12], [13], [14]. As redes multiterminais introduzem desafios dinâmicos associados à interação entre múltiplos conversores, incluindo novos modos de oscilação e fenómenos de ressonância [2], [5], [15].

No plano aplicacional, o HVDC é fundamental na modernização do sistema elétrico europeu, com relevância particular em ambientes *offshore* e ligações internacionais [1], [3], [16].

## 2.2 Redes HVDC Multiterminais (MTDC)

As redes MTDC representam uma evolução da transmissão HVDC convencional, interligando três ou mais estações conversoras através de uma infraestrutura DC comum. Introduzem maior flexibilidade operacional e capacidade de partilha dinâmica de potência [1], [5].

A sua implementação está fortemente associada aos conversores VSC e MMC [6]. O acoplamento de múltiplos conversores através de uma mesma rede DC introduz desafios ao nível da regulação da tensão DC, da coordenação do controlo e da estabilidade [2].

### 2.2.1 Evolução para MTDC

A evolução para redes multiterminais decorre da necessidade de aumentar a flexibilidade do sistema elétrico num contexto de elevada penetração renovável. As ligações ponto-a-ponto, embora maduras, apresentam limitações na partilha dinâmica de potência [1].

O desenvolvimento dos VSC, e posteriormente dos MMC para aplicações de elevada potência, foi determinante ao disponibilizar conversores com controlo rápido e bidirecional da potência e

capacidade de regulação independente das componentes ativa e reativa do lado AC [6], [7]. As redes MTDC constituem, por isso, uma das arquiteturas consideradas para a integração e transporte de geração renovável em larga escala, particularmente em ambientes offshore com múltiplos pontos de ligação [2], [5].

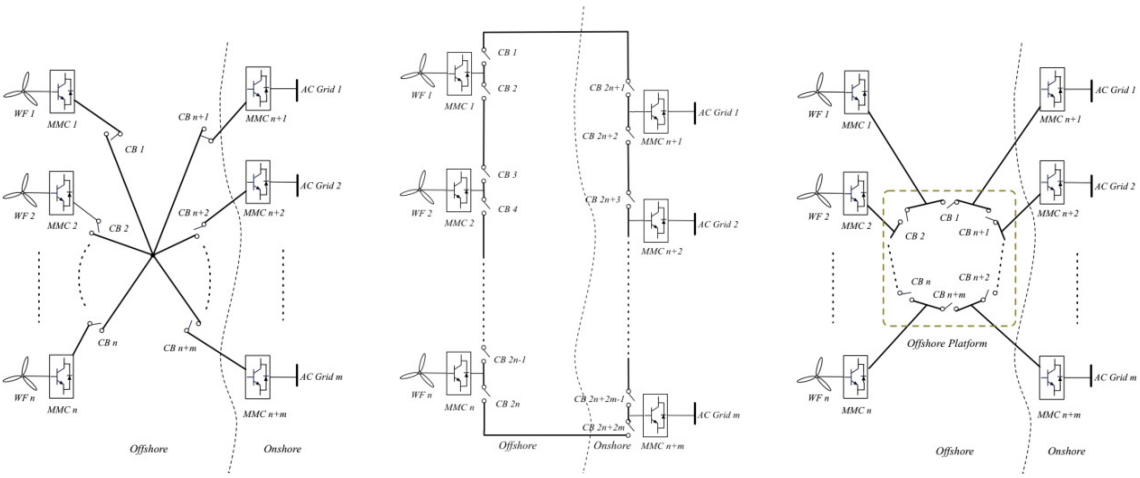
### 2.2.2 Topologias de rede e propriedades estruturais

As redes MTDC podem organizar-se segundo diferentes topologias, conforme ilustrado na Figura 2.4. A topologia adotada influencia de forma decisiva a fiabilidade do sistema, a flexibilidade na partilha de potência e a complexidade dos esquemas de controlo e proteção [1], [5].

A Figura 2.4 (a) ilustra a topologia radial, que se caracteriza pela ausência de caminhos fechados, existindo tipicamente um único percurso elétrico entre dois terminais da rede. Apresenta custos de implementação reduzidos e é frequentemente adotada em aplicações *offshore* de pequena e média escala. Contudo, a inexistência de caminhos alternativos para o escoamento de potência torna esta configuração vulnerável a defeitos em linhas ou conversores [2], [6].

A topologia anelar, representada na Figura 2.4 (b), introduz redundância estrutural ao estabelecer pelo menos um caminho alternativo para o fluxo de potência. Perante um defeito numa linha DC, a existência de um percurso alternativo pode permitir a redistribuição dos fluxos após o isolamento do troço afetado, aumentando a resiliência global da rede. Esta característica é particularmente relevante em aplicações *offshore*, onde a reparação de cabos submarinos é dispendiosa e demorada [5], [6].

A topologia em malha, ilustrada na Figura 2.4 (c), oferece um nível de redundância superior ao das configurações radiais e anelares, através da existência de múltiplos percursos elétricos entre terminais. Esta configuração assegura maior fiabilidade e flexibilidade operacional, à custa de maior complexidade ao nível do controlo coordenado e da proteção DC, dado o elevado número de disjuntores e a dificuldade de isolamento seletivo de defeitos [1], [2].




(a) Radial (b) Anelar (c) Em malha

Figura 2.4: Topologias típicas de redes MTDC: (a) radial; (b) anelar; (c) em malha. Adaptado de [6].

Do ponto de vista elétrico, o comportamento de uma rede MTDC é descrito pelo balanço nodal de correntes:

$$\sum_{j=1}^{N} G_{ij}\,(V_i - V_j) = I_i, \tag{2.1}$$

ou, de forma compacta:

$$\mathbf{I}_{dc} = \mathbf{G}_{dc}\,\mathbf{V}_{dc}, \tag{2.2}$$

onde $\mathbf{G}_{dc}$ é a matriz de condutâncias da rede. A sua estrutura depende diretamente da topologia considerada, sendo mais densa em redes em malha e mais dispersa em configurações radiais. A estrutura da matriz de condutâncias traduz o acoplamento elétrico imposto pela topologia da rede e condiciona a distribuição espacial das tensões e dos fluxos de corrente. Consequentemente, uma alteração das injeções de potência num determinado terminal pode produzir respostas de tensão distintas nos diferentes barramentos, mesmo quando os conversores utilizam estratégias de controlo idênticas. [5], [17].

### 2.2.3 Desafios tecnológicos e operacionais

As redes MTDC colocam três principais desafios. No que diz respeito à proteção DC, a inexistência de cruzamento natural por zero da corrente conduz a correntes de defeito com elevadas taxas de crescimento, exigindo disjuntores ultrarrápidos e esquemas de proteção seletivos e coordenados [13], [14].

Quanto ao controlo e estabilidade, a tensão DC constitui uma das principais grandezas utilizadas para refletir localmente o equilíbrio entre potência injetada e extraída. O acoplamento através da rede DC faz com que as ações de controlo de um terminal influenciem os restantes, podendo originar interações dinâmicas a não desprezar e que exigem estratégias de controlo robustas. [2], [5].

Relativamente aos fenómenos de ressonância, a interação entre conversores MMC e os elementos passivos da rede pode originar modos oscilatórios indesejados, sobretudo em topologias anelares ou em malha [15], [18].

### 2.2.4 Implementações e projetos de grande escala

As redes MTDC têm sido implementadas progressivamente através de projetos de demonstração e aplicações em grande escala [1], [2]. A Tabela 2.1 representa exemplos de projetos relevantes no contexto mundial.

Tabela 2.1: Exemplos de projetos MTDC de grande escala no mundo com mais de dois terminais [13].

| **Projecto HVDC** | **País** | **Ano** | **Capacidade** | **Tensão DC** | **Configuração** | **Terminais** |
|---|---|---|---|---|---|---|
| Zhangbei | China | 2021 | 4,5 GW | ±500 kV | Malha | 4 |
| Wudongde | China | 2020 | 8 GW | ±800 kV | Estrela | 3 |
| Zhoushan | China | 2014 | 1 GW | ±200 kV | Malha | 5 |
| Nan'ao | China | 2013 | 200 MW | ±160 kV | Estrela | 3 |

As primeiras implementações surgiram em configurações radiais *offshore*. Mais recentemente, têm surgido projetos com topologias anelares e em malha, baseados em conversores MMC [6], [7].

A expansão das redes MTDC continua condicionada pela maturidade das tecnologias de proteção DC, pela interoperabilidade entre equipamentos de diferentes fabricantes, pela coordenação dos sistemas de controlo e pela harmonização de requisitos e normas técnicas. [1], [5].

## 2.3 Balanço de Potência, Energia Armazenada e Observabilidade

A operação coordenada dos sistemas elétricos exige grandezas capazes de fornecer informação sobre o desequilíbrio entre a potência injetada e a potência absorvida [3]. Nos sistemas AC síncronos, a frequência constitui uma das principais variáveis utilizadas para esse efeito, devido à sua relação com a dinâmica da energia armazenada nas massas rotativas e à elevada coerência espacial que apresenta nas escalas temporais relevantes para o controlo primário. Nas redes DC, o balanço de potência manifesta-se predominantemente através da variação da energia armazenada nas capacitâncias da rede, refletindo-se na evolução da tensão dos barramentos.

Embora exista uma analogia energética entre os dois domínios, a frequência e a tensão DC não são grandezas diretamente equivalentes. Os mecanismos de armazenamento, as respetivas capacidades energéticas e as escalas temporais da resposta podem diferir significativamente. Torna-se, por isso, particularmente útil e necessário considerar uma representação normalizada da grandeza física utilizada para observar o balanço energético de uma rede DC (e consequentemente o balanço de potência), para fins de controlo, de forma a obter uma equivalência praticamente útil entre os domínios AC e DC. A presente secção analisa estas relações e discute as limitações impostas pela natureza espacial das redes MTDC. [5], [17].

### 2.3.1 Frequência e Balanço Energético em Sistemas AC

Nos sistemas AC síncronos, um desequilíbrio entre a potência mecânica fornecida às máquinas rotativas e a potência elétrica solicitada provoca uma alteração da energia cinética armazenada nos rotores [1], [3]. Esta dinâmica é tradicionalmente descrita através da equação de oscilação (2.3) , que relaciona o desequilíbrio de potência com a evolução da velocidade angular e, consequentemente, da frequência elétrica [1]:

$$\frac{2H}{\omega_{nom}} \frac{d\omega}{dt} = P_{mec} - P_{elec}, \tag{2.3}$$

onde $H$ é a constante de inércia, $\omega$ a velocidade angular e $P_{mec}$, $P_{elec}$ as potências mecânica e elétrica.

O forte acoplamento eletromecânico entre unidades síncronas faz com que, nas escalas temporais relevantes para a regulação primária, a frequência apresente geralmente elevada coerência espacial. Esta característica permite utilizar medições locais de frequência como indicadores do desequilíbrio de potência do sistema. [1], [7], [17]. A relação entre frequência e balanço de potência pode também ser interpretada a partir da energia cinética armazenada. A energia depende

do quadrado da velocidade angular e, portanto, do quadrado da frequência. Deste modo, uma alteração da frequência corresponde a uma alteração do estado energético agregado das massas rotativas, enquanto a sua taxa de variação está relacionada com o desequilíbrio de potência que provoca essa alteração.

Esta universalidade está na base da atual hierarquia regulatória de três níveis tipicamente empregue em sistemas elétricos AC [1]:

- Regulação primária: descentralizada, realizada por cada gerador através de droop de frequência (15–30 s). A relação entre potência e desvio de frequência é:

$$P_i = P_i^* - \frac{1}{R_i}(f_i - f_i^*), \tag{2.4}$$

  com $R_i$ tipicamente entre 4% e 5% [7], [9];

- Regulação secundária: restauração da frequência nominal e correção dos desvios interzonais ($\sim$minutos) [1];

- Regulação terciária: otimização económica do despacho (20 minutos a 1 hora) [1].

A frequência atua assim como variável aproximadamente global nas escalas temporais consideradas, permitindo coordenação descentralizada e escalável [1], [17].

### 2.3.2 Tensão DC e Armazenamento Capacitivo

Em redes DC, a ausência de máquinas síncronas elimina o conceito físico de frequência [1], [17]. A grandeza que mais naturalmente se aproxima de um indicador do estado energético é a tensão DC ($V_{DC}$), onde qualquer desequilíbrio reflete-se numa variação desta tensão, em virtude da energia armazenada nos condensadores e cabos DC [1], [5], [17].

Para uma capacitância equivalente aproximadamente constante, a energia armazenada depende do quadrado da tensão DC. Um desequilíbrio entre a potência de entrada e saída provoca uma alteração desta energia e, consequentemente, uma evolução da tensão. A tensão DC constitui, assim, uma variável diretamente associada ao estado energético local. Contudo, a amplitude e a rapidez da sua variação não dependem apenas do desequilíbrio de potência, mas também da capacitância equivalente, do valor instantâneo da tensão e das interações com os restantes elementos da rede.

A dinâmica desta resposta é descrita pela equação de balanço de potência local:

$$C V_{DC} \frac{dV_{DC}}{dt} = P_{in} - P_{out}, \tag{2.5}$$

onde $C$ é a capacitância equivalente do barramento [7], [17].

A semelhança formal entre as equações 2.3 e 2.5 é evidente: em ambos os domínios, o desequilíbrio de potência corresponde à derivada temporal de uma grandeza diretamente associada à energia armazenada, a energia cinética das massas rotativas no caso AC e a energia capacitiva dos barramentos no caso DC [17].

Contudo, a analogia apresentada entre os dois domínios não implica uma equivalência dinâmica direta. A energia cinética agregada disponível num sistema AC pode ser significativamente superior à energia armazenada nas capacitâncias de uma rede DC de potência nominal comparável. Consequentemente, um mesmo desequilíbrio de potência pode originar variações relativas muito mais rápidas da tensão DC do que da frequência AC.

Esta diferença de escala constitui uma limitação importante para qualquer comparação direta entre as duas grandezas. A utilização de frequência e tensão, ou dos respetivos quadrados, como sinais de controlo requer por isso uma normalização que considere a quantidade de energia efetivamente armazenada e a potência base do sistema. [1], [9].

A Tabela 2.2 sistematiza as correspondências funcionais entre os dois domínios [1], [7], [17].

Tabela 2.2: Analogia entre grandezas em sistemas AC e DC, adaptada de [1], [17].

| **Conceito** | **Sistema AC** | **Sistema DC** |
|---|---|---|
| Estado energético | $\omega^2$ ou $f^2$ | $V_{DC}^2$ |
| Variável de equilíbrio | Frequência $f$ | Derivada $d(V_{DC}^2)/dt$ |
| Armazenamento | Inércia mecânica $H$ | Capacitância $C$ |
| Energia armazenada | $E_{AC} = H \cdot S_{nom}$ | $E_{DC} = \frac{1}{2} C V_{DC}^2$ |
| Dinâmica | $\frac{2H}{\omega_{nom}} \dot{\omega} = \Delta P$ | $\frac{C}{2} \frac{d(V_{DC}^2)}{dt} = \Delta P$ |
| Constante de tempo | $\sim$ segundos | $\sim$ dezenas de ms |
| Acoplamento global | Magnético (síncrono) | Elétrico (Capacitâncias DC) |
| Caráter universal | Sim (uniforme) | Não verificado |

### 2.3.3 Normalização Energética do Desequilíbrio de Potência

A diferença entre as capacidades de armazenamento energético dos sistemas AC e DC, já evidenciada na Tabela 2.2, impede que as magnitudes das respetivas variáveis físicas sejam diretamente comparadas. Uma determinada taxa de variação da frequência ou da tensão DC não possui, por si só, um significado universal, uma vez que a sua relação com o desequilíbrio de potência depende da energia armazenada e dos parâmetros equivalentes de cada sistema.

Uma alternativa consiste em interpretar a evolução das grandezas elétricas através da correspondente variação de energia, e normalizar esta informação relativamente a uma potência ou energia de referência. Desta forma, a variável física deixa de ser o objeto de comparação direta; passa antes a funcionar como meio de estimar uma grandeza comum, o desequilíbrio de potência referido à escala nominal do sistema.

No domínio DC, a taxa de variação da energia capacitiva pode ser obtida a partir da evolução do quadrado da tensão e da capacitância equivalente:

$$\frac{C}{2} \frac{d(V_{DC}^2)}{dt} = \Delta P. \tag{2.6}$$

A consideração explícita desta capacitância permite compensar, em primeira aproximação, as diferenças de sensibilidade entre barramentos com distintas capacidades de armazenamento. A posterior normalização relativamente à potência base permite obter uma representação adimensional, ou em valores por unidade, mais adequada à comparação entre diferentes terminais e sistemas.

Importa salientar que esta normalização física é distinta da parametrização do controlador dos conversores AC/DC: enquanto a primeira procura transformar uma medição local numa estimativa comparável do desequilíbrio de potência, a segunda determina a intensidade com que o conversor deve reagir à informação obtida.

Assim, uma estratégia de controlo baseada em grandezas energéticas pode ser estruturada em duas etapas. Numa primeira etapa, a evolução das variáveis elétricas é convertida num indicador normalizado do desequilíbrio. Numa segunda etapa, ganhos de controlo independentes são utilizados para estabelecer a dinâmica de resposta pretendida. Esta separação permite, por exemplo, obter respostas semelhantes em sistemas com diferentes níveis de energia fisicamente armazenada, sem assumir que as suas dinâmicas naturais são equivalentes.

Esta separação conceptual entre observação normalizada e intensidade de resposta não elimina, contudo, a dependência espacial das grandezas observadas numa rede MTDC, discutida na secção seguinte.

### 2.3.4 Limitações da Observabilidade a partir de Grandezas Locais

A tensão DC apresenta uma limitação estrutural que compromete o seu caráter universal: ao contrário da frequência, a tensão DC varia espacialmente ao longo da rede, em função das impedâncias dos cabos e da distribuição das injeções de potência [2], [5], [17]. A Figura 2.5 ilustra este fenómeno.

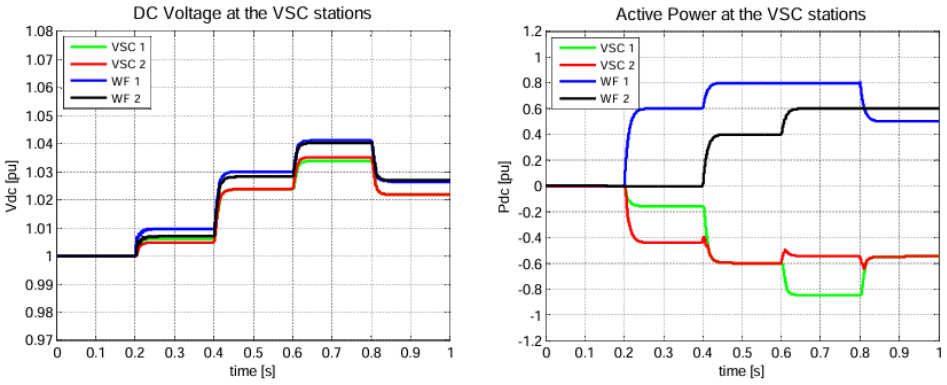



Figura 2.5: Ilustração da não-uniformidade espacial da tensão DC numa rede MTDC: diferentes nós apresentam tensões distintas em função da topologia e da distribuição das injeções de potência. Adaptado de [4].

A tensão DC medida num barramento reflete sobretudo o equilíbrio local na sua vizinhança elétrica, e não necessariamente o estado global da rede [8], [16]. Porém, a adoção de uma normalização para o balanço energético também não elimina por si só a dependência espacial das

grandezas observadas numa rede MTDC. A tensão de cada barramento é determinada pela interação entre as injeções de potência, os fluxos nas linhas, as impedâncias da rede, as capacitâncias distribuídas e as ações dos controladores. Consequentemente, uma perturbação comum pode produzir evoluções distintas da tensão e da energia armazenada nos diferentes terminais.

Assim, uma grandeza medida localmente não deve ser interpretada como uma representação exclusiva do balanço local nem como uma medida exata do balanço global. Trata-se antes de uma observação local influenciada pelo estado de toda a rede, cuja sensibilidade depende da posição elétrica do terminal e das características do sistema.

As limitações referidas manifestam-se em três aspetos:

1. As tensões de equilíbrio podem diferir entre barramentos devido às quedas de tensão e à distribuição dos fluxos [2], [17];

2. A amplitude e a rapidez da resposta a uma mesma perturbação podem variar com a capacitância, a topologia e o controlo local [9], [15];

3. As ações de regulação alteram os próprios fluxos que determinam a distribuição das tensões, criando uma interação entre estratégia de controlo e observabilidade do desequilíbrio." [2], [9].

A utilização de taxas de variação introduz ainda limitações adicionais. Operações de derivação amplificam componentes de ruído e tornam o sinal mais sensível à resolução temporal da medição. Em aplicações práticas, é geralmente necessária filtragem, que por sua vez introduz atraso e modifica a resposta em frequência do indicador. A seleção da largura de banda do filtro deve, portanto, ser compatível com as dinâmicas do conversor e da rede.

### 2.3.5 Requisitos para uma Variável Global de Balanço

Face às limitações de $V_{DC}$ enunciadas, uma primeira grandeza candidata a variável de observabilidade é a sua derivada temporal, $dV_{DC}/dt$, diretamente dedutível da Equação 2.5:

$$\frac{dV_{DC}}{dt} = \frac{P_{in} - P_{out}}{CV_{DC}}, \tag{2.7}$$

a qual se aproxima, de modo imediato, do desequilíbrio instantâneo de potência. Importa, contudo, notar que, ao contrário do que a semelhança formal com $df/dt$ nas redes AC poderia sugerir, $dV_{DC}/dt$ não constitui o análogo energético rigoroso entre os dois domínios. Conforme estabelecido na Secção 2.3.2, a energia armazenada depende do quadrado da tensão, e não da tensão propriamente dita; a correspondência dimensionalmente coerente com o desequilíbrio de potência é, por conseguinte, $d(V_{DC}^2)/dt$ (Tabela 2.2), retomada de forma aprofundada na Secção 2.3.3. Para além desta limitação de fundo, a utilização prática de $dV_{DC}/dt$ enfrenta ainda desafios adicionais, nomeadamente a amplificação do ruído inerente à operação de derivação e a consequente necessidade de filtragem adequada. A sua uniformidade espacial permanece, do mesmo modo, por

garantir, uma vez que se encontra condicionada pela topologia e pela distribuição das capacitâncias da rede.

A análise anterior procura mostrar que a procura de uma variável global para redes DC deve considerar a capacidade de diferentes medições locais fornecerem informação consistente sobre um mesmo fenómeno físico: o desequilíbrio de potência da rede. Neste contexto, uma variável candidata a indicador global de balanço deverá satisfazer, tanto quanto possível, os seguintes requisitos. Em primeiro lugar, deve possuir uma relação física clara com o desequilíbrio de potência. Em segundo lugar, o seu significado e escala devem ser comparáveis entre terminais de conversão com diferentes condições de operação e capacidades. Em terceiro lugar, a resposta observada localmente deverá apresentar coerência espacial suficiente para que terminais distintos reajam de forma compatível perante a mesma perturbação.

Estes requisitos não implicam que o sinal seja rigorosamente uniforme em toda a rede, uma vez que, em sistemas distribuídos, a topologia e os fluxos de potência introduzem inevitavelmente diferenças espaciais. O problema passa, portanto, por determinar se essas diferenças permanecem suficientemente reduzidas para que a informação possa desempenhar uma função de coordenação global. Um quarto requisito, particularmente relevante para o controlo primário, é a possibilidade de obtenção do indicador a partir de informação predominantemente local, evitando que a resposta rápida dependa de comunicação entre todos os terminais.

Em todo o caso, a utilidade de uma formulação normalizada do balanço energético da rede para fins de controlo depende da forma como é incorporada nas leis de regulação e da capacidade dos diferentes terminais de conversão para participar na correção do desequilíbrio. Esta formulação poderá assentar na adaptação de estratégias de controlo já estabelecidas na literatura. A secção seguinte analisa as principais estratégias de controlo utilizadas em redes MTDC e o modo como estas distribuem essa responsabilidade entre os conversores.

## 2.4 Estratégias de Controlo em Redes MTDC

A operação de redes MTDC coloca requisitos acrescidos ao nível do controlo e da estabilidade. A interligação de múltiplos conversores a um mesmo elo DC introduz forte acoplamento elétrico e dinâmico entre terminais, tornando necessária uma estrutura de controlo capaz de garantir estabilidade local e coordenação global [2], [5]. A presente secção sintetiza as estratégias mais relevantes para o problema estudado, com particular atenção ao controlo primário da tensão DC, à partilha descentralizada de potência, à adaptação dos ganhos e à utilização de informação energética na resposta a desequilíbrios de potência, com o propósito de enquadrar conceptualmente as estratégias de controlo exploradas nos Capítulos 3 e 4.

### 2.4.1 Arquitetura Hierárquica de Controlo

O controlo de redes MTDC organiza-se em três camadas hierárquicas com escalas temporais distintas, separando funções de estabilidade local de mecanismos de coordenação global [1], [9]. A Figura 2.6 ilustra esta estrutura.

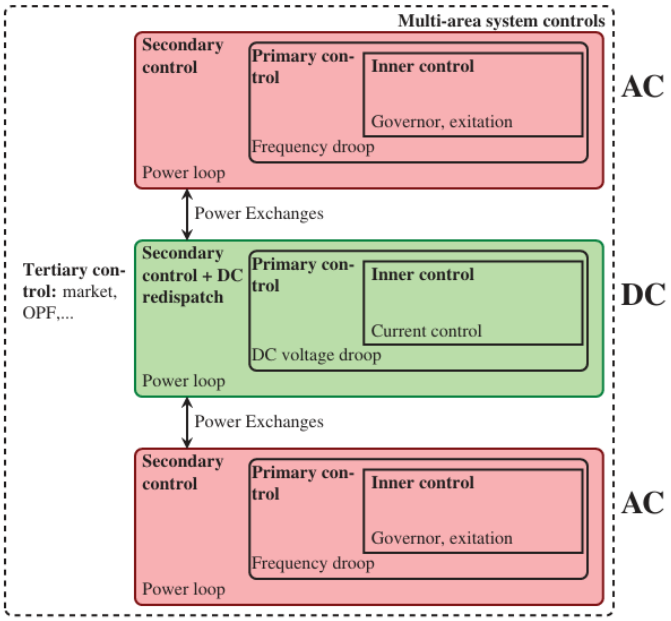



Figura 2.6: Arquitetura hierárquica de controlo em redes MTDC: controlo primário (ms), secundário (s) e terciário (min–h) [1].

O controlo primário atua localmente em cada conversor, em escalas de milissegundos. O controlo secundário, em segundos, coordena a rede globalmente, restaurando $V_{DC}$ ao valor nominal e corrigindo desequilíbrios de partilha de potência [2], [5]. O controlo terciário, em minutos a horas, otimiza os fluxos de potência e coordena a integração com mercados de energia [1], [3].

### 2.4.2 Modos de Operação dos Conversores VSC

Os conversores VSC constituem a interface entre as redes AC e DC nas estações HVDC. O modo de operação determina a forma como o conversor interage com a rede AC adjacente, condicionando a estabilidade local e a dinâmica global do sistema MTDC [10], [19]. Identificam-se dois paradigmas: o modo *grid-following* (GFL), em que o conversor atua como fonte de corrente controlada, e o modo *grid-forming* (GFM), em que impõe amplitude e frequência de tensão no ponto de ligação [10], [19], [20]. A Tabela 2.3 sintetiza as diferenças principais.

#### 2.4.2.1 Grid-following

No modo GFL, o conversor sincroniza-se com a rede AC geralmente por meio de uma PLL, que estima continuamente o ângulo e a frequência no ponto de ligação (PCC), fornecendo a referência para a transformação de *Park* [1], [19]. O controlo é estruturado em cascata: a malha exterior regula potências ativa e reativa; a malha interior controla diretamente $i_d$ e $i_q$ no referencial síncrono [1], [21]. A Figura 2.7 ilustra a arquitetura do conversor.

Tabela 2.3: Comparação entre conversores *grid-following* (GFL) e *grid-forming* (GFM) [19].

| **Aspeto** | **Conversor GFL** | **Conversor GFM** |
|---|---|---|
| Tipo de controlo | Fonte de corrente; injeta corrente controlada com base na tensão externa | Fonte de tensão; impõe forma de onda de tensão e regula a frequência internamente |
| Sincronização | Depende de PLL para rastrear tensão e frequência da rede | Gera internamente a referência de tensão e frequência (sem PLL) |
| Contribuição de inércia | Não contribui inerentemente para a inércia do sistema, mas pode emular através de algoritmos de controlo | Contribui inerentemente para a inércia do sistema |
| Suporte à rede | Limitado a injeção de potência em regime permanente; necessita de rede forte | Fornece regulação de tensão/frequência e suporte em situação de falta |
| *Black-start* | Não suporta restauro do sistema sem apoio externo | Pode energizar uma rede desenergizada de forma autónoma |
| Adequação operacional | Requer SCR elevado; instável em redes fracas ou em modo isolado | Opera de forma fiável em redes fracas e em sistemas em ilha |

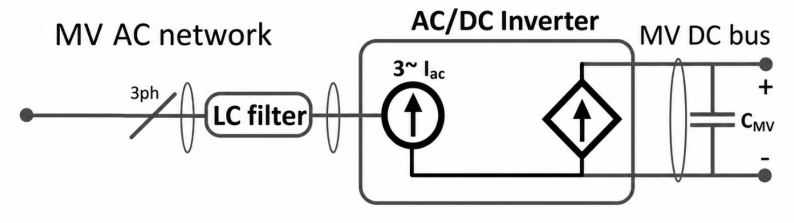



Figura 2.7: Arquitetura do conversor GFL. Adaptado de [10].

O modo GFL é dominante nas instalações HVDC existentes, pela compatibilidade com redes rígidas e pela simplicidade das malhas de corrente [2], [10]. A limitação principal é a dependência da PLL: em redes fracas (SCR < 3), a PLL pode entrar em conflito com os reguladores de tensão da rede, originando oscilações e perda de sincronismo [12], [15]. A interação entre a largura de banda da PLL e os modos de controlo interno pode ainda originar ressonâncias subsíncronas (SSO), fenómeno registado em projetos reais de ligação HVDC a parques eólicos *offshore* [15], [18].

#### 2.4.2.2 Grid-forming

No modo GFM, o conversor impõe diretamente a tensão no ponto de ligação, sem recorrer a PLL. No modo GFM, o conversor estabelece internamente uma referência de tensão e de frequência, ajustando a sua fase e amplitude de acordo com uma lei dinâmica própria. Estas propriedades conferem-lhe a capacidade inerente de fornecer inércia ao sistema. Essa lei pode basear-se em droop, máquinas síncronas virtuais, controlo por correspondência, controlo energético ou outras formulações [10], [19], [20]. Esta característica permite operar em redes fracas, em modo isolado e suportar operações de *black-start*, que correspondem à re-energização de uma rede após um

apagão generalizado, sem recurso a tensão de referência externa. Um conversor GFL convencional necessita de uma referência externa de tensão para operar, não assegurando autonomamente a formação de uma rede desenergizada [19]. A Figura 2.8 ilustra a arquitetura do conversor.

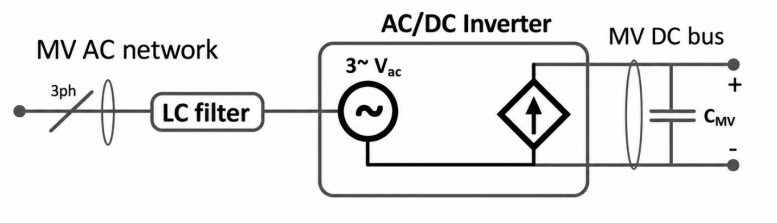



Figura 2.8: Arquitetura do conversor GFM. Adaptado de [10].

As implementações mais comuns incluem o droop potência ativa - frequência e o droop potência reativa - tensão, cada uma com características distintas quanto à robustez e velocidade de sincronização [19], [20]. A desvantagem principal reside na maior complexidade de sincronismo e no risco de oscilações entre múltiplos GFM na mesma rede [15], [19].

Na presente dissertação, os conversores são representados em modo GFL, permitindo estudar a geração de referências de potência ativa a partir de grandezas do barramento DC sem introduzir a dinâmica adicional associada à formação de tensão e frequência no lado AC. Esta opção procura isolar o efeito da estratégia de balanço de potência e da topologia MTDC, não implicando que o modo GFL seja, em geral, superior ao GFM para este tipo de aplicação [2], [21], [22].

### 2.4.3 Métodos Clássicos de Controlo da Tensão DC

A tensão DC em cada barramento resulta do equilíbrio entre potências injetadas, extraídas e perdas nas linhas. Qualquer desequilíbrio não regulado pode conduzir à instabilidade do sistema [1], [5]. Nos métodos clássicos de regulação da tensão DC, os conversores diferenciam-se pela forma como distribuem entre si a responsabilidade de compensar os desequilíbrios de potência. As soluções variam entre a concentração dessa responsabilidade num único terminal e a participação simultânea de vários conversores através de características locais de controlo [4], [9].

#### 2.4.3.1 Master-Slave

No método *Master-Slave*, uma estação assume exclusivamente a regulação de $V_{DC}$, funcionando como *slack bus* DC e acomodando todos os desvios de potência não planeados. As restantes estações seguem referências de potência fixas [4], [6], [9].

A principal limitação é a dependência de um único terminal regulador, que constitui um ponto crítico de operação: se a estação que funciona como *slack bus* perder operacionalidade, nenhuma outra estação assume o controlo automaticamente, tornando a rede instável [4], [10]. Em redes de maior dimensão, variações moderadas de potência podem exceder a capacidade da estação que opera como *slack bus* comprometendo a qualidade da regulação [6], [9]. A escalabilidade desta

abordagem é limitada, sobretudo quando as variações de potência podem exceder a margem do terminal regulador ou quando se pretende tolerância à indisponibilidade de conversores [4], [5].

#### 2.4.3.2 Voltage Margin Control

O *Voltage Margin Control* (VMC) introduz redundância permitindo que diferentes estações sejam configuradas para assumir a regulação em regiões distintas da característica tensão–potência, sendo a transferência de responsabilidade desencadeada quando determinados limiares são ultrapassados. Cada estação opera em modo de potência constante dentro de uma banda definida, quando atinge os seus limites, a tensão desvia-se e ativa a estação de reserva [4], [5]. A comutação é local, sem necessidade de comunicação entre estações [4]. A Figura 2.9 ilustra o princípio.

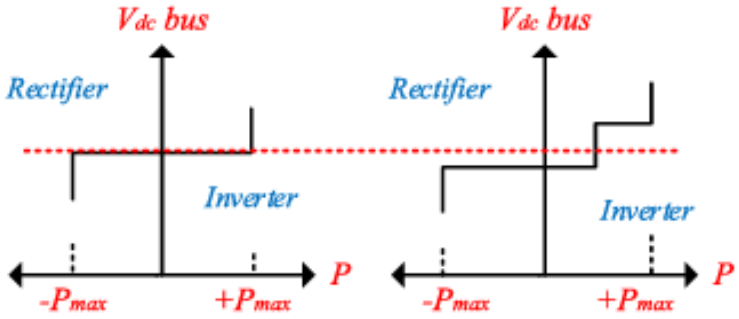



Figura 2.9: Princípio do *Voltage Margin Control*: comutação automática entre terminais reguladores quando os limites de potência são atingidos. Adaptado de [9].

A definição das margens de tensão é crítica: margens demasiado estreitas originam comutações frequentes e oscilações e em contrapartida, margens demasiado largas implicam desvios elevados de $V_{DC}$ antes da ativação do terminal de reserva [5], [9].

#### 2.4.3.3 Droop DC

O controlo droop é o método mais difundido em redes MTDC, permitindo que múltiplos conversores participem simultaneamente na regulação de $V_{DC}$ sem comunicação centralizada em tempo real [9], [10]. O princípio é análogo ao droop de frequência das máquinas síncronas: perante um desvio de tensão DC, cada conversor ajusta a potência de forma proporcional ao desvio [1], [17]. A formulação $V_{DC}$-$P$ para o terminal $i$ é:

$$V_{DC,i} = V_{0,i} - k_i \left(P_{DC,i} - P_{0,i}\right), \tag{2.8}$$

onde $k_i$ é o ganho de droop que determina a sensibilidade da resposta [4], [6].

A Figura 2.10 ilustra a característica do droop $V_{DC}$-$P$: um aumento de potência de $P_{m0}$ para $P_m$ provoca uma diminuição proporcional da tensão DC de $V_{DC0}$ para $V_{DC}$, com o desvio $\Delta V_{DC}$ determinado pelo ganho $k_i$. O ponto de operação desloca-se ao longo da reta de droop de forma proporcional ao desvio de potência [1], [17].

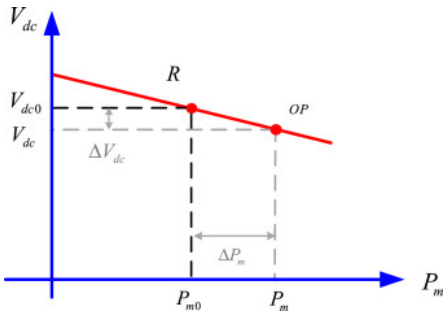



Figura 2.10: Característica do droop $V_{DC}$-$P$: o ponto de operação desloca-se ao longo da reta de droop em resposta a desvios de potência. Adaptado de [17].

Uma propriedade fundamental do droop $V_{DC}$-$P$ é que a tensão DC em regime permanente difere entre terminais mesmo com ganhos idênticos, devido às quedas de tensão nas linhas e à distribuição assimétrica das injeções de potência. Esta propriedade permite que vários terminais participem simultaneamente na regulação da tensão DC com base em medições locais. Cada conversor modifica a respetiva referência de potência em função do desvio da tensão relativamente a um valor de referência, distribuindo a compensação do desequilíbrio sem necessidade de comunicação rápida entre estações.

O droop clássico utiliza essencialmente informação sobre o afastamento do estado de tensão. Não distingue explicitamente entre um desvio acumulado do estado da energia armazenada na rede e a rapidez com que esse estado está a evoluir. Por conseguinte, a resposta inicial depende da acumulação de um erro de tensão suficientemente significativo, sendo a dinâmica fortemente influenciada pelas capacitâncias da rede e pelos ganhos selecionados. Esta não-uniformidade espacial é uma consequência física inerente e constitui o objeto central de estudo desta dissertação [1], [5], [17].

#### 2.4.3.4 Droop P-$f$

A variante droop $P$-$f$ aplica-se em conversores com ligação AC, replicando a regulação primária de frequência dos geradores síncronos e permitindo que os conversores HVDC participem no suporte de frequência das redes AC adjacentes [5], [7], [17]:

$$P_i = P_i^* - K_{f,i}\,(f_i - f_i^*), \tag{2.9}$$

A Figura 2.11 ilustra a analogia com o droop $V_{DC}$-$P$: em ambos os casos, o desvio da grandeza de controlo, frequência no lado AC e tensão DC no lado DC, é proporcional ao desvio de potência, com o ganho a determinar a sensibilidade da resposta [1], [17].

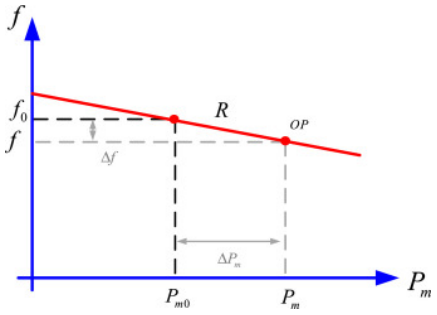



Figura 2.11: Característica do droop $P$-$f$: o desvio de frequência $\Delta f$ é proporcional ao desvio de potência $\Delta P_m$. Adaptado de [17].

#### 2.4.3.5 Análise Comparativa

A Tabela 2.4 sintetiza os três métodos segundo os critérios mais relevantes.

Tabela 2.4: Análise comparativa dos métodos clássicos de controlo da tensão DC [4], [5], [9].

| **Critério** | **Master-Slave** | **Voltage Margin** | **Droop DC** |
|---|---|---|---|
| Terminais reguladores | 1 (exclusivo) | 1 + *standby* | Múltiplos |
| Comunicação | Mínima | Inexistente | Inexistente |
| Robustez a defeitos | Baixa | Média | Elevada |
| Partilha de potência | Desigual | Por bandas | Proporcional a $k_i$ |
| Adequação a redes grandes | Limitada | Moderada | Elevada |

O droop é uma abordagem flexível e escalável, sendo uma das opções predominantes em redes MTDC de média e grande dimensão. Contudo, nenhum dos três métodos elimina a não-uniformidade espacial de $V_{DC}$, que é tanto mais pronunciada, quanto maior a resistência das linhas e a assimetria topológica da rede [2], [4], [17].

### 2.4.4 Estratégias Centralizadas, Distribuídas e Baseadas em Comunicação

As estratégias centralizadas utilizam informação agregada da rede para calcular referências, ganhos ou repartições de potência. Este tipo de estratégias facilitam a consideração explícita dos limites dos conversores, das tensões nodais e de objetivos de otimização, mas depende de estimação do estado, comunicação e de uma entidade coordenadora [2], [9], [15].

Nas estratégias distribuídas, cada terminal troca informação apenas com um conjunto limitado de vizinhos. Algoritmos de consenso podem coordenar a tensão média, a partilha de potência ou variáveis económicas, desde que a rede de comunicação se mantenha conectada e os atrasos sejam compatíveis com a dinâmica do controlo [2], [9], [15].

Estas soluções podem aproximar o desempenho de uma coordenação global explícita, mas não são equivalentes a um controlo primário estritamente local. A comunicação introduz atrasos, indisponibilidades e requisitos adicionais de cibersegurança. Por esse motivo, é relevante preservar uma resposta primária baseada em medições locais, reservando a comunicação para funções secundárias de restauração, otimização ou atualização de referências.

### 2.4.5 Estratégias de Droop Avançado e Adaptativo

O controlo por *droop* com coeficiente fixo permite que vários terminais participem de forma descentralizada na regulação da tensão DC, mas não adapta essa participação ao respetivo ponto de operação ou à capacidade remanescente de cada conversor. Para ultrapassar esta limitação, têm sido propostas estratégias que modificam o coeficiente de *droop*, a referência de potência ou a região de funcionamento em função de variáveis operacionais do terminal e da rede [9], [23], [24].

Uma abordagem recorrente utiliza a margem de potência disponível, para atribuir maior participação aos terminais com maior capacidade remanescente [23], [24]. A disponibilidade pode ser determinada a partir da potência nominal, do fator de carregamento ou da distância entre a potência atual e o limite admissível. Existem formulações baseadas exclusivamente em informação local e outras que utilizam margens agregadas ou atualização coordenada dos ganhos. Perante perturbações sucessivas, a atualização do coeficiente assume particular relevância, uma vez que cada atuação modifica o ponto de operação e, consequentemente, a capacidade disponível para a resposta seguinte [24].

Em conversores bidirecionais, a capacidade de resposta depende do sentido da alteração de potência requerida. Um terminal pode possuir margem elevada para aumentar a potência transferida num sentido e margem reduzida no sentido oposto. Algumas estratégias selecionam a margem relevante a partir do sentido da variação da corrente ou distinguem explicitamente as margens direta e inversa, reduzindo a participação dos terminais próximos do limite correspondente [25], [26].

Nas abordagens analisadas, esta seleção é efetuada predominantemente através de expressões distintas para diferentes regiões de operação, de condições associadas ao sentido da perturbação ou da atualização explícita dos coeficientes [25], [26]. Embora estas soluções permitam representar a assimetria da capacidade bidirecional, a transição entre margens pode introduzir alterações abruptas da lei de controlo junto das fronteiras entre regiões, especialmente na presença de ruído ou pequenas oscilações em torno do ponto de referência.

Uma alternativa consiste em substituir a seleção explícita de uma das margens por uma ponderação contínua e limitada entre ambas. Uma função suave permite preservar a distinção física entre os dois sentidos de atuação, evitando descontinuidades do ganho e introduzindo um parâmetro explícito para regular a largura da transição. Esta propriedade pode facilitar a implementação numérica, reduzir comutações repetidas junto do ponto nominal e favorecer a análise local do controlador. A confirmação destas vantagens depende, contudo, da avaliação dinâmica da estratégia e da sua interação com as restantes malhas de controlo.

Independentemente da forma de adaptação, a margem utilizada deve ser coerente com os limites efetivamente representados no modelo. A redução simultânea da participação de vários terminais pode diminuir a capacidade agregada de regulação; por isso, os ganhos devem ser limitados e o comportamento da estratégia deve ser analisado em condições de margem reduzida [24], [26].

### 2.4.6 Controlo Baseado em Energia e Resposta ao Desequilíbrio

A tensão DC está diretamente relacionada com a energia armazenada nas capacitâncias dos barramentos e dos conversores. Por essa razão, algumas estratégias de controlo reformulam a dinâmica da rede em termos energéticos, utilizando o quadrado da tensão ou a energia interna dos conversores como variáveis de estado DC [26], [27], [28].

Uma primeira família utiliza a energia do lado DC para reproduzir características dinâmicas associadas às máquinas síncronas. Estratégias de máquina síncrona virtual ou de inércia virtual estabelecem uma relação entre a tensão DC e a frequência da rede AC, permitindo que a energia dos condensadores e a potência transferida por outros terminais contribuam transitoriamente para o suporte de frequência [26], [27]. São também propostas características $(V_{DC})^2$–Potência para conversores ligados a redes MTDC, explorando diretamente a dependência quadrática da energia capacitiva relativamente à tensão [27].

Uma segunda família explora diretamente a energia interna dos conversores MMC. A regulação rígida dessa energia para um valor independente da tensão do barramento pode desacoplar a reserva interna da dinâmica da rede DC e agravar a excursão de tensão após alterações bruscas de potência. Estratégias de condensador virtual ou de gestão coordenada da energia procuram, pelo contrário, utilizar transitoriamente a energia armazenada nos submódulos para melhorar a resposta da tensão DC [28].

Estas abordagens alteram a rapidez e a amplitude da resposta transitória, mas não eliminam a necessidade de balanço de potência. A energia libertada durante a perturbação deve ser posteriormente reposta, e a potência de suporte tem de ser fornecida pelos condensadores, por outros terminais ou pelos recursos ligados às redes adjacentes. Consequentemente, os parâmetros de inércia ou capacitância virtual ficam condicionados pelas excursões admissíveis da tensão, pela energia disponível e pelos limites de potência dos conversores [26], [28].

A utilização do estado energético deve ainda ser distinguida da estimação do desequilíbrio instantâneo. O afastamento da energia relativamente a uma referência representa a acumulação de um défice ou excedente, enquanto a respetiva taxa de variação está diretamente associada à diferença instantânea entre a potência que entra e a potência que sai. Uma lei baseada apenas no desvio energético atua após a formação de uma excursão mensurável da tensão; uma componente sensível à taxa de variação pode antecipar a resposta, mas exige normalização, filtragem e uma seleção adequada do ganho.

Nos trabalhos analisados, a energia capacitiva é utilizada principalmente para emulação de inércia, suporte de frequência, gestão da energia interna dos MMC ou reprodução de dinâmicas de máquinas síncronas [26], [27], [28], [29]. Não foi identificada, neste conjunto de referências, uma formulação orientada especificamente para obter, a partir da taxa de variação da energia capacitiva, um indicador normalizado do desequilíbrio interno de potência numa rede MTDC e integrá-lo num droop adaptativo dependente da margem direcional local.

Uma possível abordagem consiste em separar a normalização física da ação de controlo, que ofereceria duas características de interesse. A primeira seria a conversão da evolução energética

local numa estimativa comparável do desequilíbrio de potência, tendo em conta a capacitância e a potência base. A segunda seria a utilização de ganhos independentes para definir a intensidade e a largura de banda da resposta. Esta separação pode reduzir a dependência da sintonia relativamente à energia fisicamente armazenada e facilitar a comparação entre terminais, embora a coerência espacial do indicador tenha de ser avaliada no sistema completo.

### 2.4.7 Condicionantes Dinâmicas do Droop Adaptativo e Energético

A introdução de coeficientes variáveis e de componentes associadas à taxa de variação da energia altera a dinâmica do controlo por droop relativamente à formulação convencional de ganho fixo. O desempenho passa a depender não apenas do valor nominal do coeficiente, mas também da rapidez da adaptação, da largura de banda do indicador energético e da interação com as malhas internas do conversor [15], [24], [26].

Nas estratégias adaptativas, variações abruptas do coeficiente podem produzir descontinuidades na referência de potência. Leis contínuas e limitadas evitam comutações explícitas entre regimes, mas a continuidade não garante, por si só, estabilidade. A amplitude do ganho, a inclinação máxima da função adaptativa e a respetiva velocidade de atualização devem ser compatíveis com a dinâmica de malha fechada dos controladores dos conversores de potência.

A utilização da taxa de variação da energia capacitiva exige a diferenciação de uma grandeza medida ou estimada. A derivação amplifica ruído e aumenta a sensibilidade ao período de amostragem, sendo necessária uma implementação filtrada. O filtro reduz componentes de alta frequência, mas introduz atraso de fase e atenua a resposta rápida que se pretende explorar; a sua constante de tempo deve, por isso, resultar de um compromisso entre rejeição de ruído e rapidez de deteção.

A largura de banda desta componente deve permanecer coordenada com as malhas internas de corrente e potência. Uma ação exterior demasiado rápida pode solicitar variações que o conversor de potência não consegue acompanhar ou interagir com os reguladores internos, enquanto uma ação excessivamente lenta reduz a vantagem do indicador energético [15].

A resposta encontra-se ainda limitada pela capacidade física do conversor e do recurso associado. Quando a referência de potência satura, a relação prevista pelo droop deixa de ser válida e o desequilíbrio é transferido para os restantes terminais ou para a energia armazenada na rede. A adaptação à margem reduz a probabilidade de saturação individual, mas pode diminuir a capacidade agregada de regulação quando vários terminais apresentam simultaneamente pouca disponibilidade [24], [26].

Estas condicionantes justificam que a estratégia seja avaliada não apenas pela partilha de potência e pelos desvios de tensão, mas também pela sensibilidade aos ganhos, à constante de filtragem, ao período de amostragem e às saturações. A análise deve distinguir os benefícios associados ao indicador energético dos efeitos introduzidos pela própria adaptação do droop.

## 2.5 Redes MTDC no Contexto de uma Supergrid Europeia

A integração de recursos renováveis afastados dos principais centros de consumo, em particular geração eólica offshore, e o reforço das interligações entre sistemas AC têm promovido o desenvolvimento de sistemas HVDC de elevada potência. No contexto europeu, esta evolução é frequentemente associada ao conceito de Supergrid, entendido como uma infraestrutura de transporte que combina redes AC e corredores HVDC para interligar regiões com perfis distintos de geração e consumo [1], [3], [8].

O conceito foi inicialmente impulsionado pela necessidade de ligar os parques eólicos *offshore* do Mar do Norte às redes *onshore* do Reino Unido, Alemanha e Noruega, e gradualmente alargou-se para abranger corredores Sul-Norte de importação de energia solar do Norte de África [3], [16]. A Figura 2.12 ilustra o conceito.

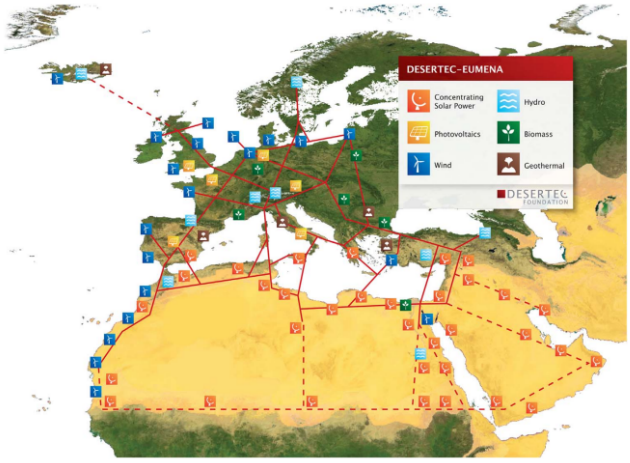



Figura 2.12: Conceito de *Supergrid* europeia com integração de recursos renováveis e interligações HVDC. Adaptado de [30].

A escala envolvida torna particularmente relevante o problema da coordenação global: numa rede paneuropeia com dezenas de terminais geridos por operadores de diferentes países, a regulação de $V_{DC}$ não pode depender de um único nó de controlo [5], [17]. O exemplo da Supergrid Europeia é aliás aqui referido como um exemplo de um caso onde a operação descentralizada de redes MTDC de grande escala poderia beneficiar de estratégias capazes de detetar o desequilíbrio a partir de grandezas locais, distribuir a compensação de acordo com a disponibilidade dos terminais e limitar os desvios de tensão sem depender de comunicação rápida. Assim, este é um exemplo que motiva a exploração das soluções a propor nesta dissertação: a análise de uma abordagem que combine um indicador energeticamente normalizado, uma adaptação contínua às margens direcionais e ganhos independentes para definir a resposta dinâmica. A secção seguinte sistematiza as lacunas da literatura que enquadram essa proposta. [1], [17].

## 2.6 Lacunas Identificadas e Motivação da Investigação

A revisão do estado da arte evidencia a existência de estratégias de *droop* com ganhos fixos ou adaptativos, de controlos baseados na energia armazenada no domínio DC e de métodos de coordenação com ou sem comunicação entre terminais. Não obstante, identificam-se duas lacunas que constituem o objeto de análise da presente dissertação.

### 2.6.1 Lacuna L1: Análise insuficiente da Representatividade do Desequilíbrio Global de Potência a partir de Grandezas Energéticas Locais

Apesar da relação física entre a evolução da energia capacitiva e o desequilíbrio de potência, permanece por esclarecer em que medida indicadores obtidos via medições locais, em diferentes barramentos de uma rede MTDC preservam uma informação comum sobre o desequilíbrio global da rede.

A dependência destes indicadores relativamente à topologia, ao ponto de operação, à localização da perturbação e à atuação dos controladores pode originar diferenças de amplitude e de resposta temporal entre terminais. Contudo, essas diferenças não excluem necessariamente a existência de uma assinatura comum, eventualmente observada com fatores de escala distintos.

A Lacuna L1 consiste, assim, na ausência de uma avaliação satisfatória da representatividade global das grandezas energéticas locais. A presente dissertação aborda esta questão através da comparação do sentido, da evolução temporal e da amplitude relativa dos indicadores obtidos nos diferentes barramentos e condições de operação.

### 2.6.2 Lacuna L2: Adaptação contínua da resposta às Margens Bidirecionais de Potência

As estratégias de *droop* adaptativo baseadas nas margens disponíveis de potência distribuem a resposta de acordo com a capacidade remanescente dos conversores. Alguns trabalhos distinguem, adicionalmente, a margem disponível para aumentar e para reduzir a potência [25], [26].

Contudo, nas abordagens analisadas, a margem aplicável é geralmente selecionada através do sinal de uma variável, de condições lógicas ou de leis distintas consoante a região de operação. Esta seleção pode originar alterações abruptas do ganho sempre que o sistema atravessa a fronteira entre regiões, nomeadamente na proximidade do ponto nominal.

Não foi identificada, nos trabalhos analisados, uma estratégia que pondere continuamente as margens em ambos os sentidos através de uma única função suave, limitada e diferenciável.

A Lacuna L2 consiste, portanto, na ausência de uma lei contínua de adaptação do *droop* à margem bidirecional, sem comutação explícita entre modos de operação. A presente dissertação aborda esta lacuna através de uma ponderação baseada na função tangente hiperbólica, cuja largura de transição é definida por um parâmetro próprio (Secção 3.7.1).

### 2.6.3 Enquadramento da Abordagem Proposta

A presente investigação procura responder a estas lacunas através de uma estratégia de controlo primário assente em duas componentes complementares:

1. um indicador energeticamente normalizado, associado à evolução da energia capacitiva, destinado a representar o desequilíbrio de potência;

2. um fator adaptativo local que pondera continuamente as margens disponíveis em ambos os sentidos de transferência de potência.

Desta forma, a investigação procura esclarecer em que condições uma estratégia assente em medições locais é capaz de fornecer uma representação suficientemente coerente do balanço da rede e de distribuir a resposta pelos terminais sem recurso a comunicação de elevada velocidade. O Capítulo 3 descreve o modelo de simulação desenvolvido para abordar empiricamente estas questões, e o Capítulo 4 apresenta e discute os resultados obtidos.

### 2.6.4 Síntese das Lacunas e Correspondência com a Dissertação

A Tabela 2.5 sintetiza as duas lacunas identificadas, a questão principal que cada uma coloca e o respetivo elemento de avaliação.

Tabela 2.5: Lacunas identificadas, questão principal e elemento de avaliação correspondente.

| **Lacuna** | **Questão Principal** | **Elemento de Avaliação** |
|---|---|---|
| L1: Representatividade global | Em que medida os indicadores energéticos locais preservam uma informação comum sobre o desequilíbrio global da rede? | Comparação do sentido, da evolução temporal e da amplitude relativa dos indicadores entre barramentos, pontos de operação e perturbações |
| L2: Margens bidirecionais | É possível adaptar continuamente a participação do terminal à capacidade disponível no sentido requerido, sem comutação explícita entre regiões? | Ponderação contínua das margens, através de uma função suave, limitada e diferenciável |

Estas lacunas estabelecem o fio condutor dos capítulos seguintes. O Capítulo 3 apresenta a modelação da rede, a formulação dos indicadores e as estratégias de controlo comparadas. O Capítulo 4 avalia o respetivo desempenho através de simulações em diferentes pontos de operação e perante perturbações de sentido oposto.

# Capítulo 3

# Modelação e Controlo do Sistema MTDC

## 3.1 Introdução

A revisão do estado da arte conduzida no Capítulo 2 identificou duas lacunas fundamentais: a ausência de avaliação da coerência espacial de um indicador local perante o desequilíbrio observado na rede (Lacuna L1) e a ausência de uma lei contínua de adaptação do droop à margem bidirecional de potência disponível, sem comutação explícita entre modos de operação (Lacuna L2). Para abordar estas lacunas empiricamente, foi desenvolvida uma plataforma de simulação em *MATLAB/Simulink* que modela uma rede MTDC de quatro terminais em anel fechado, representada na Figura 3.1. Cada barramento $B_i$ é constituído por um conversor VSC ligado à sua própria fonte AC, com um barramento DC local ligado aos dois terminais vizinhos através de linhas de cabo de 500 km. O terminal $B_2$ integra adicionalmente uma máquina síncrona com governador (HTG) e sistema de excitação (AVR), sendo o ponto de origem da perturbação estudada: o terminal $B_3$ opera em modo *slack*, regulando a tensão do barramento DC e os restantes terminais ($B_1$ e $B_4$) operam com referência de potência ativa fixa.

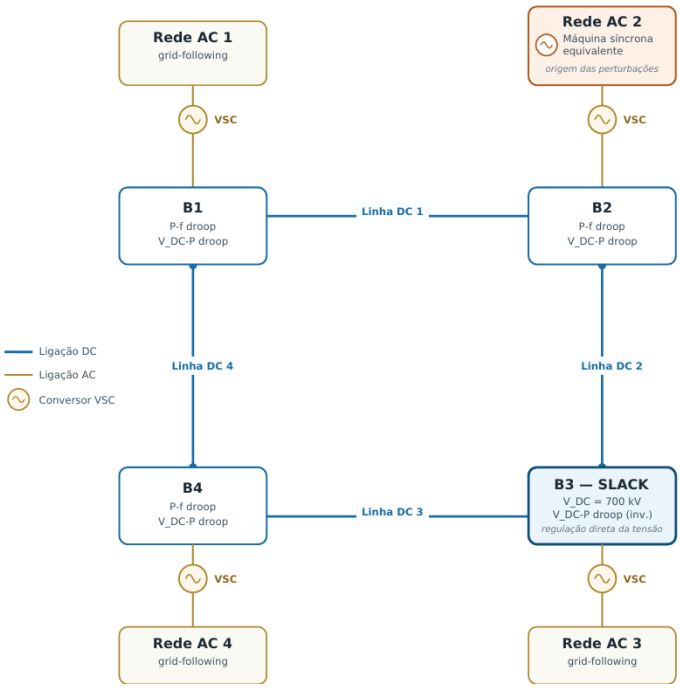



Figura 3.1: Diagrama do sistema MTDC: topologia em anel fechado com quatro barramentos VSC ($B_1$ a $B_4$) e quatro linhas DC idênticas.

A construção do modelo obedece a um princípio central: procura-se que as leis de controlo e os parâmetros de droop sejam tão identicos ou equivalentes quando possível em todos os terminais AC/DC. Procura-se assim uma formulação idêntica ou equivalente tanto quanto possível, que permita o tratamento dos quatro terminais AC/DC segundo critérios comuns tanto quanto possíveis de forma a reduzir o impacto de calibrações particulares a cada barramento. Assim, pretende-se que qualquer diferença de comportamento entre os quatro terminais seja devida quase ou exclusivamente às grandezas localmente observadas, e não tanto de distinções na parametrização dos controladores dos conversores AC/DC. Porém, esta abordagem não elimina as diferenças resultantes da topologia, do papel funcional dos terminais, do ponto de operação e da localização da perturbação. Dada a complexidade não linear do sistema, optou-se por uma abordagem experimental baseada em simulações no domínio do tempo, em alternativa a uma análise modal linearizada que exigiria simplificações adicionais incompatíveis com a representação fiel das interações entre os domínios AC e DC. A simulação computacional permite isolar e medir individualmente os efeitos topológicos da rede, algo que seria impraticável de separar analiticamente. Importa desde já destacar uma decisão metodológica relevante: o estudo limita-se a duas classes de perturbação para isolar os efeitos topológicos sob condições controladas.

O capítulo organiza-se em dez secções. A Secção 3.2 apresenta a metodologia de modelização adotada. A Secção 3.3 descreve a arquitetura global do sistema e a caracterização funcional dos quatro terminais. A Secção 3.4 detalha a modelação dos subsistemas de potência. A Secção 3.5 apresenta as estruturas de controlo dos conversores. A Secção 3.6 é dedicada à descrição da lei de droop de base. A Secção 3.7 apresenta a estratégia adaptativa proposta da sua formulação

linear inicial até à reformulação com base na energia armazenada. A Secção 3.8 apresenta a parametrização completa. A Secção 3.9 define os indicadores de desempenho. A Secção 3.10 encerra o capítulo com uma discussão crítica das limitações do modelo.

## 3.2 Metodologia de Modelação

### 3.2.1 Abordagem Geral

A complexidade da topologia em anel fechado e a natureza não linear da resposta dinâmica justificam o recurso à simulação computacional [1], [5]. A ferramenta selecionada foi o *MATLAB/Simulink*, com recurso à biblioteca *Simscape Electrical Specialized Power Systems*. Embora existam ferramentas especializadas para simulação de sistemas HVDC com maior nível de detalhe, algumas delas de custo elevado e acesso restrito, o *MATLAB/Simulink* constitui uma plataforma amplamente disponível e suficiente para os propósitos deste trabalho, sendo igualmente utilizado na investigação académica em sistemas HVDC.

A abordagem de modelação adotada é a Modelação Média Dinâmica (DAM), que substitui os semicondutores por fontes controláveis equivalentes, eliminando os eventos de comutação e preservando a dinâmica relevante para o estudo do controlo. Esta abordagem constitui um compromisso entre precisão e viabilidade computacional, sendo a mais adequada para o estudo de redes MTDC com múltiplos terminais [10], [21].

Quanto ao modo de operação dos conversores, optou-se pelo modo *grid-following* (GFL) em todos os terminais, em detrimento do modo *grid-forming* (GFM). Esta escolha fundamenta-se em três razões. Em primeiro lugar, o GFL é o modo predominante nas instalações VSC-HVDC atualmente em operação, sendo o mais documentado na literatura e o mais estável em configurações com múltiplos terminais síncronos [19]. Em segundo lugar, procura-se uma equivalência estrutural entre todos os conversores e os efeitos topológicos da rede. Em terceiro lugar, embora o GFM apresente vantagens reconhecidas para suporte de inércia sintética e operação *black-start* [19], estas qualidades não são alvo de análise nesta dissertação, não se justificando assim a complexidade acrescida para a sua inclusão em detrimento da pretendida similaridade entre todas as quatro estações conversoras.

### 3.2.2 Estratégia de Simulação

As simulações foram realizadas no domínio do tempo, com o *solver* configurado em modo de passo variável; mas com discretizacão dos elementos de potência imposta pelo bloco *PowerGui*, definido em modo discreto com passo fixo de $T_s = 0{,}5\,\mu$s. Este valor garante a captura das dinâmicas rápidas das malhas de corrente sem modelar explicitamente os eventos de comutação [7], [10].

A estratégia adotada consiste na execução de três simulações independentes sob uma perturbação comum, diferindo exclusivamente na lei de droop $V_{DC}$-P aplicada: a estratégia de droop base

($K_{base}$), com coeficiente estático, uniforme e constante; a estratégia de droop dinâmico bidirecional, na sua formulação linear original, com o ganho $K_d$ modulado em função da margem direcional de potência disponível (Secção 3.7.1); e a estratégia de droop dinâmico bidirecional com formulação energética-derivativa, que retoma o mesmo mecanismo de margem mas atua sobre o desvio quadrático de tensão (ou de potência, em $B_3$) e sobre a respetiva taxa de variação (Secção 3.7.2). A utilização da mesma perturbação nos três cenários é metodologicamente essencial: assegura que qualquer diferença observada na resposta é imputável apenas à estratégia de droop. Os detalhes operacionais, incluindo o perfil temporal da perturbação e os indicadores de desempenho, são apresentados na Secção 3.9.

### 3.2.3 Posicionamento Face à Literatura

A metodologia descrita reúne um conjunto de escolhas que importa posicionar explicitamente face à literatura, identificando o que distingue o modelo desta dissertação dos modelos adotados noutros trabalhos. Deste modo, três eixos merecem destaque:

#### Modelação das linhas DC

A maioria dos estudos de propagação de onda e de proteção em redes HVDC recorre a modelos de cabo $\pi$ multi-secção ou a modelos dependentes da frequência (FD-$\pi$), capazes de capturar fenómenos transitórios rápidos associados à ocorrência de defeitos DC e a reflexões em linhas de grande extensão [1], [2]. No contexto do presente trabalho, o modelo em "PI"representa uma opção natural dada a importância central assumida para a energia armazenada nas capacitâncias presentes na rede DC. Porém, observou-se que a agregação das capacitâncias das linhas com a capacitância dos conversores DC, e a modelização das linhas DC via ramo série R-L lumped em cada polo, permite obter uma simplificação na modelização sem impacto assinalável na precisão dos resultados, tendo sido portanto esta a solução adotada. Esta escolha suporta-se ainda no facto deste trabalho lidar com escalas temporais na ordem de algumas dezenas milissegundos a segundos, tornando pouco relevante os efeitos de propagação de onda em redes compactas, e cujo foco é a distribuição espacial estacionária e quase estacionária de $V_{DC}$, não os transitórios de comutação ou de defeito. A simplificação do modelo de linha não afeta o fenómeno de assimetria topológica, que depende fundamentalmente das quedas resistivas e da topologia em anel [17].

#### Modelação dos conversores

A literatura VSC-HVDC divide-se essencialmente em três níveis de fidelidade: modelos de comutação detalhada (com cada IGBT representado individualmente), modelos médios de comutação (*switching-average*, com modulação PWM explícita), e modelos médios dinâmicos (DAM - *Dynamic Average Modelling*) que substituem os semicondutores por fontes controláveis equivalentes [10], [21]. O modelo adotado situa-se no terceiro nível: a abordagem DAM permite simular redes com múltiplos terminais em tempos computacionais tratáveis, preservando a dinâmica relevante para o estudo do controlo de mais alto nível. A renúncia à modelação dos harmónicos de

comutação é coerente com o foco no estudo da partilha de potência e da distribuição espacial de $V_{DC}$.

#### Estratégia de droop

A literatura sobre controlo primário em redes MTDC inclui várias classes de droops adaptativos [31]. Algumas propostas centram-se no suporte de frequência da rede AC através da rede DC, estabelecendo uma relação explícita entre o desvio de frequência e a tensão DC e ajustando o coeficiente de droop, ou a própria referência de tensão DC, em função desse desvio ou da reserva de potência disponível [31]. Outras visam a partilha autónoma de potência baseada na margem de capacidade remanescente de cada terminal, frequentemente designada por *headroom*, modulando o coeficiente de forma proporcional a essa margem, de modo a que os terminais mais próximos do limite reduzam a sua participação de forma mais acentuada [31]. Existem ainda estratégias *dead-band* e *undead-band*, que combinam o droop de tensão com uma margem de tensão adicional, distinguindo explicitamente o comportamento em condições normais e perturbadas e oferecendo flexibilidade de modo entre controlo de tensão estrito e partilha de potência [31].

A estratégia de droop dinâmico bidirecional proposta nesta dissertação, cujo coeficiente $K_d$ é definido formalmente na Secção 3.7.1, distingue-se destas abordagens em três aspetos. Primeiro, para além das suas funções de suporte de frequência AC , tem como particularidade relevante a capacidade de contribuir para a redução da não uniformidade espacial, mas sim a redução da não uniformidade espacial de $V_{DC}$ inerente à topologia da rede DC, uma questão pouco abordada na literatura existente. Segundo, o ajuste do coeficiente de droop é calculado exclusivamente a partir de medições locais de potência e tensão, sem comunicação entre terminais nem conhecimento da topologia global, ao contrário de várias propostas que requerem infraestrutura de comunicação ou conhecimento centralizado do estado da rede. Terceiro, a estrutura multiplicativa do coeficiente assegura, por construção, que em regime estacionário a estratégia colapsa para o droop fixo, preservando as propriedades de estabilidade conhecidas do droop clássico e introduzindo modulação apenas durante transitórios.

Estas três escolhas, o modelo de linha simplificado, a abordagem DAM para os conversores e a estratégia de droop adaptativo descentralizado e local, definem em conjunto o lugar deste trabalho no espaço de soluções da literatura: um modelo de fidelidade média, orientado à investigação de um fenómeno espacial específico (a não uniformidade de $V_{DC}$) que tem recebido menos atenção do que os transitórios e o suporte de frequência.

## 3.3 Arquitetura do Sistema

### 3.3.1 Topologia global

O sistema MTDC, já apresentado na Figura 3.1, é constituído por quatro estações conversoras VSC interligadas segundo uma topologia em anel fechado, com quatro linhas DC idênticas. Os

barramentos $B_1$ e $B_4$ situam-se no lado esquerdo da malha (superior e inferior, respetivamente); $B_2$ e $B_3$ ocupam o lado direito.

### 3.3.2 Estrutura interna de cada terminal

Todos os barramentos partilham a mesma estrutura física interna, compreendendo um filtro AC de acoplamento, um conversor VSC modelado por DAM, um condensador no barramento DC e um conversor DAB que liga o barramento DC local à rede DC.Cada terminal connecta-se a uma rede AC equivalente representada por uma fonte de tensão trifásica ou um modelo de máquina síncrona equivalente. A modelação detalhada de cada subsistema é apresentada na Secção 3.4.

### 3.3.3 Caracterização funcional dos barramentos

Apesar da estrutura física comum, cada barramento desempenha um papel funcional distinto, conforme a Tabela 3.1.

Tabela 3.1: Caracterização funcional dos quatro barramentos.

| **Bus** | **Rede AC** | **Controlo** | **Droop P-f** | **Droop P-$V_{DC}$** | **Fonte $\omega_m$** |
|---|---|---|---|---|---|
| $B_1$ | Fonte AC ($-1$GW) | Controlo $P$ | Sim | Sim | — |
| $B_2$ | Máq. síncrona + HTG | Controlo $P$ | Sim | Sim | Fornece |
| $B_3$ | Fonte AC ($-1$ GW) | Slack ($V_{DC}$) | Não | Sim (invertido) | — |
| $B_4$ | Fonte AC ideal | Controlo $P$ | Sim | Sim | — |

O barramento $B_3$ funciona como *slack bus* DC, impondo a tensão nominal através de uma malha proporcional-integral (PI) dedicada que gera diretamente a referência de corrente ativa $i_d^*$. Ao contrário dos restantes terminais, $B_3$ não possui droop P-f, mas possui um droop $V_{DC}$-P que em vez de converter um desvio de tensão numa contribuição de potência, converte o desvio de potência medida face ao seu *setpoint* num ajuste da referência de tensão do próprio PI, detalhado na Secção 3.6.2. O barramento $B_2$ é o único que integra uma rede AC equivalente modelizada por uma máquina síncrona que será utilizada para modelar as perturbações de frequência que despoletarão as perturbações na rede DC necessárias para o estudo apresentado neste trabalho. Os barramentos $B_1$ e $B_4$ operam em modo *power-following*, com referência de potência fixa modulada pelas leis de droop $V_{DC}$-P e P-f locais.

## 3.4 Modelação dos Subsistemas de Potência

### 3.4.1 Conversor VSC

#### 3.4.1.1 Ponte de Conversão AC/DC

Os conversores VSC são modelados pela abordagem DAM, em que os semicondutores são substituídos por fontes controláveis equivalentes [10], [21].

Do lado AC, dado que todos os conversores operam em modo GFL, cada conversor é modelado por fontes de corrente controláveis ligadas à rede através de reatâncias de acoplamento. Esta escolha reflete a natureza do modo GFL: o conversor impõe a corrente, sincronizando-se com a tensão da rede via PLL [7], [10], [19]. Do lado DC, a corrente injetada no barramento DC, $I_{DC}$, resulta diretamente do balanço de potência instantânea entre os dois lados do conversor, como é ilustrado em (3.1), onde $v_a$, $v_b$, $v_c$ correspondem às tensões do lado AC aos terminais do conversor, $i_a$, $i_b$ e $i_c$ as correntes trocadas pelo conversor com a rede AC, e $P_{AC}$ é a potência trocada com a rede AC:

$$I_{DC} = \frac{v_a\, i_a + v_b\, i_b + v_c\, i_c}{V_{DC}} = \frac{P_{AC}}{V_{DC}}. \tag{3.1}$$

A Figura 3.2 mostra a implementação DAM do conversor VSC no *Simulink*: do lado AC as fontes de corrente controláveis ligadas à rede, e do lado DC a fonte de corrente $I_{DC}$ e o condensador do barramento.

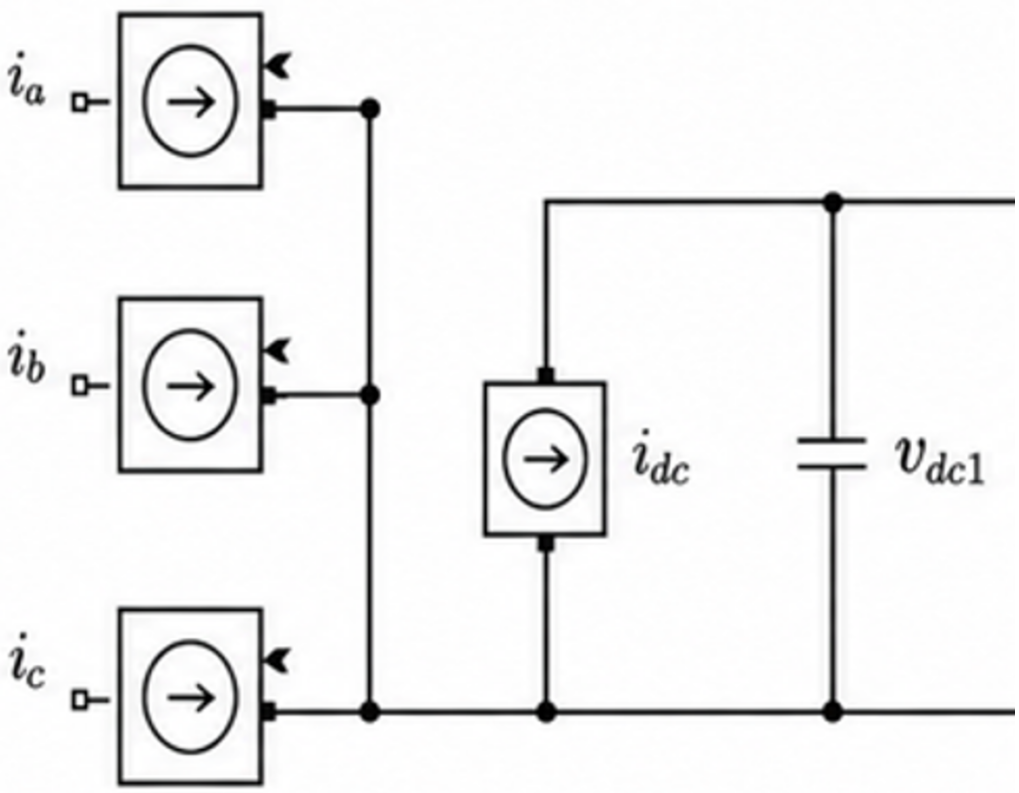



Figura 3.2: Modelo DAM do conversor VSC no *Simulink*: fontes de corrente controláveis do lado AC (modo GFL) e fonte de corrente $I_{DC}$ do lado DC por conservação de potência [10].

A corrente DC injetada no condensador resulta diretamente do balanço de potência instantânea entre o lado AC e o lado DC do conversor [10], [21]:

$$I_{DC} = \frac{1}{V_{DC}} \begin{bmatrix} v_{ab} - v_{ca},\ v_{bc} - v_{ab},\ v_{ca} - v_{bc} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} i_a \\ i_b \\ i_c \end{bmatrix} = \frac{P_{AC}}{V_{DC}}, \tag{3.2}$$

onde $v_{ab}$, $v_{bc}$, $v_{ca}$ são as tensões de fase-fase AC e $i_a$, $i_b$, $i_c$ as correntes AC do conversor. A tensão no barramento DC é então descrita por [10]:

$$V_{DC} = \frac{1}{C_{DC}} \int (I_{DC} + I_{DC,bus})\, dt, \tag{3.3}$$

onde $I_{DC,bus}$ é a corrente trocada com todos os dispositivos e redes ligados ao barramento DC, excluindo $I_{DC}$. A Figura 3.3 apresenta o bloco correspondente no *Simulink*.

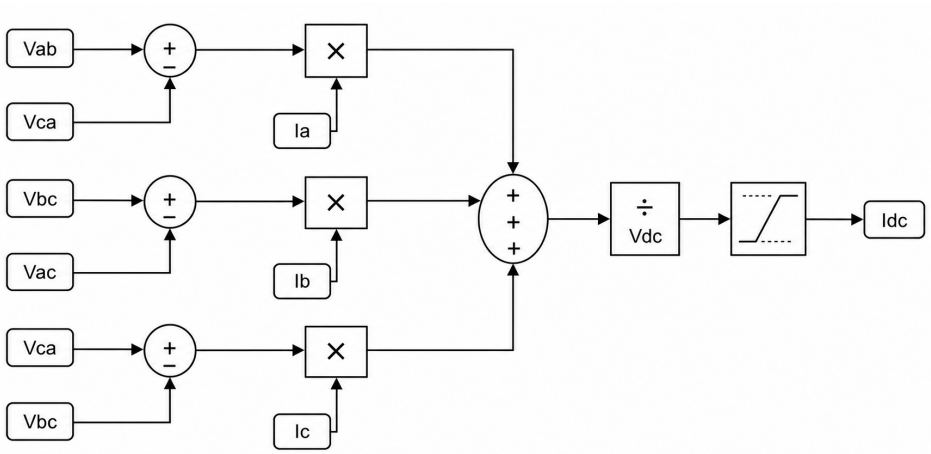



Figura 3.3: Bloco *Cálculo de IDC*: corrente DC calculada por balanço de potência instantânea AC/DC [10].

#### 3.4.1.2 Filtro AC de acoplamento

O filtro AC inserido em cada terminal de conversão AC/DC está ilustrado na Figura 3.4. Nele constam os dois elementos passivos fundamentais - a reatancia de acoplamento Lac em serie e um bloco RC shunt no lado esquerdo - e duas resistências "snubber"cujo propósito é melhorar o desempenho numérico da simulação computacional.

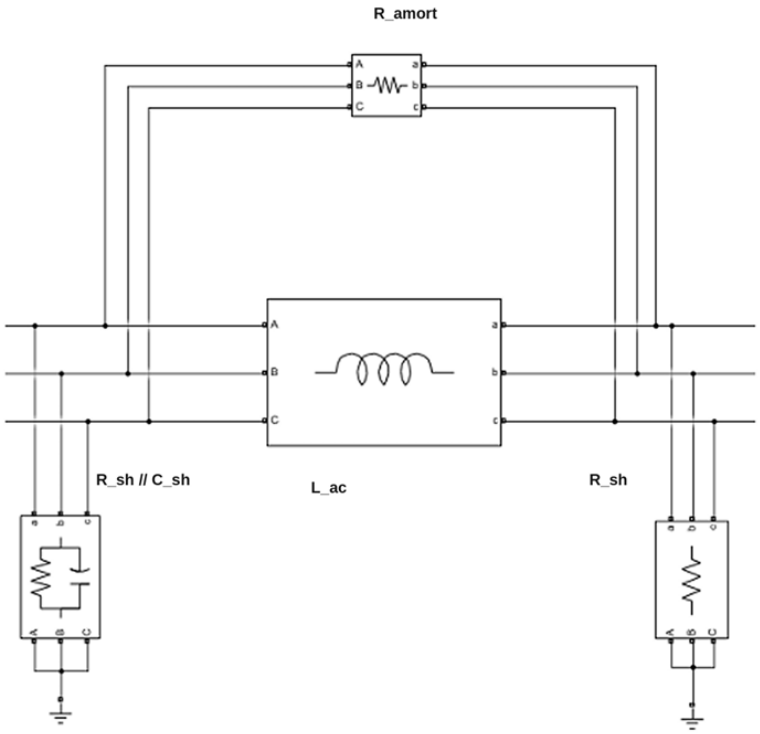



Figura 3.4: Filtro AC de cada terminal no *Simulink*: resistência trifásica no topo (paralelo), reatância de acoplamento $L_{ac}$ em série, bloco RC *shunt* à esquerda e resistência *shunt* à direita.

Embora o condensador CDC do barramento DC seja o elemento que confere à tensão DC a sua dinâmica de primeira ordem, governada pela equacão de balanco de potencia [1], [10], a reatância de acoplamento desempenha um papel determinante na dinâmica de controlo, condicionando os ganhos admissíveis nas malhas de corrente [7], [22]. O projeto numérico do filtro AC, incluindo o cálculo dos valores de $L_{ac}$ e $C_{ac}$ a partir das equações de impedância característica e frequência de ressonância, é apresentado na Secção 3.8.3.

### 3.4.2 Conversor DAB

Cada um dos quatro terminais integra um conversor DC/DC de Ponte Ativa Dupla (DAB), interno à estrutura do próprio barramento, interligando o condensador DC local às linhas DC que interligam o barramento com os barramentos vizinhos que integram a rede DC em anel. A topologia DAB foi selecionada por ser uma solução amplamente investigada que permite o controlo ativo da potência transferida no interior de cada terminal [1], [11]. Uma vez que o desenvolvimento de novas soluções de hardware para conversores DC/DC não é um objetivo desta dissertação, o modelo adotado baseia-se nos princípios de um conversor DAB ideal [10], [11], sendo esta estrutura idêntica nos quatro barramentos ($B_1$ a $B_4$).

A modelação do conversor segue a abordagem do Modelo Médio Dinâmico (DAM). Três elementos principais são identificados na estrutura do DAB: o conversor DC/AC do lado do condensador local, o transformador de alta frequência (HFT) e o conversor AC/DC do lado da interface de saída. A Figura 3.5 apresenta o diagrama de blocos do conversor segundo a abordagem DAM,

com as fontes controláveis em cada lado e o bloco intermédio que representa o HFT através do rácio de transformação $N$.

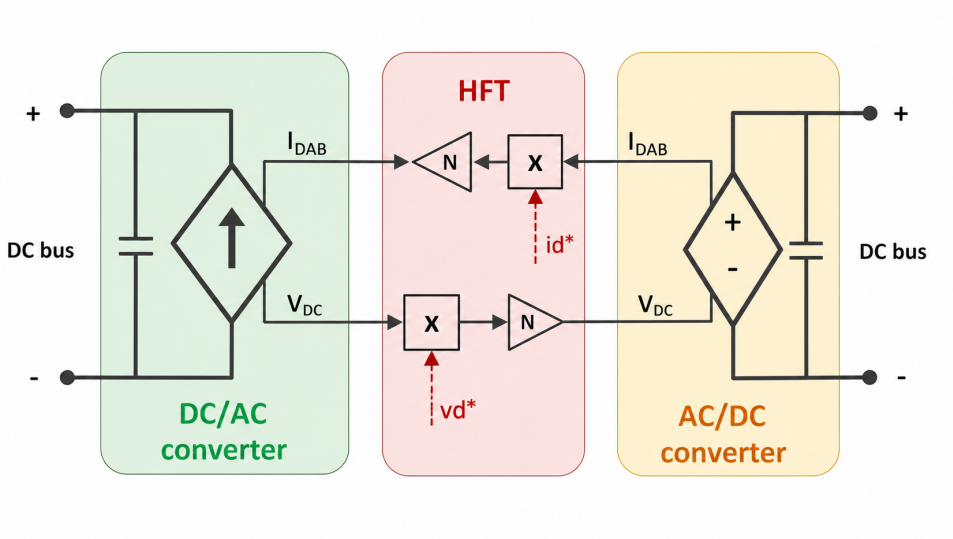



Figura 3.5: Diagrama de blocos do conversor DAB segundo a abordagem DAM: fontes controláveis de tensão e corrente em cada lado, ligadas pelo bloco intermédio que representa o HFT com rácio de transformação $N$. Estrutura idêntica em todos os barramentos ($B_1$ a $B_4$). Adaptado de [10].

A dinâmica interna do DAB é consideravelmente mais rápida do que a dinâmica associada às variações de tensão nos barramentos DC [10], [11]. Com base nesta propriedade, duas hipóteses são assumidas no modelo:

1. O DAB é modelado utilizando duas fontes controláveis independentes segundo a abordagem DAM [10], eletricamente independentes de forma a considerar o isolamento galvânico entre os dois lados.

2. As relações matemáticas do conversor DAB ideal são válidas, pelo que as malhas de controlo das variáveis de ciclo de trabalho e desfasamento são substituídas por malhas de controlo simplificadas, baseadas no balanço de potência instantâneo entre os dois lados.

Uma vez que o rácio de transformação do HFT é unitário ($N = 1$), a relação de balanço de potência entre os dois lados do DAB reduz-se a 3.4 de [10], [11]:

$$V_{DC} \cdot i_{dab4} = V_{DC2} \cdot i_{dab}, \tag{3.4}$$

onde $V_{DC}$ é a tensão medida no condensador DC local e $i_{dab4}$ a corrente medida na interface de saída para as linhas do anel. $V_{DC2}$ e $i_{dab}$ são as variáveis correspondentes, obtidas a partir de $V_{DC}$ e $i_{dab4}$ respetivamente, e aplicadas de forma cruzada: $V_{DC2}$ alimenta a fonte de tensão controlada da interface de saída, e $i_{dab}$ alimenta a fonte de corrente controlada do lado do condensador local,

garantindo o balanço expresso pela Equação (3.4) [10], [11]. Esta estrutura é replicada de forma idêntica nos quatro barramentos, não existindo distinção estrutural entre terminais.

A implementação em *Matlab/Simulink* traduz diretamente esta relação cruzada em dois ganhos unitários, sem necessidade de malhas de controlo adicionais, dado o pressuposto de dinâmica interna instantânea já estabelecido.

No circuito principal de cada terminal, o condensador DC local é alimentado por duas fontes de corrente controladas: uma correspondente à corrente do conversor de potência (Secção 3.4.1), e outra correspondente à saída $i_{dab}$ do modelo DAB. A tensão $V_{DC}$ medida neste condensador alimenta simultaneamente o bloco DAB (gerando $V_{DC2}$) e as malhas de controlo do terminal (Secção 3.5.2). A variável $V_{DC2}$, por sua vez, alimenta uma fonte de tensão controlada do lado da interface de saída, cujos terminais correspondem às saídas físicas do subsistema de cada barramento que se ligam diretamente às linhas do anel (Secção 3.4.3). Desta forma, o DAB constitui o elo interno entre a dinâmica de tensão do condensador, regulada pelo controlo do conversor, e a interface elétrica que liga cada terminal aos seus dois vizinhos na topologia em anel.

### 3.4.3 Linhas DC de transmissão

A rede DC é constituída por quatro linhas de transmissão que interligam os quatro barramentos segundo a topologia em anel fechado: $B_1$–$B_2$ (linha superior), $B_2$–$B_3$ (linha direita), $B_3$–$B_4$ (linha inferior) e $B_4$–$B_1$ (linha esquerda). Todas as linhas são idênticas em parâmetros, garantindo que as assimetrias de resposta observadas decorrem exclusivamente da configuração das injeções de potência e não de diferenças estruturais entre linhas [1], [2].

O sistema opera em configuração bipolar, pelo que cada linha de transmissão compreende dois condutores, polo positivo e polo negativo, cada um modelado por um ramo série *R*-*L* independente. No *Simulink*, os dois ramos de cada linha são agrupados visualmente, conforme a Figura 3.6. Esta representação, simples e direta, captura a resistência e a indutância do cabo em cada polo, sendo adequada para o estudo da dinâmica de corrente e das quedas de tensão nas frequências de interesse [1], [2].

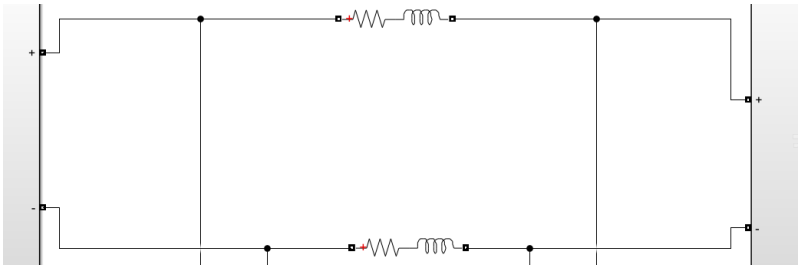


Figura 3.6: Modelo da linha DC de transmissão no *Matlab/Simulink*: dois ramos série $R_l$-$L_l$ independentes (polo positivo e polo negativo), agrupados numa área de identificação visual.

A resistência série é o elemento responsável pelas quedas de tensão entre nós e, portanto, pela não uniformidade espacial de $V_{DC}$ que constitui o objeto de estudo [1], [2], [17]. A indutância série

limita a taxa de variação da corrente e condiciona a resposta transitória às perturbações propagadas na rede DC [1].

A dinâmica da tensão em cada barramento DC resulta do balanço entre a corrente injetada pelo conversor VSC e as correntes que fluem para as linhas adjacentes [7], [17]:

$$C V_{DC} \frac{dV_{DC}}{dt} = P_{in} - P_{out}, \tag{3.5}$$

onde $C$ é a capacitância equivalente do barramento, $P_{in}$ a potência injetada pelo conversor e $P_{out}$ a potência que flui para as linhas. A capacitância equivalente $C$ resulta da agregação da capacitância do condensador do conversor com as meias capacitâncias dos segmentos de linha adjacentes, provenientes do modelo $\pi$ de cada linha DC. As linhas são modeladas como ramos série *R-L lumped* em cada polo, com as capacitâncias distribuídas de cada segmento divididas e alocadas aos barramentos adjacentes. Esta simplificação é adequada às escalas temporais consideradas neste trabalho, na ordem de dezenas de milissegundos a segundos, onde os efeitos de propagação de onda são pouco relevantes e o foco recai sobre a distribuição espacial estacionária e quase estacionária de $V_{DC}$, não os transitórios de comutação ou de defeito. A simplificação não afeta o fenómeno de assimetria topológica, que depende fundamentalmente das quedas resistivas e da topologia em anel [17]. Os valores numéricos de todos os parâmetros são apresentados na Seção 3.8.

### 3.4.4 Máquina síncrona e governador hidráulico

A máquina síncrona em $B_2$ é modelada pelo bloco *Synchronous Machine pu Standard*, com formulação de oitava ordem que inclui quatro estados de fluxo magnético, a velocidade angular $\omega_m$ e o ângulo de carga $\delta$ [1].

O governador hidráulico (HTG) implementa a relação de droop:

$$P_{mec} = P_{ref} - \frac{1}{R}(\omega - \omega_{nom}), \tag{3.6}$$

Um regulador automático de tensão (AVR) mantém a tensão nos terminais da máquina [1]. A velocidade $\omega_m$ é partilhada como sinal global com $B_3$ e $B_4$ [1].

### 3.4.5 Considerações simplificativas

A construção do modelo descrito envolveu o conjunto de considerações simplificativas enumerado de seguida.

1. O sistema é modelado em condições trifásicas balanceadas, coerente com o foco na dinâmica de potência e tensão DC [1], [7].

2. Os conversores são modelados sem perdas internas, assumindo conservação direta de potência entre os lados AC e DC [10].

3. Cada linha DC é modelada por dois ramos série *R-L* independentes (configuração bipolar) e as suas capacitâncias agregadas às capacitâncias de saída dos conversores AC/DC [1], [2].

4. Os fenómenos térmicos e de envelhecimento não são modelados.

5. A análise de defeitos DC está fora do âmbito do presente trabalho [13].

As implicações destas hipóteses para a validade das conclusões são discutidas na Secção 3.10.

## 3.5 Estruturas de Controlo

O controlo de cada conversor VSC opera em modo GFL, sendo responsável por regular a potência ativa e reativa trocada com a rede AC e por fazer a interface com o barramento DC. Dado que o desenvolvimento de controladores de baixo nível inovadores não constitui o foco desta dissertação, a arquitetura adotada privilegia a fidelidade dinâmica ao nível das grandezas de interesse, nomeadamente potências, tensões DC e referências de droop, sem detalhar a modulação interna dos semicondutores [10], [21].

### 3.5.1 Arquitetura de controlo GFL do conversor VSC

A cadeia de sinais de controlo, desde as medições até às fontes controláveis do modelo, segue o percurso seguinte, comum aos barramentos *power-following* $B_1$, $B_2$ e $B_4$:

1. As leis de droop $V_{DC}$-$P$ e $P$-f calculam, a partir do desvio de tensão DC e do desvio de frequência respetivamente, duas contribuições que se somam à referência de potência ativa do terminal $P_{ref}$ e ao valor de $P$ medido localmente no barramento DC, formando o erro de potência de entrada da malha de controlo do eixo direto (malha $d$).

2. Este erro é processado por um primeiro controlador PI, cuja saída é comparada com a corrente $I_{DC}$ medida, formando o erro de corrente que alimenta um segundo controlador PI, gerando a referência $i_d^*$.

3. Em paralelo, a malha $q$ compara a referência de tensão AC (nula) com o módulo $|V_{AC}|$ medido, gerando, após um PI dedicado, a referência $i_q^*$.

4. A transformação $dq0 \rightarrow abc$, com o ângulo $\omega t$ obtido a partir das grandezas AC medidas, converte $i_d^*$ e $i_q^*$ para o domínio trifásico, alimentando as fontes de corrente AC do DAM.

5. A corrente DC injetada no condensador é determinada por conservação de potência entre o lado AC e o lado DC do conversor, conforme a Equação (3.1).

6. A tensão do condensador local e a corrente medida na interface de saída alimentam o modelo DAB, que gera as variáveis $V_{DC2}$ e $i_{dab}$ aplicadas de forma cruzada às fontes controláveis da interface de linha, conforme descrito na Secção 3.4.2.

O barramento $B_3$, opera em modo *slack* e segue um percurso distinto: o passo 1 é substituído por um droop $V_{DC}$-P invertido (Secção 3.6.2), que converte o desvio de potência medida face ao *setpoint* de $B_3$ numa correção da referência de tensão; o passo 2 é substituído por uma malha proporcional-integral (PI) de regulação direta de $V_{DC}$, sem malha de corrente interna, que gera $i_d^*$ a partir do erro $V_{DC}$ - ($V_{DCref}$ + $V_{droop,B_3}$); a malha $q$ (passo 3) e os restantes passos (4-6) mantêm-se iguais aos dos outros três barramentos.

### 3.5.2 Arquitetura de controlo do conversor GFL

O modelo médio do conversor de potência AC/DC é implementado com fontes de corrente controláveis, pelo que os sinais de controlo de tensão de baixo nível não são representados nos modelos desenvolvidos; em alternativa, são modelados sinais de controlo de corrente de baixo nível. Esta particularidade simplifica a modelação de um controlo GFL no ambiente *MATLAB/Simulink* sem comprometer a dinâmica esperada para o conversor [10], [21].

A Figura 3.7 mostra o bloco de cálculo da corrente trifásica de referência $I_{abc}$ para os barramentos $B_1$, $B_2$ e $B_4$. A componente $i_d^*$ é gerada por uma estrutura em cascata de duas malhas de controlo: uma malha externa, que converte o erro de potência numa referência de corrente, e uma malha interna, que regula essa corrente face à corrente $I_{DC}$ medida. Esta arquitetura em cascata, com a malha interna de corrente mais rápida do que a malha externa, segue a estrutura clássica de controlo de conversores VSC descrita na literatura [4], [7]. A componente $i_q^*$ (Controlo de Q) segue uma malha única, com saturação aplicada à sua saída antes da transformação $dq0 \rightarrow abc$.

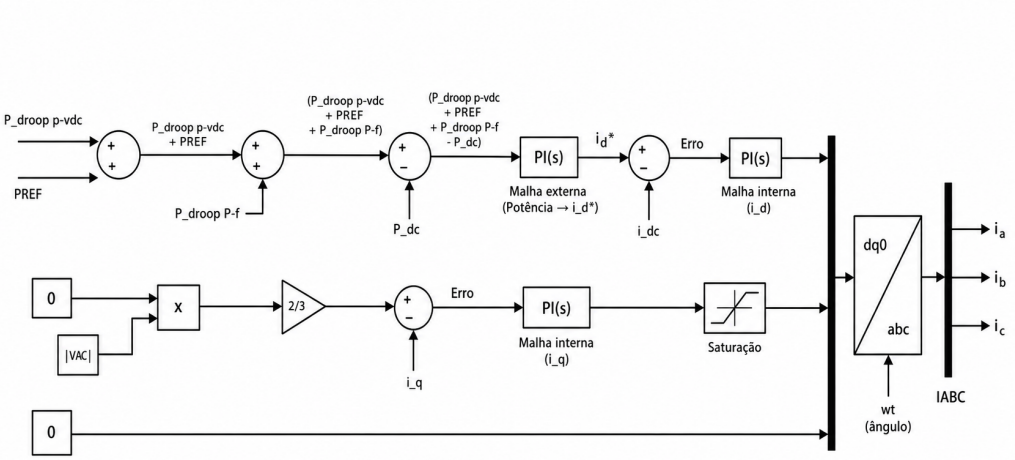



Figura 3.7: Bloco *Cálculo de Iabc* para $B_1$, $B_2$ e $B_4$: componente $i_d^*$ com malha externa (potência) e malha interna (corrente) em cascata; componente $i_q^*$ com malha única e saturação; transformação $dq0 \rightarrow abc$ final.

**Controlo de $V_{DC}$/P**

Em $B_1$, $B_2$ e $B_4$, o erro de potência resulta da soma sucessiva de $P_{ref}$ com as contribuições dos droops $V_{DC}$-P e P-f (Secção 3.6), subtraída da potência $P_{DC}$ medida localmente no barramento DC:

$$e_P = P_{ref} + P_{droop,V_{DC}} + P_{droop,P\text{-}f} - P_{DC}. \tag{3.7}$$

A componente $i_d^*$ é gerada por uma estrutura em cascata de duas malhas de controlo a partir deste erro. A malha externa, um regulador PI, converte $e_P$ numa referência intermédia de corrente:

$$i_{d,ext}^* = \left(K_{p,P} + \frac{K_{i,P}}{s}\right) e_P. \tag{3.8}$$

Esta referência é comparada com a corrente $I_{DC}$ medida, formando o erro $(i_{d,ext}^* - I_{DC})$ que alimenta a malha interna de corrente, um segundo regulador PI cuja saída, saturada, constitui a referência final $i_d^*$:

$$i_d^* = \left[\left(K_{p,i} + \frac{K_{i,i}}{s}\right)\left(i_{d,ext}^* - I_{DC}\right)\right]_{sat}. \tag{3.9}$$

No barramento $B_3$ (*slack*),a estrutura de controlo possui um funcionamento distinto devido à sua função distinta de controlo direto da tensão DC. Porém, preserva-se o objetivo de obter uma formulação que permita uma resposta equivalente tanto quanto possível aos restantes terminais de conversão AC/DC, de forma a reduzir o impacto das calibrações particulares a cada barramento na resposta às perturbações a desencadear na rede DC. Posto isto, o controlador droop P-f permanece desativado e o controlador droop que relaciona a tensão DC com a potência ativa assume uma configuração invertida face às implementadas em B1, B2 e B4 - droop $V_{DC}$-P - descrito em detalhe na secção 3.6.2. O desvio de potência medida face ao *setpoint* de $B_3$, $(P_{DC,B_3} - P_{ref,B_3})$, é convertido numa correção de tensão $V_{droop,B_3}$ através do inverso do ganho do droop comum aos restantes barramentos. Esta correção soma-se à tensão nominal, formando a referência efetiva $V_{DC,ref,B_3} = V_{DC,nom} + V_{droop,B_3}$, e a componente $i_d^*$ regula diretamente a tensão do barramento DC face a esta referência. O erro $(V_{DC,B_3} - V_{DC,ref,B_3})$ é processado por um único regulador proporcional-integral (PI), sem malha de corrente interna adicional, gerando $i_d^*$ diretamente após o atraso de uma amostra:

$$i_d^*(B_3) = \left(K_{p,V} + \frac{K_{i,V}}{s}\right)\left(V_{DC,B_3} - V_{DC,nom} - V_{droop,B_3}\right); \quad i_d^* \in [-I_{sat}, I_{sat}]. \tag{3.10}$$

A ausência de malha de corrente interna em $B_3$ é justificada pela sua função de regulação direta de tensão, que dispensa a referência intermédia de corrente característica dos terminais *power-following* [4]. Os valores numéricos de $K_{p,P}$, $K_{i,P}$, $K_{p,i}$, $K_{i,i}$, $K_{p,V}$, $K_{i,V}$ são apresentados na Secção 3.8. O terminal B3 não gera I*d a partir de um erro de potência (Equação 3.7), como acontece nos terminais B1, B2 e B4: a potência medida entra apenas indiretamente, através do termo $V_{droop,B_3}$ que corrige a referência de tensão, e não como componente direta do erro processado pelo regulador. A componente $i_q^*$ (Controlo de Q), pelo contrário, é implementado de forma idên-

tica em $B_3$ e nos restantes três barramentos, não havendo qualquer diferenciação estrutural nessa componente.

Esta distinção decorre da função de *slack* desempenhada por $B_3$, e não de uma calibração ou parametrização distinta: a regulação direta de $V_{DC}$ exige uma arquitetura de malha diferente da dos terminais *power-following*, ainda que os parâmetros que a governam sejam determinados pelos mesmos princípios aplicados aos restantes três.

A Figura 3.8 mostra o bloco correspondente para o barramento $B_3$, onde a componente $i_d^*$ é gerada pela malha PI de regulação de $V_{DC}$ em substituição do canal de potência em cascata dos restantes barramentos.

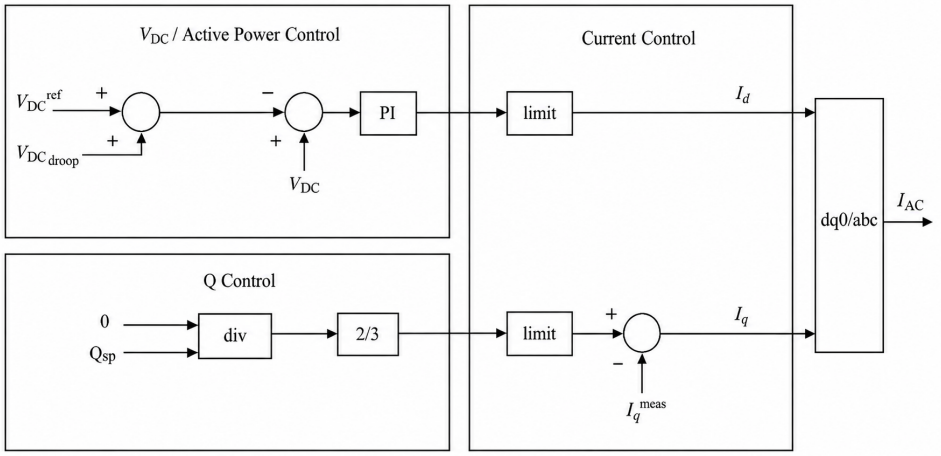



Figura 3.8: Bloco *Cálculo de IABC* para o barramento *slack* $B_3$: componente $i_d^*$ gerada por um único PI de regulação de $V_{DC}$ (Equação 3.10), sem malha de corrente interna, em substituição da componente de potência em cascata dos restantes barramentos. A componente $i_q^*$ (Controlo de Q) é idêntica ao dos restantes três barramentos.

### Controlo de Q

Esta estrutura é comum aos quatro barramentos e regula a componente em quadratura da corrente de referência ($i_q^*$) com base no módulo da tensão AC medida. O produto entre a referência nula de tensão AC e o módulo $|V_{AC}^+|$ medido é escalado por um ganho de $2/3$ e saturado; o resultado é subtraído da corrente $i_q$ medida, e o erro resultante é processado por um regulador PI que gera $i_q^*$:

$$i_q^* = \frac{2}{3}\frac{Q_{ref}}{|V_{AC}^+|}. \tag{3.11}$$

**Controlo de corrente**

A corrente trifásica de referência $i^*_{abc}$ é obtida aplicando a transformação inversa de *Park* $A_P^{-1}$ às componentes $i^*_d$ e $i^*_q$:

$$i^*_{abc} = A_P^{-1} \begin{bmatrix} i^*_d \\ i^*_q \\ 0 \end{bmatrix}, \tag{3.12}$$

onde $A_P^{-1}$ é a matriz de transformação inversa de *Park* e $\omega t$ é a posição angular medida a partir das grandezas AC do conversor.

As transformações de *Park* direta e inversa são definidas por [7], [10]:

$$A_P = \frac{2}{3} \begin{bmatrix} \sin(\omega t) & \sin(\omega t - \frac{2\pi}{3}) & \sin(\omega t + \frac{2\pi}{3}) \\ \cos(\omega t) & \cos(\omega t - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\omega t + \frac{2\pi}{3}) \\ \frac{1}{2} & \frac{1}{2} & \frac{1}{2} \end{bmatrix}, \tag{3.13}$$

$$A_P^{-1} = \begin{bmatrix} \sin(\omega t) & \cos(\omega t) & 1 \\ \sin(\omega t - \frac{2\pi}{3}) & \cos(\omega t - \frac{2\pi}{3}) & 1 \\ \sin(\omega t + \frac{2\pi}{3}) & \cos(\omega t + \frac{2\pi}{3}) & 1 \end{bmatrix}. \tag{3.14}$$

A Tabela 3.2 sintetiza as diferenças entre as estruturas de controlo dos dois tipos de barramento.

Tabela 3.2: Comparação das estruturas de controlo por barramento.

| **Estrutura** | $B_3$ **(*slack*)** | $B_1$**,** $B_2$**,** $B_4$ |
|---|---|---|
| Controlo $V_{DC}$/P | PI único sobre $(V_{DC,B_3} - V_{DC,nom} - V_{droop,B_3})$ $\rightarrow i^*_d$ direto | Malha externa (potência) + malha interna (corrente) em cascata $\rightarrow i^*_d$ |
| Malha de corrente interna | Não | Sim (2º PI, erro $i^*_d - I_{DC}$ medido) |
| Controlo de Q | Idêntico | Idêntico |
| Droop $V_{DC}$-P | Ativo, forma invertida (potência $\rightarrow$ tensão) | Ativo, forma direta (tensão $\rightarrow$ potência) |
| Droop P-f | Desativado | Ativo |

### 3.5.3 Conversor DAB como interface entre o conversor VSC e a rede DC

O conversor DC/DC DAB constitui a interface entre o conversor VSC e a rede DC, sendo a estrutura descrita na secção (Secção 3.4.2)adotada nos 4 terminais. Assim, qualquer impacto diferenciador sobre a regulação da tensão do condensador DC do lado da rede DC advirá da atuação dos controladores do conversor VSC (com especial destaque para as diferenças entre o barramento slack bus $B_3$ e os restantes) e não do conversor DAB. A tensão VDC medida diretamente no condensador local dos barramentos DC em B1, B2, B3 e B4, resulta do balanço físico das correntes injetadas e absorvidas segundo a equação ( 3.3). A evolução da tensão no condensador DC do lado da rede DC é, portanto, uma consequência passiva do desequilíbrio de potência, não o alvo direto de nenhuma malha de realimentação.

Posto isto, a potência que flui pelo conversor VSC e consequentemente pelo conversor DC/DC DAB é regulada pelas malhas de controlo do conversor VSC. Neste aspeto, o conversor VSC do terminal B1, pela sua função de slack bus, regula a sua potência por atuação sobre o erro entre a tensão DC e uma referência de acordo com a equação 3.10, tal como o controlador droop, descrito na secção 3.6.2, ao passo que os conversores VSC nos terminais B1, B2 e B4 procuram regular a potência trocada com a rede DC em função da tensão DC medida no seu ponto de ligação da rede DC. Contudo, pretende-se que a resposta dos controladores dos conversores VSC de todos os terminais atinjam a melhor equivalência de resposta possível no que respeita à resposta tensão DC - Potência ativa.

## 3.6 Leis de Droop Base

De forma a criar mecanismos de regulação de potência na rede MTDC, recorrem-se a controladores droop incorporados nos conversores VSC dos 4 terminais AC/DC. Droops P-f (domínio AC) e P-$V_{DC}$ (domínio DC) são incorporados nos terminais $B_1$, $B_2$ e $B_4$, ao passo que um droop VDC-P é incorporado no terminal B3. Estes controladores droop constituem em conjunto o nível de controlo primário do sistema, garantindo a partilha de potência de forma descentralizada e sem necessidade de comunicação entre terminais [1], [7], [9], [15].

O controlo primário por droop baseia-se na incorporação de regras de controlo proporcionais nos conversores da rede, com o objetivo de regular grandezas como a potência, tensão DC e frequência [10], [17]. Os controladores de droop são definidos de acordo com uma característica linear com limites de saturação, conforme ilustrado na Figura 3.9.

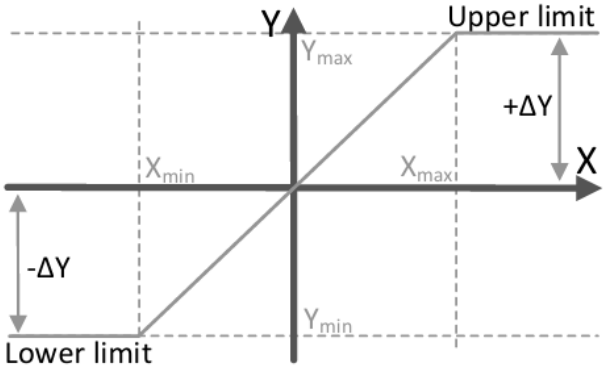



Figura 3.9: Característica linear dos controladores de droop: saída $Y$ em função da variável de entrada $X$, com declive $m_d$ e limites de saturação $Y_{min}$, $Y_{max}$. Adaptado de [10].

A lei de controlo de cada droop é definida por [10]:

$$Y = \begin{cases} Y_{min} & \text{se } X \leq X_{min} \\ m_d\,(X - X_{min}) + Y_{min} & \text{se } X \in ]X_{min}, X_{max}[ \\ Y_{max} & \text{se } X \geq X_{max} \end{cases} \tag{3.15}$$

onde $m_d$ é o declive do controlador de droop, $Y$ é a grandeza de saída e $X$ é a variável de entrada. Os limites $Y_{min}$, $Y_{max}$, $X_{min}$ e $X_{max}$ definem a zona de operação linear do controlador. Ambos os droops são configurados com a mesma percentagem de regulação nominal.

### 3.6.1 Droop P-f

O droop P-f constitui o mecanismo de controlo primário aplicado no domínio AC. É aplicado aos barramentos $B_1$, $B_2$ e $B_4$ (*power-following*), encontrando-se desativado em $B_3$ (*slack*). Este mecanismo baseia-se no princípio, segundo o qual, os desvios de frequência em relação ao valor nominal devem ser compensados através de ajustes na referência de potência ativa dos conversores [1], [3], [7]. A implementação no *Simulink* segue a seguinte forma:

$$P_{droop,P\text{-}f,i} = (f_i - f_{nom}) \times K_{i,pf}, \qquad i \in \{B_1, B_2, B_4\}, \tag{3.16}$$

onde $f_i$ representa a frequência medida localmente no barramento $i$, $f_{nom} = 50$ Hz corresponde à frequência nominal, e $K_{i,pf}$ é o ganho do droop, comum aos três terminais:

$$K_{i,pf} = \frac{P_{nom}}{R_{droop} \times f_{nom}} \tag{3.17}$$

onde $R_{droop}$ corresponde ao coeficiente de droop do mecanismo P-f.

A saída deste bloco, $P_{droop,P\text{-}f,i}$, entra como termo independente na soma que forma o erro de potência de cada barramento, conforme apresentado na Equação 3.7, juntamente com $P_{ref,i}$ e $P_{droop,V_{DC},i}$. Não existe, portanto, nenhum *offset* embutido dentro do próprio bloco de droop, sendo o ponto de operação de cada terminal definido pelo valor de $P_{ref,i}$, somado separadamente, conforme descrito na Secção 3.5.2.

A frequência $f_i$ é obtida localmente a partir das grandezas AC medidas em cada terminal, não sendo partilhada entre barramentos, uma vez que os lados AC dos quatro terminais são eletricamente independentes. Assim, um desvio de frequência originado em $B_2$ (a máquina síncrona) não se propaga diretamente aos restantes terminais através da rede AC, propagando-se apenas o desvio de tensão DC ($\Delta V_{DC}$) através das linhas do anel [1], [10].

### 3.6.2 Droop $V_{DC}$-P e P-$V_{DC}$

O droop $V_{DC}$-P e P-$V_{DC}$ constituem o mecanismo de controlo primário aplicado no domínio DC. O droop P-$V_{DC}$ converte um desvio de tensão numa contribuição de potência em $B_1$, $B_2$ e $B_4$, enquanto que no terminal slack ($B_3$), o droop VDC-P converte um desvio de potência numa correção de tensão. Apesar de distintos, pretende-se com estes controladores droop, de forma direta ou indireta e o mais equivalente possível, transformar desvios de tensão DC em relação ao valor nominal em ações de regulação de potência ativa do conversor, constituindo um conceito análogo ao droop P-f no domínio AC [2], [9], [15]. Este tipo de controladores já são atualmente amplamente adotados em sistemas VSC-HVDC como estratégia de controlo primário descentralizado para regulação de $V_{DC}$ e partilha de potência [2], [9].

**Formulação em $B_1$, $B_2$ e $B_4$**

Através do droop P-$V_{DC}$ implementado em $B_1$, $B_2$ e $B_4$, o desvio da tensão medida face ao valor nominal é convertido numa contribuição de potência, que entra como termo independente na soma que forma o erro de potência de cada barramento, conforme apresentado na Equação 3.7, juntamente com $P_{ref,i}$ e o droop P-f. A lei implementada é a seguinte:

$$P_{droop,V_{DC},i} = (V_{DC,i} - V_{DC,ref}) \times K_i, \qquad i \in \{B_1, B_2, B_4\}, \tag{3.18}$$

onde $V_{DC,i}$ corresponde à tensão medida no barramento $i$, $V_{DC,nom}$ corresponde à tensão de referência, e $K_i$ é o ganho do droop, comum aos três terminais, calculado no *Simulink* da seguinte forma:

$$K_i = \frac{R_{droop} \times P_{nom}}{V_{DC,ref}} \tag{3.19}$$

onde $R_{droop}$ corresponde ao coeficiente de droop.

**Formulação em $B_3$**

No barramento $B_3$ (*slack*), o droop $V_{DC}$-P deverá assumir uma parametrização invertida de forma a se obter uma equivalência de resposta com os controladores droop P-$V_{DC}$ existentes em $B_1$, $B_2$ e $B_4$. Em vez de converter um desvio de tensão numa contribuição de potência, o droop $V_{DC}$-P converte o desvio de potência medida face ao *setpoint* de $B_3$ numa correção da própria referência de tensão do regulador PI descrito na Equação 3.10:

$$V_{droop,B_3} = \left(P_{DC,B_3} - P_{ref,B_3}\right) \times K_{inv}, \tag{3.20}$$

onde $P_{DC,B_3}$ corresponde à potência medida no barramento, $P_{ref,B_3}$ ao setpoint de potência de $B_3$, e $K_{inv}$ ao ganho do droop invertido, calculado da seguinte forma:

$$K_{inv} = \frac{R_{droop} \times V_{DC,nom}}{P_{nom}} \tag{3.21}$$

Refira-se que $K_{inv}$ não corresponde ao inverso aritmético de $K_i$, uma vez que os dois ganhos resultam de fórmulas distintas, ainda que ambas parametrizadas pelo mesmo coeficiente de droop $R_{droop}$. Esta correção soma-se à tensão DC de referência, formando a referência efetiva $V_{DC,ref,B_3} = V_{DC,ref} + V_{droop,B_3}$, utilizada no erro do regulador PI. Em regime estacionário, quando $P_{DC,B_3} = P_{ref,B_3}$, verifica-se $V_{droop,B_3} = 0$ e $V_{DC,ref,B_3} = V_{DC,ref}$, preservando o comportamento de *slack* puro nesse ponto de operação. Esta formulação é apresentada em conjunto com o regulador PI de $B_3$ na Secção 3.5.2.

## 3.7 Estratégia de droop dinâmico

### 3.7.1 Estratégia de droop dinâmico bidirecional

A estratégia de droop dinâmico bidirecional visa reduzir a assimetria de resposta entre terminais da corrente topologia da rede, sem recurso a nenhum coeficiente calibrado a partir de resultados prévios. Mais concretamente, face a perturbações de tensão propagadas na rede MTDC, a estratégia de droop dinâmico bidirecional tem como propriedade principal a redução da resposta de potência requerida aos terminais AC/DC à medida que se aproximam dos seus limites nominais, transferindo uma maior parte do ónus para os terminais AC/DC com maiores margens de potência disponíveis. Em vez de um coeficiente fixo, o ganho de droop é recalculado em cada passo de simulação a partir de medições locais de potência e tensão, sem qualquer conhecimento prévio da assimetria da rede e sem comunicação entre barramentos. Ao contrário de uma formulação baseada em rácios normalizados independentes calculados face ao ponto de operação nominal, esta estratégia assenta numa margem direcional única, que distingue explicitamente entre a capacidade de aumentar e de diminuir a potência injetada, sendo aplicada aos quatro barramentos do sistema.

#### 3.7.1.1 Convenção de sinais

Adota-se a convenção segundo a qual $P > 0$ corresponde a um trânsito de potência em direção ao *link* DC, ou seja, potência a entrar no barramento DC. Esta convenção é determinante para a definição correta da direção da ação de controlo, apresentada de seguida.

#### 3.7.1.2 Direção da ação de controlo

Define-se o erro de tensão DC como:

$$e_v = V_{DC} - V_{DC,ref}. \tag{3.22}$$

Com a convenção adotada, se a tensão DC se encontrar acima da referência, o *link* DC apresenta excesso de energia, devendo a potência em direção ao *link* DC diminuir. Se a tensão DC se encontrar abaixo da referência, o *link* DC necessita de energia, devendo a potência em direção ao *link* DC aumentar. A Tabela 3.3 sintetiza esta correspondência entre o sinal do erro de tensão, a interpretação física, a ação desejada e a margem de potência relevante em cada caso.

Tabela 3.3: Correspondência entre o erro de tensão, a interpretação física, a ação de controlo desejada e a margem relevante.

| **Condição** | **Interpretação física** | **Ação desejada** | **Margem relevante** |
|---|---|---|---|
| $e_v > 0$ | $V_{DC}$ acima da referência; excesso de energia no *link* DC. | Reduzir $P$ ($\Delta P < 0$). | $H^-$, margem até $P_{min}$ |
| $e_v < 0$ | $V_{DC}$ abaixo da referência; falta de energia no *link* DC. | Aumentar $P$ ($\Delta P > 0$). | $H^+$, margem até $P_{max}$ |

#### 3.7.1.3 Lei de droop com margem direcional

As margens disponíveis para aumentar ou diminuir a potência numa dada estação de conversão AC/DC são definidas por:

$$H^+ = P_{max} - P_f, \qquad H^- = P_f - P_{min}, \tag{3.23}$$

onde $P_f$ representa a potência ativa medida localmente, e $P_{max}$ e $P_{min}$ correspondem aos limites de potência da estação conversora (Secção 3.8.5), que definem a escala de normalização face à qual as margens direcionais são calculadas. A margem $H^+$ mede a capacidade ainda disponível para aumentar $P$, enquanto a margem $H^-$ mede a capacidade ainda disponível para diminuir $P$. Para evitar uma seleção abrupta entre estas duas margens, adota-se uma ponderação suave baseada na função tangente hiperbólica, aplicada ao erro de tensão linear definido na Equação 3.22:

$$e_s = 0{,}01 \times V_{DC,ref}, \qquad w^+ = \frac{1}{2}\left[1 - \tanh\left(\frac{e_v}{e_s}\right)\right], \tag{3.24}$$

As duas margens direcionais são então combinadas numa única margem global, $H_d$, em vez de uma delas ser selecionada explicitamente consoante o sinal do erro de tensão: $H_d$ combina $H^+$ e $H^-$ através da ponderação contínua $w^+$, resultando num único valor escalar que reflete, a cada instante, a margem efetivamente relevante para a direção predominante da perturbação. Quando $e_v$ é claramente negativo ou positivo, $H_d$ aproxima-se, respetivamente, de $H^+$ ou de $H^-$; na proximidade do erro nulo, dentro da zona de transição definida por $e_s$, $H_d$ assume um valor intermédio entre as duas margens, evitando a descontinuidade que resultaria de uma seleção discreta:

$$H_d = w^+ H^+ + (1 - w^+) H^-. \tag{3.25}$$

Esta grandeza é, por isso, a que é normalizada e processada nas equações seguintes para determinar o ganho dinâmico aplicado em cada barramento.

Desta forma, para erros de tensão negativos, $w^+$ tende para 1 e a margem utilizada aproxima-se de $H^+$; para erros de tensão positivos, $w^+$ tende para 0 e a margem utilizada aproxima-se de $H^-$. A transição entre as duas margens é contínua, evitando saltos no ganho dinâmico. Note-se que $e_v$ possui uma formulação linear, e não quadrática: o argumento da tangente hiperbólica é assim adimensional por construção, preservando a interpretação direta do parâmetro $e_s$ discutida de seguida.

#### 3.7.1.4 Papel do parâmetro $e_s$

O parâmetro $e_s$ define a largura da zona de transição entre as duas margens $H^+$ e $H^-$. Dado que a tangente hiperbólica varia sobretudo quando o seu argumento se encontra aproximadamente entre $-2$ e $+2$, a transição principal entre margens ocorre aproximadamente no intervalo $-2e_s \leq e_v \leq 2e_s$, centrado em torno do erro nulo. Esta escolha reduz a sensibilidade da seleção da margem a ruído de medição e evita mudanças bruscas no ganho de droop quando $e_v$ cruza o valor nulo.

#### 3.7.1.5 Ganho dinâmico e formulação por barramento

A margem direcional é normalizada por:

$$m = \text{sat}\left(\frac{H_d}{H_{ref}}, 0, 1\right), \tag{3.26}$$

sendo em seguida processada pela função cúbica suave:

$$f(m) = 3m^2 - 2m^3. \tag{3.27}$$

O ganho dinâmico assume, contudo, uma formulação distinta consoante o barramento, refletindo os papéis funcionais diferenciados dos terminais *power-following* e do terminal *slack*.

Em $B_1$, $B_2$ e $B_4$, o ganho dinâmico multiplica diretamente o erro de tensão em relação à referência:

$$P_{droop,i} = K_d\left(V_{DC,i} - V_{DC,ref}\right), \qquad K_d = \text{sat}\left[(2f(m))^3, 0, 1\right] \times K_i, \tag{3.28}$$

Em $B_3$, o ganho assume a forma inversa, aplicada ao erro de potência:

$$P_{droop,B_3} = K_d\left(P_{f,B_3} - P_{ref,B_3}\right), \qquad K_d = \text{sat}\left[\frac{1}{(2f(m))^3}, 0, 1\right] \times K_{inv}. \tag{3.29}$$

Em ambos os casos, a saturação entre 0 e 1 é aplicada antes da multiplicação pelo respetivo coeficiente base, garantindo que o ganho dinâmico se mantém sempre limitado, mesmo quando $f(m)$ se aproxima de zero.

Esta distinção entre as duas formulações traduz-se num comportamento complementar entre os terminais *power-following* e o terminal *slack*: quando a margem direcional se encontra confortável ($m$ próximo de 1), o ganho em $B_1$, $B_2$ e $B_4$ satura no valor máximo, correspondendo a uma resposta mais agressiva, enquanto o ganho em $B_3$ tende para o seu valor mínimo saturado. Inversamente, quando a margem direcional se aproxima do esgotamento ($m$ próximo de 0), o ganho nos terminais *power-following* tende para zero, atenuando a resposta do droop à medida que o barramento se aproxima do seu limite de potência, enquanto o ganho em $B_3$ satura no valor máximo, reforçando a sua função de regulação de tensão precisamente quando os restantes terminais dispõem de menor margem de atuação.

Uma vez que todas as grandezas envolvidas ($P_f$, $V_{DC}$) são medidas localmente, e os parâmetros $P_{max}$, $P_{min}$, $H_{ref}$ e $e_s$ são comuns a todos os barramentos, o mesmo algoritmo pode ser aplicado de forma idêntica em todos os terminais, sem calibração individual. Os resultados obtidos com esta estratégia são apresentados no Capítulo 4.

### 3.7.2 Droop Dinâmico com Base na Energia Armazenada

A estratégia de droop dinâmico bidirecional apresentada na Secção 3.7.1 foi posteriormente reformulada de modo a incorporar explicitamente a relação entre a tensão DC e a energia arma-

zenada nas capacitâncias da rede, discutida na Secção 2.3.2 do Capítulo 2. Esta reformulação mantém integralmente o mecanismo de margem direcional descrito nas Equações ( 3.22) a ( 3.27), alterando apenas a componente adicional introduzida nos terminais *power-following*, agora proporcional à taxa de variação da energia armazenada.

#### 3.7.2.1 Fundamentação Energética

Para uma capacitância equivalente aproximadamente constante, a energia armazenada num barramento DC é proporcional ao quadrado da tensão, $E_{DC} = \frac{1}{2} C_{DC} V_{DC}^2$. A derivada temporal de $V_{DC}^2$ está diretamente relacionada com o desequilíbrio instantâneo de potência, conforme a Equação 2.6. A formulação energética parte do balanço de potência no condensador DC. A energia armazenada num condensador de capacidade $C$ é dada por:

$$E = \frac{1}{2} C V_{DC}^2, \tag{3.30}$$

pelo que o desvio de energia em relação ao ponto de operação nominal $V_{DC,ref}$ é:

$$\Delta E = \frac{1}{2} C \left( V_{DC}^2 - V_{DC,ref}^2 \right). \tag{3.31}$$

Linearizando em torno de $V_{DC,ref}$, obtém-se:

$$V_{DC}^2 - V_{DC,ref}^2 = \left( V_{DC} - V_{DC,ref} \right) \left( V_{DC} + V_{DC,ref} \right) \approx 2 V_{DC,ref} \left( V_{DC} - V_{DC,ref} \right), \tag{3.32}$$

onde se recorre à aproximação $V_{DC} + V_{DC,ref} \approx 2 V_{DC,ref}$, válida na vizinhança do ponto nominal. O erro de energia linearizado é assim proporcional ao erro de tensão $(V_{DC} - V_{DC,ref})$ já utilizado na formulação base (Secção 3.7.1), com um fator de escala $2 V_{DC,ref}$ que quantifica a sensibilidade da energia armazenada a desvios de tensão em torno do ponto de operação. A lei de droop dinâmico na formulação energética resulta então em:

$$P_{droop,i} = K_d \cdot 2 V_{DC,ref} \left( V_{DC,i} - V_{DC,ref} \right), \qquad K_d = \text{sat}\left[ (2 f(m))^3, 0, 1 \right] \times K_i, \tag{3.33}$$

onde o coeficiente $K_i$ é o mesmo da formulação base, sem necessidade de recalibração. Esta aproximação permite assim incluir o equivalente à expressão derivativa atrás descrita com maior estabilidade numérica. A presente formulação assume, por isso, que essa mesma linearização se mantém válida como termo proporcional da resposta energética.

#### 3.7.2.2 Formulação em $B_1$, $B_2$ e $B_4$

O ganho dinâmico $K_{d,i}$, calculado de acordo com o mecanismo de margem direcional (Equações 3.23 a 3.27), multiplica o mesmo erro de tensão escalado utilizado na Equação 3.28, ao qual se soma agora uma componente adicional proporcional à derivada temporal do quadrado da

tensão:

$$P_{droop,energ,i} = K_{d,i}\left[\left(V_{DC,i} - V_{DC,ref}\right)\right] + K_j \frac{d\left(V_{DC,i}^2\right)}{dt}, \qquad i \in \{B_1, B_2, B_4\}, \tag{3.34}$$

$$K_{d,i} = \text{sat}\left[(2f(m))^3, 0, 1\right] \times K_i, \tag{3.35}$$

onde $K_i$ é o mesmo coeficiente já calibrado na Equação 3.19, e $K_j$ é o coeficiente do termo derivativo.

#### 3.7.2.3 Calibração do termo derivativo por analogia de inércia

O coeficiente $K_j$ é calibrado por analogia dimensional direta entre a equação de oscilação AC (Equação 2.3) e a equação de balanço energético DC (Equação 2.6), retomando a relação estabelecida na Tabela 2.2 do Capítulo 2. Definindo a constante de tempo capacitiva equivalente $\tau_{DC} = E_{DC,nom}/P_{nom}$, e impondo que a contribuição do termo derivativo apresente, para um mesmo desvio de frequência normalizado, uma ordem de grandeza comparável à do termo de inércia de um gerador síncrono típico de constante de inércia $H$, obtém-se o valor de referência:

$$K_j = \frac{H\,P_{nom}}{V_{DC,nom}^2} \tag{3.36}$$

aproximadamente dez vezes superior ao obtido pela analogia de inércia, com o objetivo de conferir ao termo derivativo uma variação mais expressiva e claramente distinguível da resposta puramente proporcional ao longo da simulação.

#### 3.7.2.4 Formulação em $B_3$ (*slack*)

O terminal $B_3$, no seu droop invertido P-$V_{DC}$, opera sobre um erro de potência em vez de um erro de tensão. Por analogia com a derivação energética apresentada para os terminais *power-following* (Secção 3.7.2.2), o desvio quadrático de potência em torno da referência $P_{ref,B_3}$ lineariza-se como:

$$P_{DC,B_3}^2 - P_{ref,B_3}^2 \approx 2\,P_{ref,B_3}\left(P_{DC,B_3} - P_{ref,B_3}\right), \tag{3.37}$$

com a aproximação $P_{DC,B_3} + P_{ref,B_3} \approx 2\,P_{ref,B_3}$ válida na vizinhança do ponto de operação. A lei de droop dinâmico de $B_3$ na formulação energética é então:

$$V_{droop,energ,B_3} = K_{d,B_3}\left(P_{DC,B_3} - P_{ref,B_3}\right) + K_{j,inv}\frac{d\left(P_{DC,B_3}^2\right)}{dt}, \tag{3.38}$$

$$K_{d,B_3} = \text{sat}\left[\frac{1}{(2f(m))^3}, 0, 1\right] \times K_{inv}, \tag{3.39}$$

onde $K_{inv}$ é o coeficiente de droop invertido definido na Equação 3.21, e $K_{j,inv}$ é o coeficiente do termo derivativo, calibrado por analogia dimensional inversa à da Equação 3.36:

$$K_{j,inv} = \frac{V_{DC,nom}^2}{H P_{nom}^2}. \tag{3.40}$$

A diferença estrutural face à formulação dos terminais *power-following* (Equação 3.34) reside na variável do erro: em $B_1$, $B_2$ e $B_4$, o erro é construído a partir da tensão, $(V_{DC,i} - V_{DC,ref})$; em $B_3$, a partir da potência, $(P_{DC,B_3} - P_{ref,B_3})$. Esta escolha decorre da natureza distinta das duas grandezas em operação normal: nos terminais *power-following*, $V_{DC}$ mantém-se sempre próxima de $V_{DC,ref}$, pelo que a linearização é solicitada dentro do seu domínio de validade; em $B_3$, é a potência que pode afastar-se significativamente da referência ao absorver o desequilíbrio residual da rede, tornando a potência a variável mais adequada para construir o erro. A escolha da potência como variável do erro em $B_3$ traduz assim uma decisão estrutural, e não apenas uma resposta empírica à instabilidade discutida de seguida.

## 3.8 Parametrização do Modelo

A presente secção reúne os valores numéricos que parametrizam o modelo descrito ao longo deste capítulo, organizados por subsistema. Os parâmetros são apresentados em conjunto com a respetiva justificação, distinguindo três categorias. A primeira inclui os valores nominais impostos pelas especificações do sistema. A segunda compreende os parâmetros calculados a partir de equações de projeto. A terceira agrupa os parâmetros sintonizados empiricamente para garantir uma resposta dinâmica adequada.

### 3.8.1 Grandezas nominais do sistema

As grandezas nominais constituem a base de referência sobre a qual todos os restantes parâmetros são definidos. Os valores adotados, apresentados na Tabela 3.4, correspondem a ordens de grandeza típicas de sistemas de transmissão DC de elevada potência [1], [3].

Tabela 3.4: Grandezas nominais do sistema MTDC.

| **Parâmetro** | **Símbolo** | **Valor** |
|---|---|---|
| Tensão DC nominal | $V_{DC,nom}$ | 700 kV |
| Potência base | $P_{nom}$ | 1 GW |
| Frequência nominal AC | $f_{nom}$ | 50 Hz |

A tensão $V_{DC,nom} = 700$ kV corresponde a um sistema bipolar de $\pm 350$ kV, dentro da gama atualmente operacional em projetos de transmissão DC [1], [3]. A potência base de 1 GW é representativa de aplicações de transmissão de elevada potência [1], [3]. O passo de simulação $T_s = 5\,\mu$s é suficientemente fino para capturar a dinâmica das malhas de corrente (banda passante

típica ∼1 kHz) e a ressonância do filtro AC ($f_c = 2$ kHz), preservando a fidelidade dinâmica relevante ao estudo do controlo DC [10].

### 3.8.2 Linhas DC de transmissão

Cada linha DC é modelada por dois ramos série *R-L* independentes (configuração bipolar), com os parâmetros indicados na Tabela 3.5. Os quatro segmentos da rede em anel são parametrizados de forma idêntica. A modelização via ramo série *R-L lumped*, em detrimento de modelos $\pi$ multi-secção ou dependentes da frequência tipicamente utilizados em estudos de propagação de onda e de proteção [1], [2], é justificada pelo foco do presente trabalho em escalas temporais na ordem de dezenas de milissegundos a segundos e pela natureza estacionária e quase estacionária da distribuição de $V_{DC}$ em análise. Nestas condições, os efeitos de propagação de onda são pouco relevantes e a simplificação não afeta o fenómeno de assimetria topológica, que depende fundamentalmente das quedas resistivas e da topologia em anel [17].

Tabela 3.5: Parâmetros das linhas DC (idênticos para os quatro segmentos do anel).

| **Parâmetro** | **Símbolo** | **Valor** |
|---|---|---|
| Resistência série por polo | $R_l$ | 9,0 Ω |
| Indutância série por polo | $L_l$ | 60 mH |
| Capacitância por polo | $C_l$ | 10 $\mu$F |

Os valores adotados representam uma rede compacta, característica de aplicações *offshore* de curta a média distância. Tomando como referência parâmetros típicos de cabos submarinos XLPE ($r \approx 0{,}019\,\Omega$/km e $\ell \approx 0{,}14$ mH/km [32]), os valores adotados correspondem a uma distância equivalente da ordem dos 450 a 500 km por linha. Esta gama é coerente com projetos VSC-HVDC *offshore* atualmente em operação no Mar do Norte, nomeadamente os clusters BorWin (200 km, ±300 kV, 400–800 MW) [33], DolWin (135–165 km, ±320 kV, 800–900 MW) [34] e HelWin (130 km, ±250–320 kV, 576–690 MW) [35], todos operados pela TenneT [3].

A escolha de valores correspondentes a uma rede compacta é deliberada e não afeta a generalidade das conclusões. A não-uniformidade espacial de $V_{DC}$ que constitui o objeto de estudo decorre da topologia em anel e da assimetria das injeções de potência, não da magnitude absoluta das impedâncias das linhas [17]. Em redes de maior extensão, como interligações continentais do tipo COBRAcable (325 km, ±320 kV) ou NordLink (623 km, ±525 kV), as impedâncias seriam proporcionalmente superiores e as quedas de tensão estacionárias mais pronunciadas, mas o fenómeno qualitativo de assimetria topológica permaneceria. A análise quantitativa desta dependência para diferentes escalas de rede constitui um eixo natural de trabalho futuro.

### 3.8.3 Filtro AC e condensador DC

O filtro AC existente em cada terminal, descrito na Seccao 3.4.1.2, possui como elementos centrais a indutancia de acoplamento Lac, o condensador Cac, cujo dimensionamento é agora aqui

descrito. O dimensionamento das resistências Rd e Rs não será aqui abordado porque se tratam de elementos "snubber"que foram introduzidos para melhorar o desempenho numérico da simulação computacional.

Os parâmetros $L_{ac}$ e $C_{ac}$ foram determinados com base nas equações de projeto do filtro LC, seguindo a metodologia em [10]. O filtro LC é caracterizado pela frequência de ressonância $f_c$ e pela impedância característica $Z_0$ [10]:

$$f_c = \frac{1}{2\pi\sqrt{L_{ac}C_{ac}}}, \tag{3.41}$$

$$Z_0 = \sqrt{\frac{L_{ac}}{C_{ac}}} = \frac{V_{DC,nom}}{I_{AC,p}}, \tag{3.42}$$

onde $I_{AC,p}$ é a corrente de pico AC nominal do conversor.

A corrente eficaz AC nominal é calculada a partir da potência e da tensão de linha do transformador de $B_2$ (13,8/400 kV):

$$I_{AC,rms} = \frac{P_{nom}}{\sqrt{3}V_{LL}} = \frac{10^9}{\sqrt{3}\times 400\times 10^3} \approx 1443 \text{ A}, \tag{3.43}$$

pelo que $I_{AC,p} = \sqrt{2}I_{AC,rms} \approx 2050$ A. A impedância característica resulta em:

$$Z_0 = \frac{V_{DC,nom}}{I_{AC,p}} = \frac{700\times 10^3}{2050} \approx 18{,}5\ \Omega. \tag{3.44}$$

Selecionando $f_c = 2$ kHz como frequência de ressonância de projeto, os parâmetros são obtidos por:

$$\begin{aligned} L_{ac} &= \frac{Z_0}{2\pi f_c} = \frac{18{,}5}{2\pi\times 2000} \approx 1{,}47\,\text{mH}, \\ C_{ac} &= \frac{1}{2\pi f_c Z_0} = \frac{1}{2\pi\times 2000\times 18{,}5} \approx 4{,}3\,\mu\text{F}. \end{aligned} \tag{3.45}$$

A resistência $R_d = 160$ kΩ amortece o pico de ressonância na frequência $f_c$ [7]; a resistência $R_s = 50\ \Omega$ limita correntes de pico e contribui para a estabilidade da malha de corrente [7], [10].

O condensador do barramento DC, $C_{DC}$, é dimensionado a partir da constante de inércia capacitiva $\tau$, que quantifica a energia armazenada no condensador em relação à potência nominal do conversor [7], [10]:

$$\tau = \frac{\frac{1}{2}C_{DC}V_{DC,nom}^2}{P_{nom}}. \tag{3.46}$$

Esta constante mede o tempo necessário para que a potência nominal descarregue (ou carregue) integralmente o condensador a partir da tensão nominal, sendo um parâmetro central na resposta dinâmica do sistema DC. Valores demasiado pequenos resultam em variações rápidas e excessivas de $V_{DC}$ perante desequilíbrios de potência, enquanto que, valores demasiado grandes tornam a dinâmica do barramento excessivamente lenta, comprometendo a banda passante das malhas externas de controlo [7], [10].

Os valores típicos reportados na literatura VSC-HVDC situam-se no intervalo $\tau \in [10, 50]$ ms para sistemas de transmissão *point-to-point* [4], [10]. Adotou-se $C_{DC} = 100\,\mu$F, ao qual corresponde:

$$\tau = \frac{0{,}5 \times 100 \times 10^{-6} \times (700 \times 10^3)^2}{1 \times 10^9} \approx 24{,}5 \text{ ms}. \tag{3.47}$$

Este valor situa-se na zona central do intervalo recomendado, o que confere ao barramento DC uma dinâmica representativa de sistemas VSC-HVDC reais e compatível com a banda passante das malhas externas de controlo de tensão e potência adotadas.

A Tabela 3.6 resume os valores resultantes do projeto do filtro AC e do condensador DC.

Tabela 3.6: Parâmetros do filtro AC e do condensador DC de cada terminal.

| **Parâmetro** | **Símbolo** | **Valor** | **Função** |
|---|---|---|---|
| Indutância de acoplamento | $L_{ac}$ | 1,47 mH | Reatância série; controlo de corrente |
| Condensador do filtro AC | $C_{ac}$ | 4,3 $\mu$F | Filtro LC ($f_c = 2$ kHz) |
| Resistência de amortecimento | $R_d$ | 160 k$\Omega$ | Amortecimento da ressonância |
| Resistência série | $R_s$ | 50 $\Omega$ | Limitação de picos; estabilidade |
| Condensador do barramento DC | $C_{DC}$ | 100 $\mu$F | Dinâmica de $V_{DC}$ |

### 3.8.4 Máquina Síncrona e Regulador Hidráulico

A máquina síncrona presente em $B_2$ representa um sistema AC equivalente, que aqui se considerou possuir uma forte componente de geração renovável de origem hídrica. A potência aparente de 200 MVA é significativamente inferior à potência base do sistema (1 GW). A máquina não é a fonte primária de potência do sistema, mas sim o elemento que fornece o sinal de velocidade angular $\omega_m$, exclusivo da máquina síncrona associada a $B_2$ e que visa replicar uma perturbação de frequência na referida rede AC, não existindo qualquer variável de velocidade angular equivalente, nem droop P-$\omega$, nos restantes barramentos *power-following*. A perturbação introduzida em $\omega_m$ propaga-se aos demais terminais exclusivamente através da rede DC. Para a regulação do gerador síncrono, adotou-se um regulador do tipo hidráulico (HTG), mas reconhece-se que outras opções seriam igualmente exequíveis. Os parâmetros da máquina síncrona e do regulador hidráulico encontram-se sumariados na Tabela 3.7.

Tabela 3.7: Parâmetros da máquina síncrona e do governador hidráulico em $B_2$.

| **Parâmetro** | **Símbolo** | **Valor** |
|---|---|---|
| Potência aparente nominal | $S_n$ | 200 MVA |
| Tensão estatórica nominal | $V_n$ | 13,8 kV |
| Transformador: potência | $S_{tr}$ | 210 MVA |
| Transformador: relação | — | 13,8/400 kV |
| Coeficiente de droop do HTG | $R$ | 0,05 pu |
| Cargas locais AC | — | 10 + 50 MW |

### 3.8.5 Malhas de controlo

O modelo desenvolvido para as estações conversoras AC/DC contém quatro estruturas com reguladores a sintonizar: a malha externa de potência ($i^*_{d,ext}$) e a malha interna de corrente ($i_d$, $i_q$), ambas presentes em $B_1$, $B_2$ e $B_4$; a malha de regulação direta de tensão DC em $B_3$ (*slack*); e o PLL utilizado para sincronização com a rede AC. As restantes referências de controlo são geradas algebricamente, sem reguladores associados, conforme detalhado na Secção 3.5.

Os ganhos foram sintonizados empiricamente, por inspeção da resposta dinâmica do sistema, com o objetivo de garantir seguimento da referência sem oscilações excessivas. Esta abordagem é coerente com o foco da dissertação, centrado no estudo de fenómenos topológicos na rede DC e não no projeto ótimo de controladores de baixo nível, sendo a sintonia por métodos formais identificada como trabalho futuro.

Em $B_1$, $B_2$ e $B_4$, a malha externa de potência (Equação 3.8) foi sintonizada com ganhos conservadores ($K_{p,P} = 1 \times 10^{-6}$, $K_{i,P} = 1 \times 10^{-2}$), refletindo o limite de estabilidade identificado empiricamente para esta malha. A malha interna de corrente (Equação 3.9), mais rápida e mais próxima da dinâmica instantânea do modelo DAM, admite ganhos substancialmente mais elevados ($K_{p,i} = 0{,}3$, $K_{i,i} = 3000$), consistentes com a arquitetura clássica de controlo em cascata [4], [7].

No barramento $B_3$ (*slack*), o regulador PI que gera $i^*_d$ diretamente a partir do erro de tensão (Equação 3.10) foi sintonizado com $K_{p,V} = -5 \times 10^{-3}$ e $K_{i,V} = -15$. O sinal negativo de ambos os ganhos reflete a polaridade da malha, uma vez que um desvio positivo de $V_{DC,B_3}$ face à referência exige uma redução de $i^*_d$. A componente integral não nula é necessária neste caso porque $B_3$ opera em regime permanente com uma corrente de equilíbrio diferente de zero, pelo que um regulador estritamente proporcional não eliminaria o erro estacionário de tensão.

Os ganhos do PLL (Tabela 3.8) correspondem à configuração adotada no bloco PLL do *Simscape Electrical Specialized Power Systems*, representativa de PLLs SRF com largura de banda compatível com a frequência nominal de 50 Hz.

A Tabela 3.8 sintetiza as malhas com reguladores, respetivos ganhos e funções. A Tabela 3.9 resume os coeficientes de droop primário.

Tabela 3.8: Reguladores das malhas de controlo do modelo.

| **Malha** | **Barramentos** | $K_p$ | $K_i$ | $K_d$ | **Função** |
|---|---|---|---|---|---|
| Externa de potência | $B_1$, $B_2$, $B_4$ | $1 \times 10^{-6}$ | $1 \times 10^{-2}$ | — | Erro de potência $\rightarrow i^*_{d,ext}$ |
| Interna de corrente | $B_1$, $B_2$, $B_4$ | 0,3 | 3000 | — | $(i^*_{d,ext} - I_{DC}) \rightarrow i^*_d$ |
| Regulação de $V_{DC}$ | $B_3$ (*slack*) | $-5 \times 10^{-3}$ | $-15$ | — | $(V_{DC,B_3} - V_{DC,ref,B_3}) \rightarrow i^*_d$ |
| PLL | Todos | 180 | 3200 | 0 | Sincronização com a rede AC |

Tabela 3.9: Coeficientes dos controladores de droop primário.

| **Parâmetro** | **Símbolo** | **Valor** |
|---|---|---|
| Coeficiente droop $V_{DC}$-P base (*power-following*) | $K_i$ | $1{,}857 \times 10^4$ W/V |
| Coeficiente droop $V_{DC}$-P invertido base (*slack*) | $K_{inv}$ | $9{,}1 \times 10^{-3}$ V/W |
| Coeficiente droop P-$f$ | $K_{i,pf}$ | $4 \times 10^8$ W/Hz |
| Coeficiente derivativo (*power-following*) | $K_j$ | $1 \times 10^{-1}$ W·s/V$^2$ |
| Coeficiente derivativo (*slack*) | $K_{j,inv}$ | $9{,}8 \times 10^{-8}$ V·s/W$^2$ |

Os coeficientes $K_i$ e $K_{inv}$ são calculados diretamente a partir do coeficiente de droop percentual $R_{droop}$ (Equações 3.19 e 3.21) e são aplicados ao termo proporcional em ambas as estratégias de droop dinâmico: na formulação base (Seção 3.7.1) e na sua extensão energética-derivativa (Seção 3.7.2). Os coeficientes $K_j$ e $K_{j,inv}$, calculados por analogia dimensional de inércia AC/DC (Equações 3.36 e 3.40), são exclusivos da formulação energética-derivativa, sendo aplicados apenas à sua componente derivativa.

## 3.9 Indicadores de Desempenho

Por fim, é definido um conjunto de Indicadores de Desempenho, a utilizar na avaliação dos resultados apresentados e discutidos no Capítulo 4. A comparação entre estratégias assenta num conjunto de indicadores complementares, calculados a partir dos registos de $V_{DC,i}(t)$ e $P_i(t)$ obtidos das simulações computacionais: os valores absolutos observados em cada barramento, a margem de potência disponível antes da perturbação, o indicador de utilização dessa margem, e a globalidade da resposta entre os quatro barramentos. A avaliação segue critérios distintos consoante a grandeza: em potência, recorre-se ao indicador de utilização de margem; em tensão, avalia-se diretamente a variação absoluta observada em cada barramento.

### Valores absolutos

Para cada barramento $i$ e cada ponto de operação, regista-se o valor pré-perturbação, $P_{i,\text{pré}}$ ou $V_{DC,i,\text{pré}}$, correspondente ao regime estacionário imediatamente anterior ao início da perturbação, e o valor extremo atingido durante a simulação, $P_{i,\text{pico}}$ ou $V_{DC,i,\text{pico}}$. A variação absoluta resultante é dada por:

$$\Delta P_i = P_{i,\text{pico}} - P_{i,\text{pré}}, \qquad \Delta V_{DC,i} = V_{DC,i,\text{pico}} - V_{DC,i,\text{pré}}. \tag{3.48}$$

Estes valores, expressos em MW e kV, constituem a base de cálculo de todos os indicadores seguintes e são reportados individualmente para cada barramento, permitindo identificar de forma direta quais os terminais mais e menos afetados pela perturbação em cada cenário.

**Margem direcional de potência**

A margem de potência disponível em cada barramento não é fixa e simétrica em torno do valor nominal, mas sim direcional, dependendo do sentido em que a perturbação desloca a potência medida. Se a potência se deslocar no sentido positivo ($\Delta P_i > 0$), a margem relevante é a distância entre o valor pré-perturbação e o limite superior do sistema, $P_{max}$; se a potência se deslocar no sentido negativo ($\Delta P_i < 0$), a margem relevante é a distância entre o valor pré-perturbação e o limite inferior, $P_{min}$:

$$M_{P,i} = \begin{cases} P_{max} - P_{i,\text{pré}} & \text{se } \Delta P_i > 0 \\ P_{i,\text{pré}} - P_{min} & \text{se } \Delta P_i < 0 \end{cases} \tag{3.49}$$

. A margem direcional é reportada individualmente para cada barramento, permitindo verificar se pontos de operação com margem reduzida correspondem, ou não, a maior impacto relativo da perturbação.

**Utilização de margem de potência**

O indicador de utilização de margem mede a fração da margem direcional de potência efetivamente consumida pela perturbação:

$$u_{P,i} = \frac{|\Delta P_i|}{M_{P,i}}. \tag{3.50}$$

Um valor de $u_{P,i}$ superior a 100% indica que a variação observada excede a margem direcional que o barramento dispunha antes da perturbação, ainda que a saturação física do conversor não seja necessariamente atingida, dado que os limites $P_{max}$ e $P_{min}$ correspondem aos limites nominais do sistema e não aos limites de saturação da malha de corrente.

**Variação de tensão**

Para a tensão DC, a comparação entre estratégias assenta diretamente na variação absoluta $\Delta V_{DC,i}$, sem normalização por uma margem direcional. Esta opção deve-se à natureza da tensão DC como grandeza de referência partilhada por toda a rede: o interesse não reside em saber que fração de uma margem local foi consumida em cada barramento, mas sim em comparar diretamente a magnitude de $\Delta V_{DC,i}$ entre os quatro barramentos, de forma a identificar quais os terminais que apresentam maior ou menor desvio de tensão face à mesma perturbação.

**Resposta Global do balanço energético**

Complementarmente aos indicadores $u_{P,i}$ e $\Delta V_{DC,i}$, é definida a globalidade da resposta em termos do balanço energético instantâneo, obtido a partir da derivada filtrada $d(V_{DC}^2)/dt$:

$$P_{\text{balanço},i} = \frac{C}{2} \frac{d(V_{DC,i}^2)}{dt}. \tag{3.51}$$

Para cada barramento $i$, regista-se o valor de pico de $P_{\text{balanço},i}$, e a média e o desvio padrão deste valor, calculados sobre $B_1$, $B_4$ e $B_3$, definem a globalidade do balanço energético, seguindo a mesma estrutura da Equação 3.52.

#### Reposta Global

A globalidade da resposta de cada estratégia é avaliada através da média e do desvio padrão absoluto de $u_{P,i}$, em potência, e de $\Delta V_{DC,i}$, em tensão, calculados sobre os quatro barramentos:

$$\bar{x} = \frac{1}{4}\sum_{i=1}^{4} x_i, \qquad \sigma_x = \sqrt{\frac{1}{4}\sum_{i=1}^{4}(x_i - \bar{x})^2}, \tag{3.52}$$

onde $x_i$ representa $u_{P,i}$ ou $\Delta V_{DC,i}$, consoante a grandeza em análise. A média $\bar{x}$ quantifica a magnitude média do impacto da perturbação, enquanto o desvio padrão $\sigma_x$ quantifica a dispersão da resposta entre terminais: um desvio padrão mais reduzido indica uma resposta mais uniforme entre barramentos, correspondendo a uma partilha mais equilibrada do esforço de compensação da perturbação, no caso da potência, ou a uma propagação mais homogénea do desvio de tensão pela rede, no caso da tensão. Este critério é preferido a medidas relativas, como o coeficiente de variação ou o rácio entre o valor máximo e o mínimo, por não distorcer a comparação quando a média entre estratégias difere substancialmente.

Estes indicadores, valores absolutos, margem direcional e utilização de margem em potência, variação absoluta em tensão, e globalidade, são calculados de forma sistemática para os onze pontos de operação e para as duas estratégias de droop, permitindo caracterizar o comportamento da estratégia dinâmica bidirecional numa gama diversificada de condições de operação e de sentidos de perturbação.

## 3.10 Limitações do Modelo

O modelo apresentado neste capítulo é o resultado de um conjunto de opções metodológicas que privilegiam a viabilidade computacional e a clareza interpretativa em detrimento da exaustividade física. Esta secção identifica explicitamente as principais limitações do modelo, agrupadas em quatro categorias.

#### Limitações associadas às hipóteses simplificativas

A modelação assume condições trifásicas balanceadas, conversores sem perdas internas e ausência de fenómenos térmicos e de envelhecimento. Estas hipóteses são apropriadas para o estudo da dinâmica de potência e tensão DC, mas excluem fenómenos como desequilíbrios de fase, perdas de comutação e degradação de componentes que seriam relevantes em estudos de longo prazo ou em análise de eficiência energética.

**Limitações associadas à modelação dos subsistemas**

As linhas DC são modeladas como ramos série *R-L lumped*, com as capacitâncias das linhas agregadas às capacitâncias dos condensadores dos conversores. Esta simplificação é adequada às escalas temporais consideradas neste trabalho e não afeta o fenómeno de assimetria topológica em estudo, que depende fundamentalmente das quedas resistivas e da topologia em anel [17]. O conversor DAB é modelado como ideal, sem dinâmica interna nem perdas, assumindo que a sua resposta é suficientemente rápida para ser considerada instantânea face à dinâmica das tensões DC. Esta hipótese é válida em escalas de tempo da ordem dos milissegundos, mas pode subestimar efeitos transitórios mais rápidos. As redes AC são representadas por equivalentes síncronos, o que isola a análise dos efeitos topológicos no domínio DC mas exclui interações com a dinâmica de outras máquinas síncronas ou conversores na rede AC.

**Limitações associadas ao âmbito do estudo**

A análise limita-se a uma única topologia (anel fechado de quatro terminais) e a uma única classe de perturbação, aplicada em dois sentidos opostos (variação suave de $\omega_m$, com diminuição na Perturbação 1 e aumento na Perturbação 2). A generalidade das conclusões a outras topologias (radial, mista, com maior número de terminais) e a outras classes de perturbação (degraus, defeitos de linha, perdas súbitas de carga) exige verificação empírica adicional. Adicionalmente, todos os conversores operam em modo GFL; a inclusão de conversores GFM exigiria um modelo distinto.

**Limitações associadas à parametrização**

Os parâmetros das linhas DC ($R_l$, $L_l$) correspondem a uma rede compacta; redes de maior extensão exigiriam valores diferentes, com possível impacto quantitativo (mas não qualitativo) nas conclusões. A análise de sensibilidade a variações dos parâmetros principais ($C_{DC}$, $L_l$, ganhos PI) não foi exaustivamente conduzida, ficando identificada como um eixo relevante de trabalho futuro.

Estas limitações não invalidam as conclusões do trabalho, mas delimitam o seu âmbito de aplicação. As implicações de cada uma delas são retomadas na discussão do Capítulo 5, no contexto da identificação de linhas de investigação futura.

# Capítulo 4

# Resultados e Análise

## 4.1 Introdução

O presente capítulo apresenta e discute os resultados das simulações computacionais conduzidas sobre o modelo MTDC de quatro terminais desenvolvido no Capítulo 3, avaliando três estratégias de droop $V_{DC}$-P: o droop base $K_i$, uniforme e constante; o droop dinâmico bidirecional $K_d$, na sua formulação linear (Secção 3.7.1); e a mesma estratégia na sua formulação energética-derivativa (Secção 3.7.2). A análise responde de forma sistemática às duas lacunas identificadas no estado da arte e ao objetivo central desta dissertação: identificar uma estratégia de controlo capaz de reduzir a não uniformidade espacial de $V_{DC}$ sem calibração prévia por barramento nem comunicação entre terminais.

O capítulo organiza-se da seguinte forma. A Secção 4.2 descreve os cenários de simulação. A Secção 4.3 valida o regime estacionário do modelo. A Secção 4.4 apresenta a análise completa do Caso 1, estabelecendo a metodologia estendida aos restantes dez pontos de operação na Secção 4.5. A Secção 4.6 consolida a comparação transversal, a Secção 4.7 discute as limitações, e a Secção 4.8 sintetiza as conclusões.

## 4.2 Cenários de Simulação

### 4.2.1 Visão geral e organização dos cenários

Os cenários de simulação constituem o núcleo experimental desta dissertação, sendo através deles que as hipóteses formuladas no Capítulo 1 são testadas e as lacunas identificadas no Capítulo 2 são abordadas de forma quantitativa. A estratégia assenta na execução de onze pontos de operação distintos, definidos pelos *setpoints* de potência de cada barramento, sujeitos a duas perturbações independentes de sentido oposto e a três estratégias de droop $V_{DC}$-P: o droop base $K_i$, uniforme e constante; o droop dinâmico bidirecional $K_d$, na sua formulação linear (Secção 3.7.1); e a mesma estratégia na sua formulação energética-derivativa (Secção 3.7.2). Os primeiros cinco pontos de operação são simulados sob a Perturbação 1, correspondente a uma diminuição de velocidade angular na máquina síncrona de $B_2$; os seis pontos de operação seguintes são simulados sob

a Perturbação 2, correspondente a um aumento de velocidade angular de igual magnitude e perfil temporal, mas de sentido inverso. As formas de onda das duas perturbações estão ilustradas nas Figuras 4.1 e 4.2, correspondentes, respectivamente, ao perfil de diminuição e ao perfil simétrico de aumento de $\omega_m$. Esta organização permite avaliar tanto a resposta da rede a diferentes distribuições de potência entre barramentos como a sua simetria face ao sentido da perturbação aplicada. A utilização da mesma perturbação para as duas estratégias de droop, dentro de cada ponto de operação, é deliberada e essencial, garantindo que qualquer diferença observada na resposta deve-se essencialmente à atuação da estratégia de droop adotada.

A duração total de cada simulação é de doze segundos, sendo os primeiros quatro segundos reservados ao regime estacionário inicial, durante o qual o sistema estabiliza nas referências de tensão e potência de cada ponto de operação.

### 4.2.2 Pontos de Operação

A Tabela 4.1 apresenta os *setpoints* de potência ativa e de tensão DC de cada barramento nos onze pontos de operação simulados, agrupados pela perturbação a que são sujeitos. Os valores de $V_{DC,ref}$ correspondem às referências de controlo e não aos valores medidos em regime estacionário, que apresentam pequenos desvios face à referência devido às quedas resistivas do anel. O barramento $B_3$ mantém-se sempre fixo em 700 kV, por ser o terminal onde a tensão DC é regulada diretamente.

Os onze pontos de operação foram selecionados de forma a cobrir uma gama diversificada de margens de potência disponível face aos limites $P_{max}$ e $P_{min}$ do sistema, incluindo casos em que um ou mais barramentos operam próximo do limite (por exemplo, os Casos 1, 8 e 9) e casos em que a margem disponível é substancialmente mais folgada. Os barramentos $B_1$ e $B_4$ assumem, consoante o caso, o papel de gerador ou de carga, permitindo avaliar a estratégia de droop dinâmico em ambas as configurações.

Tabela 4.1: *Setpoints* de potência ativa e de tensão DC por barramento, para os onze pontos de operação simulados.

| | | $P_{ref}$ **(MW)** | | | | $V_{DC,ref}$ **(kV)** | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| **Caso** | **Pert.** | $B_1$ | $B_2$ | $B_3$ | $B_4$ | $B_1$ | $B_2$ | $B_3$ | $B_4$ |
| 1 | 1 | −800 | 950 | −900 | 750 | 701,00 | 713,82 | 700,00 | 711,00 |
| 2 | 1 | 750 | 750 | −800 | −700 | 725,17 | 723,00 | 700,00 | 701,20 |
| 3 | 1 | −350 | 750 | 350 | −750 | 690,00 | 705,40 | 700,00 | 683,80 |
| 4 | 1 | 450 | 550 | −650 | −350 | 715,30 | 715,50 | 700,00 | 702,50 |
| 5 | 1 | −750 | 850 | 650 | −750 | 679,00 | 701,60 | 700,00 | 678,40 |
| 6 | 2 | 750 | 750 | −750 | −750 | 721,20 | 721,00 | 700,00 | 700,61 |
| 7 | 2 | 650 | 750 | −750 | −650 | 719,20 | 720,00 | 700,00 | 700,33 |
| 8 | 2 | −800 | 650 | −750 | 900 | 698,92 | 708,60 | 700,00 | 712,10 |
| 9 | 2 | −850 | 750 | 850 | −750 | 674,45 | 698,00 | 700,00 | 705,00 |
| 10 | 2 | 600 | 550 | −700 | −450 | 718,00 | 716,70 | 700,00 | 702,60 |
| 11 | 2 | 700 | 300 | −750 | −250 | 720,00 | 714,00 | 700,00 | 706,50 |

### 4.2.3 Perturbações Aplicadas

Ambas as perturbações consistem numa variação de velocidade angular imposta à máquina síncrona da rede AC ligada ao terminal $B_2$, definida por um sinal de referência de $\omega_m$. A escolha deste tipo de perturbação é justificada por três razões. Em primeiro lugar, é representativa de um desequilíbrio de geração no domínio AC, que constitui o cenário mais frequente em redes de transmissão reais. Em segundo lugar, propaga-se para o domínio DC exclusivamente através do droop P-f, permitindo rastrear com precisão a cadeia causal desde a perturbação até às variações de $V_{DC}$. Em terceiro lugar, a sua natureza contínua e gradual, ao contrário de um degrau brusco, é mais representativa de perturbações reais e permite observar a resposta dinâmica completa do sistema [2], [17].

A Perturbação 1 corresponde a uma diminuição de velocidade angular: o sinal parte do valor nominal de 1 pu, mantido até $t = 4.11$ s para permitir a estabilização do sistema face ao transitório de arranque, inicia o desvio em $t = 4{,}11$ s, atinge o mínimo de 0,970 pu em $t = 4{,}5$ s e recupera gradualmente até 1 pu em $t = 11$ s, um patamar intermédio entre os segundos 6.5 e 7.5, conforme ilustrado na Figura 4.1. A Perturbação 2 corresponde a um aumento de velocidade angular de sentido oposto ao da Perturbação 1: o sinal parte de 1 pu, inicia o desvio em $t = 4{,}11$ s, atinge o máximo de 1,030 pu em $t = 4{,}5$ s e recupera gradualmente até 1 pu em $t = 11$ s. O perfil temporal não é estritamente simétrico ao da Perturbação 1, apresentando uma protuberância transitória adicional visível na Figura 4.2; a magnitude e a duração do desvio são, contudo, comparáveis, permitindo uma análise em condições de excitação aproximadamente equivalentes mas de sentido oposto.

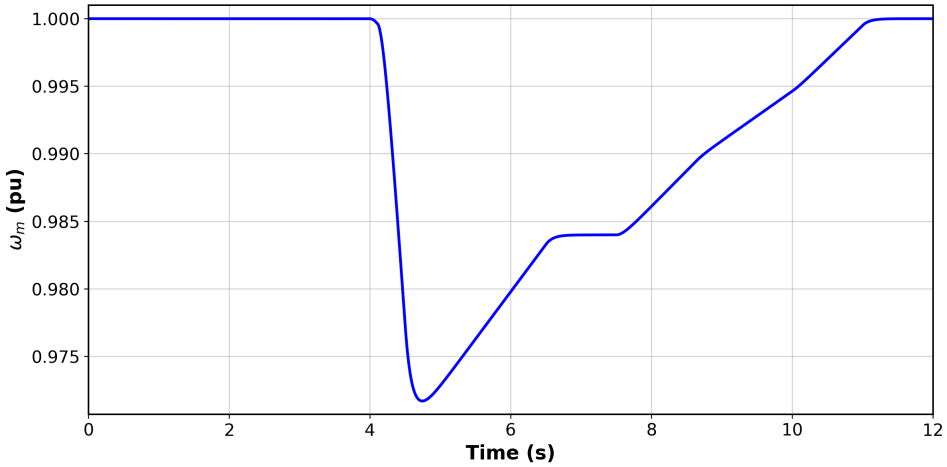



Figura 4.1: Perfil temporal do sinal de referência $\omega_m$ aplicado à máquina síncrona em $B_2$ para a Perturbação 1.

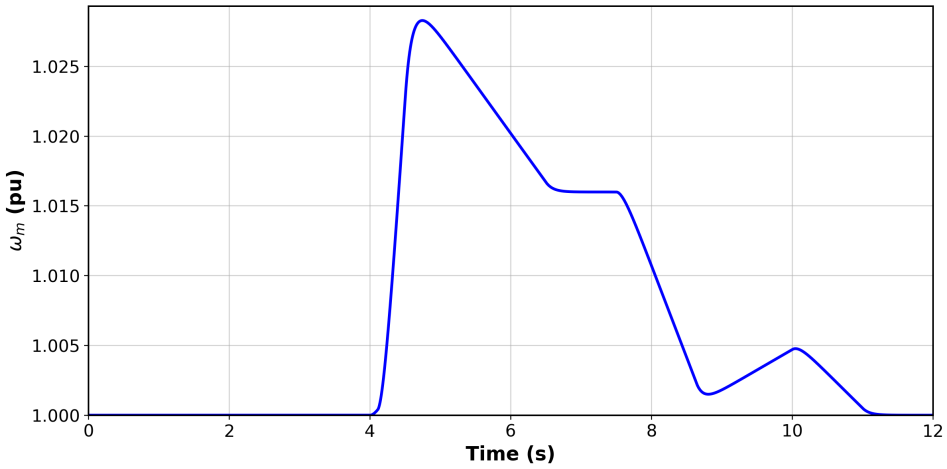



Figura 4.2: Perfil temporal do sinal de referência $\omega_m$ aplicado à máquina síncrona em $B_2$ para a Perturbação 2.

O desvio máximo de $\Delta\omega_m = 0{,}03$ pu (3% acima ou abaixo do nominal, consoante a perturbação) gera, através do droop P-f, uma contribuição de potência de pico de:

$$P_{droop,P\text{-}f,\text{pico}} = K_{i,pf}\,\Delta f_m = 4 \times 10^8 \times (0{,}03 \times 50) = 600\,\text{MW}, \tag{4.1}$$

considerando a conversão de $\Delta\omega_m$ em pu para o desvio de frequência equivalente $\Delta f_m = \Delta\omega_m \times f_{nom}$. Esta contribuição é processada pela malha de controlo de potência ativa em $B_2$ (Secção 3.5.2), originando ajustes na corrente injetada no condensador local e, consequentemente, variações de $V_{DC}$ que se propagam para os restantes barramentos através das linhas do anel. A magnitude do desvio foi selecionada por ser suficientemente pequena para não saturar os controladores, mas suficientemente expressiva para produzir variações de $V_{DC}$ mensuráveis e comparáveis entre estratégias e pontos de operação.

### 4.2.4 Procedimento de Simulação por Estratégia

Para cada um dos onze pontos de operação, o procedimento de simulação é repetido para as três estratégias de droop $V_{DC}$-P: o droop base ($K_{base}$), o droop dinâmico bidirecional na sua formulação linear ($K_d$) e o droop dinâmico bidirecional na sua formulação energética-derivativa ($K_d$ com derivada). O modelo é inicializado com os *setpoints* de potência correspondentes ao ponto de operação em análise (Tabela 4.1), e a simulação é executada com o perfil de $\omega_m$ correspondente, com as grandezas de interesse registadas ao longo dos doze segundos com passo $T_s = 5\,\mu$s. Os registos de $V_{DC,i}(t)$ e $P_i(t)$ são pós-processados para extrair $\Delta V_{DC,i}$ e $\Delta P_i$, e calcular os indicadores $u_{P,i}$ e $u_{V,i}$ definidos na Secção 3.9.

Na simulação com droop base, o coeficiente $K_i$ é constante e idêntico nos quatro barramentos, servindo de linha de base relativamente à qual as duas estratégias dinâmicas são avaliadas. Na simulação com droop dinâmico bidirecional linear, o ganho $K_d$ é recalculado em cada passo

a partir de medições locais de potência e tensão em cada barramento, de acordo com as Equações 3.28 e 3.29. Na simulação com droop dinâmico bidirecional energético-derivativo, o mesmo mecanismo de margem modula o ganho aplicado ao desvio quadrático de tensão (ou de potência, em $B_3$) e à respetiva taxa de variação, de acordo com as Equações 3.34 e 3.38.

### 4.2.5 Grandezas Monitorizadas e sua Finalidade

As grandezas registadas em cada simulação organizam-se conforme a Tabela 4.2. Para além das tensões DC e das potências, é também registado o ganho $K_{d,i}(t)$ nas simulações com droop dinâmico.

Tabela 4.2: Grandezas monitorizadas por domínio e finalidade.

| **Domínio** | **Grandeza** | **Finalidade** |
|---|---|---|
| DC | $V_{DC,i}$, $i \in \{B_1, B_2, B_3, B_4\}$ | Quantificação de $\Delta V_{DC,i}$ e $u_{V,i}$ |
| | $K_{d,i}(t)$ | Evolução temporal do ganho dinâmico |
| | Componentes proporcional e derivativa de $P_{droop,energ,i}(t)$ (ou $V_{droop,energ,B_3}(t)$ em $B_3$) | Decomposição da contribuição do droop energético (Secção 3.7.2) |
| AC | $P_i$, $i \in \{B_1, B_2, B_3, B_4\}$ | Balanço de potência, $\Delta P_i$ e $u_{P,i}$ |
| | $\omega_m$ | Verificação da perturbação aplicada |
| Controlo | $P_{ref,i}$ | Setpoint de potência de cada ponto de operação |

O registo de $K_{d,i}(t)$ nas simulações com droop dinâmico permite verificar como o algoritmo se comporta em cada barramento ao longo da perturbação, confirmando a operação descentralizada e a ausência de calibração individual.

## 4.3 Validação do Regime Estacionário

A validação do ponto de operação em regime estacionário constitui um pré-requisito para a interpretação dos resultados subsequentes, dado que qualquer variação observada após a perturbação só é significativa se o estado inicial estiver corretamente estabelecido. Realizaram-se para o efeito simulações sem perturbação para os 11 casos considerados, nos quais as tensões DC em cada barramento convergem para o respetivo valor de equilíbrio. Os resultados obtidos para o Caso 1 relativamente às tensões DC e potência ativa são ilustrados nas Figuras 4.3 e 4.4 respetivamente.

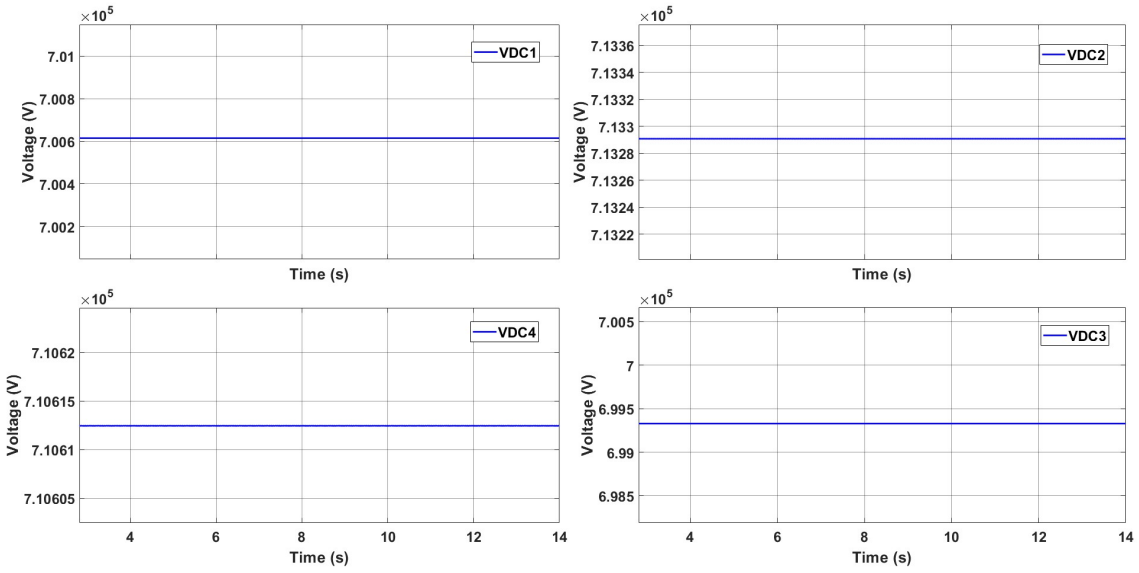



Figura 4.3: Caso 1 - Evolução da tensão DC nos quatro barramentos em regime estacionário, na ausência de perturbação.

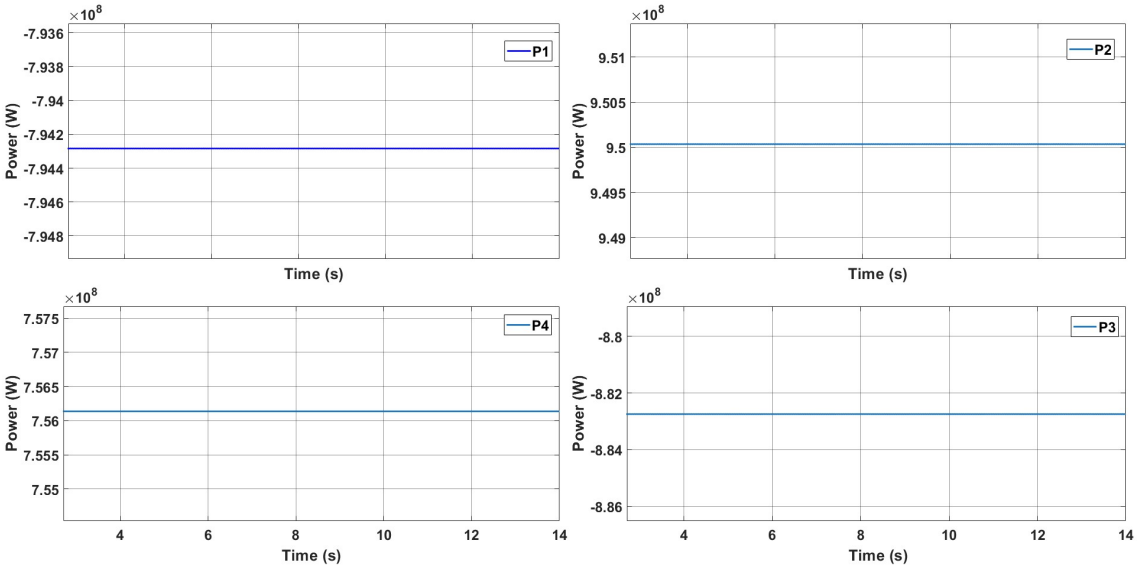



Figura 4.4: Caso 1 - Evolução da potência ativa nos quatro barramentos em regime estacionário, na ausência de perturbação.

A Tabela 4.3 sistematiza os valores de tensão e potência obtidos para o caso 1.

Tabela 4.3: Caso 1 - Tensão DC e potência ativa em cada barramento em regime estacionário, na ausência de perturbação.

| **Barramento** | $V_{DC}$ **(kV)** | $P$ **(GW)** | **Função** |
|---|---|---|---|
| $B_1$ | 700,62 | $\approx -0{,}794$ | *Power-following* |
| $B_2$ | 713,29 | $\approx +0{,}950$ | *Power-following* |
| $B_3$ | 699,33 | $\approx -0{,}883$ | *Slack* ($V_{DC}$) |
| $B_4$ | 710,63 | $\approx +0{,}756$ | *Power-following* |

Os desvios de tensão face ao nominal refletem as quedas de tensão nas linhas DC e a distribuição dos fluxos de potência estacionários no anel. Note-se que $B_3$ não é o barramento mais próximo de 700 kV, apesar de aí atuar a regulação direta de $V_{DC}$: a proximidade ao valor nominal da tensão DC em regime estacionário depende sobretudo da posição topológica de cada barramento face às quedas resistivas do anel, e não apenas da presença de regulação ativa nesse nó. A ordenação espacial das tensões observada, $V_{B_2} > V_{B_4} > V_{B_1} > V_{B_3}$, é consistente com a teoria de redes DC com resistências série [1], [17].

Quanto ao balanço de potência, $B_2$ e $B_4$ injetam potência na rede ($P > 0$) e $B_1$ e $B_3$ extraem-na ($P < 0$), com o *slack* $B_3$ a absorver o desequilíbrio residual dos restantes três terminais e as perdas nas linhas do anel. A soma das quatro potências reflete precisamente essas perdas, de ordem de grandeza coerente com uma rede compacta desta escala, suportando a utilização do modelo na análise subsequente.

## 4.4 Análise Detalhada: Caso 1

O Caso 1 é analisado em profundidade nesta secção, servindo de modelo metodológico para os restantes dez pontos de operação (Secção 4.5). Os *setpoints* deste caso constam da Tabela 4.1 (Caso 1), sujeitos à Perturbação 1. A margem disponível varia consideravelmente entre barramentos, conforme sistematizado na Tabela 4.4.

Tabela 4.4: Caso 1 — Margens de potência disponível por barramento.

| **Barramento** | $P_{ref}$ **(MW)** | **Pico atingido (MW)** | **Limite crítico (MW)** | **Margem (MW)** |
|---|---|---|---|---|
| $B_1$ | $-800$ | $-625$ | $+1000$ | 1625 |
| $B_2$ | $+950$ | $+400$ | $-1000$ | 1400 |
| $B_3$ | $-900$ | $+650$ | $+1000$ | 1350 |
| $B_4$ | $+750$ | $+890$ | $+1000$ | 110 |

Esta assimetria deliberada permite avaliar se a modulação do ganho (Equações 3.28 e 3.29) alivia proporcionalmente mais o barramento com menor margem, e em que medida a componente derivativa (Secção 3.7.2) altera essa a contribuição de cada barramento.

### 4.4.1 Resposta de Potência Ativa

As Figuras 4.5, 4.6 e 4.7 apresentam a potência ativa nos quatro barramentos sob droop base, droop dinâmico linear e formulação energética-derivativa, respetivamente.

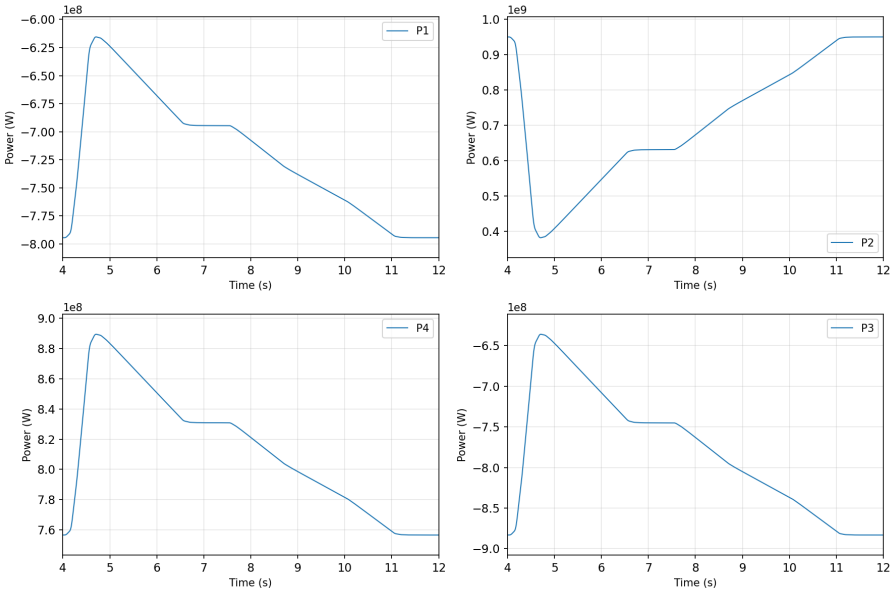



Figura 4.5: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 1, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

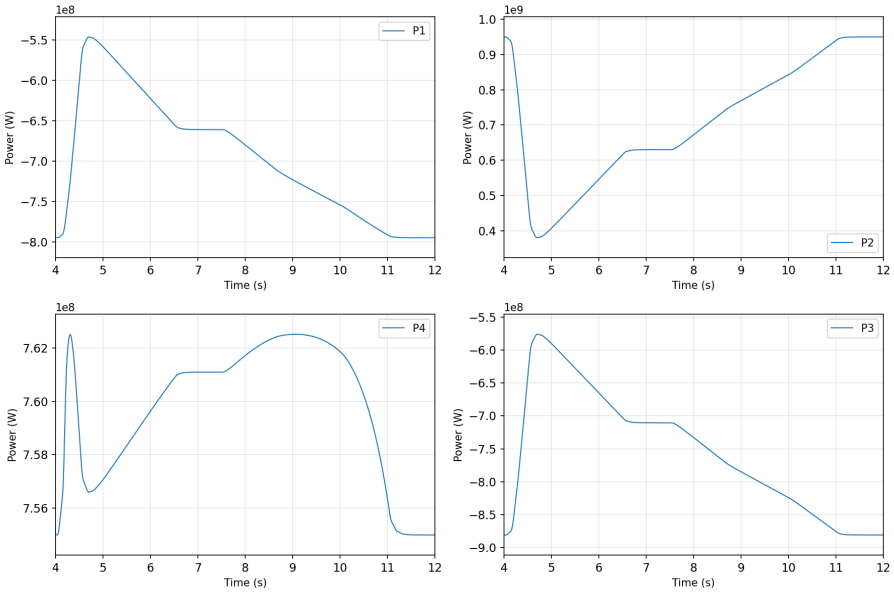



Figura 4.6: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 1, com droop dinâmico bidirecional linear, em resposta à Perturbação 1.

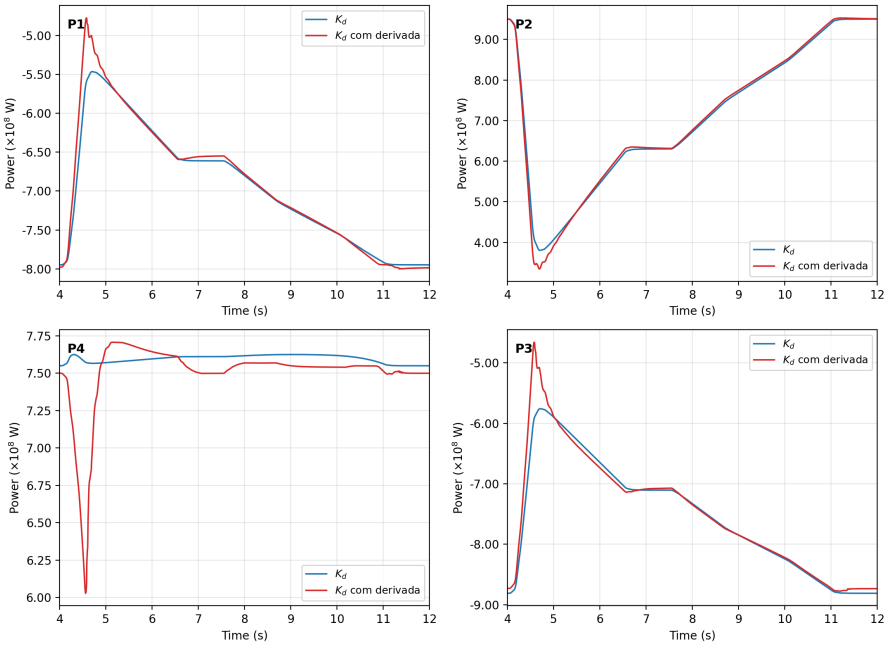



Figura 4.7: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 1, sobrepondo o droop dinâmico bidirecional linear ($K_d$, azul) e a formulação energética-derivativa ($K_d$ com derivada, vermelho), em resposta à Perturbação 1.

Em $B_4$ observa-se a diferença mais marcante entre estratégias. Com droop base, a potência sobe de forma monótona até ao pico e desce faseadamente, tal como os restantes barramentos. Com droop linear, surge um segundo máximo local por volta de $t = 9$ s, inferior ao pico inicial: à medida que $P_4$ se aproxima de $P_{max}$, a margem $H^+$ diminui, $m$ decresce e o ganho $K_d$ é atenuado (Equação 3.28), travando a subida da potência.

Sob a formulação com derivada, $B_4$ exibe antes um vale pronunciado logo após o pico inicial, com a potência a descer bem abaixo do valor pré-perturbação antes de recuperar. Este padrão resulta do termo derivativo: a rápida variação inicial de $V^2_{DC,4}$ ($t \approx 4$–$4{,}7$ s) faz com que a componente derivativa da equação ( 3.34) domine, nesta janela, a componente proporcional.

A Tabela 4.5 sistematiza os valores pré-perturbação, seguidos da variação absoluta e do indicador $u_{P,i}$ observados na excursão máxima da perturbação.

Tabela 4.5: Potência ativa, margem direcional e utilização de margem por barramento, Caso 1, droop base, droop dinâmico linear e droop dinâmico energético-derivativo.

| | **Base** | | | $K_d$ | | | $K_d$ **com derivada** | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| **Bus** | $P_{pr}$ | $\Delta P$ | $u_P$ | $P_{pr}$ | $\Delta P$ | $u_P$ | $P_{pr}$ | $\Delta P$ | $u_P$ | $M_P$ **(MW)** |
| $B_1$ | $-795$ | $+180$ | 10,0% | $-795$ | $+248$ | 13,8% | $-798$ | $+320$ | 17,8% | $\sim 1795$ |
| $B_2$ | 950 | $-570$ | 29,2% | 950 | $-570$ | 29,2% | 950 | $-616$ | 31,6% | 1950 |
| $B_4$ | 755 | $+137$ | 55,9% | 755 | $+7{,}5$ | 3,1% | 750 | $-600$ | $-61{,}1\%$ | 245 |
| $B_3$ | $-880$ | $+250$ | 13,3% | $-881$ | $+305$ | 16,2% | $-873$ | $+407$ | 21,7% | $\sim 1880$ |

Com droop base, $B_4$ excede metade da sua margem, dada a reduzida folga face ao limite

superior. Com droop dinamico bidirecional linear, a variação residual é muito pequena. Sob a formulação com derivada, $B_4$ inverte de sentido: em vez de subir, desce de forma acentuada antes de recuperar. Como o critério de $u_{P,i}$ considera o maior desvio absoluto, é este vale que determina o indicador: a margem relevante deixa de ser a distância a $P_{max}$ e passa a ser a distância a $P_{min}$, muito mais folgada, o que explica o valor baixo de $u_P$ apesar da inversão. Esta mudança de sentido ilustra como a derivada pode alterar não só a magnitude, mas também o sentido predominante do desvio de um barramento específico. Para além disso, $B_4$, que no droop base operava próximo do seu limite crítico, vê a sua posição melhorada sob $K_d$: ao afastar-se do limite, fica com maior margem disponível, reduzindo o risco de saturação em perturbações futuras. De forma mais geral, observa-se sob droop dinâmico um reforço da equidade na distribuição das contribuições de potência entre terminais: os barramentos com menor margem são protegidos, e os com maior margem absorvem uma fracção proporcionalmente superior do desvio, resultando numa partilha mais equilibrada da perturbação ao longo do anel. Nos restantes barramentos, a formulação com derivada amplifica de forma consistente a variação de potência face ao droop linear, coerente com a natureza do termo derivativo: responde à taxa de variação da perturbação, não à margem disponível (Equações 3.23 a 3.27).

A Tabela 4.6 apresenta a globalidade da resposta de potência, calculada sobre $B_1$, $B_4$ e $B_3$ (Equação 3.52).

Tabela 4.6: Globalidade da resposta de potência, Caso 1.

| **Estratégia** | $\bar{u}_P$ | $\sigma_{u_P}$ | **Amplitude** |
|---|---|---|---|
| Base | 27,1% | 18,1 | 45,9 |
| $K_d$ | 15,6% | 9,5 | 26,1 |
| $K_d$ com derivada | 2,8% | 33,3 | 81,7 |

O droop linear reduz de forma acentuada a média e o desvio padrão face ao droop base, distribuindo de forma mais equilibrada o esforço de compensação entre terminais. A formulação com derivada vai mais longe na proteção do barramento crítico: $B_4$, que no droop base apresenta a maior utilização de margem (55,9%), vê o seu $u_P$ invertido para $-60{,}0\%$ sob $K_d$ com derivada, afastando-se do limite crítico e ficando com maior margem disponível. Esta proteção direccionada do barramento com menor margem, à custa de uma redistribuição do esforço pelos restantes terminais, constitui o resultado mais relevante da formulação energética-derivativa neste caso.

### 4.4.2 Resposta de Tensão DC

As Figuras 4.8, 4.9 e 4.10 apresentam a tensão$V_{DC}$ nos quatro barramentos sob droop base, droop dinâmico bidirecional e formulação com derivada, respetivamente.

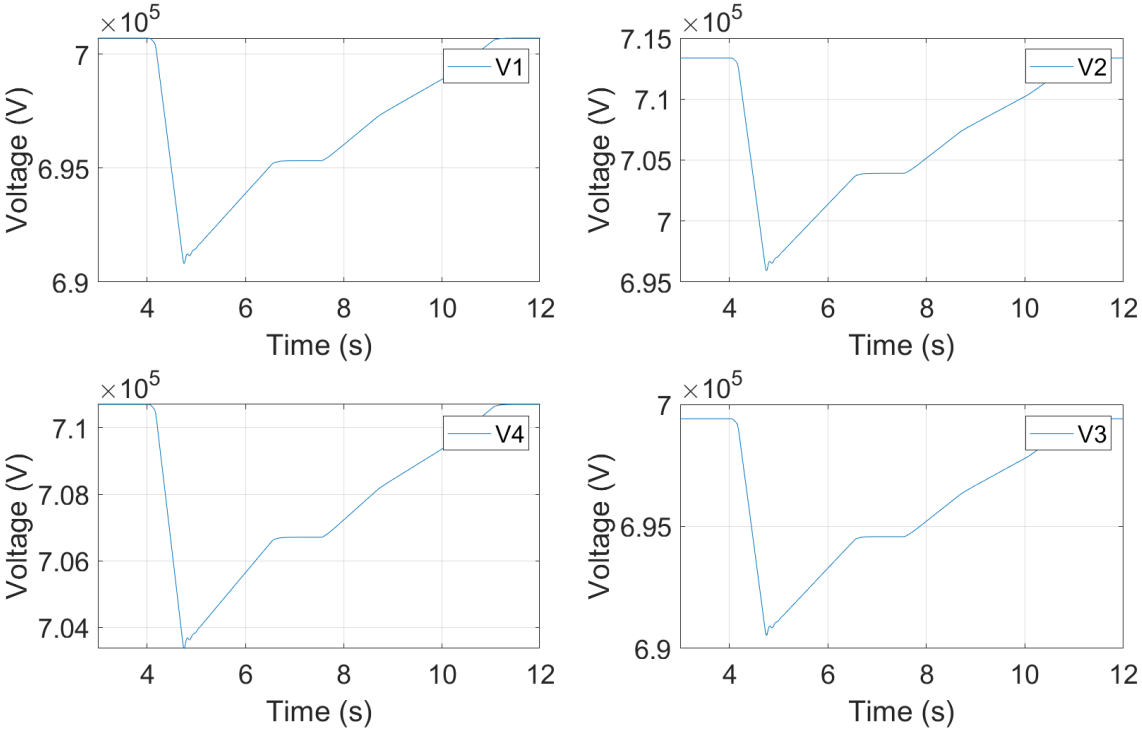



Figura 4.8: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 1, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

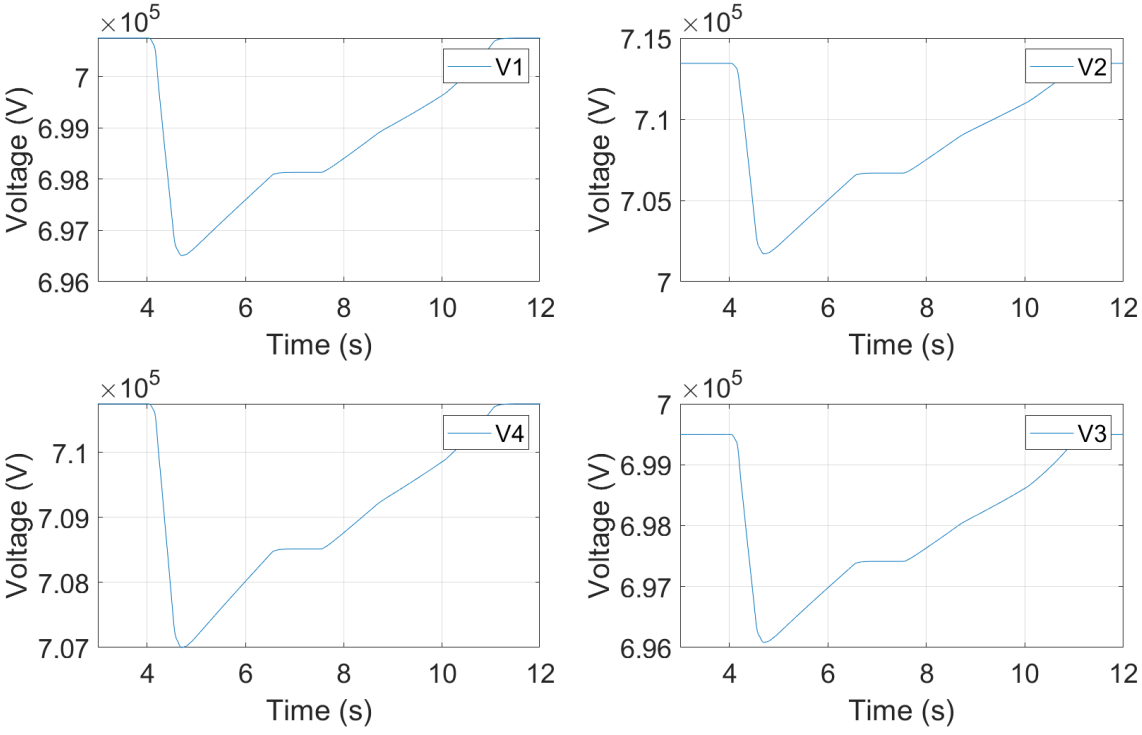



Figura 4.9: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 1, com droop dinâmico bidirecional linear, em resposta à Perturbação 1.

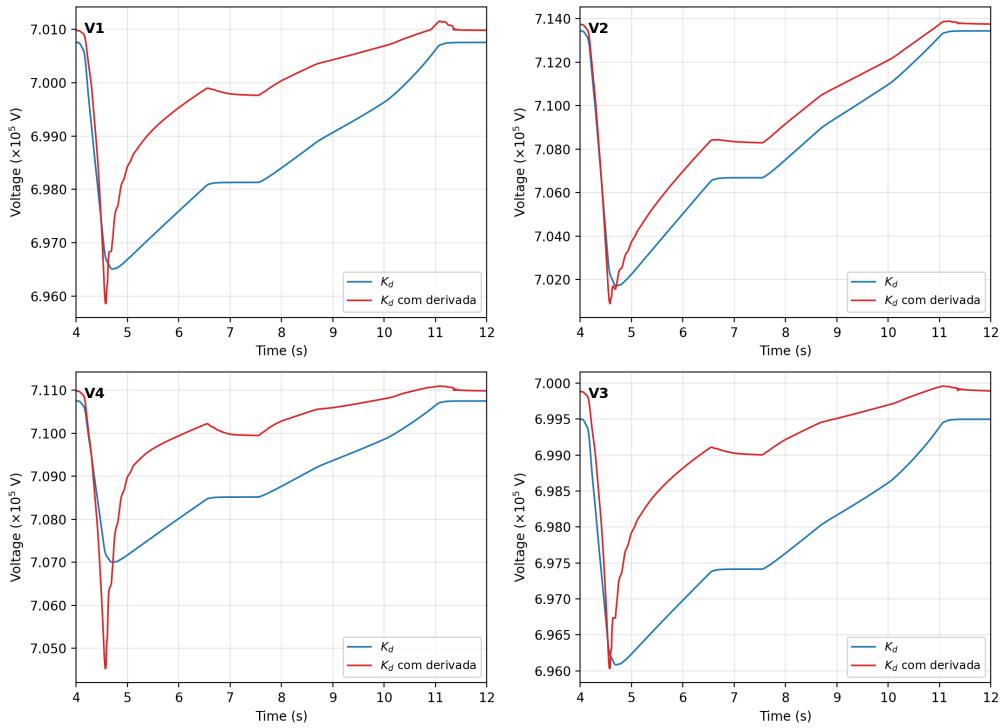



Figura 4.10: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 1, sobrepondo o droop dinâmico bidirecional linear ($K_d$, azul) e a formulação energética-derivativa ($K_d$ com derivada, vermelho), em resposta à Perturbação 1.

O padrão de variação da tensão é coerente com o observado com a variação de potência em termos de consistência entre as diferentes estratégias: em todos os barramentos, o vale sob a formulação com derivada é mais profundo do que sob droop dinamico bidirecional linear, e este menos profundo do que sob droop base. A Tabela 4.7 sistematiza os valores pré-perturbação e a variação absoluta $\Delta V_{DC,i}$ (Equação 3.48) observada na excursão máxima da perturbação.

Tabela 4.7: Tensão DC pré-perturbação e variação absoluta por barramento, em kV, Caso 1, droop base, droop dinâmico linear e droop dinâmico energético-derivativo.

| | **Base** | | $K_d$ | | $K_d$ **com derivada** | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| **Bus** | $V_{pr}$ **(kV)** | $\Delta V$ **(kV)** | $V_{pr}$ **(kV)** | $\Delta V$ **(kV)** | $V_{pr}$ **(kV)** | $\Delta V$ **(kV)** |
| $B_1$ | 700,70 | −9,80 | 700,75 | −4,24 | 700,97 | −5,11 |
| $B_2$ | 713,50 | −17,50 | 713,44 | −11,73 | 713,74 | −12,84 |
| $B_4$ | 710,70 | −7,30 | 710,75 | −3,75 | 710,98 | −6,45 |
| $B_3$ | 699,50 | −8,50 | 699,50 | −3,41 | 699,88 | −3,85 |

A redução face ao droop base é transversal aos quatro barramentos, sempre mais acentuada sob o droop linear. A diferença mais expressiva entre as duas estratégias dinâmicas ocorre em $B_4$, o barramento cuja resposta de potência inverteu de sinal: o desvio de tensão torna-se mais acentuado do que sob droop linear, refletindo diretamente essa maior variação de potência (Tabela 4.5).

A Tabela 4.8 apresenta a globalidade da resposta de tensão, calculada sobre os quatro barramentos.

Tabela 4.8: Globalidade da resposta de tensão, Caso 1.

| **Estratégia** | $\overline{\lvert\Delta V\rvert}$ **(kV)** | $\sigma_{\Delta V}$ **(kV)** | **Amplitude (kV)** |
|---|---|---|---|
| Base | 10,77 | 3,98 | 10,20 |
| $K_d$ | 5,78 | 3,45 | 8,32 |
| $K_d$ com derivada | 7,06 | 3,46 | 8,99 |

O droop linear reduz de forma expressiva a média e o desvio padrão face ao droop base. A formulação com derivada mantém uma redução da média, ainda que inferior à do droop linear, com um desvio padrão praticamente idêntico. Tal como em potência, situa-se sempre entre o droop base e o droop linear, sem nunca superar este último.

### 4.4.3 Discussão: o efeito da componente derivativa

O Caso 1 evidencia um compromisso estrutural entre potência e tensão, já presente na formulação linear e que a componente derivativa não elimina. Em potência, o droop linear protege o barramento mais vulnerável ($B_4$) sem penalizar os restantes, melhorando simultaneamente a eficácia e a globalidade face ao droop base. Em tensão, o mesmo mecanismo produz o efeito oposto na maioria dos barramentos: o reforço do ganho nos terminais de margem folgada traduz-se num desvio de tensão mais acentuado durante o transitório, ainda que globalmente inferior ao do droop base.

A componente derivativa desloca este compromisso de forma assimétrica: em potência, a média desce face ao droop linear (2,8% contra 15,6%), beneficiando da inversão do sentido do desvio em $B_4$, que passa a contribuir negativamente para a média; em tensão, a média sobe face ao droop linear (7,06 kV contra 5,78 kV), aproximando-se do droop base sem o atingir, com desvio padrão praticamente idêntico ao do droop linear (3,46 kV contra 3,45 kV). O caso de $B_4$ ilustra ainda um efeito qualitativo próprio da derivada: ao reagir à taxa de variação de $V^2_{DC,4}$, o termo $K_j\, d(V^2_{DC,4})/dt$ pode inverter o sentido do desvio de potência num barramento específico, com implicações diretas no cálculo de $u_{P,i}$. Isto sugere que a eficácia da derivada depende não só da magnitude de $K_j$, mas também da rapidez e forma da perturbação em cada barramento, uma questão retomada na Secção 4.6, após a apresentação dos restantes dez casos (Secção 4.5).

### 4.4.4 Resposta do Balanço Energético

A Figura 4.11 apresenta o balanço energético instantâneo, $P_{\text{balanço},i}$ (Equação 3.51), nos quatro barramentos, sobrepondo o droop dinâmico bidirecional linear e a formulação energética-derivativa.

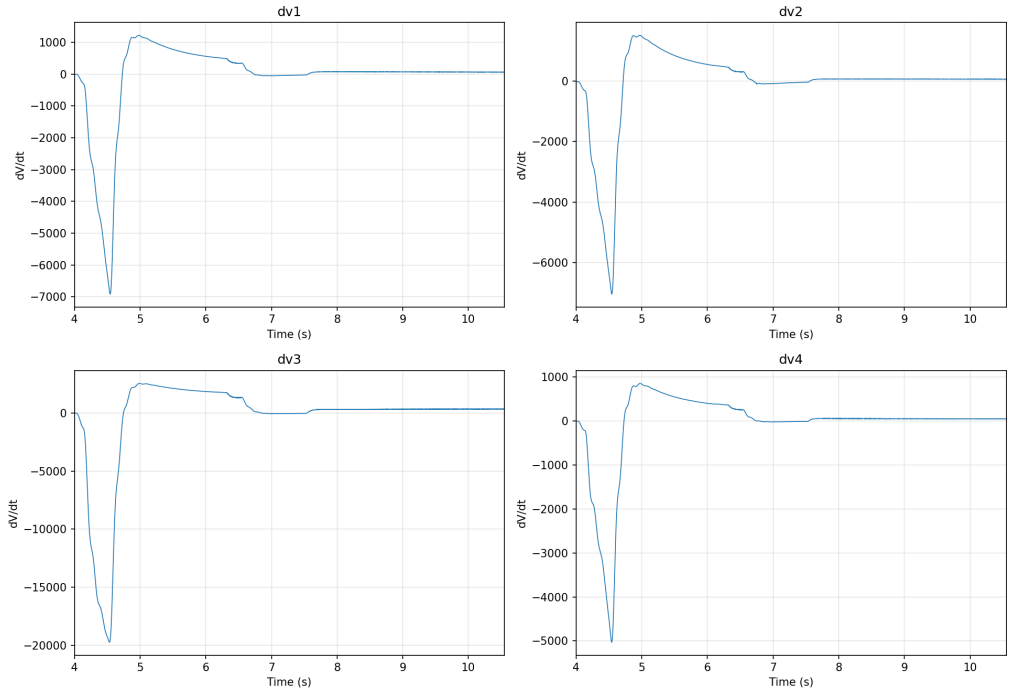



Figura 4.11: Balanço energético instantâneo $P_{\text{balanço},i}$ nos quatro barramentos no Caso 1, com droop dinâmico bidirecional linear e formulação energética-derivativa, em resposta à Perturbação 1.

A Tabela 4.9 sistematiza, para cada barramento e para as duas estratégias dinâmicas, o valor de pico de $P_{\text{balanço},i}$, definido como o desvio máximo de potência atingido durante a perturbação face ao valor em regime estacionário pré-perturbação:

$$P_{\text{balanço},i} = P_i(t) - P_i(t_0), \tag{4.2}$$

e a globalidade correspondente (Equação 3.51).

Tabela 4.9: Balanço energético de pico por barramento e globalidade correspondente, Caso 1, droop dinâmico linear e droop dinâmico energético-derivativo

| **Bus** | $P_{\textbf{balanço}}$ **pico** |
|---|---|
| $B_1$ | 6837 |
| $B_2$ | 6991 |
| $B_4$ | 19666 |
| $B_3$ | 4996 |
| **Média** | 9634 |
| **Desvio padrão** | 5844 |

Comparando a dispersão da resposta de tensão (Tabela 4.8) com a do balanço energético (Tabela 4.9), verifica-se que o desvio padrão de $P_{\text{balanço}}$ (5851) é superior aos valores de $\sigma_{\Delta V}$ reporta-

dos para a tensão em ambas as estratégias dinâmicas (3,45 kV e 3,46 kV). Esta disparidade reflete a natureza distinta das duas grandezas: enquanto $\Delta V_{DC,i}$ captura o desvio de tensão em cada barramento de forma independente, $P_{\text{balanço},i}$ integra a contribuição conjunta da variação de tensão e da sua derivada, amplificando a dispersão nos barramentos onde o transitório é mais abrupto. Em particular, $B_4$ apresenta o valor de pico mais elevado (19 666), reflexo direto da inversão do sentido do desvio de potência sob a formulação energética-derivativa, que induz uma taxa de variação de $V_{DC,4}^2$ superior à dos restantes terminais.

## 4.5 Resultados dos Restantes Pontos de Operação

Os dez pontos de operação remanescentes (Casos 2 a 11, Tabela 4.1) são analisados segundo a mesma metodologia aplicada ao Caso 1, agora estendida às três estratégias em comparação. A Tabela 4.10 identifica, para cada caso, o barramento de margem direcional mais reduzida e a respetiva utilização de margem sob o droop base, o droop dinâmico bidirecional linear e a formulação energética-derivativa. A globalidade completa de potência e de tensão para os onze pontos de operação é sistematizada nas Tabelas 4.11 e 4.12. O texto que se segue discute apenas os casos cujo comportamento se desvia do padrão geral, remetendo a leitura sistemática dos restantes para a Secção 4.6. O indicador $u_{P,i}$ quantifica a pressão exercida pela perturbação sobre cada barramento, sendo definido como o rácio entre o desvio de potência observado durante a perturbação e a margem direcional remanescente após essa variação, calculada como a distância entre o pico atingido e o limite físico do conversor no mesmo sentido. Um valor de 100% significa que o desvio consumiu integralmente a margem disponível, colocando o barramento exactamente no limite; valores superiores a 100% indicam que o pico excedeu a margem do caso base, embora sem necessariamente atingir o limite absoluto caso o sentido se inverta; valores negativos indicam que a estratégia dinâmica inverteu o sentido do desvio face ao caso base, afastando o barramento do seu limite crítico e aumentando a margem remanescente.

Tabela 4.10: Utilização de margem $u_P$ por barramento, Casos 2 a 11, para as três estratégias de droop. Barramento crítico de cada caso indicado com *.

| **Caso** | **Pert.** | **Bus** | $M_P$ | **Base** | | $K_d$ | | $K_d$**+deriv.** | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | | **(MW)** | $P_{\text{pico}}$ | $u_P$ | $P_{\text{pico}}$ | $u_P$ | $P_{\text{pico}}$ | $u_P$ |
| 2 | 1 | $B_1$* | 25 | +975 | +900% | +750 | 0% | +645 | −420% |
| | | $B_2$ | 1190 | +190 | −47% | +200 | −46% | +150 | −50% |
| | | $B_3$ | 1480 | −520 | +19% | −430 | +25% | −410 | +26% |
| | | $B_4$ | 1560 | −560 | +9% | −485 | +14% | −395 | +20% |
| 3 | 1 | $B_1$ | 1160 | −160 | +16% | −160 | +16% | −170 | +16% |
| | | $B_2$ | 1190 | +190 | −47% | +200 | −46% | +130 | −52% |
| | | $B_3$* | 395 | +605 | +65% | +540 | +48% | +565 | +54% |
| | | $B_4$ | 1610 | −610 | +9% | −560 | +12% | −505 | +15% |
| 4 | 1 | $B_1$* | 365 | +635 | +51% | +463 | +4% | +445 | −1% |
| | | $B_2$ | 1000 | 0 | −55% | 0 | −55% | 0 | −55% |
| | | $B_3$ | 1405 | −405 | +17% | −270 | +27% | −250 | +28% |
| | | $B_4$ | 1210 | −210 | +12% | −165 | +15% | −170 | +15% |
| 5 | 1 | $B_1$ | 1555 | −555 | +13% | −500 | +16% | −500 | +16% |
| | | $B_2$ | 1250 | +250 | −48% | +250 | −48% | +220 | −50% |
| | | $B_3$* | 80 | +920 | +338% | +835 | +231% | +900 | +313% |
| | | $B_4$ | 1605 | −605 | +9% | −605 | +9% | −580 | +11% |
| 6 | 2 | $B_1$ | 1595 | +595 | −10% | +440 | −19% | +390 | −23% |
| | | $B_3$* | ≈20 | −1000 | −1250% | −995 | −1225% | −995 | −1225% |
| | | $B_4$ | 170 | −830 | −47% | −713 | +22% | −755 | −3% |
| 7 | 2 | $B_1$ | 1490 | +490 | −11% | +355 | −20% | +300 | −23% |
| | | $B_3$* | ≈20 | −980 | −1150% | −930 | −900% | −950 | −1000% |
| | | $B_4$ | 225 | −775 | −56% | −663 | −6% | −660 | −4% |
| 8 | 2 | $B_1$* | 40 | −960 | −400% | −812 | −30% | −735 | +163% |
| | | $B_3$ | ≈10 | −990 | −2400% | −950 | −2000% | −950 | −2000% |
| | | $B_4$ | 1775 | +775 | −7% | +600 | −17% | +510 | −22% |
| 9 | 2 | $B_1$* | ≈20 | −1000 | −750% | −860 | −50% | −710 | +700% |
| | | $B_3$ | 1645 | +645 | −12% | +360 | −30% | +70 | −47% |
| | | $B_4$ | 130 | −870 | −92% | −763 | −10% | −600 | +115% |
| 10 | 2 | $B_1$ | 1430 | +430 | −12% | +310 | −20% | +250 | −24% |
| | | $B_3$* | 90 | −910 | −233% | −900 | −222% | −970 | −300% |
| | | $B_4$ | 425 | −575 | −29% | −471 | −5% | −465 | −4% |
| 11 | 2 | $B_1$ | 1530 | +530 | −11% | +410 | −19% | +360 | −22% |
| | | $B_3$* | ≈10 | −990 | −2400% | −930 | −1800% | −970 | −2200% |
| | | $B_4$ | 625 | −375 | −20% | −285 | −6% | −275 | −4% |

A Tabela 4.10 confirma, ao longo dos dez casos, uma distinção clara entre os barramentos *power-following* e o *slack* enquanto pontos críticos. Quando o barramento crítico é *power-following* (Casos 2, 4, 8 e 9), o droop dinâmico linear protege-o de forma consistente, com reduções superiores a 90% em todos os quatro casos. O Caso 2 é o mais expressivo: o barramento $B_1$ atinge $u_P = +900\%$ sob droop base, ficando a apenas 25 MW do limite físico sem o atingir; sob $K_d$, o desvio anula-se ($u_P = 0\%$), e sob a formulação energética-derivativa inverte de sentido ($u_P = -420\%$), afastando $B_1$ do limite em direção oposta. Quando o barramento crítico é o

*slack* $B_3$ (Casos 3, 5, 6, 7, 10 e 11), a proteção é sistematicamente mais modesta, confirmando a assimetria estrutural já identificada no Caso 1.

A formulação energética-derivativa não altera este padrão de fundo, mas comporta-se de forma menos previsível. No Caso 8, amplifica a utilização de margem face ao droop linear, chegando a piorar face ao droop base em $B_1$, embora com inversão de sentido ($u_P = +163\%$) que atenua o risco de saturação. No Caso 9, a derivada aprofunda a proteção do barramento crítico $B_1$ ($u_P = +700\%$ contra $-50\%$ do $K_d$), invertendo novamente o sentido do desvio, mas à custa de um agravamento adicional em tensão discutido na Seção 4.6. No Caso 4, tanto o $K_d$ como a formulação com derivada protegem $B_1$ de forma equivalente, reduzindo $u_P$ de $+51\%$ para $+4\%$ e $-1\%$ respectivamente, sem alteração relevante entre as duas estratégias dinâmicas.

A globalidade completa de potência e de tensão, para os onze casos e as três estratégias, é sistematizada nas Tabelas 4.11 e 4.12.

Tabela 4.11: Globalidade da resposta de potência ($\bar{u}_P$, $\sigma_{u_P}$, amplitude), Casos 1 a 11, sob as três estratégias de droop, e média dos onze casos.

| | **Base** | | | $K_d$ | | | $K_d$ **com derivada** | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| **Caso** | $\bar{u}_P$ | $\sigma$ | **Ampl.** | $\bar{u}_P$ | $\sigma$ | **Ampl.** | $\bar{u}_P$ | $\sigma$ | **Ampl.** |
| 1 | 27,1% | 18,1 | 45,9 | 15,6% | 9,3 | 26,1 | 2,5% | 37,1 | 92,7 |
| 2 | 220,2% | 393,3 | 947,0 | −1,8% | 27,0 | 71,0 | −106,0% | 183,7 | 446,0 |
| 3 | 10,8% | 39,7 | 112,0 | 7,5% | 33,9 | 94,0 | 8,2% | 38,2 | 106,0 |
| 4 | 6,2% | 38,4 | 106,0 | −2,2% | 31,5 | 82,0 | −3,2% | 31,6 | 83,0 |
| 5 | 78,0% | 152,0 | 386,0 | 52,0% | 106,3 | 279,0 | 72,5% | 141,3 | 363,0 |
| 6 | −435,7% | 576,0 | 1240,0 | −407,3% | 578,4 | 1247,0 | −417,0% | 571,4 | 1222,0 |
| 7 | −405,7% | 526,6 | 1139,0 | −308,7% | 418,2 | 894,0 | −342,3% | 465,1 | 996,0 |
| 8 | −935,7% | 1047,8 | 2393,0 | −682,3% | 931,7 | 1983,0 | −619,7% | 979,0 | 2163,0 |
| 9 | −284,7% | 330,7 | 738,0 | −30,0% | 16,3 | 40,0 | 256,0% | 320,8 | 747,0 |
| 10 | −91,3% | 100,4 | 221,0 | −82,3% | 98,9 | 217,0 | −109,3% | 135,1 | 296,0 |
| 11 | −810,3% | 1124,1 | 2389,0 | −608,3% | 842,7 | 1794,0 | −742,0% | 1031,0 | 2196,0 |
| **Média** | **−238,3%** | **395,2** | **883,4** | **−186,2%** | **281,3** | **611,6** | **−181,8%** | **357,7** | **791,9** |

Tabela 4.12: Resposta global da tensão DC em kV ($\overline{|\Delta V|}$, $\sigma_{\Delta V}$, amplitude), Casos 1 a 11, sob as três estratégias de droop, e média dos onze casos.

| | **Base** | | | $K_d$ | | | $K_d$ **com derivada** | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| **Caso** | $\overline{\lvert\Delta V\rvert}$ | $\sigma$ | **Ampl.** | $\overline{\lvert\Delta V\rvert}$ | $\sigma$ | **Ampl.** | $\overline{\lvert\Delta V\rvert}$ | $\sigma$ | **Ampl.** |
| 1 | 10,78 | 3,98 | 10,20 | 5,78 | 3,44 | 8,31 | 7,06 | 3,46 | 8,99 |
| 2 | 10,50 | 3,83 | 9,80 | 7,80 | 4,28 | 10,50 | 7,88 | 4,31 | 11,60 |
| 3 | 11,28 | 5,09 | 12,50 | 7,35 | 3,70 | 9,90 | 7,58 | 4,13 | 11,10 |
| 4 | 10,78 | 3,99 | 10,30 | 9,70 | 4,25 | 10,40 | 9,53 | 4,32 | 10,70 |
| 5 | 10,68 | 4,08 | 10,10 | 6,10 | 4,10 | 10,20 | 6,35 | 4,06 | 10,30 |
| 6 | 8,40 | 3,41 | 8,40 | 9,95 | 3,90 | 10,30 | 9,22 | 3,57 | 9,00 |
| 7 | 10,00 | 3,92 | 10,40 | 8,58 | 3,53 | 8,90 | 8,70 | 3,62 | 9,20 |
| 8 | 10,44 | 5,06 | 13,70 | 10,09 | 4,24 | 10,50 | 10,30 | 4,61 | 12,40 |
| 9 | 10,55 | 3,81 | 9,50 | 13,18 | 4,26 | 11,50 | 13,12 | 4,61 | 12,50 |
| 10 | 10,65 | 3,68 | 9,50 | 9,20 | 3,48 | 8,40 | 9,82 | 3,41 | 9,00 |
| 11 | 10,65 | 3,70 | 9,50 | 8,27 | 3,39 | 8,20 | 8,67 | 3,42 | 8,80 |
| **Média** | **10,43** | **4,05** | **10,35** | **8,73** | **3,87** | **9,74** | **8,90** | **4,03** | **10,33** |

Em média, o droop dinâmico linear é a estratégia mais eficaz nos dois domínios, com a formulação energética-derivativa a ocupar uma posição intermédia entre o droop linear e o droop base. Esta diferença é mais visível em tensão: enquanto o droop linear reduz a média global face ao droop base, a formulação com derivada praticamente anula esse ganho, aproximando-se do desempenho do droop base.

Complementarmente à resposta global de potência e de tensão, a Tabela 4.13 apresenta o pico de $P_{\text{balanço}}$ (Equação 3.51) por barramento para um subconjunto de quatro casos.

Tabela 4.13: Pico de $P_{\text{balanço}}$ (Equação 3.51) por barramento para um subconjunto de quatro casos.

| **Bus** | **Caso 1** | **Caso 2** | **Caso 3** | **Caso 4** |
|---|---|---|---|---|
| $B_1$ | 6,884 | 26,201 | 10,557 | 5,866 |
| $B_2$ | 19,661 | 33,033 | 23,329 | 20,073 |
| $B_3$ | 4,996 | 11,908 | 9,936 | 8,170 |
| $B_4$ | 6,991 | 11,905 | 4,867 | 3,100 |
| **Média** | 9,633 | 20,762 | 12,172 | 9,302 |
| **Desvio padrão** | 5,844 | 9,179 | 6,809 | 6,472 |

Em termos numéricos brutos, o desvio padrão do pico de $P_{\text{balanço}}$ (Tabela 4.13) é sistematicamente inferior, nos quatro casos analisados, ao desvio padrão de $\Delta V_{DC}$ das três estratégias (Tabela 4.12).

## 4.6 Análise Comparativa e Discussão

Esta secção consolida a comparação transversal entre os onze pontos de operação, identificando os padrões comuns às duas perturbações à luz do objetivo central desta dissertação.

### 4.6.1 Fatores Determinantes da Modulação do Ganho Dinâmico

O conjunto dos onze casos confirma, também sob a formulação energética-derivativa, o critério já estabelecido para o droop linear: é a margem direcional remanescente de cada barramento, não a sua identidade ou função, que determina se é protegido ou amplificado. A componente derivativa não altera este critério, mas introduz sensibilidade à taxa de variação da perturbação. Ao contrário do droop linear, cujo efeito é globalmente favorável em potência, a formulação com derivada apresenta resultados mais mistos: em vários casos, nomeadamente os Casos 6, 7, 8 e 9, a globalidade de potência piora face ao droop base, reflectindo a amplificação da resposta em barramentos com margem reduzida onde a derivada actua de forma não selectiva.

### 4.6.2 A Assimetria Estrutural da Proteção do *Slack*

Um segundo padrão, confirmado pelo conjunto dos onze casos, é a eficácia sistematicamente inferior da proteção conferida ao *slack* $B_3$ quando este é o barramento crítico. Esta assimetria, já presente no droop linear, mantém-se sob a formulação com derivada.

Em seis dos onze casos, $B_3$ é o barramento de margem mais reduzida. A Tabela 4.14 sistematiza os valores de $u_P$ nesses seis casos. Nos casos da Perturbação 1 (Casos 3 e 5), onde $B_3$ opera com $u_P$ positivo, o droop linear reduz a utilização de margem em 26–33%, e a formulação com derivada em 17–24%. Nos casos da Perturbação 2 (Casos 6, 7, 10 e 11), onde $B_3$ opera já com $u_P$ muito negativo (margem remanescente mínima de 10–20 MW), as três estratégias produzem valores de $u_P$ igualmente extremos, com diferenças relativas modestas entre si: o droop linear e a formulação com derivada não conseguem proteger $B_3$ de forma significativa quando este opera tão próximo do seu limite.

Tabela 4.14: Utilização de margem $u_P$ no barramento crítico $B_3$ (*slack*), para os casos em que este constitui o barramento de margem mínima.

| **Caso** | $u_P$ **Base** | $u_P$ $K_d$ | $u_P$ $K_d$**+deriv.** |
|---|---|---|---|
| 3 | +65,0% | +48,0% | +54,0% |
| 5 | +338,0% | +231,0% | +313,0% |
| 6 | −1250,0% | −1225,0% | −1225,0% |
| 7 | −1150,0% | −900,0% | −1000,0% |
| 10 | −233,0% | −222,0% | −300,0% |
| 11 | −2400,0% | −1800,0% | −2200,0% |

Nos quatro casos em que um barramento *power-following* constitui o barramento crítico (Casos 2, 4, 8 e 9), a redução obtida pelo droop linear é substancialmente maior, com variações da globalidade de potência entre −42% e −136% face ao droop base. Esta assimetria confirma que a modulação inversa do ganho no *slack* (Equações 3.29 e 3.38), concebida para responder à margem dos *restantes* barramentos e não à sua própria, é estruturalmente mais fraca do que a modulação direta nos terminais *power-following*.

Esta assimetria é a limitação mais relevante da estratégia dinâmica, em qualquer das suas formulações: o barramento mais exposto ao desequilíbrio residual da rede é também o menos protegido.

### 4.6.3 O Compromisso Potência-Tensão

A Tabela 4.15 sistematiza, para os onze casos, a variação da globalidade em potência e em tensão face ao droop base. Vários padrões emergem desta leitura transversal.

Tabela 4.15: Resumo transversal dos onze casos: barramento crítico e variação da globalidade média em potência e em tensão, sob o droop dinâmico linear e sob a formulação energética-derivativa, face ao droop base.

| **Caso** | **Bus crítico ($M_P$, MW)** | $K_d\ \bar{u}_P$ | $K_d\ \overline{\lvert\Delta V\rvert}$ | $K_d$**+deriv.** ($\bar{u}_P$ / $\overline{\lvert\Delta V\rvert}$) |
|---|---|---|---|---|
| 1 | $B_4$ (245) | $-42{,}4\%$ | $-46{,}4\%$ | $-90{,}8\%$ / $-34{,}5\%$ |
| 2 | $B_1$ (25) | $-100{,}8\%$ | $-25{,}7\%$ | $-148{,}1\%$ / $-25{,}0\%$ |
| 3 | $B_3$ (395) | $-30{,}6\%$ | $-34{,}8\%$ | $-24{,}1\%$ / $-32{,}8\%$ |
| 4 | $B_1$ (365) | $-135{,}5\%$ | $-10{,}0\%$ | $-151{,}6\%$ / $-11{,}6\%$ |
| 5 | $B_3$ (80) | $-33{,}3\%$ | $-42{,}9\%$ | $-7{,}1\%$ / $-40{,}5\%$ |
| 6 | $B_3$ (20) | $+6{,}5\%$ | $+18{,}5\%$ | $+4{,}3\%$ / $+9{,}8\%$ |
| 7 | $B_3$ (20) | $+23{,}9\%$ | $-14{,}2\%$ | $+15{,}6\%$ / $-13{,}0\%$ |
| 8 | $B_1$ (40) | $+27{,}1\%$ | $-3{,}4\%$ | $+33{,}8\%$ / $-1{,}3\%$ |
| 9 | $B_1$ (20) | $+89{,}5\%$ | $+24{,}9\%$ | $+189{,}9\%$ / $+24{,}4\%$ |
| 10 | $B_3$ (90) | $+9{,}9\%$ | $-13{,}6\%$ | $-19{,}7\%$ / $-7{,}8\%$ |
| 11 | $B_3$ (10) | $+24{,}9\%$ | $-22{,}3\%$ | $+8{,}4\%$ / $-18{,}6\%$ |

Sob o droop linear, os casos com barramento crítico *power-following* (Casos 1, 2, 4 e 5) melhoram consistentemente em ambos os domínios. Os casos com $B_3$ crítico e margem muito reduzida (Casos 6, 7, 8, 9, 10 e 11) apresentam um comportamento mais variável: em alguns, a globalidade de potência piora face ao droop base (Casos 6, 7, 8, 9 e 11), reflectindo a dificuldade estrutural em proteger $B_3$ quando a margem remanescente é mínima.

Sob a formulação energética-derivativa, este padrão agrava-se: o Caso 9 é o mais extremo, com a globalidade de potência a piorar $+189{,}9\%$ face ao droop base, apesar da melhoria em tensão ser semelhante à do droop linear ($+24{,}4\%$ vs $+24{,}9\%$). O Caso 4 é a excepção mais notável: ambas as estratégias dinâmicas melhoram simultaneamente potência e tensão, com a formulação com derivada a alcançar a maior redução de globalidade de potência de todos os onze casos ($-151{,}6\%$).

Em conjunto, estes padrões confirmam que potência e tensão não estão estritamente acoplados barramento a barramento, e que a derivada não move a resposta de forma uniforme em nenhuma direção.

### 4.6.4 Síntese da Análise Comparativa

A análise transversal responde à questão central desta dissertação com maior nuance do que a comparação binária inicial. O droop linear é a estratégia mais consistentemente eficaz nos casos com barramento crítico *power-following*: reduz a globalidade de potência e de tensão de forma

simultânea em todos esses casos, com ganhos expressivos. Nos casos com $B_3$ crítico e margem mínima, nenhuma das estratégias dinâmicas consegue proteção significativa, reflectindo a limitação estrutural da modulação inversa do ganho no *slack*.

A formulação com derivada não é uma extensão estritamente superior ao droop linear: em vários casos piora a globalidade de potência face ao droop base, e em quase todos apresenta desempenho inferior ao droop linear. O Caso 4 é a única excepção clara nos dois domínios, sugerindo que a derivada é um mecanismo corretivo específico, útil quando a resposta proporcional está desalinhada com a dinâmica instantânea da perturbação, e cujo custo nos restantes casos é uma resposta mais ampla e menos selectiva.

A assimetria entre a proteção dos barramentos *power-following* e do *slack* é a principal limitação da estratégia dinâmica em qualquer das suas formulações. A caracterização das condições em que a derivada é vantajosa, e a exploração de formas de a tornar selectiva à semelhança do termo proporcional, constituem, como discutido na Seção 4.7, os eixos mais relevantes de trabalho futuro.

## 4.7 Limitações da Análise

A interpretação dos resultados deve ser condicionada por um conjunto de limitações.

Primeiro, todos os resultados assentam numa única topologia de rede e numa única classe de perturbação, aplicada em dois sentidos. A validade sob outras perturbações e topologias exige verificação adicional, identificada como trabalho futuro no Capítulo 5.

Segundo, a modelação incorpora simplificações discutidas na Secção 3.10: o conversor DAB ideal, as redes AC representadas por geradores síncronos e fontes trifásicas equivalentes, e a ausência de modelação de defeitos DC.

Terceiro, não foi conduzida análise sistemática de sensibilidade paramétrica. Variações nos parâmetros do modelo ou dos reguladores poderiam alterar os indicadores reportados, ainda que se espere que as conclusões qualitativas se mantenham.

Por último, o compromisso potência-tensão foi caracterizado de forma essencialmente descritiva; uma análise dedicada às condições que determinam a sua magnitude ultrapassa o âmbito deste trabalho.

## 4.8 Síntese do Capítulo

Este capítulo avaliou a eficácia do droop dinâmico bidirecional $K_d$, na sua formulação linear e energética-derivativa, face ao droop base $K_i$, em onze pontos de operação distribuídos pelas duas perturbações simétricas aplicadas à velocidade angular da máquina síncrona de $B_2$.

A validação do regime estacionário confirmou a consistência do modelo com a teoria de redes DC em anel. A análise do Caso 1 estabeleceu a metodologia dos indicadores, introduzindo o conceito de utilização de margem $u_{P,i}$ como rácio entre o desvio de potência observado e a margem direcional remanescente após essa variação. O Caso 1 revelou ainda que a componente derivativa

pode inverter o sentido do desvio de potência de um barramento específico, não apenas a sua magnitude, afastando-o do limite crítico em direção oposta.

A extensão aos restantes dez casos identificou dois padrões estruturais. O primeiro é que a eficácia da proteção depende exclusivamente da margem direcional remanescente de cada barramento: barramentos com margem reduzida são protegidos, independentemente da sua identidade ou função. O segundo é a assimetria estrutural entre os barramentos *power-following* e o *slack* $B_3$: quando este último é o barramento crítico, a proteção conferida por ambas as estratégias dinâmicas é sistematicamente mais fraca, reflectindo a natureza inversa da modulação do seu ganho. Nos casos em que $B_3$ opera com margem mínima (Casos 6, 7, 10 e 11), os valores de $u_P$ atingem magnitudes extremas e nenhuma das estratégias dinâmicas consegue proteção significativa.

A análise comparativa transversal sintetiza três conclusões principais. Primeiro, o droop linear é a estratégia mais consistentemente eficaz: nos quatro casos com barramento crítico *power-following*, melhora simultaneamente a globalidade de potência e de tensão, com reduções que variam entre $-42\%$ e $-136\%$ em potência. Segundo, a formulação com derivada não é uma extensão estritamente superior ao droop linear: em vários casos piora a globalidade face ao droop base, sendo o Caso 4 a única excepção clara nos dois domínios, precisamente onde o droop linear apresentava deterioração em potência. Terceiro, o compromisso potência-tensão é inerente a ambas as formulações dinâmicas: a proteção de margem em potência implica, frequentemente, um agravamento do transitório de tensão, com o Caso 9 como exemplo mais extremo sob a formulação com derivada ($+189{,}9\%$ em potência face ao droop base, com tensão a piorar $+24{,}4\%$).

Estes resultados sustentam o droop dinâmico linear como a estratégia mais eficaz e consistente das três avaliadas, sem calibração prévia por barramento nem comunicação entre terminais. A formulação com derivada delimita um espaço de investigação futura mais do que uma solução madura: é útil como mecanismo corretivo específico em condições particulares, mas carece da seletividade do termo proporcional para ser genericamente vantajosa. A limitação estrutural na proteção do *slack*, partilhada por ambas as formulações, e a ausência de modulação seletiva de $K_j$, definem os eixos prioritários de trabalho futuro retomados no Capítulo 5.

# Capítulo 5

# Conclusões

## 5.1 Síntese do Trabalho Realizado

A presente dissertação abordou o problema do balanço de potência em redes elétricas de corrente contínua multiterminais, com particular atenção à possibilidade de utilizar informação obtida localmente para suportar uma resposta primária descentralizada. Ao contrário da frequência nas redes AC síncronas, a tensão DC não apresenta, por construção, uma elevada coerência espacial, uma vez que o seu valor e a sua evolução dependem da topologia, das impedâncias das linhas, da distribuição dos fluxos de potência, das capacitâncias e da atuação dos conversores.

A revisão do estado da arte permitiu identificar duas lacunas principais. A primeira, L1, corresponde à ausência de uma avaliação satisfatória da existência de um sinal comum do desequilíbrio global que possa ser observado localmente nos diferentes terminais, ainda que com fatores de escala e atrasos distintos. A segunda, L2, corresponde à ausência de uma lei contínua de adaptação do droop às margens bidirecionais de potência, sem comutação explícita entre regiões de operação.

Para abordar estas questões, foi desenvolvido em MATLAB/Simulink um modelo de uma rede MTDC de quatro terminais VSC, organizada numa topologia em anel fechado. O modelo integra três terminais predominantemente controlados em potência e um terminal slack responsável pela regulação direta da tensão DC. Foram considerados onze cenários de operação e duas perturbações de frequência numa das redes AC que deslocam o sistema nos dois sentidos de transferência de potência.

Foram comparadas três estratégias de controlo: um droop base uniforme, um droop dinâmico bidirecional na sua formulação linear e uma extensão energético-derivativa da mesma estratégia. O droop dinâmico adapta continuamente o ganho em função da margem direcional disponível em cada conversor, enquanto a formulação energético-derivativa acrescenta uma componente associada à taxa de variação da grandeza energética local.

### 5.1.1 Lacuna L1: Análise insuficiente da Representatividade do Desequilíbrio Global de Potência a partir de Grandezas Energéticas Locais

A análise dos onze cenários de operação sob droop base confirma que esta falta de coerência espacial persiste em regime dinâmico, com variações médias de tensão entre 8,40 kV e 11,28 kV consoante o caso, e desvios padrão entre barramentos sempre superiores a 3,41 kV (mínimo registado no Caso 6) em qualquer dos onze casos analisados.

A caracterização do balanço energético instantâneo, $P_{\text{balanço},i} = \frac{C}{2} d(V_{DC,i}^2)/dt$ (Seção 4.4.4), reforça esta conclusão a partir de um segundo indicador local, independente de $\Delta V_{DC,i}$. Em todos os quatro casos analisados sob esta ótica, o barramento $B_2$ regista sistematicamente o pico mais elevado de $P_{\text{balanço}}$, entre 19,661 W e 33,033 W, acima dos restantes três barramentos em qualquer dos casos, o que é coerente com o facto de $B_2$ ser a fonte directa da perturbação. O barramento $B_4$, apesar de partilhar a função *power-following* com $B_1$, regista consistentemente picos superiores aos de $B_1$ e $B_3$, apontando para uma influência da posição topológica na rede. A dispersão de $P_{\text{balanço}}$ entre barramentos, com desvios padrão entre 5,844 W e 9,179 W consoante o caso, reforça que um indicador local de desequilíbrio, calculado a partir da taxa de variação da energia capacitiva de um único barramento, não representa, por si só, o estado global da rede: a magnitude e o sinal da resposta dependem da posição topológica do terminal, da direção da perturbação e, no *slack*, também da arquitetura de controlo, que substitui a evolução passiva de $V_{DC}$ por regulação ativa por realimentação. A tensão DC, ao contrário da frequência, não possui caráter universal por construção física, confirmando empiricamente a Lacuna L1 identificada no estado da arte.

### 5.1.2 Lacuna L2: Adaptação contínua da resposta às Margens Bidirecionais de Potência

A eficácia desta ponderação revelou-se, contudo, heterogénea entre barramentos. Nos terminais *power-following* com margem positiva (Casos 2 e 4), o droop linear reduz $u_P$ em 92–100%, chegando a inverter o sentido do desvio sob a formulação com derivada. Nos casos em que o barramento crítico *power-following* opera com $u_P$ negativo (Casos 8 e 9), ambas as estratégias dinâmicas agravam a globalidade face ao droop base, reflectindo a dificuldade em proteger barramentos que já operam no sentido do limite oposto. No *slack* $B_3$, a proteção é sistematicamente mais modesta: nos casos com $u_P$ positivo (Casos 3 e 5), o droop linear reduz $u_P$ em 26–32% e a formulação com derivada em 7–17%; nos casos com $u_P$ muito negativo (Casos 6, 7, 10 e 11), nenhuma das estratégias dinâmicas consegue protecção significativa, dado que $B_3$ opera com margem remanescente mínima (10–20 MW) e a sua modulação de ganho responde à margem colectiva dos restantes terminais, e não à sua própria. A introdução da componente derivativa não atenua esta assimetria estrutural e tende a acentuá-la nos casos em que a proteção do *slack* já era fraca.

## 5.2 Discussão

Considerados em conjunto, os resultados sustentam três conclusões de alcance mais amplo.

Nas redes DC, ao contrário das redes AC, não existe uma grandeza passivamente universal cuja leitura sinalize o estado global do balanço de potência (Lacuna L1): a magnitude e a distribuição da resposta em $V_{DC}$, e do próprio balanço energético instantâneo $P_{\text{balanço}}$, dependem da posição topológica de cada barramento, da direção da perturbação e da arquitetura de controlo local. A frequência, nas redes AC, é universal em virtude do acoplamento eletromagnético global entre geradores síncronos; esse acoplamento não possui equivalente passivo nas redes DC, onde cada condensador responde de forma independente, e com magnitude estruturalmente distinta, ao desequilíbrio local de potência. Esta conclusão é confirmada empiricamente pelos onze cenários avaliados, nos quais as variações médias de tensão sob droop base variam entre 8,40 kV e 11,28 kV consoante o ponto de operação, com desvios padrão entre barramentos nunca inferiores a 3,41 kV.

O controlo ativo pode, contudo, induzir um acoplamento funcionalmente equivalente, ainda que apenas parcial e sensível à sua formulação exata. O droop dinâmico bidirecional linear, ao responder à Lacuna L2 através da ponderação contínua entre as margens bidirecionais $H^+$ e $H^-$, reduz sistematicamente a utilização de margem nos barramentos *power-following* mais expostos com reduções de 92–100% nos cenários com margem positiva e, na maioria dos cenários, propaga esse benefício à variação de tensão em toda a rede. A extensão desta estratégia com uma componente sensível à dinâmica energética instantânea revelou, todavia, que o acoplamento funcional induzido pelo controlo é frágil face a alterações introduzidas na própria lei de controlo: a formulação energética-derivativa piora a globalidade face ao droop linear em dez dos onze cenários, sendo o Caso 4 a única excepção. A uniformidade observada nas redes AC não constitui, portanto, uma propriedade que se obtenha de forma incondicional num sistema de controlo descentralizado, nem que se aproxime de forma monótona à medida que se acrescentam refinamentos à lei de controlo; constitui antes um objetivo que exige que cada componente da lei de controlo seja individualmente selectiva relativamente à margem e ao estado local de cada terminal.

Estes resultados articulam um compromisso fundamental: as soluções de controlo descentralizado para redes MTDC enfrentam um trilema entre eficácia, universalidade e ausência de comunicação. O droop estático satisfaz as duas últimas propriedades, mas não é eficaz. O droop dinâmico bidirecional linear satisfaz-as igualmente, com uma eficácia parcial e heterogénea: consistente na proteção dos barramentos *power-following* com margem positiva, estruturalmente mais fraca no *slack* e nos cenários em que o barramento crítico opera com $u_P$ negativo, e sujeita a um compromisso com a uniformização da tensão, mais pronunciado no Caso 9, onde a melhoria em potência de $+89{,}5\%$ face ao droop base é acompanhada de um agravamento de tensão de $+24{,}9\%$. A sua extensão energética-derivativa não resolve este trilema de forma mais favorável; em determinados cenários aproxima-se de o resolver de forma mais eficaz, como no Caso 4, mas na generalidade afasta-se dessa resolução. A obtenção simultânea e incondicional das três propriedades constitui a questão científica central que este trabalho deixa por resolver.

## 5.3 Contribuições Científicas

As contribuições originais desta dissertação sintetizam-se em seis pontos.

- Quantificação empírica da ausência de coerência espacial de um indicador local de desequilíbrio (Lacuna L1), em onze cenários de operação e duas perturbações de sentido oposto, com variações médias de tensão entre 8,40 kV e 11,28 kV sob droop base, e desvios padrão entre barramentos nunca inferiores a 3,41 kV. Esta ausência de coerência é confirmada por um segundo indicador local, o balanço energético instantâneo $P_{\text{balanço},i}$, cujos picos variam entre 4,996 W e 33,033 W consoante o barramento e o cenário, com $B_2$ a registar sistematicamente o pico mais elevado por ser a fonte directa da perturbação, e $B_4$ a apresentar picos consistentemente superiores aos de $B_1$ apesar de partilharem a mesma função *power-following*, reforçando a natureza estrutural, e não meramente funcional, da não uniformidade espacial observada.
- Proposta e avaliação de uma lei contínua de ponderação das margens direcionais bidirecionais (Lacuna L2), o droop dinâmico bidirecional $K_d$, que dispensa calibração por barramento e comunicação entre terminais, com melhoria simultânea de potência e de tensão em nove dos onze pontos de operação avaliados.

## 5.4 Limitações do Estudo

As conclusões devem ser interpretadas à luz das limitações que delimitam o seu âmbito de validade. Todas assentam numa única topologia de rede e numa única classe de perturbação, aplicada em dois sentidos opostos; a sua generalização a outras perturbações (degraus de potência, perdas súbitas de carga, defeitos de linha) e a outras topologias (radial, malhada, com maior número de terminais) exige verificação empírica adicional. Não foi conduzida uma análise sistemática de sensibilidade paramétrica, pelo que o impacto de variações nos parâmetros do modelo, nomeadamente na capacitância dos barramentos DC. A caracterização do balanço energético instantâneo $P_{\text{balanço}}$ foi também limitada a um subconjunto de quatro dos onze casos, pelo que a extensão da dominância observada em $B_2$ aos restantes sete pontos de operação carece de confirmação. O modelo adotado privilegia, ainda, a fidelidade ao fenómeno de coerência espacial (Lacuna L1) em detrimento de outros aspetos, como a modelação detalhada do conversor DC/DC interno ou a representação de defeitos na rede DC, pelo que a transposição direta das conclusões para sistemas reais deve ser efetuada com cautela. Por último, o compromisso potência-tensão identificado, e a sua interação com a componente derivativa (Lacunas L2), foram caracterizados de forma essencialmente descritiva, sem uma análise dedicada às condições para a sua determinação.

## 5.5 Trabalho Futuro

Os resultados desta dissertação sugerem algumas linhas prioritárias de investigação futura, organizadas em torno das duas lacunas identificadas. Relativamente à Lacuna L1, a caracterização

sistemática do compromisso potência-tensão, relacionando o número de barramentos limitados em simultâneo e a magnitude dessa limitação com a severidade do agravamento observado em tensão, permitiria delimitar com maior precisão as condições em que a ausência de coerência espacial se manifesta e, possivelmente, atenuá-la por concepção. A extensão da caracterização do balanço energético instantâneo $P_{\text{balanço}}$ aos restantes sete pontos de operação, e a investigação da causa estrutural subjacente à dominância consistente de $B_2$, constituem um passo natural desta linha, complementar à evolução de $\Delta V_{DC}$ já sistematizada. A extensão da avaliação a outras classes de perturbação, a outras topologias de rede e a uma análise de sensibilidade paramétrica reforçaria a robustez e a generalidade das conclusões obtidas, tanto quanto à escala da rede e à magnitude das impedâncias das linhas DC como quanto à calibração da componente energética-derivativa. Por fim, a validação dos resultados numa plataforma de maior fidelidade, ou experimentalmente, constituiria um passo natural antes de qualquer aplicação prática de qualquer das estratégias propostas.

# Referências


[1] D. Van Hertem, O. Gomis-Bellmunt e J. Liang, eds., *HVDC Grids for Offshore and Supergrid of the Future*. Wiley–IEEE Press, 2016, ISBN: 978-1-118-85915-5. DOI: 10.1002/9781119115243.

[2] L. F. N. Lourenço et al., «A Review on Multi-Terminal High Voltage Direct Current Networks for Wind Power Integration,» *Energies*, vol. 15, n.º 23, p. 9016, 2022. DOI: 10.3390/en15239016.

[3] A. Alassi, S. Bañales, O. Ellabban, G. Adam e C. MacIver, «HVDC Transmission: Technology Review, Market Trends and Future Outlook,» *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, 2019. DOI: 10.1016/j.rser.2019.04.062.

[4] S. M. F. Rodrigues, «Dynamic Modeling and Control of VSC-based Multi-terminal DC Networks,» tese de mestrado, Instituto Superior Técnico / TU Delft, 2011.

[5] P. Rodriguez e K. Rouzbehi, «Multi-Terminal DC Grids: Challenges and Prospects,» *Journal of Modern Power Systems and Clean Energy*, vol. 5, n.º 4, pp. 515–523, 2017. DOI: 10.1007/s40565-017-0305-0.

[6] Y. Zhang, J. Ravishankar, J. Fletcher, R. Li e M. Han, «Review of Modular Multilevel Converter Based Multi-Terminal HVDC Systems for Offshore Wind Power Transmission,» *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 61, pp. 572–586, 2016. DOI: 10.1016/j.rser.2016.01.108.

[7] L.-q. Liu e C.-x. Liu, «VSCs–HVDC may improve the Electrical Grid Architecture in future world,» *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 62, pp. 1162–1170, 2016. DOI: 10.1016/j.rser.2016.05.037.

[8] A. Stan, S. Costinas e G. Ion, «Overview and Assessment of HVDC Current Applications,» *Energies*, 2022. DOI: 10.3390/en15031193.

[9] R. H. Chandio et al., «Control and Protection of MMC-Based HVDC Systems: A Review,» *Energy Reports*, vol. 9, pp. 1571–1588, 2023. DOI: 10.1016/j.egyr.2022.12.056.

[10] J. M. F. Rodrigues, «Advanced Control Functionalities for Smart-Transformers Integrating Hybrid MicroGrids,» Supervisors: Carlos C. L. M. Moreira and João A. Peças Lopes, tese de doutoramento, Faculdade de Engenharia, Universidade do Porto, Porto, Portugal, 2022.

[11] W. Xing, H. Wang, L. Wang, S. Lu, M. Wang e M. Ouyang, «An adaptive droop control for distributed battery energy storage systems in microgrids with DAB converters,» *International Journal of Electrical Power and Energy Systems*, vol. 130, p. 106 944, 2021. DOI: 10.1016/j.ijepes.2021.106944.

[12] M. Rafiq e M. Shafique, «HVDC Transformer Insulation System: Present Research, Trends, Challenges, and Prospects,» *e-Prime: Advances in Electrical Engineering*, 2024. DOI: 10.1016/j.prime.2024.100874.

[13] M. Radwan e S. P. Azad, «Protection of Multi-Terminal HVDC Grids: A Comprehensive Review,» *Energies*, vol. 15, n.º 24, p. 9552, 2022. DOI: 10.3390/en15249552.

[14] S. H. Ashrafi Niaki, Z. Chen, B. Bak-Jensen, K. Sharifabadi, Z. Liu e S. Hu, «DC protection criteria for multi-terminal HVDC systems considering transient stability of embedded AC grids,» *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, vol. 157, p. 109 815, 2024. DOI: 10.1016/j.ijepes.2024.109815.

[15] F. Mohammadi, N. Azizi, H. Moradi CheshmehBeigi e K. Rouzbehi, «Stability and control of VSC-based HVDC systems: A systematic review,» *e-Prime – Advances in Electrical Engineering, Electronics and Energy*, vol. 8, p. 100 503, 2024. DOI: 10.1016/j.prime.2024.100503.

[16] M. Benasla, T. Allaoui, M. Brahami, M. Denai e V. K. Sood, «HVDC Links Between North Africa and Europe: Impacts and Benefits on the Dynamic Performance of the European System,» *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 82, pp. 3981–3991, 2018. DOI: 10.1016/j.rser.2017.10.075.

[17] K. Rouzbehi, J. I. Candela, G. B. Gharehpetian, L. Harnefors, A. Luna e P. Rodriguez, «Multiterminal DC grids: operating analogies to AC power systems,» *Renewable and Sustainable Energy Reviews*, vol. 70, pp. 886–895, 2017. DOI: 10.1016/j.rser.2016.11.270.

[18] H. Guo, Z. Zhang, Z. Xu e Y. Huang, «Resonance Stability Analysis of MMC-Based DC Grid with Coupled Multiphase DC Lines,» *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, vol. 153, p. 109 366, 2023. DOI: 10.1016/j.ijepes.2023.109366.

[19] A. S. Abdelwahab e I. Vokony, «Beyond Synchronization: The Evolution of Grid-Following to Grid-Forming Inverters and the Quest for Power System Stability,» *Energy Reports*, vol. 15, p. 109 221, 2026. DOI: 10.1016/j.egyr.2026.109221.

[20] H. Athari, A. Horvath e D. Raisz, «Simultaneous Grid-Forming–Following Operation Within a Single Converter in a Multi-Frequency Power System,» *Electric Power Systems Research*, vol. 260, p. 113 362, 2026. DOI: 10.1016/j.epsr.2026.113362.

[21] S. Rodrigues, «Dynamic Modeling and Control of VSC-Based Multi-Terminal DC Networks,» tese de mestrado, Instituto Superior Técnico, 2019.

[22] Y. Liang, L. Zheng, L. Huang, S. Shi e J. Zheng, «Extended Modal Analysis of Internal Dynamics in Grid-Following Inverters Based on Impedance Model,» *International Journal of Electrical Power and Energy Systems*, vol. 177, p. 111 812, 2026. DOI: 10.1016/j.ijepes.2026.111812.

[23] O. Yadav, N. Kishor e R. Negi, «Power imbalance sharing among the power converters in MTDC system,» *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, vol. 109, pp. 584–596, 2019. DOI: 10.1016/j.ijepes.2019.02.005.

[24] S. S. Sayed e A. M. Massoud, «A generalized approach for design of contingency versatile DC voltage droop control in multi-terminal HVDC networks,» *International Journal of Electrical Power & Energy Systems*, vol. 126, p. 106 413, 2021. DOI: 10.1016/j.ijepes.2020.106413.

[25] Y. Liu, L. Zhang e H. Liang, «DC Voltage Adaptive Droop Control Strategy for a Hybrid Multi-Terminal HVDC System,» *Energies*, vol. 12, n.º 3, p. 380, 2019. DOI: 10.3390/en12030380.

[26] C. Li, X. Zhang, P. He, Z. Zhen e K. Zhao, «Adaptive Droop Control of VSC-MTDC System Based on Virtual Inertia,» *Electronics*, vol. 12, n.º 10, p. 2324, 2023. DOI: 10.3390/electronics12102324.

[27] W. Wang, L. Chen, C. Guo, B. Zhao e Z. Xu, «Virtual Synchronous Generator Strategy for VSC-MTDC and the Probabilistic Small Signal Stability Analysis,» *IFAC-PapersOnLine*, vol. 50, n.º 1, pp. 5424–5429, 2017. DOI: 10.1016/j.ifacol.2017.08.1077.

[28] J. Freytes, S. Li, G. Bergna-Diaz, T. K. Vrana, S. Sanchez e O. Gomis-Bellmunt, «Dynamic Analysis of MMC-Based MTDC Grids: Use of MMC Energy to Improve Voltage Behavior,» *IEEE Transactions on Power Delivery*, vol. 34, n.º 1, pp. 137–148, 2019. DOI: 10.1109/TPWRD.2018.2868878.

[29] C. Arghir, T. Jouini e F. Dörfler, «Grid-forming control for power converters based on matching of synchronous machines,» *Automatica*, vol. 95, pp. 273–282, 2018. DOI: 10.1016/j.automatica.2018.05.037.

[30] DESERTEC Foundation, *DESERTEC*, http://www.desertec.org.

[31] R. H. Chandio et al., «Control and Protection of MMC-Based HVDC Systems: A Review,» *Energy Reports*, vol. 9, pp. 1571–1588, 2023, Revisão com secções sobre controlo e protecção em MTDC, incluindo estratégias de droop adaptativo e dead-band. DOI: 10.1016/j.egyr.2022.12.056.

[32] Prysmian Group, *525 kV HVDC XLPE Cable Systems: Submarine Datasheet*, Datasheet técnica, Prysmian Group, Disponível em https://www.prysmian.com/staticres/525-kv-hvdc-new-cable-systems/, 2023.

[33] TenneT TSO GmbH, *Offshore Grid Connections: BorWin Cluster*, Documentação técnica, TenneT, Sistemas VSC-HVDC para integração de energia eólica offshore no Mar do Norte (BorWin1–6, ±150 a ±320 kV, 400–980 MW). Páginas dos projectos disponíveis em https://www.tennet.eu/projects/borwin3 e restantes em https://www.tennet.eu/projects, 2024.

[34] TenneT TSO GmbH, *Offshore Grid Connections: DolWin Cluster*, Documentação técnica, TenneT, Sistemas VSC-HVDC para integração de energia eólica offshore no Mar do Norte (DolWin1–5, ±320 kV, até 900 MW por sistema). Páginas dos projectos disponíveis em https://www.tennet.eu/projects/dolwin3 e restantes em https://www.tennet.eu/projects, 2024.

[35] TenneT TSO GmbH, *Offshore Grid Connections: HelWin Cluster*, Documentação técnica, TenneT, Sistemas VSC-HVDC para integração de energia eólica offshore no Mar do Norte (HelWin1: ±250 kV, 576 MW; HelWin2: ±320 kV, 690 MW). Páginas dos projectos disponíveis em https://www.tennet.eu/projects/helwin1 e https://www.tennet.eu/projects/helwin2, 2024.

# Anexo A

# Comparação entre tecnologias de transmissão HVDC

Tabela A.1: Comparação entre as tecnologias de transmissão HVDC [3] (Parte 1).

| **Tipo de conversor HVDC** | **LCC** | **VSC** |
|---|---|---|
| Dispositivo de comutação | Mercury Arc (1950s–1970s) Tirístor (1970s–presente) | IGBT (1990s–presente) |
| Comutação (gama de frequência) | Dependente da linha (50–60 Hz) | Auto-comutado (até alguns kHz) |
| Perdas por estação | 0,6%–0,8% | $\sim$1% |
| Mecanismo de inversão do fluxo | Inversão da polaridade da tensão (lento, causa mais stress na corrente) | Inversão da direção da corrente (rápido, maior fiabilidade) |
| Dependência da rigidez da rede | Dependente (equipamento adicional dispendioso em redes fracas) | Largamente independente |
| Área da estação conversora | Maior | Menor (40–50%) |
| Consumo inerente de potência reativa | 50–60% da potência nominal (MW) | Nenhum, podendo fornecer potência reativa à rede AC |
| Requisitos de filtragem reativa | Elevados (dispendiosos) | Reduzidos |
| Controlo inerente de potência reativa e suporte de rede | Não | Sim |
| Capacidade inerente de *black-start* | Não | Sim |

*(continua na página seguinte)*

Tabela A.2: Tabela A.1 (continuação) — Comparação entre as tecnologias de transmissão HVDC.

| **Tipo de conversor HVDC** | **LCC** | **VSC** |
|---|---|---|
| Capacidade de gestão de falhas (lado AC) | Inferior (dependente da linha e da frequência) | Superior (suporte de MVAR / *black-start*) |
| Capacidade de gestão de falhas (lado DC) | Superior (reator DC / falha por SC) | Inferior (elevado $di/dt$) |
| Nível de harmónicos AC e DC | Superior | Inferior |
| Quota de mercado (# projetos) (1954–2018) | 81% | 19% |
| Quota de mercado (# projetos) (2010–2018) | 70% | 30% |
| Combinações de potência máxima disponíveis | 12 000 MW / $\pm$1100 kV | 2000 MW / $\pm$500 kV |
| Combinações de potência média | 2000 MW / $\pm$400 kV | $\pm$525 kV; 580 MW / $\pm$220 kV |
| Aplicações comuns | Alta potência, longa distância | Projetos *offshore* e baseados em cabos |
| Adequação para HVDC multiterminal | Limitada | Elevada |
| Custo das estações (potências elevadas) | Inferior | Superior |

# Anexo B

# Casos de Simulação

## Caso 2

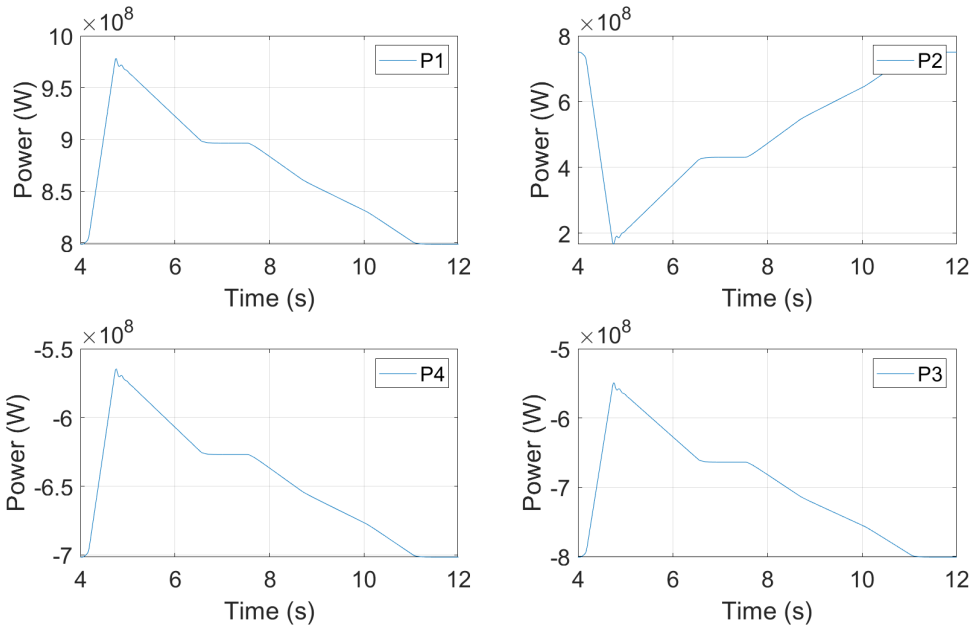



Figura B.1: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 2, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

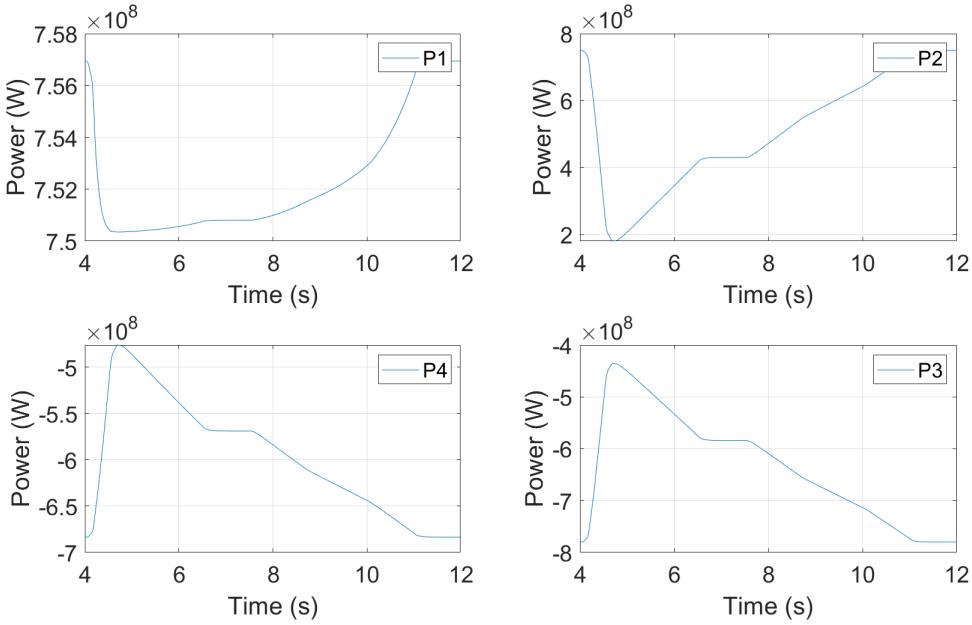



Figura B.2: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 2, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

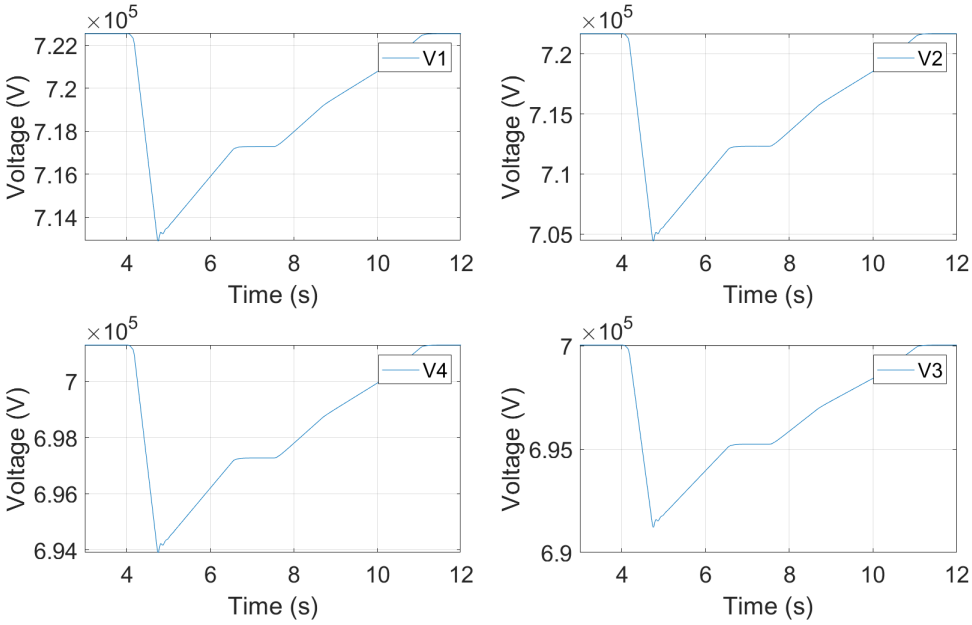



Figura B.3: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 2, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

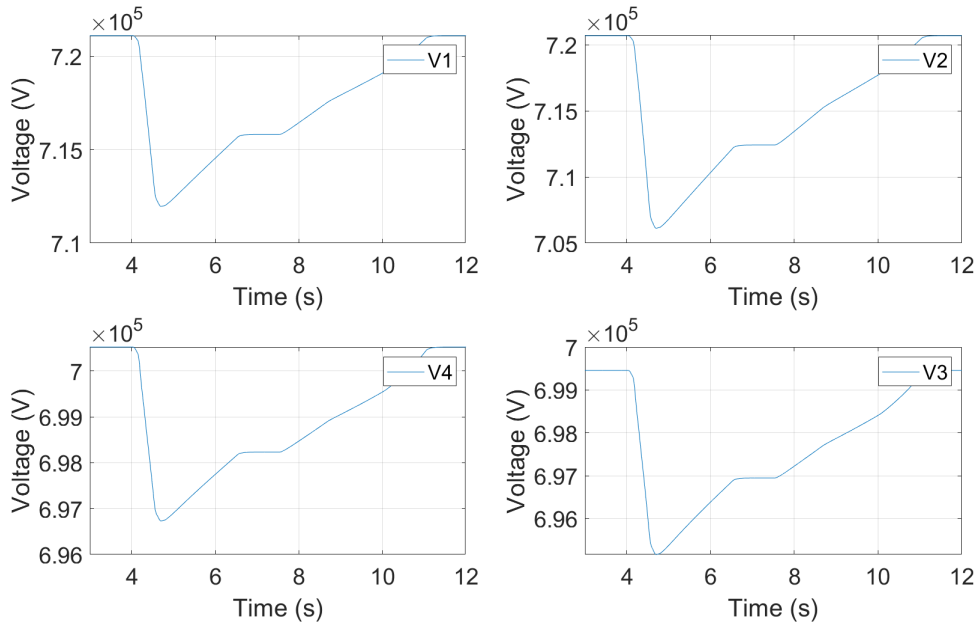



Figura B.4: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 2, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

## Caso 3

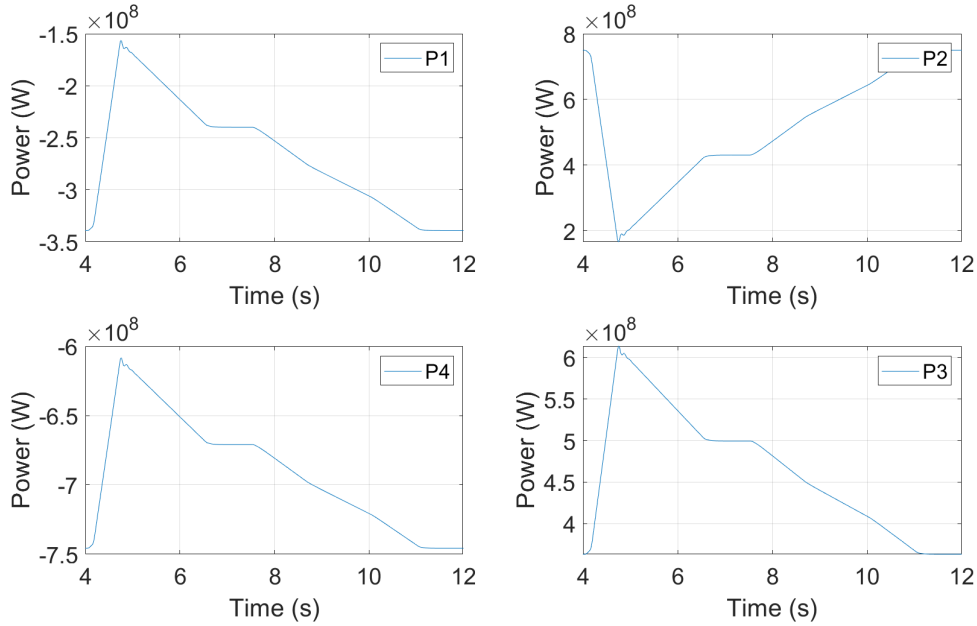



Figura B.5: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 3, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

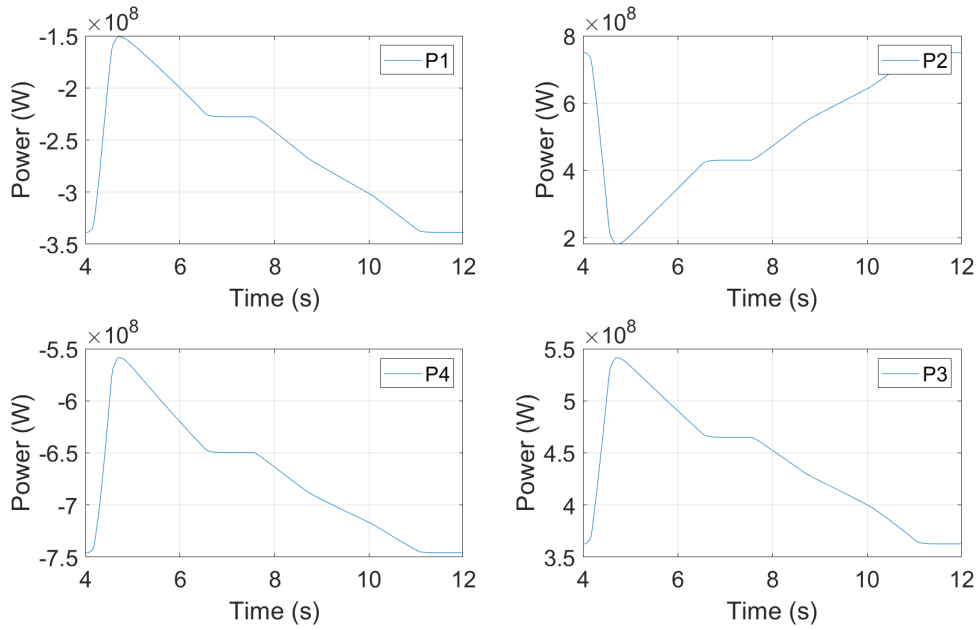



Figura B.6: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 3, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

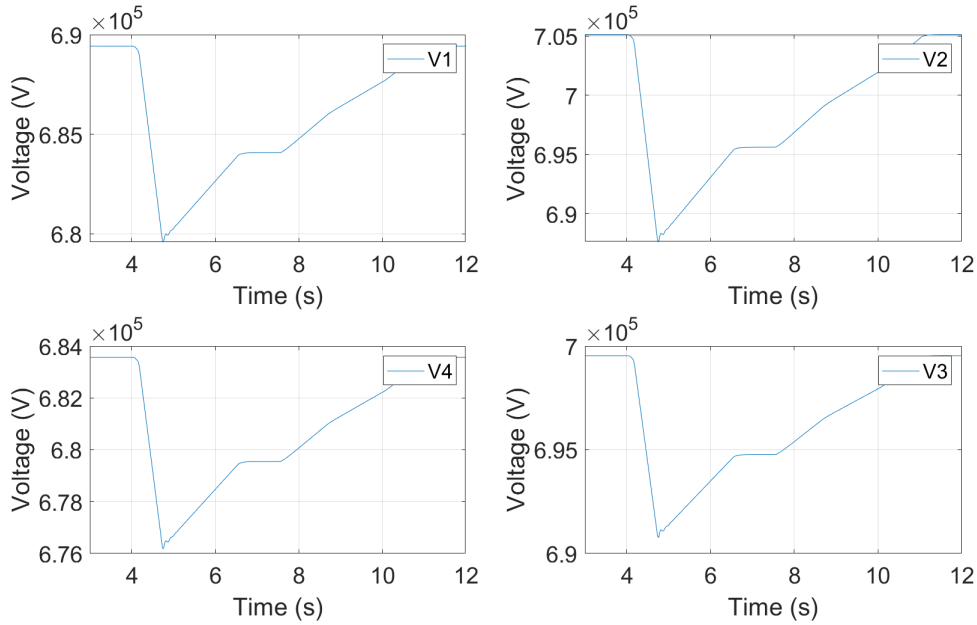



Figura B.7: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 3, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

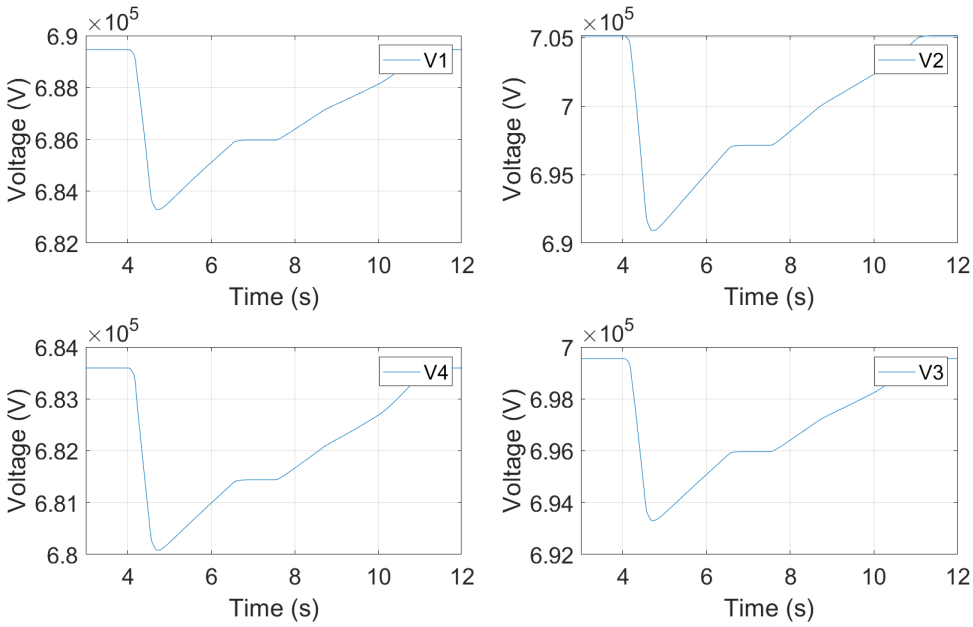



Figura B.8: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 3, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

## Caso 4

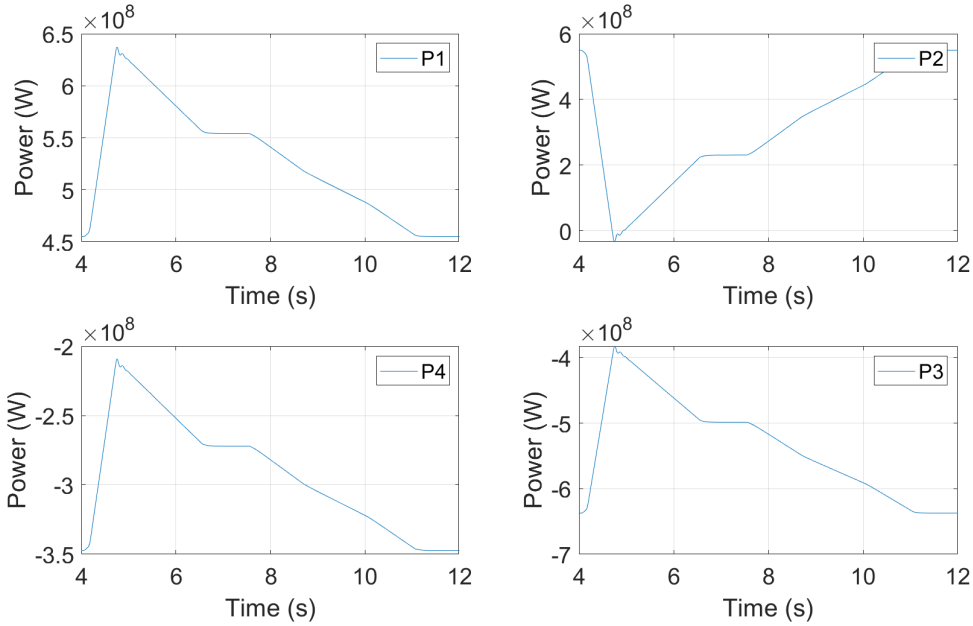



Figura B.9: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 4, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

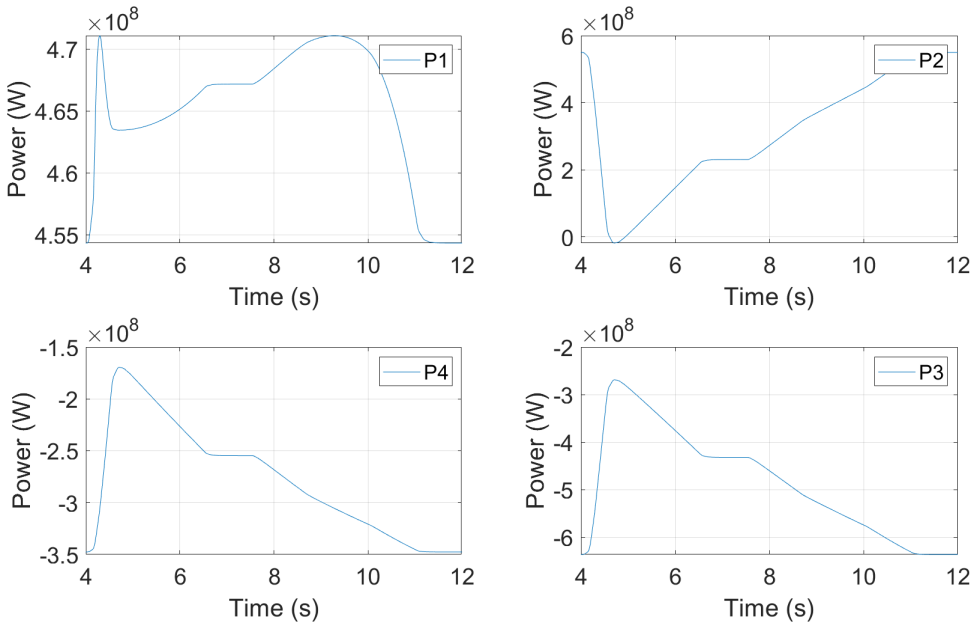



Figura B.10: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 4, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

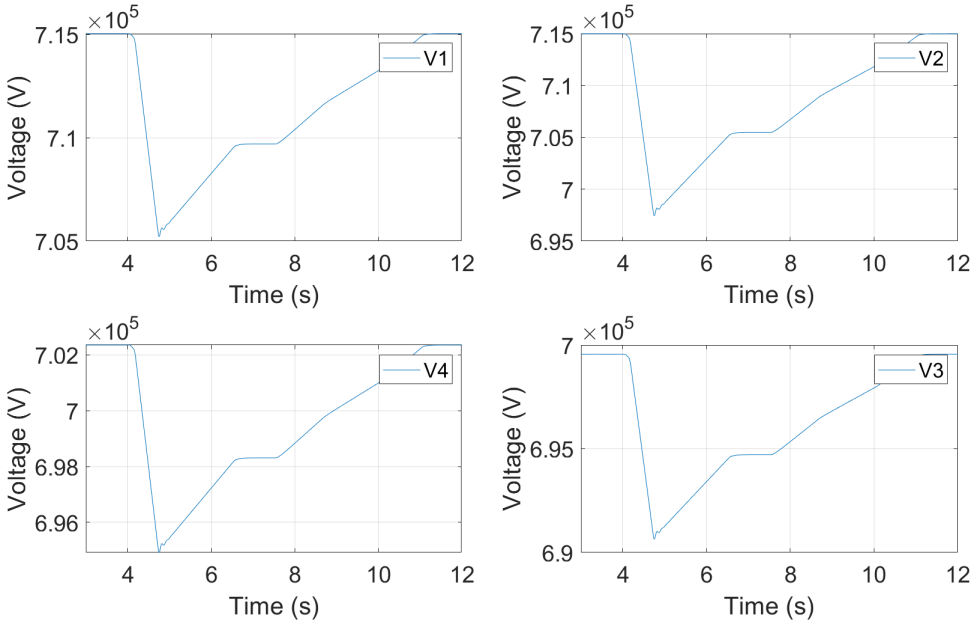



Figura B.11: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 4, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

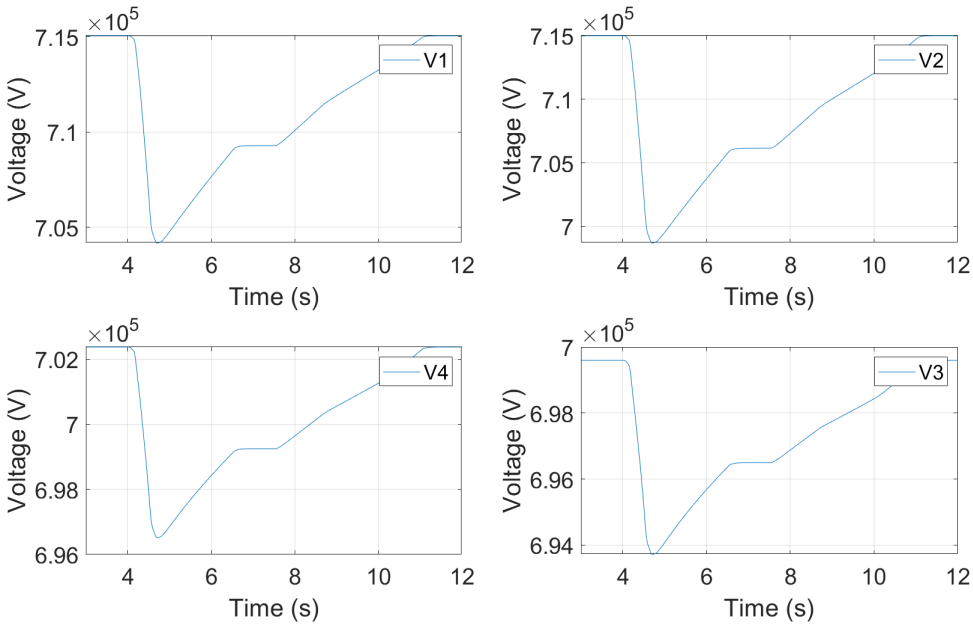



Figura B.12: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 4, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

## Caso 5

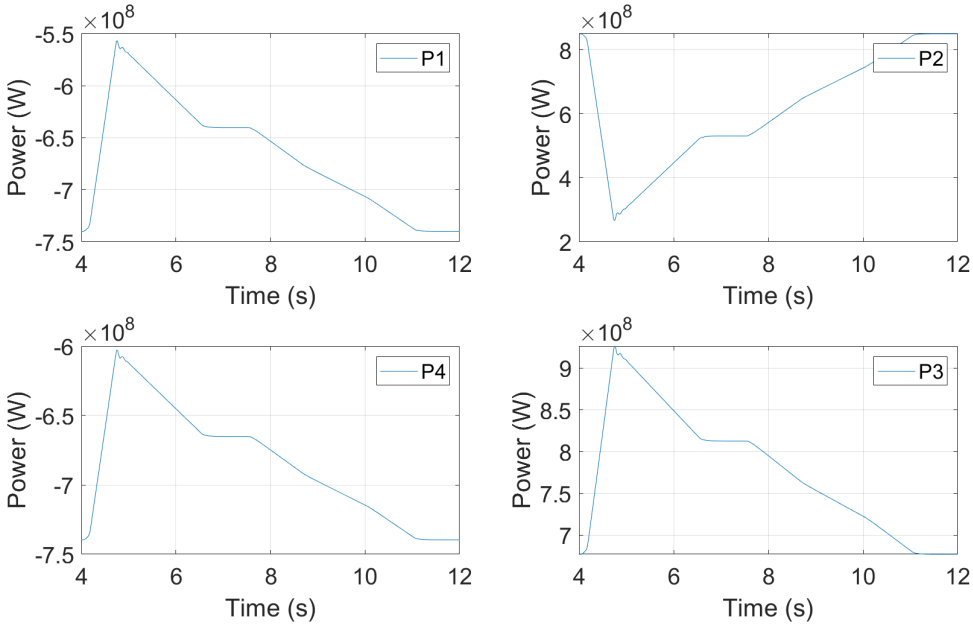



Figura B.13: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 5, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

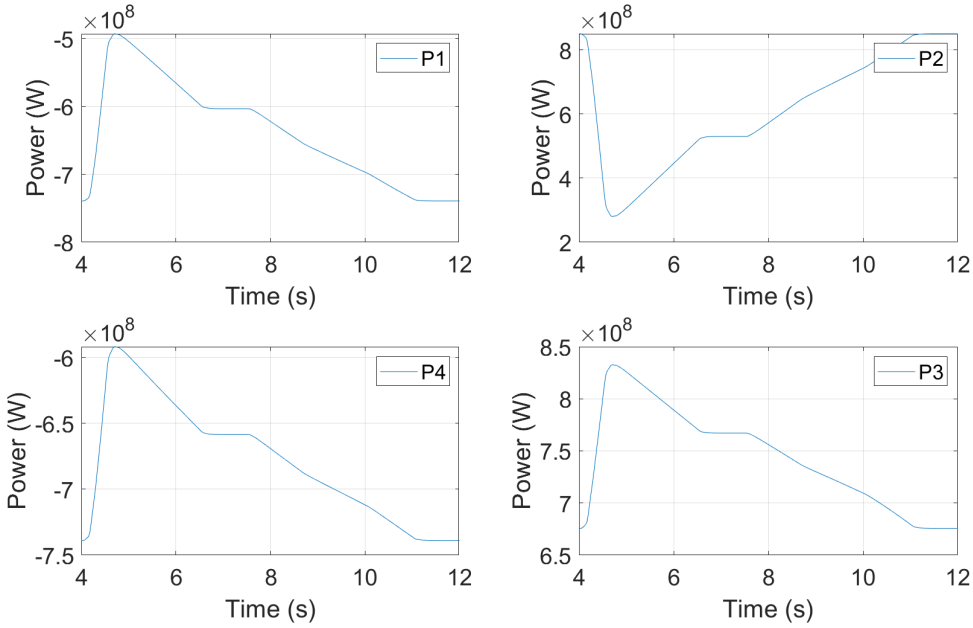



Figura B.14: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 5, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

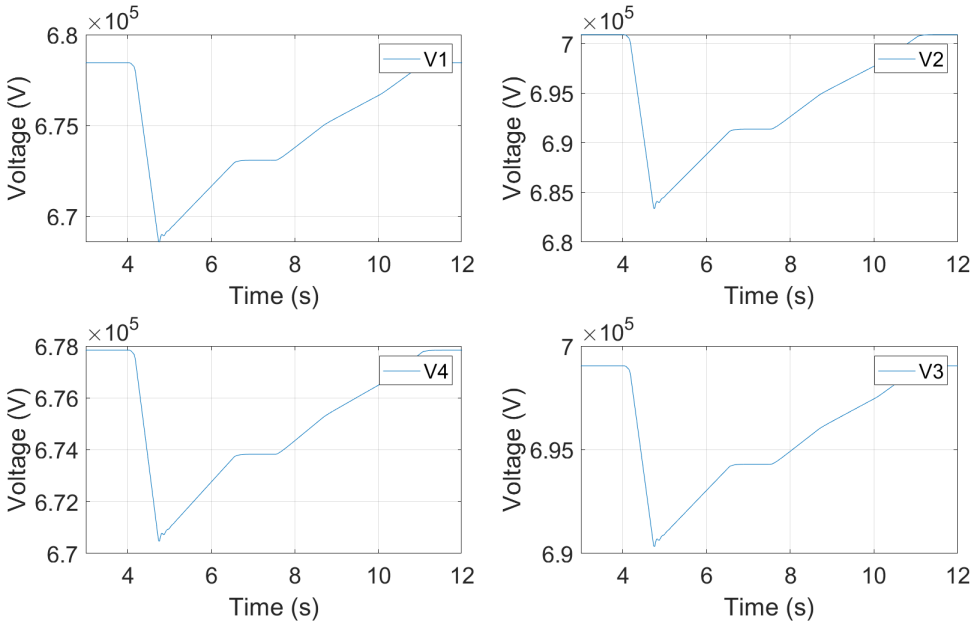



Figura B.15: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 5, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

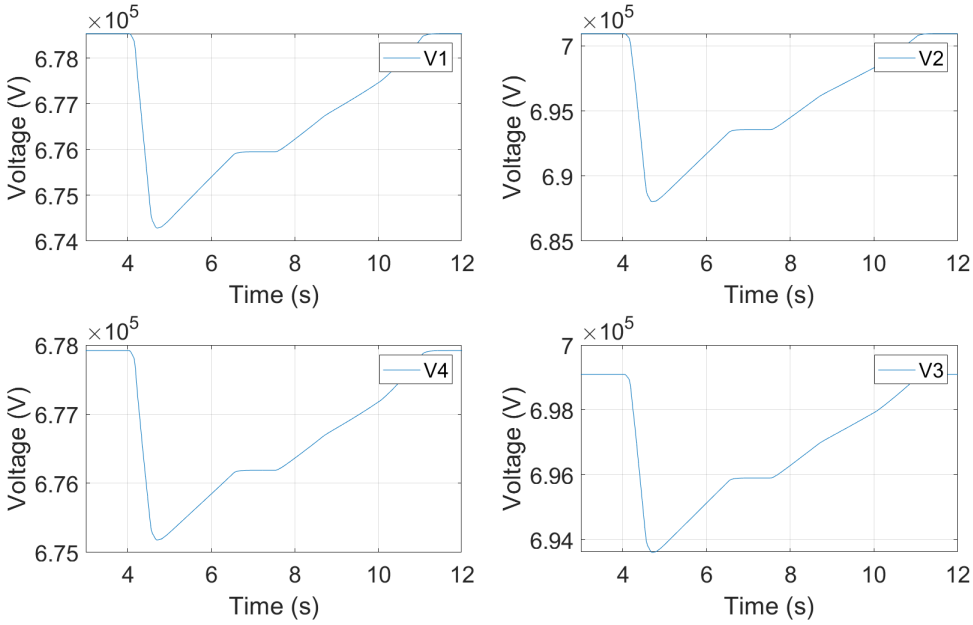



Figura B.16: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 5, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

## Caso 6

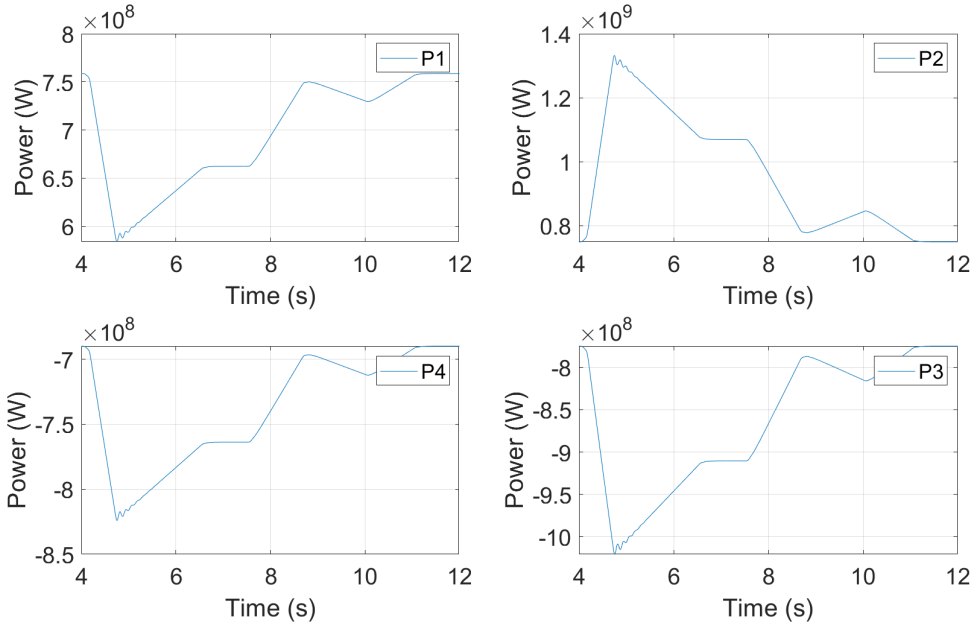



Figura B.17: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 6, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

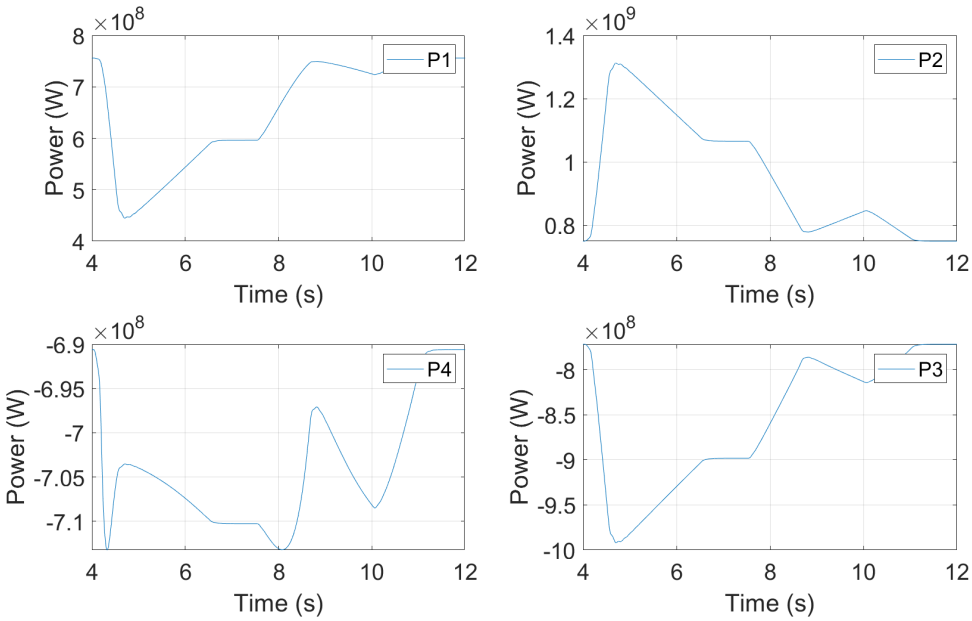



Figura B.18: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 6, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

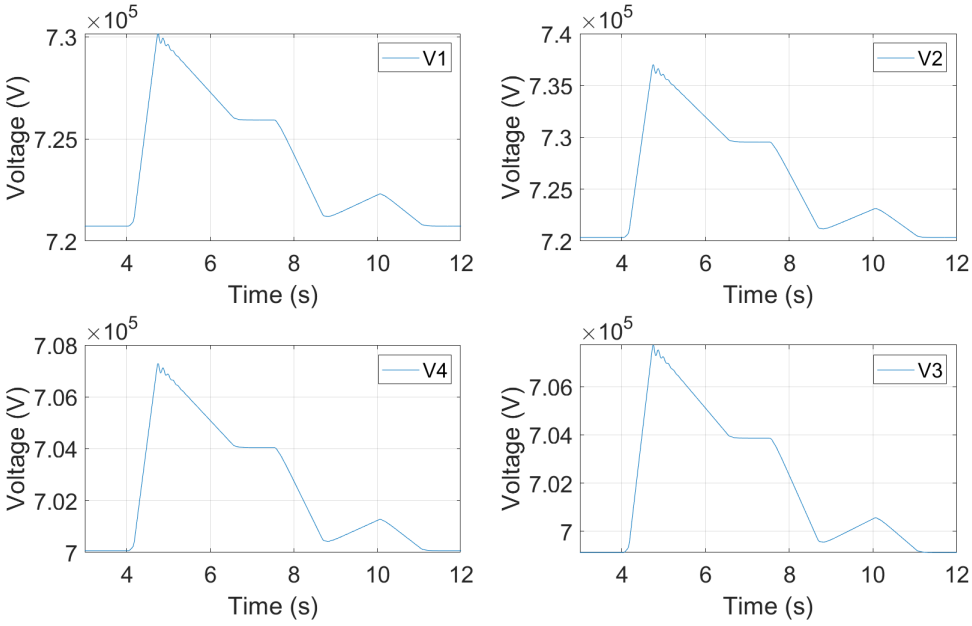



Figura B.19: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 6, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

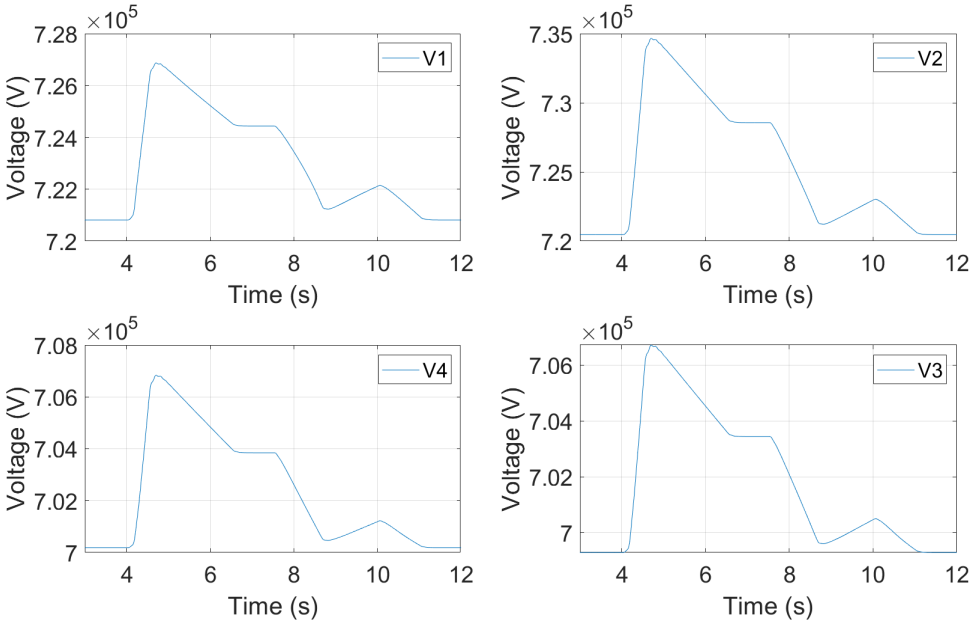



Figura B.20: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 6, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

## Caso 7

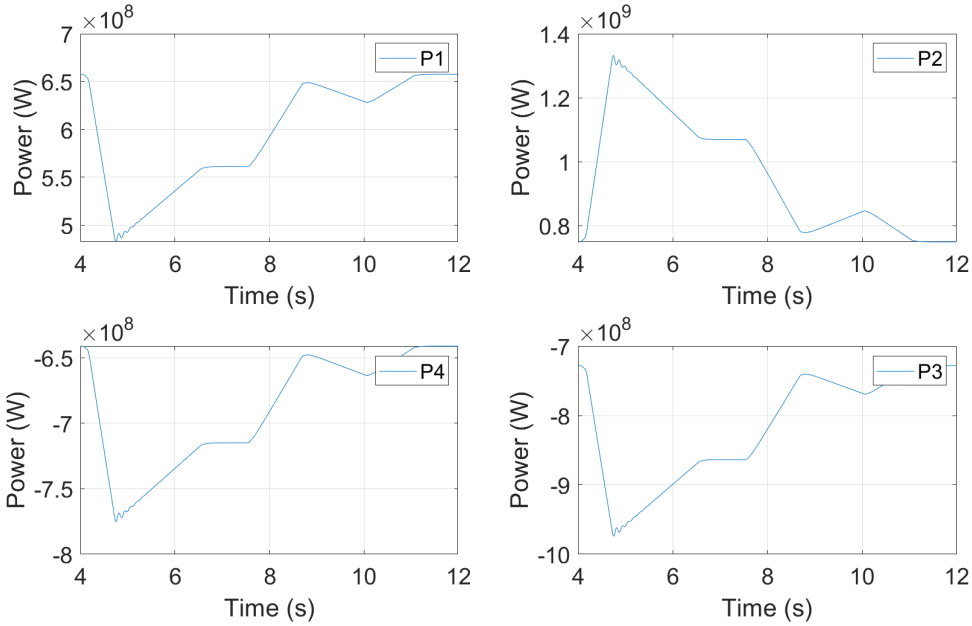



Figura B.21: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 7, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

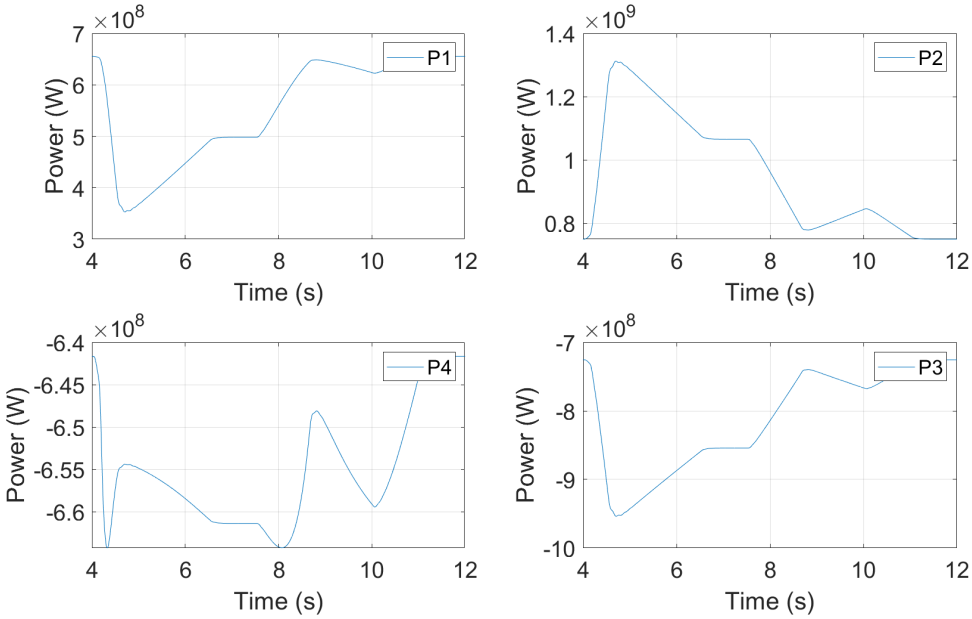



Figura B.22: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 7, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

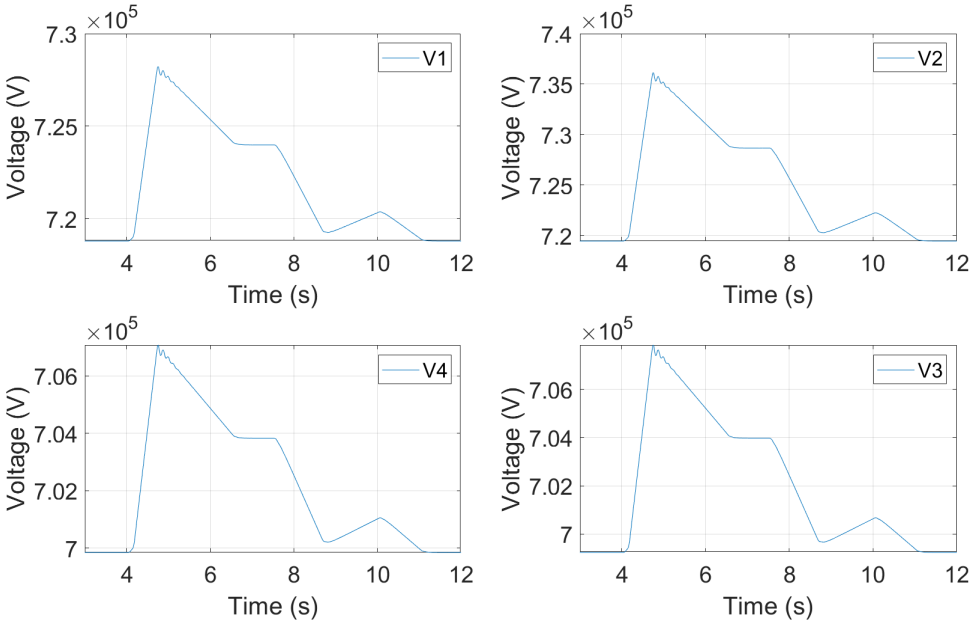



Figura B.23: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 7, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

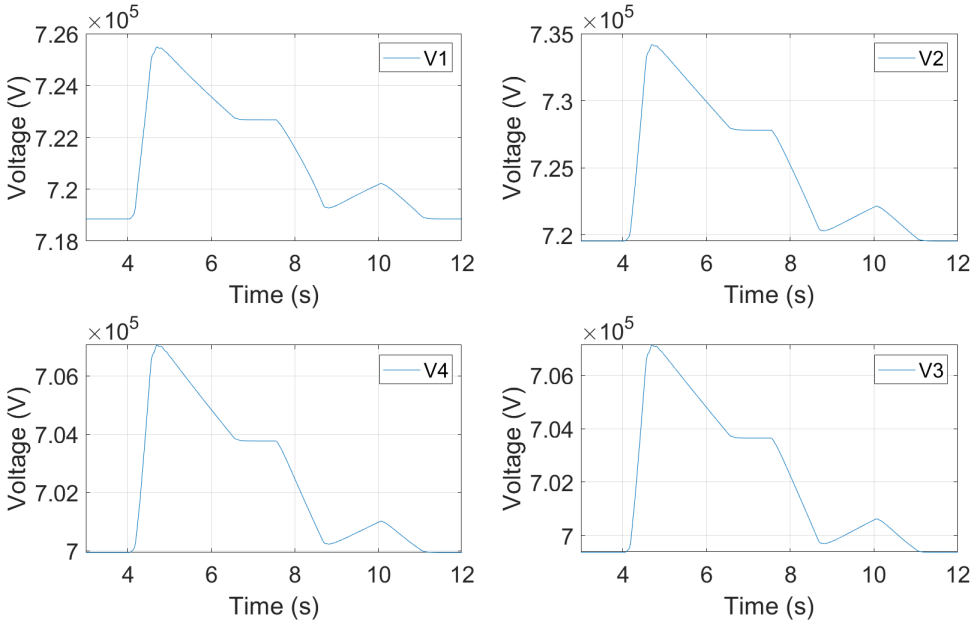



Figura B.24: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 7, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

## Caso 8

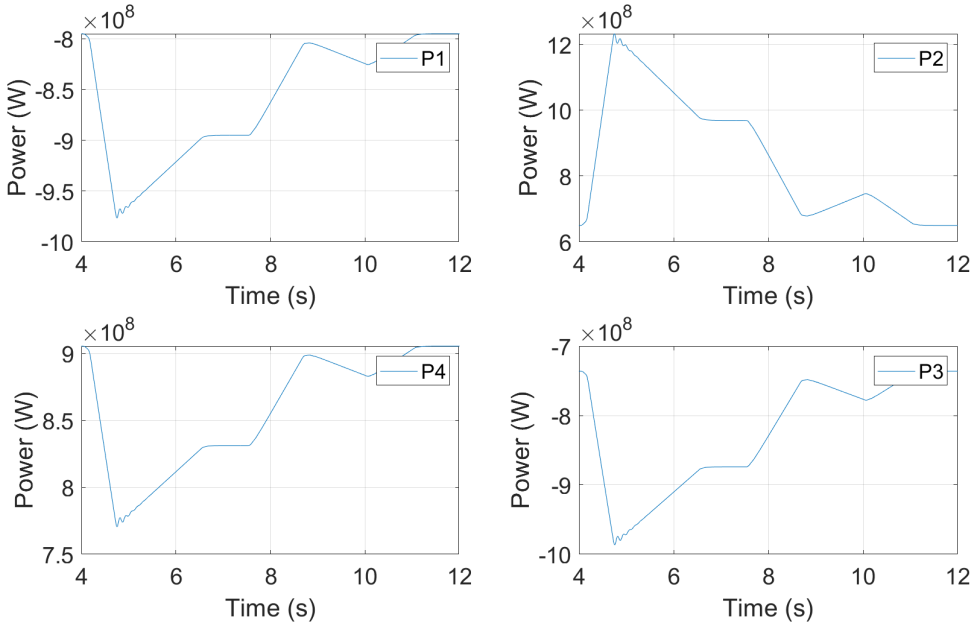



Figura B.25: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 8, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

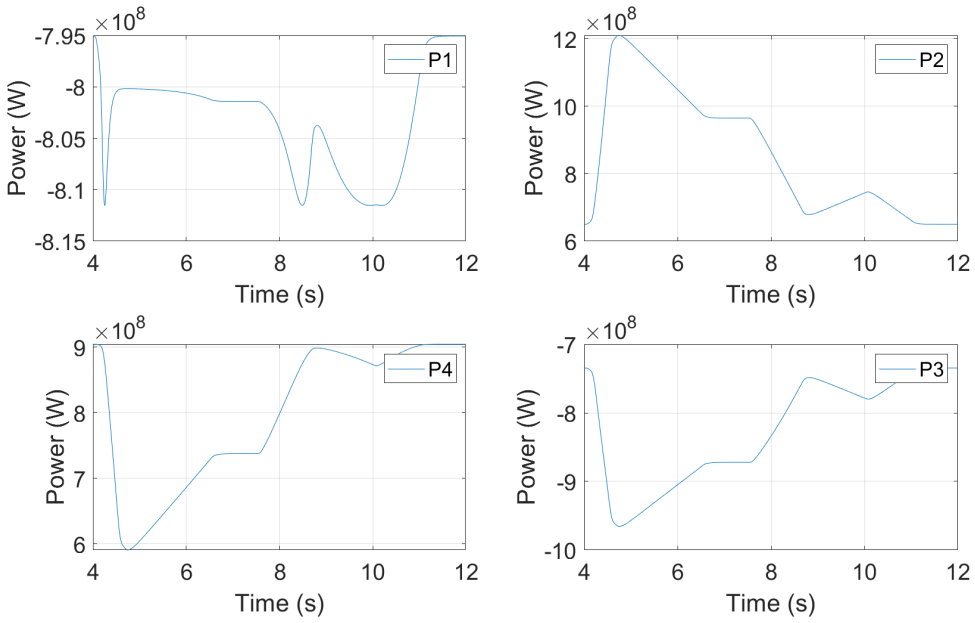



Figura B.26: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 8, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

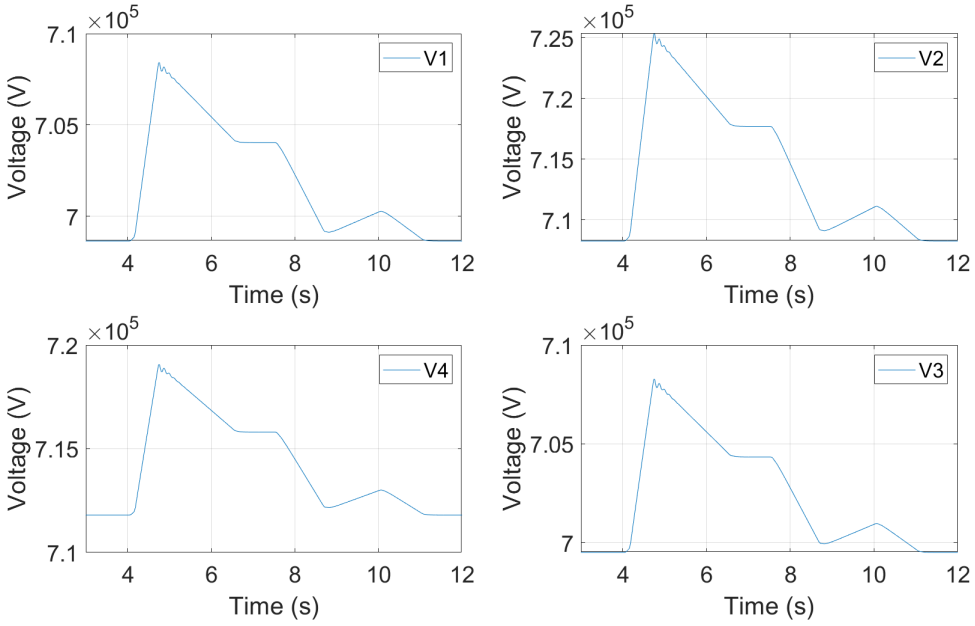



Figura B.27: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 8, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

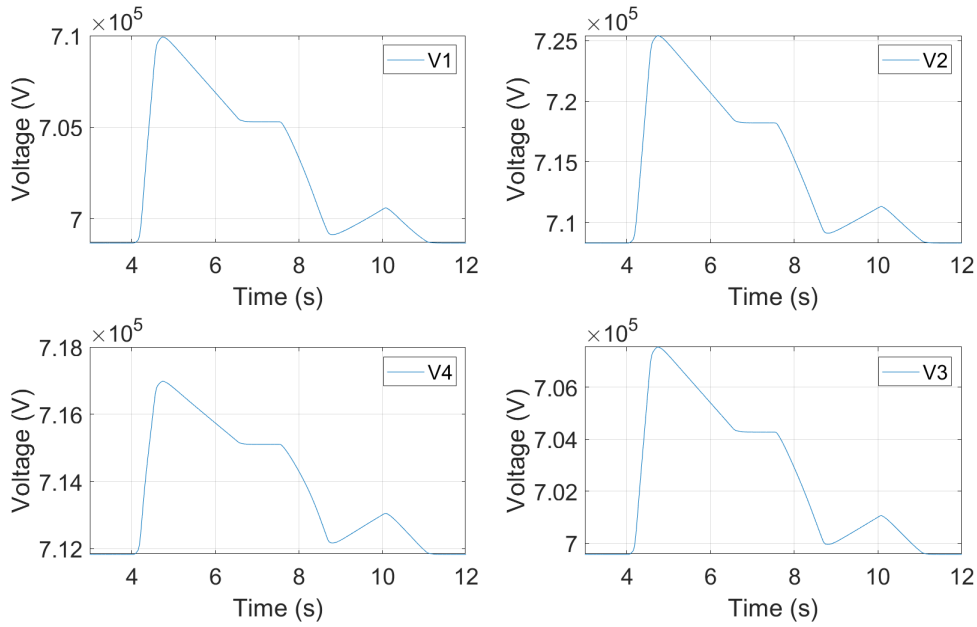



Figura B.28: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 8, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

## Caso 9

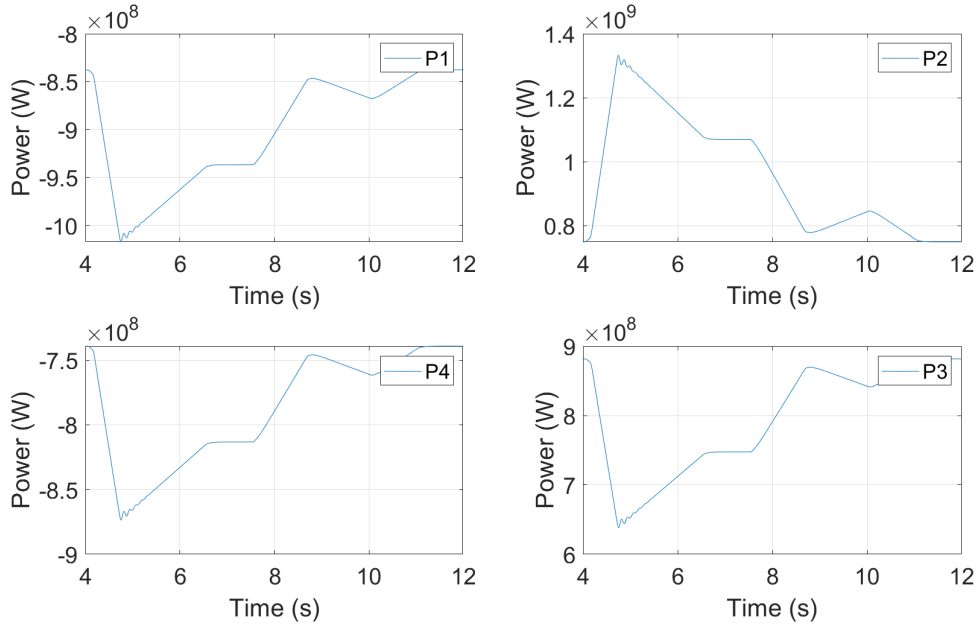



Figura B.29: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 9, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

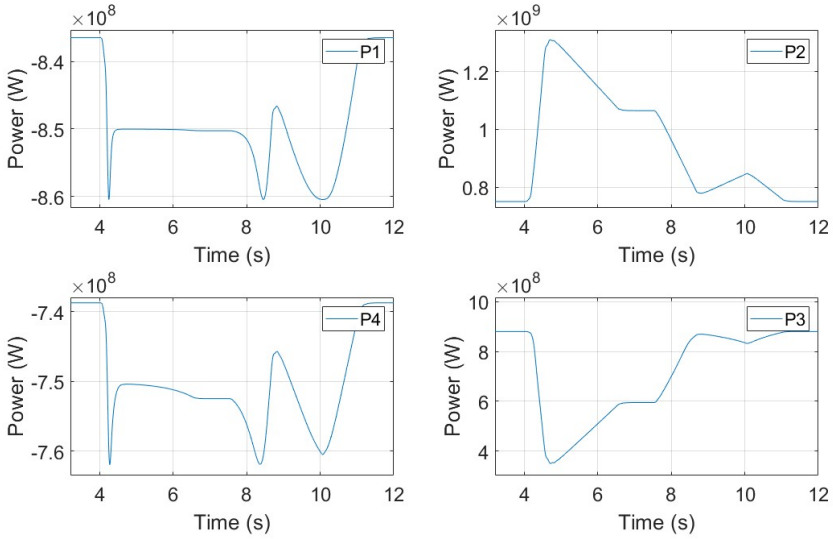



Figura B.30: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 9, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

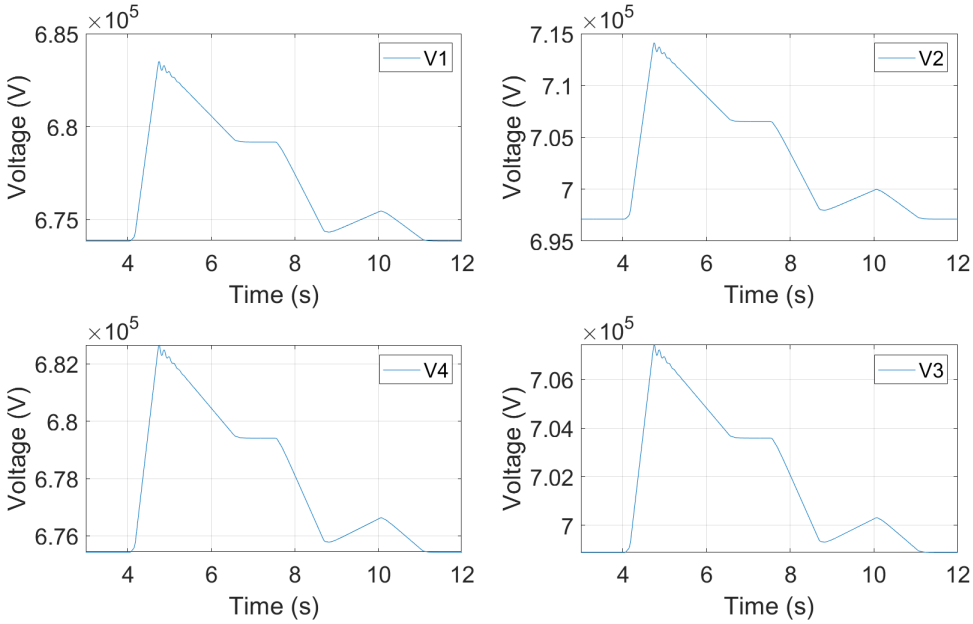



Figura B.31: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 9, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

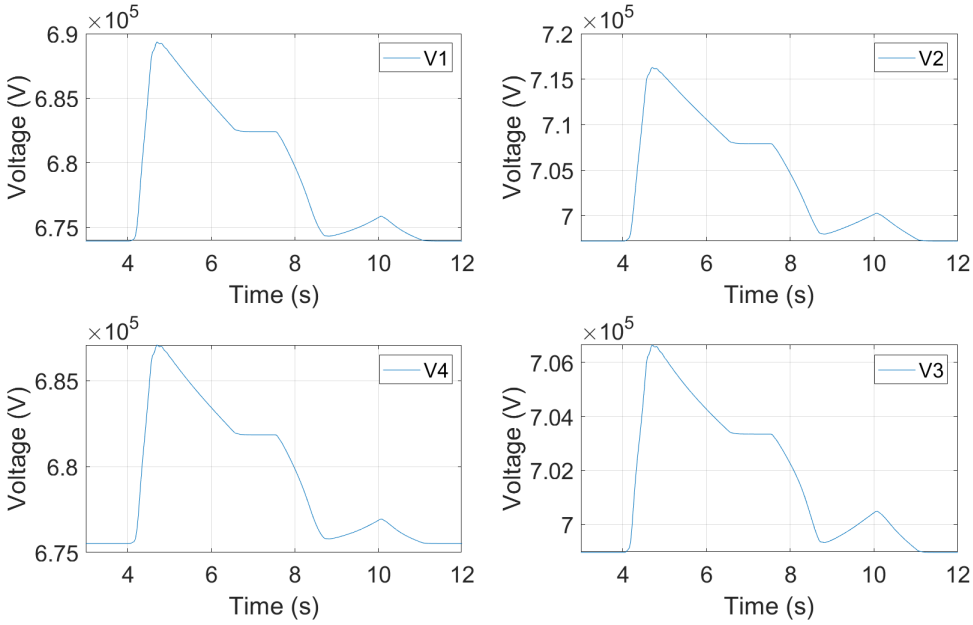



Figura B.32: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 9, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

## Caso 10

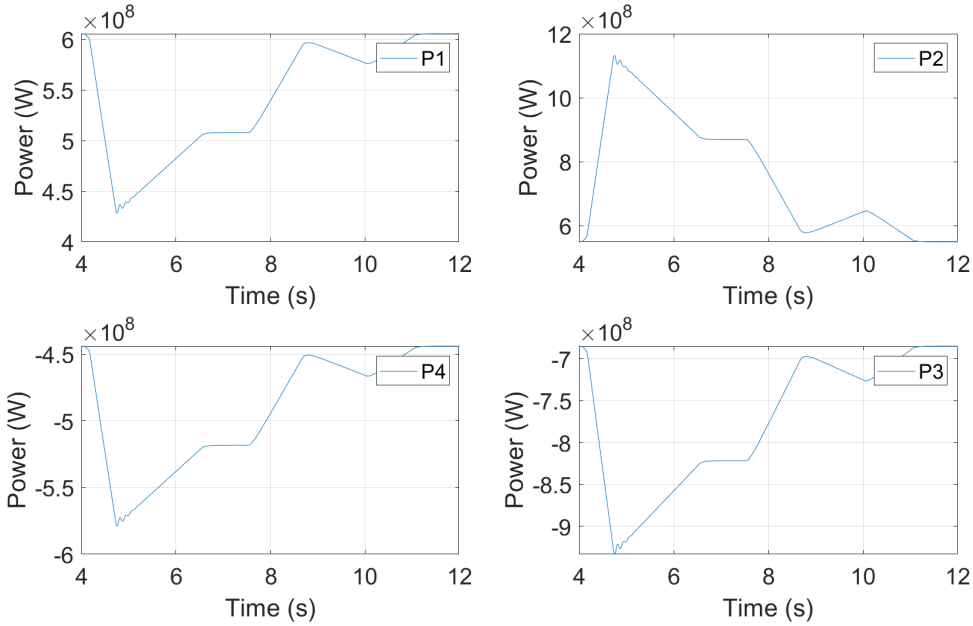



Figura B.33: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 10, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

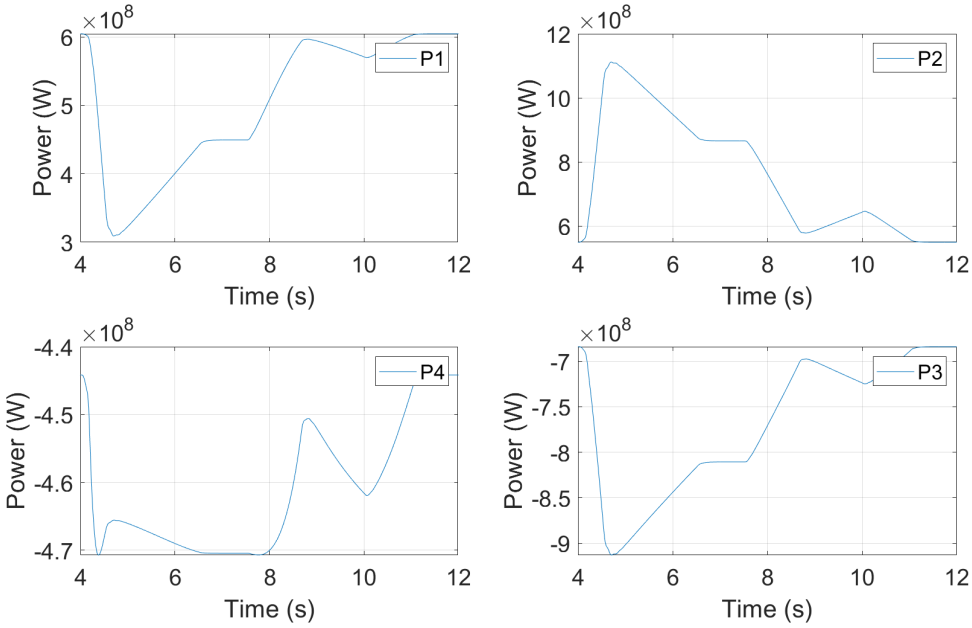



Figura B.34: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 10, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

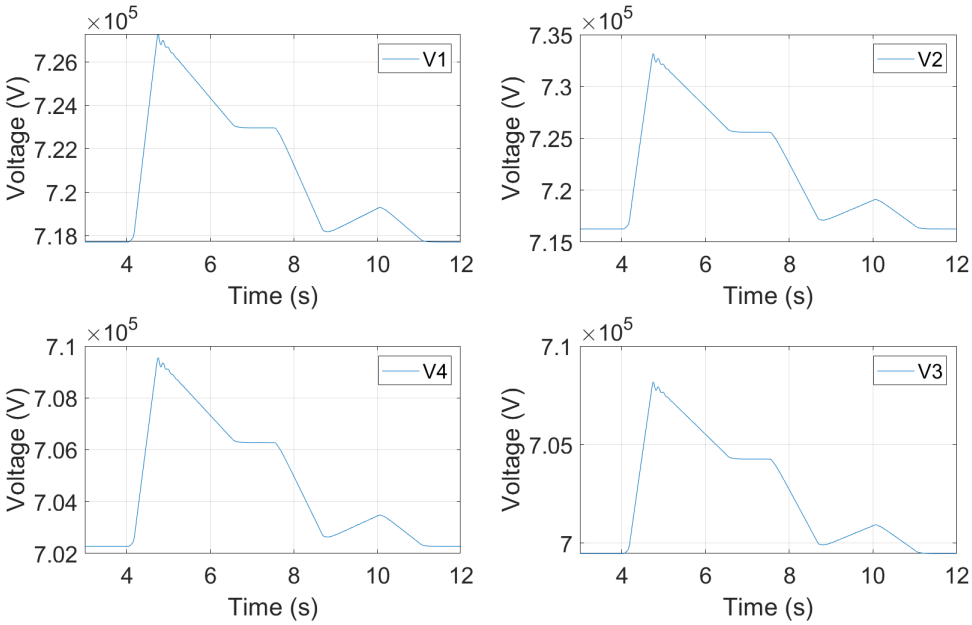



Figura B.35: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 10, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

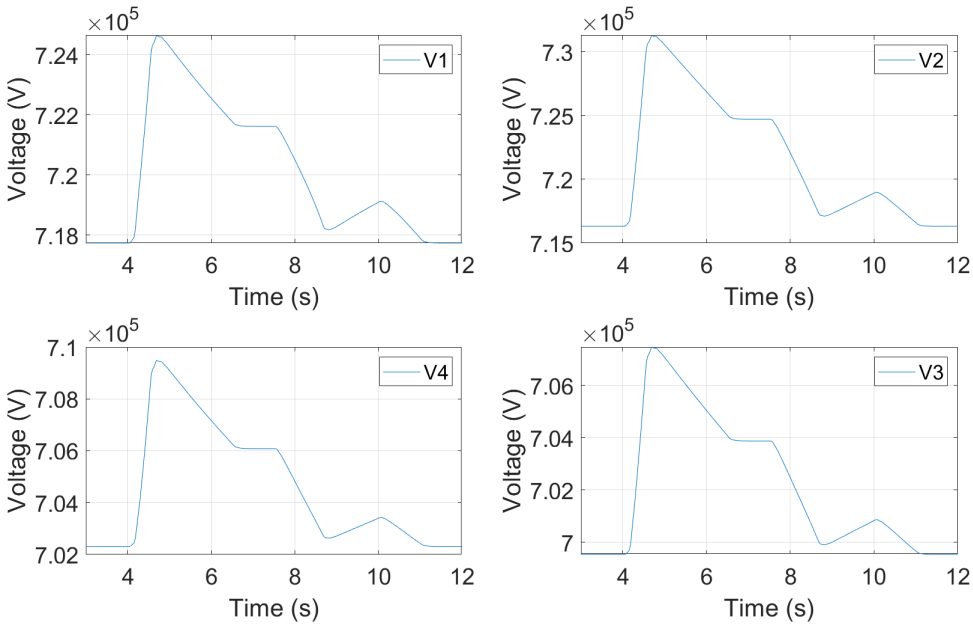



Figura B.36: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 10, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

## Caso 11

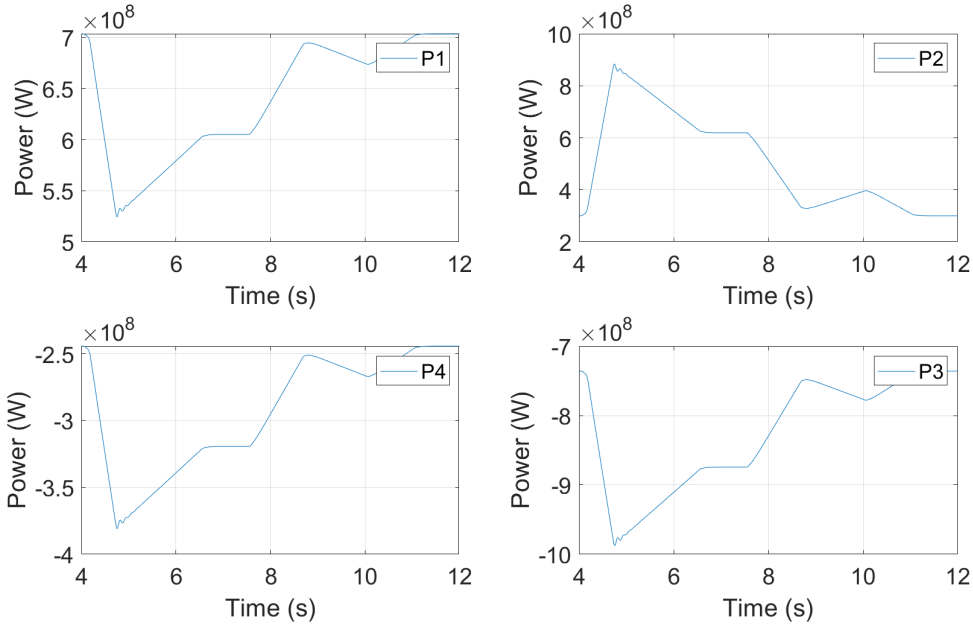



Figura B.37: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 11, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

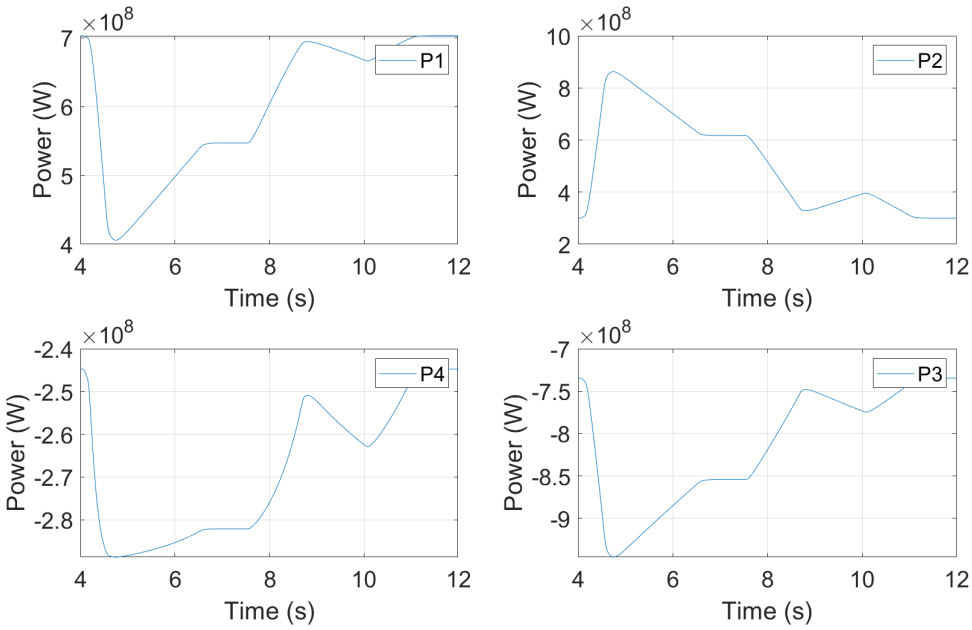



Figura B.38: Potência ativa nos quatro barramentos no Caso 11, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.

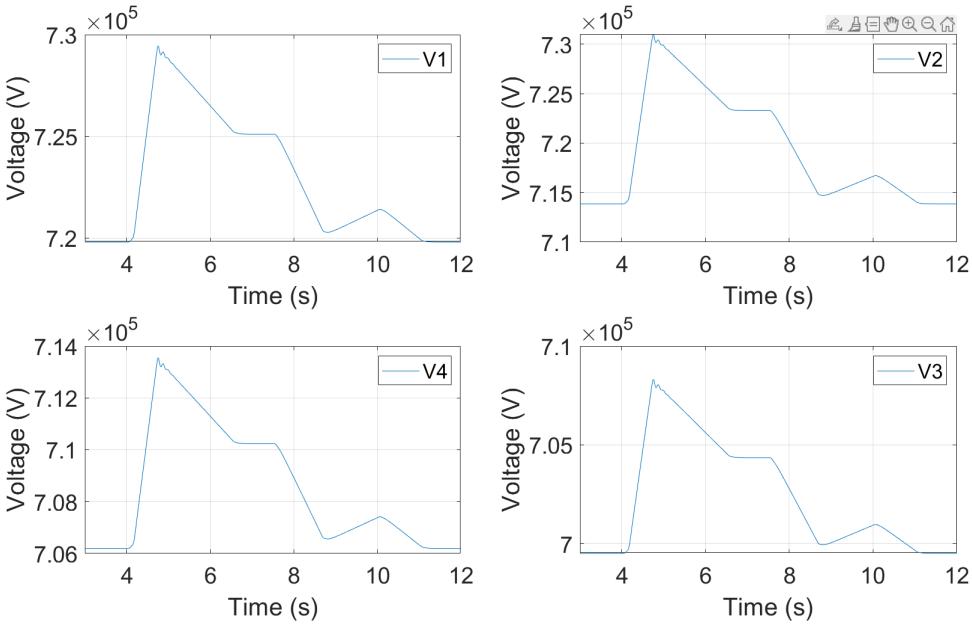



Figura B.39: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 11, com droop base, em resposta à Perturbação 1.

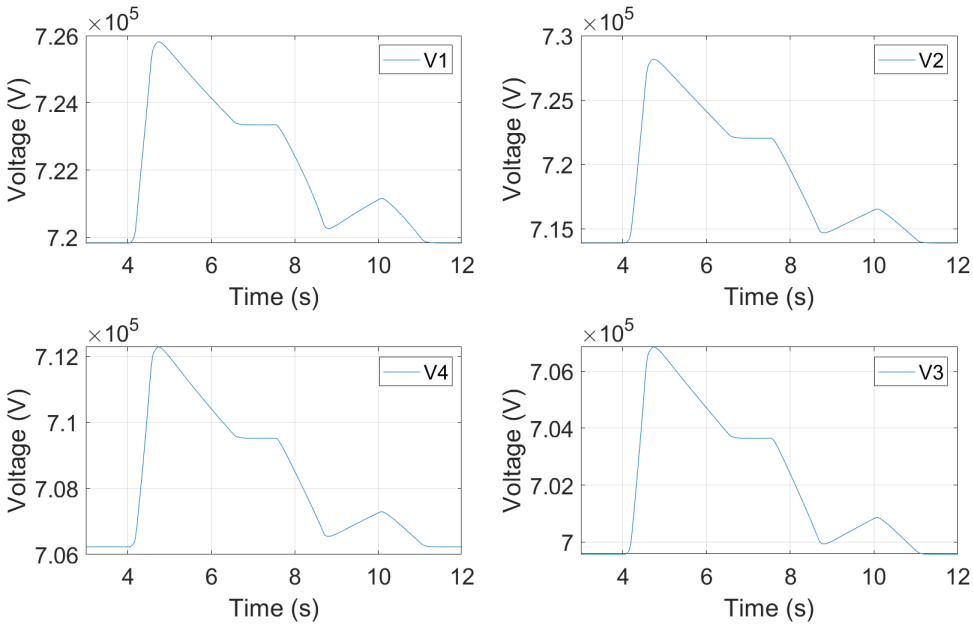



Figura B.40: Tensão DC nos quatro barramentos no Caso 11, com droop dinâmico bidirecional, em resposta à Perturbação 1.