UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

MÉTODO DE DIMENSIONAMENTO NACIONAL DE PAVIMENTOS:

INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DAS INTERFACES

RAUL TADEU LOBATO FERREIRA

ORIENTADOR: MARCIO MUNIZ DE FARIAS, PhD

TESE DE DOUTORADO EM GEOTECNIA

PUBLICAÇÃO: G.TD-220/2026

BRASÍLIA - DF, JULHO DE 2026

UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA

FACULDADE DE TECNOLOGIA

DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL

MÉTODO DE DIMENSIONAMENTO NACIONAL DE PAVIMENTOS:

INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DAS INTERFACES

RAUL TADEU LOBATO FERREIRA

TESE DE DOUTORADO SUBMETIDA AO DEPARTAMENTO DE ENGENHARIA CIVIL E AMBIENTAL DA UNIVERSIDADE DE BRASÍLIA COMO PARTE DOS REQUISITOS NECESSÁRIOS PARA A OBTENÇÃO DO GRAU DE DOUTOR.

APROVADA POR:

_____

MÁRCIO MUNIZ DE FARIAS, PhD (UnB)
(ORIENTADOR)

_____

LUCAS DOTTO BUENO, DSc (UFSM)
(EXAMINADOR EXTERNO)

_____

MARIO SERGIO DE SOUZA ALMEIDA, DSc (UFRB)
(EXAMINADOR EXTERNO)

_____

RAFAEL CERQUEIRA SILVA, DSc (UnB)
(EXAMINADOR INTERNO)

BRASÍLIA - DF, 03 DE JULHO DE 2026.

FICHA CATALOGRÁFICA

FERREIRA, RAUL TADEU LOBATO
Método de Dimensionamento Nacional de Pavimentos: influência dos parâmetros das interfaces, Distrito Federal, 220/2026.
xxi, 190 p., 297 mm (ENC/FT/UnB, Doutor, Geotecnia, 2026)
Tese de Doutorado – Universidade de Brasília, Faculdade de Tecnologia
Departamento de Engenharia Civil e Ambiental

1. Pavimentos flexíveis	2. MeDiNa
3. Aderência entre camadas	4. Função de transferência
5. Área trincada	6. Dimensionamento mecanístico-empírico
I. ENC/FT/UnB	II. Doutor

REFERÊNCIA BIBLIOGRÁFICA

FERREIRA, R. T. L. (2026). Método de Dimensionamento Nacional de Pavimentos: influência dos parâmetros das interfaces. Tese de Doutorado, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 190 p.

CESSÃO DE DIREITOS

NOME DO AUTOR: Raul Tadeu Lobato Ferreira
TÍTULO DA TESE DE DOUTORADO: Método de Dimensionamento Nacional de Pavimentos: influência dos parâmetros das interfaces.
GRAU/ANO: Doutor/2026

É concedida à Universidade de Brasília a permissão para reproduzir cópias desta tese de doutorado e para emprestar ou vender tais cópias somente para propósitos acadêmicos e científicos. O autor reserva outros direitos de publicação e nenhuma parte desta tese de doutorado pode ser reproduzida sem a autorização por escrito do autor.

_____

Raul Tadeu Lobato Ferreira

Universidade de Brasília, Secretaria da Coordenação de Pós-Graduação em Geotecnia
Campus Darcy Ribeiro, Departamento de Engenharia Civil e Ambiental. Prédio SG-12,
Universidade de Brasília. CEP 70910-900 – Brasília, DF – Brasil

DEDICATÓRIA

Aos meus pais, que pavimentaram
o caminho que me trouxe até aqui.

À minha tia Maria das Graças Ferreira (in memoriam),
cuja trajetória permanece como inspiração.

AGRADECIMENTOS

Primeiramente, agradeço a Deus por ter me permitido e capacitado para chegar até esta etapa. Aos meus pais, pelo esforço contínuo para me proporcionar uma boa educação. Em especial à minha mãe, pelas orações constantes, fundamentais ao longo dessa trajetória.

À Universidade Federal de Mato Grosso, *campus* universitário do Araguaia, pelo apoio institucional e incentivo, especialmente pela concessão do afastamento que possibilitou a realização desta pesquisa.

À Universidade de Brasília, em especial ao Programa de Pós-Graduação em Geotecnia, pela oportunidade de realização do doutorado e pelas experiências acadêmicas e profissionais proporcionadas ao longo deste período.

Ao Prof. Márcio Muniz de Farias, pela oportunidade concedida em participar da equipe do TED 352/2020, pela confiança depositada e pela orientação ao longo do desenvolvimento deste trabalho. Registro também minha admiração por sua didática e rigor acadêmico, que muito contribuíram para a minha formação.

À equipe do TED 352/2020, pelas contribuições e pelo suporte ao longo da execução desta pesquisa.

Aos colegas e amigos do Laboratório de Infraestrutura da Universidade de Brasília (INFRALAB/UnB), pela convivência, apoio e troca de experiências, especialmente à Andrea e Isabela.

Aos colegas e amigos da sala 7: Bruno, Camila, João Henrique, Paulo, Rodrigo e especialmente à Anna Clara. Vocês foram um respiro importante ao longo dessa pós-graduação.

Aos demais amigos que me acompanharam ao longo desse processo, pelo incentivo, companheirismo, compreensão e por celebrarem comigo cada etapa conquistada.

Por fim, agradeço à Fundação de Empreendimentos Científicos e Tecnológicos (FINATEC) pelo apoio financeiro durante o desenvolvimento desta pesquisa.

EPÍGRAFE

"Para que todos vejam, e saibam, e considerem, e juntamente entendam que a mão do Senhor fez isto."

(Isaías 41:20a)

RESUMO

O Método de Dimensionamento Nacional de Pavimentos (MeDiNa) representa um avanço importante na engenharia rodoviária brasileira ao adotar uma abordagem mecanístico-empírica para o dimensionamento de pavimentos asfálticos. Contudo, divergências entre a área trincada estimada e os valores observados em campo, sobretudo nos primeiros anos de vida útil, têm sido reportadas na literatura. Essas inconsistências podem estar associadas às hipóteses de aderência entre camadas adotadas no cálculo das variáveis mecanísticas e às premissas consideradas na calibração da função de transferência da versão 1.1.9 do programa. Nesse contexto, esta pesquisa teve como objetivo investigar a influência das condições de aderência entre camadas no dimensionamento de pavimentos pelo MeDiNa, analisando suas repercussões nas respostas mecanísticas, na calibração e validação das funções de transferência e na estimativa de parâmetros de desempenho. A metodologia envolveu a análise da influência dos parâmetros de interface nas variáveis mecanísticas, o estudo da representatividade das hipóteses de aderência com base em dados de pista experimental, a atualização do banco de dados e a calibração de funções de transferência para diferentes condições de aderência e metodologias de medição de área trincada, a avaliação da sensibilidade dos parâmetros da curva sigmoidal, a aplicação das funções calibradas na estimativa de indicadores de desempenho e sua posterior validação por meio da comparação entre valores previstos e observados em segmentos experimentais. Os resultados evidenciaram que as condições de aderência exercem influência direta nas respostas mecanísticas e nas estimativas dos parâmetros de desempenho pelo MeDiNa. Interfaces totalmente aderidas resultaram em menores valores absolutos das variáveis mecanísticas e menores estimativas de deterioração nos cenários analisados. A análise via método FOSM indicou que os parâmetros de resistência das interfaces não foram mobilizados nas condições estudadas, destacando-se o módulo de reação ao cisalhamento da interface entre o revestimento e a camada subjacente como o parâmetro mais influente. Verificou-se que os coeficientes C_1 e C_2 dependem das hipóteses estruturais adotadas, dos parâmetros da curva sigmoide e da metodologia de medição de área trincada. Assim, a calibração da função de transferência no âmbito do MeDiNa deve ser compreendida como um processo metodológico condicionado às premissas estruturais e à base de dados utilizada, não sendo recomendável fundamentá-lo exclusivamente em métricas estatísticas globais.

Palavras-chave: pavimentos flexíveis; MeDiNa; aderência entre camadas; função de transferência; área trincada; dimensionamento mecanístico-empírico.

ABSTRACT

The Brazilian National Pavement Design Method (MeDiNa) represents a significant advancement in Brazilian pavement engineering by adopting a mechanistic-empirical approach for asphaltic pavement design. However, discrepancies between predicted cracked area and field observations, particularly during the early years of service life, have been reported in the literature. These inconsistencies may be associated with the interlayer bonding assumptions adopted in the calculation of mechanistic responses and with the premises considered in the calibration of the transfer function implemented in version 1.1.9 of the software. In this context, this research aimed to investigate the influence of interlayer bonding conditions on pavement design using MeDiNa, analyzing their effects on mechanistic responses, on the calibration and validation of transfer functions, and on the estimation of performance indicators. The methodology comprised the evaluation of the influence of interface parameters on mechanistic variables, the assessment of bonding hypotheses based on an experimental pavement section, the update of the database and calibration of transfer functions for different bonding conditions and cracked-area measurement methods, the sensitivity analysis of the sigmoidal curve parameters, the application of calibrated functions for performance estimation, and their validation through comparison between predicted and observed values. The results demonstrated that interlayer bonding conditions directly affect mechanistic responses and, consequently, performance predictions in MeDiNa. Fully bonded interfaces led to lower absolute values of mechanistic responses and reduced deterioration estimates in the analyzed scenarios. The First-Order Second-Moment (FOSM) analysis indicated that interface strength parameters were not mobilized under the evaluated loading conditions, whereas the shear reaction modulus at the interface between the asphalt layer and the underlying layer was identified as the most influential parameter. The coefficients C1 and C2 were shown to depend on the adopted structural assumptions, on the sigmoidal curve parameters, and on the cracked-area measurement methodology. Therefore, transfer function calibration within MeDiNa should be understood as a methodological process conditioned by the adopted structural assumptions and the database used, rather than being based exclusively on global statistical metrics.

Keywords: flexible pavements; MeDiNa; interlayer bonding; transfer function; cracked area; mechanistic-empirical pavement design.

SUMÁRIO

1 INTRODUÇÃO 22
1.1 PROBLEMATIZAÇÃO 25
1.2 JUSTIFICATIVA 26
1.3 HIPÓTESE 27
1.4 OBJETIVO GERAL 27
1.4.1 Objetivos específicos 27
1.5 ESTRUTURA DA TESE 28
2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA 29
2.1 DIMENSIONAMENTO MECANÍSTICO-EMPÍRICO 29
2.1.1 Parâmetros de deformabilidade elástica 30
2.1.2 Fadiga em misturas asfálticas 33
2.1.3 Deformação permanente 36
2.1.4 Prática consolidada no DNIT 42
2.2 CONDIÇÕES DE ADERÊNCIA NAS INTERFACES 43
2.2.1 Métodos para determinação dos parâmetros de interface 49
2.2.1.1 Ensaios de cisalhamento 50
2.2.1.2 Métodos não destrutivos 52
2.2.2 Modelagem computacional da interface 53
2.3 MÉTODO DE DIMENSIONAMENTO NACIONAL DE PAVIMENTOS 54
2.3.1 Ferramenta de análise elástica de múltiplas camadas (AEMC) 55
2.3.2 Metodologia original para obtenção da função de transferência 56
2.3.3 Confiabilidade no cálculo de área trincada 61
2.3.4 Ensaios obrigatórios 63
2.3.5 Análise e dimensionamento de estruturas novas 65
2.3.6 Limitações do método MeDiNa 68
2.4 MÉTODOS DE MEDIÇÃO DO TRINCAMENTO EM PAVIMENTOS 69
2.4.1 DNIT 007/2003-PRO 71
2.4.2 DNIT 433/2021-PRO 73
2.4.3 Estudo comparativo das metodologias 75
3 METODOLOGIA 77
3.1 ETAPA 1: ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE INTERFACE NO CÁLCULO DE VARIÁVEIS MECANÍSTICAS 77
3.1.1 Parâmetros de rigidez e de resistência das interfaces 79
3.1.1.1 Interface revestimento-base 79

3.1.1.2 Interfaces entre camadas granulares 81
3.1.1.3 Tratamento estatístico 82
3.1.2 Programas computacionais 84
3.2 ETAPA 2: ESTUDO DAS CONDIÇÕES DE ADERÊNCIA EM CAMPO 85
3.3 ETAPA 3: ATUALIZAÇÃO DO BANCO DE DADOS E CALIBRAÇÃO DAS FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA 89
3.3.1 Atualização do banco de dados 90
3.3.2 Medida de área trincada 91
3.3.3 Parâmetros da curva sigmoide 92
3.3.4 Translação da curva sigmoide 93
3.4 ETAPA 4: ANÁLISE DAS CONDIÇÕES DE ADERÊNCIA NA ESTIMATIVA DE ÁREA TRINCADA E AFUNDAMENTO DE TRILHA DE RODA 94
3.4.1 Alterações no programa MeDiNa 95
3.5 ETAPA 5: VALIDAÇÃO DAS FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA 96
3.5.1 Segmentos utilizados na validação 96
3.5.1.1 Segmento da BR-381 – Estado de São Paulo 97
3.5.1.2 Segmentos da BR-116 – Estado do Rio Grande do Sul 98
3.5.1.3 Segmentos da BR-116 – Estado do Rio de Janeiro 100
3.5.1.4 Segmento da BR-420 – Estado da Bahia 101
3.5.2 Erro padrão associado às funções de transferência 102
3.6 ETAPA 6: ANÁLISE COMPARATIVA DA PERIODICIDADE DE MANUTENÇÃO 102
4 RESULTADOS E DISCUSSÕES 104
4.1 ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE INTERFACE NO CÁLCULO DE VARIÁVEIS MECANÍSTICAS 104
4.1.1 Análise da influência dos parâmetros de rigidez e de resistência das interfaces 111
4.2 ESTUDO DAS CONDIÇÕES DE ADERÊNCIA EM CAMPO 115
4.3 CALIBRAÇÃO DAS FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA 117
4.3.1 Metodologia original de calibração 119
4.3.2 Metodologia com translação da curva sigmoide 124
4.3.3 Influência dos parâmetros de calibração sobre os coeficientes C_1 e C_2 130
4.3.4 Influência dos parâmetros Z, n e fTR sobre o formato da sigmoide 133
4.4 ESTIMATIVA DE PARÂMETROS DE DESEMPENHO 135
4.4.1 Efeito de fTR sobre a estimativa de área trincada 137
4.4.2 Efeito da espessura da camada de revestimento 140
4.5 VALIDAÇÃO DAS FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA 142

4.5.1 Definição das equações para o cálculo do erro padrão 147
4.6 ANÁLISE COMPARATIVA DA PERIODICIDADE DE MANUTENÇÃO 151
4.7 CONSIDERAÇÕES SOBRE A CALIBRAÇÃO DA FUNÇÃO DE TRANSFERÊNCIA 153
5 CONCLUSÕES 155
5.1 SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS 158
REFERÊNCIAS 159
APÊNDICE A: Ajuste da função sigmoidal no programa MeDiNa 2.0.0 172
APÊNDICE B: Representações gráficas do coeficiente de determinação (R^2) 179
APÊNDICE C: Valores individuais das métricas MAE e RMSE 185

LISTA DE FIGURAS

Figura 2.1 - Relação entre a deformação permanente acumulada e o tempo ou número de ciclos 39
Figura 2.2 - Carregamento e pontos de análise na estrutura 43
Figura 2.3 - Analogia de vigas sobrepostas para os casos de: (a) total aderência e (b) ausência de aderência entre camadas 44
Figura 2.4 - Tensão de cisalhamento na interface versus deslocamento relativo 46
Figura 2.5 - Exemplos de dispositivos utilizados em ensaios de cisalhamento para avaliação de interfaces. (a) Ensaio de Leutner; (b) LPDS test device; (c) Ensaio de plano inclinado; (d) Ensaio proposto por Torquato e Silva (2017); (e) Ensaio proposto por Scherer (2018). 51
Figura 2.6 - Alternativas para modelagem de interface 53
Figura 2.7 - Sistema de coordenadas no programa AEMC 56
Figura 2.8 - Esquema com a localização dos pontos para o cálculo do dano médio de fadiga 58
Figura 2.9 - Gráfico da relação entre o dano médio de fadiga em 20 pontos na camada asfáltica com o fator de deslocamento 60
Figura 2.10 - Ajuste dos valores de área trincada medida à curva sigmoide 60
Figura 2.11 - Erro padrão versus área trincada prevista 62
Figura 2.12 - Representação gráfica do FFM 64
Figura 2.13 - Delimitação das classes de fadiga definidas para misturas asfálticas 64
Figura 2.14 - Carregamento e pontos de análise na estrutura 68
Figura 2.15 - Exemplos de trincas em pavimentos asfálticos 70
Figura 2.16 - Avaliação em nível de rede: (a) Segmentação dos subtrechos homogêneos; (b) Demarcação das superfícies de avaliação 71
Figura 2.17 - Demarcação das superfícies de avaliação para estudos e projetos em rodovias de pista simples 72
Figura 2.18 - Metodologia de medição dos defeitos 73
Figura 2.19 - Divisão da faixa de rolamento 74
Figura 2.20 - Execução do levantamento de área trincada 74
Figura 2.21 - Correlação entre os métodos de medição de trincas (segmentos UFSM) 75
Figura 2.22 - Correlação entre os métodos de medição de trincas (BR 110) 76
Figura 3.1 - Pontos considerados no cálculo das variáveis mecanísticas 79
Figura 3.2 - Envoltórias Mohr-Coulomb para a interface revestimento-base 80

Figura 3.3 - Envoltórias Mohr-Coulomb para interfaces entre camadas granulares 82
Figura 3.4 - Pontos considerados no cálculo das variáveis mecanísticas 84
Figura 3.5 - Seção transversal do trecho experimental avaliado 86
Figura 3.6 - Posicionamento esquemático das células de tensão total (CTTs) na pista experimental 87
Figura 3.7 - Simulador de tráfego 88
Figura 3.8 - Correlação entre métodos de medição de trincamento 91
Figura 3.9 - Deslocamento da curva sigmoide 94
Figura 3.10 - Evolução de AT% em função de N no segmento da BR-381 98
Figura 3.11 - Evolução de AT% em função de N nos segmentos da BR-116/RS 99
Figura 3.12 - Bacia deflectométrica característica do segmento da BR-420 101
Figura 3.13 - Evolução de AT% em função de N no segmento da BR-420 102
Figura 3.14 - Evolução de área trincada para diferentes funções de transferência 103
Figura 4.1 - Influência relativa dos parâmetros de rigidez e resistência das interfaces 112
Figura 4.2 - Pontos de máxima tensão de cisalhamento: (a) interface revestimento-base; (b) demais interfaces 113
Figura 4.3 - Influência relativa dos parâmetros de rigidez das interfaces sobre o $D_{relativo}$ para k_2 = -3 114
Figura 4.4 - Distribuição das deflexões medidas em campo e comparação com valores teóricos 115
Figura 4.5 - Tensões verticais medidas e calculadas 116
Figura 4.6 - Comparativo entre os valores de MR 117
Figura 4.7 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT - calibração original) 121
Figura 4.8 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT – interfaces aderidas) 121
Figura 4.9 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT – calibração original) 122
Figura 4.10 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT – interfaces aderidas) 122
Figura 4.11 - Funções de transferência correspondentes a Z = 0,15 e n = 3 123
Figura 4.12 - Distribuição dos valores de MAE e RMSE em função do fator de translação (FQT - calibração original) 128

Figura 4.13 - Distribuição dos valores de MAE e RMSE em função do fator de translação (FQT – interfaces aderidas) 128
Figura 4.14 - Distribuição dos valores de MAE e RMSE em função do fator de translação (PAT - calibração original) 129
Figura 4.15 - Distribuição dos valores de MAE e RMSE em função do fator de translação (PAT – interfaces aderidas) 129
Figura 4.16 - Efeito de fTR sobre as funções de transferência (Z = 0,15 e n =3) 131
Figura 4.17 - Magnitude das variações médias observadas em C_1 e C_2 em função dos parâmetros de calibração 133
Figura 4.18 - Influência de (a) Z e (b) n 133
Figura 4.19 - Influência de fTR 134
Figura 4.20 - Evolução do trincamento com a variação de Z 135
Figura 4.21 - Evolução do trincamento com a variação de n 136
Figura 4.22 - Evolução do trincamento com a variação de fTR (Z = 0,15 e n = 3) 139
Figura 4.23 - Evolução do trincamento com a variação de n (Z = 0,15 e fTR = 0,10) 140
Figura 4.24 - Estimativa de área trincada 141
Figura 4.25 - Estimativa de afundamento de trilha de roda (ATR) 142
Figura 4.26 - Erros absolutos de área trincada em função do número N 146
Figura 4.27 - Erro padrão *versus* área trincada prevista 148
Figura 4.28 - Distribuição dos erros da estimativa[1] 149
Figura 4.29 - Curvas de erro padrão agrupadas 150
Figura 4.30 - Evolução da área trincada ao longo do horizonte de projeto considerando as intervenções de manutenção (curvas médias) 151
Figura A.1 - Porcentagem de cenários que atendem ao critério de área trincada 174
Figura A.2 - Curvas de fadiga das misturas consideradas 175
Figura A.3 - Porcentagem de cenários que atendem aos critérios do MeDiNa com estruturas de camadas com espessura mínima construtiva 175
Figura A.4 - Variação da espessura da camada de revestimento (comportamento médio dos grupos) 177
Figura A.5 - Variação da espessura total da estrutura (comportamento médio dos grupos) .. 178
Figura B.1 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT - calibração original) - fTR = 0,10 179
Figura B.2 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT - calibração original) - fTR = 0,15 179

Figura B.3 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT - calibração original) - fTR = 0,20 180
Figura B.4 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT – interfaces aderidas) - fTR = 0,10 180
Figura B.5 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT - interfaces aderidas) - fTR = 0,15 181
Figura B.6 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT - interfaces aderidas) - fTR = 0,20 181
Figura B.7 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT - calibração original) - fTR = 0,10 182
Figura B.8 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT - calibração original) - fTR = 0,15 182
Figura B.9 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT - calibração original) - fTR = 0,20 183
Figura B.10 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT – interfaces aderidas) - fTR = 0,10 183
Figura B.11 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT - interfaces aderidas) - fTR = 0,15 184
Figura B.12 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT - interfaces aderidas) - fTR = 0,20 184

LISTA DE TABELAS

Tabela 2.1 - Módulo de resiliência para diferentes materiais 32
Tabela 2.2 - Coeficiente de Poisson para diferentes materiais 32
Tabela 2.3 - Tipos de ensaios de fadiga 35
Tabela 2.4 - Critérios de desempenho e nível de confiabilidade 66
Tabela 2.5 - Condições de aderência no MeDiNa 67
Tabela 2.6 - Critério de flow number 67
Tabela 3.1 - Dados da estrutura de referência e variações 78
Tabela 3.2 - Parâmetros de resistência da interface revestimento-base 80
Tabela 3.3 - Parâmetros de rigidez da interface revestimento-base 81
Tabela 3.4 - Parâmetros de resistência da interface entre camadas granulares 81
Tabela 3.5 - Parâmetros de rigidez para interfaces entre camadas granulares 82
Tabela 3.6 - Características dos materiais granulares utilizados na construção da pista experimental 86
Tabela 3.7 - Trechos experimentais monitorados pelo GEPPASV/UFSM 90
Tabela 3.8 - Dados da estrutura de referência Etapa 3 95
Tabela 3.9 - Módulo de resiliência das camadas dos segmentos da BR-116/RJ 100
Tabela 3.10 - Parâmetros de fadiga das misturas asfálticas dos segmentos da BR-116/RJ 100
Tabela 4.1 - Efeito da espessura da camada de revestimento sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v 105
Tabela 4.2 - Efeito da espessura da camada de base sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v 105
Tabela 4.3 - Efeito da espessura da camada de sub-base sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v 105
Tabela 4.4 - Efeito da rigidez da camada de revestimento sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v 106
Tabela 4.5 - Efeito da rigidez da camada de base sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v 106
Tabela 4.6 - Efeito da rigidez da camada de sub-base sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v 106
Tabela 4.7 - Efeito da rigidez do subleito sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v 107
Tabela 4.8 - Efeito da carga de roda sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v 107
Tabela 4.9 - Efeito da pressão de inflação dos pneus sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v 108
Tabela 4.10 - Valores de $D_{relativo}$ obtidos nos limites inferior e superior de variação de cada parâmetro analisado para $k_2 = -3$ 110
Tabela 4.11 - Momentos estatísticos dos parâmetros de rigidez e resistência das interfaces 111
Tabela 4.12 - Coeficientes da função de transferência em termos de frequência de trincamento 120

Tabela 4.13 - Coeficientes da função de transferência em termos de porcentagem de trincas 120
Tabela 4.14 - Coeficientes da função de transferência em termos de frequência de trincamento (fTR = 0,10) 125
Tabela 4.15 - Coeficientes da função de transferência em termos de frequência de trincamento (fTR = 0,15) 125
Tabela 4.16 - Coeficientes da função de transferência em termos de frequência de trincamento (fTR = 0,20) 126
Tabela 4.17 - Coeficientes da função de transferência em termos de porcentagem de trincas (fTR = 0,10) 126
Tabela 4.18 - Coeficientes da função de transferência em termos de porcentagem de trincas (fTR = 0,15) 127
Tabela 4.19 - Coeficientes da função de transferência em termos de porcentagem de trincas (fTR = 0,20) 127
Tabela 4.20 - Estimativa de AT% ao final do primeiro ano do período de projeto 135
Tabela 4.21 - Estimativa de AT% ao final do primeiro ano do período de projeto (n = 3) ... 137
Tabela 4.22 - Estimativa de AT% ao final do primeiro ano do período de projeto (n = 5) ... 138
Tabela 4.23 - Estimativa de AT% ao final do primeiro ano do período de projeto (n = 7) ... 138
Tabela 4.24 - Estimativa de AT% ao final do primeiro ano do período de projeto (n = 9) ... 139
Tabela 4.25 - Coeficientes de determinação obtidos na etapa de validação considerando toda a base de dados disponível 144
Tabela 4.26 - Coeficientes de determinação obtidos na etapa de validação considerando apenas medições de AT ≤ 15% 145
Tabela 4.27 - Tempo até a primeira intervenção (meses) para os diferentes cenários e níveis de confiabilidade 152
Tabela 4.28 - Número de ciclos de manutenção inteiros estimados no horizonte de 10 anos 152
Tabela C.1 - Valores individuais de MAE (calibração) 185
Tabela C.2 - Valores individuais de RMSE (calibração) 186
Tabela C.3 - Valores individuais de MAE obtidos considerando toda a base de dados disponível (validação) 187
Tabela C.4 - Valores individuais de RMSE obtidos considerando toda a base de dados disponível (validação) 188
Tabela C.5 - Valores individuais de MAE obtidos considerando apenas medições de AT ≤ 15% (validação) 189

Tabela C.6 - Valores individuais de RMSE obtidos considerando apenas medições de AT ≤ 15% (validação)..... 190

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

AASHO	*American Association of State Highway Officials*
AASHTO	*American Association of Highway and Transportation Officials*
AD	interfaces aderidas
AEMC	Análise Elástica de Múltiplas Camadas
AMP	asfalto modificado por polímero
AE-P	*asphalt emulsion prime*
ASTRA	*Ancona Shear Testing Research and Analysis*
AT	área trincada
ATR	afundamento de trilha de roda
BGS	brita graduada simples
BISAR	*Bitumen Stress Analysis in Roads*
CAP	cimento asfáltico de petróleo
CBUQ	concreto betuminoso usinado a quente
CC	cascalho
CENPES	Centro de Pesquisas da Petrobrás
CO	calibração original
CONV-I	mistura asfáltica convencional I
COPPE	Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia
CTT	células de tensão total
DER/SP	Departamento de Estradas de Rodagem de São Paulo
DNER	Departamento Nacional de Estradas de Rodagem
DNIT	Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes
EMPA	*Swiss Federal Laboratories for Materials Science and Technology*
FDOT	*Florida Department of Transportation*
FFM	fator de fadiga da mistura
FN	*flow number*
FOSM	*First Order Second Moment*
FQT	frequência de trincas

FT	*flow time*
FV	fator de veículo
FWD	*Falling Weight Deflectometer*
GEPPASV	Grupo de Estudos e Pesquisas em Pavimentação e Segurança Viária
INFRALAB	Laboratório de Infraestrutura
IPR	Instituto de Pesquisas em Transportes
ISC	Índice de Suporte Califórnia
LCB	*Laboratorio de Caminos de Barcelona*
LCPC	*Laboratoire Central des Ponts et Chaussées*
LISST	*Louisiana Interlayer Shear Strength Tester*
LPDS	*Layer Parallel Direct Shear*
LVOC	*low volatile organic compound*
MAE	erro médio absoluto
MeDiNa	Método de Dimensionamento Nacional de Pavimentos
MEF	método dos elementos finitos
MMAT	metodologia de medição de área trincada
MR	módulo de resiliência
PAT	porcentagem de área trincada
PEP	*penetrating emulsion prime*
PSPA	*Portable Seismic Pavement Analyser*
RMSE	raiz do erro quadrático médio
RS2	*Rock and Soils 2D*
RT	resistência à tração por compressão diametral
TED	Termo de Execução Descentralizada
UFRJ	Universidade Federal do Rio de Janeiro
UFSM	Universidade Federal de Santa Maria
UnB	Universidade de Brasília
USACE	*United States Army Corps of Engineers*
VMD	Volume Médio Diário

LISTA DE SÍMBOLOS

°	graus
°C	graus Celsius
AK	complacência ao cisalhamento (elasticidade ao cisalhamento) da interface
C_1, C_2	coeficientes de ajuste da função de transferência
D_{25}	deslocamento corrigido para 25°C
$D_{médio}$	dano médio de fadiga
$D_{relativo}$	indicador de dano relativo
E	módulo de elasticidade longitudinal (módulo de Young)
fS	fator de deslocamento
fTR	fator de translação da curva sigmoide
h_{CA}	espessura da camada asfáltica
k_1, k_2, k_3, k_4	parâmetros empíricos determinados por regressão
$K_{inicial}$	módulo de reação ao cisalhamento inicial
K_s	módulo de reação ao cisalhamento
l	parâmetro adimensional de aderência
N	número de aplicações de carga ou número de solicitações do eixo padrão
N’	número N ajustado
N_f	número admissível de solicitações de carga ou vida de fadiga
R^2	coeficiente de determinação
S_0	rigidez inicial da mistura asfáltica
tan φ	tangente do ângulo de atrito
U_v	deslocamento vertical recuperável no topo da camada de revestimento
Z, n	parâmetros da curva sigmoide
Z_α	valor da distribuição normal associado ao nível de confiabilidade
α	parcela referente ao atrito entre camadas
δ_{AT}	erro padrão associado à estimativa de área trincada
δ_p	deslocamento permanente total
Δu	deslocamento relativo entre camadas
ε	deformação
ε_0	amplitude da deformação inicial imposta ao material
ε_p	deformação específica plástica

ε_r	deformação resiliente (elástica)
ε_t	deformação horizontal de tração na fibra inferior do revestimento
ε_x	deformação lateral (ou radial)
ε_z	deformação vertical
θ	primeiro invariante de tensões (soma das tensões principais)
λ	coeficiente de escorregamento
ν	coeficiente de Poisson
ρ_0	tensão de referência
σ	tensão
σ_3	tensão confinante
σ_{adm}	tensão vertical admissível no topo do subleito
σ_d	tensão-desvio
σ_v	tensão vertical de compressão no topo do subleito
τ	tensão cisalhante
ψ_1, ψ_2, ψ_3, ψ_4	parâmetros de regressão do modelo de deformação permanente propostos por Guimarães (2009)

1 INTRODUÇÃO

Os métodos de dimensionamento de pavimentos flexíveis podem ser agrupados em distintas categorias, entre as quais se destacam: métodos empíricos, com ou sem a consideração de parâmetros de resistência; métodos que limitam a ruptura por cisalhamento; métodos baseados no controle das deflexões verticais; métodos fundamentados no desempenho de pistas experimentais; e métodos mecanístico-empíricos (HUANG, 2004). Apesar da diversidade de abordagens disponíveis, o ensino do dimensionamento dessas estruturas no Brasil, por muitos anos, esteve baseado em métodos empíricos de origem estrangeira, muitas vezes com discussão limitada de seus fundamentos mecanísticos (MEDINA; MOTTA, 2015).

Esses métodos empíricos foram originalmente desenvolvidos com base em observações realizadas sobre estruturas compostas por materiais específicos e sob condições ambientais particulares. Por essa razão, sua aplicação fora do contexto original deve ser feita com cuidado, uma vez que não são generalizáveis para condições distintas daquelas para as quais foram desenvolvidos (FRANCO, 2007).

Nesse contexto, os principais centros de pesquisa em infraestrutura rodoviária têm desenvolvido métodos de dimensionamento mecanístico-empíricos. Quando bem fundamentados em bases analíticas e experimentais sólidas, esses métodos permitem otimizar os recursos disponíveis para o projeto, viabilizar o uso de diferentes materiais de engenharia e compatibilizá-los de forma a reduzir custos e tempo de construção, considerando os efeitos das condições ambientais e de tráfego (FRANCO, 2007; MEDINA; MOTTA, 2015).

A busca por uma compreensão mais analítica dos processos de deterioração dos pavimentos, em substituição aos métodos totalmente empíricos, é uma tendência observada mundialmente. No Brasil, o método tradicional de projeto de pavimentos flexíveis, consolidado pelo então Departamento Nacional de Estradas de Rodagem (DNER) e posteriormente mantido pelo Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes (DNIT), está sendo gradualmente substituído pelo Método de Dimensionamento Nacional de Pavimentos (MeDiNa). O método do DNER (1981), de natureza empírica, foi desenvolvido com base em estudos conduzidos pelo Corpo de Engenheiros do Exército dos Estados Unidos (USACE, do inglês *United States Army Corps of Engineers*) (DNIT, 2006), enquanto o MeDiNa é uma proposta que adota uma abordagem mecanístico-empírica, combinando a Análise Elástica de Múltiplas Camadas (AEMC) na etapa mecanística com uma função de transferência calibrada empiricamente. Essa função tem a finalidade de prever a evolução da área trincada na superfície do pavimento ao longo do tempo, estabelecendo uma relação entre os parâmetros de fadiga da mistura asfáltica,

as variáveis mecanísticas calculadas com base na teoria da elasticidade e a área trincada observada em campo, medida em segmentos experimentais ao longo dos anos (DNIT, 2020). O processo de calibração dessa função baseia-se no princípio de que a evolução da área trincada nesses segmentos experimentais ocorre segundo uma função sigmoidal (FRITZEN *et al.*, 2019).

O Método de Dimensionamento Nacional de Pavimentos dispõe de um pacote composto por três programas computacionais que auxiliam na rotina de análises de comportamento e dimensionamento de pavimentos rodoviários: MeDiNa, BackMeDiNa e AEMC. Esses programas são produtos do Termo de Execução Descentralizada (TED) celebrado de 2014 a 2018 entre o Instituto de Pesquisas em Transportes (IPR), do Departamento Nacional de Infraestrutura de Transportes (DNIT), e o Instituto Alberto Luiz Coimbra de Pós-Graduação e Pesquisa de Engenharia, da Universidade Federal do Rio de Janeiro (COPPE/UFRJ), bem como da colaboração do Centro de Pesquisas da Petrobrás (CENPES) e de diversas outras instituições brasileiras de ensino e pesquisa.

O programa MeDiNa realiza a análise e dimensionamento de pavimentos asfálticos, avaliando tensões, deformações e deslocamentos, tendo como base critérios estabelecidos em função da classificação funcional da via. Para o dimensionamento de pavimentos novos, é necessário propor uma estrutura, informar os parâmetros dos materiais que serão utilizados e o tráfego previsto. O programa BackMeDiNa realiza a retroanálise dos módulos de resiliência das camadas de pavimentos a partir das bacias deflectométricas levantadas em campo por equipamentos do tipo *Falling Weight Deflectometer* (FWD), fornecendo parâmetros para avaliação estrutural e o dimensionamento de reforço em pavimentos existentes. O programa AEMC calcula tensões, deformações e outras variáveis mecanísticas em estruturas multicamadas, empregando a teoria da Análise Elástica de Múltiplas Camadas (AEMC), sob carregamento de rodas do tipo eixo rodoviário. Esse programa foi desenvolvido para atuar como componente computacional dos programas MeDiNa e BackMeDiNa (DNIT, 2020).

Por conta de sua simplicidade, a teoria de sistemas de múltiplas camadas elásticas, desenvolvida por Burmister (1943; 1945), é frequentemente utilizada na análise e no dimensionamento de pavimentos. Um dos pressupostos fundamentais na análise desses sistemas é que a interface entre as camadas pode apresentar condições que variam de sem atrito (*smooth*) a ásperas (*rough*). As interfaces sem atrito, também denominadas “não aderidas” (*unbonded*), caracterizam-se por não oferecerem resistência ao movimento relativo das camadas, enquanto as interfaces ásperas, também denominadas “aderidas” (*fully bonded*), resistem ao deslizamento fazendo com que as camadas se comportem de maneira interdependente.

As condições de interface impactam significativamente o dimensionamento da estrutura do pavimento, sendo a interface entre a camada de revestimento e a camada subjacente mais relevante que as demais interfaces (SCHERER *et al*., 2016; TORQUATO E SILVA; SOUZA e SOARES, 2019; FERREIRA *et al*., 2023). A eficiência estrutural de um pavimento depende, em grande parte, da restrição ao deslocamento relativo entre camadas. Na teoria dos sistemas de camadas elásticas, essa restrição pode ser representada por um módulo de reação ao cisalhamento (K_s): valores próximos de zero indicam nenhuma restrição ao deslizamento, enquanto valores elevados, tendendo ao infinito, restringem fortemente o deslocamento relativo (DNIT, 2020).

Quanto maior o módulo de reação ao cisalhamento, menores são os deslocamentos relativos sob um mesmo estado de tensão, resultando em uma maior vida útil para o pavimento. Por outro lado, quanto menor for o módulo de reação ao cisalhamento da interface, maior será a possibilidade de ocorrência de defeitos que podem diminuir significativamente a vida útil da estrutura (ROMANOSCHI; METCALF, 2001; KHWEIR; FORDYCE, 2003; SANTOS; ASSIS; FERNANDES JÚNIOR, 2019; ATTIA, 2020).

Apesar de existirem técnicas para aumentar a aderência entre camadas, como imprimação e pintura de ligação, as propriedades dos materiais e práticas construtivas inadequadas podem comprometer essa propriedade. Dentre os fatores que afetam as condições de interface, Khweir e Fordyce (2003) destacam: a falta ou excesso de ligante nas pinturas asfálticas; a segregação decorrente da seleção de materiais com granulometria inadequada; a falta de observância dos parâmetros de temperatura, no caso de camadas asfálticas; e a falta de controle de compactação.

Embora a aderência total entre camadas seja desejável, não é possível atingi-la plenamente, e por esse motivo sua consideração pode levar ao subdimensionamento da estrutura. Da mesma forma, desconsiderar completamente o atrito entre camadas implica em uma condição irreal que pode resultar em pavimentos superdimensionados e consequentemente com maior custo (KHWEIR, FORDYCE, 2003; TOFFOLI, 2021).

Além de influenciar o dimensionamento e a estimativa de vida útil, a condição de aderência entre camadas também afeta o estabelecimento dos valores de deflexão admissível empregados no controle de qualidade da construção. Santana *et al.* (2025b) ressaltam que a adoção de condições de aderência não representativas para a definição desses valores pode resultar na aprovação de camadas com rigidez inadequada para que a estrutura apresente o desempenho esperado.

1.1 PROBLEMATIZAÇÃO

De acordo com Ozer, Al-Qadi e Leng (2008), a aderência entre camadas em estruturas de pavimentos decorre de uma relação entre atrito e adesão, e do ponto de vista numérico, qualquer modelo constitutivo para explicar esse fenômeno deve incluir essas características. Nessa abordagem, a relação entre os deslocamentos relativos tangenciais e as tensões cisalhantes é descrita pelo módulo de reação ao cisalhamento (K_s) até que a resistência ao cisalhamento da interface seja superada. Uma vez superada, a condição de interface passa a ser governada pelo atrito entre as camadas (ROMANOSCHI; METCALF, 2001).

Na versão 1.1.9[1] do programa MeDiNa, disponível para *download* no período em que este trabalho foi desenvolvido, as condições de aderência são pré-estabelecidas em função da posição e da tipologia das camadas (granular, estabilizada ou asfáltica), existindo apenas as condições extremas de interfaces sem aderência e interfaces totalmente aderidas (desconsiderando parâmetros de resistência). No dimensionamento de uma estrutura nova, as únicas situações de total aderência são: (i) camada asfáltica sobre outra camada asfáltica; (ii) camada asfáltica sobre camada antirreflexão de trincas; e (iii) tratamento superficial sobre camadas asfálticas.

Essas predefinições estão relacionadas aos critérios definidos por Fritzen (2016) e mantidos por Fritzen *et al.* (2019) na análise de dados para a calibração da função de transferência que consta na versão 1.1.9 do programa. Apesar de a função de transferência ter sido validada com dados de medições reais em segmentos monitorados distintos daqueles considerados em sua calibração, segundo Almeida *et al*. (2024), em geral, as estruturas dimensionadas com o uso do programa MeDiNa são mais robustas que aquelas rotineiramente dimensionadas no DNIT. Os mesmos autores também observam que mesmo para estruturas submetidas a um baixo volume de tráfego, o programa apresenta uma estimativa de área trincada já no primeiro mês de vida útil. No entanto, ao observar a evolução da área trincada medida em segmentos experimentais, os autores não observaram a ocorrência de trincas nos primeiros anos de vida útil dessas estruturas. Essa mesma divergência entre a área trincada medida em campo e a prevista pelo MeDiNa também foi observada por Pitangui (2022),

[1] Durante o desenvolvimento do presente trabalho foi disponibilizada a versão 2.0.0 do programa MeDiNa. Essa atualização promoveu ajustes nas estimativas de área trincada com base na metodologia proposta por Almeida *et al*. (2024), resultando na alteração do valor do parâmetro Z de 0,25 para 0,45. As condições de aderência entre camadas, os coeficientes C_1 e C_2 (função de transferência) e a equação para o cálculo do erro padrão permaneceram inalterados em relação à versão 1.1.9. Uma descrição complementar sobre esse ajuste é apresentada no Apêndice A.

Cousseau *et al.* (2024) e Santana *et al*. (2025a).

A não conformidade entre a estimativa de área trincada prevista pelo programa e os valores medidos em campo pode estar relacionada à limitação do banco de dados considerado por Fritzen *et al.* (2019) na calibração da função de transferência. Na análise de estruturas que consideram materiais e soluções muito distintas das estruturas que deram origem à função de transferência atual (versão 1.1.9), a estimativa de área trincada pode não ser satisfatória (PITANGUI, 2022).

Outro aspecto relacionado à atual função de transferência do MeDiNa (versão 1.1.9), diz respeito à metodologia de medição de área trincada utilizada na obtenção dos dados para sua calibração. O procedimento descrito por Fritzen (2016), e posteriormente normatizado pela norma DNIT 433/2021-PRO, fornece uma frequência de trincamento que desconsidera a área efetiva ocupada pelas trincas e seus diferentes tipos de ocorrência. Devido a suas características, essa metodologia pode atribuir o mesmo percentual de área trincada em segmentos que apresentam defeitos com graus de severidade distintos, gerando dúvidas em momentos de análise e tomada de decisão.

Além das limitações da função de transferência, essas diferenças podem estar relacionadas às condições de contorno definidas na fase de calibração, como a condição de aderência entre camadas no cálculo das variáveis mecanísticas (ALMEIDA *et al*., 2024). A partir dessas divergências, esta pesquisa busca investigar a influência dos parâmetros de interface e a compatibilidade entre hipóteses de aderência entre camadas e as condições de campo, visando aperfeiçoar a representação do comportamento estrutural e a estimativa de área trincada considerando a abordagem teórica do Método de Dimensionamento Nacional de Pavimentos (MeDiNa).

1.2 JUSTIFICATIVA

A despeito de suas limitações, o método MeDiNa representa um avanço significativo em relação ao consolidado método de projeto pavimentos flexíveis do DNER, ao adotar uma abordagem mecanístico-empírica que considera parâmetros de fadiga de misturas asfálticas e de deformação permanente de solos e materiais granulares. Essa proposta favorece o desenvolvimento de soluções mais eficientes e adequadas às condições brasileiras.

Ao comparar o método de dimensionamento tradicional (DNER, 1981) e o método MeDiNa, Oliveira *et al.* (2024) perceberam que apesar de as estruturas dimensionadas pelo MeDiNa serem mais robustas e consequentemente apresentarem maiores custos de

implantação, assumindo o critério de projeto do MeDiNa referente à porcentagem de área trincada, essas estruturas demandaram um menor volume de recursos financeiros durante todo o ciclo de vida. Essa lógica é melhor evidenciada para tráfegos mais elevados, podendo se inverter para volumes de tráfego mais leves.

O aprimoramento do MeDiNa continua por meio do TED firmado entre o IPR/DNIT e o Laboratório de Infraestrutura (INFRALAB) da Universidade de Brasília (UnB), que contempla a atualização do banco de dados para calibração da função de transferência, estudo comparativo de metodologias para medição de área trincada, aprimoramento e melhoria das ferramentas computacionais, validação do MeDiNa com outros programas, dentre outras atividades. Nesse contexto, a presente pesquisa se insere no esforço de investigar a influência das condições de aderência entre camadas nas respostas mecanísticas, na calibração e validação das funções de transferência e nas estimativas de desempenho estrutural.

1.3 HIPÓTESE

As condições de aderência entre camadas, enquanto condição de contorno no cálculo mecanístico, exercem influência significativa nas respostas estruturais elásticas do pavimento e, consequentemente, na calibração das funções de transferência e na estimativa dos parâmetros de desempenho pelo método MeDiNa. Assim, hipóteses distintas de aderência podem alterar a previsão da evolução da área trincada e da vida de serviço do pavimento.

1.4 OBJETIVO GERAL

O objetivo geral desta pesquisa é investigar a influência das condições de aderência entre camadas no dimensionamento de pavimentos pelo MeDiNa, por meio da análise das respostas mecanísticas, da calibração e validação de funções de transferência e da avaliação de seus impactos na estimativa de parâmetros de desempenho.

1.4.1 Objetivos específicos

- Analisar a influência dos parâmetros de interface e de outros parâmetros estruturais (espessura e rigidez das camadas, pressão de inflação dos pneus e carga aplicada) no cálculo de variáveis mecanísticas fundamentais no dimensionamento de pavimentos flexíveis;

- Avaliar, com base em dados de pista experimental, a compatibilidade entre diferentes hipóteses de aderência e o comportamento estrutural observado em campo;
- Calibrar funções de transferência para diferentes condições de aderência, considerando diferentes metodologias de medição de área trincada;
- Avaliar a sensibilidade dos parâmetros da curva sigmoidal na previsão de área trincada;
- Verificar a influência das condições de aderência na estimativa de parâmetros de desempenho pelo programa MeDiNa;
- Validar as funções de transferência, comparando as estimativas de área trincada com dados medidos em segmentos experimentais.

1.5 ESTRUTURA DA TESE

Esta tese está organizada em cinco capítulos, além das referências e apêndices. O Capítulo 1 apresenta a contextualização do tema, incluindo a problematização, a justificativa, a hipótese e os objetivos da pesquisa, situando o leitor quanto ao escopo e às contribuições pretendidas. Em seguida o Capítulo 2 reúne a revisão bibliográfica, contemplando os fundamentos do dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos, com ênfase no Método de Dimensionamento Nacional de Pavimentos (MeDiNa), nas condições de aderência entre camadas e nos métodos de medição de área trincada. São apresentados os conceitos teóricos que embasam as análises desenvolvidas nos capítulos subsequentes.

O Capítulo 3 descreve a metodologia adotada, estruturada em seis etapas complementares, que incluem: a análise da influência dos parâmetros de interface no cálculo das variáveis mecanísticas; o estudo das condições de aderência em campo; a atualização do banco de dados e a calibração das funções de transferência; a análise da influência das condições de aderência na estimativa de área trincada e de afundamento de trilha de roda; a validação das funções calibradas; e uma análise comparativa da periodicidade de manutenção.

O Capítulo 4 apresenta e discute os resultados obtidos em cada uma das etapas metodológicas, destacando a influência das condições de aderência sobre as variáveis mecanísticas, os coeficientes das funções de transferência e as estimativas dos indicadores de desempenho. Por fim, o Capítulo 5 sintetiza as principais conclusões da pesquisa e apresenta recomendações para o aprimoramento do método em trabalhos futuros.

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo, é apresentada uma revisão da literatura sobre conceitos fundamentais que embasam o desenvolvimento e a compreensão da pesquisa proposta. Inicialmente, são abordados os princípios do dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos, com ênfase no Método de Dimensionamento Nacional de Pavimentos (MeDiNa). Também são apresentados aspectos relacionados às condições de aderência entre camadas e conceitos relativos aos métodos de medição e análise de área trincada.

O foco desse estudo está nos pavimentos classificados como flexíveis, os quais são compostos por uma ou mais camadas sobrepostas e construídas sobre o subleito, que atua como fundação da estrutura. Esses pavimentos apresentam deformações elásticas sob efeito das cargas de tráfego, sendo as camadas superiores, usualmente constituídas por misturas asfálticas, responsáveis pela distribuição das tensões para as camadas inferiores, em geral menos resistentes, compostas por materiais granulares ou solos compactados (PINTO; PREUSSLER, 2010; BERNUCCI *et al*., 2022). Essa configuração estrutural possibilita a dissipação das tensões geradas pelo tráfego, reduzindo a solicitação nas camadas inferiores e contribuindo para a durabilidade do pavimento (HUANG, 2004).

2.1 DIMENSIONAMENTO MECANÍSTICO-EMPÍRICO

Um método de dimensionamento mecanístico-empírico é baseado na relação entre as solicitações (clima, tráfego e suas variações) e a resposta da estrutura (tensões, deslocamentos e deformações), que por sua vez depende das características dos materiais que fazem parte de sua constituição. Os valores de resposta são usados para prever a vida útil da estrutura a partir de ensaios laboratoriais e dados de desempenho em campo. São estabelecidos valores limites para os valores de resposta, denominados critérios de desempenho, e caso os resultados não atendam à expectativa de vida útil especificada, a estrutura proposta é alterada, até que as diretrizes de projeto sejam atendidas (HUANG, 2004; TOFFOLI, 2021).

No dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos flexíveis, as principais variáveis mecanísticas para avaliação do desempenho estrutural são as tensões e deformações críticas associadas aos principais mecanismos de ruptura observados nesse tipo de estrutura: o trincamento por fadiga da camada asfáltica e o acúmulo de deformação permanente (KIM, 2009; MEDINA; MOTTA, 2015; FERREIRA *et al*., 2023).

De acordo com Fritzen (2016), os ensaios de laboratório permitem avaliar os materiais que irão compor a estrutura do pavimento, e auxiliam tanto no projeto como na previsão de desempenho. No entanto, por conta da escala reduzida, os ensaios laboratoriais não reproduzem adequadamente as condições de campo, demandando ajustes entre as observações na escala de laboratório e a escala real por meio de uma função de transferência ou de um fator "campo-laboratório" que relacione as variáveis calculáveis ao desempenho do pavimento em campo.

2.1.1 Parâmetros de deformabilidade elástica

Ao adotar a teoria da elasticidade como base teórica para o dimensionamento de pavimentos, o conhecimento das propriedades de deformabilidade elástica dos materiais é fundamental. Um material elástico linear se caracteriza por atender a lei de Hooke, na qual a tensão é proporcional à deformação em uma determinada direção, conforme a equação:

$$\sigma = E\varepsilon \tag{2.1}$$

onde σ é a tensão, ε é a deformação e E é o módulo de elasticidade longitudinal. Este último parâmetro, também denominado módulo de Young, quantifica a rigidez do material, indicando sua capacidade de resistir à deformação elástica quando submetido a um carregamento (HUANG, 2004).

Outro parâmetro importante no estudo da deformabilidade dos materiais é o coeficiente de Poisson (ν), definido como a razão entre a deformação lateral e a deformação axial, conforme a expressão:

$$\nu = -\frac{\varepsilon_x}{\varepsilon_z} \tag{2.2}$$

onde ν é o coeficiente de Poisson, ε_x é a deformação lateral (ou radial) e ε_z é a deformação vertical.

No contexto do dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos, adota-se o conceito de módulo de resiliência (MR), que representa o módulo de elasticidade associado à deformação recuperável sob carregamento repetido (PUTRI; RAO; MANNAN, 2010; BUENO, 2016). De acordo com Huang (2004), mesmo que os materiais não sejam perfeitamente

elásticos, sob o carregamento repetido de pequena magnitude em relação à sua resistência, o comportamento resiliente pode ser observado.

O comportamento resiliente dos materiais de pavimentação depende de sua composição e das tensões aplicadas. As misturas asfálticas, frequentemente analisadas como materiais elásticos lineares, apresentam na realidade um comportamento viscoelástico, influenciado pela temperatura e pela frequência de carregamento. Assim, a determinação de seus parâmetros de deformabilidade elástica exige a definição de condições específicas de ensaio (MOTTA, 1991; BERNUCCI *et al.*, 2022).

Materiais granulares e solos apresentam comportamento resiliente predominantemente elástico não linear, influenciado pelas tensões atuantes. No caso de materiais granulares, o módulo de resiliência varia principalmente em função da tensão de confinamento, enquanto em solos coesivos há uma dependência maior da tensão-desvio (MEDINA; MOTTA, 2015; BERNUCCI *et al*., 2022). Para representar matematicamente essas relações, são amplamente utilizados modelos, como:

$$MR = k_1 {\sigma_3}^{k_2} \tag{2.3}$$

$$MR = k_1 \theta^{k_2} \tag{2.4}$$

$$MR = k_1 {\sigma_d}^{k_2} \tag{2.5}$$

onde σ_3 é a tensão de confinamento, θ é o primeiro invariante de tensões (soma das tensões principais), σ_d é a tensão-desvio e k_1 e k_2 são os parâmetros de regressão determinados experimentalmente (distintos entre os modelos) (YODER; WITCZAK, 1975; SVENSON, 1980 *apud* MOTTA, 1991). Pezo *et al.* (1992) apresentam um modelo composto que considera simultaneamente os efeitos da tensão confinante e da tensão-desvio no módulo de resiliência, sendo sua formulação expressa por:

$$MR = k_1 {\sigma_3}^{k_2} {\sigma_d}^{k_3} \tag{2.6}$$

Esse modelo se destaca por apresentar melhor ajuste a dados experimentais em comparação aos modelos tradicionais, tornando-se um dos mais empregados na caracterização do comportamento resiliente de solos e materiais granulares (MACÊDO, 1996; BERNUCCI *et al.*, 2022).

A determinação experimental do módulo de resiliência é realizada por meio de ensaios de carga repetida, cujos procedimentos variam conforme a natureza do material analisado. No Brasil, para misturas asfálticas, estabeleceu-se a utilização do ensaio de compressão diametral de carga repetida, normatizado pelo DNIT por meio da norma DNIT 135/2018-ME, enquanto para solos e materiais granulares, adota-se o ensaio triaxial de carga repetida, normatizado pelo DNIT por meio da norma DNIT 134/2018-ME (BERNUCCI *et al.*, 2022). Durante esses ensaios, é possível medir as deformações laterais e axiais dos corpos de prova, permitindo a determinação experimental do coeficiente de Poisson. No entanto, como esse coeficiente tem um efeito relativamente pequeno na resposta global da estrutura, é habitual assumir um valor razoável para o desenvolvimento de projetos, em vez de determina-lo por meio de ensaios laboratoriais (HUANG, 2004). Alguns valores típicos de módulo de resiliência e coeficiente de Poisson para materiais de pavimentação são apresentados na Tabela 2.1 e na Tabela 2.2.

Tabela 2.1 - Módulo de resiliência para diferentes materiais

Material	Intervalo (MPa)
Concretos asfálticos	2000 – 12000
Materiais granulares	100 – 500
Brita graduada tratada com cimento	5000 – 15000
Solos finos em base e sub-base	150 – 300
Solos finos em subleito e reforço de subleito	25 – 200

Fonte: Adaptado de Prefeitura do município de São Paulo (2004), DER/SP (2006a) e Bernucci *et al*. (2022)

Tabela 2.2 - Coeficiente de Poisson para diferentes materiais

Material	Intervalo	Valor típico
Concretos asfálticos	0,30-0,40	0,30
Materiais granulares	0,30-0,40	0,35
Materiais granulares tratados com cimento	0,10-0,20	0,15
Solos finos tratados com cimento	0,15-0,35	0,25
Materiais estabilizados com cal	0,10-0,25	0,20
Areia fofa ou areia siltosa	0,20-0,40	0,30
Areia densa	0,30-0,45	0,35
Solos de granulação fina	0,30-0,50	0,40

Fonte: Adaptado de Huang (2004)

2.1.2 Fadiga em misturas asfálticas

O fenômeno de fadiga caracteriza-se como um processo de deterioração estrutural no qual a perda progressiva de rigidez do material, devido aos ciclos de carregamento, resulta na formação e propagação de trincas (PINTO; PREUSSLER, 2010). No caso das misturas asfálticas, o trincamento por fadiga é tradicionalmente associado às deformações horizontais de tração na fibra inferior da camada de revestimento. Com a repetição das cargas decorrentes do tráfego de veículos, as trincas tendem a iniciar-se na fibra inferior da camada asfáltica e propagar-se até atingir a superfície do pavimento (HUANG, 2004; MEDINA; MOTTA, 2015). A resistência à fadiga dessas misturas, portanto, pode ser definida como a capacidade de suportar carregamentos repetidos sem o desenvolvimento de trincas (TAYEBALI *et al*., 1994 *apud* LOPES, 2022).

Segundo Medina e Motta (2015), o trincamento por fadiga se inicia quando a razão entre o número acumulado de ciclos de carga e o número admissível de ciclos de carregamento se iguala a 1. Segundo a lei de Miner (1945 *apud* SCHÜTZ, 1996), essa relação é definida como dano acumulado de fadiga, calculada conforme a equação a seguir:

$$D = \sum_{i=1}^{k} \frac{n_i}{N_{fi}} \tag{2.7}$$

onde D é o dano acumulado, k é o número de cargas aplicadas, n_i é o número ciclos aplicados da carga de ordem i, e N_{fi} é o número admissível de solicitações da carga de ordem i, também definido como vida de fadiga. Por tratar o acúmulo do dano de forma linear, a lei de Miner desconsidera o histórico ou a sequência de aplicação de cada ciclo. Apesar dessa limitação, esse modelo ainda é amplamente utilizado devido à sua simplicidade (LOPES, 2022).

Os primeiros modelos de previsão da vida de fadiga de misturas asfálticas apresentavam uma relação semelhante à proposta por Wöhler para materiais metálicos (SCHÜTZ, 1996; MELLO, 2008), conforme a equação a seguir:

$$N_f = k_1 \left(\frac{1}{\varepsilon_0}\right)^{k_2} \tag{2.8}$$

onde N_f é a vida de fadiga em termos de número admissível de ciclos de carregamento, ε_0 é a amplitude da deformação inicial imposta ao material, e k_1 e k_2 são coeficientes determinados experimentalmente para uma dada mistura.

Alguns modelos preditivos de vida de fadiga consideram não apenas a deformação imposta, mas também propriedades da mistura asfáltica, como sua rigidez, podendo citar como exemplo o Modelo Geral proposto por Bonnaure *et al.* (1980 *apud* MELLO, 2008), descrito pela equação:

$$N_f = k_1 \left(\frac{1}{\varepsilon_0}\right)^{k_2} \left(\frac{1}{S_0}\right)^{k_3} \quad (2.9)$$

onde S_0 é a rigidez inicial da mistura asfáltica, ε_0 é a deformação de tração imposta, e k_1, k_2 e k_3 são coeficientes determinados experimentalmente.

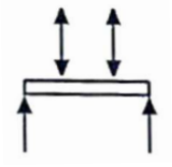
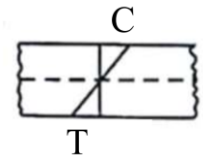
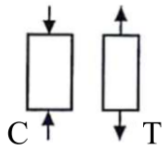
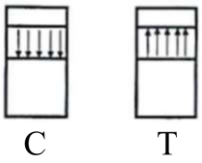
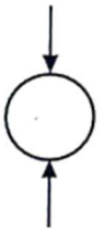
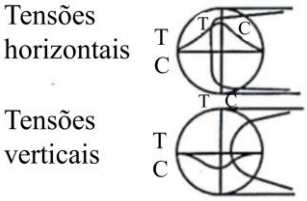
Os ensaios laboratoriais desempenham um papel fundamental na avaliação da fadiga de misturas asfálticas, permitindo estabelecer a relação entre o estado de tensão e o número admissível de ciclos de carga conforme critérios específicos de ruptura (LOPES, 2022). Para que os resultados obtidos reproduzam adequadamente as condições de campo, é importante que as solicitações aplicadas em laboratório sejam representativas. Nesse contexto, diferentes tipos de ensaios são empregados, cada um com suas particularidades, vantagens e limitações.

Dentre os ensaios mais utilizados, destacam-se os ensaios uniaxiais de tração-compressão, os ensaios de tração indireta por compressão diametral e os ensaios à flexão em vigotas (MELLO, 2008). Os ensaios homogêneos, como o ensaio uniaxial de tração-compressão, são mais adequados para investigar a fadiga de misturas asfálticas, pois proporcionam estados de tensões e deformações teoricamente uniformes, especialmente na região central do corpo de prova. Além disso, a determinação das tensões nesse tipo de ensaio independe do comportamento reológico do material, conferindo maior confiabilidade aos resultados obtidos. Por outro lado, os ensaios não homogêneos, como os ensaios de flexão em vigotas e de compressão diametral, apresentam variações significativas do estado de tensão ao longo da amostra, exigindo a adoção de um modelo constitutivo para a obtenção dos parâmetros de fadiga (LOPES, 2022; BERNUCCI *et al.*, 2022).

O ensaio de tração indireta por compressão diametral, conhecido como “ensaio brasileiro” e originalmente desenvolvido para concreto de cimento Portland, apresenta diversas limitações para a avaliação da fadiga em misturas asfálticas. Dentre as principais limitações, destacam-se o acúmulo de deformações durante a execução do ensaio, que subestima a vida de fadiga do material, além das concentrações de tensões e trincamentos e a impossibilidade de se executar os ensaios com o controle das deformações impostas (TAYEBALI *et al.*, 1994 *apud* MELLO, 2008). Essas características tornam o ensaio de compressão diametral menos

adequado para a investigação do fenômeno de fadiga em misturas asfálticas. No entanto, devido à sua simplicidade operacional e ampla base de dados no Brasil, esse ensaio foi normatizado pelo DNIT por meio da norma DNIT 183/2018-ME e incorporado ao Método de Dimensionamento Nacional de Pavimentos (MeDiNa). A Tabela 2.3 mostra os esquemas de alguns tipos de ensaios de fadiga.

Tabela 2.3 - Tipos de ensaios de fadiga

Ensaio	Geometria	Distribuição das tensões	Carregamento
Flexão			Flexão em quatro pontos (Não homogêneo)
Tração direta			Tração-Compressão (Homogêneo)
Tração indireta			Tração indireta por compressão diametral (Não homogêneo)

Nota: C indica compressão e T indica tração

Fonte: Adaptado de Pinto e Preussler (2010)

A definição do critério de ruptura em ensaios de fadiga é essencial para interpretar corretamente os resultados laboratoriais e, consequentemente, para o desenvolvimento de modelos preditivos que estimem a vida de fadiga das misturas asfálticas (MELLO, 2008). Essa definição, no entanto, não é simples, uma vez que diferentes métodos de ensaios utilizam corpos de prova e modos de carregamento distintos, o que influencia diretamente a manifestação da degradação do material ao longo dos ciclos de carregamento, que nem sempre é evidente.

Nos ensaios realizados com controle das deformações impostas, a ruptura é comumente definida pela degradação progressiva da rigidez da mistura asfáltica. Segundo Lopes (2022), um critério amplamente adotado estabelece que a ruptura ocorre quando o módulo de rigidez da mistura é reduzido à metade de seu valor inicial. Essa perda significativa de rigidez reflete uma redução considerável da capacidade estrutural do material, mesmo que não haja uma ruptura física evidente. Nos ensaios realizados com controle de carga, a ruptura ocorre de forma mais evidente, pois a amostra colapsa ao final do ensaio. Além desses critérios

(perda de rigidez e colapso evidente), a taxa de energia dissipada durante o ensaio também pode ser utilizada como critério de ruptura (MELLO, 2008).

O modo de carregamento (controle de tensão ou de deformação), a frequência de aplicação das cargas e o tipo de ensaio adotado influenciam significativamente a resposta à fadiga (CHENG *et al.*, 2021; CHENG *et al.*, 2022). Segundo MansourKhaki, Samdzadeh e Jebalbarezi (2015), a introdução de períodos de repouso entre ciclos de carregamento pode favorecer processos de recuperação do material, contribuindo para o aumento da vida de fadiga.

Além das características do ensaio, a vida de fadiga das misturas asfálticas também é influenciada por suas propriedades como o tipo e o teor de ligante asfáltico, o volume de vazios e a granulometria dos agregados. Ligantes modificados por polímeros tendem a proporcionar maior resistência à fadiga quando comparados aos ligantes convencionais (BESSA *et al*., 2019). Da mesma forma, misturas com teor adequado de ligante e menor volume de vazios tendem a apresentar melhor desempenho à fadiga, reduzindo sua suscetibilidade ao desenvolvimento de trincas por fadiga (MĄCKZA; MACKIEWICZ, 2023). Além disso, misturas com granulometria mais fina tendem a apresentar maior resistência à fadiga em razão da maior quantidade de ligante incorporada à mistura (MELLO, 2008).

Entre os fatores ambientais, a temperatura e o envelhecimento destacam-se por afetar o comportamento à fadiga das misturas asfálticas. A temperatura influencia diretamente o comportamento viscoelástico do material, alterando sua rigidez e sua capacidade de deformação sob carregamentos repetidos (MORENO-NAVARRO *et al.*, 2017; IZADI *et al*., 2018). O envelhecimento, por sua vez, promove o aumento da rigidez e da fragilidade da mistura, aumentando sua suscetibilidade ao trincamento (ZHANG *et al*., 2019). Em conjunto, esses fatores evidenciam que a vida de fadiga resulta do equilíbrio entre rigidez suficiente para suportar as solicitações do tráfego e flexibilidade adequada para resistir à propagação de trincas (BHARATH *et al.*, 2019).

2.1.3 Deformação permanente

A deformação permanente está associada aos afundamentos das trilhas de roda e resulta do acúmulo de deformações plásticas nas camadas do pavimento. O controle da deformação permanente comumente é feito limitando a tensão vertical de compressão no topo do subleito ou assumindo um máximo valor admissível para os afundamentos (HUANG, 2004). O estudo da deformação permanente em pavimentos é fundamental, pois além de comprometer o conforto dos usuários, também compromete as condições de segurança, não apenas por

dificultar a dirigibilidade, mas também por aumentar o risco de hidroplanagem (SOUSA; CRAUS; MONISMITH, 1991).

A deformação permanente em misturas asfálticas ocorre devido à densificação e, principalmente, ao acúmulo de deformações de cisalhamento sob a ação repetida do tráfego. Fatores como volume de tráfego, temperatura, carga e pressão dos pneus influenciam diretamente na sua ocorrência, assim como as características dos agregados (rugosidade, angularidade e granulometria) e do ligante asfáltico (quantidade e rigidez). Dada a relevância das propriedades da mistura, um procedimento adequado de dosagem é essencial para o controle da suscetibilidade à deformação permanente (SOUSA; CRAUS; MONISMITH, 1991). Em regiões de clima tropical, a inadequação do projeto da mistura asfáltica pode resultar em uma contribuição ainda maior dessa camada na deformação permanente total do pavimento (MEDINA; MOTTA, 2015).

Em materiais granulares (solos e britas), a deformação permanente ocorre devido ao rearranjo das partículas sob ciclos de carregamento. Além da carga aplicada, parâmetros de compactação, como o teor de umidade ótimo e o grau de compactação, bem como a granulometria, influenciam diretamente na deformação permanente. De modo geral, dependendo do tipo de material, pequenos incrementos no teor de umidade podem levar a grandes variações na taxa de deformação acumulada (GUIMARÃES, 2009). Além do grau de compactação e da energia aplicada, o próprio método de compactação exerce influência direta sobre a deformação permanente desses materiais (HOFF; BAKLØKK; AURSTAD, 2004).

Materiais mais bem graduados, de modo geral, apresentam maior resistência à deformação permanente. Por outro lado, um aumento excessivo na fração de finos pode elevar a deformação permanente, especialmente em solos coesivos. No caso de solos tropicais, suas particularidades devem ser consideradas, pois seu comportamento em campo pode diferir significativamente daquele observado em amostras preparadas para ensaios laboratoriais, nem sempre se enquadrando nos critérios tradicionais de avaliação (GUIMARÃES, 2009).

O controle da deformação permanente, por meio da limitação da tensão vertical de compressão no topo do subleito, parte da premissa que essa é a camada da estrutura com menor resistência ao cisalhamento e, portanto, mais suscetível às deformações plásticas (MOTTA, 1991). Apesar de suas limitações, o modelo proposto por Heukelom e Klomp (1962 *apud* PINTO; PREUSSLER, 2010) é amplamente utilizado no meio rodoviário para definir a tensão vertical admissível no topo do subleito, conforme a equação a seguir:

$$\sigma_{adm} = \frac{0{,}006MR}{1+0{,}70\log N} \quad (2.10)$$

onde σ_{adm} é a tensão vertical admissível no topo do subleito (kgf/cm²), MR é o módulo de resiliência do subleito (kgf/cm²), e N é o número de aplicações de carga.

Ao assumir um valor máximo admissível para o afundamento plástico na superfície, a verificação do atendimento desse critério requer o cálculo da soma das contribuições de cada camada, conforme a equação a seguir:

$$\delta_p = \sum_{i=1}^{n}(\varepsilon_{p,i} \cdot h_i) \quad (2.11)$$

onde δ_p é a deslocamento permanente total, n é o número de camadas que compõem a estrutura, $\varepsilon_{p,i}$ é a deformação específica permanente da camada de ordem i, e h_i é a espessura da camada de ordem i.

A deformação permanente de cada material ou camada pode ser calculada recorrendo ao modelo clássico de lei de potência proposto por Monismith *et al.* (1975 *apud* MOTTA, 1991):

$$\varepsilon_p = aN^b \quad (2.12)$$

onde ε_p é a deformação específica plástica, a e b são parâmetros experimentais que dependem do tipo de material e das condições de ensaio, e N é o número de ciclos de carregamento.

Segundo Barros (2017), esse modelo é baseado em resultados de ensaios triaxiais de carga repetida, e é amplamente utilizado devido à sua simplicidade e aplicabilidade a todos os materiais do pavimento. No entanto, Carvalho (2012) ressalta que o concreto asfáltico é um material complexo, cujo comportamento é influenciado pela temperatura, pelo carregamento e pelas taxas de deformação, e dessa forma, modelos baseados nas teorias da viscoelasticidade e da viscoplasticidade são os mais adequados para representar o seu comportamento.

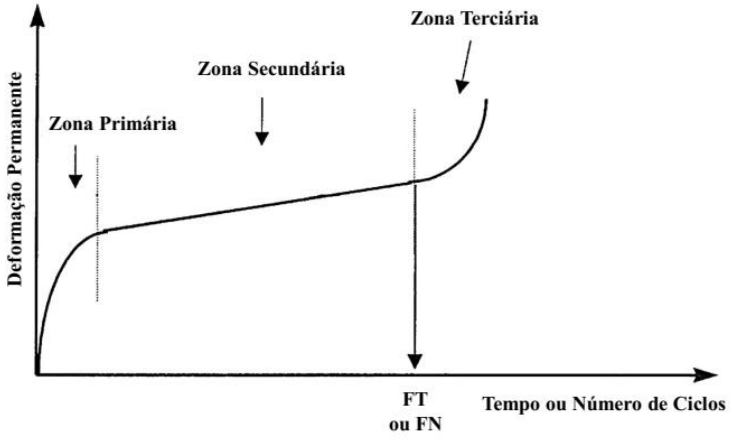
A avaliação do desempenho à deformação permanente de misturas asfálticas em laboratório pode ser realizada por meio de ensaios triaxiais de carga repetida, ensaios de fluência por compressão uniaxial, tanto estática quanto dinâmica, ou pelo uso de simuladores de tráfego. O ensaio triaxial de carga repetida apresenta como vantagem a reprodução de um estado de tensões mais próximo da condição existente em campo. No entanto, tem sido utilizado em uma escala muito menor para avaliar a suscetibilidade de misturas asfálticas à deformação,

em comparação aos outros ensaios, sobretudo no Brasil (WITCZAK *et al.*, 2002; BERNUCCI *et al.*, 2010).

No ensaio de fluência estática, a deformação permanente é avaliada pela aplicação de uma carga constante no sentido axial de um corpo de prova, com magnitude, temperatura e intervalo de tempo padronizados, seguida de um período de descarregamento. Nesse ensaio, mede-se o deslocamento axial do corpo de prova ao longo do tempo para determinar as componentes elástica e plástica da deformação (ROBERTS *et al.*, 1996).

No ensaio fluência dinâmica, aplicam-se pulsos de carga no corpo de prova, com magnitude, frequência, temperatura e intervalo de tempo padronizados. Os resultados são expressos em termos da deformação permanente acumulada ao longo dos ciclos de carga. As curvas de fluência estática e dinâmica apresentam três zonas distintas de deformação ao longo do tempo ou número de ciclos, conforme representado na Figura 2.1. Na zona primária, as deformações aumentam a uma taxa decrescente, indicando a densificação do material; a zona secundária corresponde à fase em que a taxa de deformação se mantém praticamente constante, e por fim, na zona terciária, as deformações crescem a uma taxa crescente, indicando o colapso estrutural do material. Em ambos os ensaios, o início da zona terciária define um marcador de comportamento denominado como *flow time* (FT) para o ensaio de fluência estática e *flow number* (FN) para o ensaio de fluência dinâmica (BEJA, 2020; BARROS, 2022).

Figura 2.1 - Relação entre a deformação permanente acumulada e o tempo ou número de ciclos



Fonte: Adaptado de Witczak *et al*. (2002)

No Brasil, devido à sua simplicidade, os ensaios de fluência estática foram utilizados por algum tempo para caracterizar misturas asfálticas em relação à deformação permanente. No entanto, por apresentarem baixa correlação com os afundamentos observados em campo, esses ensaios deixaram de ser empregados. Embora o ensaio de fluência estática permita distinguir o

comportamento de misturas asfálticas com diferentes distribuições granulométricas, não permite observar claramente os benefícios proporcionados por ligantes modificados (MUGAYAR, 2004; NG, 2013; BERNUCCI *et al*., 2022).

Tayebali *et al.* (1992 *apud* NG, 2013) entendem que a resistência à deformação permanente é melhor representada pela deformação acumulada, obtida em ensaios que simulam o carregamento cíclico do tráfego de veículos, como o ensaio de fluência dinâmica. Segundo Valkering *et al.* (1990 *apud* SOARES, 2014), esse método é mais adequado que a fluência estática para avaliar o efeito de ligantes modificados, pois os intervalos entre os ciclos de carregamento permitem avaliar a recuperação elástica da mistura.

O ensaio uniaxial de carga repetida é regulamentado no Brasil pelo DNIT pela norma DNIT 184/2018-ME, que recomenda o modelo proposto por Francken (1977 *apud* BARROS, 2022) para definição do *flow number*:

$$\varepsilon_p = AN^B + C(e^{DN} - 1) \tag{2.13}$$

onde N é o número de ciclos; e A, B, C e D são constantes do modelo ajustado aos pontos experimentais. Os coeficientes A e B se relacionam com a zona primária e secundária da curva e os coeficientes C e D com a zona terciária (ROY; VEERARAGAVAN; KRISHNAN, 2015; BARROS, 2022). Segundo Biligiri *et al.* (2007), esse modelo é o mais adequado para descrever as três etapas da deformação permanente (Figura 2.1). A primeira derivada da Equação 2.13 representa a taxa de deformação plástica vertical uniaxial, e o ponto mínimo ao longo do número de ciclos corresponde ao *flow number* (FN). O FN, portanto, corresponde ao ciclo em que o valor da segunda derivada da Equação 2.13 é igual a zero.

A avaliação do desempenho à deformação permanente de materiais granulares em laboratório é amplamente realizada por meio de ensaios triaxiais de carga repetida. Além do modelo proposto por Monismith *et al.* (Equação 2.12), diversos modelos de previsão da deformação permanente em materiais granulares foram desenvolvidos por meio desse ensaio. Uzan (1985 *apud* MEDINA; MOTTA) propôs um modelo que relaciona o acúmulo da deformação permanente à deformação resiliente:

$$\frac{\varepsilon_{p(N)}}{\varepsilon_r} = \mu N^{-\alpha} \tag{2.14}$$

$$\alpha = 1 - b \tag{2.15}$$

$$\mu = \frac{ab}{\varepsilon_r} \tag{2.16}$$

onde $\varepsilon_p(N)$ é a deformação permanente acumulada para N ciclos de carga, ε_r é a deformação resiliente ou elástica, e a e b são parâmetros experimentais. A principal limitação desse modelo é a hipótese de considerar a deformação elástica constante ao longo do ensaio, o que não se verifica na prática, como demonstrado por Guimarães (2001).

Além de apresentar uma compilação com diversos modelos de previsão da deformação permanente em solos, Guimarães (2009), ao estudar o comportamento de materiais de diferentes regiões do Brasil, desenvolveu um modelo para solos tropicais e materiais pedregulhosos, com base em ensaios triaxiais de longa duração (acima de 100.000 ciclos). O modelo proposto correlaciona a deformação permanente, a tensão confinante, a tensão-desvio e o número de ciclos de carga, conforme a equação a seguir:

$$\varepsilon_p(\%) = \psi_1 \left(\frac{\sigma_3}{\rho_0}\right)^{\psi_2} \left(\frac{\sigma_d}{\rho_0}\right)^{\psi_3} N^{\psi_4} \tag{2.17}$$

onde $\varepsilon_p(\%)$ é a deformação permanente específica em porcentagem; ψ_1, ψ_2, ψ_3 e ψ_4 são parâmetros de regressão; σ_3 é a tensão confinante (kgf/cm²); σ_d é a tensão-desvio (kgf/cm²); ρ_0 é a tensão de referência (1 kgf/cm²); e N é o número de ciclos de aplicação de carga.

Para a obtenção dos parâmetros de regressão de um determinado material, devem ser realizados vários ensaios triaxiais de carga repetida com diferentes razões de tensões. No Brasil, o procedimento do ensaio é regulamentado pela norma DNIT 179/2018-IE, segundo a qual um único corpo de prova deve ser submetido a pelo menos 150.000 ciclos de aplicação de tensões (confinante e desvio). Para a caracterização de um determinado material, devem ser realizados, preferencialmente, nove ensaios com pares de tensão distintos. No mínimo, seis ensaios devem ser realizados, desde que abranjam uma ampla faixa de tensões. A frequência de aplicação das cargas recomendada é de 2 Hz, podendo variar entre 1 e 5 Hz.

Considerando a frequência máxima de aplicação do carregamento permitida em norma (5 Hz), o tempo necessário para a realização do ensaio em um corpo de prova (150.000 ciclos) é de aproximadamente 8,5 horas. Dessa forma, a caracterização de um determinado material, considerando nove ensaios, demanda cerca de duas semanas de trabalho. Devido à extensão do protocolo, alguns trabalhos, como os desenvolvidos por Cabral, Barroso e Torquato e Silva (2021), Pascoal (2024), Caetano (2024) e Ben *et al.* (2024), avaliam a aplicação de uma

metodologia multiestágio para o estudo da deformação permanente em materiais granulares. Nesses ensaios, já considerados por algumas normas internacionais, são aplicados diferentes estados de tensões em um único corpo de prova, normalmente com 10.000 ciclos em cada estágio. Essa abordagem, além de reduzir o tempo necessário para caracterizar um material, também diminui o desgaste das máquinas de ensaio.

Segundo Pascoal (2024), a metodologia multiestágio se mostra eficiente para o critério de seleção dos materiais, pois permite identificar comportamentos semelhantes aos observados na metodologia da norma DNIT 179/2018-IE. Além disso, de acordo com Cabral, Barroso e Torquato e Silva (2021) e Caetano (2024), o modelo proposto por Guimarães (2009) (Equação 2.17) apresenta um bom desempenho, ajustando-se satisfatoriamente aos dados obtidos pela metodologia multiestágio.

2.1.4 Prática consolidada no DNIT

Durante muito tempo, o método de dimensionamento de pavimentos adotado no Brasil foi fundamentado na experiência do USACE e nas conclusões obtidas na pista experimental da *American Association of State Highway Officials* (AASHO). O método foi proposto pelo Engenheiro Murilo Lopes de Souza, que, em sua concepção, adaptou as formulações adotadas por Turnbull, Foster e Ahlvin (1962 *apud* MEDINA; MOTTA, 2015).

Esse método é denominado Método de projeto de pavimentos flexíveis do Departamento Nacional de Estradas de Rodagem (DNER) e foi proposto em meados de 1960, com última atualização em 1981 (DNER, 1981). A capacidade de suporte do subleito e demais camadas granulares é representada pelo Índice de Suporte Califórnia (ISC), cujo método de ensaio para sua obtenção é regulamentado pela norma DNIT 172/2016-ME.

Para o dimensionamento do pavimento, o tráfego de veículos previsto é convertido em solicitações de um eixo padrão, denominado número N, cujas características e fatores de equivalência estão descritas no próprio método. O dimensionamento da estrutura é realizado por meio da solução sucessiva de inequações, estabelecendo valores mínimos de ISC para o subleito e demais camadas granulares e fixando a espessura da camada de revestimento asfáltico em função do número N (DNER, 1981).

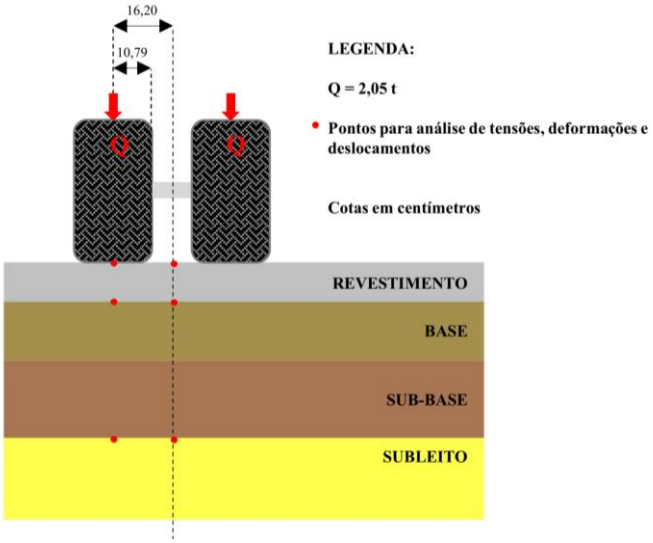
Apesar do baixo custo dos equipamentos e da facilidade de execução, vale ressaltar que o modo de ruptura e as condições de deformabilidade inerentes ao ensaio não representam adequadamente o estado de tensões atuante em um pavimento (BERNUCCI *et al.*, 2022). Além

dessa limitação, no método do DNER, aspectos relacionados à fadiga de misturas asfálticas não são considerados, nem mesmo de forma implícita (BALBO, 2007).

Segundo Almeida *et al.* (2024), durante grande parte dos últimos anos, os pavimentos flexíveis no âmbito do DNIT foram dimensionados pelo método do DNER, seguido de uma análise mecanística complementar baseada em modelos preditivos fechados disponíveis na literatura. As variáveis mecanísticas comumente avaliadas são o deslocamento vertical recuperável no topo do revestimento, a deformação horizontal na fibra inferior da camada de revestimento e a deformação vertical no topo do subleito.

Nessas verificações, essas variáveis mecanísticas são calculadas entre as rodas e sob uma das rodas do semieixo padrão, considerando interfaces totalmente aderidas, sendo o valor mais crítico utilizado na avaliação do desempenho da estrutura (ALMEIDA *et al.*, 2024). Nesse procedimento, caso a estrutura dimensionada pelo método do DNER atenda aos critérios dos modelos preditivos adotados, o dimensionamento é considerado concluído. As características do carregamento e a localização dos pontos de análise na estrutura estão representados esquematicamente na Figura 2.2.

Figura 2.2 - Carregamento e pontos de análise na estrutura



Fonte: Elaboração própria

2.2 CONDIÇÕES DE ADERÊNCIA NAS INTERFACES

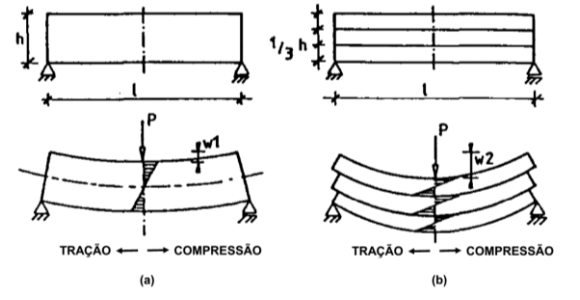
A aderência entre camadas afeta diretamente a vida útil dos pavimentos e corresponde à capacidade de camadas adjacentes atuarem conjuntamente na transmissão e distribuição dos esforços, restringindo deslocamentos relativos na interface. Apesar de sua importância, as

condições de interface ainda não são totalmente compreendidas, e sua investigação em campo não é uma prática comum na engenharia rodoviária. De modo geral, a aderência entre o revestimento asfáltico e a base granular ocorre principalmente por adesão, promovida pela imprimação e pela pintura de ligação, embora o atrito e a aderência mecânica também desempenhem um papel relevante devido às irregularidades e porosidade da camada de base. Entre as camadas granulares e o subleito, a aderência ocorre predominantemente por atrito e aderência mecânica entre os materiais (BUENO, 2016).

Quando bem aderidas, as camadas do pavimento trabalham de forma conjunta na distribuição dos esforços, apresentando uma linha neutra comum. Quando a aderência não é completa, as camadas tendem a se deformar de maneira independente, e o deslocamento relativo entre elas acelera o processo de deterioração, comprometendo a capacidade estrutural do pavimento (TORQUATO E SILVA, 2017). A falta ou a perda da aderência entre camadas promove a antecipação de mecanismos de deterioração, como trincamento por fadiga e até mesmo surgimento de panelas. Em casos críticos, a vida útil do pavimento é significativamente reduzida, exigindo intervenções corretivas severas, como recomposição em profundidade ou reconstrução total (YANG; LI, 2021; AKRAYM et al., 2023; ALI; KHALIL; WANG, 2023).

O efeito das condições de aderência pode ser ilustrado recorrendo à analogia de vigas sobrepostas. Como representado na Figura 2.3 (a), quando as camadas do pavimento estão bem aderidas, a flexão se dá em torno do centro de gravidade do conjunto. Por outro lado, na ausência de aderência, cada camada flexiona independentemente em torno do seu próprio centro de gravidade, como representado na Figura 2.3 (b).

Figura 2.3 - Analogia de vigas sobrepostas para os casos de: (a) total aderência e (b) ausência de aderência entre camadas



Fonte: Adaptado de Tschegg *et al*.(1995)

Dentre os fatores que influenciam a aderência entre camadas, destacam-se, nas interfaces envolvendo camadas asfálticas, a taxa de aplicação e o tipo de material empregado nas pinturas asfálticas, bem como a temperatura e a rugosidade da superfície. Além desses, outros fatores afetam de forma mais geral todas as interfaces da estrutura do pavimento,

independentemente da natureza das camadas em contato, como as condições de umidade e os procedimentos construtivos.

A quantidade e o tipo de material aplicado como pintura asfáltica influenciam diretamente a resistência ao cisalhamento da interface. Aplicações insuficientes resultam em baixa adesão, comprometendo o desempenho estrutural e favorecendo falhas prematuras. Por outro lado, o excesso de material pode atuar como um plano de deslizamento, reduzindo a aderência e podendo provocar exsudação em camadas asfálticas delgadas (CANESTRARI *et al.*, 2013; BAHIA *et al*., 2019; ALI; KHALIL; WANG, 2023; AKRAYM *et al*., 2023). Em testes de campo em escala real, Chun *et al.* (2015) compararam duas seções experimentais com e sem a aplicação de imprimação entre a base e o revestimento. Com base nos resultados analíticos e experimentais obtidos, os autores confirmaram que a imprimação adequada exerce um papel significativo na resposta estrutural e, consequentemente, na vida útil do pavimento.

A variação de temperatura afeta a viscosidade dos ligantes asfálticos utilizados na interface e, por consequência, a capacidade de aderência entre as camadas. Em baixas temperaturas, a contribuição do ligante para a aderência é maior, resultando em uma maior resistência inicial. Em contrapartida, com o aumento da temperatura, a redução da viscosidade favorece o deslocamento relativo entre camadas, diminuindo a resistência ao cisalhamento da interface (SCHERER *et al*., 2022; YU *et al*., 2022; CHEN; HUI; RAHMAN, 2022).

A rugosidade das superfícies de contato é determinante para o intertravamento mecânico e para a resistência ao cisalhamento da interface. Superfícies com textura rugosa ou aberta oferecem melhor ancoragem, enquanto superfícies lisas tendem a apresentar menor resistência e maior suscetibilidade ao escorregamento. Esse efeito é intensificado em interfaces entre camadas asfálticas, especialmente em temperaturas elevadas (MOHAMMAD *et al*., 2012; RAPOSEIRAS *et al*., 2013; COVEY; COLERI; MAHMOUD, 2017; SONG et al., 2017; YANG; LI, 2021).

A presença de umidade na estrutura do pavimento compromete significativamente a resistência das interfaces entre camadas, sobretudo quando associada a carregamentos repetidos. Esse efeito decorre do comportamento lubrificante da água, que reduz o intertravamento mecânico entre partículas, facilitando seu deslizamento e rearranjo. Como consequência, observa-se uma redução dos parâmetros de resistência e rigidez das interfaces, comparados às condições sem excesso de umidade, bem como maior suscetibilidade a mecanismos de degradação, o que pode levar a falhas prematuras da estrutura (CANESTRARI *et al*., 2013; NTIRENGANYA; KALUMBA; DE WET, 2016; YANG; LI, 2021; ALI; KHALIL; WANG, 2023).

A limpeza da superfície no momento da aplicação das pinturas asfálticas é essencial para garantir boa aderência, uma vez que a presença de detritos ou umidade superficial reduz significativamente a adesão. Superfícies limpas, associadas a um tempo de cura adequado favorecem o bom desempenho da interface (YANG; LI, 2021; ALI; KHALIL; WANG, 2023; AKRAYM *et al*., 2023). Também exercem influência sobre as condições de aderência o tipo de material empregado na camada de base e a qualidade de sua execução. Materiais com baixa coesão intrínseca, especialmente quando executados sob condições desfavoráveis, sob chuva ou com teor de umidade inadequado, tendem a apresentar maior suscetibilidade a falhas por deslizamento. De forma semelhante, a compactação deficiente da base, sub-base ou subleito reduz a rigidez do sistema e pode favorecer a degradação do material, sobretudo nas interfaces (CANESTRARI *et al*., 2013).

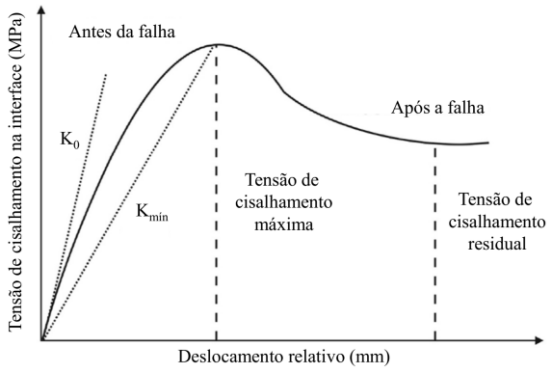
O deslocamento relativo entre camadas pode ser descrito pela lei de Goodman (YANG; LI, 2021), que relaciona o deslocamento relativo com a tensão de cisalhamento na interface conforme a seguinte equação:

$$\tau = K_s \Delta u \tag{2.18}$$

onde τ é a tensão cisalhante atuante entre camadas (MPa), K_s é o módulo de reação ao cisalhamento (MPa/m); e Δu é o deslocamento relativo entre camadas (m).

Quanto maior o valor de K_s, maior é a rigidez da interface e sua restrição ao deslocamento, e quando tende a zero ocorre o deslizamento entre camadas. Na Figura 2.4 é demonstrada a variação da tensão cisalhante com o aumento do deslocamento relativo entre camadas. A inclinação da curva correspondente a cada ponto de deslocamento, antes da falha, representa o módulo de reação ao cisalhamento (YANG; LI, 2021).

Figura 2.4 - Tensão de cisalhamento na interface *versus* deslocamento relativo



Fonte: Adaptado de Yang & Li (2021)

Uzan (1976) propõe um modelo linear no qual o K_s é expresso por meio de um parâmetro adimensional *l*:

$$K_s = \frac{l}{1-l} \tag{2.19}$$

Esse parâmetro varia entre 0 (zero) e 1 (um), representando a condição sem restrição ao deslizamento para $l = 0$ (zero) e a condição de deslocamento totalmente restrito para $l = 1$ (um). Nessa expressão, o valor de K_s é dado em kgf/cm³. Segundo Toffoli (2021), o módulo de reação ao cisalhamento (K_s) é pouco sensível ao parâmetro *l*, apresentando variação em relação à condição de interface sem restrição ao deslocamento relativo a partir de $l = 0{,}99$ ($K_s \approx 9{,}81\times10^2$ MPa/m). Por outro lado, para valores acima de 0,99999 ($K_s \approx 9{,}81\times10^5$ MPa/m), a autora observou pouca variação em relação à condição de deslocamento relativo totalmente restrito.

Com o objetivo de representar com maior detalhe os estados intermediários de aderência, Toffoli (2021) propôs expressar o parâmetro *l* como função logarítmica de um parâmetro adimensional *a*:

$$l = 1 - 10^{-a} \tag{2.20}$$

Substituindo-se essa relação na Equação 2.19, obtém-se:

$$K_s = 10^a - 1 \tag{2.21}$$

Observa-se que a proposta de Toffoli (2021) apresenta como limitação a impossibilidade de representar matematicamente a condição de deslocamento relativo totalmente restrito ($K_s \to \infty$) apenas pela variação do parâmetro *a*. No entanto, valores suficientemente elevados de K_s produzem respostas equivalentes às obtidas sob a hipótese de aderência perfeita, o que torna a formulação adequada para aplicações práticas, especialmente na representação de estados intermediários de aderência entre camadas.

Outra forma de modelar o comportamento da interface entre camadas de pavimentos quanto à tendência ao deslocamento relativo é pelo emprego do conceito de complacência ao cisalhamento ou elasticidade ao cisalhamento da interface (AK), que é o inverso do módulo de reação ao cisalhamento (K_s):

$$AK = \frac{\tau}{\Delta u} = \frac{1}{K_s} \tag{2.22}$$

Esse conceito é empregado no programa computacional *Bitumen Stress Analysis in Roads* (BISAR) para caracterizar as condições de aderência nas interfaces entre as camadas do pavimento. Valores baixos de AK indicam alta rigidez ao cisalhamento da interface, enquanto valores elevados indicam baixa rigidez, ou seja, maior tendência ao deslocamento relativo entre camadas (SHELL, 1998; KRUNTCHEVA; COLLOP; THOM, 2005; SUTANTO, 2009; HARIYADI; UTAMI, 2015; MOUSA *et al.*, 2017; ZULKIFILI; SUTANTO, 2018; CAVA, 2021).

A elasticidade ao cisalhamento da interface (AK) também pode ser expressa por um parâmetro adimensional λ, denominado coeficiente de escorregamento, definido pela seguinte equação:

$$\lambda = \frac{AK}{AK + \frac{1+\nu}{E} r} \tag{2.23}$$

onde E é o módulo de Young da camada superior à interface considerada, ν é o coeficiente de Poisson dessa mesma camada, e r é o raio da área de carregamento circular, normalmente associado à área de contato pneu-pavimento. O coeficiente de escorregamento λ é uma função direta de AK, representando a condição sem escorregamento para λ = 0 (zero) e a condição de escorregamento total para λ = 1 (um) (SHELL, 1998).

Complementarmente, a resistência ao cisalhamento na interface é uma medida da adesão e do atrito entre camadas sob carga cisalhante, sendo usualmente representada por uma envoltória do tipo Mohr-Coulomb, na qual a resistência ao cisalhamento aumenta com o acréscimo da tensão normal (WHITE, 2016; SONG *et al.*, 2018). Quando a tensão cisalhante atuante na interface atinge seu valor máximo admissível, definido por essa envoltória, o módulo de reação ao cisalhamento é gradativamente reduzido à medida que os deslocamentos horizontais relativos aumentam. Dada a relação entre o módulo de reação ao cisalhamento e a tensão de cisalhamento (Equação 2.18), o valor de K_s pode ser escrito em função da tensão vertical normal atuante na interface por meio da equação a seguir:

$$K_s = K_{inicial} + \sigma \times \alpha \tag{2.24}$$

onde $K_{inicial}$ é o módulo de reação ao cisalhamento inicial (parcela referente à adesão entre camadas) (MPa/m), σ é a tensão normal atuante na interface (MPa), e α é a parcela referente ao atrito entre camadas (1/m).

Dentre os modelos apresentados, o módulo de reação ao cisalhamento (K_s) consolidou-se como o principal parâmetro adotado na caracterização das interfaces, sendo amplamente referenciado na literatura técnica e utilizado em programas computacionais para modelagem estrutural de pavimentos.

2.2.1 Métodos para determinação dos parâmetros de interface

Por meio de ensaios laboratoriais ou de campo, é possível caracterizar as interfaces entre camadas obtendo parâmetros de resistência, como a resistência ao cisalhamento e à tração, bem como parâmetros de rigidez, como o módulo de reação ao cisalhamento. A classificação dos procedimentos pode ser feita de acordo com o tipo de solicitação imposta à interface, podendo ser classificados em ensaios de cisalhamento, tração, torção e, em alguns casos, métodos específicos como a separação em cunha (RAPOSEIRAS *et al*., 2013; SCHERER 2018; YANG; LI, 2021). Cada grupo apresenta particularidades quanto à representatividade das condições reais, à complexidade de execução e à aplicabilidade para diferentes tipos de materiais e configurações de interface.

Entre os ensaios que possibilitam a realização *in situ* destacam-se o ensaio de tração direta (*pull-off*), no qual uma placa metálica é colada à superfície do revestimento e posteriormente tracionada até ocorrer a ruptura da interface, e o ensaio de torção, no qual se aplica torque controlado à camada superior para promover a separação entre as camadas (CANESTRARI *et al*., 2013; RAPOSEIRAS *et al*., 2013; SCHERER, 2018; YANG, LI, 2021). Esses ensaios permitem a obtenção de parâmetros de resistência em condições reais de campo, embora apresentem limitações relacionadas à distribuição das tensões, à influência do adesivo utilizado na fixação das placas e à possibilidade de a ruptura ocorrer no interior das camadas em vez da interface, o que exige cuidado na realização do ensaio e na interpretação dos resultados (CANESTRARI *et al*., 2013; SCHERER, 2018). Além disso, esses ensaios geralmente restringem-se à avaliação da interface entre a camada superficial e a imediatamente subjacente. Cabe destacar que além desses ensaios, métodos não destrutivos também podem ser empregados para avaliação das condições de aderência em campo.

2.2.1.1 Ensaios de cisalhamento

Os ensaios de cisalhamento são os mais empregados para a avaliação da aderência entre camadas asfálticas devido à sua semelhança com o comportamento real de deslizamento entre camadas (RAPOSEIRAS *et al*., 2013; SCHERER 2018; YANG; LI, 2021). Neles, aplica-se uma força tangencial à interface, com ou sem a presença de carga normal, até a ruptura. A tensão cisalhante máxima definida nesses ensaios, e o deslocamento correspondente, são frequentemente utilizados para o cálculo do módulo de reação ao cisalhamento por meio da Equação 2.18 (ROMANOSCHI; METCALF, 2001; CANESTRARI *et al*., 2013; SCHERER *et al*., 2022). Entre as configurações mais comuns estão o cisalhamento direto com carga normal e os dispositivos baseados no ensaio de Leutner (ROMANOSCHI; METCALF, 2001; NTIRENGANYA; KALUMBA; DE WET, 2016; SCHERER, 2018).

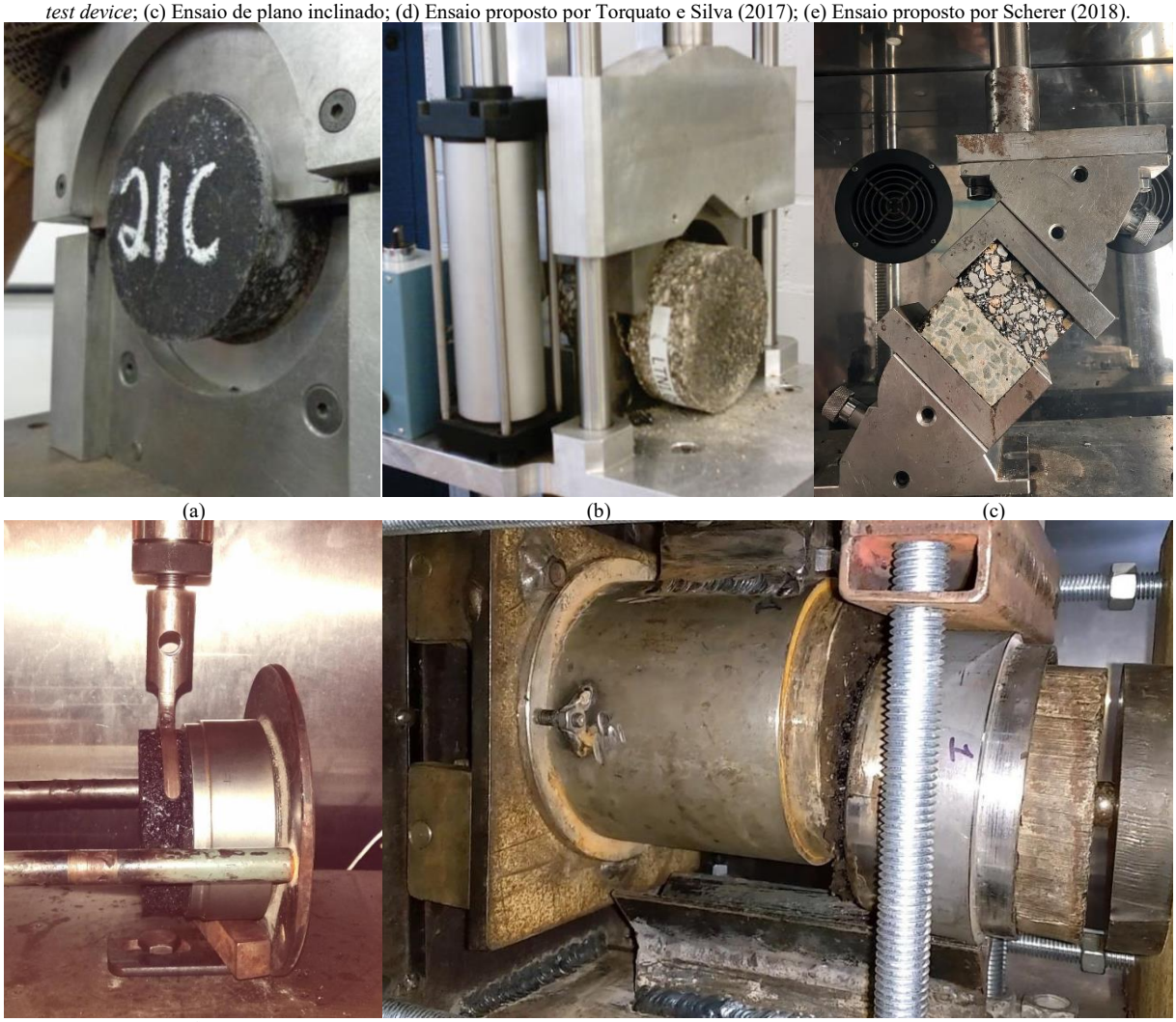
Como exemplos de equipamentos de cisalhamento com aplicação de carga normal pode-se citar o desenvolvido por Uzan, Livneh e Eshed (1978), o equipamento *Ancona Shear Testing Research and Analysis* (ASTRA), projetado na *Università Politecnica delle Marche*, e o *Louisiana Interlayer Shear Strength Tester* (LISST) (CANESTRARI *et al*., 2013). Há também os ensaios de cisalhamento em plano inclinado, como reportado por Romanoschi e Metcalf (2021) e Jin *et al.* (2023). Nesses ensaios o eixo longitudinal do corpo de prova é inclinado em relação à vertical, de modo que a tensão de cisalhamento corresponda a uma parcela da tensão normal aplicada.

O ensaio proposto por Leutner (1979 *apud* COLLOP *et al.*, 2009) é um dos procedimentos de cisalhamento direto puro (sem aplicação de carga normal) mais difundidos para avaliação da aderência entre camadas de pavimentos, principalmente pela simplicidade de execução e pelo caráter relativamente rápido do ensaio. Apesar de apresentar algumas limitações, como a distribuição não uniforme de tensões ao longo da interface, o ensaio de Leutner consolidou-se como referência internacional e serviu de base para o desenvolvimento de outros dispositivos, tais como o *Layer Parallel Direct Shear* (LPDS) *test device* projetado pelo *Swiss Federal Laboratories for Materials Science and Technology* (EMPA), o *Laboratorio de Caminos de Barcelona* (LCB) *Shear Test* desenvolvido na *Universitat Politècnica de Catalunya,* e o aparelho de cisalhamento projetado e construído pelo *Florida Department of Transportation* (FDOT) (RAPOSEIRAS *et al*., 2013; CANESTRARI *et al.* 2013; SCHERER, 2018). No Brasil, também foram desenvolvidos dispositivos para a caracterização da aderência entre camadas, destacando-se os ensaios propostos por Torquato e Silva (2017) e Scherer

(2018). Na Figura 2.5 são apresentados alguns exemplos de dispositivos empregados na caracterização da aderência entre camadas por meio de ensaios de cisalhamento.

Embora esses equipamentos tenham sido desenvolvidos e utilizados, na maioria dos casos, para avaliação da interface entre camadas asfálticas, alguns deles têm sido utilizados para investigar as propriedades de interfaces entre camadas asfálticas e outros tipos de materiais (ISHAI, I.; LIVNEH, M., 1984 *apud* CANESTRARI *et al.,* 2013; JIN *et al.,* 2023). Estudos que tratam da interface entre camadas asfálticas e materiais granulares existem, mas são menos numerosos que aqueles focados na interface entre camadas asfálticas, sendo a interface entre camadas granulares ou entre camada granular e subleito ainda menos abordada. Para essas interfaces tem sido reportado o uso de ensaios de cisalhamento direto de grandes dimensões (NTIRENGANYA; KALUMBA; DE WET, 2016; BANYHUSSAN *et al.,* 2023; BANYHUSSAN; HASSAN; HAMAD, 2023).

Figura 2.5 - Exemplos de dispositivos utilizados em ensaios de cisalhamento para avaliação de interfaces. (a) Ensaio de Leutner; (b) LPDS *test device*; (c) Ensaio de plano inclinado; (d) Ensaio proposto por Torquato e Silva (2017); (e) Ensaio proposto por Scherer (2018).



(a) (b) (c)

(d) (e)

Fonte: Adaptado de: (a) Guimarães (2013), (b) Canestrari *et al.* (2013), (c) Jin *et al.* (2023), (d) Torquato e Silva (2017) e Scherer (2018)

Os ensaios de cisalhamento podem ser conduzidos com carregamento monotônico, em que a interface é solicitada até a ruptura para determinação de sua resistência e do módulo de reação ao cisalhamento, ou com carregamento repetido, em que ciclos sucessivos de carga simulam as condições de tráfego, permitindo avaliar o desempenho à fadiga da interface. Em relação às amostras, os ensaios podem ser realizados em corpos de prova extraídos diretamente da estrutura em campo ou moldados em laboratório, podendo ser cilíndricos ou prismáticos (ROMANOSCHI; METCALF, 2001; CANESTRARI *et al*., 2013; JIN *et al*., 2023). A configuração da máquina de ensaio, o tipo de carregamento e o formato das amostras são variáveis determinantes para a representatividade das condições dos pavimentos em campo.

2.2.1.2 Métodos não destrutivos

Os métodos não destrutivos para avaliação da aderência entre camadas geralmente se baseiam na propagação de ondas na estrutura do pavimento, sendo diferenciados pelo método de geração do impulso e pelo sistema de aquisição. A partir da resposta global da estrutura do pavimento, é possível inferir a condição de aderência entre as camadas (CANESTRARI *et al*., 2013; GUO; WANG; ZHONG, 2016).

Entre os equipamentos e técnicas mais utilizadas destacam-se o *Portable Seismic Pavement Analyser* (PSPA), o teste *Colibrì* e o *Hammer test,* os quais possuem como característica comum a aplicação de um impulso na superfície do pavimento e a medição da resposta por sensores específicos. O PSPA consiste em um equipamento portátil que emite e capta ondas sísmicas; o teste *Colibrì*, desenvolvido no *Laboratoire Central des Ponts et Chaussées* (LCPC) na década de 90, consiste na aplicação de um impulso mecânico e na medição da resposta por meio de acelerômetros; e o *Hammer test*, projetado e desenvolvido na Universidade de Nottingham, registra a aceleração vertical resultante de impactos aplicados manualmente com um martelo de impulso. Embora apresentem algumas diferenças, em todos eles, a resposta medida é analisada e pode ser usada para avaliar a condição de aderência entre camadas (CANESTRARI *et al*., 2013).

O *Falling Weight Deflectometer* (FWD), além de amplamente empregado na avaliação estrutural de pavimentos, também tem sido utilizado para estimar as condições de aderência entre camadas. Diversos estudos demonstram que métricas baseadas em deflexões podem ser exploradas para essa finalidade, por meio de metodologias que incorporam o módulo de reação ao cisalhamento (K_s) ou o coeficiente de atrito das interfaces como parâmetros de entrada na retroanálise (AL HAKIM; CHEUNG; ARMITAGE, 2000; GUO; WANG; ZHONG, 2016; LE;

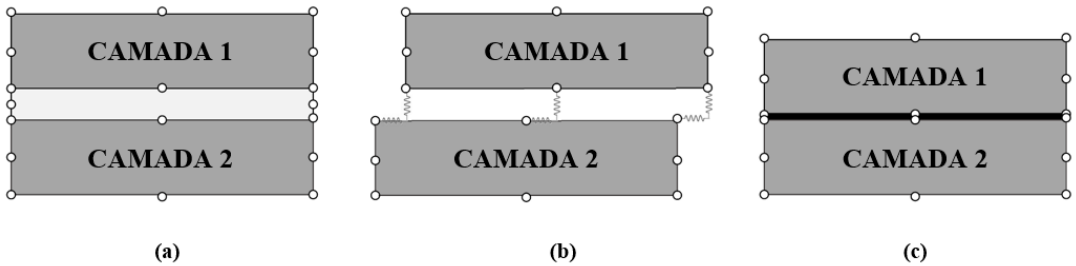
NGUYEN; NGUYEN, 2020; YOU; YAN; LIU, 2020; FAN *et al*., 2022). Por apresentarem respostas globais do pavimento, cuja interpretação pode ser complexa, os métodos não destrutivos se mostram especialmente úteis como ferramenta de avaliação qualitativa, complementar na análise da aderência entre camadas.

2.2.2 Modelagem computacional da interface

De acordo com Franco (2007) e Carvalho e Albuquerque (2019), métodos analíticos e numéricos, principalmente o método das múltiplas camadas elásticas e o método dos elementos finitos (MEF), são as principais formas de previsão de tensões, deformações e deslocamentos em pavimentos. A análise por elementos finitos é uma das ferramentas mais utilizadas na modelagem de descontinuidades geométricas em estruturas desse tipo (OZER; AL-QADI; LENG, 2008). No entanto, grande parte dos programas computacionais de análise de múltiplas camadas elásticas e elementos finitos assumem que a aderência entre camadas é completa e constante ao longo da vida útil da estrutura. Embora alguns programas permitam a definição de diferentes níveis de aderência na interface, essa abordagem ainda é pouco utilizada e raramente inclui parâmetros de resistência (ROMANOSCHI; METCALF, 2001; WHITE, 2016).

Para uma melhor modelagem da estrutura de pavimentos recorrendo ao método dos elementos finitos, diferentes abordagens podem ser empregadas para representar os limites das camadas estruturais. Entre as principais alternativas estão: elementos sólidos contínuos com leis constitutivas definidas, sem descontinuidade explícita na interface (Figura 2.6a); elementos de ligação (molas discretas) que conectam nós opostos, permitindo a consideração de rigidez tangencial e normal (Figura 2.6b); ou elementos de interface, também conhecidos como juntas, que podem ter espessura nula ou finita (Figura 2.6c). De acordo com Potts e Zdravkovic (1999), esses elementos permitem variar o comportamento constitutivo da interface, e permitir o deslocamento relativo entre camadas, sendo as juntas a alternativa mais utilizada.

Figura 2.6 - Alternativas para modelagem de interface



Fonte: Adaptado de Potts e Zdravkovic (1999)

A base teórica dos elementos de interface consiste em criar um par de nós nas mesmas coordenadas, um em cada material, representando um único elemento em contato com os dois materiais, permitindo deslocamento relativo entre eles (Figura 2.6c). São classificadas como juntas elásticas aquelas que não consideram parâmetros de resistência, e juntas elasto-plásticas aquelas para as quais ocorrem deslocamentos relativos significativos, quando o valor máximo admissível de tensão cisalhante é superado (resistência da junta) (TOFFOLI, 2021).

2.3 MÉTODO DE DIMENSIONAMENTO NACIONAL DE PAVIMENTOS

O Método de Dimensionamento Nacional de Pavimentos (MeDiNa) foi desenvolvido com o objetivo de atualizar a proposta de dimensionamento de pavimentos no Brasil, substituindo a abordagem predominantemente empírica adotada pelo método do DNER (1981) por uma abordagem mecanístico-empírica, que permite prever o desempenho da estrutura ao longo de sua vida útil. O MeDiNa opera por meio de um conjunto de programas computacionais que auxiliam na análise e no dimensionamento de pavimentos. O programa principal, denominado MeDiNa, realiza o dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos asfálticos, estimando a vida de fadiga da estrutura em termos de área trincada por meio de uma função de transferência (DNIT, 2020).

Além do programa MeDiNa, o método conta com o programa de Análise Elástica de Múltiplas Camadas (AEMC), responsável pelo cálculo de variáveis mecanísticas em sistemas multicamadas, fundamentais para a análise do pavimento. Conta ainda com o programa BackMeDiNa, que realiza a retroanálise dos módulos de resiliência das camadas do pavimento a partir de levantamentos deflectométricos, auxiliando principalmente o desenvolvimento de projetos de restauração.

A base computacional do MeDiNa originou-se no programa SiSPav, desenvolvido por Franco (2007), que aplica a teoria da elasticidade na análise e dimensionamento de pavimentos. A evolução desse programa resultou na ferramenta atual, desenvolvida em Visual C++6.0, que integra a metodologia mecanística-empírica e permite uma abordagem mais aprimorada na modelagem do comportamento estrutural dos pavimentos em comparação ao método do DNER.

O desenvolvimento contínuo do MeDiNa busca aprimorar sua aplicabilidade por meio da calibração e validação da(s) função(ões) de transferência, incorporando novos dados experimentais obtidos em segmentos monitorados. Nesse sentido, o DNIT desenvolveu o guia para execução de segmentos experimentais PRO-MeDiNa, que estabelece diretrizes para a

implantação e monitoramento de segmentos experimentais, visando avaliar o comportamento dos pavimentos e aprimorar a calibração do programa MeDiNa. O guia está estruturado em três fases: construção, monitoramento e tratamento dos dados (DNIT, 2023).

Na fase de construção, devem ser realizados os estudos preliminares e a caracterização dos materiais utilizados, acompanhada de ensaios laboratoriais de controle de execução. A segunda fase, de monitoramento, envolve a avaliação funcional e estrutural do pavimento, incluindo medições de deflexões, macro e microtextura, irregularidade longitudinal e identificação de defeitos, como trincas e afundamentos de trilha de roda. Por fim, a fase de tratamento dos dados consiste na análise comparativa entre as medições em campo e as previsões do programa MeDiNa, para o refinamento das previsões de desempenho, possibilitando um dimensionamento mais eficiente e adequado às condições brasileiras (DNIT, 2023).

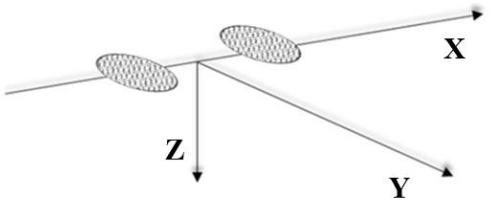
2.3.1 Ferramenta de análise elástica de múltiplas camadas (AEMC)

O programa AEMC, desenvolvido por Franco (2007), é utilizado como rotina no programa MeDiNa para o cálculo analítico de variáveis mecanísticas em sistemas de até oito camadas, sob carregamento de rodas de eixo rodoviário, com base na teoria de Burmister (1943; 1945). As principais hipóteses dessa teoria para a solução de problemas de elasticidade linear em sistemas multicamadas são: (i) os materiais são elásticos lineares, isotrópicos e homogêneos; (ii) a lei de Hooke é válida, e o módulo de compressão e tração são equivalentes; (iii) as camadas são ilimitadas na direção horizontal; (iv) todas as camadas possuem uma espessura finita, exceto a inferior (subleito), considerada semi-infinita; (v) a superfície da camada superior não está sujeita a tensões fora da área carregada; (vi) na área carregada ocorrem apenas tensões normais; (vii) a carga aplicada é estática e uniformemente distribuída em uma área circular de contato; (viii) em grandes profundidades as tensões e deformações são nulas; e (ix) as condições de aderência na interface das camadas podem variar entre totalmente aderida e sem aderência.

A estrutura de cálculo do programa AEMC utiliza a integração de Gauss-Laguerre para resolver as equações integrais, adotando as mesmas hipóteses fundamentais da elasticidade linear em sistemas multicamadas (DNIT, 2020). Os materiais podem ser modelados como elásticos lineares ou não lineares. Para considerar o comportamento não linear, o programa divide as camadas correspondentes em três subcamadas e define os pontos de tensão na origem dos eixos e, verticalmente, no meio de cada subcamada. No subleito, os pontos verticais são

posicionados a 7,5 cm, 22,5 cm e 37,5 cm de profundidade, a partir de seu topo (FRANCO, 2007). O sistema tridimensional de coordenadas adotado no AEMC utiliza x e y, no plano horizontal, enquanto z representa a profundidade e cresce positivamente para baixo, com origem na superfície, como ilustrado na Figura 2.7.

Figura 2.7 - Sistema de coordenadas no programa AEMC



Fonte: DNIT (2020)

Para o cálculo das variáveis mecanísticas, é necessário especificar as características do carregamento e definir o sistema multicamada, especificando a espessura das camadas, a massa específica dos materiais, seus parâmetros de deformabilidade elástica e a condição de aderência nas interfaces. A carga de roda é assumida como uniformemente distribuída em uma área circular de contato entre o pneu e a superfície do pavimento, considerando a pressão de contato igual à pressão de inflação dos pneus. Assim, o tamanho da área de contato é função da carga de roda e da pressão de inflação (DNIT, 2020).

O programa permite o cálculo das variáveis mecanísticas para diferentes configurações de carregamento, semieixo ou eixo completo, considerando eixos simples, duplos, tipo tandem e especiais. Para considerar a influência de múltiplos pneus, o AEMC aplica o princípio da superposição de efeitos, embora essa abordagem seja questionável para materiais de comportamento não linear (FARIAS; MONTEIRO, 1996). A simulação da aderência entre camadas é realizada por meio do parâmetro adimensional proposto por Uzan (1976) (ver Equação 2.19)

2.3.2 Metodologia original para obtenção da função de transferência

No programa MeDiNa, a função de transferência estima a vida de fadiga do pavimento, correlacionando as variáveis mecanísticas calculadas com o desempenho observado em campo, expresso em termos de área trincada. Originalmente, essa função foi definida com base em dados do Projeto Fundão, uma pesquisa conduzida pelo CENPES, pela COPPE/UFRJ e pela Prefeitura da Cidade Universitária da UFRJ, na Ilha do Fundão, no Rio de Janeiro.

O Projeto Fundão contempla 113 segmentos experimentais, resultantes da restauração de pavimentos com e sem a fresagem da camada asfáltica preexistente. Nesse processo, foram utilizadas misturas asfálticas mornas, misturas a quente, agregados alternativos e soluções a frio, como tratamentos superficiais simples, duplo e triplo, microrrevestimento e pré-misturado a frio (FRITZEN, 2016).

A função de transferência desenvolvida por Fritzen (2016) foi utilizada na fase de teste do programa MeDiNa, no entanto, a elevada sensibilidade dos coeficientes da equação, associada à limitação do dano ao valor unitário, motivou sua revisão. Considerando a mesma base de dados, Fritzen *et al.* (2019) atualizaram a função de transferência adotando uma abordagem teórica diferente.

Diante de discrepâncias significativas no comportamento médio das seções, Fritzen *et al.* (2019) decidiram excluir alguns segmentos previamente analisados por Fritzen (2016). A nova análise considerou 35 seções de estruturas com camada de revestimento asfáltico, com espessuras variando de 5 cm a 15 cm, utilizando misturas asfálticas a quente (com ligantes tradicionais e modificados por polímero), bases granulares e subleito com diferentes módulos de resiliência (FRITZEN *et al.*, 2019).

Avaliando a relação entre a área trincada observada e o número de repetições de carga do eixo padrão (N), Fritzen *et al.* (2019) determinaram que a evolução da área trincada seria representada por uma curva sigmoide. As curvas sigmoides são funções matemáticas amplamente utilizadas para descrever fenômenos com variação gradual e não linear, apresentando um formato típico de "S", caracterizado por uma fase inicial de crescimento lento, seguida de uma região central de aceleração e, por fim, uma estabilização (MARLER *et al*., 2006; GODEAU *et al.*, 2020; FERNANDES *et al*., 2020). A expressão da curva sigmoide adotada por Fritzen *et al*. (2019) é apresentada a seguir:

$$\mathrm{AT}(\%) = \frac{e^{-A} - e^{-B}}{1 - e^{-B}} \tag{2.25}$$

$$A = \left(\frac{N' - 1}{Z - 1}\right)^{n} \tag{2.26}$$

$$B = \left(\frac{-1}{Z - 1}\right)^{n} \tag{2.27}$$

onde Z e n são parâmetros da curva sigmoide, AT(%) representa a área trincada estimada em percentual e N' corresponde ao número N ajustado por um fator de deslocamento, pela seguinte expressão:

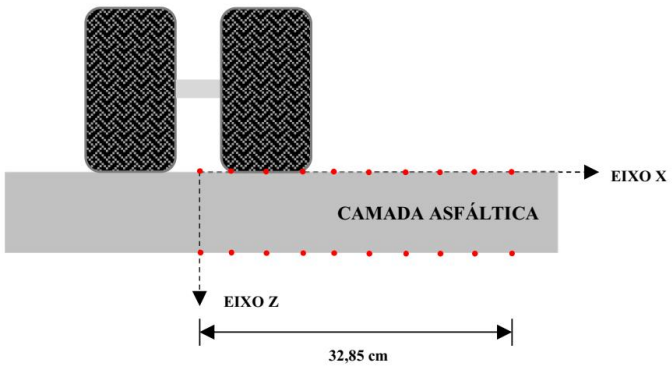
$$N' = (N \cdot fS) \cdot 10^{-10} \tag{2.28}$$

em que N é o número de repetições do eixo padrão quando realizada a medição da área trincada, e fS é o fator de deslocamento atribuído para normalizar os valores de N e ajustar a curva da área trincada à curva sigmoide, definido pela função de transferência, conforme a equação a seguir:

$$fS = C_1 \times (D_{médio})^{C_2} \tag{2.29}$$

onde C_1 e C_2 são os coeficientes de ajuste da curva, e $D_{médio}$ é o dano médio de fadiga calculado em 20 pontos da camada asfáltica, conforme representado na Figura 2.8, calculado pela seguinte equação:

Figura 2.8 - Esquema com a localização dos pontos para o cálculo do dano médio de fadiga



Fonte: Adaptado de Fritzen *et al.* (2019)

$$D_{médio} = \frac{1}{20} \sum_{i=1}^{20} \left(\frac{1}{Nf_i} \right) \tag{2.30}$$

em que Nf_i é o número admissível de ciclos de carga, calculado, para cada ponto, pela equação a seguir:

$$N_f = k_1 \cdot \varepsilon_t^{k_2} \quad (2.31)$$

onde k_1 e k_2 são os parâmetros de regressão obtidos por meio do ensaio de fadiga por compressão diametral de cargas repetidas, conforme a norma DNIT 183/2018-ME, e ε_t é a deformação resiliente de tração, adimensional.

Para calibrar a função de transferência e definir os valores dos coeficientes C_1 e C_2, Fritzen *et al.* (2019) buscaram definir a curva sigmoide que proporcionasse o melhor ajuste entre os dados estimados e os dados medidos nos segmentos monitorados. Nesse procedimento, assume-se inicialmente uma certa curva sigmoide definida por Z e n; para cada segmento que compõe a base de dados, adota-se um valor de fS para o cálculo de N', de modo que a diferença entre a área trincada medida e a estimada pela Equação 2.25 seja mínima. Os coeficientes C_1 e C_2 são então definidos relacionando os valores de fS adotados em cada segmento ao dano médio correspondente.

Para o cálculo do dano médio com base na teoria da elasticidade, são necessários os parâmetros de deformabilidade elástica das camadas do pavimento e os parâmetros de fadiga da mistura asfáltica. As propriedades das misturas asfálticas foram obtidas por meio de ensaios mecânicos em corpos de prova realizados por Fritzen (2016). Já os parâmetros de deformabilidade das demais camadas foram estimados por meio da retroanálise de bacias deflectométricas obtidas nos segmentos experimentais do projeto Fundão, com o uso de equipamento do tipo *Falling Weight Deflectometer* (FWD).

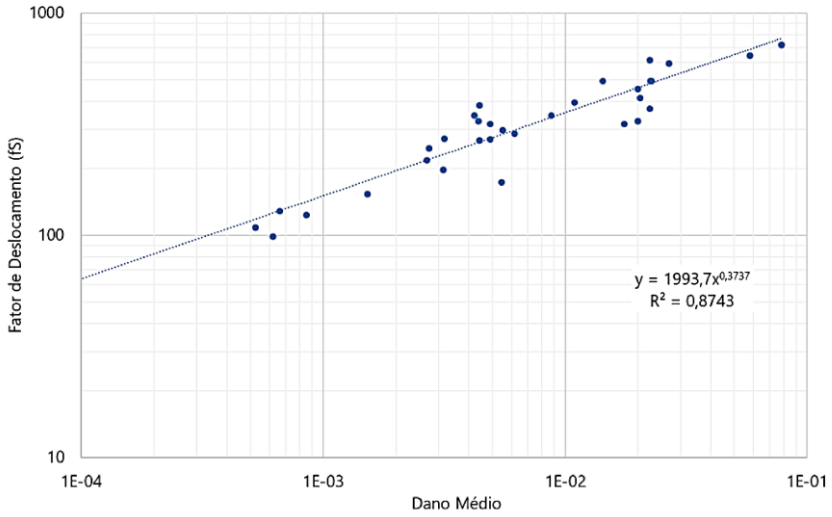
Nesse processo, Fritzen (2016) definiu os seguintes critérios: (i) a camada asfáltica superficial foi considerada aderida à camada asfáltica subjacente quando esta não fora submetida a nenhuma intervenção, como fresagem parcial ou total; caso contrário, o contato entre elas foi considerado sem aderência; (ii) todas as demais interfaces foram consideradas sem aderência; (iii) os valores de módulo de resiliência do revestimento asfáltico foram limitados aos resultados de ensaios mecânicos realizados em laboratório; e (iv) o coeficiente de Poisson adotado foi de 0,30 para revestimentos asfálticos, 0,35 para bases granulares, 0,40 para sub-bases e 0,45 para o subleito.

Uma vez definidos os módulos de resiliência por retroanálise, os valores de ε_t foram calculados e, consequentemente, o dano médio de fadiga pôde ser determinado para cada segmento. No cálculo dessas deformações, foram mantidos os critérios de aderência entre camadas estabelecidos para o processo de retroanálise (FRITZEN, 2016).

Para cada curva sigmoide avaliada, existe uma relação entre os valores de fS adotados e o dano médio calculado (função de transferência). Para a base de dados utilizada por Fritzen

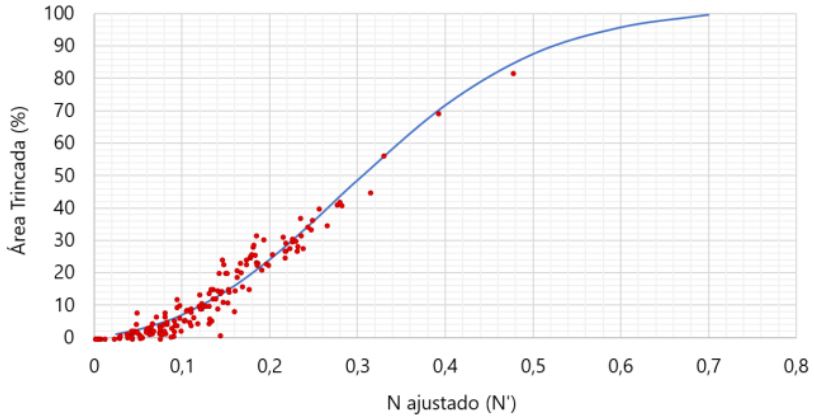
et al. (2019), o melhor ajuste entre os dados medidos e estimados foi obtido com os parâmetros Z = 0,25 e n = 5,00, com coeficiente de determinação (R^2) igual a 0,82. Os valores de C_1 e C_2 correspondentes são 1993,7 e 0,3737, respectivamente. O resultado da correlação obtida por esses autores é apresentado na Figura 2.9. A Figura 2.10, por sua vez, apresenta o ajuste dos valores de área trincada medidos à curva sigmoide, definida pelos parâmetros Z = 0,25 e n = 5,00.

Figura 2.9 - Gráfico da relação entre o dano médio de fadiga em 20 pontos na camada asfáltica com o fator de deslocamento



Fonte: Fritzen *et al.* (2019)

Figura 2.10 - Ajuste dos valores de área trincada medida à curva sigmoide



Fonte: Fritzen *et al.* (2019)

O processo empregado por Fritzen *et al.* (2019) evidencia que a função de transferência é atrelada não apenas à base de dados utilizada, mas também à curva sigmoide considerada e às hipóteses assumidas no cálculo das deformações. Após sua calibração, os autores validaram a função de transferência com base em dados de medições realizadas em segmentos

monitorados distintos dos utilizados na calibração. A validação consistiu em comparar os valores de área trincada medidos em campo com os valores estimados pela função de transferência proposta.

2.3.3 Confiabilidade no cálculo de área trincada

A confiabilidade no dimensionamento de pavimentos refere-se à probabilidade de que a estrutura desempenhe satisfatoriamente sua função ao longo da vida útil projetada, de modo que os critérios de desempenho especificados no projeto sejam atendidos. Os parâmetros de projeto de uma rodovia possuem natureza probabilística, ou seja, não apresentam valores fixos e exatos. Por isso, o tratamento estatístico é essencial para quantificar as incertezas associadas a essas variáveis (MOTTA, 1991).

A escolha do nível de confiabilidade do projeto está diretamente relacionada ao risco admissível de deterioração da estrutura antes do fim da vida útil projetada. Em rodovias de grande volume de tráfego, por exemplo, adotar níveis mais elevados de confiabilidade reduz a probabilidade de deterioração prematura (FRANCO, 2007). No entanto, atribuir níveis de confiabilidade a múltiplos parâmetros de entrada pode tornar o número de análises inviável devido ao tempo e consumo de memória computacional necessários para processamento (MEDINA; MOTTA, 2015).

As abordagens probabilísticas levam em conta a incerteza das variáveis de entrada e permitem estimar como essa variabilidade influencia o comportamento previsto do pavimento (FRANCO, 2007). Na versão 1.1.9 do programa MeDiNa, a variabilidade dos parâmetros de entrada é considerada por um modelo de previsão do erro da área trincada estimada. Esse modelo foi obtido por Fritzen *et al.* (2019) a partir das diferenças observadas entre os valores medidos e os valores estimados na etapa de calibração da função de transferência. Considerando que o modelo de previsão de desempenho em termos de área trincada possui uma distribuição probabilística do tipo Normal, é possível determinar a porcentagem de área trincada para um determinado nível de confiabilidade pela equação a seguir:

$$\mathrm{AT}(\%)_{\mathrm{C}} = \mathrm{AT}(\%) + \mathrm{Z}_{\alpha} \times \delta_{\mathrm{AT}(\%)} \tag{2.32}$$

em que $\mathrm{AT}(\%)_{\mathrm{C}}$ é a porcentagem de área trincada para um determinado nível de confiabilidade c, AT(%) é o valor médio esperado (calculado pela Equação 2.25), Z_{α} representa o valor da

distribuição normal para o nível de confiabilidade em questão, sendo α = 1 – confiabilidade (análise unilateral), e $\delta_{AT(\%)}$ é o erro padrão.

Para obtenção do modelo para o cálculo do erro padrão, Fritzen *et al.* (2019) empregaram a mesma metodologia adotada por Nascimento (2015) e Fritzen (2016). A sequência de etapas é apresentada a seguir:

1ª etapa: Considerando os dados utilizados na definição da função de transferência, para cada valor de área trincada medida em campo, calcular a área trincada prevista pela Equação 2.25;

2ª etapa: Calcular a diferença entre a área trincada medida em campo e a área trincada calculada na 1ª etapa;

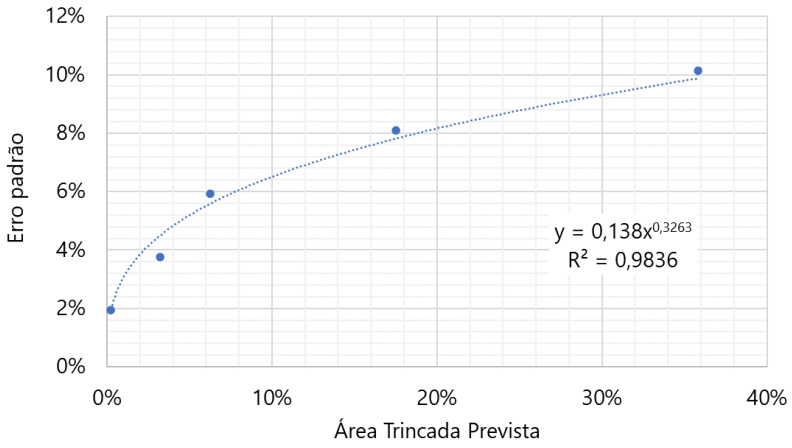
3ª etapa: Definir os intervalos de avaliação. Com base nos valores de área trincada medidos em campo, Fritzen *et al.* (2019) estabeleceram cinco intervalos: de 0% a 2%, 2% a 5%, 5% a 10%, 10% a 25% e de 30% a 60%. A definição desses intervalos deve considerar a distribuição dos dados;

4ª etapa: Calcular a média dos valores de área trincada medida em campo em cada intervalo definido na 3ª etapa;

5ª etapa: Calcular o desvio padrão das diferenças calculadas na 2ª etapa em cada intervalo definido na 3ª etapa (erro padrão);

A relação existente entre os valores médios de área trincada medida em campo, calculados na 4ª etapa, e os valores de desvio padrão das diferenças, calculados na 5ª etapa, definem a função para o cálculo do erro padrão. Após o tratamento dos dados utilizados na etapa de calibração, Fritzen *et al.* (2019) obtiveram a equação apresentada no gráfico da Figura 2.11 para o cálculo do erro padrão ($\delta_{AT(\%)}$) da função de transferência.

Figura 2.11 - Erro padrão *versus* área trincada prevista



Fonte: Fritzen *et al.* (2019)

Assim como a função de transferência, a equação definida para o cálculo do erro padrão deve ser consistente com a base de dados utilizada em sua calibração, com a forma da curva sigmoide adotada e com as hipóteses consideradas na análise estrutural. Nesse contexto, a formulação apresentada na Figura 2.11 reflete o comportamento do conjunto de dados empregado por Fritzen *et al.* (2019), o que implica que sua generalização para diferentes combinações de parâmetros ou para condições distintas daquelas originalmente calibradas deve ser realizada com cautela.

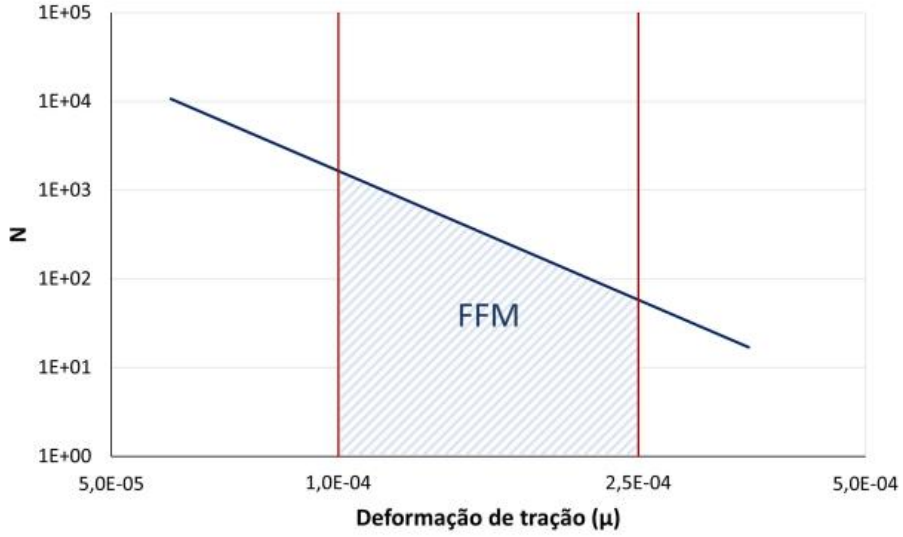
2.3.4 Ensaios obrigatórios

O dimensionamento de estruturas novas pelo MeDiNa requer parâmetros distintos daqueles utilizados no tradicional método de dimensionamento do DNER (DNER, 1981). Embora esses parâmetros sejam amplamente estudados no meio acadêmico, sua disseminação no meio técnico ainda é necessária.

No MeDiNa, as misturas asfálticas são caracterizadas por seus parâmetros de deformabilidade elástica e de fadiga. O módulo de resiliência desses materiais é considerado como elástico linear e deve ser determinado pelo método descrito na norma DNIT 135/2018-ME. A carga do ensaio deve estar entre 5% e 25% da resistência à tração por compressão diametral (RT), obtida pelo ensaio descrito na norma DNIT 136/2018-ME. E os parâmetros de fadiga devem ser determinados conforme o método de ensaio descrito na norma DNIT 183/2018-ME.

Com base nesses parâmetros, as misturas asfálticas são classificadas no MeDiNa de acordo com o módulo de resiliência (MR) e o fator de fadiga da mistura (FFM), definido como a área sob a curva de fadiga entre as deformações de tração de 100με e 250με, conforme representado na Figura 2.12. Esse parâmetro é utilizado como base para a definição das classes de fadiga adotadas pelo método.

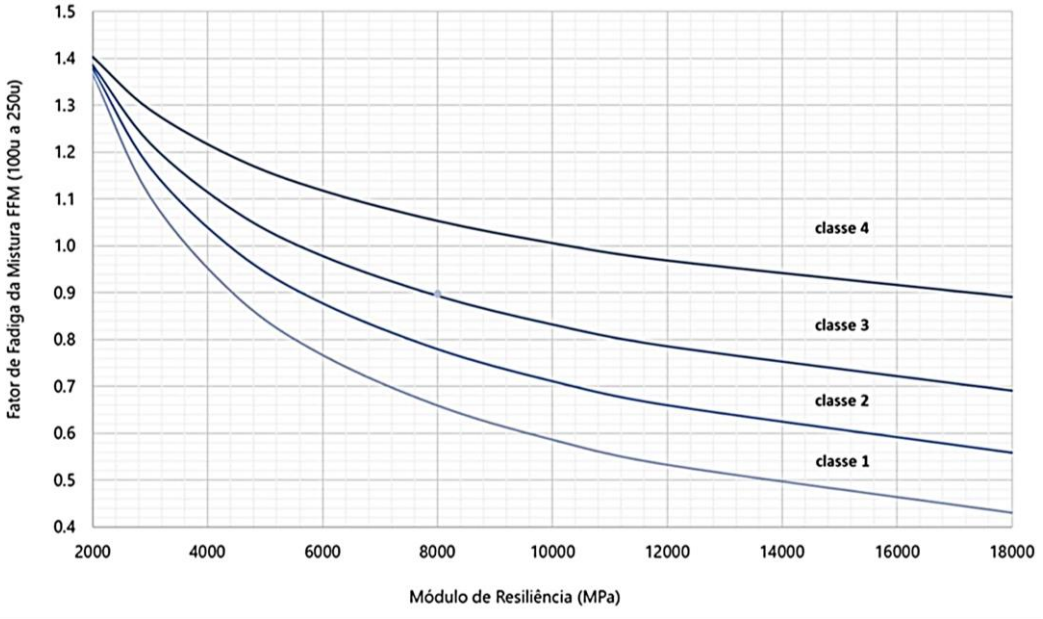
Figura 2.12 - Representação gráfica do FFM



Fonte: DNIT (2020)

As classes de fadiga foram estabelecidas a partir da análise de mais de cem ensaios de fadiga, simulando uma estrutura de pavimento para estimar o número de solicitações do eixo padrão correspondente a 30% de área trincada. Foram definidas quatro classes de fadiga: Classe 1, para misturas que atenderam entre $4{,}5\times10^6$ e $6{,}0\times10^6$ repetições do eixo padrão; Classe 2, para misturas que atenderam entre $6{,}0\times10^6$ e $7{,}5\times10^6$ repetições do eixo padrão; Classe 3, para misturas que atenderam entre $7{,}5\times10^6$ e $1{,}0\times10^7$ repetições do eixo padrão; e Classe 4, para misturas que atenderam mais que $1{,}0\times10^7$ repetições do eixo padrão (DNIT, 2020). A separação utilizada na definição das classes está representada na Figura 2.13.

Figura 2.13 - Delimitação das classes de fadiga definidas para misturas asfálticas



Fonte: DNIT (2020)

Os materiais granulares, solos finos siltosos ou argilosos e o subleito são caracterizados no MeDiNa por seus parâmetros de deformabilidade elástica e de deformação permanente. Em laboratório, o módulo de resiliência desses materiais deve ser determinado pelo método prescrito na norma DNIT 134/2018-ME. O programa MeDiNa permite ao projetista caracterizar esses materiais utilizando um valor de módulo de resiliência constante (modelo elástico linear) ou um modelo constitutivo que melhor represente o comportamento do material. Considerando os modelos constitutivos admitidos pelo programa, a equação geral para o módulo de resiliência pode ser expressa como:

$$MR = k_1 . \sigma_3^{k_2} . \sigma_d^{k_3} . \theta^{k_4} \quad (2.33)$$

onde MR é o módulo de resiliência (MPa), σ_3 é a tensão confinante (MPa), σ_d é a tensão desvio (MPa), θ é o primeiro invariante de tensões (somatório das tensões principais) (MPa), e k_1, k_2, k_3 e k_4 são os parâmetros de regressão.

Quanto à deformação permanente, os materiais granulares, solos finos siltosos ou argilosos e o subleito são avaliados conforme o modelo proposto por Guimarães (2009) (ver Equação 2.17). Os parâmetros de regressão devem ser obtidos pelo método prescrito na norma DNIT 179/2018-IE.

Além desses parâmetros, na elaboração de um projeto e no cadastramento de novos materiais na base de dados do programa, outras características são requeridas, como parâmetros de compactação e índices volumétricos de misturas asfálticas. Embora algumas dessas características não influenciem diretamente o dimensionamento da estrutura, eles são essenciais para a caracterização dos materiais e o controle de qualidade da obra. Vale destacar que, além das camadas asfálticas e granulares, o programa MeDiNa (versão 1.1.9) também permite a consideração de camadas estabilizadas quimicamente e de outros materiais que não serão abordados por estarem fora do escopo desta pesquisa.

2.3.5 Análise e dimensionamento de estruturas novas

Uma vez caracterizados os materiais, para análise ou dimensionamento o usuário deve definir uma estrutura inicial, respeitando os intervalos de espessura admissíveis pelo programa. Na versão 1.1.9, a espessura de cada camada de concreto asfáltico está limitada entre 5 e 15 cm, e de materiais granulares, solos finos siltosos e argilosos entre 15 e 40 cm.

A modelagem do tráfego no MeDiNa considera o eixo padrão rodoviário como carregamento de referência, sem possibilidade de alteração pelo usuário. O número equivalente de passagens do eixo padrão (N) é calculado automaticamente com base no Volume Médio Diário (VMD), fator de veículo (FV), porcentagem de veículos na faixa de projeto, taxa de crescimento e período de projeto. O usuário também deve especificar a classificação funcional da via, que define o grau de confiabilidade das análises e os critérios de desempenho a serem atendidos. Os critérios de desempenho e o nível de confiabilidade correspondentes à cada classe funcional são apresentados na Tabela 2.4.

Tabela 2.4 - Critérios de desempenho e nível de confiabilidade

Tipo de via	Confiabilidade	Área trincada	Afundamento de trilha de roda
Sistema Arterial Principal	95%	30%	10 mm
Sistema Arterial Primário	85%	30%	13 mm
Sistema Arterial Secundário	75%	30%	20 mm
Sistema Coletor Primário	85%	30%	13 mm
Sistema Coletor Secundário	75%	30%	20 mm
Sistema Local	65%	30%	20 mm

Fonte: DNIT (2020)

No modo de análise, o programa avalia o comportamento da estrutura sem alterar as espessuras das camadas, e verifica o atendimento aos critérios de desempenho relacionados à fadiga da mistura asfáltica e à deformação permanente das camadas granulares e do subleito. Essa funcionalidade permite compreender melhor o desempenho da estrutura proposta e identificar possíveis ajustes necessários. Para o dimensionamento de uma estrutura nova, o usuário deve selecionar uma camada da estrutura para ajuste de espessura. O programa realiza simulações iterativas, ajustando a espessura da camada selecionada até que os critérios de desempenho sejam atendidos, de modo a obter uma estrutura otimizada.

As condições de aderência entre camadas são predefinidas pelo programa, limitando-se às condições de interfaces aderidas e sem aderência, de acordo com a sua posição e tipologia, conforme os critérios apresentados na Tabela 2.5.

O cálculo das deformações permanentes é realizado considerando o estado de tensões no centro das camadas, em pontos localizados sob a roda e entre as rodas do semieixo padrão. No caso do subleito, o estado de tensões é avaliado a uma profundidade de 25 cm a partir de seu topo. A deformação permanente da camada asfáltica é desconsiderada nesse cálculo, pois o método pressupõe que o critério de *flow number* (FN), apresentado na Tabela 2.6, seja atendido. As características do carregamento e a localização dos pontos de análise considerados nesse procedimento são apresentadas de forma esquemática na Figura 2.14.

Tabela 2.5 - Condições de aderência no MeDiNa

Camada	Condição
Camadas asfálticas sobre outra camada asfáltica	Aderido
Camada asfáltica sobre camada cimentada	Não aderido
Camada asfáltica sobre camada antirreflexão de trincas	Aderido
Camada asfáltica sobre camadas de solos ou granulares	Não aderido
Tratamento superficial sobre camadas asfálticas	Aderido
Tratamento superficial sobre camadas de solos ou granulares	Não aderido
Camada estabilizada sobre outra camada estabilizada	Não aderido
Camada estabilizada sobre camadas de solos ou granulares	Não aderido
Camada antirreflexão de trincas sobre camadas estabilizadas	Não aderido
Camada de solos ou granulares sobre camadas asfálticas, cimentadas, de solos ou granulares	Não aderido

Fonte: DNIT (2020)

Tabela 2.6 - Critério de *flow number*

Classe	FN	Tráfego recomendado[1]	
		Condições normais	Condições severas
1	FN < 100 ciclos	$N < 1\times10^6$	Não recomendado
2	100 ciclos ≤ FN < 300 ciclos	$1\times10^6 \leq N < 1\times10^7$	$N < 1\times10^6$
3	300 ciclos ≤ FN < 750 ciclos	$1\times10^7 \leq N < 1\times10^8$	$1\times10^6 \leq N < 1\times10^7$
4	750 ciclos ≤ FN < 2000 ciclos	$N \geq 1\times10^8$	$1\times10^7 \leq N < 1\times10^8$
5	FN ≥ 2000 ciclos	-	$N \geq 1\times10^8$

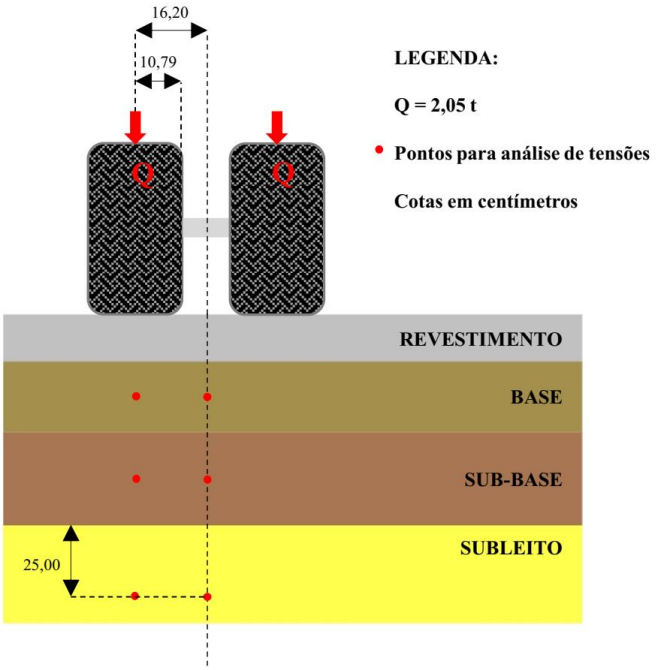
[1] número N USACE

As condições de via e tráfego normais são aqueles quando se tem velocidades acima de 60 km/h, via sem intersecções, sem terceira faixa e/ou temperatura máxima do revestimento asfáltico modelada. Por outro lado, as condições severas implicam em tráfego lento (velocidade menor do que 60 km/h), intersecções, terceira faixa, praças de pedágio, tráfego canalizado, paradas de ônibus e/ou temperatura máxima do revestimento elevada. Considera-se temperatura máxima moderada do revestimento asfáltico quando a temperatura máxima média de sete dias consecutivos, a 20 mm de profundidade, for menor ou igual a 64°C. Quando a temperatura média for superior a 64°C, então considera-se elevada

Fonte: DNIT (2020)

Considerando o critério apresentado na Tabela 2.6, após a análise ou dimensionamento do pavimento, o programa apresenta no relatório de resultados o valor do *flow number* que deve ser exigido no controle de qualidade durante a obra, para as condições normal e severa. O programa também alerta o usuário caso a deformação permanente de uma camada granular ultrapasse 5% de sua espessura ou a deformação do subleito supere 5 mm. Nessas situações, é necessário reavaliar a estrutura proposta, o que pode envolver a adoção de materiais com melhor desempenho mecânico ou a modificação de sua configuração, incluindo camadas adicionais.

Figura 2.14 - Carregamento e pontos de análise na estrutura



Fonte: Elaboração própria

2.3.6 Limitações do método MeDiNa

O método MeDiNa representa um avanço significativo no contexto do dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos no Brasil. Atualmente, o método se baseia em parâmetros de deformabilidade elástica e na resistência à fadiga de misturas asfálticas determinada por ensaios de tração indireta. Um segundo nível hierárquico, baseado em ensaios de módulo dinâmico e fadiga uniaxial, está em desenvolvimento por meio de um esforço coordenado envolvendo múltiplas instituições de pesquisa (FRITZEN *et al*., 2025). Apesar desses avanços, o nível atualmente implementado no programa se apoia em um conjunto de hipóteses e simplificações que delimitam o domínio de aplicação do método e devem ser consideradas na interpretação dos resultados obtidos. Essas simplificações estão relacionadas, principalmente, à forma como os mecanismos de deterioração são representados no modelo, uma vez que, em campo, o desempenho dos pavimentos resulta da interação entre propriedades dos materiais, respostas estruturais, condições ambientais, solicitações de tráfego e variabilidades inerentes ao processo construtivo.

Uma simplificação relevante do método está associada à representação dos efeitos ambientais. Variações de temperatura e umidade influenciam significativamente o comportamento mecânico das camadas asfálticas, dos solos finos e dos materiais granulares,

afetando tanto a rigidez quanto os mecanismos de deterioração (MIECZKOWSKI & BUDZIŃSKI, 2018; ALBAYATI & AL-ANI, 2021; BENTIL & ZHOU, 2024). No entanto, no MeDiNa, a caracterização dos materiais é realizada sob condições padronizadas de temperatura e compactação, o que limita a capacidade do método de representar diretamente os efeitos sazonais e as variações ambientais que ocorrem ao longo da vida de serviço do pavimento.

No que se refere ao tráfego, o método representa o carregamento aplicado ao pavimento por meio do número equivalente de repetições do eixo padrão (N). Essa abordagem, amplamente adotada em métodos de dimensionamento de pavimentos, constitui uma simplificação dos espectros reais de carga, da dispersão lateral dos veículos e das variações na frequência de carregamento (ARRAIGADA & PARTL, 2020; ZHANG *et al*., 2024). Embora permita representar o efeito das solicitações de tráfego no processo de dimensionamento, essa simplificação reduz a capacidade do modelo de reproduzir toda a complexidade do carregamento real e sua influência sobre a evolução dos mecanismos de deterioração.

De modo geral, essas limitações não comprometem a aplicabilidade do método, mas indicam que os resultados fornecidos pelo programa MeDiNa devem ser interpretados como estimativas condicionadas às hipóteses adotadas e à base de dados utilizada na calibração das funções de transferência. O reconhecimento dessas limitações é fundamental tanto para a correta interpretação dos resultados obtidos em projeto quanto para o desenvolvimento de pesquisas voltadas ao aprimoramento da representação dos mecanismos de deterioração no método.

2.4 MÉTODOS DE MEDIÇÃO DO TRINCAMENTO EM PAVIMENTOS

O trincamento dos pavimentos flexíveis é um dos principais indicadores de degradação estrutural e funcional dessas estruturas. A norma DNIT 005/2003-TER define como fenda qualquer descontinuidade na superfície do pavimento asfáltico. Essas descontinuidades podem ser classificadas como fissuras, quando a abertura é perceptível a olho nu apenas a uma distância inferior a 1,5 m, ou como trincas, quando a abertura é superior à da fissura. As trincas podem se apresentar sob diferentes formas, sendo classificadas, segundo sua morfologia, em isoladas (transversais, longitudinais e de retração) e interligadas (tipo couro de jacaré e tipo bloco). A forma como a norma DNIT 005/2003 classifica e codifica os diferentes tipos de fendas é apresentada no Quadro 2.1. Na Figura 2.15 estão representados diferentes tipos de trinca definidos por essa norma.

Quadro 2.1 - Codificação e Classificação das fendas

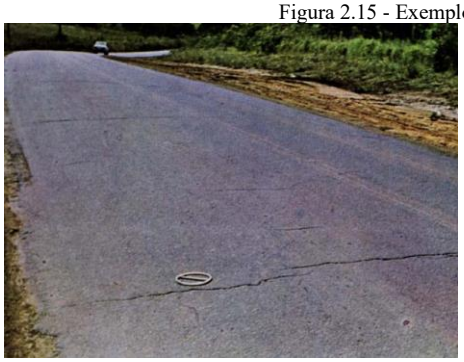
FENDAS				CÓDIGO	CLASSE		
Fissuras				FI	-	-	-
Trincas no revestimento geradas por deformação permanente excessiva e/ou decorrentes do fenômeno de fadiga	Trincas Isoladas	Transversais	Curtas	TTC	FC-1	FC-2	FC-3
			Longas	TTL	FC-1	FC-2	FC-3
		Longitudinais	Curtas	TLC	FC-1	FC-2	FC-3
			Longas	TLL	FC-1	FC-2	FC-3
	Trincas interligadas	"Jacaré"	Sem erosão acentuada nas bordas das trincas	J	-	FC-2	-
			Com erosão acentuada nas bordas das trincas	JE	-	-	FC-3
Trincas no revestimento não atribuídas ao fenômeno de fadiga	Trincas isoladas	Devido à retração térmica ou dissecação da base ou do revestimento		TRR	FC-1	FC-2	FC-3
	Trincas interligadas	"Bloco"	Sem erosão acentuada nas bordas das trincas	TB	-	FC-2	-
			Com erosão acentuada nas bordas das trincas	TBE	-	-	FC-3

FC-1: são trincas com abertura superior à das fissuras e menores que 1,0 mm.
FC-2: são trincas com abertura superior a 1,0 mm e sem erosão nas bordas.
FC-3: são trincas com abertura superior a 1,0 mm e com erosão nas bordas.

Fonte: Adaptado de DNIT (2003b)

A correta quantificação do trincamento é essencial para a calibração de modelos de desempenho e para a definição de estratégias de manutenção e reabilitação de pavimentos. No Brasil, existem dois procedimentos normativos regulamentados pelo DNIT para esse tipo de avaliação: DNIT 007/2003-PRO e DNIT 433/2021-PRO. A norma DNIT 007/2003-PRO, consolidada no meio técnico, adota uma abordagem amostral, na qual as trincas são classificadas e o percentual de área trincada dentro da área avaliada é quantificado. Por outro lado, o resultado obtido pelo método descrito na norma DNIT 433/2021-PRO consiste em uma frequência de trincamento que desconsidera a área efetiva ocupada pelas trincas e seus diferentes tipos de ocorrência.

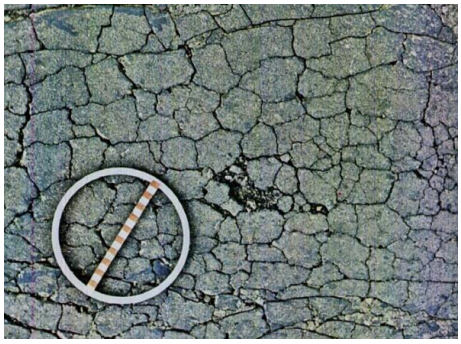
Figura 2.15 - Exemplos de trincas em pavimentos asfálticos



(a) trinca transversal



(b) trinca longitudinal



(c) trincas tipo “couro de jacaré”



(d) trincas tipo “bloco”

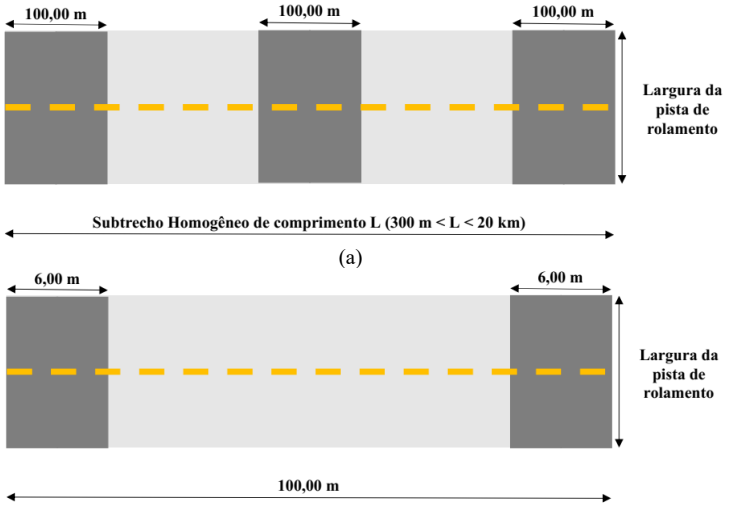
Fonte: DNIT (2003b)

2.4.1 DNIT 007/2003-PRO

A norma DNIT 007/2003-PRO estabelece um procedimento para avaliação objetiva da condição de superfície de subtrechos homogêneos de pavimentos asfálticos, auxiliando na elaboração de inventários das condições de superfície da rodovia. O documento estabelece diretrizes distintas para avaliações em nível de rede e para estudos e projetos, sendo a principal diferença entre esses métodos a definição das superfícies de avaliação.

Nas avaliações em nível de rede, inicialmente são identificados subtrechos homogêneos de extensão mínima de 300 m e máxima de 20 km. Em cada subtrecho homogêneo são selecionados três segmentos de 100 m, localizados aproximadamente no início, no meio e no final do subtrecho. Em cada um desses segmentos são demarcadas duas superfícies de avaliação de 6 m de comprimento, totalizando seis superfícies de avaliação por subtrecho homogêneo. A segmentação dos subtrechos homogêneos e a demarcação das superfícies de avaliação são ilustradas de forma esquemática na Figura 2.16.

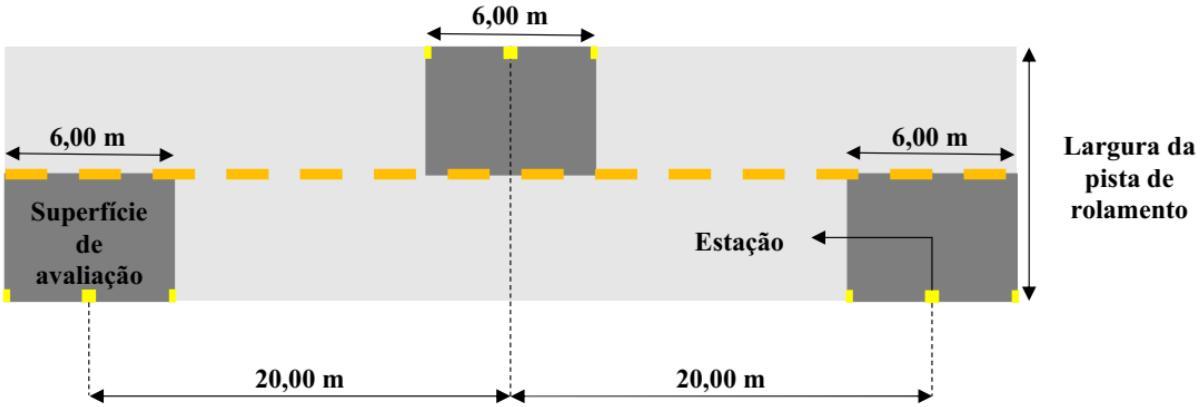
Figura 2.16 - Avaliação em nível de rede: (a) Segmentação dos subtrechos homogêneos; (b) Demarcação das superfícies de avaliação



Fonte: Adaptado de DNIT (2003a)

Para a inventariação de defeitos para estudos e projetos, as superfícies de avaliação são demarcadas ao longo do trecho a cada 20 m, alternadas entre as faixas de tráfego em rodovias de pista simples, e em rodovias de pista dupla a cada 20 m na faixa mais solicitada. Na Figura 2.17 está ilustrada a demarcação dessas superfícies de avaliação em rodovias de pista simples.

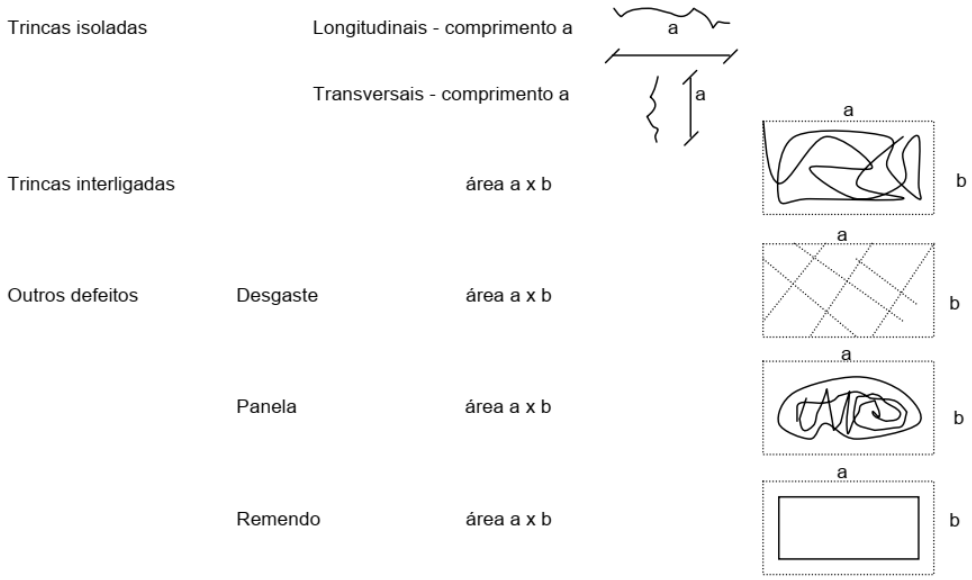
Figura 2.17 - Demarcação das superfícies de avaliação para estudos e projetos em rodovias de pista simples



Fonte: Elaboração própria

Os defeitos identificados dentro dessas superfícies devem ser quantificados e medidos. A área afetada pelas trincas isoladas é calculada multiplicando-se seu comprimento por 0,15 m, enquanto a área afetada pelas trincas interligadas e demais defeitos é definida pela área de retângulos circunscritos. Na Figura 2.18 é apresentado um esquema ilustrativo da metodologia de medição dos defeitos. Além do registro da área afetada, é necessário especificar o tipo de defeito, conforme a codificação estabelecida pela norma DNIT 005/2003-TER. No caso específico das trincas, deve-se ainda indicar a sua classe (ver Quadro 2.1). O percentual de área trincada é obtido pela razão entre a soma das áreas afetadas pelos defeitos de trincamento identificados nas superfícies de avaliação e a área total dessas superfícies. Dessa forma, o valor calculado representa a fração da superfície efetivamente comprometida pelo trincamento. Na prática, visando maior agilidade na coleta de dados, o levantamento dos defeitos tem sido comumente realizado de forma contínua, em substituição ao procedimento amostral, recorrendo a métodos semiautomatizados com o auxílio de filmagens.

Figura 2.18 - Metodologia de medição dos defeitos



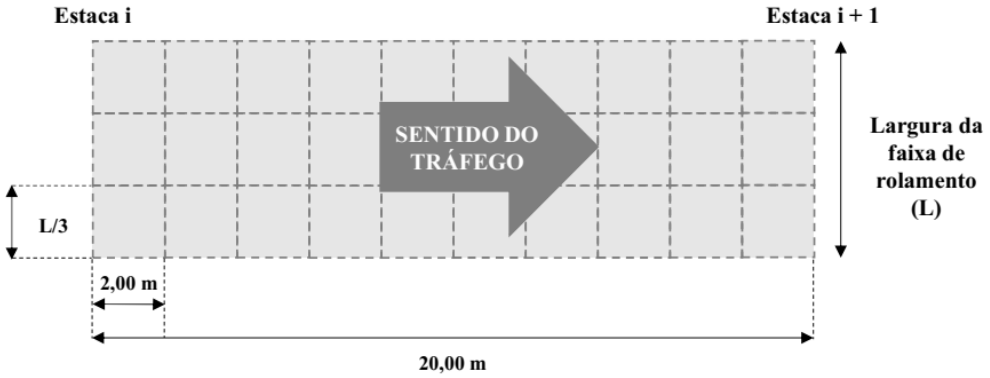
Fonte: DNIT (2003a)

2.4.2 DNIT 433/2021-PRO

A norma DNIT 433/2021-PRO estabelece um procedimento para avaliação de defeitos estruturais em pavimentos asfálticos, com foco no levantamento do percentual de área trincada e do afundamento de trilha de roda em trechos experimentais monitorados, ou em trechos homogêneos de curta extensão. O levantamento de defeitos é realizado em segmentos demarcados a cada 20 metros, e a inspeção ocorre por meio do caminhamento ao longo de toda a extensão do pavimento analisado.

No levantamento de área trincada, são consideradas todas as fissuras, trincas, buracos e remendos no pavimento. A norma adota a subdivisão transversal da faixa de rolamento em trilha interna, centro e trilha externa, tomando como referência o sentido do tráfego de veículos. Longitudinalmente, a faixa de rolamento é segmentada a cada dois metros ao longo de toda a extensão do trecho, conforme apresentado na Figura 2.19. O levantamento dos defeitos é realizado dentro dessas células, registrando sua ocorrência. Na Figura 2.20 é exemplificada a execução desse procedimento.

Figura 2.19 - Divisão da faixa de rolamento



Fonte: Elaboração própria

Figura 2.20 - Execução do levantamento de área trincada



Fonte: Bueno (2019)

Para o cálculo do percentual de área trincada na faixa avaliada (AT%), considera-se a totalidade dos defeitos de trincamento por fadiga, sejam eles isolados ou interligados. Caso uma das células (2 metros por 1/3 da largura da faixa de rolamento) apresente qualquer manifestação de trincamento por fadiga, a área correspondente é considerada totalmente comprometida. O percentual de área trincada é determinado pela relação entre o número de células contendo trincas e o número total de células no segmento analisado, conforme a equação a seguir:

$$AT(\%) = \frac{n_{def}}{n_{total}} \times 100 \qquad (2.34)$$

onde AT(%) representa a porcentagem de área trincada na faixa monitorada, n_{def} é o número de células contendo trincas e/ou fissuras e n_{total} é o número total de células da faixa monitorada.

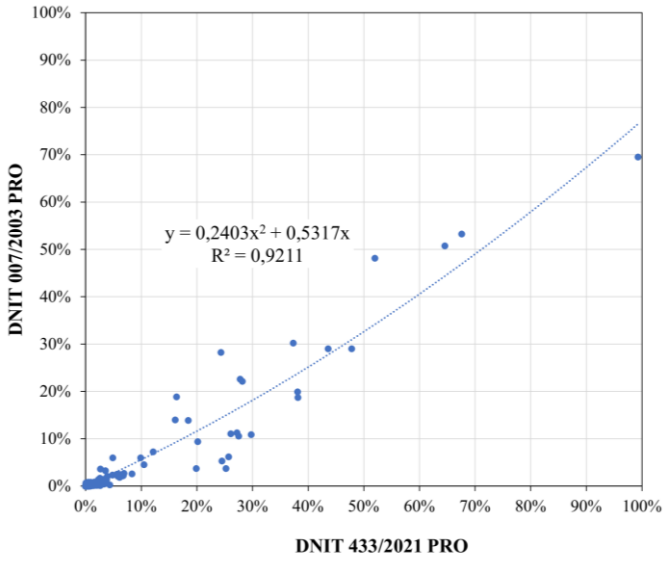
Bueno (2019) avaliou o efeito das dimensões da malha na medição de área trincada. O autor comparou o uso de uma malha de 2 metros com uma malha de 1 metro, e observou que a utilização da malha de 2 metros superestima minimamente os resultados, mas mantém o padrão em mesma ordem de grandeza. Além disso, destacou que, em termos práticos, a utilização da

malha de 2 metros de comprimento agiliza o processo do levantamento em campo, sem majorações significativas dos percentuais determinados com a utilização da malha de 1 m.

2.4.3 Estudo comparativo das metodologias

Um dos produtos do TED firmado entre o IPR/DNIT e o INFRALAB/UnB, contempla um estudo comparativo entre as metodologias descritas nas normas DNIT 007/2003-PRO e DNIT 433/2021-PRO. Em parte desse estudo, foram considerados segmentos experimentais monitorados pelo Grupo de Estudos e Pesquisas em Pavimentação e Segurança Viária (GEPPASV) da Universidade Federal de Santa Maria (UFSM), com pistas localizadas no estado do Rio Grande do Sul. A correlação obtida nesse estudo é apresentada na Figura 2.21, observando-se um coeficiente de determinação (R^2) superior a 0,9, indicando um ajuste satisfatório.

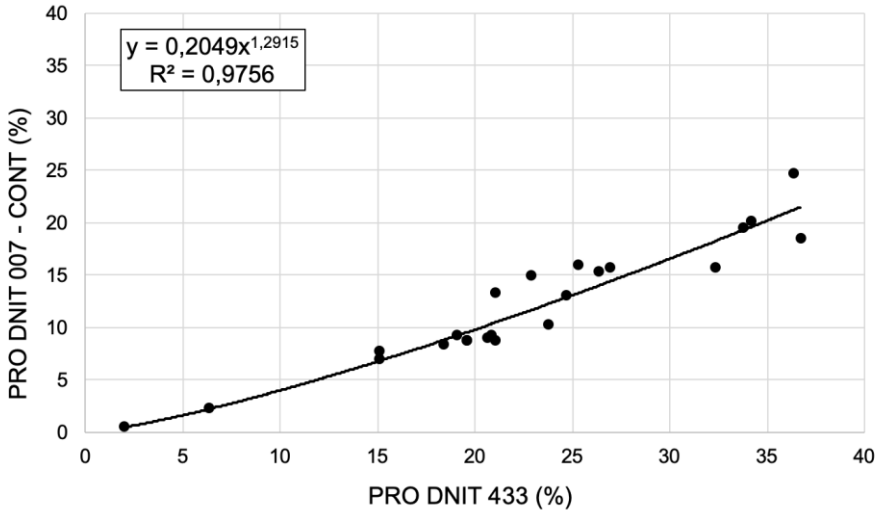
Figura 2.21 - Correlação entre os métodos de medição de trincas (segmentos UFSM)



Fonte: Adaptado de DNIT (2025)

Almeida *et al.* (2024) também compararam os dois procedimentos com base em levantamentos realizados em um segmento experimental na Bahia. O modelo proposto também apresentou uma boa correlação, conforme ilustrado na Figura 2.22. Vale destacar que o procedimento descrito na norma DNIT 007/2003-PRO foi adaptado pelos autores, sendo realizado de forma contínua e não amostral.

Figura 2.22 - Correlação entre os métodos de medição de trincas (BR 110)



Fonte: Almeida *et al.* (2024)

As correlações apresentadas nas Figuras 2.19 e 2.20 reforçam a tendência de que a metodologia DNIT 433/2021-PRO resulta em valores mais elevados de área trincada em relação ao procedimento da norma DNIT 007/2003-PRO. O ajuste satisfatório dos dados nos dois casos indica que a associação entre os resultados obtidos por cada metodologia é significativa, permitindo a conversão dos percentuais de trincamento obtidos por uma normativa para a outra. Nesta pesquisa, os resultados obtidos pelo método DNIT 433/2021-PRO serão referidos como frequência de trincamento (FQT), enquanto os obtidos conforme a norma DNIT 007/2003-PRO serão denominados porcentagem de área trincada (PAT).

3 METODOLOGIA

Neste capítulo são descritas as bases de dados, metodologias, análises e ferramentas computacionais utilizadas para obtenção dos resultados desta pesquisa. A organização metodológica deste estudo foi estruturada em seis etapas principais, de modo a permitir a análise do impacto das condições de aderência entre camadas no comportamento estrutural de pavimentos flexíveis.

Na Etapa 1, foi avaliada a influência dos parâmetros de interface, bem como do carregamento e de características geométricas e mecânicas das camadas, no cálculo de variáveis mecanísticas fundamentais para o dimensionamento mecanístico-empírico.

Na Etapa 2, foram analisadas as condições de aderência em pista experimental, por meio da comparação entre valores medidos em campo e aqueles calculados com base na teoria da elasticidade.

Na Etapa 3, foi realizada a atualização do banco de dados e a calibração de funções de transferência, considerando diferentes hipóteses de aderência entre camadas, metodologias de medição de área trincada e combinações dos parâmetros da curva sigmoide.

Na Etapa 4, foi analisado o efeito das condições de interface na estimativa dos parâmetros de desempenho empregados no método MeDiNa.

Na Etapa 5, procedeu-se à validação das funções de transferência calibradas, por meio da comparação entre valores observados em campo e as estimativas correspondentes.

Por fim, na Etapa 6, foi realizada uma análise comparativa com o objetivo de avaliar a periodicidade de intervenções de manutenção em diferentes cenários de aderência, metodologias de medição de área trincada e níveis de confiabilidade.

3.1 ETAPA 1: ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE INTERFACE NO CÁLCULO DE VARIÁVEIS MECANÍSTICAS

Nesta etapa foi avaliada a influência dos parâmetros de interface com base no cálculo de variáveis tipicamente consideradas no dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos. Foram consideradas duas condições extremas de aderência entre camadas: interfaces sem aderência e interfaces totalmente aderidas. Além dessas condições, também foi analisada a variação de características geométricas e mecânicas das camadas, bem como do carregamento aplicado, de modo a identificar sua contribuição relativa no cálculo dessas variáveis.

O estudo foi conduzido variando um parâmetro por vez, mantendo os demais constantes. As variáveis mecanísticas avaliadas foram o deslocamento vertical recuperável no topo do revestimento, a deformação horizontal de tração na fibra inferior da camada de revestimento e a tensão vertical de compressão no topo do subleito.

A estrutura do pavimento de referência adotada neste estudo está apresentada na Tabela 3.1. Os intervalos de variação das espessuras e dos módulos de resiliência foram definidos com base em valores típicos de estruturas de pavimentos, conforme observados na literatura técnica. Nas análises que consideraram a variação da espessura e da rigidez das camadas, o carregamento considerado foi o semieixo padrão rodoviário, com carga de roda de 2,05 toneladas e pressão de inflação dos pneus de 0,56 MPa (carregamento de referência).

Tabela 3.1 - Dados da estrutura de referência e variações

Camada	Espessura (cm)	Módulo de resiliência (MPa)	Coeficiente de Poisson
Revestimento	5,00 - 12,50* - 15,00	3000 - 6000* - 9000	0,30
Base	15,00 - 20,00* - 25,00	350 - 400* - 450	0,35
Sub-base	20,00 - 25,00* - 30,00	250 - 300* - 350	0,35
Subleito	-	100 - 150* - 200	0,40

* valor fixo para a estrutura de referência

Fonte: Elaboração própria

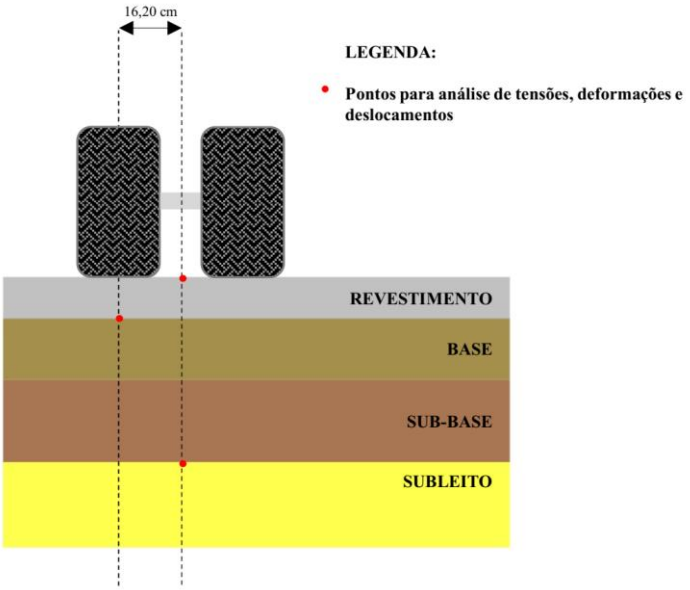
Nas análises que consideraram a variação da pressão de inflação dos pneus e da carga de roda, tomando como referência os trabalhos desenvolvidos por Albano (2005) e Cava (2021), foram estabelecidos os seguintes intervalos:

- Carga de roda: 1,54 a 3,08 toneladas;
- Pressão de inflação: 0,42 a 0,98 MPa;

Nas análises em que a carga de roda foi variada, a pressão de inflação dos pneus permaneceu fixa em 0,56 MPa. De modo semelhante, nas análises em que a pressão de inflação foi variada, a carga de roda foi mantida fixa em 2,05 toneladas. Em ambos os casos, a área de contato foi ajustada em função da combinação entre a carga de roda e a pressão de inflação dos pneus. Nessa etapa, as variáveis mecanísticas foram calculadas em 38 cenários distintos.

Inicialmente, foram identificadas na estrutura de referência as posições de resposta crítica para cada uma das variáveis mecanísticas analisadas. Essas posições estão destacadas na Figura 3.1 e foram mantidas em todas as análises paramétricas, de modo que as variações observadas nas respostas estruturais refletissem exclusivamente as alterações promovidas nos parâmetros de entrada.

Figura 3.1 - Pontos considerados no cálculo das variáveis mecanísticas



Fonte: Elaboração própria

3.1.1 Parâmetros de rigidez e de resistência das interfaces

A definição dos parâmetros de rigidez e resistência das interfaces baseou-se em uma revisão bibliográfica, a partir da qual foram estabelecidos intervalos de variação da adesão e do ângulo de atrito, bem como modelos de estimativa do módulo de reação ao cisalhamento (K_s). Para isso, foram considerados resultados de ensaios de cisalhamento direto disponíveis na literatura.

3.1.1.1 Interface revestimento-base

Para a interface entre o revestimento asfáltico e a camada subjacente, foram considerados os resultados obtidos por Mantilla e Button (1994), Torquato e Silva (2017), Scherer *et al*. (2020) e Scherer *et al*. (2022). Os valores de adesão e ângulo de atrito da interface obtidos pelos autores são apresentados na Tabela 3.2, considerando uma temperatura de 25°C. Quando os autores não apresentaram esses valores de forma direta, os resultados disponíveis foram utilizados para sua obtenção. A representação gráfica das envoltórias Mohr-Coulomb é apresentada na Figura 3.2.

Os modelos de variação do módulo de reação ao cisalhamento em função da tensão normal vertical, correspondentes aos estudos conduzidos por esses autores, são apresentados na Tabela 3.3, considerando uma temperatura de 25°C. Quando esses valores não foram

apresentados de forma direta, os resultados apresentados pelos autores foram utilizados para sua obtenção.

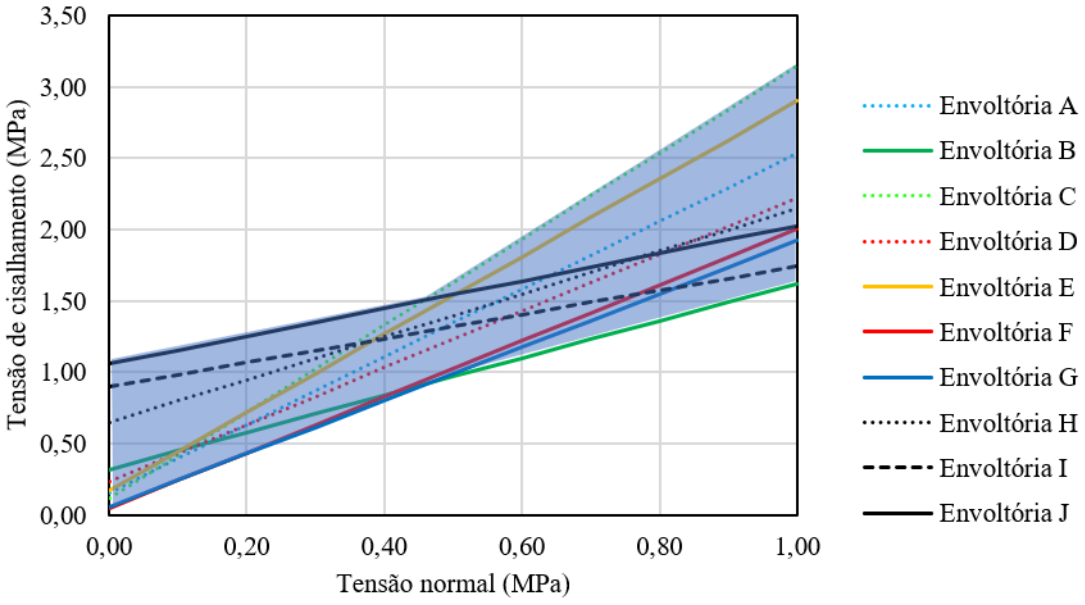
Tabela 3.2 - Parâmetros de resistência da interface revestimento-base

Referência	Tratamento da interface	Adesão (kPa)	Ângulo de atrito (°)	Envoltória
Mantilla e Button (1994)	Sem imprimação	159,00	67	A
	MC-30	320,67	52	B
	LVOC-1	116,33	72	C
	AE-P	236,67	63	D
	PEP	173,67	70	E
Torquato e Silva (2017)	CM-30	45,77	63	F
Scherer *et al.* (2020)	CM-30	58,60	62	G
Scherer *et al.* (2022)	Sem imprimação	649,00	56	H
	CM-30	899,00	40	I
	CM-30 + RR-2C	1058,50	44	J

Nota: MC-30 e CM-30 são asfaltos diluídos; RR-2C é uma emulsão asfáltica catiônica de ruptura rápida; e AE-P, LVOC-1 e PEP são *primers* emulsificados.

Fonte: Elaboração própria

Figura 3.2 - Envoltórias Mohr-Coulomb para a interface revestimento-base



Fonte: Elaboração própria

Tabela 3.3 - Parâmetros de rigidez da interface revestimento-base

Referência	Tratamento da interface	$K_{inicial}$ (MPa/m)	α (1/m)
Torquato e Silva (2017)	CM-30	40,86	370,00
Scherer *et al.* (2020)	CM-30	253,10	310,34
Scherer *et al.* (2022)	Sem imprimação	233,00	260,00
	CM-30	286,00	229,00
	CM-30 + RR-2C	291,00	233,00

Fonte: Elaboração própria

3.1.1.2 Interfaces entre camadas granulares

Para as interfaces entre materiais granulares e entre camadas granulares e o subleito foram considerados os parâmetros obtidos por Ntirenganya, Kalumba e De Wet (2016), Banyhussan *et al.* (2023), e Banyhussan, Hassan e Hamad (2023). Os valores de adesão e ângulo de atrito da interface reportados por esses autores estão sintetizados na Tabela 3.4, com suas respectivas envoltórias representadas na Figura 3.3.

Tabela 3.4 - Parâmetros de resistência da interface entre camadas granulares

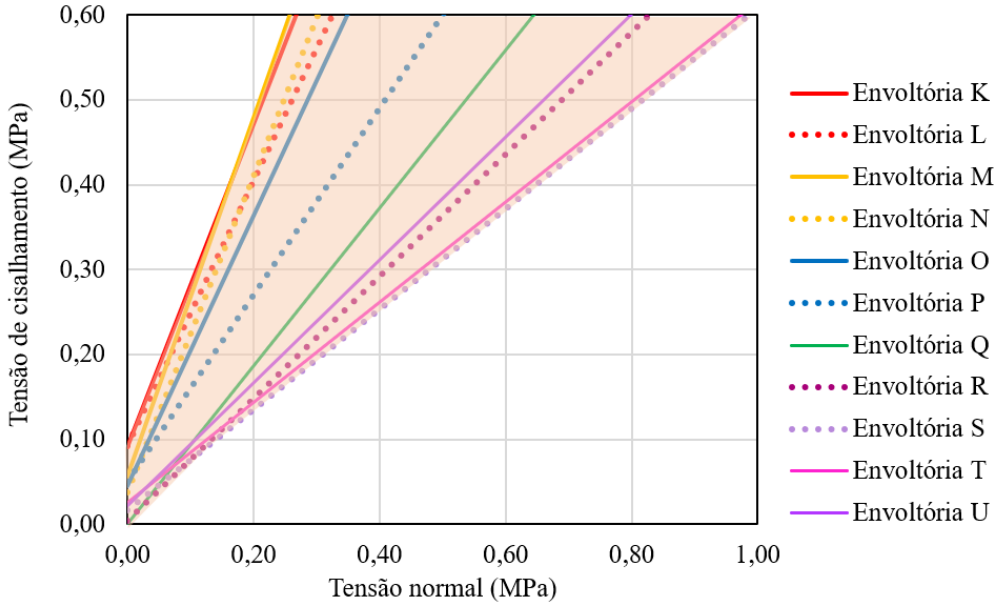
Referência	Tratamento da interface	Adesão (kPa)	Ângulo de atrito (°)	Envoltória
Ntirenganya, Kalumba e De Wet (2016)	Escarificado (19 mm) - Não Saturado	90,60	62	K
	Escarificado (19 mm) - Saturado	92,40	57	L
	Escarificado (26 mm) - Não Saturado	55,90	65	M
	Escarificado (26 mm) - Saturado	37,50	62	N
	Não Escarificado (19 mm) - Não Saturado	45,30	58	O
	Não Escarificado (19 mm) - Saturado	50,00	48	P
	Sem aderência - (filme plástico)	0,70	43	Q
Banyhussan *et al.* (2023)	Material granular - sobre solo arenoso	3,50	36	R
	Material granular - sobre solo argiloso	16,50	31	S
Banyhussan, Hassan e Hamad (2023)	Material granular - sobre solo arenoso	25,63	30	T
	Material granular - sobre solo argiloso	22,38	36	U

Fonte: Elaboração própria

Embora nem todos os autores tenham apresentado diretamente modelos para estimativa do módulo de reação ao cisalhamento, Ntirenganya, Kalumba e De Wet (2016) disponibilizam os valores de deslocamento relativo na ruptura, a resistência ao cisalhamento e as tensões normais verticais correspondentes, possibilitando a obtenção desses modelos. A partir desses dados, foram determinados os parâmetros da Equação 2.24 para as situações

correspondentes às Envoltórias K a Q, por meio da Equação 2.18. Os valores de $K_{inicial}$ e α obtidos estão listados na Tabela 3.5.

Figura 3.3 - Envoltórias Mohr-Coulomb para interfaces entre camadas granulares



Fonte: Elaboração própria

Tabela 3.5 - Parâmetros de rigidez para interfaces entre camadas granulares

Referência	Tratamento da interface	$K_{inicial}$ (MPa/m)	α (1/m)
Ntirenganya, Kalumba e De Wet (2016)	Escarificado (19 mm) - Não Saturado	12,41	77,90
	Escarificado (19 mm) - Saturado	10,60	57,28
	Escarificado (26 mm) - Não Saturado	11,12	40,33
	Escarificado (26 mm) - Saturado	3,47	127,32
	Não Escarificado (19 mm) - Não Saturado	14,70	107,78
	Não Escarificado (19 mm) - Saturado	8,15	69,08

Fonte: Elaboração própria

3.1.1.3 Tratamento estatístico

A influência da adesão, ângulo de atrito interno e módulo de reação ao cisalhamento das interfaces, bem como sua variabilidade, foi analisada por meio do método da aproximação de primeira ordem da variância (*First Order Second Moment* - FOSM), apresentado por Christian, Ladd e Beacher (1992 *apud* CHRISTIAN; LADD; BEACHER, 1994). Nesse procedimento, esses três parâmetros foram considerados variáveis independentes, enquanto as variáveis mecanísticas calculadas (tensões, deformações e deslocamentos) foram tratadas como variáveis dependentes.

Os valores médios e a variância da adesão e do ângulo de atrito das interfaces foram obtidos a partir dos dados apresentados nas Tabelas 3.2 e 3.4. Para o estabelecimento dos parâmetros de rigidez, foi realizada uma análise das tensões normais na estrutura de referência (Tabela 3.1), considerando interfaces totalmente aderidas. O módulo de reação ao cisalhamento (K_s) de cada interface foi determinado a partir da tensão normal vertical atuante, considerando dois pontos distintos: (i) sob o centro da área carregada de uma das rodas do semieixo padrão e (ii) no ponto médio entre as rodas. O valor mais crítico dessas tensões foi utilizado para o cálculo inicial de K_s, pela Equação 2.24.

A determinação de K_s seguiu um procedimento iterativo. Após a estimativa inicial, as tensões foram reavaliadas e um novo valor de K_s foi calculado. Esse processo foi repetido até a convergência dos valores de K_s. Para a interface revestimento-base, foram utilizados os modelos apresentados na Tabela 3.3, e para as demais interfaces, os modelos da Tabela 3.5. Com os valores de K_s estabelecidos, calculou-se o valor médio e a variância dessa propriedade para cada interface.

No método FOSM, o valor médio da variável dependente é determinado a partir dos valores médios das variáveis independentes, e sua variância é calculada pela seguinte equação:

$$V[F] = \sum_{i=1}^{n} \left(\frac{F(\overline{x_i} + \Delta x_i) - F(\overline{x_i})}{\Delta x_i} \right)^2 V[x_i] \qquad (3.1)$$

onde $V[F]$ é a variância da variável dependente, $V[x_i]$ é a variância da variável independente x_i, $F(\overline{x_i})$ é o valor médio da variável dependente, calculado com os valores médios das variáveis independentes, Δx_i é o incremento na variável independente x_i, e $F(\overline{x_i} + \Delta x_i)$ é o valor da variável dependente calculado considerando a variação Δx_i no valor da variável independente x_i.

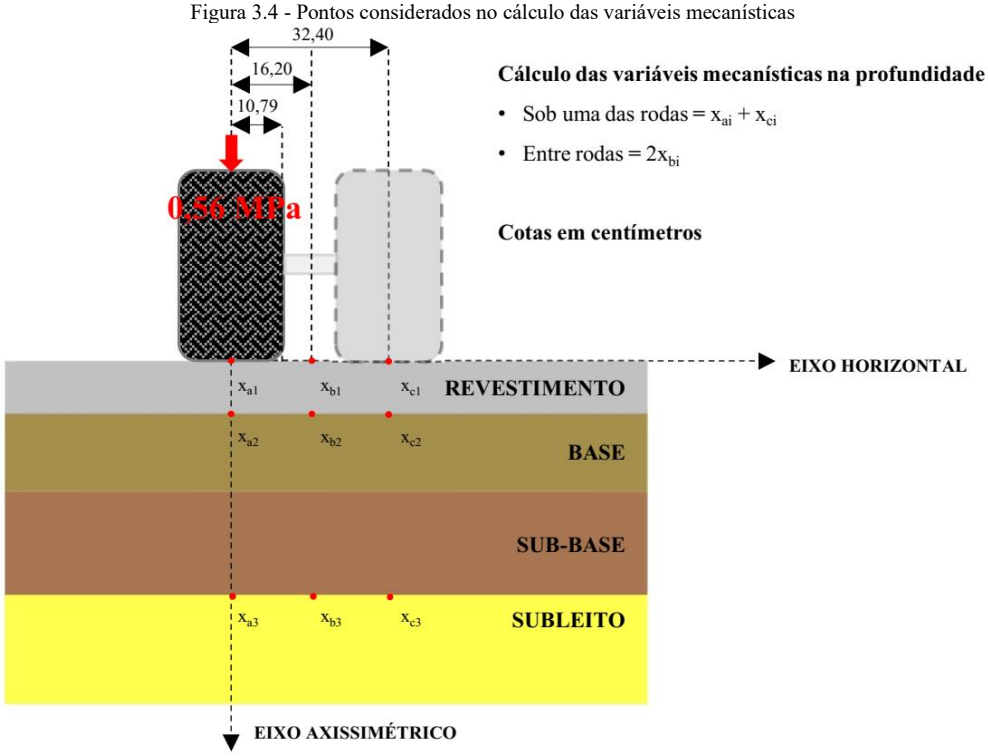
A influência relativa de cada parâmetro é quantificada pelo peso matemático de cada variável independente no cálculo da variável dependente, calculado pela Equação 3.1. Para um conjunto de n variáveis independentes, o método FOSM requer n+1 análises: uma para os valores médios e uma para cada variável independente com o incremento Δx_i (FARIAS; ASSIS, 1998). Com base nos estudos conduzidos por Dell'avanzi (1995 *apud* FLORES, 2008) e Farias e Assis (1998), adotou-se um incremento Δx_i igual a 10% do valor médio das variáveis independentes.

3.1.2 Programas computacionais

As variáveis mecanísticas foram calculadas pelo programa AEMC, versão 2.4.6 (ver item 2.3.1), para avaliação da influência da espessura e da rigidez das camadas, da pressão de inflação dos pneus e da carga aplicada pelas rodas. Para a análise da influência dos parâmetros de rigidez e resistência das interfaces, os cálculos foram realizados no programa *Rock and Soils* 2D (RS2) da Rocscience, versão 11.021, pelo método dos elementos finitos (MEF).

No RS2, a análise foi conduzida de forma axissimétrica, restringindo os deslocamentos verticais e horizontais na fronteira inferior, e permitindo apenas os deslocamentos verticais nas fronteiras laterais. O carregamento inserido no modelo corresponde à carga de uma das rodas do semieixo padrão, sendo a influência da segunda roda considerada por meio da sobreposição de efeitos. Para as variáveis mecanísticas calculadas na vertical do eixo axissimétrico (centro da área carregada), o valor obtido em uma determinada profundidade foi somado ao valor correspondente a 32,4 cm no eixo horizontal. Já para as variáveis calculadas na vertical do ponto médio entre as rodas (16,2 cm no eixo horizontal), os valores obtidos foram multiplicados por dois. O carregamento aplicado é representado de forma esquemática na Figura 3.4.

Figura 3.4 - Pontos considerados no cálculo das variáveis mecanísticas



Fonte: Elaboração própria

Para minimizar os efeitos de borda, foram adotadas as mesmas dimensões propostas por Toffoli (2021), modelando o subleito com 25 metros de profundidade e 25 metros de largura, sem a presença de superfície freática. A malha foi gerada com elementos triangulares de 6 nós, especificando-se 150 nós nas extremidades do modelo. Foram adicionadas regiões de malha avançada nas proximidades da área carregada e do eixo de revolução, estabelecendo uma malha mais refinada na região de maior interesse, buscando o equilíbrio entre a acurácia e o tempo de processamento das análises.

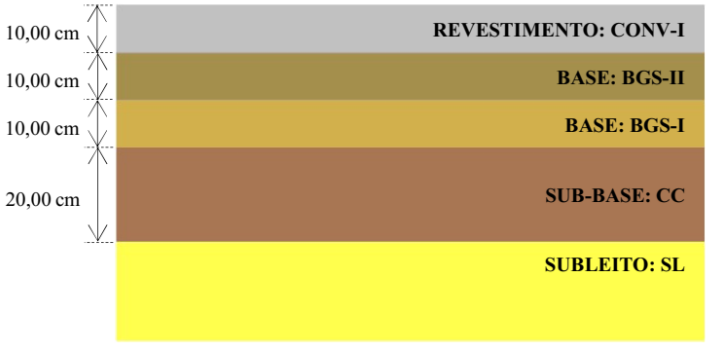
As interfaces foram modeladas com juntas fechadas, sem a possibilidade de movimento relativo nas extremidades. Essas juntas foram caracterizadas pela definição dos módulos de reação normal e ao cisalhamento. Seguindo a recomendação de Toffoli (2021), o módulo de reação normal (K_n) das juntas foi mantido elevado em todos os cenários de aderência avaliados. Para o módulo de reação ao cisalhamento (K_s), os valores foram adotados conforme descrito no item 3.1.1, além do valor nominal 0 (zero) para simular a condição de interfaces sem aderência. Para as simulações que consideraram os parâmetros de resistência das interfaces, foi adotado o critério de deslizamento Mohr-Coulomb. Na simulação das interfaces totalmente aderidas, não foram utilizados elementos de junta.

3.2 ETAPA 2: ESTUDO DAS CONDIÇÕES DE ADERÊNCIA EM CAMPO

As atividades desenvolvidas no TED firmado entre o IPR/DNIT e o INFRALAB/UnB contemplaram a elaboração do projeto e a construção de uma pista experimental instrumentada com a utilização de materiais da região Centro-Oeste. A instrumentação possibilita a medição de tensões, deformações e deslocamentos na estrutura, permitindo comparar esses valores com aqueles obtidos por meio de modelos constitutivos, de modo a validar a base teórica e as hipóteses consideradas.

A pista foi construída na Unidade Local do DNIT na região administrativa de Santa Maria no Distrito Federal. A caracterização dos materiais utilizados na construção da pista contemplou os principais parâmetros de entrada requeridos pelo programa MeDiNa, em consonância com as diretrizes estabelecidas no Guia PRO-MeDiNa (DNIT, 2023). O projeto contemplou dois trechos de seção transversal distinta, cada um com 50 metros de extensão, totalizando 100 metros de comprimento. Neste estudo, foi analisado apenas um deles, cuja seção transversal está esquematicamente representada na Figura 3.5.

Figura 3.5 - Seção transversal do trecho experimental avaliado



Fonte: Elaboração própria

A mistura asfáltica utilizada na construção do trecho avaliado corresponde a um concreto betuminoso usinado a quente (CBUQ), enquadrado na faixa C da norma DNIT 031/2024-ES. A mistura, identificada como CONV-I, foi produzida com CAP 50/70 e apresentou densidade relativa máxima de 2,501, determinada conforme a norma DNIT 427/2020-ME. O módulo de resiliência médio, obtido de acordo com a norma DNIT 135/2018-ME, foi de 9210 MPa. Os parâmetros da equação de fadiga, determinados por meio de ensaios de compressão diametral com carga repetida conforme a norma DNIT 183/2018-ME, foram $k_1 = 5\times10^{-17}$ e $k_2 = -4{,}941$. A mistura apresentou ainda *flow number* igual a 3021, determinado conforme a norma DNIT 184/2018-ME. As características dos materiais granulares empregados na construção do trecho experimental são apresentadas na Tabela 3.6.

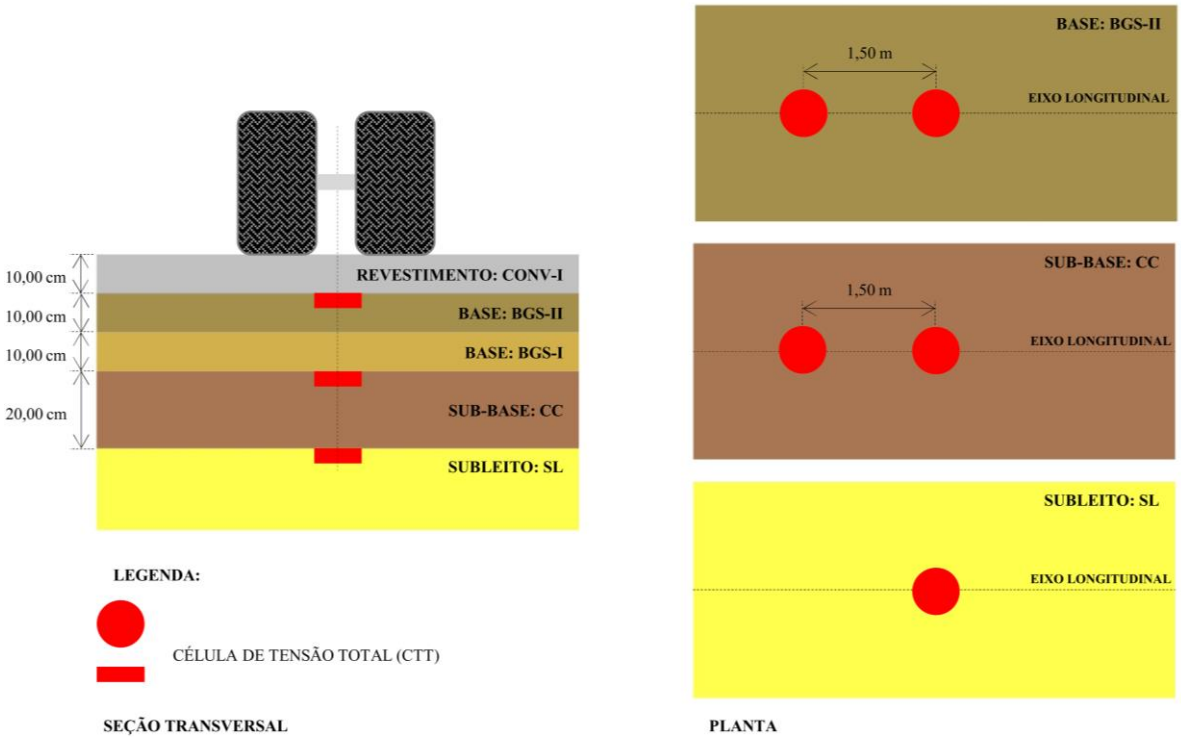
Tabela 3.6 - Características dos materiais granulares utilizados na construção da pista experimental

Material	Densidade seca máxima (g/cm³)	Parâmetros de Módulo de Resiliência					Parâmetros de deformação permanente				
		k_1	k_2	k_3	k_4	R^2	ψ_1	ψ_2	ψ_3	ψ_4	R^2
BGS-I	2,360	1373,68	0,43	0,48	-	0,9	0,201	0,201	0,600	0,072	0,9
BGS-II	2,320	873,32	0,38	0,39	-	0,9	0,139	-1,670	1,923	0,036	0,8
CC	1,850	971,65	0,29	0,15	-	0,8	0,321	0,167	0,731	0,037	0,9
SL	1,520	170,13	0,21	-0,22	-	0,8	0,126	-0,764	1,980	0,065	0,9

Fonte: Carvalho (2025)

A instrumentação da pista contempla, dentre outros sensores, células de tensão total (CTT) para medição de tensões verticais, instaladas no centro da seção transversal, ao longo do eixo longitudinal, em pontos estratégicos da estrutura: no topo do subleito, no topo da sub-base e no topo da base. A disposição esquemática dessas células de tensão total é apresentada na Figura 3.6.

Figura 3.6 - Posicionamento esquemático das células de tensão total (CTTs) na pista experimental



Fonte: Elaboração própria

Após a construção da camada asfáltica, o ensaio de viga Benkelman foi realizado como complemento ao controle construtivo, em conformidade com o procedimento descrito na norma DNIT 133/2010-ME. As bacias foram medidas a cada 10 metros nas bordas e no centro da pista. Para avaliação do trecho analisado neste estudo, foram consideradas 15 medições.

Após a construção e instrumentação da pista experimental, foi instalado um simulador de tráfego para atuar na área onde os sensores foram posicionados. Esse equipamento reproduz, em ambiente controlado, as condições de tráfego de veículos, com o objetivo de avaliar o desempenho e a durabilidade de materiais de pavimentação. O simulador utiliza uma plataforma móvel equipada com um rodado duplo que trafega em sentido linear bidirecional, com uma velocidade aproximada de 1,66 m/s. O movimento transversal é regulável em uma faixa de 80 cm, evitando a canalização do tráfego sobre uma única trilha de roda. O simulador de tráfego instalado na pista experimental é representado na Figura 3.7.

Figura 3.7 - Simulador de tráfego



(a) (b)

Fonte: Arquivo pessoal

A solicitação do pavimento ocorre em uma extensão de 10 m de comprimento, no entanto, devido ao processo de aceleração e desaceleração, os 1,5 metros nas extremidades são desprezados, restando 7 metros para fins de avaliação do pavimento. A instalação e operação do simulador de tráfego foi feita pela empresa Simular, e o monitoramento do pavimento ao longo das simulações contou com o apoio da empresa Dynatest. Maiores detalhes sobre o projeto, a instrumentação instalada na pista experimental, o sistema de aquisição de dados, o simulador de tráfego e as características dos materiais utilizados podem ser encontrados no trabalho de Carvalho (2025).

O estudo das condições de aderência foi realizado por meio da comparação entre variáveis mecanísticas medidas em campo e os valores correspondentes calculados com base na teoria da elasticidade. Inicialmente, foram analisadas as deflexões máximas obtidas com o uso da viga Benkelman. Essa abordagem é respaldada por Guo, Wang e Zhong (2016) e Fan *et al.* (2022), que demonstraram a viabilidade do uso de métricas baseadas em deflexões para avaliar a qualidade da aderência entre as camadas dos pavimentos. Como essa variável é dependente da temperatura, os valores medidos foram corrigidos para uma temperatura de referência de 25 °C, utilizando a equação apresentada por Bueno (2016). Essa equação foi adaptada do ábaco proposto pelo Departamento de Estradas de Rodagem de São Paulo (DER/SP, 2006b), desenvolvido a partir das relações indicadas pela *American Association of Highway and Transportation Officials* (AASHTO, 1993):

$$D_{25} = \frac{D_p}{\left(\left(\left(\frac{h_{CA}}{1000}\right)\times(T-25)\right)+1\right)} \tag{3.2}$$

onde D_{25} é o deslocamento corrigido para 25°C (10^{-2} mm), D_p é o deslocamento medido (10^{-2} mm), h_{CA} é a espessura da camada asfáltica (cm) e T é a temperatura da superfície do pavimento no momento da medição (°C).

Os valores corrigidos foram comparados ao valor teórico correspondente para as condições de interfaces totalmente aderidas e sem aderência. Além da comparação das deflexões máximas, os valores teóricos de tensões verticais para essas condições de aderência também foram comparados às medições obtidas pela instrumentação instalada por Carvalho (2025) na etapa de aferição da calibração. Durante esse procedimento, o rodado atuou centralizado no sentido transversal, com variação da carga aplicada. Foram aplicadas dez cargas distintas, variando de aproximadamente 1 a 10 toneladas (9,81 a 98,1 kN).

3.3 ETAPA 3: ATUALIZAÇÃO DO BANCO DE DADOS E CALIBRAÇÃO DAS FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA

A análise da influência das condições de aderência na estimativa de área trincada foi realizada por meio da calibração de diferentes funções de transferência, considerando duas hipóteses: (i) as condições de aderência entre camadas assumidas por Fritzen (2016), e (ii) uma hipótese alternativa, em que todas as interfaces entre camadas foram consideradas totalmente aderidas.

Para calcular o dano médio na hipótese alternativa, foi necessário determinar novos valores de módulo de resiliência (MR), pois os originalmente obtidos por Fritzen (2016) estão vinculados às hipóteses de aderência adotadas em sua pesquisa. Como as bacias deflectométricas originais não estavam disponíveis, foi necessário recalculá-las. Esse processo foi realizado por meio do programa AEMC, a partir dos valores de MR determinados por retroanálise, assumindo as hipóteses de Fritzen (2016). Para isso, adotou-se um carregamento de 4,10 toneladas, distribuído em uma área circular com raio de 15 centímetros. Para gerar as bacias, foram calculados os deslocamentos verticais recuperáveis em 7 pontos ao longo do eixo y, correspondentes a 0,00, 20,00, 30,00, 45,00, 60,00, 90,00 e 120,00 cm.

As bacias de deslocamento vertical recuperável assim obtidas foram posteriormente retroanalisadas utilizando o programa BackMeDiNa, agora assumindo interfaces totalmente aderidas. Nesse procedimento, os módulos de resiliência do revestimento asfáltico foram limitados aos resultados obtidos por ensaios mecânicos feitos em laboratório, enquanto os coeficientes de Poisson permaneceram os mesmos adotados por Fritzen (2016). Embora esse procedimento introduza uma fonte adicional de incerteza, a redefinição dos valores de MR é

necessária, pois a alteração das condições de aderência nas interfaces modifica a distribuição de tensões e deformações na estrutura do pavimento.

Após a determinação dos novos valores de MR, seguiu-se o procedimento de calibração das funções de transferência, que compreende: (i) cálculo das deformações nos 20 pontos da camada asfáltica (Figura 2.8); (ii) determinação do número admissível de ciclos de carga em cada ponto, pela Equação 2.31; (iii) cálculo do dano médio de fadiga em cada segmento, pela Equação 2.30; e (iv) obtenção do fator de deslocamento (fS) que melhor ajusta a curva de área trincada de cada segmento à curva sigmoide considerada. A calibração de funções de transferência considerando diferentes curvas sigmoides permite avaliar a sensibilidade da função de transferência às variações dos parâmetros Z e n.

3.3.1 Atualização do banco de dados

No âmbito do TED firmado entre o IPR/DNIT e o INFRALAB/UnB, em outubro de 2024, foi realizada a atualização da base de dados utilizada por Fritzen (2016) e reavaliada por Fritzen *et al.* (2019) na atualização da função de transferência que foi implementada na versão 1.1.9 do programa MeDiNa. A atualização da base de dados consistiu na incorporação de dados provenientes de trechos experimentais localizados no estado do Rio Grande do Sul, monitorados pelo GEPPASV/UFSM. Na Tabela 3.7 são apresentados os trechos adicionados.

Tabela 3.7 - Trechos experimentais monitorados pelo GEPPASV/UFSM

Identificação	Rodovia/Avenida	Cidade	Estado
UFSM 2.1	Av Hélvio Basso	Santa Maria	Rio Grande do Sul
UFSM 2.2*	Av Hélvio Basso	Santa Maria	Rio Grande do Sul
UFSM 6.1	BR-116	Pelotas	Rio Grande do Sul
UFSM 6.2	BR-116	Pelotas	Rio Grande do Sul
UFSM 7.2	BR-116	Pelotas	Rio Grande do Sul
UFSM 8.1	BR-116	Pelotas	Rio Grande do Sul
UFSM 8.2	BR-116	Pelotas	Rio Grande do Sul
UFSM 18.2	BR-116	Barra do Ribeiro	Rio Grande do Sul
UFSM 19.2	BR-116	Barra do Ribeiro	Rio Grande do Sul
UFSM 20.2	BR-116	Barra do Ribeiro	Rio Grande do Sul

* segmento SMARIA, considerado na atualização da função de transferência feita por Fritzen *et al.* (2019), atualizado e renomeado

Fonte: DNIT (2026)

Os trechos incorporados ao banco de dados correspondem a estruturas com camada de revestimento composta por misturas densas de concreto asfáltico, sobre base granular,

identificados conforme o padrão adotado por Bueno (2019). Descrições detalhadas dos segmentos da BR-116 podem ser encontradas nos trabalhos de Vestena (2021) e Santos (2025).

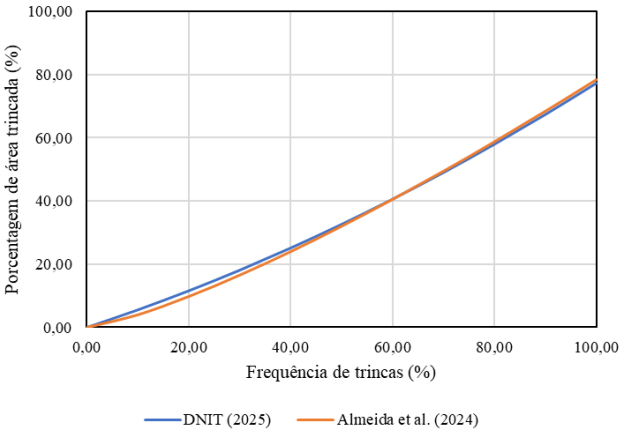
Cabe destacar que Santos (2025) calibrou uma função de transferência recorrendo à metodologia proposta por Fritzen *et al.* (2019), considerando uma base de dados semelhante à utilizada neste estudo. Eventuais diferenças entre os coeficientes obtidos pelo autor e aqueles apresentados nesta pesquisa, para a mesma combinação de Z e n, podem estar associadas tanto ao critério de seleção dos segmentos quanto a diferenças no momento de consolidação da base de dados.

A atualização do banco de dados compreende a incorporação das medições de área trincada pelo procedimento descrito na norma DNIT 433/2021-PRO, além de outras informações fundamentais para a calibração das funções de transferência, como os parâmetros de fadiga das misturas asfálticas, as espessuras das camadas e os respectivos módulos de deformabilidade elástica.

3.3.2 Medida de área trincada

As funções de transferência foram calibradas considerando como dados de entrada: (i) as medições de área trincada realizadas em campo conforme a norma DNIT 433/2021-PRO (frequência de trincamento) e (ii) os valores correspondentes segundo a norma DNIT 007/2003-PRO (porcentagem de área trincada). Para converter a frequência de trincamento medida em porcentagem de área trincada, adotou-se a correlação representada graficamente na Figura 2.21. Embora essa correlação contemple apenas segmentos localizados no estado do Rio Grande do Sul, seu comportamento é semelhante ao da correlação apresentada por Almeida *et al.* (2024) para o segmento experimental da BR-110, no estado da Bahia, como ilustrado na Figura 3.8.

Figura 3.8 - Correlação entre métodos de medição de trincamento



Fonte: Elaboração própria

3.3.3 Parâmetros da curva sigmoide

Com a base de dados atualizada e considerando como dados de entrada as medições de área trincada em termos de frequência de trincamento e de porcentagem de área trincada, foram calibradas funções de transferência variando os valores dos parâmetros Z e n em relação aos valores definidos por Fritzen *et al.* (2019) (Z = 0,25 e n = 5). Dessa forma, foram analisados valores de Z iguais a 0,15, 0,25, 0,35 e 0,45, e valores de n iguais a 3, 5, 7 e 9. Inicialmente, foram calibradas 64 funções de transferência, considerando as distintas abordagens para os dados de entrada (frequência de trincamento e porcentagem de área trincada), as duas hipóteses de aderência entre camadas e todas as combinações dos valores de Z e n.

Na atualização da função de transferência realizada por Fritzen *et al.* (2019), os segmentos identificados como SQ02D, SQ34E, SQ34D, SQ42D e SQ42E foram desconsiderados por apresentarem valores muito discrepantes em relação ao comportamento médio das demais seções. Ao avaliar os valores dos fatores de deslocamento (fS) adotados e calculados por esses autores, nota-se que esses segmentos apresentaram as maiores diferenças entre os avaliados. Dessa forma, na calibração das funções de transferência realizada neste trabalho, esses segmentos foram reavaliados. A menor diferença entre o fS adotado e o fS calculado nesses segmentos foi adotada como a máxima diferença admissível para os demais segmentos da base de dados.

Nessa etapa, o coeficiente de determinação (R^2), calculado a partir da relação entre os valores medidos em campo e as estimativas obtidas pela função de transferência em cada cenário avaliado, conforme a equação a seguir, foi adotado como métrica para avaliar a qualidade do ajuste das diferentes combinações entre os parâmetros Z e n:

$$R^2 = 1 - \frac{\sum_{i=1}^{n}\left(AT_{obs,i} - AT_{est,i}\right)^2}{\sum_{i=1}^{n}\left(AT_{obs,i} - \overline{AT}_{obs}\right)^2} \tag{3.3}$$

em que $AT_{obs,\,i}$ representa os valores de área trincada observados em campo, $AT_{est,\,i}$ o valor correspondente estimado pela função de transferência, $\overline{AT}_{obs}$ a média dos valores observados em campo, e n o número de pares válidos considerados na análise.

Essa escolha se justifica pelo fato de o R^2 permitir a avaliação do ajuste e da tendência global das funções de transferência calibradas, possibilitando a comparação direta do desempenho relativo entre as diferentes combinações paramétricas analisadas (CHICCO;

WARENS; JURMAN, 2021). Valores de R^2 próximos de 1 indicam elevado grau de ajuste, enquanto valores próximos de 0 refletem baixo poder explicativo da função de transferência.

3.3.4 Translação da curva sigmoide

Ainda que as funções de transferência sejam validadas e o ajuste seja considerado satisfatório, a curva sigmoide definida pela Equação 2.25 apresenta limitações na representação da evolução do trincamento em estruturas reais. Dados preliminares dos segmentos PRO-MeDiNa analisados por Almeida *et al.* (2024) apontam para um prolongamento da fase elástica, não representado pela curva sigmoide utilizada no programa MeDiNa (versão 1.1.9), um comportamento também relatado por Pitangui (2022), Cousseau *et al.* (2024) e Santana *et al.* (2025a). Buscando corrigir essa inadequação, foi feita uma alteração da marcha de cálculo da área trincada buscando deslocar horizontalmente a curva sigmoide, incorporando um fator de translação (fTR), conforme definido na equação:

$$AT\% = \begin{cases} 0, & N' \leq fTR \\ \frac{e^{-A} - e^{-B}}{1 - e^{-B}}, & N' > fTR \end{cases} \tag{3.4}$$

$$A = \left[\frac{(N' - fTR) - 1}{Z - 1}\right]^n \tag{3.5}$$

Nessa nova formulação, o fator de translação (fTR) atua exclusivamente na definição do parâmetro A, deslocando o início da evolução do trincamento. Esse deslocamento busca representar a fase inicial da vida de serviço do pavimento, durante a qual não ocorrem trincamentos significativos (XIAO *et al*., 2018). A definição de N' e do parâmetro B seguiu a abordagem proposta de Fritzen *et al.* (2019), conforme as Equações 2.27 e 2.28, de modo que a forma global da sigmoide é preservada. Foram analisados valores de fTR iguais a 0,10, 0,15 e 0,20, incorporando-o diretamente no processo de calibração. Dessa forma, para cada valor de fTR considerado, foram geradas 64 funções de transferência, totalizando 192 novas funções.

A avaliação da influência do fTR foi realizada para todas as combinações de Z e n, considerando também as diferentes abordagens de dados de entrada e hipóteses de aderência. Diferentemente dos parâmetros Z e n, que controlam a forma global da curva sigmoide, o fTR atua de forma localizada, afetando predominantemente a fase inicial da evolução do

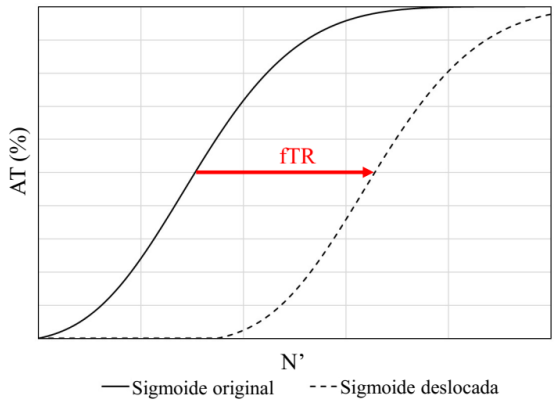
trincamento. Dessa forma, além do coeficiente de determinação (Equação 3.3), foram adotadas métricas baseadas em erro para avaliar o efeito da incorporação do fTR, especificamente o erro médio absoluto (MAE) e a raiz do erro quadrático médio (RMSE), definidas pelas equações a seguir:

$$\mathrm{MAE} = \frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\left|\mathrm{AT}_{obs,i} - \mathrm{AT}_{est,i}\right| \tag{3.6}$$

$$\mathrm{RMSE} = \sqrt{\frac{1}{n}\sum_{i=1}^{n}\left(\mathrm{AT}_{obs,i} - \mathrm{AT}_{est,i}\right)^2} \tag{3.7}$$

Enquanto o coeficiente de determinação (R^2) avalia o ajuste global, o MAE quantifica a magnitude média dos desvios entre valores estimados e medidos, enquanto a RMSE complementa essa análise destacando a presença de erros mais elevados (CHAI; DRAXLER, 2014; HODSON, 2014; KARUNASINGHA, 2022). O efeito do fator de translação no deslocamento horizontal da curva sigmoide e na progressão do trincamento é ilustrado de forma esquemática na Figura 3.9.

Figura 3.9 - Deslocamento da curva sigmoide



Fonte: Elaboração própria

3.4 ETAPA 4: ANÁLISE DAS CONDIÇÕES DE ADERÊNCIA NA ESTIMATIVA DE ÁREA TRINCADA E AFUNDAMENTO DE TRILHA DE RODA

A influência das condições de aderência sobre as respostas do MeDiNa foi avaliada considerando uma estrutura de pavimento, cujos materiais constam na base de dados da versão 1.1.9 do programa e cujas características estão apresentadas na Tabela 3.8. Inicialmente, foram

analisadas as estimativas de área trincada considerando as diferentes funções de transferência calibradas. Essa análise inicial buscou avaliar o efeito das diferentes abordagens de medição de área trincada, das hipóteses de aderência entre camadas e da variação dos parâmetros da curva sigmoide. Em seguida, foram avaliadas as estimativas de área trincada e de afundamento de trilha de roda. Nessa análise, considerou-se a variação da espessura das camadas identificadas como mais relevantes com base nos resultados obtidos na etapa 1.

Tabela 3.8 - Dados da estrutura de referência Etapa 3

Camada	Espessura (cm)	Material da base de dados do MeDiNa	MR (MPa)	ν
Revestimento	12,50	Classe 1	5764	0,30
Base	20,00	Brita Graduada – Gnaisse C5	381	0,35
Sub-base	25,00	Solo Argiloso LG'(1)	250	0,45
Subleito	-	Solo Siltoso NS'	189	0,45

Nota: assumiu-se comportamento elástico linear para todas as camadas

Fonte: Elaboração própria

Os materiais adotados para a estrutura de referência foram selecionados de modo que seus módulos de resiliência se enquadrassem aos intervalos de variação definidos na etapa 1. Em todas as análises desta etapa, a estimativa de área trincada foi calculada sem considerar a variabilidade do modelo de previsão, ou seja, utilizou-se o valor médio esperado, conforme a Equação 2.25. Para as simulações foi considerado o carregamento de referência definido no item 3.1, correspondente ao eixo padrão de rodas duplas. Na caracterização do tráfego adotou-se um número inicial de 5×10^6 repetições no primeiro ano, assumindo que 100% dos veículos trafegam na faixa de projeto. O período de projeto considerado foi de 10 anos, sem taxa de crescimento do tráfego, resultando em um total acumulado de 5×10^7 repetições do eixo padrão. De acordo com Ceratti, Bernucci e Soares (2015), esse valor corresponde a rodovias com alto volume de tráfego.

3.4.1 Alterações no programa MeDiNa

A versão 1.1.9 do programa MeDiNa foi modificada, no âmbito do TED firmado entre o IPR/DNIT e o INFRALAB/UnB, exclusivamente para fins de pesquisa, não constituindo necessariamente uma versão destinada ao uso geral. O código do programa foi alterado para permitir a obtenção das estimativas de área trincada e de afundamento de trilha de roda, considerando diferentes condições de aderência e funções de transferência. As alterações realizadas possibilitaram a inserção do coeficiente *l*, dos parâmetros da curva sigmoide Z e n, dos coeficientes de ajuste da função de transferência C_1 e C_2 e dos parâmetros da equação

utilizada para o cálculo do erro padrão. Essas alterações foram feitas de modo que os valores inseridos passaram a ser associados diretamente às variáveis internas correspondentes na rotina de cálculos do programa. Na versão original (1.1.9), esses parâmetros não podem ser alterados e tem seus valores fixados considerando as hipóteses de aderência entre camadas estabelecidas por Fritzen (2016) e a calibração de Fritzen *et al.* (2019).

A rotina de cálculo do programa também foi modificada. Na versão 1.1.9, os coeficientes C_1 e C_2 assumem os valores calibrados por Fritzen *et al.* (2019) apenas quando o dano médio é superior a 1×10^{-3}. Para valores inferiores a esse limite, C_1 e C_2 são fixados em 150000 e 1, respectivamente. No presente estudo, esse critério foi removido, de modo que o fator de deslocamento (fS) passou a ser calculado utilizando os valores de C_1 e C_2 definidos para cada cenário avaliado, independentemente do dano médio.

A acurácia das modificações foi verificada por meio da comparação entre as estimativas de área trincada geradas pela versão modificada do programa e os cálculos manuais realizados com o auxílio de uma planilha eletrônica. Os resultados foram consistentes, confirmando que as alterações no código foram implementadas corretamente. Cabe destacar que tais modificações não impactaram o custo computacional nem o tempo de execução das rotinas de cálculo, uma vez que se limitaram a ajustes no tratamento das entradas e na acessibilidade aos parâmetros utilizados nas análises.

3.5 ETAPA 5: VALIDAÇÃO DAS FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA

Para a validação das funções de transferência calibradas neste estudo, adotou-se uma abordagem de validação externa, baseada na aplicação das funções a segmentos rodoviários distintos daqueles utilizados no processo de calibração. Essa etapa tem como objetivo avaliar a capacidade preditiva das funções propostas, por meio da comparação entre as estimativas de área trincada obtidas pelo modelo e os valores efetivamente observados em campo ao longo da vida útil dos pavimentos analisados.

3.5.1 Segmentos utilizados na validação

A seleção dos segmentos empregados na etapa de validação considerou a compatibilidade estrutural com os segmentos utilizados na calibração, de modo a assegurar a consistência da aplicação das funções de transferência dentro do domínio estrutural considerado. Além disso, foram priorizados segmentos localizados em diferentes rodovias, de

forma a representar distintos níveis de solicitação de tráfego, contextos ambientais e soluções estruturais, ampliando a representatividade da análise.

Adicionalmente, a seleção dos segmentos considerou a disponibilidade de dados relativos à deformabilidade dos materiais constituintes, aos parâmetros de fadiga das misturas asfálticas e ao monitoramento da evolução da área trincada em função do tráfego, incluindo registros com ocorrência efetiva de trincamento (AT% > 0). Essas informações são indispensáveis tanto para a estimativa da área trincada por meio das funções de transferência quanto para a comparação consistente com os valores observados em campo.

Nos casos em que os parâmetros de deformabilidade das camadas foram obtidos por retroanálise de bacias de deflexão, adotou-se como critério não apenas a minimização do erro numérico do ajuste, mas também a coerência dos valores estimados com o comportamento esperado dos materiais em campo. Buscou-se, assim, um equilíbrio entre acurácia do ajuste e representatividade física dos valores de módulo de resiliência obtidos.

3.5.1.1 Segmento da BR-381 – Estado de São Paulo

O segmento da BR-381 (Rodovia Fernão Dias) utilizado na etapa de validação das funções de transferência foi avaliado por Andrade (2017), com complementações provenientes de Bessa (2017) e Fritzen *et al.* (2019). O segmento compõe o trecho experimental implantado do km 948 ao km 949 da pista sul, sendo selecionado por apresentar estrutura compatível com as consideradas no processo de calibração.

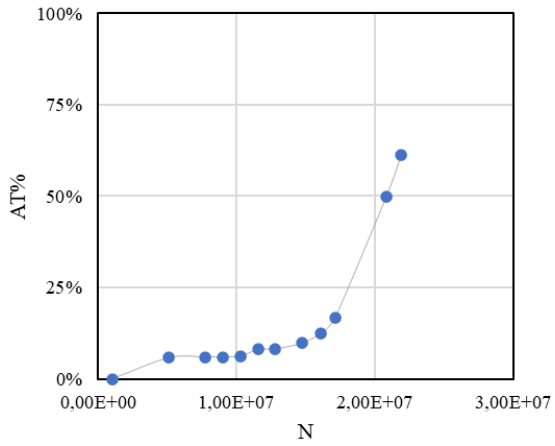
A estrutura do pavimento é composta por revestimento executado em duas camadas de CBUQ produzido com CAP 30/45, totalizando 12 cm de espessura, sobre uma base de brita graduada simples com 25 cm de espessura, apoiada sobre subleito compactado. Os módulos de resiliência das camadas foram obtidos por retroanálise de bacias de deflexão, sendo adotados os valores iniciais de 5004 MPa para o revestimento asfáltico, 115 MPa para a base granular e 145 MPa para o subleito. Segundo Andrade (2025, comunicação pessoal), na retroanálise das bacias foi assumida a hipótese de interfaces totalmente aderidas. Dessa forma, de modo semelhante ao descrito no item 3.3, foi necessário definir novos valores de módulo de resiliência para as camadas da estrutura, para a validação das funções de transferência calibradas assumindo as mesmas condições de aderência entre camadas adotadas por Fritzen (2016).

Os parâmetros de fadiga da mistura asfáltica utilizados na validação foram obtidos por meio de ensaio de fadiga por compressão diametral, compatível com a metodologia do método MeDiNa, sendo $k_1 = 2\times10^{-10}$ e $k_2 = -3{,}199$. Embora os resultados desse ensaio não tenham sido

incorporados à tese de Bessa (2017), os respectivos coeficientes foram obtidos diretamente com o autor e correspondem aos valores apresentados por Fritzen *et al*. (2019).

Os dados de monitoramento da evolução da área trincada em função do tráfego, reportados por Andrade (2017), são apresentados na Figura 3.10, correspondendo à medição direta da porcentagem de área trincada, sendo posteriormente tratados conforme a função de transferência considerada.

Figura 3.10 - Evolução de AT% em função de N no segmento da BR-381



Fonte: Adaptado de Andrade (2017)

3.5.1.2 Segmentos da BR-116 – Estado do Rio Grande do Sul

Os segmentos da BR-116, localizados no estado do Rio Grande do Sul e utilizados nesta etapa de validação, foram avaliados por Santos (2025). Dentre os trechos analisados pelo autor, foram selecionados os trechos UFSM 19.1 e UFSM 20.1, pertencentes a segmentos distintos. Em ambos os trechos, a estrutura projetada para as camadas inferiores do pavimento é composta por base de brita graduada simples (BGS) com 15 cm de espessura, sub-base de macadame seco com 18 cm de espessura e subleito constituído por solo argilo silto-arenoso. Os módulos de resiliência dessas camadas foram obtidos por retroanálise, considerando os critérios de aderência entre camadas propostos por Fritzen (2016), estando os valores adotados para cada trecho alinhados à descrição apresentada por Santos (2025) para os respectivos segmentos.

O trecho UFSM 19.1 apresenta revestimento asfáltico executado com espessura média de 5 cm com mistura produzida com AMP 60/85. Os parâmetros de deformabilidade da mistura asfáltica foram obtidos por meio de ensaios laboratoriais, sendo considerado, neste estudo, o módulo de resiliência correspondente à mistura coletada em campo, produzida em usina, igual a 7908 MPa. Os parâmetros de fadiga associados a essa mistura, compatíveis com a metodologia do método MeDiNa, são $k_1 = 6{,}152\times10^{-12}$ e $k_2 = -3{,}818$. Para esse trecho, foram

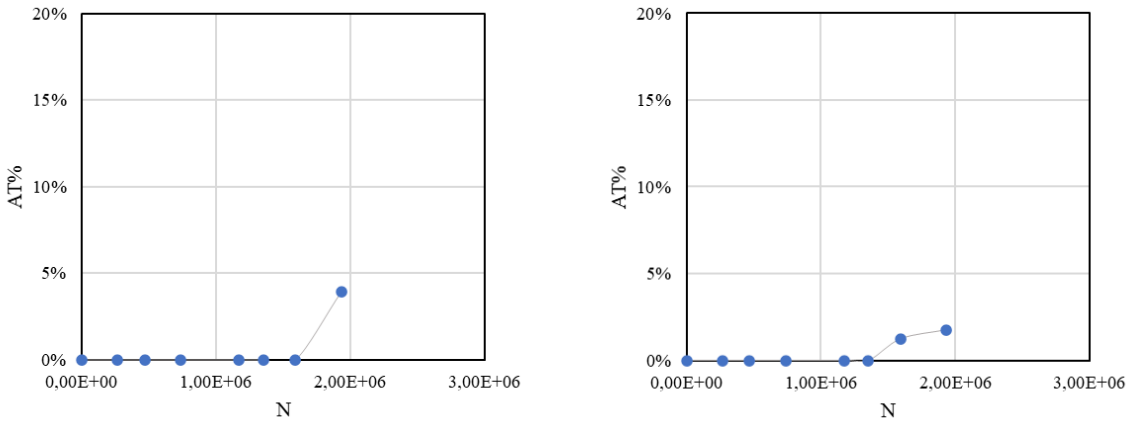
adotados os valores de 801 MPa para a base, 206 MPa para a sub-base e 506 MPa para o subleito.

O trecho UFSM 20.1 apresenta revestimento asfáltico executado em três camadas, sendo a camada superior constituída pela mesma mistura utilizada no trecho UFSM 19.1, com espessura média de 4 cm, e as duas camadas inferiores constituídas por mistura asfáltica produzida com AMP 55/75, e espessura média de 5 cm. Para a mistura produzida com AMP 55/75, foi considerada a caracterização laboratorial realizada com amostras coletadas em campo, resultando em módulo de resiliência de 6235 MPa e parâmetros de fadiga k_1 = $3{,}718\times10^{-15}$ e k_2 = -4,645. Para esse trecho, foram adotados os valores de 733 MPa para a base, 567 para a sub-base e 294 MPa para o subleito.

Ressalta-se que, nos dois trechos considerados, os módulos de resiliência das misturas asfálticas foram obtidos por ensaios de laboratório e não estão associados a hipóteses de retroanálise. Por outro lado, os valores de módulo de resiliência das camadas granulares e do subleito estão. Dessa forma, de modo análogo ao procedimento descrito no item 3.3, foi necessária a redefinição dos módulos de resiliência dessas camadas para a validação das funções de transferência calibradas assumindo interfaces totalmente aderidas.

Os dados de monitoramento da evolução da área trincada em função do tráfego, reportados por Santos (2025), são apresentados na Figura 3.11. As medições correspondem à área trincada expressa em termos de frequência de trincas, sendo posteriormente tratadas conforme a função de transferência considerada.

Figura 3.11 - Evolução de AT% em função de N nos segmentos da BR-116/RS



(a) UFSM 19.1 (b) UFSM 20.1

Fonte: Adaptado de Santos (2025)

3.5.1.3 Segmentos da BR-116 – Estado do Rio de Janeiro

Os segmentos da BR-116, localizados no estado do Rio de Janeiro, utilizados nesta etapa de validação, foram avaliados por Fritzen *et al.* (2025). Os segmentos foram implantados nas proximidades do município de Guapimirim e monitorados tanto sob tráfego acelerado, por meio de simulador de tráfego, quanto sob tráfego comercial real. No presente estudo, foram considerados exclusivamente os dados correspondentes ao desempenho observado sob tráfego comercial.

Os três segmentos avaliados apresentam base de macadame betuminoso com 15 cm de espessura, sub-base de macadame hidráulico com 15 cm de espessura e reforço de subleito com espessura de 20 cm. As soluções estruturais diferem apenas quanto à camada de revestimento asfáltico, cuja espessura total é de 10 cm em todos os casos. No segmento 1, foi utilizada uma mistura asfáltica produzida com PG 64S-16. No segmento 2, foi adotada solução semelhante. E no segmento 3, foi aplicada uma mistura do tipo *gap graded* com ligante modificado PG 70E-22.

Os materiais provenientes dos segmentos avaliados foram caracterizados por meio de ensaios laboratoriais, conforme descrito por Fritzen *et al.* (2025). Os módulos de resiliência e os parâmetros de fadiga das misturas asfálticas foram determinados por ensaios de tração indireta, enquanto as demais camadas foram caracterizadas por ensaios triaxiais. Os valores obtidos para os parâmetros de deformabilidade e de fadiga são apresentados nas Tabelas 3.9 e 3.10.

Tabela 3.9 - Módulo de resiliência das camadas dos segmentos da BR-116/RJ

Camada	Segmento		
	1 (MR, MPa)	2 (MR, MPa)	3 (MR, MPa)
Revestimento	8050	7970	3680
Base	3480	3480	3480
Sub-base	260	150	230
Reforço de subleito	80	120	130
Subleito	60	50	60

Fonte: Adaptado de Fritzen *et al.* (2025)

Tabela 3.10 - Parâmetros de fadiga das misturas asfálticas dos segmentos da BR-116/RJ

Parâmetro de fadiga	Segmento 1	Segmento 2	Segmento 3
k_1	4×10^{-10}	4×10^{-8}	1×10^{-10}
k_2	-3,059	-2,589	-3,201

Fonte: Adaptado de Fritzen *et al.* (2025)

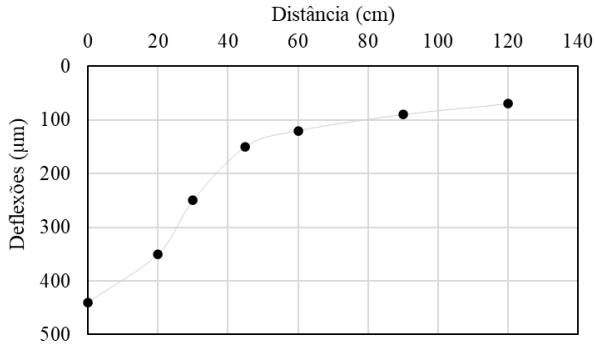
O monitoramento dos segmentos sob tráfego comercial foi realizado ao longo de 36 meses após a abertura da rodovia. Ao final do período de monitoramento, correspondente a um tráfego acumulado de $3{,}95\times10^{6}$ solicitações do eixo padrão (N), foram observados percentuais de trincamento, em termos de frequência, de 34% no segmento 1, 37% no segmento 2 e 36% no segmento 3.

3.5.1.4 Segmento da BR-420 – Estado da Bahia

O segmento da BR-420 utilizado na etapa de validação das funções de transferência integra um trecho experimental implantado no km 315 da rodovia. Para sua caracterização, foram considerados os dados apresentados por Santana *et al.* (2025a; 2025b). A estrutura do pavimento é composta por revestimento asfáltico com 6 cm de espessura, executado em concreto asfáltico produzido com CAP 50/70, sobre uma base de solo-brita com 15 cm de espessura. A sub-base é constituída por macadame seco, com espessura de 20 cm, apoiada sobre uma camada de reforço do subleito composta por solo com adição de 20% de material fresado, também com espessura de 20 cm.

A mistura asfáltica utilizada no revestimento foi caracterizada em laboratório, apresentando um módulo de resiliência de 4040 MPa. Os parâmetros de fadiga foram obtidos por meio do ensaio de compressão diametral de cargas repetidas, resultando nos coeficientes $k_1 = 1\times10^{-6}$ e $k_2 = -2{,}242$. No presente trabalho, o módulo de resiliência do revestimento foi fixado com base na caracterização laboratorial, enquanto os parâmetros de deformabilidade das demais camadas foram estimados por retroanálise a partir das deflexões medidas em campo, obtidas com viga Benkelman, conforme apresentado por Santana *et al.* (2025b). A bacia de deflexão característica do segmento da BR-420 utilizada nesse procedimento é ilustrada na Figura 3.12.

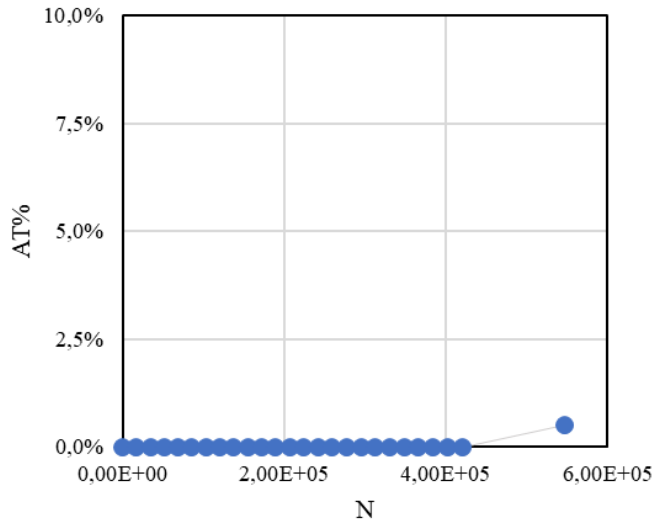
Figura 3.12 - Bacia deflectométrica característica do segmento da BR-420



Fonte: Adaptado de Santana *et al.* (2025b)

No período de monitoramento reportado por Santana *et al*. (2025a; 2025b), não foi registrada a ocorrência de trincamento. Entretanto, em levantamentos posteriores realizados pelos autores, foi observada a ocorrência de 0,50% de trincas, em termos de FQT, atendendo ao critério de seleção de segmentos com ocorrência efetiva de trincas (AT% > 0) adotado neste estudo. Os dados correspondentes ao tráfego acumulado e à evolução de trincamento foram fornecidos diretamente pelos autores em dezembro de 2025 e são apresentados na Figura 3.13.

Figura 3.13 - Evolução de AT% em função de N no segmento da BR-420



Fonte: Fornecido por Santana *et al.* (2025)

3.5.2 Erro padrão associado às funções de transferência

Uma vez concluída a validação, foram definidas as equações para o cálculo do erro padrão, adotando a mesma metodologia utilizada por Fritzen *et al.* (2019), descrita no item 2.3.3. Nesse processo os intervalos de avaliação foram definidos de modo análogo aos adotados por Fritzen *et al.* (2019), considerando faixas em que os coeficientes de determinação obtidos fossem satisfatórios (acima de 0,9). Nessa etapa, a avaliação das funções de transferência foi complementada com a comparação gráfica dos resíduos.

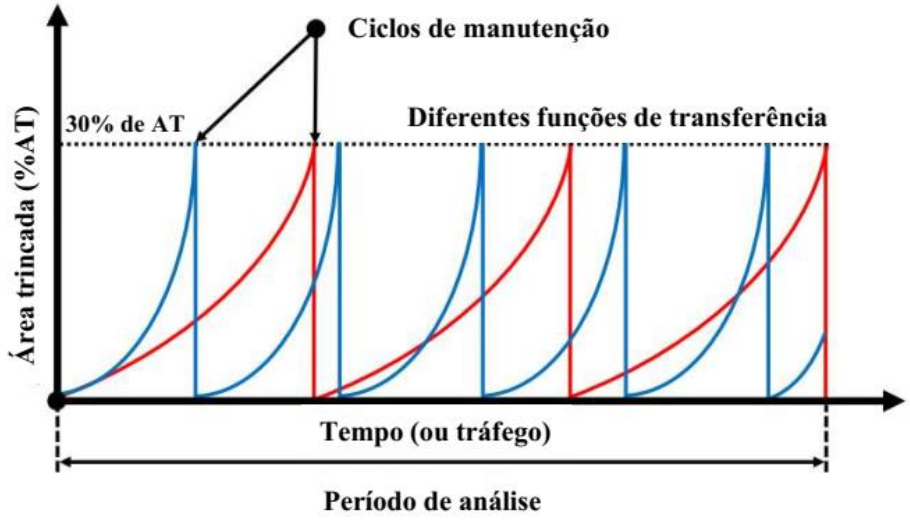
3.6 ETAPA 6: ANÁLISE COMPARATIVA DA PERIODICIDADE DE MANUTENÇÃO

Nessa etapa foi realizada uma análise comparativa da periodicidade de intervenções de manutenção da estrutura de referência (Tabela 3.8), com o objetivo de avaliar o impacto das diferentes hipóteses de aderência entre camadas e dos métodos de medição de área trincada sobre a frequência de intervenções ao longo do horizonte de projeto de 10 anos.

A estratégia de manutenção adotada consistiu na fresagem e recomposição total da camada de revestimento asfáltico, utilizando o mesmo material empregado na construção inicial. Para possibilitar a comparação direta entre os cenários analisados, assumiu-se o mesmo tipo de intervenção em todas as simulações.

Considerou-se que as intervenções ocorreram sempre que a estimativa de área trincada atingiu 30%, conforme o critério de desempenho estabelecido no programa MeDiNa. Admitiu-se, de forma simplificada, que a manutenção ocorreu instantaneamente, restaurando integralmente as condições estruturais e funcionais da estrutura. O número de ciclos de manutenção ao longo do horizonte de projeto foi estimado pela razão entre o tempo total de vida útil (120 meses) e o período, em meses, durante o qual a estimativa de área trincada permaneceu inferior ao limite de 30%. A periodicidade das intervenções, com base nas estimativas de área trincada obtidas por diferentes funções de transferência, é ilustrada de forma esquemática na Figura 3.14. Essa análise foi realizada com base na curva média de previsão de trincamento (Equação 2.25) e considerando os níveis de confiabilidade de 65%, 75%, 85% e 95% predefinidos no programa MeDiNa (ver Tabela 2.4).

Figura 3.14 - Evolução de área trincada para diferentes funções de transferência



Fonte: adaptado de Oliveira *et al.* (2024)

4 RESULTADOS E DISCUSSÕES

Neste capítulo são apresentados e discutidos os resultados obtidos nas etapas definidas na metodologia desta pesquisa. A primeira parte aborda a influência das condições de aderência entre camadas no comportamento mecânico de pavimentos, a partir da análise de variáveis fundamentais no dimensionamento mecanístico-empírico dessas estruturas. Em seguida, são discutidas as condições de aderência em campo, com base na comparação entre valores medidos em pista experimental e aqueles estimados pela teoria da elasticidade. Na sequência, são apresentadas as funções de transferência calibradas, considerando a atualização do banco de dados, diferentes hipóteses de aderência entre camadas, metodologias de medição de área trincada e combinações dos parâmetros da curva sigmoide. Posteriormente, é demonstrado o efeito das condições de interface na estimativa dos parâmetros de desempenho pelo MeDiNa, seguido pela validação das funções de transferência com base em dados experimentais. Por fim, são apresentados os resultados da análise comparativa da periodicidade de manutenção, destinada a avaliar os efeitos dos diferentes cenários de aderência, metodologias de medição de área trincada e níveis de confiabilidade.

4.1 ANÁLISE DA INFLUÊNCIA DOS PARÂMETROS DE INTERFACE NO CÁLCULO DE VARIÁVEIS MECANÍSTICAS

Conforme exposto no delineamento metodológico deste estudo, a estrutura de referência (Tabela 3.1) foi avaliada por meio da ferramenta AEMC variando as condições de aderência nas interfaces, espessura e rigidez das camadas, pressão de inflação dos pneus e carga aplicada pelas rodas. As variáveis mecanísticas inicialmente avaliadas incluem o deslocamento vertical recuperável no topo da camada de revestimento (U_v), a deformação horizontal de tração na fibra inferior do revestimento (ε_t) e a tensão vertical de compressão no topo do subleito (σ_v). O efeito da variação das espessuras das camadas pode ser observado nas Tabelas 4.1, 4.2 e 4.3. Nessas tabelas, foi aplicada uma formatação condicional baseada em uma escala de cores do tipo semafórica, que auxilia na interpretação dos resultados. As células em vermelho indicam os maiores valores absolutos (valores críticos), as células em verde correspondem aos menores valores, e as células em tons de amarelo representam valores intermediários. Os valores de Δ_1 representam a variação das respostas devido à mudança na condição de aderência nas interfaces. Já os valores de Δ_2 correspondem à variação da resposta mecanística dentro do intervalo de variação dos parâmetros avaliados (espessura, rigidez, carga aplicada e pressão de inflação).

Tabela 4.1 - Efeito da espessura da camada de revestimento sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v

Interfaces	Variável mecanística	Espessura do revestimento (cm)			Δ_2 (%)
		5,00 (c)	12,50	15,00 (d)	[(d-c)/c]
Sem aderência (a)	U_v (μm)	477,71	339,54	300,28	-37,14
Totalmente aderidas (b)		300,99	226,14	205,62	-31,69
Δ_1(%) [(a-b)/a]		36,99	33,40	31,52	
Sem aderência (a)	ε_t (m/m)	-2,26E-04	-1,17E-04	-9,69E-05	-57,12
Totalmente aderidas (b)		-1,44E-04	-7,52E-05	-6,30E-05	-56,25
Δ_1(%) [(a-b)/a]		36,28	35,73	34,98	
Sem aderência (a)	σ_v (MPa)	0,083	0,051	0,042	-49,40
Totalmente aderidas (b)		0,037	0,025	0,021	-43,24
Δ_1(%) [(a-b)/a]		55,42	50,98	50,00	

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.2 - Efeito da espessura da camada de base sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v

Interfaces	Variável mecanística	Espessura da base (cm)			Δ_2 (%)
		15,00 (c)	20,00	25,00 (d)	[(d-c)/c]
Sem aderência (a)	U_v (μm)	343,54	339,54	332,88	-3,10
Totalmente aderidas (b)		233,45	226,14	219,77	-5,86
Δ_1(%) [(a-b)/a]		32,05	33,40	33,77	
Sem aderência (a)	ε_t (m/m)	-1,19E-04	-1,17E-04	-1,14E-04	-4,20
Totalmente aderidas (b)		-7,67E-05	-7,52E-05	-7,40E-05	-3,52
Δ_1(%) [(a-b)/a]		35,55	35,73	35,22	
Sem aderência (a)	σ_v (MPa)	0,055	0,051	0,047	-14,55
Totalmente aderidas (b)		0,028	0,025	0,022	-21,43
Δ_1(%) [(a-b)/a]		49,09	50,98	53,06	

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.3 - Efeito da espessura da camada de sub-base sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v

Interfaces	Variável mecanística	Espessura da sub-base (cm)			Δ_2 (%)
		20,00 (c)	25,00	30,00 (d)	[(d-c)/c]
Sem aderência (a)	U_v (μm)	341,01	339,54	336,70	-1,26
Totalmente aderidas (b)		230,51	226,14	222,28	-3,57
Δ_1(%) [(a-b)/a]		32,40	33,40	33,73	
Sem aderência (a)	ε_t (m/m)	-1,18E-04	-1,17E-04	-1,15E-04	-2,54
Totalmente aderidas (b)		-7,58E-05	-7,52E-05	-7,46E-05	-1,58
Δ_1(%) [(a-b)/a]		35,76	35,73	35,43	
Sem aderência (a)	σ_v (MPa)	0,055	0,051	0,046	-16,36
Totalmente aderidas (b)		0,028	0,025	0,022	-21,43
Δ_1(%) [(a-b)/a]		49,09	50,98	53,06	

Fonte: Elaboração própria

Os resultados indicam que, para a combinação de módulos de resiliência adotada, a espessura do revestimento é a que exerce maior influência nas respostas estruturais avaliadas. A espessura das demais camadas tem certo impacto sobre σ_v, no entanto, sua influência nas demais variáveis mecanísticas analisadas é mínima. Independentemente da condição de interface, o aumento da espessura das camadas resulta em uma redução das respostas

mecanísticas, representada pelos valores negativos de Δ_2. O efeito da variação da rigidez das camadas pode ser observado nas Tabelas 4.4, 4.5, 4.6 e 4.7.

Tabela 4.4 - Efeito da rigidez da camada de revestimento sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v

Interfaces	Variável mecanística	MR do revestimento (MPa)			Δ_2 (%)
		3000 (c)	6000,00	9000 (d)	[(d-c)/c]
Sem aderência (a)	U_v (µm)	390,44	339,54	308,63	-20,95
Totalmente aderidas (b)		248,09	226,14	212,22	-14,46
Δ_1(%) [(a-b)/a]		36,46	33,40	31,24	
Sem aderência (a)	ε_t (m/m)	-1,80E-04	-1,17E-04	-8,96E-05	-50,22
Totalmente aderidas (b)		-1,04E-04	-7,52E-05	-6,08E-05	-41,54
Δ_1(%) [(a-b)/a]		42,22	35,73	32,14	
Sem aderência (a)	σ_v (MPa)	0,062	0,051	0,044	-29,03
Totalmente aderidas (b)		0,028	0,025	0,023	-17,86
Δ_1(%) [(a-b)/a]		54,84	50,98	47,73	

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.5 - Efeito da rigidez da camada de base sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v

Interfaces	Variável mecanística	MR da base (MPa)			Δ_2 (%)
		350 (c)	400	450 (d)	[(d-c)/c]
Sem aderência (a)	U_v (µm)	344,17	339,54	335,52	-2,51
Totalmente aderidas (b)		232,48	226,14	220,74	-5,05
Δ_1(%) [(a-b)/a]		32,45	33,40	34,21	
Sem aderência (a)	ε_t (m/m)	-1,18E-04	-1,17E-04	-1,15E-04	-2,54
Totalmente aderidas (b)		-7,87E-05	-7,52E-05	-7,20E-05	-8,51
Δ_1(%) [(a-b)/a]		33,31	35,73	37,39	
Sem aderência (a)	σ_v (MPa)	0,051	0,051	0,051	0,00
Totalmente aderidas (b)		0,025	0,025	0,024	-4,00
Δ_1(%) [(a-b)/a]		50,98	50,98	52,94	

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.6 - Efeito da rigidez da camada de sub-base sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v

Interfaces	Variável mecanística	MR da sub-base (MPa)			Δ_2 (%)
		250 (c)	300	350 (d)	[(d-c)/c]
Sem aderência (a)	U_v (µm)	346,30	339,54	334,12	-3,52
Totalmente aderidas (b)		233,07	226,14	220,59	-5,35
Δ_1(%) [(a-b)/a]		32,70	33,40	33,98	
Sem aderência (a)	ε_t (m/m)	-1,18E-04	-1,17E-04	-1,15E-04	-2,54
Totalmente aderidas (b)		-7,66E-05	-7,52E-05	-7,40E-05	-3,39
Δ_1(%) [(a-b)/a]		35,08	35,73	35,65	
Sem aderência (a)	σ_v (MPa)	0,051	0,051	0,051	0,00
Totalmente aderidas (b)		0,025	0,025	0,024	-4,00
Δ_1(%) [(a-b)/a]		50,98	50,98	52,94	

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.7 - Efeito da rigidez do subleito sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v

Interfaces	Variável mecanística	MR do subleito (MPa)			Δ_2 (%)
		100 (c)	150	200 (d)	[(d-c)/c]
Sem aderência (a)	U_v (µm)	431,32	339,54	289,69	-32,84
Totalmente aderidas (b)		277,24	226,14	197,70	-28,69
Δ_1(%) [(a-b)/a]		35,72	33,40	31,75	
Sem aderência (a)	ε_t (m/m)	-1,25E-04	-1,17E-04	-1,11E-04	-11,20
Totalmente aderidas (b)		-7,64E-05	-7,52E-05	-7,43E-05	-2,75
Δ_1(%) [(a-b)/a]		38,88	35,73	33,06	
Sem aderência (a)	σ_v (MPa)	0,044	0,051	0,056	27,27
Totalmente aderidas (b)		0,020	0,025	0,028	40,00
Δ_1(%) [(a-b)/a]		54,55	50,98	50,00	

Fonte: Elaboração própria

Para a combinação de espessuras proposta, observa-se que a rigidez da camada de revestimento e a do subleito são as que exercem maior influência sobre o cálculo das variáveis mecanísticas avaliadas. A rigidez da camada de revestimento tem maior efeito sobre o cálculo de ε_t, enquanto a rigidez do subleito exerce maior influência no cálculo de U_v e σ_v. A rigidez das camadas de base e sub-base não apresentou influência notável sobre as respostas estruturais elásticas calculadas, no entanto, é válido ressaltar que esse resultado está atrelado aos intervalos de variação de MR, estabelecidos na metodologia (Tabela 3.1).

De modo geral, o aumento da rigidez das camadas exerce efeito equivalente ao aumento das espessuras, resultando na redução do valor absoluto das respostas estruturais elásticas, independentemente da condição de aderência. A única exceção identificada é a influência do MR do subleito sobre o valor de σ_v, que não segue essa tendência. O efeito da variação da carga e da pressão de inflação dos pneus é apresentado nas Tabelas 4.8 e 4.9.

Tabela 4.8 - Efeito da carga de roda sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v

Interfaces	Variável mecanística	Carga de roda (ton)			Δ_2 (%)
		1,54 (c)	2,05	3,08 (d)	[(d-c)/c]
Sem aderência (a)	U_v (µm)	253,44	339,54	506,17	99,72
Totalmente aderidas (b)		168,71	226,14	337,52	100,06
Δ_1(%) [(a-b)/a]		33,43	33,40	33,32	
Sem aderência (a)	ε_t (m/m)	-9,56E-05	-1,17E-04	-1,49E-04	55,86
Totalmente aderidas (b)		-6,37E-05	-7,52E-05	-9,07E-05	42,39
Δ_1(%) [(a-b)/a]		33,37	35,73	39,13	
Sem aderência (a)	σ_v (MPa)	0,038	0,051	0,075	97,37
Totalmente aderidas (b)		0,018	0,025	0,037	105,56
Δ_1(%) [(a-b)/a]		52,63	50,98	50,67	

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.9 - Efeito da pressão de inflação dos pneus sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v

Interfaces	Variável mecanística	Pressão de inflação (MPa)			Δ_2 (%)
		0,42 (c)	0,56	0,98 (d)	[(d-c)/c]
Sem aderência (a)	U_v (µm)	338,10	339,54	341,41	0,98
Totalmente aderidas (b)		225,34	226,14	227,18	0,82
Δ_1(%) [(a-b)/a]		33,35	33,40	33,46	
Sem aderência (a)	ε_t (m/m)	-1,04E-04	-1,17E-04	-1,39E-04	33,65
Totalmente aderidas (b)		-6,46E-05	-7,52E-05	-9,47E-05	46,59
Δ_1(%) [(a-b)/a]		37,88	35,73	31,87	
Sem aderência (a)	σ_v (MPa)	0,051	0,051	0,052	1,96
Totalmente aderidas (b)		0,024	0,025	0,025	4,17
Δ_1(%) [(a-b)/a]		52,94	50,98	51,92	

Fonte: Elaboração própria

Conforme exposto, observa-se que a carga de roda exerce maior influência do que a pressão de inflação dos pneus no cálculo das variáveis mecanísticas avaliadas. O efeito da carga de roda é maior sobre U_v e σ_v, resultando em um aumento na ordem de 100% no intervalo de variação considerado. Já a pressão de inflação dos pneus tem maior influência no cálculo de ε_t. Tanto o aumento da carga de roda como o da pressão de inflação dos pneus resultaram no aumento das respostas estruturais, como pode ser observado pelos valores positivos de Δ_2. Apesar de as análises terem sido conduzidas considerando apenas um tipo de eixo (eixo simples de roda dupla), a influência da carga de roda e da pressão de inflação dos pneus sobre o cálculo de U_v, ε_t e σ_v, demonstram a importância dos estudos de tráfego e da forma como esse parâmetro de projeto é considerado no dimensionamento de uma estrutura.

Em resumo, a espessura e a rigidez da camada de revestimento, a rigidez do subleito, a carga de roda e a pressão de inflação dos pneus foram os parâmetros que exerceram maior influência no cálculo de U_v, ε_t e σ_v. Exceto pelo efeito da carga de roda e da rigidez do subleito, a deformação horizontal de tração na fibra inferior do revestimento (ε_t) foi a variável mecanística com a maior variação nos intervalos avaliados. Quanto às condições de aderência, em todos os cenários avaliados, a mudança das interfaces sem aderência para totalmente aderidas resultou na redução do valor absoluto das respostas estruturais elásticas. Esse efeito é mais evidente para σ_v, cujo valor, em geral, é reduzido pela metade.

Esses resultados são consistentes com estudos anteriores que evidenciam a influência das condições geométricas, mecânicas e de aderência na vida útil de pavimentos asfálticos. Scherer *et al.* (2016) observaram que o aumento da rigidez das camadas, mantendo a espessura constante, resulta em maior vida de fadiga, assim como o aumento da espessura das camadas, mantendo o módulo de rigidez constante. Kruntcheva, Collop e Thom (2005) destacam que, nos cenários analisados em seu estudo, a falta de aderência entre camadas pode reduzir a vida

útil da estrutura em até 80%, enquanto Yang *et al.* (2020) relatam reduções de aproximadamente 40% em casos de aderência deficiente, com deterioração progressiva sob ação do tráfego.

No que diz respeito à deformação permanente, Cava (2021) observou que a vida útil do pavimento calculada por este critério apresenta variações desprezíveis em função da pressão de enchimento dos pneus, resultado coerente com a pequena variação observada nas tensões verticais no topo do subleito (valores de Δ_2 na Tabela 4.9). De acordo com a *Federal Aviation Administration* (2021), a pressão dos pneus exerce influência mais significativa sobre as deformações na camada asfáltica superficial do que no subleito. Fernandes Júnior (1994) explica que, mantendo a carga constante, o aumento da pressão de enchimento reduz a área de aplicação da carga, intensificando os esforços atuantes principalmente na camada asfáltica. Além disso, o mesmo autor ressalta que o aumento da pressão tende a aumentar a rigidez dos pneus, potencializando os esforços dinâmicos transmitidos ao pavimento. Segundo Arshad *et al.* (2018), essa é uma prática que alguns operadores de veículos pesados adotam visando reduzir o desgaste e aumentar a vida útil dos pneus. Adicionalmente, Cava (2021) verificou que a deformação horizontal de tração na fibra inferior do revestimento é fortemente afetada pelo aumento da pressão, principalmente em estruturas com camadas asfálticas delgadas, enquanto a influência tende a ser menor em revestimentos mais espessos ou rígidos. Quanto às deflexões na superfície, foram observadas variações pouco significativas, e, no caso das tensões de compressão no topo do subleito, o aumento da pressão de inflação resultou em acréscimos de pequena magnitude, tendências também identificadas nos resultados apresentados nesta etapa.

Também foi avaliado um indicador de dano médio fundamentado na lei de fadiga da mistura asfáltica (ver equações 2.30 e 2.31). Para evitar a fixação de valores específicos de material, definiu-se:

$$M(k_2) = \frac{1}{20}\sum_{i=1}^{20} \varepsilon_{t,i}{}^{-k_2} \tag{4.1}$$

de modo que

$$D_{médio} = \frac{1}{k_1} M(k_2) \tag{4.2}$$

Assim, as comparações entre cenários para uma mesma mistura asfáltica[2] foram estabelecidas pelo termo $M(k_2)$ e pelo índice relativo apresentado a seguir, eliminando a influência de k_1:

$$D_{relativo} = M_{cenário,j}(k_2)/M_{referência}(k_2) \quad (4.3)$$

em que $M_{referência}(k_2)$ é calculado para a estrutura de referência (ver Tabela 3.1), $M_{cenário,\,j}(k_2)$ corresponde ao valor obtido para cada cenário alternativo e $D_{relativo}$ é o indicador de dano relativo.

A Tabela 4.10 apresenta os valores de $D_{relativo}$ calculados nos limites inferior e superior de variação de cada parâmetro analisado, considerando as hipóteses de interfaces sem aderência e totalmente aderidas. Nos cálculos foi assumido k_2 igual a -3, valor representativo das misturas asfálticas presentes no banco de dados da versão 1.1.9 do programa MeDiNa.

Tabela 4.10 - Valores de $D_{relativo}$ obtidos nos limites inferior e superior de variação de cada parâmetro analisado para k_2 = -3

Parâmetros	Interfaces sem aderência			Interfaces totalmente aderidas		
	$D_{relativo}$		Δ (%) [(b-a)/a]	$D_{relativo}$		Δ (%) [(b-a)/a]
	Limite inferior (a)	Limite superior (b)		Limite inferior (a)	Limite superior (b)	
Espessura do revestimento	4,43	0,57	-87,13	3,51	0,62	-82,34
Espessura da base	1,08	0,92	-14,81	1,06	0,96	-9,43
Espessura da sub-base	1,03	0,96	-6,80	1,02	0,98	-3,92
Rigidez da base	1,05	0,95	-9,52	1,16	0,87	-24,35
Rigidez da sub-base	1,05	0,96	-8,57	1,06	0,96	-9,43
Rigidez do subleito	1,20	0,89	-25,83	1,05	0,97	-7,62
Carga de roda	0,48	2,63	447,92	0,50	2,42	384,00
Pressão de inflação dos pneus	0,86	1,33	54,69	0,83	1,46	75,90

Fonte: Elaboração própria

Esses valores estão em consonância com a análise mecanística apresentada anteriormente. As variações de espessura e de rigidez das camadas resultaram em valores negativos de Δ, indicando que o aumento desses parâmetros no intervalo estabelecido promoveu a redução do dano relativo. Os resultados evidenciam que a espessura do revestimento exerce influência relevante sobre $D_{relativo}$ e, como também observado na análise anterior, as variações de espessura e rigidez das demais camadas, nos intervalos de variação

[2] Em todas as análises de $D_{relativo}$, o módulo de resiliência da mistura asfáltica foi mantido constante, adotando-se o valor de referência apresentado na Tabela 3.1.

adotados, apresentaram efeito modesto quando comparadas à influência da camada de revestimento.

Os parâmetros relacionados ao carregamento apresentaram tendências opostas. O aumento da carga de roda e da pressão de inflação dos pneus resultou em valores positivos de Δ, indicando o aumento do dano relativo com a intensificação dessas variáveis. Em resumo, as variáveis que exerceram maior influência sobre $D_{relativo}$ foram a espessura da camada de revestimento, a carga de roda e a pressão de inflação dos pneus, confirmando a tendência observada na análise de ε_t.

Os resultados também mostram que a condição de aderência influencia a magnitude do efeito, mas não altera sua tendência, sendo, na maioria dos casos, os cenários com aderência total associados a variações menos intensas do que aquelas obtidas na condição sem aderência (valores de Δ). Ressalta-se, contudo, que a aderência total não assegura, de forma absoluta, a redução do dano relativo, visto que $D_{médio}$ resulta da interação entre condições de interface, propriedades mecânicas dos materiais e espessura das camadas.

É importante destacar que o parâmetro k_2 da lei de fadiga atua como um amplificador das tendências identificadas. Assim, embora o valor absoluto do dano relativo varie em função de k_2, a tendência permanece inalterada.

4.1.1 Análise da influência dos parâmetros de rigidez e de resistência das interfaces

Os valores médios e os desvios padrão obtidos para os parâmetros de rigidez e resistência das interfaces são apresentados na Tabela 4.11. Com base nesses valores, o método FOSM foi aplicado para avaliação da influência desses parâmetros na variância de U_v, ε_t e σ_v. Os resultados obtidos são apresentados na Figura 4.1.

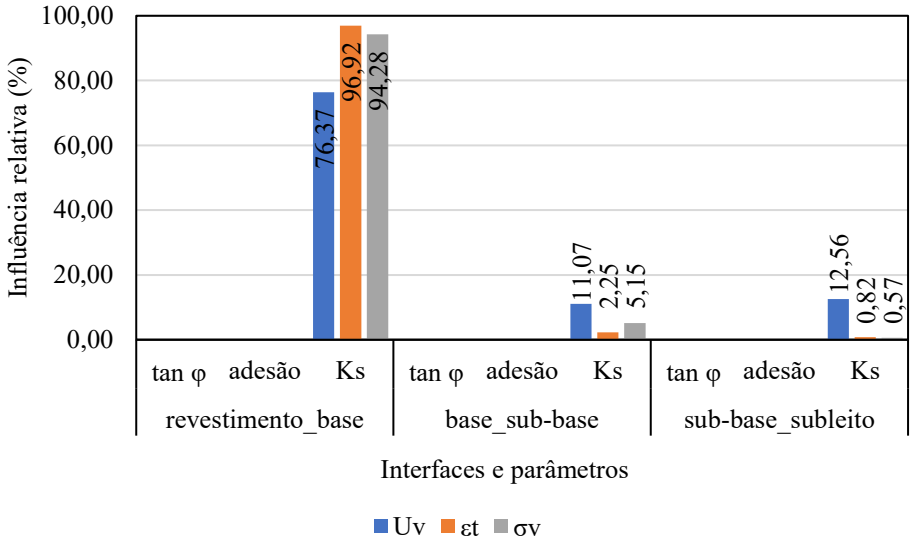
Tabela 4.11 - Momentos estatísticos dos parâmetros de rigidez e resistência das interfaces

Interface	tan φ		Adesão (MPa)		K_s (MPa/m)*	
	Média	Desvio padrão	Média	Desvio padrão	Média	Desvio padrão
revestimento_base	1,95	0,71	0,30	0,29	254,17	97,08
base_sub-base	1,25	0,58	0,04	0,03	16,81	5,50
sub-base_subleito	1,25	0,58	0,04	0,03	16,27	5,34

* Valores específicos para a estrutura de referência (ver Tabela 3.1)

Fonte: Elaboração própria

Figura 4.1 - Influência relativa dos parâmetros de rigidez e resistência das interfaces



Fonte: Elaboração própria

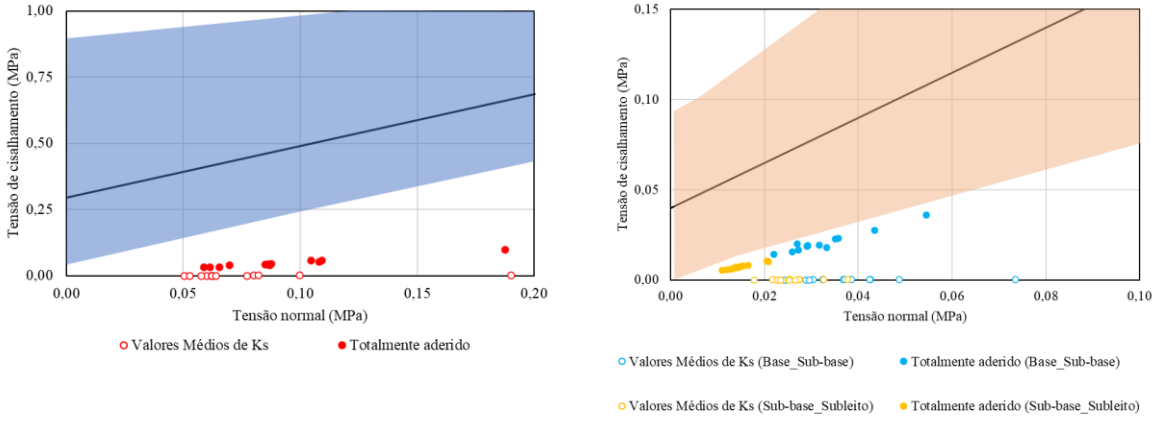
Com base nos resultados, observa-se que os parâmetros de resistência das interfaces (adesão e ângulo de atrito) não exercem influência sobre o cálculo das respostas estruturais (U_v, ε_t e σ_v). A variável com maior influência sobre a variância dessas respostas é o módulo de reação ao cisalhamento da interface entre o revestimento e a camada subjacente. Esse resultado está de acordo com as observações feitas por Scherer *et al*. (2016) e Torquato e Silva, Souza e Soares (2019), que destacam a preponderância dessa interface no comportamento estrutural dos pavimentos. O módulo de reação ao cisalhamento das demais interfaces exerceu alguma influência sobre o cálculo de U_v, no entanto, para ε_t e σ_v, a influência não foi relevante.

Os resultados apresentados na Figura 4.1 evidenciam a importância da interface entre o revestimento e a base para o desempenho estrutural do pavimento. Como o módulo de reação ao cisalhamento dessa interface concentra a maior parcela de influência sobre as respostas estruturais avaliadas, procedimentos executivos, como o preparo da superfície, a adequada execução dos tratamentos de interface e o controle tecnológico dessas etapas, assumem papel fundamental para o desempenho estrutural do pavimento.

A ausência de influência dos parâmetros de resistência sobre a variância de U_v, ε_t e σ_v está diretamente relacionada ao estado de tensões atuante nas interfaces. Na Figura 4.2, estão representados os pontos de máxima tensão de cisalhamento nas interfaces, calculados para a estrutura de referência, juntamente com a envoltória de ruptura média, obtida a partir dos valores médios dos parâmetros de resistência apresentados na Tabela 4.11. As análises consideram a variação dos parâmetros de maior relevância identificados na etapa anterior (espessura e rigidez da camada de revestimento, rigidez do subleito, carga de roda e pressão de

inflação dos pneus). Em ambos os gráficos da Figura 4.2, a área hachurada representa o domínio das envoltórias individuais que deram origem à envoltória média (ver Tabelas 3.2 e 3.4). Para fins comparativos, as estruturas foram avaliadas considerando os valores médios de K_s calculados para cada caso e assumindo interfaces totalmente aderidas.

Figura 4.2 - Pontos de máxima tensão de cisalhamento: (a) interface revestimento-base; (b) demais interfaces



(a) (b)

Fonte: Elaboração própria

Em todos os cenários avaliados, os pontos de máxima tensão de cisalhamento situam-se abaixo da envoltória de ruptura média e fora da área hachurada. Apesar do número limitado de estruturas e de envoltórias de ruptura consideradas, esse resultado justifica a ausência de influência dos parâmetros de resistência sobre as respostas mecanísticas avaliadas. Como os níveis de tensão atuantes são baixos e não ultrapassam a envoltória de ruptura, a interface não rompe, e, por isso, os parâmetros de resistência não exercem influência na determinação de U_v, ε_t e σ_v.

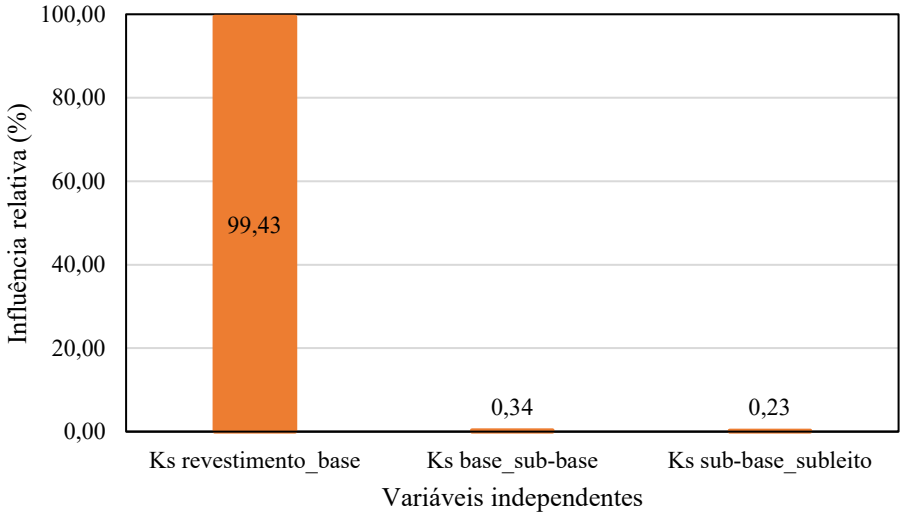
Na literatura técnica, o módulo de reação ao cisalhamento (K_s) é frequentemente utilizado como parâmetro representativo do comportamento das interfaces entre camadas, inclusive em programas computacionais de modelagem geotécnica. Contudo, é importante destacar que o termo “aderência” amplamente utilizado na literatura e neste trabalho, envolve, de forma simplificada, aspectos distintos do comportamento mecânico da interface. A resistência ao cisalhamento da interface entre camadas é governada por parâmetros como adesão e ângulo de atrito. Já o parâmetro K_s refere-se à rigidez da interface, no regime elástico, antes da ruptura. Os resultados obtidos indicaram que os parâmetros de resistência (adesão e ângulo de atrito) não exerceram influência significativa sobre o cálculo das variáveis mecanísticas analisadas, o que sugere que o comportamento das interfaces nas simulações permaneceu no regime elástico.

Isso não significa, entretanto, que tais parâmetros sejam irrelevantes, mas sim que não foram mobilizados nas condições de carregamento avaliadas. Em termos práticos, o módulo de reação ao cisalhamento (K_s) mostrou-se adequado para representar as condições de interface em simulações computacionais realizadas no regime elástico. Trata-se de um parâmetro sensível ao deslocamento relativo entre camadas com influência direta na rigidez global da estrutura. Essa interpretação reforça a necessidade de diferenciar os conceitos de rigidez e resistência ao tratar da aderência entre camadas, evitando conclusões precipitadas sobre a desnecessidade de processos como a imprimação ou sobre o papel da adesão nas condições reais de carregamento.

Ressalta-se que em situações com maiores níveis de cisalhamento, como tráfego pesado ou material de interface (imprimação e/ou pintura de ligação) com baixa adesão, esse comportamento pode se alterar. A identificação do módulo de reação ao cisalhamento como o principal parâmetro de influência entre as propriedades das interfaces reforça a importância de sua caracterização adequada para análises de desempenho estrutural.

De forma complementar, o método FOSM foi aplicado para avaliar a influência de K_s na variância do $D_{relativo}$ (ver Equação 4.3), com base nos momentos estatísticos apresentados na Tabela 4.11 e assumindo k_2 igual a -3. Os resultados obtidos são apresentados na Figura 4.3.

Figura 4.3 - Influência relativa dos parâmetros de rigidez das interfaces sobre o $D_{relativo}$ para $k_2 = -3$



Fonte: Elaboração própria

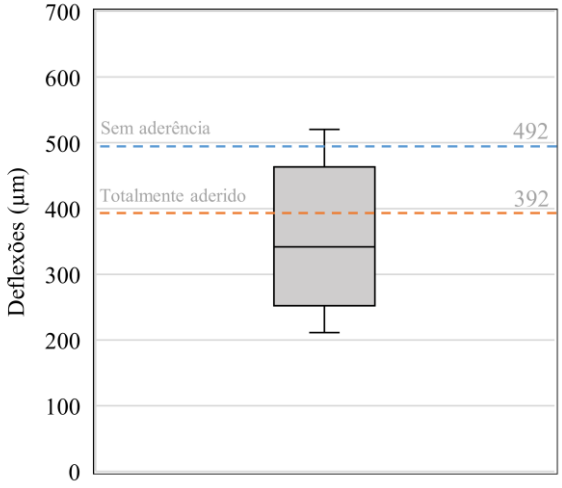
Verifica-se que a interface entre o revestimento e a base exerce influência dominante sobre $D_{relativo}$, representando mais de 99% da variância. As demais interfaces apresentaram contribuições inferiores a 1%, o que evidencia sua influência reduzida, em conformidade com os resultados da aplicação anterior do método FOSM.

Convém destacar que, conforme discutido anteriormente, o parâmetro k_2 atua como um amplificador da magnitude dos efeitos e, por isso, não altera a ordem de importância entre as interfaces. Nessa análise, isso significa que, ainda que o valor absoluto das influências relativas varie em função de k_2, a interface entre o revestimento e a base permanece como a principal responsável pela variância do $D_{relativo}$.

4.2 ESTUDO DAS CONDIÇÕES DE ADERÊNCIA EM CAMPO

Na Figura 4.4 é apresentado o diagrama de caixa das deflexões máximas medidas em campo logo após a construção da pista experimental, obtidas com viga Benkelman e corrigidas para a temperatura de 25°C. Os valores teóricos foram calculados com base na teoria da elasticidade, sendo iguais a 392µm para a condição totalmente aderida e 492µm para a condição de interfaces sem aderência. A mediana das deflexões medidas (341µm) é inferior ao valor correspondente a ambos os cenários teóricos, aproximando-se mais do valor previsto para a condição de interfaces totalmente aderidas. A posição da mediana próxima ao limite inferior do intervalo interquartílico reforça a tendência de aproximação das deflexões medidas ao cenário de interfaces totalmente aderidas, embora ocorram valores mais elevados que se aproximam da estimativa correspondente à condição teórica sem aderência. Esse comportamento é consistente com as observações reportadas por Santana *et al.* (2025b), que, em um segmento experimental, também registraram deflexões medidas inferiores aos valores teóricos e mais próximas da condição de interfaces totalmente aderidas.

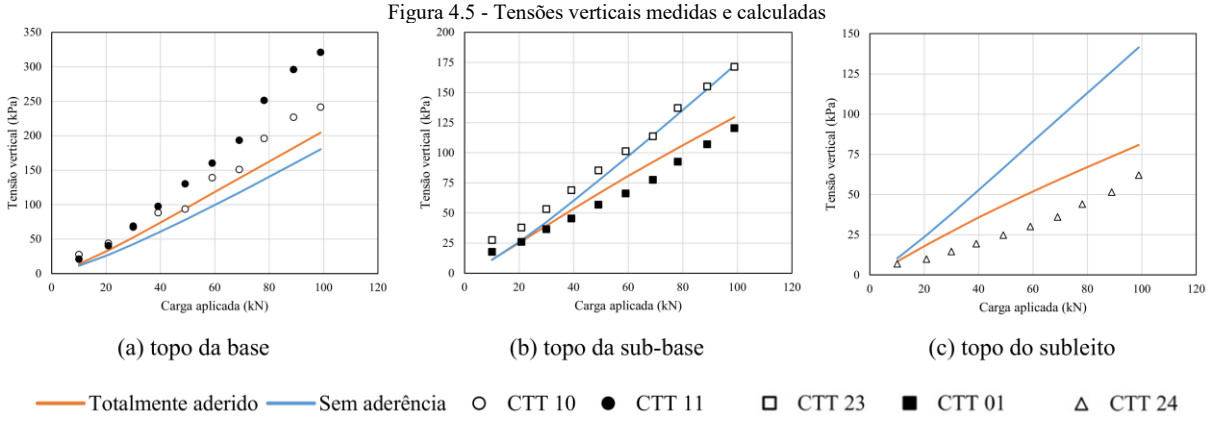
Figura 4.4 - Distribuição das deflexões medidas em campo e comparação com valores teóricos



Fonte: Elaboração própria

Na Figura 4.5 são apresentados os valores de tensão vertical registrados pela instrumentação instalada, obtidos durante a etapa de verificação do funcionamento dos sensores (antes do início da simulação de tráfego). Foram aplicadas dez cargas distintas, variando de aproximadamente 1 a 10 toneladas (9,81 a 98,1 kN). Cabe observar que as células de tensão total (CTT) apresentam limitações de medição inerentes ao instrumento, operando com erro inferior a ± 0,5% na faixa de carregamento avaliada pelo fabricante (até 980 kPa). Essa variabilidade pode limitar a capacidade de distinção entre diferentes condições teóricas de aderência quando a diferença entre as tensões estimadas se situa na mesma ordem de grandeza da incerteza do instrumento.

Figura 4.5 - Tensões verticais medidas e calculadas



Fonte: Elaboração própria

No topo da camada de base (Figura 4.5 a), os valores medidos pelas CTTs 10 e 11 apresentaram crescimento consistente com o aumento da carga aplicada, mantendo-se, na maioria dos casos, próximos aos valores teóricos correspondentes à condição de interfaces totalmente aderidas. No topo da camada de sub-base (Figura 4.5 b), os valores registrados pela CTT23 se aproximam mais daqueles calculados para a hipótese de interfaces sem aderência, enquanto os registrados pela CTT 01 se alinham majoritariamente aos valores teóricos previstos para a condição de interfaces aderidas. Essa diferença entre sensores na mesma interface pode estar associada a variações construtivas que resultam em diferenças locais na resposta da estrutura. No topo do subleito (Figura 4.5 c), as tensões registradas pela CTT 24 mantêm-se próximas aos valores teóricos para a condição de interfaces totalmente aderidas ao longo de todo o intervalo de carregamento avaliado.

Observa-se que, na estrutura analisada, a condição de interfaces totalmente aderidas resulta em tensões verticais maiores nas camadas superiores e menores nas camadas subjacentes quando comparada à hipótese de interfaces sem aderência. Esse comportamento decorre da

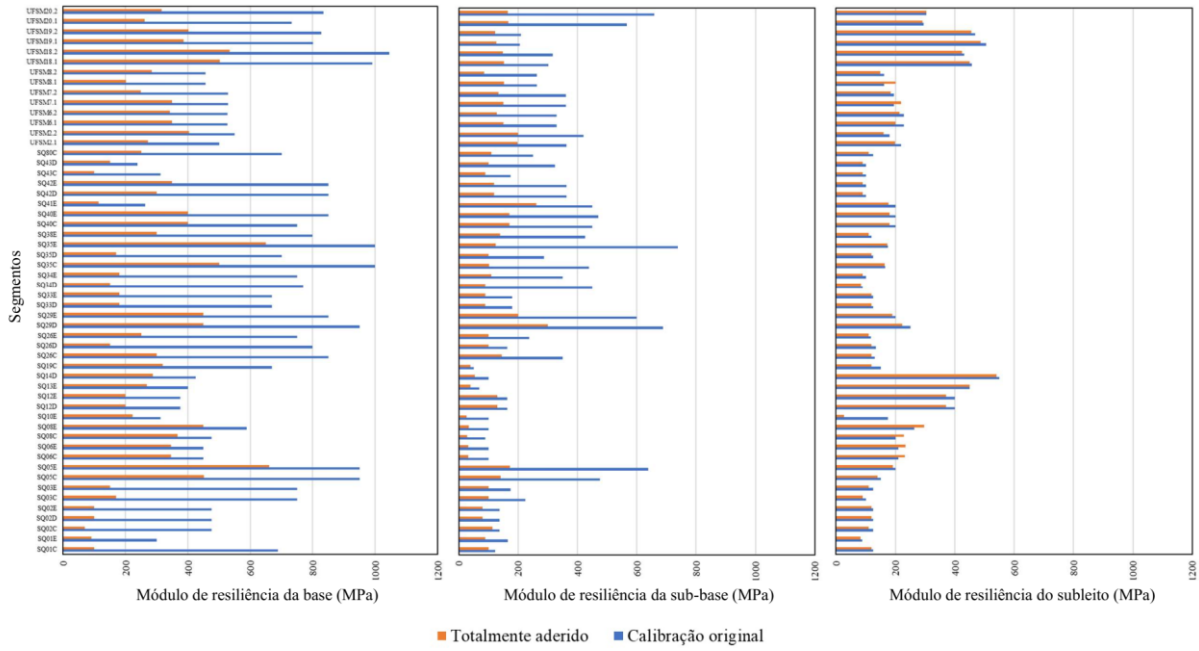
redistribuição dos esforços promovida pela atuação conjunta das camadas. Comportamento semelhante também foi observado por Ferreira *et al*. (2023).

De modo geral, a análise conjunta das deflexões medidas e das tensões verticais registradas indica uma tendência de maior compatibilidade entre os valores medidos em campo e os valores teóricos calculados com base na teoria da elasticidade, para a condição de interfaces totalmente aderidas. Entretanto, em função do número limitado de pontos avaliados, da proximidade entre valores teóricos para diferentes cenários e das incertezas inerentes às medições, esses resultados devem ser interpretados como indicativos preliminares, e não como conclusões definitivas sobre a condição de aderência representativa para a estrutura avaliada.

4.3 CALIBRAÇÃO DAS FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA

Conforme especificado na metodologia adotada neste trabalho, para a calibração das funções de transferência sob a hipótese de interfaces totalmente aderidas, foram determinados por retroanálise os valores dos módulos de resiliência (MR) correspondentes a essa condição. A comparação entre os valores de MR obtidos para a hipótese originalmente adotada por Fritzen (2016) (calibração original) e aqueles estimados para a hipótese alternativa de interfaces totalmente aderidas é apresentada nos gráficos da Figura 4.6. Essa comparação contempla as camadas de base, sub-base e subleito de todos os segmentos avaliados.

Figura 4.6 - Comparativo entre os valores de MR



Fonte: Elaboração própria

Com base nesses resultados, nota-se que, na maioria dos casos, os módulos de resiliência obtidos para a hipótese de interfaces totalmente aderidas são menores que os valores obtidos na calibração original. Isso ocorre porque, na condição de interfaces totalmente aderidas, o conjunto de camadas apresenta menor deformabilidade. Dessa forma, para uma mesma estrutura, a reprodução da bacia de deslocamentos geralmente exige módulos de resiliência menores para a condição de interfaces totalmente aderidas em relação à condição de interfaces sem aderência.

Em média, os valores de MR obtidos para as camadas de base e sub-base sob a hipótese de interfaces aderidas são cerca de 50% menores que os valores obtidos para a condição de calibração original. Como mostrado na Figura 4.6, a mudança na condição de aderência nas interfaces não afetou de modo relevante os valores de MR do subleito obtidos por retroanálise, apresentando uma variação média da ordem de 5%. Ressalta-se que todas as retroanálises realizadas para obtenção dos valores de MR na hipótese alternativa apresentaram boa correlação, com erro inferior a 5%. Todavia, esses valores devem ser interpretados considerando que foram obtidos por meio de bacias deflectométricas calculadas a partir dos módulos de resiliência originalmente retroanalisados por Fritzen (2016). Dessa forma, os valores de MR obtidos podem refletir não apenas as diferenças decorrentes da hipótese de aderência considerada, mas também as incertezas inerentes ao processo de reconstrução das bacias e à retroanálise original.

Os resultados apresentados na Figura 4.6 estão em consonância com observações de outros autores. Mousa *et al.* (2017) destacam que as condições de aderência entre camadas influenciam significativamente a precisão da retroanálise, sendo o impacto mais expressivo nos módulos de resiliência das camadas granulares do que no revestimento. De modo semelhante, Rocha *et al.* (2021) obtiveram módulos de resiliência menores na condição de interfaces aderidas em relação à condição de interfaces sem aderência, especialmente para a sub-base e subleito melhorado, com menor impacto no subleito. Bueno (2016) também observou comportamento semelhante. Em um dos trechos avaliados pelo autor, a alteração das condições de interface produziu variações pouco significativas nos valores de MR retroanalisados do concreto asfáltico e do subleito. Por outro lado, foram observadas reduções superiores a 50% nos módulos de resiliência das camadas granulares quando comparadas as condições de interfaces sem aderência e totalmente aderidas, resultado coerente com o observado nesta pesquisa. O autor ressalta ainda que, na condição aderida, os valores obtidos se mostraram mais compatíveis com os reportados na literatura. Ao analisar os módulos de resiliência obtidos por retroanálise neste estudo, observa-se que, para a condição de interfaces aderidas, um número

maior de valores se enquadra nos intervalos típicos apresentados na Tabela 2.1. Nesse contexto, também é válido destacar que programas computacionais amplamente utilizados para retroanálise assumem, em sua maioria, condições de interfaces totalmente aderidas (MOUSA *et al.*, 2017).

4.3.1 Metodologia original de calibração

Uma vez determinados os módulos de resiliência para a hipótese alternativa e convertidos os dados de área trincada medidos em campo por meio da equação apresentada na Figura 2.21, procedeu-se à calibração das funções de transferência para as diferentes combinações dos parâmetros Z e n. Os valores dos coeficientes C_1 e C_2 obtidos, acompanhados dos valores do coeficiente de determinação (R^2), que expressa o grau de ajuste entre as estimativas e medições de área trincada, estão apresentados na Tabela 4.12, em termos de frequência de trincamento (FQT), e na Tabela 4.13, em termos de porcentagem de área trincada (PAT). Os valores de R^2 associados às diferentes combinações de Z e n são apresentados de forma gráfica nas Figuras 4.7 a 4.10.

Com base nesses resultados, observa-se que, para uma mesma metodologia de medição de área trincada e hipótese de aderência entre camadas, o coeficiente de determinação tende a diminuir com o aumento de Z. Verifica-se também uma tendência geral de redução do R^2 para valores mais elevados do parâmetro n. Contudo, esse comportamento não se mantém uniforme entre todas as combinações avaliadas. Apesar do menor nível de ajuste, observa-se que combinações com maiores valores de Z e n tendem, de modo geral, a resultar em estimativas mais conservadoras. Esse comportamento pode ser observado pelo posicionamento dos pontos em relação à linha de igualdade nas Figuras 4.7 a 4.10. Entretanto, essa tendência não implica, necessariamente, maior representatividade ou capacidade preditiva adequada, mas decorre das características do modelo e da base de dados disponível para calibração.

Para uma mesma combinação de Z e n, nota-se que, quando mantida a metodologia de medição de área trincada, o valor do coeficiente de determinação tende a ser menor para a hipótese de interfaces aderidas. Essa redução pode estar associada ao uso de bacias teóricas para obtenção dos módulos de resiliência por retroanálise, que pode ter introduzido variações adicionais nos resultados. Além disso, para uma mesma condição de aderência, observa-se que os valores de R^2 são, em geral, menores para as funções de transferência expressas em termos de porcentagem de área trincada. Esse comportamento pode ser atribuído ao fato de que os

Tabela 4.12 - Coeficientes da função de transferência em termos de frequência de trincamento

Condição de Aderência	n	Z = 0,15			Z = 0,25			Z = 0,35			Z = 0,45		
		C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2
Calibração original	3	2120,7	0,4613	0,81	2492,2	0,4356	0,81	2792,5	0,3794	0,80	3029,0	0,3151	0,77
Totalmente aderido		2225,8	0,4140	0,73	2564,4	0,3883	0,72	2756,3	0,3322	0,70	2468,3	0,2536	0,71
Calibração original	5	1577,3	0,4471	0,81	1883,8	0,3620	0,80	2132,4	0,2814	0,76	2624,3	0,2730	0,71
Totalmente aderido		1640,1	0,4000	0,71	1841,1	0,3153	0,70	1707,9	0,2243	0,69	2100,2	0,2170	0,66
Calibração original	7	1335,7	0,4155	0,81	1618,3	0,3000	0,78	2077,0	0,2760	0,72	2493,5	0,2600	0,68
Totalmente aderido		1357,9	0,3687	0,72	1321,6	0,2404	0,71	1816,1	0,2317	0,69	1974,4	0,2038	0,64
Calibração original	9	1133,3	0,3638	0,81	1595,5	0,2907	0,75	1974,3	0,2633	0,69	2374,1	0,2626	0,69
Totalmente aderido		1110,8	0,3174	0,70	1368,8	0,2446	0,69	1575,4	0,2079	0,64	1784,5	0,2121	0,61

Nota: Os valores R^2 expressam o grau de ajuste entre as estimativas e medições de área trincada

Fonte: Elaboração própria

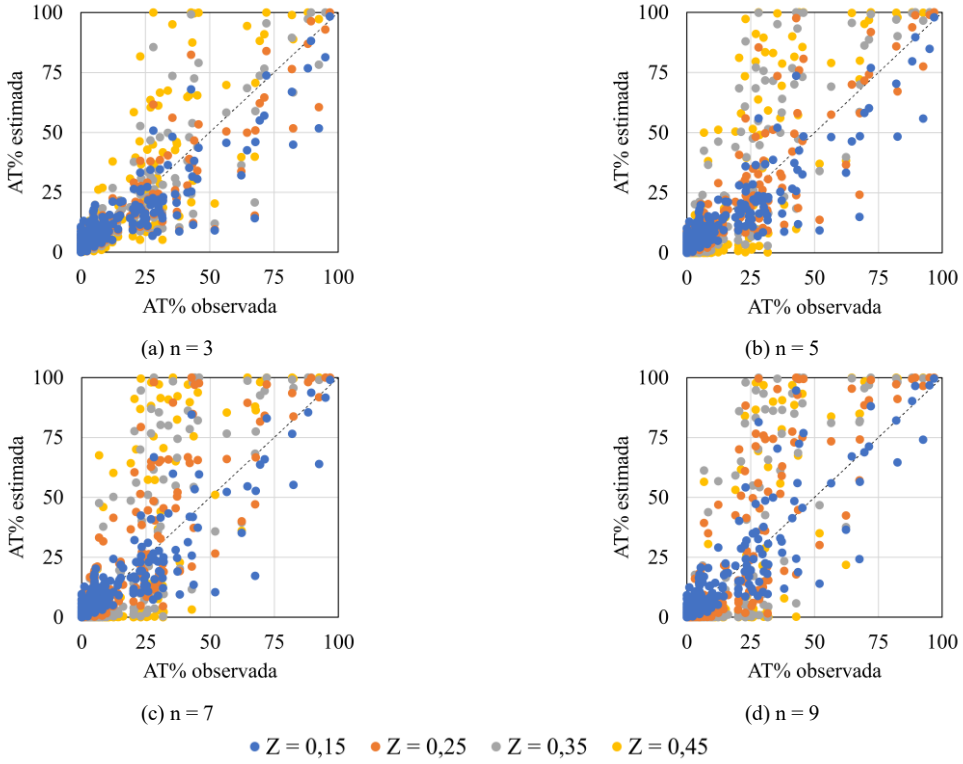
Tabela 4.13 - Coeficientes da função de transferência em termos de porcentagem de trincas

Condição de Aderência	n	Z = 0,15			Z = 0,25			Z = 0,35			Z = 0,45		
		C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2
Calibração original	3	1382,6	0,4751	0,80	1735,8	0,4531	0,79	2182,6	0,4015	0,78	2192,4	0,2934	0,74
Totalmente aderido		1320,6	0,4150	0,74	1636,2	0,3933	0,73	2004,3	0,3433	0,70	1745,1	0,2317	0,64
Calibração original	5	1066,1	0,4625	0,80	1481,7	0,3816	0,78	1676,7	0,2756	0,73	1983,3	0,2465	0,73
Totalmente aderido		1013,2	0,4029	0,74	1347,5	0,3241	0,70	1396,3	0,2271	0,64	1427,4	0,1856	0,57
Calibração original	7	966,2	0,4340	0,79	1286,9	0,2985	0,75	1639,6	0,2573	0,75	1900,9	0,2416	0,70
Totalmente aderido		905,52	0,3753	0,73	1036,0	0,2371	0,66	1202,6	0,1965	0,61	1342,2	0,1816	0,54
Calibração original	9	880,2	0,3819	0,79	1251,4	0,2796	0,72	1361,3	0,2325	0,66	1898,6	0,2555	0,63
Totalmente aderido		801,7	0,3247	0,70	988,1	0,2211	0,63	1064,2	0,1888	0,53	1370,5	0,1844	0,53

Nota: Os valores R^2 expressam o grau de ajuste entre as estimativas e medições de área trincada

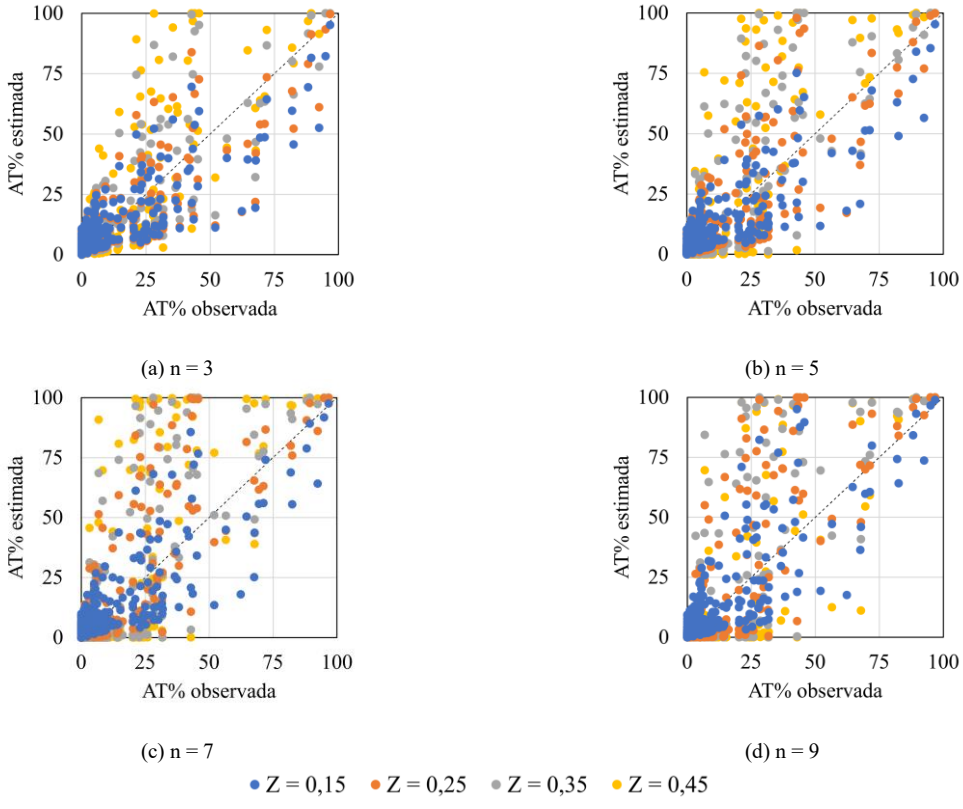
Fonte: Elaboração própria

Figura 4.7 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT - calibração original)



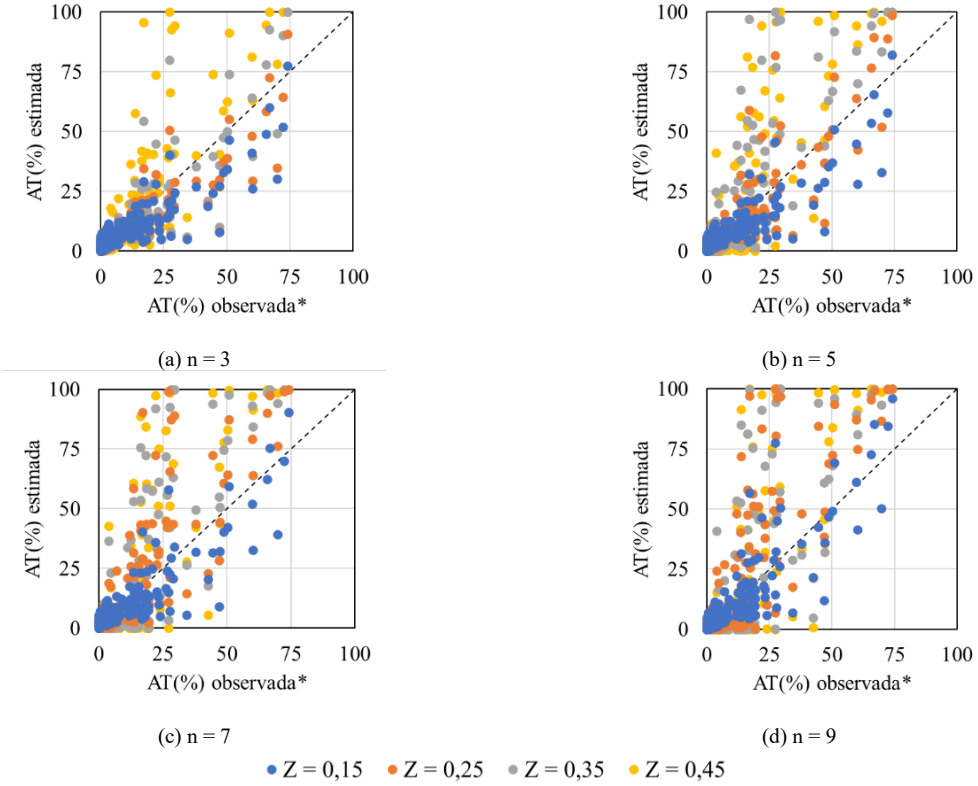
Fonte: Elaboração própria

Figura 4.8 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT – interfaces aderidas)



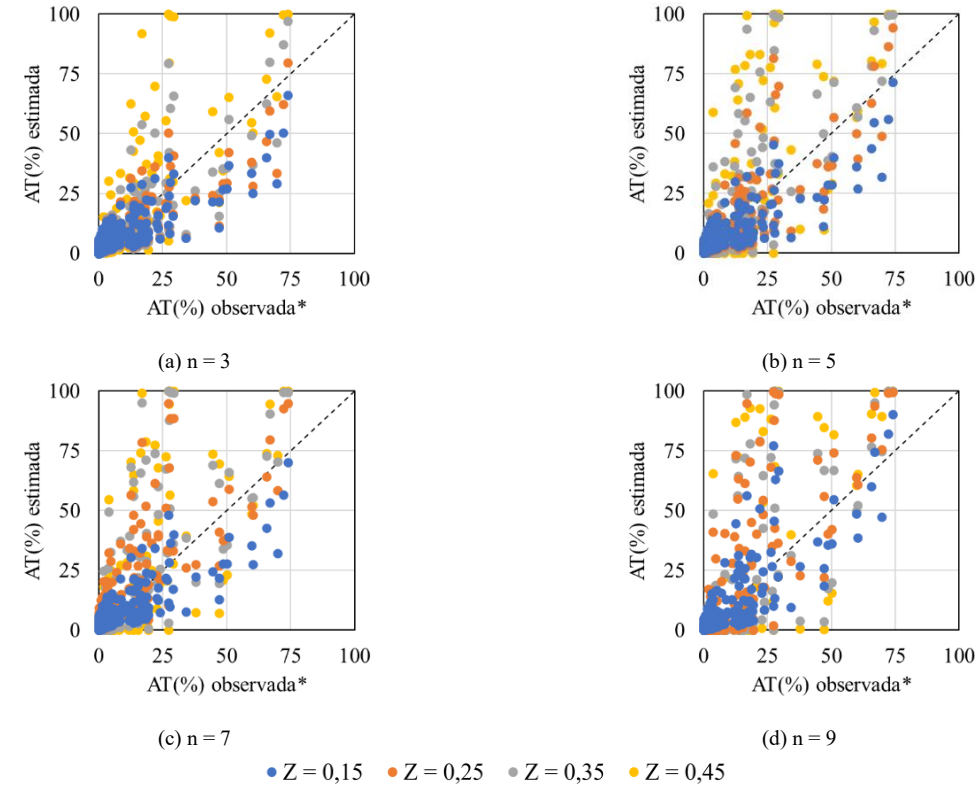
Fonte: Elaboração própria

Figura 4.9 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT – calibração original)



Nota: * valores observados em campo convertidos em porcentagem de área trincada. Fonte: Elaboração própria

Figura 4.10 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT – interfaces aderidas)

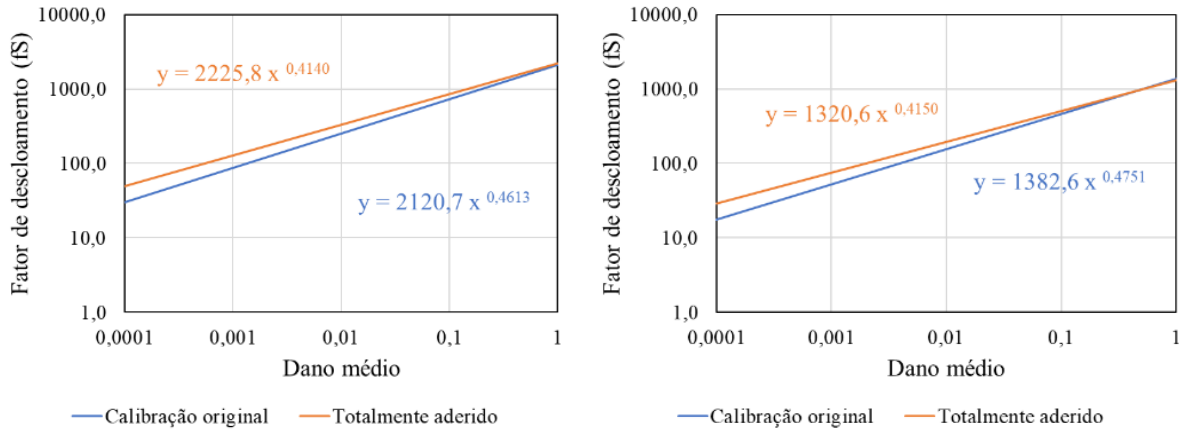


Nota: * valores observados em campo convertidos em porcentagem de área trincada. Fonte: Elaboração própria

valores de PAT não correspondem a medições diretas em campo, mas resultam de uma transformação não linear dos valores originais de FQT. Dessa forma, a conversão por meio da equação apresentada na Figura 2.21 pode ter contribuído para o aumento da dispersão dos dados e, consequentemente, para a redução do nível de ajuste obtido pelas funções calibradas em termos de PAT.

Para fins ilustrativos do comportamento gráfico das funções de transferência, na Figura 4.11 estão representadas, em escala bilogarítmica, as funções de transferência correspondentes a Z = 0,15 e n = 3, agrupadas de acordo com a metodologia de medição de área trincada.

Figura 4.11 - Funções de transferência correspondentes a Z = 0,15 e n = 3



(a) FQT (b) PAT

Fonte: Elaboração própria

Embora, em termos gráficos, as funções de transferência para a hipótese de interfaces aderidas eventualmente se posicionem acima daquelas correspondentes às hipóteses de Fritzen (2016), isso não implica necessariamente maiores valores de fS para essa condição. Isso porque, ao adotar a hipótese de interfaces totalmente aderidas na análise de uma determinada estrutura, os valores de dano médio tendem a ser menores do que aqueles obtidos com base nas hipóteses da calibração original. Ao comparar as metodologias de medição, observa-se que as funções de transferência calibradas em termos de PAT apresentam-se levemente deslocadas para baixo em relação às expressas em FQT. Esse comportamento era esperado, uma vez que, para um mesmo nível de deterioração, os valores de PAT são menores que os valores de FQT, o que influencia diretamente o posicionamento relativo das funções no plano bilogarítmico.

4.3.2 Metodologia com translação da curva sigmoide

Os valores dos coeficientes C_1 e C_2 obtidos com a incorporação do fTR no processo de calibração, acompanhados dos respectivos valores de R^2, estão apresentados nas Tabelas 4.14 a 4.16, em termos de frequência de trincamento (FQT), e nas Tabelas 4.17 a 4.19, em termos de porcentagem de área trincada (PAT). A fim de tornar a análise dos resultados mais concisa, as representações gráficas dos valores de R^2 foram compiladas no Apêndice B.

A introdução do fator de translação (fTR) teve como objetivo deslocar a curva sigmoide originalmente adotada no método MeDiNa, de modo a representar de forma mais realista a evolução do trincamento observada em campo. Buscou-se representar o prolongamento da fase inicial da vida de serviço do pavimento, durante a qual, em geral, não se verificam trincamentos significativos. Trata-se, portanto, de uma modificação na representação do fenômeno de trincamento, proposta com o intuito de ajustar a forma da curva, e não de um mecanismo voltado ao melhoramento estatístico do ajuste das funções de transferência.

A análise dos resultados obtidos para os diferentes valores de fTR indica que os principais comportamentos observados na calibração pelo método original permanecem inalterados após a introdução desse parâmetro. A sensibilidade do coeficiente de determinação às combinações de Z e n se mantém, assim como os efeitos associados à condição de aderência entre camadas e à metodologia de medição de área trincada.

A avaliação do efeito do fTR foi conduzida nos quatro cenários resultantes da combinação entre condição de aderência e metodologia de medição de área trincada. Para garantir comparabilidade direta entre as configurações paramétricas, adotou-se um critério de comparação restrito às variações causadas pelo fTR para uma mesma combinação de Z e n. A leitura conjunta dos resultados apresentados nas Tabelas 4.14 a 4.19 evidencia que, embora ocorram incrementos pontuais do coeficiente de determinação para combinações específicas de Z e n, a tendência predominante associada à incorporação do fTR é de redução progressiva do R^2 em relação ao modelo original. Esse comportamento se manifesta de forma consistente independentemente da condição de aderência entre camadas ou metodologia de medição de área trincada.

Tabela 4.14 - Coeficientes da função de transferência em termos de frequência de trincamento (fTR = 0,10)

Condição de Aderência	n	Z = 0,15			Z = 0,25			Z = 0,35			Z = 0,45		
		C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2
Calibração original	3	2331,9	0,3250	0,80	2334,5	0,2946	0,78	2787,2	0,2914	0,78	3455,2	0,2950	0,75
Totalmente aderido		2213,5	0,2769	0,68	2506,2	0,2754	0,68	2255,8	0,2316	0,70	2925,4	0,2466	0,69
Calibração original	5	1895,6	0,3114	0,79	2393,5	0,3074	0,77	2729,8	0,2831	0,73	2954,0	0,2587	0,69
Totalmente aderido		1661,1	0,2540	0,69	1941,4	0,2492	0,69	2382,4	0,2378	0,68	2181,4	0,1958	0,63
Calibração original	7	1738,2	0,3028	0,78	2147,8	0,2849	0,74	2544,8	0,2644	0,69	2888,6	0,2622	0,70
Totalmente aderido		1462,0	0,2434	0,69	1876,9	0,2396	0,70	2029,3	0,2088	0,66	2035,6	0,2070	0,59
Calibração original	9	1625,4	0,2935	0,76	2024,9	0,2693	0,71	2472,8	0,2578	0,67	2838,3	0,2586	0,67
Totalmente aderido		1396,6	0,2473	0,69	1772,1	0,2258	0,66	2155,9	0,2112	0,60	2709,6	0,2343	0,65

Nota: Os valores R^2 expressam o grau de ajuste entre as estimativas e medições de área trincada

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.15 - Coeficientes da função de transferência em termos de frequência de trincamento (fTR = 0,15)

Condição de Aderência	n	Z = 0,15			Z = 0,25			Z = 0,35			Z = 0,45		
		C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2
Calibração original	3	2627,6	0,3090	0,79	2943,1	0,3108	0,78	3379,7	0,3061	0,77	3653,7	0,2862	0,74
Totalmente aderido		2314,8	0,2532	0,69	2409,9	0,2497	0,70	2738,3	0,2439	0,70	3088,7	0,2386	0,68
Calibração original	5	2198,0	0,2979	0,77	2595,5	0,2949	0,76	2957,6	0,2764	0,72	2835,7	0,2394	0,68
Totalmente aderido		1832,9	0,2414	0,68	2225,9	0,2483	0,69	2582,3	0,2318	0,67	2160,5	0,1833	0,60
Calibração original	7	1971,5	0,2890	0,75	2376,9	0,2762	0,72	2789,3	0,2615	0,68	3099,2	0,2595	0,69
Totalmente aderido		1697,3	0,2436	0,69	2078,7	0,2319	0,68	2153,5	0,2045	0,65	2189,9	0,2049	0,58
Calibração original	9	1868,7	0,2807	0,74	2259,4	0,2636	0,69	2842,1	0,2737	0,70	2880,9	0,2590	0,63
Totalmente aderido		1605,2	0,2360	0,68	1803,4	0,2083	0,64	1748,6	0,1924	0,56	2030,6	0,1868	0,54

Nota: Os valores R^2 expressam o grau de ajuste entre as estimativas e medições de área trincada

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.16 - Coeficientes da função de transferência em termos de frequência de trincamento (fTR = 0,20)

Condição de Aderência	n	Z = 0,15			Z = 0,25			Z = 0,35			Z = 0,45		
		C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2
Calibração original	3	2933,1	0,2992	0,78	3213,3	0,3000	0,77	3529,4	0,2952	0,76	3775,8	0,2787	0,73
Totalmente aderido		2445,5	0,2424	0,68	2596,5	0,2417	0,69	3005,2	0,2476	0,69	2977,6	0,2201	0,66
Calibração original	5	2372,3	0,2847	0,75	2848,3	0,2867	0,74	3182,4	0,2710	0,71	3025,2	0,2436	0,67
Totalmente aderido		2034,2	0,2393	0,69	2444,3	0,2411	0,68	2542,9	0,2151	0,65	2074,9	0,1674	0,57
Calibração original	7	2205,8	0,2784	0,74	2608,2	0,2701	0,71	2495,6	0,2334	0,67	3114,9	0,2494	0,67
Totalmente aderido		1893,1	0,2338	0,68	2281,4	0,2264	0,68	1997,1	0,1831	0,62	2340,6	0,2030	0,58
Calibração original	9	2067,7	0,2717	0,72	2505,9	0,2605	0,68	2841,1	0,2622	0,69	2803,7	0,2430	0,62
Totalmente aderido		1811,4	0,2281	0,66	1991,6	0,2048	0,63	2177,9	0,2118	0,61	2254,9	0,1920	0,55

Nota: Os valores R^2 expressam o grau de ajuste entre as estimativas e medições de área trincada

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.17 - Coeficientes da função de transferência em termos de porcentagem de trincas (fTR = 0,10)

Condição de Aderência	n	Z = 0,15			Z = 0,25			Z = 0,35			Z = 0,45		
		C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2
Calibração original	3	1649,5	0,3038	0,76	1927,0	0,3088	0,76	2399,3	0,3093	0,75	2855,9	0,2912	0,73
Totalmente aderido		1434,5	0,2468	0,65	1676,0	0,2513	0,66	1927,6	0,2457	0,66	2396,9	0,2421	0,65
Calibração original	5	1402,4	0,2938	0,75	1802,9	0,2944	0,74	2145,1	0,2685	0,71	2159,5	0,2283	0,66
Totalmente aderido		1123,6	0,2352	0,65	1522,1	0,2457	0,66	1702,1	0,2135	0,62	1618,4	0,1800	0,52
Calibração original	7	1285,1	0,2848	0,74	1735,5	0,2740	0,71	1865,0	0,2322	0,70	2370,8	0,2441	0,68
Totalmente aderido		1089,4	0,2378	0,65	1328,1	0,2147	0,64	1326,5	0,1800	0,55	1651,6	0,1812	0,53
Calibração original	9	1267,4	0,279	0,73	1393,4	0,2337	0,67	1841,5	0,2421	0,64	2025,0	0,2288	0,61
Totalmente aderido		1072,1	0,2323	0,65	1340,2	0,2067	0,61	1855,1	0,2297	0,59	2301,4	0,2274	0,57

Nota: Os valores R^2 expressam o grau de ajuste entre as estimativas e medições de área trincada

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.18 - Coeficientes da função de transferência em termos de porcentagem de trincas (fTR = 0,15)

Condição de Aderência	n	Z = 0,15			Z = 0,25			Z = 0,35			Z = 0,45		
		C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2
Calibração original	3	1898,0	0,2871	0,75	2190,7	0,2932	0,75	2581,0	0,2947	0,74	2989,9	0,2807	0,72
Totalmente aderido		1550,3	0,2289	0,64	1748,7	0,2340	0,65	2177,6	0,2458	0,65	2273,4	0,2199	0,62
Calibração original	5	1587,2	0,2755	0,73	2032,5	0,2814	0,73	2242,3	0,2552	0,70	2454,7	0,2451	0,65
Totalmente aderido		1292,9	0,2186	0,64	1717,2	0,2343	0,65	1716,4	0,1969	0,60	1751,6	0,1770	0,52
Calibração original	7	1511,3	0,2709	0,72	1816,8	0,2551	0,70	2163,0	0,2489	0,71	2347,0	0,2388	0,62
Totalmente aderido		1176,5	0,2137	0,62	1375,1	0,1967	0,61	1463,7	0,1769	0,54	1923,5	0,1960	0,53
Calibração original	9	1271,2	0,2470	0,69	1736,2	0,2443	0,71	2157,2	0,2441	0,68	2256,7	0,2274	0,61
Totalmente aderido		1097,8	0,2025	0,65	1188,9	0,1711	0,54	1608,9	0,1974	0,51	1937,4	0,1942	0,52

Nota: Os valores R^2 expressam o grau de ajuste entre as estimativas e medições de área trincada

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.19 - Coeficientes da função de transferência em termos de porcentagem de trincas (fTR = 0,20)

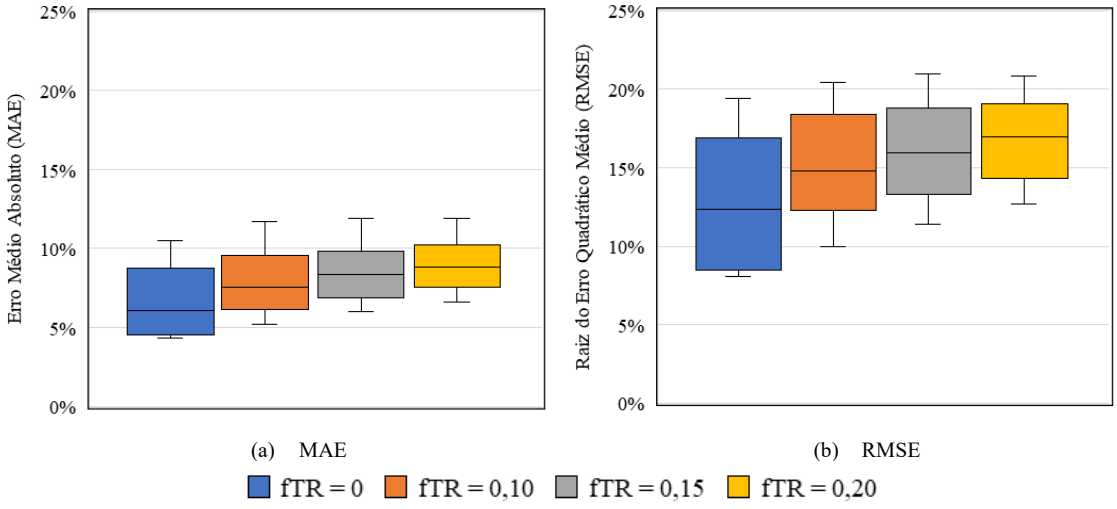
Condição de Aderência	n	Z = 0,15			Z = 0,25			Z = 0,35			Z = 0,45		
		C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2	C_1	C_2	R^2
Calibração original	3	2103,3	0,2763	0,73	2375,2	0,2816	0,73	2801,7	0,2844	0,73	3068,0	0,2691	0,71
Totalmente aderido		1713,7	0,2194	0,64	2007,7	0,2345	0,65	2363,3	0,2367	0,65	2225,1	0,2028	0,60
Calibração original	5	1833,2	0,2671	0,72	2211,3	0,2718	0,72	2195,7	0,2357	0,67	2642,5	0,2428	0,65
Totalmente aderido		1558,4	0,2224	0,64	1700,6	0,2134	0,62	1576,0	0,1717	0,53	1879,7	0,1741	0,51
Calibração original	7	1705,3	0,2614	0,71	1792,5	0,2342	0,67	2252,3	0,2433	0,65	2529,6	0,2371	0,62
Totalmente aderido		1308,2	0,2037	0,61	1287,9	0,1705	0,55	1603,5	0,1745	0,54	2072,5	0,1943	0,53
Calibração original	9	1544,7	0,2474	0,69	1846,7	0,2449	0,65	2213,0	0,2399	0,63	2159,8	0,2133	0,57
Totalmente aderido		1184,3	0,1901	0,59	1316,2	0,1763	0,52	1770,8	0,1964	0,52	2026,6	0,1888	0,48

Nota: Os valores R^2 expressam o grau de ajuste entre as estimativas e medições de área trincada

Fonte: Elaboração própria

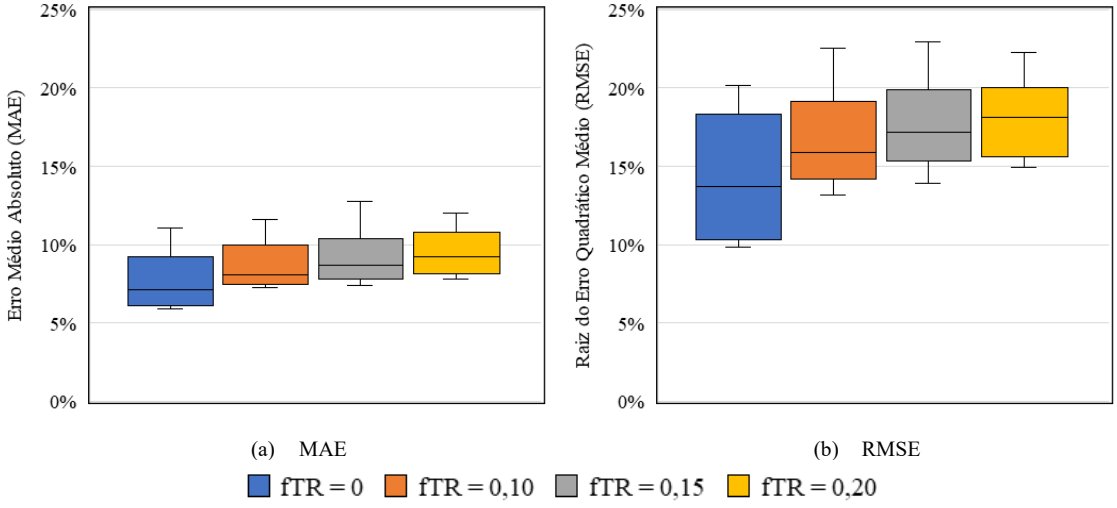
De forma complementar, a análise do erro médio absoluto (MAE) e da raiz do erro quadrático médio (RMSE) confirmou os comportamentos previamente identificados a partir dos valores de R^2. Os resultados de MAE e RMSE são apresentados por meio de representações gráficas nas Figuras 4.12 a 4.15. Os valores individuais correspondentes são apresentados no Apêndice C. Nesses gráficos, cada caixa representa a distribuição dos valores dessas métricas associadas a um valor específico de fTR, obtida a partir de todas as combinações de Z e n em um determinado cenário de aderência entre camadas e metodologia de medição de área trincada. De modo geral, observa-se uma tendência de aumento do MAE e da RMSE com o incremento de fTR. Ainda assim, ocorrem reduções pontuais dessas métricas em combinações específicas de Z e n.

Figura 4.12 - Distribuição dos valores de MAE e RMSE em função do fator de translação (FQT - calibração original)



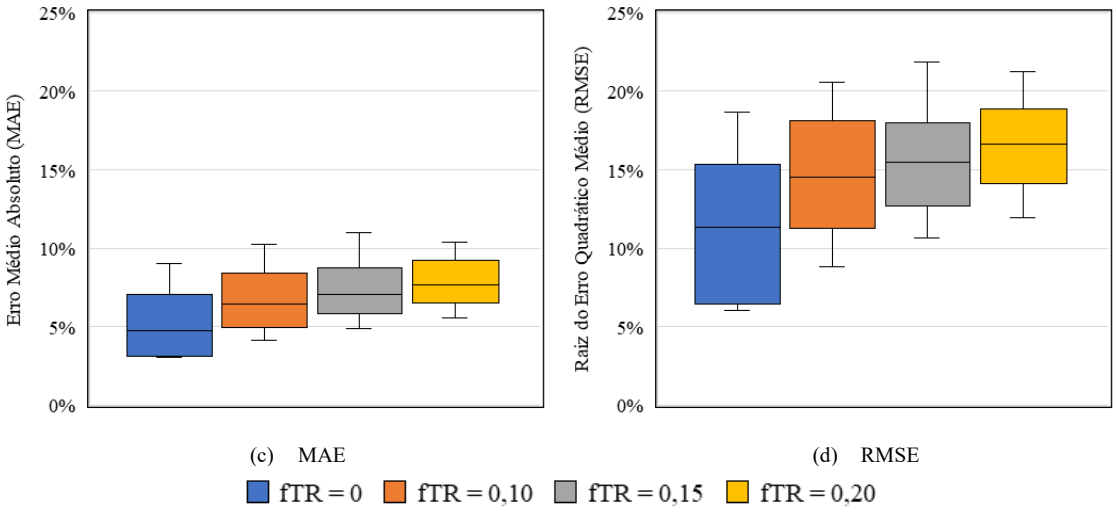
Fonte: Elaboração própria

Figura 4.13 - Distribuição dos valores de MAE e RMSE em função do fator de translação (FQT – interfaces aderidas)



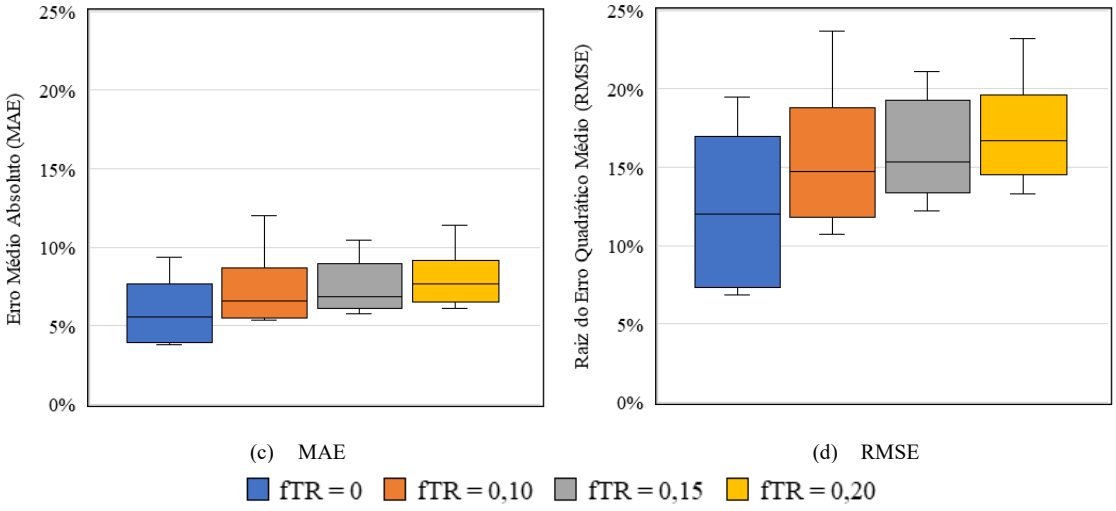
Fonte: Elaboração própria

Figura 4.14 - Distribuição dos valores de MAE e RMSE em função do fator de translação (PAT - calibração original)



Fonte: Elaboração própria

Figura 4.15 - Distribuição dos valores de MAE e RMSE em função do fator de translação (PAT – interfaces aderidas)



Fonte: Elaboração própria

Esse comportamento pode ser explicado pelo fato de que o fator de translação (fTR) atua apenas na fase inicial da curva, correspondente a uma faixa relativamente curta de N'. O ajuste global, por sua vez, é dominado pelos pontos associados ao trecho de crescimento do trincamento, no qual a área trincada apresenta maior sensibilidade às variações de N' (APIRATIKUL; CHU, 2020; CHICCO; WARENS; JURMAN, 2021; OLEK, 2022).

Diante disso, foi avaliada a distribuição dos erros individuais ao longo da evolução do trincamento. De forma consistente, os menores valores de erro individual concentram-se na fase inicial da curva sigmoide, associada a baixos níveis de área trincada. Nessa região, os erros tendem a apresentar pequena magnitude e baixa dispersão, principalmente para as condições originais de calibração.

Embora em alguns casos a incorporação do fator de translação (fTR) tenha resultado em reduções pontuais do erro individual, essas ocorrências se restringem a níveis muito baixos de área trincada e não se configuram como um comportamento predominante. Em determinadas combinações de parâmetros (Z, n, metodologia de medição de área trincada e condição de aderência), a dispersão inicial pode se tornar comparável ou até superior àquela observada em níveis mais elevados de área trincada. Esse aumento de dispersão decorre da atuação localizada do fTR. Ao deslocar a curva, o fator de translação pode forçar estimativas nulas em situações nas quais os valores medidos em campo, embora baixos, não são nulos, ampliando assim a variabilidade do erro nessa região.

Reduções pontuais do erro individual na fase inicial da curva também são observadas com o aumento de Z e n. Entretanto, essas reduções tendem a ser acompanhadas pelo aumento do erro em regiões correspondentes a níveis mais elevados de área trincada, o que justifica o comportamento observado nas métricas globais avaliadas. Esse padrão pode ser observado nos gráficos de área trincada observada *versus* estimada, por meio do posicionamento dos pontos em relação à linha de igualdade.

É importante destacar que as comparações baseadas em R^2, MAE e RMSE realizadas nessa seção possuem caráter descritivo, uma vez que o número de observações consideradas na calibração de cada função de transferência pode variar (ver item 3.3.3). Assim, as métricas globais foram utilizadas para identificar tendências e comportamentos relativos das funções de transferência calibradas com a base de dados utilizada nesta pesquisa.

4.3.3 Influência dos parâmetros de calibração sobre os coeficientes C_1 e C_2

Os resultados da calibração indicam que, de modo geral, o aumento do parâmetro Z conduz a valores mais elevados do coeficiente C_1 e a valores mais baixos do coeficiente C_2. Em contrapartida, o aumento do parâmetro n tende a reduzir ambos os coeficientes. Esse comportamento está diretamente associado à relação entre a área trincada e o fator de deslocamento (fS), conforme descrito no procedimento original de calibração da função de transferência:

$$fS = \frac{1+(Z-1)\cdot\left[-\ln\left(AT\cdot\left(1-e^{-B}\right)+e^{-B}\right)\right]^{1/n}}{N\cdot 10^{-10}} \tag{4.4}$$

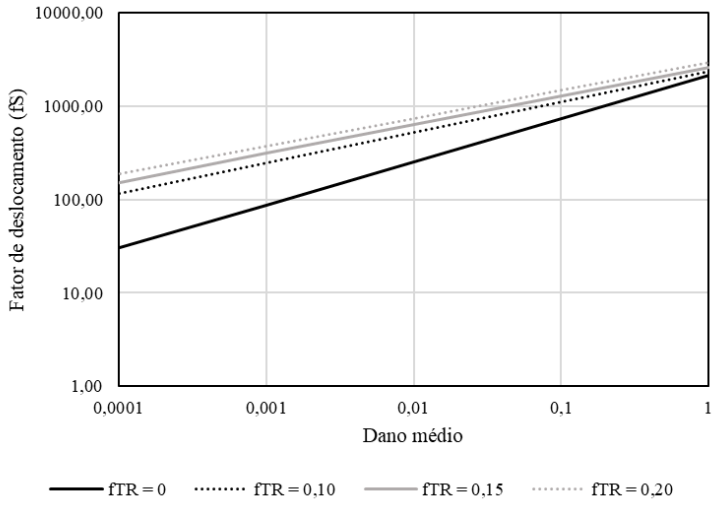
Para manter a compatibilidade entre as estimativas do modelo e os valores de área trincada observados em campo, valores mais elevados de Z geralmente requerem valores maiores de fS. Esse aumento se reflete em um deslocamento vertical da função de transferência quando representada em escala bilogarítmica. Embora n também influencie o valor de fS, seu efeito, dentro do intervalo avaliado, tende a ser menos pronunciado quando Z e a área trincada são mantidos constantes.

A incorporação do fator de translação (fTR) introduz um comportamento adicional no processo de calibração. Esse parâmetro atua exclusivamente no cálculo do parâmetro A (ver Equação 3.5), deslocando o início da evolução do trincamento em termos de N'. Como consequência, podem ocorrer estimativas nulas de área trincada em regiões nas quais o trincamento já é observado em campo. Para que o modelo continue representando adequadamente os níveis iniciais de trincamento da base de dados de calibração, torna-se necessário o aumento do fator de deslocamento (fS).

Esse ajuste se manifesta como um deslocamento vertical das funções de transferência, mais pronunciado na região correspondente aos menores níveis de dano. Do ponto de vista da calibração, o aumento de fTR tende a resultar em valores mais elevados do coeficiente C_1 e, simultaneamente, em valores mais baixos de C_2, refletindo na redução da inclinação da função de transferência em escala bilogarítmica.

Para fins ilustrativos, na Figura 4.16 estão representadas as funções de transferência correspondentes às condições de aderência entre camadas e metodologia de medição de área trincada da calibração original, para Z = 0,15 e n = 3, considerando a variação de fTR no intervalo avaliado.

Figura 4.16 - Efeito de fTR sobre as funções de transferência (Z = 0,15 e n =3)



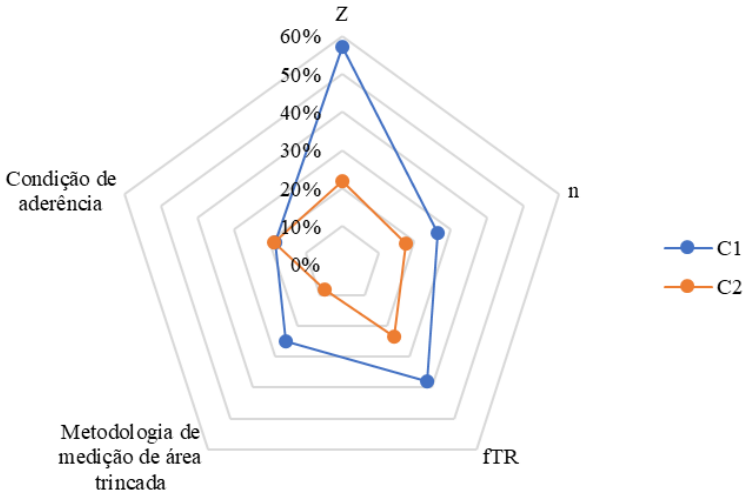
Fonte: Elaboração própria

As condições de aderência entre camadas também afetam os coeficientes calibrados. A condição de interfaces aderidas aumenta a rigidez estrutural do sistema, o que tipicamente reduz as deformações de tração na fibra inferior da camada de revestimento e, consequentemente, o dano médio por fadiga (ver Equação 2.30). Como resultado, a maioria dos casos analisados apresenta valores mais baixos de C_1 e C_2 em comparação às hipóteses de aderência da calibração original. A redução de C_2 atua no sentido de atenuar a sensibilidade da função de transferência às variações estruturais induzidas pelas condições de aderência, sobretudo para baixos valores de $D_{médio}$, mantendo fS dentro de uma faixa plausível. A redução concomitante de C_1 funciona como um ajuste compensatório, de modo a preservar o ajuste global do modelo.

No que diz respeito à metodologia de medição de área trincada, ao substituir os dados de entrada em termos de FQT para PAT observa-se, de forma geral, a redução tanto de C_1 quanto de C_2, o que reflete diferenças sistemáticas entre as metodologias avaliadas. Embora esse efeito seja menor quando comparado à influência dos parâmetros Z, n e fTR, sua ocorrência é consistente ao longo das diferentes combinações analisadas, indicando que a forma de quantificação da área trincada interfere diretamente na posição e na inclinação da função de transferência.

Com o objetivo de sintetizar e comparar a influência relativa dos diferentes parâmetros avaliados, foi realizada uma análise descritiva das variações percentuais médias dos coeficientes C_1 e C_2, considerando todas as combinações de Z, n, fTR, condição de aderência entre camadas e metodologia de medição de área trincada. Os resultados dessa análise são apresentados na Figura 4.17 por meio de um gráfico de radar construído a partir dos valores absolutos das variações observadas. Essa representação permite visualizar de forma direta o impacto relativo dos parâmetros sobre cada coeficiente. Observa-se que o parâmetro Z apresenta a maior influência sobre C_1, seguido por fTR e n, enquanto a metodologia de medição de área trincada e a condição de aderência exercem influência secundária. Para o coeficiente C_2, as variações são, de modo geral, menos expressivas, sendo Z e fTR os parâmetros mais influentes, seguidos pela condição de aderência, pelo parâmetro n e, por fim, pela metodologia de medição de área trincada.

Figura 4.17 - Magnitude das variações médias observadas em C_1 e C_2 em função dos parâmetros de calibração

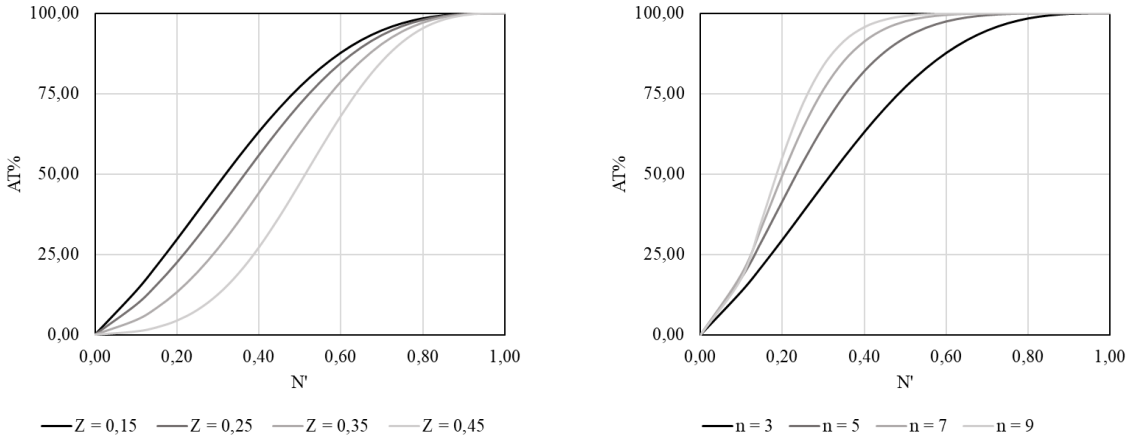


Fonte: Elaboração própria

4.3.4 Influência dos parâmetros Z, n e fTR sobre o formato da sigmoide

Os parâmetros Z e n influenciam diretamente os parâmetros de forma da curva sigmoide, especialmente o ponto de inflexão e a inclinação. O ponto de inflexão, geralmente localizado na região central da curva, corresponde ao estágio em que a taxa de variação atinge o seu valor máximo, caracterizando a mudança de concavidade da função. A inclinação, por sua vez, está associada à taxa com que ocorre a transição entre as fases inicial e final da curva (MARLER *et al*., 2006; BOEDEKER, 2021). Na Figura 4.18 estão representados os efeitos do parâmetro Z, mantendo n igual a 3, e os efeitos do parâmetro n, com Z fixo em 0,15.

Figura 4.18 - Influência de (a) Z e (b) n



(a) (b)

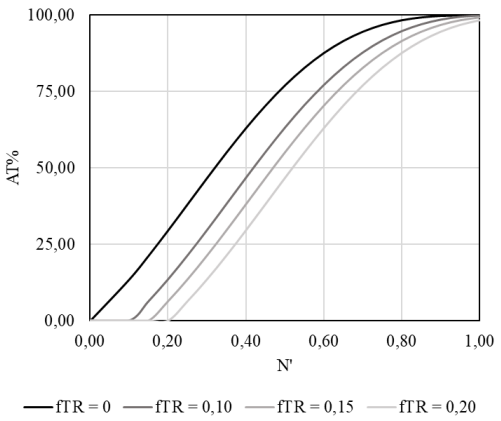
Fonte: Elaboração própria

Com base nos gráficos apresentados, observa-se que, na representação de AT% em função de N’, o parâmetro Z atua principalmente como um fator de deslocamento horizontal da curva sigmoide. Quando o valor de Z é aumentado, observa-se que, para um mesmo valor de N’, a estimativa de área trincada é reduzida. Esse comportamento indica que valores mais elevados de Z postergam a evolução do trincamento, deslocando o ponto de inflexão da curva para valores mais elevados de N’. Por outro lado, o parâmetro n está relacionado à inclinação da curva sigmoide. Valores mais elevados de n conduzem a uma transição mais abrupta entre os estados de integridade estrutural e degradação avançada, enquanto valores menores promovem uma transição mais gradual. Em resumo, os parâmetros Z e n controlam, respectivamente, o posicionamento da curva ao longo do eixo N’ e a intensidade com que o trincamento evolui ao longo da vida útil do pavimento.

Além dos parâmetros Z e n, a introdução do fTR altera a representação da evolução da área trincada de maneira distinta. Diferentemente de Z, que atua como um deslocamento global da curva sigmoide ao longo do eixo de N’, o fTR afeta exclusivamente a fase inicial da curva, impondo uma região inicial com valores nulos de área trincada. Na Figura 4.19 seu efeito é representado mantendo n igual a 3 e Z igual a 0,15.

A análise gráfica indica que o aumento de fTR prolonga a permanência do pavimento em um estado sem trincamento previsto pelo modelo, sem alterar a inclinação da curva nem a forma da transição após o início do processo de degradação. Uma vez superada essa fase inicial, a evolução da área trincada passa a coincidir com a curva de referência, evidenciando que o fTR não atua como parâmetro de forma, mas como um fator que controla o acionamento do modelo de trincamento. Enquanto Z e n governam o posicionamento e a forma global da curva, o fTR atua de maneira localizada, retardando o início da estimativa de trincamento sem interferir em sua taxa de crescimento ao longo da vida de serviço.

Figura 4.19 - Influência de fTR



Fonte: Elaboração própria

4.4 ESTIMATIVA DE PARÂMETROS DE DESEMPENHO

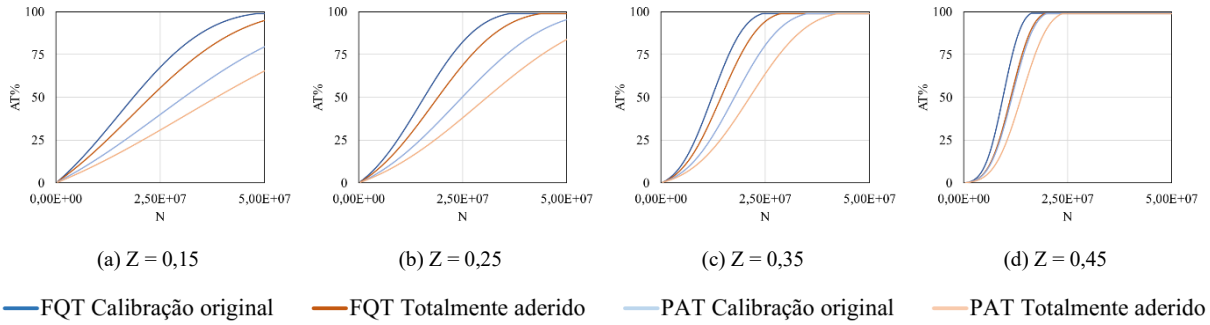
O objetivo desta seção é avaliar como as diferentes funções de transferência calibradas no item 4.3 influenciam a estimativa dos parâmetros de desempenho da estrutura de referência. Inicialmente, considerou-se a formulação original do método, isto é, sem a incorporação do fator de translação (fTR). A estrutura apresentada na Tabela 3.8 foi analisada no programa MeDiNa considerando todas as funções de transferência calibradas no item 4.3, para um total acumulado de 5×10^7 repetições do eixo padrão. A estimativa de área trincada obtida com as funções de transferência para fTR = 0 ao final do primeiro ano de projeto é apresentada na Tabela 4.20. A evolução da área trincada em função de N ao longo de todo o período de projeto é apresentada nas Figuras 4.20 e 4.21. Na Figura 4.20 é representada a evolução da área trincada em função de N, variando Z e mantendo n igual a 3. Na Figura 4.21 são demonstrados os efeitos da variação do parâmetro n, com Z fixado em 0,15.

Tabela 4.20 - Estimativa de AT% ao final do primeiro ano do período de projeto

Frequência de trincamento (FQT)								
Condição de aderência	Calibração original				Totalmente aderido			
n	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
3	11,50%	11,21%	10,83%	9,69%	9,23%	8,88%	8,33%	6,04%
5	11,42%	11,15%	9,79%	3,32%	9,08%	8,48%	5,07%	0,82%
7	11,32%	10,56%	3,95%	0,53%	8,83%	6,30%	1,09%	0,02%
9	11,41%	7,04%	1,36%	0,00%	8,67%	2,61%	0,12%	0,00%
Porcentagem de área trincada (PAT)								
Condição de aderência	Calibração original				Totalmente aderido			
n	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
3	6,68%	6,47%	6,11%	5,68%	5,25%	5,04%	4,64%	3,68%
5	6,58%	6,13%	4,69%	1,20%	5,14%	4,59%	2,35%	0,20%
7	6,40%	5,46%	1,51%	0,02%	4,93%	3,28%	0,27%	0,00%
9	6,24%	2,88%	0,08%	0,00%	4,66%	1,09%	0,00%	0,00%

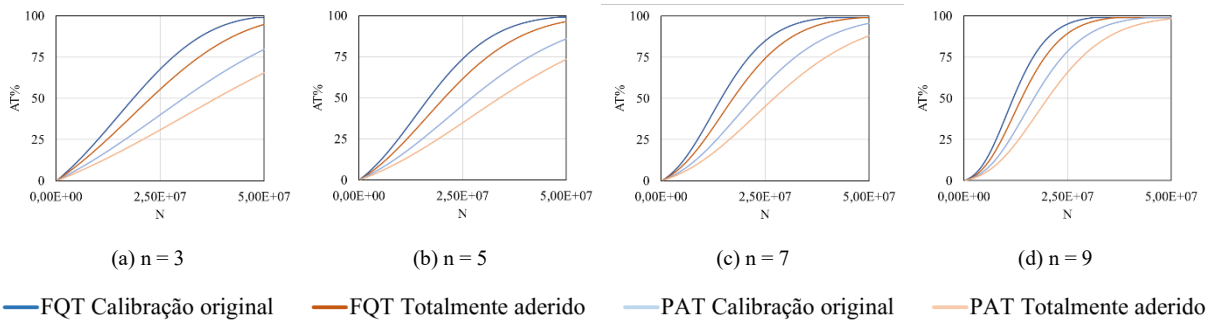
Fonte: Elaboração própria

Figura 4.20 - Evolução do trincamento com a variação de Z



Fonte: Elaboração própria

Figura 4.21 - Evolução do trincamento com a variação de n



Fonte: Elaboração própria

O efeito do aumento do parâmetro Z no adiamento do início do trincamento é claramente observado nos resultados apresentados na Tabela 4.20. Para um determinado valor de n, a estimativa de área trincada ao final do primeiro ano de projeto diminui à medida que Z aumenta. Independentemente da metodologia de medição e da hipótese de aderência entre camadas, a menor estimativa de AT% ao final do primeiro ano de projeto foi obtida para a combinação dos maiores valores de Z e n avaliados. Observa-se também que o efeito do parâmetro Z sobre a estimativa de AT% ao final do primeiro de ano de projeto depende do valor de n. Para valores menores de n, a variação de AT% com o aumento de Z é relativamente gradual, enquanto que para valores mais elevados de n verifica-se uma redução abrupta da estimativa de área trincada ao final do primeiro ano de projeto.

Para a estrutura avaliada, observa-se que, para uma mesma metodologia de medição, a estimativa de AT% é menor quando se considera a condição de interfaces totalmente aderidas. Por outro lado, para uma mesma hipótese de aderência, as estimativas são menores quando expressas em termos de porcentagem de área trincada. É importante ressaltar, entretanto, que esse comportamento depende das características estruturais da seção analisada. Dependendo da combinação de espessuras e materiais das camadas, a estimativa de área trincada para a condição de interfaces totalmente aderidas pode, eventualmente, ser superior àquela obtida para as condições originais de calibração. Esse efeito tende a ocorrer com maior frequência quando misturas asfálticas de módulo elevado são utilizadas na camada de revestimento.

Além de controlar o início do trincamento, o parâmetro Z também afeta a inclinação da curva sigmoide. Esse comportamento pode ser observado nas representações de AT% *versus* N na Figura 4.20, mas também pode ser demonstrado derivando a Equação 2.25 em função de N', conforme apresentado a seguir:

$$\frac{dAT\%}{dN'} = \frac{-e^{-A} \cdot n\left(\frac{N'-1}{Z-1}\right)^{n-1} \cdot \frac{1}{Z-1}}{1-e^{-B}} \quad (4.5)$$

No intervalo avaliado, conforme Z aumenta, menor é valor de |Z-1| e maior é o valor de dAT%/dN′, que corresponde à inclinação da curva sigmoide no domínio normalizado da função.

Embora a evolução de AT% em função de N seja representada por curvas distintas para as diferentes metodologias de medição de área trincada e hipóteses de aderência avaliadas, para uma dada combinação dos parâmetros Z e n a evolução da área trincada em função de N' é única, ou seja, independe das condições de aderência ou da metodologia de medição. Isso ocorre porque, uma vez normalizado o número N por meio do fator de deslocamento (fS), as diferenças estruturais e metodológicas são absorvidas por esse ajuste, resultando em uma curva sigmoide que descreve a progressão do trincamento em função de N'. De forma mais específica, ao normalizar o número N por meio do fator de deslocamento correspondente a cada cenário, as curvas representadas na Figura 4.20 tornam-se equivalentes às da Figura 4.18 (a). De modo semelhante, as curvas da Figura 4.21 são equivalentes às da Figura 4.18 (b). Enquanto as curvas AT% *versus* N' representam o comportamento teórico do modelo, as curvas AT% *versus* N refletem os efeitos práticos das hipóteses de aderência entre camadas e dos métodos de medição. É importante destacar que, na representação da área trincada em função de N, a evolução do trincamento também depende das propriedades dos materiais que compõem a estrutura e das solicitações de tráfego.

4.4.1 Efeito de fTR sobre a estimativa de área trincada

As Tabelas 4.21 a 4.24 apresentam as estimativas de área trincada ao final do primeiro ano de projeto, obtidas a partir das funções de transferência calibradas no item 4.3.2, considerando a incorporação do fator de translação (fTR) na marcha de cálculo. De modo geral, os resultados apresentam comportamento consistente e preservam a hierarquia observada na metodologia original, tanto no que se refere ao método de medição da área trincada quanto às hipóteses de aderência entre camadas.

Tabela 4.21 - Estimativa de AT% ao final do primeiro ano do período de projeto (n = 3)

Frequência de trincamento (FQT)								
Condição de aderência	Calibração original				Totalmente aderido			
fTR	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
0,00	11,50%	11,21%	10,83%	9,69%	9,23%	8,88%	8,33%	6,04%
0,10	13,40%	13,49%	11,67%	7,47%	9,84%	9,27%	7,51%	3,52%
0,15	12,75%	11,79%	10,08%	6,56%	8,32%	6,91%	5,85%	2,78%
0,20	11,75%	10,93%	8,65%	5,20%	5,44%	5,02%	3,82%	2,04%

Porcentagem de área trincada (PAT)								
Condição de aderência	Calibração original				Totalmente aderido			
fTR	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
0,00	6,68%	6,47%	6,11%	5,68%	5,25%	5,04%	4,64%	3,68%
0,10	7,48%	7,07%	6,12%	4,01%	4,83%	4,80%	3,76%	1,91%
0,15	6,26%	6,31%	5,17%	3,17%	2,27%	2,69%	2,37%	1,25%
0,20	4,25%	4,78%	4,42%	2,42%	0,00%	0,78%	1,57%	0,80%

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.22 - Estimativa de AT% ao final do primeiro ano do período de projeto (n = 5)

Frequência de trincamento (FQT)								
Condição de aderência	Calibração original				Totalmente aderido			
fTR	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
0,00	11,42%	11,15%	9,79%	3,32%	9,08%	8,48%	5,07%	0,82%
0,10	12,40%	10,16%	5,18%	1,28%	8,31%	5,24%	1,89%	0,12%
0,15	11,05%	8,27%	3,99%	0,56%	4,95%	3,31%	1,20%	0,04%
0,20	8,18%	6,86%	2,97%	0,16%	0,86%	2,07%	0,66%	0,29%
Porcentagem de área trincada (PAT)								
Condição de aderência	Calibração original				Totalmente aderido			
fTR	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
0,00	6,58%	6,13%	4,69%	1,20%	5,14%	4,59%	2,35%	0,20%
0,10	6,37%	4,98%	2,12%	0,24%	2,41%	2,26%	0,69%	0,01%
0,15	3,97%	3,90%	1,34%	0,05%	0,08%	1,23%	0,33%	0,00%
0,20	2,00%	2,53%	0,68%	0,02%	0,00%	0,17%	0,11%	0,03%

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.23 - Estimativa de AT% ao final do primeiro ano do período de projeto (n = 7)

Frequência de trincamento (FQT)								
Condição de aderência	Calibração original				Totalmente aderido			
fTR	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
0,00	11,32%	10,56%	3,95%	0,53%	8,83%	6,30%	1,09%	0,02%
0,10	10,81%	5,61%	1,49%	0,01%	6,17%	2,03%	0,16%	0,00%
0,15	8,13%	4,04%	0,81%	0,00%	2,00%	1,11%	0,03%	0,00%
0,20	5,87%	2,73%	0,15%	0,00%	0,00%	0,53%	0,00%	0,00%
Porcentagem de área trincada (PAT)								
Condição de aderência	Calibração original				Totalmente aderido			
fTR	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
0,00	6,40%	5,46%	1,51%	0,02%	4,93%	3,28%	0,27%	0,00%
0,10	4,83%	2,39%	0,29%	0,00%	1,29%	0,69%	0,01%	0,00%
0,15	2,78%	1,33%	0,04%	0,00%	0,00%	0,24%	0,00%	0,00%
0,20	0,60%	0,49%	0,01%	0,00%	0,00%	0,02%	0,00%	0,00%

Fonte: Elaboração própria

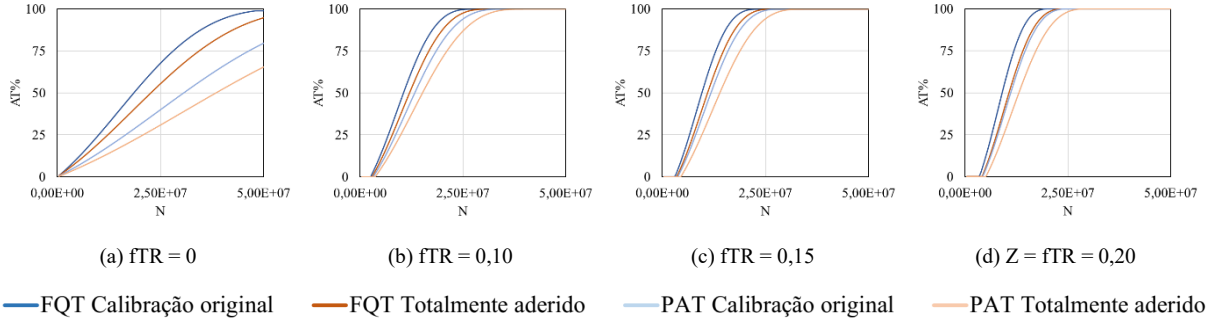
Tabela 4.24 - Estimativa de AT% ao final do primeiro ano do período de projeto (n = 9)

Frequência de trincamento (FQT)								
Condição de aderência	Calibração original				Totalmente aderido			
fTR	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
0,00	11,41%	7,04%	1,36%	0,00%	8,67%	2,61%	0,12%	0,00%
0,10	8,16%	2,60%	0,21%	0,00%	2,98%	0,48%	0,01%	0,00%
0,15	5,84%	1,43%	0,01%	0,00%	1,11%	0,14%	0,00%	0,00%
0,20	3,18%	0,70%	0,00%	0,00%	0,00%	0,03%	0,00%	0,00%
Porcentagem de área trincada (PAT)								
Condição de aderência	Calibração original				Totalmente aderido			
fTR	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
0,00	6,24%	2,88%	0,08%	0,00%	4,66%	1,09%	0,00%	0,00%
0,10	3,59%	0,45%	0,00%	0,00%	0,91%	0,09%	0,00%	0,00%
0,15	1,06%	0,18%	0,00%	0,00%	0,00%	0,01%	0,00%	0,00%
0,20	0,06%	0,01%	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%	0,00%

Fonte: Elaboração própria

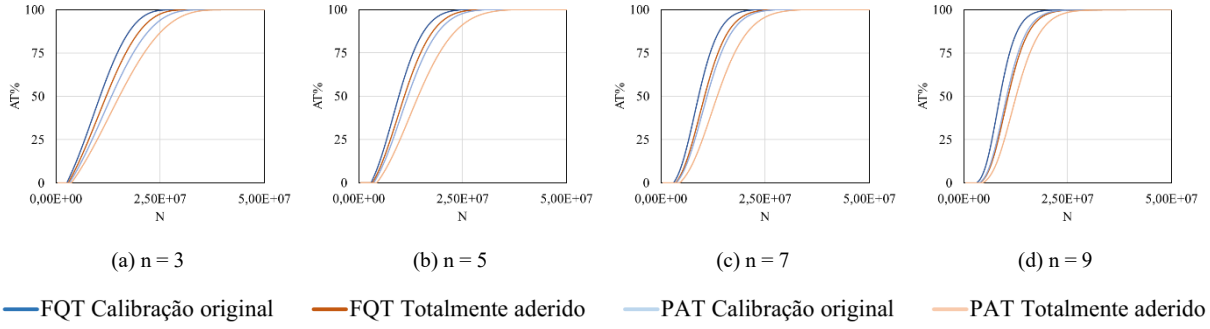
A incorporação do fator de translação modifica a posição da curva sigmoide no domínio de N, retardando o início da evolução do trincamento. Esse efeito é particularmente perceptível nos valores apresentados para o final do primeiro ano da vida útil projetada, sobretudo para valores mais elevados de fTR. A evolução da área trincada ao longo de todo o período de projeto é apresentada nas Figuras 4.22 e 4.23. Na Figura 4.22 é representada a evolução da área trincada em função de N, variando fTR, mantendo Z igual a 0,15 e n igual a 3. Na Figura 4.23 são representados os efeitos da variação do parâmetro n, com Z fixado em 0,15 e fTR igual a 0,10. À medida que o valor de fTR aumenta, o intervalo inicial em que a área trincada estimada permanece nula é ampliado, comprimindo o trecho efetivo de crescimento da curva dentro do período analisado. Como consequência, parte das combinações paramétricas, especialmente para valores elevados de n e fTR, passa a apresentar estimativas muito próximas entre si, ainda que as diferenças estruturais permaneçam incorporadas no cálculo do dano médio.

Figura 4.22 - Evolução do trincamento com a variação de fTR (Z = 0,15 e n = 3)



Fonte: Elaboração própria

Figura 4.23 - Evolução do trincamento com a variação de n (Z = 0,15 e fTR = 0,10)



(a) n = 3 (b) n = 5 (c) n = 7 (d) n = 9

FQT Calibração original FQT Totalmente aderido PAT Calibração original PAT Totalmente aderido

Fonte: Elaboração própria

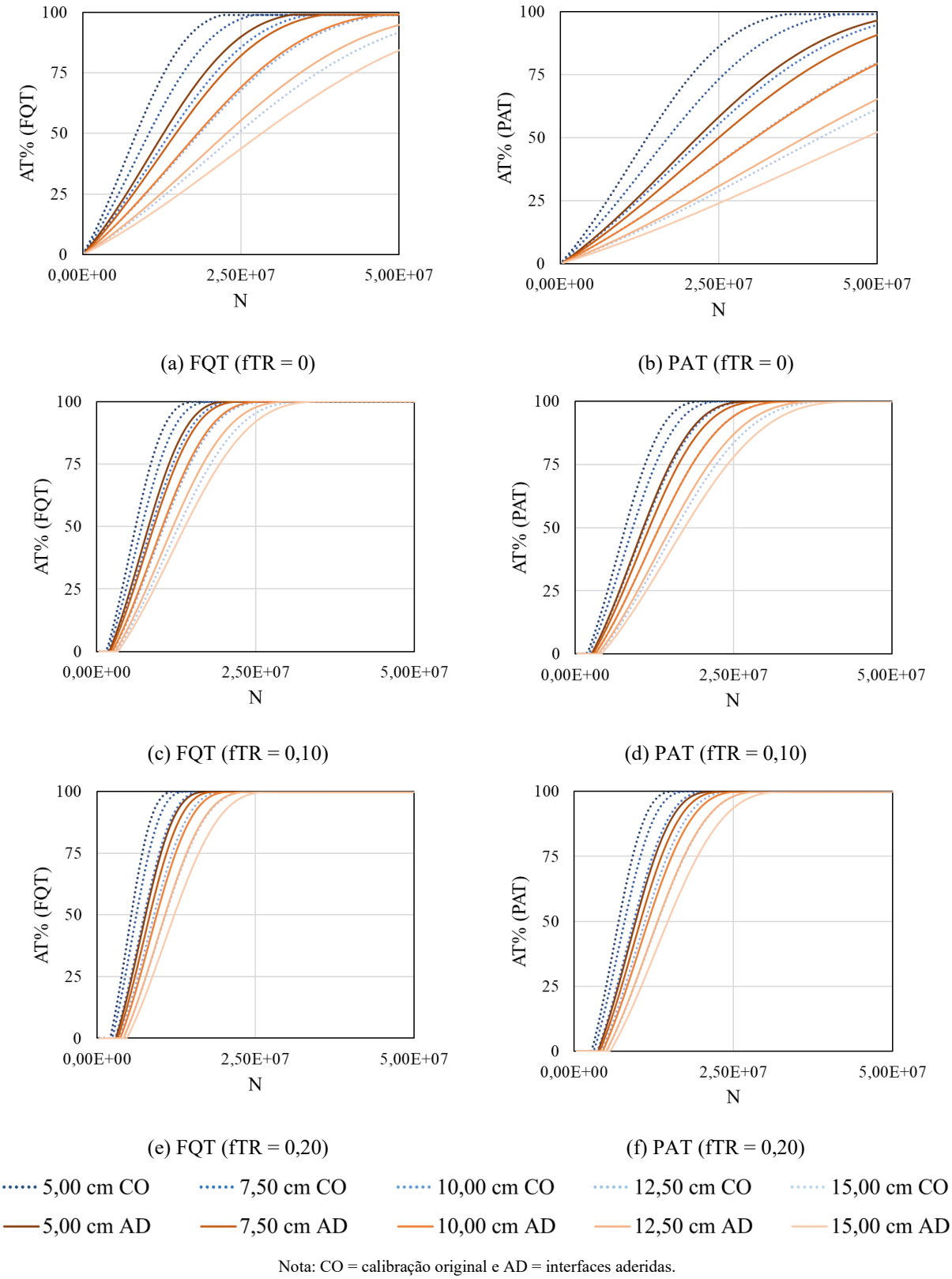
4.4.2 Efeito da espessura da camada de revestimento

A estrutura apresentada na Tabela 3.8 também foi analisada considerando a variação da espessura da camada de revestimento. Para essa avaliação foram utilizadas as funções de transferência correspondentes à combinação de Z = 0,15 e n = 3, considerando fTR igual a 0 (metodologia original), 0,10 e 0,20. As espessuras analisadas foram 5,00 cm, 7,50 cm, 10,00 cm, 12,50 cm e 15,00 cm, mantendo-se constantes as espessuras das demais camadas, o tráfego e as propriedades dos materiais. As estimativas de área trincada são apresentadas na Figura 4.24, e as estimativas de afundamento de trilha de roda (ATR) são apresentadas na Figura 4.25.

Observa-se, na Figura 4.24, que o aumento da espessura do revestimento resulta na redução sistemática das estimativas de área trincada ao longo do período analisado, preservando-se a hierarquia entre os cenários considerados. Para uma mesma espessura, especialmente considerando a metodologia original, mantêm-se as diferenças entre estimativas obtidas a partir das diferentes metodologias de medição de área trincada (FQT e PAT), bem como entre as condições de calibração original (CO) e interfaces totalmente aderidas (AD), sem ocorrência de inversões ou cruzamentos das curvas.

As estimativas de ATR apresentadas na Figura 4.25 também evidenciam redução progressiva dos valores com o aumento da espessura do revestimento, mantendo-se tendência crescente em função de N e coerência entre CO e AD. Nota-se que os resultados apresentam comportamento consistente em todo o intervalo analisado, sem ocorrências de inversões ou tendências não esperadas em função da variação da espessura da camada de revestimento ou da incorporação de fTR. Esse comportamento consistente reforça que as alterações implementadas na versão modificada do MeDiNa mantêm a coerência dos cálculos previstos, reforçando a consistência numérica das modificações implementadas no programa.

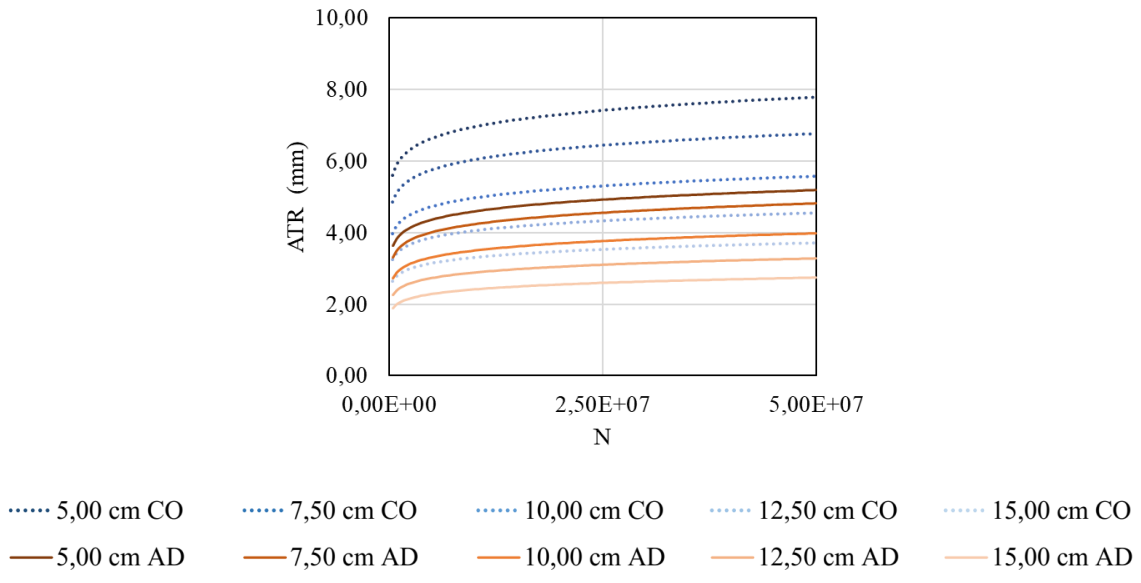
Figura 4.24 - Estimativa de área trincada



Nota: CO = calibração original e AD = interfaces aderidas.

Fonte: Elaboração própria

Figura 4.25 - Estimativa de afundamento de trilha de roda (ATR)



Nota: CO = calibração original e AD = interfaces aderidas. Fonte: Elaboração própria

4.5 VALIDAÇÃO DAS FUNÇÕES DE TRANSFERÊNCIA

A avaliação do desempenho das funções de transferência na etapa de validação evidenciou comportamentos coerentes com aqueles observados durante a calibração, bem como limitações inerentes à composição da base de dados disponível. Os segmentos empregados na validação apresentam distribuição assimétrica dos valores de área trincada, com forte concentração de observações associadas a baixos níveis de trincamento, incluindo medições sucessivas com AT = 0%, e número reduzido de observações em estágios mais avançados de deterioração.

Considerando toda a base de dados, os valores de R^2, apresentados na Tabela 4.25, evidenciam uma tendência de maiores valores para combinações associadas aos menores valores de Z e n avaliados, independentemente da metodologia de medição de área trincada ou da condição de aderência entre camadas. Esse comportamento é consistente com o observado na calibração. As métricas MAE e RMSE foram utilizadas como informação complementar para verificar a consistência das tendências observadas e são apresentadas no Apêndice C.

Diferentemente do observado na etapa de calibração, a variação das métricas globais entre as condições de aderência e entre metodologias de medição de área trincada mostrou-se, na validação, menos pronunciada. Essa redução de sensibilidade pode ser atribuída, principalmente, à utilização do mesmo conjunto de observações na etapa de validação, o que tende a uniformizar o desempenho médio entre as configurações paramétricas.

Com o objetivo de investigar o desempenho das funções de transferência especificamente na fase inicial do trincamento, procedeu-se ao recálculo do R^2 considerando apenas observações com AT ≤ 15%. Esses valores são apresentados na Tabela 4.26. O critério adotado restringiu a análise a um domínio no qual predominam medições associadas aos estágios iniciais de deterioração, caracterizados por observações sucessivas sem manifestação visível de trincas. Como consequência desse recorte, os segmentos do estado do Rio de Janeiro foram excluídos dessa análise específica por apresentarem níveis de trincamento superiores ao limite adotado.

Sob esse critério, observou-se, de forma consistente, aumento dos valores de R^2 e redução de MAE e RMSE em comparação com aqueles calculados considerando toda a base de validação. Esse comportamento sugere melhor aderência relativa do modelo aos dados disponíveis nos estágios iniciais de deterioração, quando comparada à sua aplicação em níveis mais avançados de trincamento, nos quais a base de dados disponível apresenta menor densidade amostral. Esse resultado reforça a importância da continuidade do monitoramento dos segmentos experimentais, especialmente para obtenção de dados em estágios mais avançados de deterioração, de modo a ampliar a representatividade da base de dados e subsidiar futuras recalibrações e validações da função de transferência.

No que se refere à incorporação do fator de translação (fTR), os resultados da validação confirmam seu papel como ajuste localizado, associado ao deslocamento do início da evolução do trincamento. Em segmentos com medições sucessivas de AT = 0%, o fTR tende a reduzir erros associados às observações nulas por impor estimativas igualmente nulas. Entretanto, essa melhora local não deve ser interpretada, necessariamente, como ganho de capacidade preditiva. Em parte, ela pode refletir a compatibilidade entre o mecanismo de truncamento da formulação e a presença de valores nulos na base de dados. Quando há observações de baixa magnitude, porém não nulas, a imposição de AT estimada igual a zero pode resultar em erros individuais[3] correspondentes ao próprio valor medido. Nesses casos, a capacidade do modelo de representar o início da evolução do trincamento torna-se limitada. Em função da elevada recorrência de observações com AT = 0% em alguns segmentos, foi avaliada a variação do erro individual das leituras ao longo do período de monitoramento. Na Figura 4.26 os erros individuais absolutos correspondentes às condições de aderência entre camadas e metodologia de medição de área trincada da calibração original são representados em função do número N, em escala bilogarítmica, considerando quatro cenários paramétricos específicos. Nos casos em que o erro

[3] Diferença entre a área trincada medida em campo e a área trincada estimada.

Tabela 4.25 - Coeficientes de determinação obtidos na etapa de validação considerando toda a base de dados disponível

MMAT[1]	Interface	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
Frequência de trincamentos (FQT)	Calibração original	3	0,65	0,66	0,62	0,48	0,56	0,54	0,49	0,45	0,51	0,50	0,47	0,43	0,48	0,47	0,45	0,43
		5	0,65	0,59	0,46	0,41	0,52	0,48	0,43	0,40	0,48	0,45	0,42	0,40	0,45	0,44	0,41	0,41
		7	0,64	0,49	0,42	0,39	0,48	0,44	0,40	0,40	0,45	0,42	0,40	0,40	0,43	0,41	0,40	0,40
		9	0,59	0,45	0,40	0,40	0,46	0,41	0,39	0,39	0,43	0,40	0,40	0,40	0,42	0,40	0,40	0,41
	Totalmente aderido	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	0,58	0,59	0,53	0,45	0,49	0,47	0,45	0,43	0,46	0,46	0,44	0,42	0,45	0,45	0,43	0,41
		5	0,58	0,52	0,43	0,40	0,46	0,45	0,41	0,40	0,45	0,44	0,40	0,40	0,44	0,42	0,40	0,41
		7	0,56	0,45	0,41	0,39	0,45	0,42	0,40	0,42	0,44	0,41	0,40	0,42	0,42	0,40	0,40	0,41
		9	0,52	0,43	0,40	0,41	0,44	0,40	0,38	0,39	0,42	0,40	0,42	0,40	0,41	0,39	0,41	0,40
Porcentagem de área trincada (PAT)	Calibração original	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	0,64	0,66	0,68	0,54	0,58	0,59	0,56	0,47	0,55	0,55	0,52	0,45	0,53	0,52	0,48	0,44
		5	0,65	0,66	0,50	0,42	0,55	0,53	0,45	0,41	0,51	0,48	0,44	0,42	0,48	0,46	0,43	0,42
		7	0,66	0,54	0,43	0,41	0,52	0,46	0,41	0,39	0,48	0,44	0,41	0,41	0,45	0,43	0,42	0,40
		9	0,65	0,48	0,43	0,42	0,48	0,43	0,41	0,41	0,47	0,42	0,40	0,39	0,44	0,43	0,40	0,40
	Totalmente aderido	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	0,58	0,61	0,63	0,50	0,54	0,54	0,52	0,45	0,53	0,52	0,50	0,45	0,50	0,50	0,47	0,44
		5	0,59	0,60	0,48	0,43	0,53	0,50	0,44	0,43	0,49	0,47	0,43	0,42	0,47	0,46	0,44	0,42
		7	0,61	0,50	0,44	0,43	0,50	0,45	0,44	0,41	0,47	0,44	0,43	0,41	0,45	0,44	0,42	0,41
		9	0,59	0,46	0,45	0,41	0,47	0,41	0,41	0,38	0,45	0,42	0,42	0,40	0,43	0,43	0,41	0,40

[1] MMAT: metodologia de medição de área trincada

Fonte: Elaboração própria

Tabela 4.26 - Coeficientes de determinação obtidos na etapa de validação considerando apenas medições de AT ≤ 15%

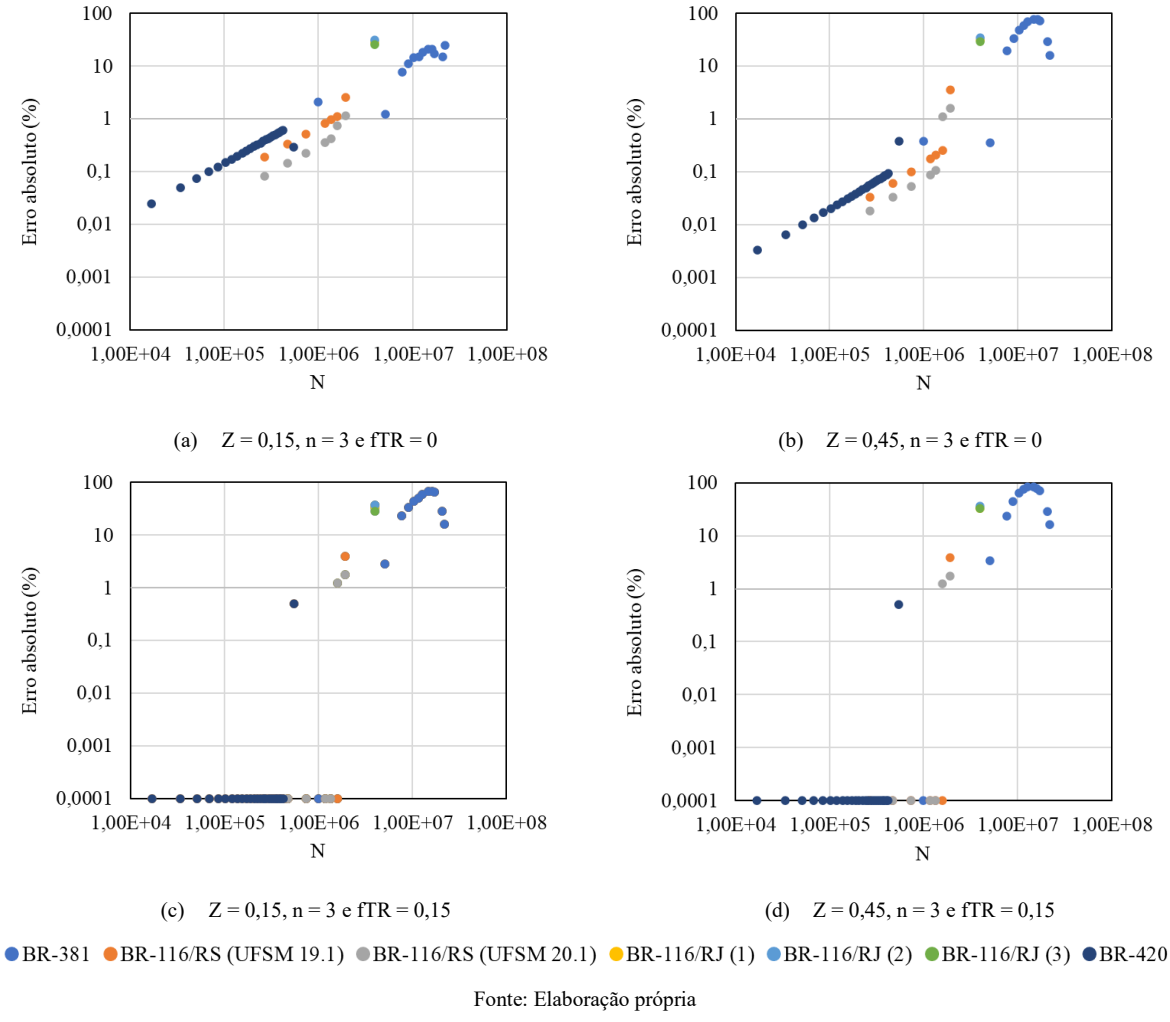
MMAT[1]	Interface	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
Frequência de trincamentos	Calibração original	3	0,94	0,93	0,89	0,85	0,90	0,89	0,87	0,84	0,89	0,88	0,86	0,83	0,88	0,87	0,85	0,82
		5	0,93	0,89	0,86	0,83	0,89	0,86	0,83	0,81	0,87	0,85	0,83	0,80	0,86	0,85	0,82	0,78
		7	0,92	0,87	0,83	0,82	0,87	0,84	0,82	0,79	0,86	0,83	0,82	0,78	0,85	0,83	0,80	0,77
		9	0,90	0,85	0,82	0,79	0,86	0,83	0,82	0,78	0,84	0,82	0,79	0,72	0,83	0,82	0,77	0,70
			fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
	Totalmente aderido	n	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	0,94	0,93	0,90	0,87	0,91	0,90	0,88	0,85	0,90	0,89	0,87	0,84	0,89	0,88	0,86	0,83
		5	0,93	0,90	0,87	0,84	0,90	0,87	0,85	0,81	0,89	0,86	0,84	0,80	0,87	0,86	0,83	0,78
		7	0,92	0,88	0,85	0,82	0,89	0,85	0,83	0,73	0,87	0,85	0,82	0,72	0,86	0,84	0,80	0,71
		9	0,91	0,86	0,83	0,75	0,87	0,84	0,83	0,80	0,85	0,83	0,75	0,72	0,85	0,83	0,75	0,72
			fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
Porcentagem de área trincada	Calibração original	n	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	0,97	0,96	0,93	0,90	0,93	0,93	0,91	0,88	0,92	0,92	0,90	0,88	0,91	0,91	0,89	0,87
		5	0,96	0,93	0,90	0,87	0,92	0,90	0,88	0,85	0,91	0,89	0,87	0,84	0,90	0,89	0,86	0,83
		7	0,95	0,90	0,88	0,85	0,91	0,88	0,86	0,83	0,90	0,88	0,85	0,81	0,89	0,86	0,83	0,80
		9	0,93	0,89	0,85	0,81	0,90	0,86	0,83	0,80	0,88	0,86	0,84	0,80	0,87	0,84	0,82	0,78
			fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
	Totalmente aderido	n	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	0,97	0,96	0,93	0,90	0,94	0,93	0,91	0,89	0,93	0,92	0,90	0,88	0,92	0,91	0,90	0,87
		5	0,96	0,93	0,90	0,86	0,93	0,91	0,88	0,84	0,91	0,90	0,87	0,83	0,90	0,89	0,86	0,83
		7	0,95	0,91	0,87	0,83	0,91	0,89	0,84	0,82	0,90	0,87	0,84	0,81	0,89	0,86	0,83	0,80
		9	0,94	0,89	0,84	0,81	0,90	0,87	0,84	0,82	0,89	0,86	0,81	0,80	0,87	0,84	0,81	0,79

[1] MMAT: metodologia de medição de área trincada

Fonte: Elaboração própria

absoluto calculado foi igual a zero, adotou-se, exclusivamente para fins de representação gráfica, o valor 10^{-4}, de modo a viabilizar a visualização na escala adotada.

Figura 4.26 - Erros absolutos de área trincada em função do número N



(a) Z = 0,15, n = 3 e fTR = 0

(b) Z = 0,45, n = 3 e fTR = 0

(c) Z = 0,15, n = 3 e fTR = 0,15

(d) Z = 0,45, n = 3 e fTR = 0,15

Fonte: Elaboração própria

A análise da Figura 4.26 evidencia que o efeito de Z e fTR não é homogêneo entre os segmentos avaliados, estando associado ao estágio de deterioração representado pelos dados disponíveis. Em segmentos com registros concentrados na fase inicial do trincamento, os erros individuais tendem a diminuir com o aumento desses parâmetros, enquanto em segmentos com medições em níveis mais elevados de deterioração, observa-se tendência oposta à medida que Z e fTR são incrementados. Além disso, é possível observar que com o incremento de fTR o efeito de Z tende a ser atenuado. Apesar de terem sido representados cenários específicos, esse comportamento é consistente nas demais configurações paramétricas.

A presença de observações sucessivas com AT = 0% nos segmentos localizados nos estados do Rio Grande do Sul e da Bahia evidencia, do ponto de vista físico, a existência de

uma fase inicial prolongada sem manifestação de trincas. Entretanto, esse comportamento não se reflete de maneira significativa nas métricas globais avaliadas. Isso se deve ao fato de que observações associadas a valores nulos ou muito baixos de área trincada possuem baixo peso estatístico no cálculo dessas métricas (APIRATIKUL; CHU, 2020; CHICCO; WARENS; JURMAN, 2021; OLEK, 2022).

A ausência de melhorias sistemáticas das métricas globais com o aumento de Z, n ou com a incorporação de fTR na etapa de validação não deve ser interpretada como incapacidade do modelo em representar a fase inicial do trincamento, mas como limitação das métricas adotadas para capturar melhorias localizadas em regiões específicas da curva sigmoide. As comparações realizadas nesta etapa mantêm, portanto, caráter descritivo, permitindo identificar tendências e domínios de melhor representatividade das funções de transferência, sem atribuir significado estatístico absoluto às diferenças observadas entre as combinações paramétricas avaliadas.

4.5.1 Definição das equações para o cálculo do erro padrão

Os resultados apresentados evidenciam que o desempenho relativo das funções de transferência é fortemente condicionado à composição da base de dados disponível para a calibração, à distribuição dos níveis de deterioração representados na etapa de validação e às métricas adotadas para avaliação. Nesse contexto, não se pretende eleger uma função de transferência como a mais representativa ou superior às demais. A seleção das funções de transferência nesta etapa buscou estabelecer um cenário de referência para viabilizar a etapa subsequente. As equações para o cálculo do erro padrão foram definidas para a combinação de parâmetros Z = 0,15, n = 3 e fTR = 0. O fator de translação (fTR) foi adotado como zero em razão das limitações observadas na etapa de validação associadas à incorporação desse parâmetro. Verificou-se que sua aplicação pode resultar na imposição de estimativas nulas de área trincada em situações nas quais os valores medidos em campo, embora baixos, não são iguais a zero.

Para a combinação paramétrica adotada, as funções de transferência calibradas para cada combinação entre metodologia de medição de área trincada e condição de aderência entre camadas são as seguintes:

$$fS_{FQT-CO} = 2120{,}7 \times (D_{médio})^{0{,}4613} \quad (4.6)$$

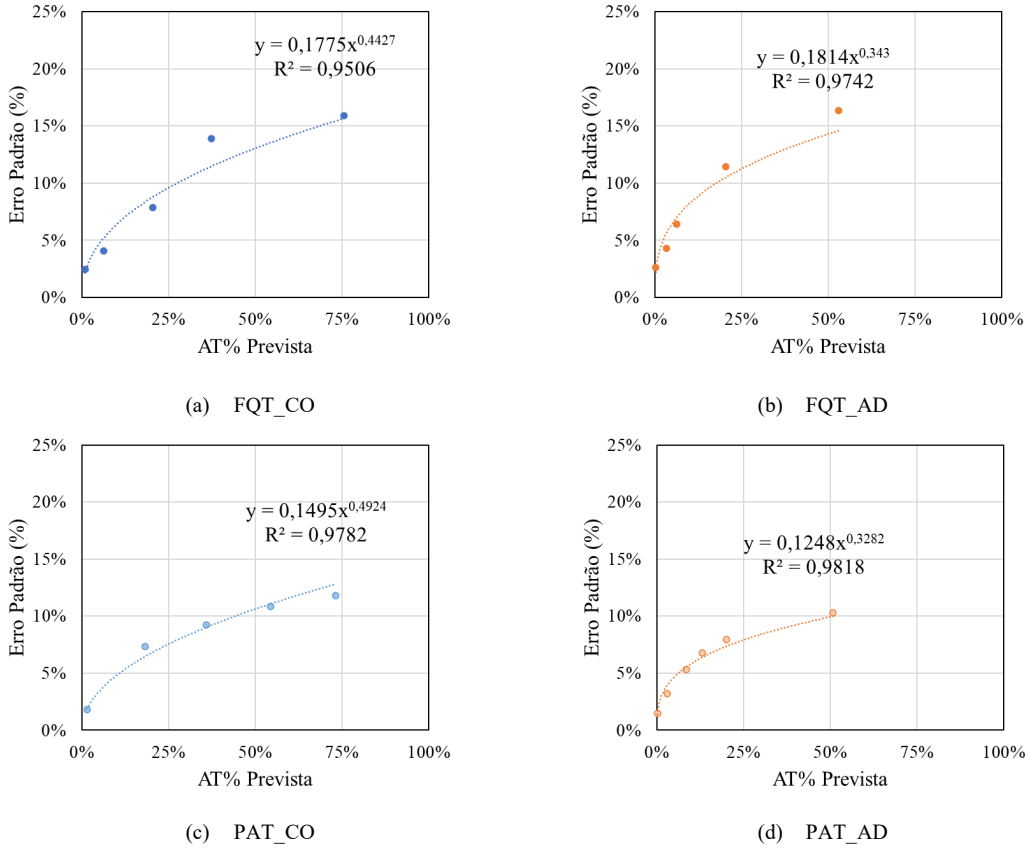
$$fS_{FQT-AD} = 2225{,}8 \times (D_{médio})^{0{,}4140} \quad (4.7)$$

$$fS_{PAT-CO} = 1382{,}6 \times (D_{médio})^{0{,}4751} \quad (4.8)$$

$$fS_{PAT-AD} = 1320{,}6 \times (D_{médio})^{0{,}4150} \quad (4.9)$$

As equações para o cálculo do erro padrão correspondentes às funções de transferência adotadas como cenário de referência são apresentadas na Figura 4.27 e a representação gráfica correspondente da distribuição dos erros é apresentada na Figura 4.28. É possível observar que, em todos os cenários, os erros associados a baixos níveis de área trincada apresentam menor magnitude e menor dispersão, enquanto para valores mais elevados de área trincada, ocorre um aumento progressivo da variabilidade dos erros.

Figura 4.27 - Erro padrão *versus* área trincada prevista

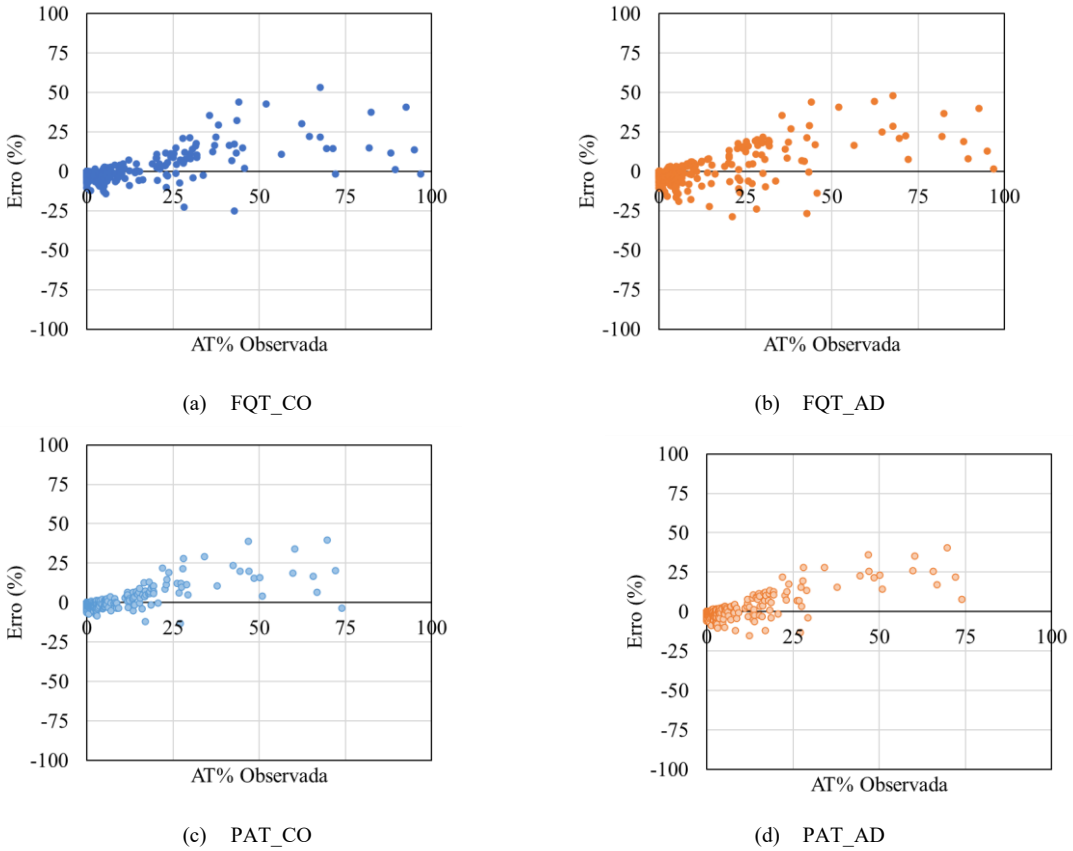


(a) FQT_CO (b) FQT_AD

(c) PAT_CO (d) PAT_AD

Fonte: Elaboração própria

Figura 4.28 - Distribuição dos erros da estimativa[1]



(a) FQT_CO (b) FQT_AD

(c) PAT_CO (d) PAT_AD

[1] Diferença entre a área trincada estimada pelo modelo e a área trincada observada em campo

Fonte: Elaboração própria

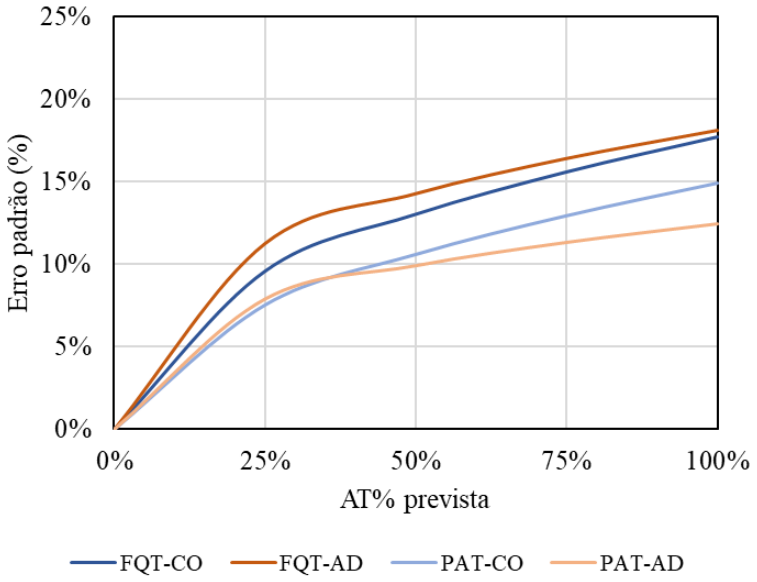
Ao comparar os cenários associados às metodologias FQT e PAT, verifica-se que as estimativas baseadas em PAT tendem a apresentar distribuição mais concentrada dos erros ao longo do domínio analisado, especialmente nos estágios iniciais da deterioração. Esse comportamento confirma tendências já discutidas anteriormente e reflete diferenças inerentes às metodologias de medição de área trincada.

As diferenças entre as hipóteses de aderência entre camadas não se apresentam de forma dominante e se manifestam de forma sutil na distribuição dos erros. De forma geral, os resultados apresentados na Figura 4.28 indicam que o comportamento dos erros da estimativa é compatível com as equações de erro padrão definidas para cada cenário.

A análise conjunta das equações de erro padrão evidencia que a hierarquia observada entre as curvas médias de área trincada não é necessariamente preservada quando se incorporam os níveis de confiabilidade pré-definidos no programa MeDiNa. Embora, de modo geral, as estimativas médias associadas à condição de interfaces totalmente aderidas (AD) sejam menores do que as obtidas sob as hipóteses da calibração original (CO), o valor final considerado para verificação de desempenho depende da magnitude do erro padrão, que

apresenta comportamento distinto para cada cenário. As curvas de erro padrão são apresentadas em conjunto na Figura 4.29.

Figura 4.29 - Curvas de erro padrão agrupadas



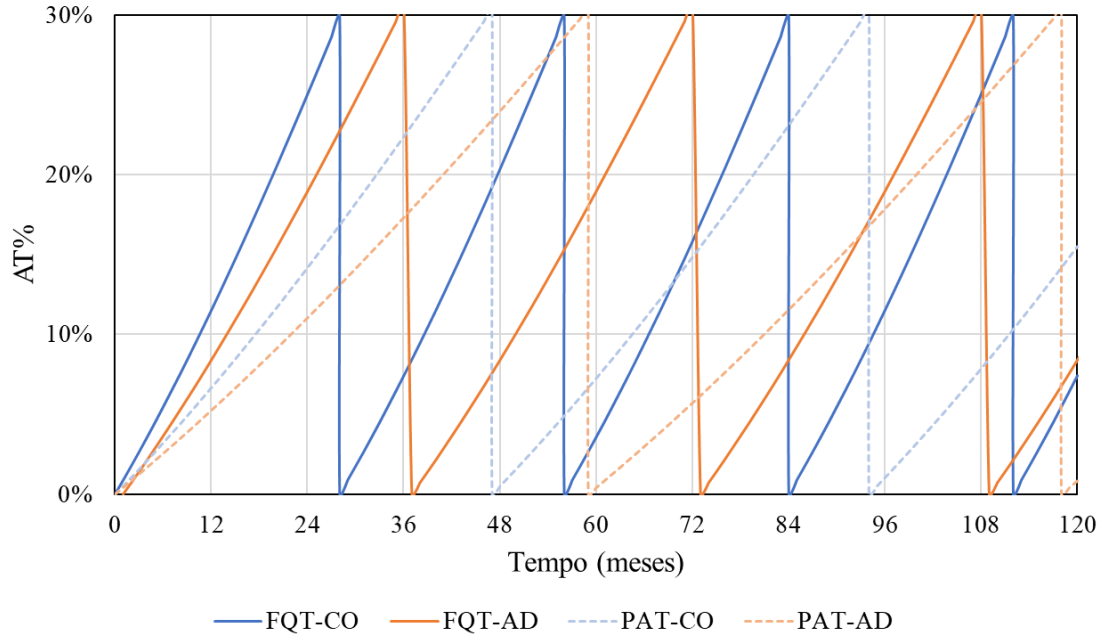
Fonte: Elaboração própria

Observa-se que, em termos de FQT, o erro padrão associado ao cenário AD se mantém superior ao do cenário CO. Já em termos de PAT, verifica-se uma alteração na relação entre os cenários ao longo do domínio analisado, com o erro padrão do cenário AD sendo superior nos níveis iniciais de área trincada e posteriormente sendo superado pelo cenário CO em níveis mais elevados. Como a estimativa de área trincada para um determinado nível de confiabilidade é função simultânea do dano médio e do erro padrão, podem ocorrer situações específicas em que a estimativa associada ao cenário AD supere aquela do cenário CO, mesmo que o dano médio correspondente seja inferior. Essa possibilidade não representa uma inversão sistemática do comportamento estrutural, mas sim um efeito decorrente da interação entre os termos determinísticos e probabilísticos do modelo, da configuração estrutural analisada, do número N e do nível de confiabilidade adotado. Esse resultado reforça que a comparação entre cenários deve ser interpretada de forma integrada, considerando não apenas as curvas médias de evolução do dano, mas também o erro padrão e o nível de confiabilidade incorporados ao método.

4.6 ANÁLISE COMPARATIVA DA PERIODICIDADE DE MANUTENÇÃO

Na Figura 4.30 são apresentadas as estimativas de área trincada ao longo do período de projeto (10 anos) para a estrutura apresentada na Tabela 3.8. Os valores correspondem às estimativas médias para as diferentes combinações entre metodologia de medição de área trincada e condição de aderência, considerando Z = 0,15, n = 3 e fTR = 0. Observa-se que a representação gráfica apresenta o comportamento característico da aplicação do critério de intervenção, com reinício da evolução de área trincada após cada restauração.

Figura 4.30 - Evolução da área trincada ao longo do horizonte de projeto considerando as intervenções de manutenção (curvas médias)



Fonte: Elaboração própria

Como esperado, verifica-se pela inclinação dos segmentos ascendentes que os cenários baseados na medição de área trincada em termos de FQT apresentam evolução mais acelerada do trincamento quando comparados aos cenários em termos de PAT, resultando em menor intervalo entre intervenções. Observa-se ainda que a condição de aderência entre camadas influencia a periodicidade das intervenções. Para um mesmo método de medição de área trincada, os cenários com interfaces totalmente aderidas (AD) apresentam intervalos maiores entre intervenções quando comparados aos cenários que adotam as hipóteses da calibração original (CO).

O tempo necessário para que ocorra a primeira intervenção de manutenção encontra-se sintetizado na Tabela 4.27, para a curva média e para os níveis de confiabilidade de 65%, 75%, 85% e 95%. Nota-se que o aumento do nível de confiabilidade antecipa o atingimento do

limite de 30% de área trincada, reduzindo o tempo até a primeira intervenção em todos os cenários analisados. Esse efeito é particularmente pronunciado nos cenários associados à medição em termos de frequência, nos quais a diferença entre a curva média e o nível de 95% de confiabilidade alcança magnitude significativa.

Tabela 4.27 - Tempo até a primeira intervenção (meses) para os diferentes cenários e níveis de confiabilidade

Cenário	Nível de confiabilidade				
	50% (Curva média)	65%	75%	85%	95%
FQT-CO	28	25	23	21	17
FQT-AD	35	30	27	24	19
PAT-CO	47	43	40	37	32
PAT-AD	59	54	50	45	38

Fonte: Elaboração própria

No horizonte de 10 anos, o número total de ciclos de manutenção inteiros estimados para cada cenário encontra-se apresentado na Tabela 4.28. Como o tipo de intervenção e o custo unitário associado permanecem constantes entre os cenários, o custo acumulado ao final do período é diretamente proporcional ao número de ciclos estimados. Assim, a comparação entre os diferentes cenários pode ser realizada com base na frequência de intervenções.

Tabela 4.28 - Número de ciclos de manutenção inteiros estimados no horizonte de 10 anos

Cenário	Nível de confiabilidade				
	50% (Curva média)	65%	75%	85%	95%
FQT-CO	4	5	5	6	7
FQT-AD	3	4	4	5	6
PAT-CO	2	2	3	3	3
PAT-AD	2	2	2	2	3

Fonte: Elaboração própria

Para a curva média, observa-se que os cenários FQT-CO e FQT-AD demandam, respectivamente, quatro e três intervenções ao longo do período analisado, enquanto os cenários PAT-CO e PAT-AD requerem duas intervenções. Isso indica que, para a estrutura estudada, mantido o mesmo critério como gatilho de intervenção, a metodologia de medição de área trincada exerce influência mais pronunciada sobre a frequência de intervenções do que a própria hipótese de aderência entre camadas. Considerando o nível de confiabilidade de 95%, a diferença torna-se ainda mais expressiva, totalizando até sete intervenções no cenário FQT-CO, frente a três intervenções no cenário PAT-CO.

Os resultados evidenciam que, mantendo-se o limite de 30% como gatilho de intervenção, as premissas associadas à estimativa de área trincada, como a metodologia de medição, a hipótese de aderência e o nível de confiabilidade, podem alterar de maneira significativa a periodicidade das intervenções previstas ao longo da vida de projeto. Como a estratégia de manutenção foi mantida constante entre os cenários, as diferenças observadas refletem o impacto das hipóteses mecanísticas e das funções de transferência sobre a estimativa

de desempenho. Esses resultados demonstram que decisões adotadas na etapa de modelagem podem produzir impactos relevantes quando o método é utilizado para estimar a frequência de intervenções ao longo da vida de projeto.

4.7 CONSIDERAÇÕES SOBRE A CALIBRAÇÃO DA FUNÇÃO DE TRANSFERÊNCIA

A calibração de funções de transferência no âmbito do método MeDiNa deve ser orientada pelo objetivo da análise e pelas características da base de dados disponível. Diferentes combinações dos parâmetros Z, n e, eventualmente, fTR podem apresentar comportamentos distintos, a depender do domínio da curva sigmoide considerado prioritário. Quando o objetivo da calibração estiver centrado na representação da fase inicial do trincamento, caracterizada, de modo geral, por baixos níveis de deterioração, determinadas combinações paramétricas podem apresentar melhor aderência local, ainda que isso não seja refletido por métricas globais como R^2, MAE ou RMSE.

Por outro lado, quando o foco recai sobre a estimativa do atingimento de um critério de desempenho, como o limite de 30% de área trincada, torna-se mais relevante avaliar o comportamento da função nesse domínio específico da curva. De modo semelhante, análises voltadas ao desempenho ao longo de todo o horizonte de projeto requerem coerência global da curva sigmoide. Nesses casos, a avaliação exclusivamente por métricas globais de ajuste pode ser insuficiente, especialmente quando a base de dados apresenta distribuição assimétrica dos níveis de deterioração.

Na formulação original do método, o fator de deslocamento fS atua como um parâmetro de translação horizontal da curva no domínio de N, absorvendo diferenças estruturais entre os segmentos. Entretanto, não são estabelecidos critérios explícitos para sua avaliação no processo de calibração. A definição de valores máximos admissíveis pode não ser adequada, uma vez que sua ordem de grandeza depende da forma da sigmoide e das hipóteses consideradas no cálculo do dano médio.

Do ponto de vista metodológico, embora a calibração original tenha considerado apenas estruturas flexíveis com revestimento asfáltico e camadas granulares, não foi explicitamente definido um domínio de validade associado a faixas de módulo de resiliência, número estrutural ou intervalo de tráfego. Fritzen *et al*. (2019) ressaltam que métodos empíricos não devem ser generalizados para condições distintas daquelas para as quais foram

desenvolvidos. Os autores também destacam a importância do esforço de recalibração com a inclusão de novos materiais e trechos monitorados. No entanto, a inclusão indiscriminada de segmentos de regiões com condições climáticas, materiais e práticas construtivas distintas pode aumentar a dispersão do modelo e comprometer sua coerência físico-mecânica. Nesse contexto, alternativas metodológicas poderiam incluir a calibração regionalizada ou o agrupamento de segmentos com desempenho estrutural equivalente.

Quanto às condições de aderência entre camadas, a identificação de uma hipótese mais representativa é relevante. Entretando, diferentes combinações de materiais e processos construtivos podem resultar em comportamentos distintos de interface. Idealmente, o processo de calibração e validação deveria considerar explicitamente essas diferenças, evitando generalizações excessivas. Dessa forma, a calibração da função de transferência no MeDiNa deve ser compreendida como um processo metodológico condicionado ao objetivo da análise, às características da base de dados e aos limites físicos implicitamente assumidos na calibração. Métricas globais de desempenho são instrumentos úteis de comparação, mas não substituem a interpretação técnica fundamentada no domínio de aplicação pretendido.

5 CONCLUSÕES

A presente pesquisa contribui para o aprimoramento do entendimento do método MeDiNa ao analisar, de forma integrada, a influência das condições de aderência entre camadas nas respostas mecanísticas, na calibração e validação das funções de transferência e na estimativa de parâmetros de desempenho. Os resultados obtidos evidenciam que a aplicação do modelo requer interpretação técnica compatível com as hipóteses adotadas, com as características estruturais representadas na base de dados de calibração e com os limites físicos implicitamente assumidos no processo de modelagem.

A análise da influência das condições de aderência entre camadas no comportamento mecânico das estruturas demonstrou que a hipótese adotada para representação das interfaces impacta diretamente as variáveis mecanísticas avaliadas (U_v, ε_t e σ_v). Em todos os cenários avaliados, a consideração de interfaces totalmente aderidas, em comparação à hipótese de interfaces sem aderência, resultou na redução dos valores absolutos dessas respostas, sendo o efeito mais pronunciado para a tensão vertical no topo do subleito (σ_v). A análise de sensibilidade pelo método FOSM indicou que os parâmetros de resistência das interfaces não exerceram influência significativa sobre a variância das respostas avaliadas, enquanto o módulo de reação ao cisalhamento da interface entre o revestimento e a camada subjacente se destacou como o parâmetro de interface mais influente.

A avaliação das deflexões e tensões medidas na pista experimental indicou tendência de maior compatibilidade com os valores teóricos correspondentes à hipótese de interfaces totalmente aderidas, especialmente na interface entre o revestimento e a base. Entretanto, as diferenças observadas entre os sensores instalados na interface base-sub-base, a quantidade de sensores no topo do subleito e a proximidade entre valores teóricos para diferentes cenários, associadas às limitações instrumentais, dificultam a formulação de conclusão definitiva quanto à condição de aderência representativa para a estrutura avaliada.

No que se refere à calibração das funções de transferência, observou-se que, para uma mesma metodologia de medição de área trincada e hipótese de aderência, o coeficiente de determinação (R^2) tende a diminuir com o aumento dos parâmetros Z e n, comportamento que é associado à composição da base de dados disponível. A análise da forma da curva sigmoide mostrou que os parâmetros Z e n desempenham papéis distintos na representação da evolução do trincamento. O parâmetro Z atua predominantemente como fator de deslocamento horizontal da curva, postergando o ponto de inflexão e reduzindo a estimativa de área trincada para um

mesmo valor de N'. O parâmetro n controla a inclinação da curva, regulando a intensidade da transição entre os estados de integridade estrutural e degradação avançada. Valores elevados desses parâmetros podem postergar de maneira acentuada o início teórico do trincamento, especialmente no primeiro ano de vida útil. Esse comportamento evidencia a sensibilidade das estimativas de parâmetros de desempenho às escolhas paramétricas na etapa de calibração.

A incorporação do fator de translação (fTR) preservou as tendências gerais observadas na metodologia de calibração original, porém resultou na redução de R^2 e aumento de MAE e RMSE. Sua atuação mostrou-se localizada na fase inicial da curva sigmoide, retardando o início teórico do trincamento sem alterar sua forma global ou sua taxa de crescimento após o acionamento do modelo no domínio de N'. A calibração das funções de transferência para diferentes condições de aderência e metodologias de medição de área trincada evidenciou, ainda, que os coeficientes C_1 e C_2 são parâmetros variáveis, dependentes dos parâmetros de forma da curva sigmoide, das hipóteses estruturais adotadas e da forma de quantificação da deterioração.

A análise das estimativas de desempenho demonstrou que as diferentes hipóteses de aderência entre camadas influenciam diretamente a área trincada prevista ao longo da vida de projeto. Para a estrutura avaliada, a consideração de interfaces totalmente aderidas resultou, de modo geral, em menores estimativas de AT%, preservando-se a hierarquia entre cenários sem cruzamentos entre as curvas. A variação da espessura do revestimento também apresentou comportamento consistente de variação tanto para a área trincada quanto para o afundamento de trilha de roda, independentemente da condição de aderência, da metodologia de medição de área trincada ou da incorporação de fTR, reforçando a coerência interna do modelo no domínio avaliado.

A avaliação comparativa da periodicidade de manutenção evidenciou que as decisões adotadas na etapa de calibração e modelagem não se restringem ao domínio teórico do ajuste da função de transferência, mas influenciam diretamente a estimativa da vida de serviço e na definição de estratégias de manutenção ao longo do período de projeto. Embora a metodologia de medição de área trincada tenha exercido influência mais pronunciada sobre a frequência de intervenções, a hipótese de aderência entre camadas também alterou de maneira consistente esses intervalos, demonstrando que as hipóteses estruturais adotadas na modelagem podem produzir impactos relevantes na previsão da periodicidade de manutenção.

A etapa de validação evidenciou comportamentos consistentes com aqueles observados na calibração, particularmente no que se refere à tendência de melhores métricas

globais de ajuste associadas a menores valores dos parâmetros Z e n. Entretanto, a distribuição assimétrica da base de validação, com forte concentração de observações em baixos níveis de trincamento e medições sucessivas com AT = 0%, limitou a sensibilidade das métricas globais na distinção entre as diferentes configurações paramétricas avaliadas. Ao restringir a análise ao domínio inicial da evolução do trincamento (AT ≤ 15%), observou-se aumento dos coeficientes de determinação e redução das métricas de erro. Esse comportamento indica maior aderência do modelo aos dados disponíveis nesse intervalo, refletindo a maior densidade de observações associadas aos estágios iniciais de deterioração.

A avaliação dos efeitos da incorporação do fator de translação na etapa de validação confirmou seu papel como ajuste localizado associado ao início da evolução do trincamento, sem promover melhorias sistemáticas nas métricas globais de ajuste. Os resultados da validação devem ser interpretados principalmente em termos de tendências e domínios de melhor aderência das funções calibradas, e não como evidência conclusiva de melhor desempenho entre as configurações avaliadas. De modo geral, observou-se que métricas globais, quando analisadas isoladamente, podem não ser suficientes para orientar a avaliação de funções de transferência validadas em bases de dados com distribuição assimétrica dos níveis de deterioração.

Em resumo, a presente pesquisa demonstra que as condições de aderência entre camadas exercem influência relevante tanto nas respostas mecanísticas quanto nas estimativas de parâmetros de desempenho e na previsão da frequência e do momento das intervenções ao longo da vida de projeto. A calibração de funções de transferência no âmbito do método MeDiNa deve ser compreendida como um processo condicionado ao objetivo da análise, às características da base de dados disponível e aos limites físicos assumidos no processo de modelagem. Nesse contexto, não é recomendável a adoção de critérios exclusivamente estatísticos para sua avaliação, sob risco de comprometer a coerência físico-mecânica do comportamento estrutural representado.

As principais contribuições desta tese podem ser sintetizadas em: (i) demonstração da influência direta das hipóteses de aderência nas respostas mecanísticas e na estimativa de parâmetros de desempenho pelo MeDiNa; (ii) evidência de que os coeficientes C_1 e C_2 não são parâmetros invariáveis, mas condicionados às hipóteses estruturais e ao formato da curva sigmoide; (iii) identificação das limitações de métricas globais de ajuste quando aplicadas a base de dados com distribuição assimétrica dos níveis de deterioração; e (iv) demonstração de que decisões tomadas na etapa de calibração influenciam diretamente a estimativa de

parâmetros de desempenho e decisões de gestão. Esses resultados evidenciam que a modelagem mecanístico-empírica não se limita ao ajuste matemático das funções de transferência, mas influencia a interpretação do desempenho estrutural, cuja robustez depende da coerência entre as hipóteses estruturais, o domínio de aplicação e a finalidade da análise.

5.1 SUGESTÕES PARA PESQUISAS FUTURAS

Para dar continuidade à pesquisa, alguns aspectos não tratados neste trabalho podem ser explorados:

- Avaliar a estabilidade dos coeficientes C_1 e C_2 com a expansão progressiva da base de dados de calibração, investigando a existência de convergência paramétrica e delimitando o domínio estrutural no qual a função de transferência mantém coerência físico-mecânica;
- Calibrar e validar funções de transferência regionalizadas para diferentes macrorregiões brasileiras, avaliando o impacto dessa segmentação na capacidade preditiva em comparação a um modelo global unificado;
- Calibrar e validar funções de transferência para domínios específicos da curva sigmoide, distinguindo a fase inicial de deterioração da fase de crescimento acelerado do trincamento;
- Incorporar modelos probabilísticos para representação das condições de aderência entre camadas, avaliando o impacto da variabilidade dos parâmetros de interface na estimativa de parâmetros de desempenho ao longo da vida útil do pavimento.

.

REFERÊNCIAS

AKRAYM, H. M.; MUNIANDY, R.; JAKARNI, F. M.; HASSIM, S. (2023). Review: Shar Properties and Various Mechanical Tests in the Interface Zone of Asphalt Layers. Infrastructures, 8(28): 24 p.

AL HAKIM, B.; CHEUNG, L. W.; ARMITAGE, R. J. (2000). Use of FWD Data for Prediction of Bonding Between Pavement Layers. International Journal of Pavement Engineering, 1(1): 49-59.

ALBANO, J. F. (2005) Efeitos dos excessos de carga sobre a durabilidade de pavimentos. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, RS, 232 p.

ALBAYATI, A. H.; AL-ANI, A. F. (2021). Influence of Temperature on Mechanical Properties of Asphalt Concrete Mixture. IOP Conf. Series: Earth and Environmental Science, 856: 13 p.

ALI, M. H.; KHALIL, A. H.; WANG, Y. (2023). Experimental Study of the Effect of Tack Coats on Interlayer Bond Strength of Pavement. Susainability, 15(6600): 15p.

ALMEIDA, M. S. de S.; COSTA, W. G. S.; BRESSANIN, H. W.; WARGHA FILHO, N.; MELLO, L. G. R. (2024) Proposta de ajuste da função sigmoidal e área trincada do MeDiNa usando dados da gerência de pavimentos e de segmentos experimentais. ENINFRA, 3(3): 35-52.

AMERICAN ASSOCIATION OF STATE HIGHWAY AND TRANSPORTATION OFFICIALS. (1993). AASHTO Guide for Design of Pavement Structures. Washington, D.C., 624 p.

ANDRADE, L. R. (2017). Comparação do comportamento de pavimentos asfálticos com camadas de base granular, tratada com cimento e com estabilizantes asfálticos para tráfego muito pesado. Dissertação de Mestrado, Universidade de São Paulo. São Paulo, SP, 178 p.

APIRATIKUL, R.; CHU, K. H. (2020). Improved fixed bed models for correlating asymmetric adsorption breakthrough curves. Journal of Water Process Engineering, 40: 10 p.

ARRAIGADA, M.; PARTL, M. N. Mechanical Testing of Interlayer Bonding in Asphalt Pavements. In: RAAB, C. (Ed.). Proceedings of the 9th International Conference on Maintenance and Rehabilitation of Pavements—Mairepav9. Dübendorf, Switzerland: Springer, 2020. p. 835-845.

ARSHAD, A. K.; HARUN, M. S.; JASMI, N.; YAACOB, S. (2018). Effect of heavy vehicles' tyre pressure on flexible pavements. International Journal of Civil Engineering and Technology, 9(9): 1161-.1170.

ATTIA, T. (2020). Interfaces between pavement layers in bituminous mixtures. PhD Thesis, Université de Lyon, Lyon, France, 350 p.

BAHIA, H.; SUFIAN, A.; SWIERTZ, D.; MOHAMMAD, L.; AKENTUNA, M. (2019). Investigation of Tack Coat Materials Tracking Performance. Winsconsin Department of Transportation. Report N° 0092-17-06. Madison, Wisconsin, 71 p.

BALBO, J. T. (2007). Pavimentação asfáltica: materiais, projeto e restauração. São Paulo: Oficina de Textos, 558 p.

BANYHUSSAN, Q. S.; HASSAN, H. A.; HAMAD, B. A. (2023). Investigation of shear strength of subbase-subgrade interface with geosynthetics reinforcement utilizing a large-scale direct shear test. 30º International Conference on Geosynthetics and Environmental Engineering, ICGEE, Jeju Island, South Korea, 11 p.

BANYHUSSAN, Q. S.; MOSA, A. M.; HUSSEIN, A. N.; SIGAR, E. J. (2023). Evaluating the shear strength of subbase-subgrade interface using large scale direct shear test. International Journal of Innovation in Enginnering, 3(1): 35-47.

BARROS, L. M. (2017). Deformação permanente de misturas asfálticas: avaliação do desempenho conforme critério de *flow number* de misturas quentes e mornas. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio Grande do Sul. Porto Alegre, RS, 177 p.

BARROS, L. M. (2022). Implementação do ensaio stress sweep rutting do shift model para a previsão da deformação permanente de misturas asfálticas brasileiras. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, RJ, 223 p.

BEJA, I. A. (2020). Avaliação do comportamento mecânico de misturas asfálticas do tipo large stone asphalt mixture (LSAM). Tese de Doutorado, Universidade de Brasília. Brasília, DF, 153 p.

BEN, L. H. F.; PASCOAL, P. T.; FALCÃO, P. R.; GOMES, L. T.; BARONI, M. (2024). Plastic deformation analysis of lateritic clay soils using multi-stage and single-stage methodology. Caderno Pedagógico, 21(7): 01-22.

BENTIL, O. T.; ZHOU, C. (2024). Pavement performance analysis considering the influence of suction and temperature on subgrade soil modulus. Transportation Geotechnics, 49: 11 p.

BERNUCCI, L. B.; MOTTA, L. M. G.; CERATTI, J. A. P.; SOARES, J. B. (2010). Pavimentação asfáltica: formação básica para engenheiros. Rio de Janeiro: PETROBRAS: ABEDA, 504 p.

BERNUCCI, L. B.; MOTTA, L. M. G.; CERATTI, J. A. P.; SOARES, J. B. (2022). Pavimentação asfáltica: formação básica para engenheiros. 2. ed. Rio de Janeiro: PETROBRAS: ABEDA, 750 p.

BESSA, I. S. (2017). Laboratory and field study of fatigue cracking prediction in asphalt pavements. Tese de Doutorado, Universidade de São Paulo. São Paulo, SP, 136 p.

BESSA, I. S.; VASCONCELOS, K. L.; CASTELO BRANCO, V. T. F.; BERNUCCI, L. L. B. (2019). Fatigue resistance of asphalt binders and the correlation with asphalt mixture Behaviour. Road Materials and Pavement Design, 20: S695-S709 p.

BHARATH, G.; REDDY, K. S.; TANDON, V.; REDDY, M. A. (2019). Aggregate gradation effect on the fatigue performance of recycled asphalt mixtures. Road Materials and Pavement Design, 22: 165-184 p.

BILIGIRI, K. P.; KALOUSH, K. E.; MAMLOUK, M. S.; WITCZAK, M. W. (2007). Rational modeling of tertiary flow for asphalt mixtures. Journal of the Transportation Research Board, 2001(1): 63-72 p.

BOEDEKER, P. (2021). Nonlinear mixed-effects growth models: a tutorial using ‘saemix’ in R. European Journal of Research Methods for the Behavioral and Social Sciences, 17(4): 250-270.

BUENO, L. D. (2016). Avaliação deflectométrica e de rigidez: estudo de caso em três trechos monitorados em Santa Maria/RS. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Santa Maria. Santa Maria, RS, 460 p.

BUENO, L. D. (2019). Contribuição para a previsão empírico-mecanicista da irregularidade longitudinal e seus desdobramentos econômicos em pavimentos asfálticos. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Maria. Santa Maria, RS, 370 p.

BURMISTER, D. M. (1943). The theory of stresses and displacements in layered systems and applications to the design of airport runways. Proceedings, Highway Research Board, 23: 126-144.

BURMISTER, D. M. (1945). The general theory of stresses and displacements in layered systems. Journal of Applied Physics, 16: 89-94.

CABRAL, W. S.; BARROSO, S. H. A.; TORQUATO E SILVA, S. A. (2021). Consideração da deformação permanente de solos ocorridos na região nordeste na análise mecanística-empírica de pavimentos. Revista Matéria, 26(4), 15 p.

CAETANO, M. R. (2024). Estudo do comportamento mecânico de solos tropicais e materiais britados de pavimentos rodoviários Distrito Federal e do estado de Roraima. Dissertação de Mestrado, Universidade de Brasília. Brasília, DF, 264 p.

CANESTRARI, F.; FERROTTI, G.; LU, X.; MILLIEN, A.; PARTL, M. N.; PETIT, C.; PHELIPOT-MARDELÉ, A.; PIBER, H.; RAAB, C. Mechanical Testing of Interlayer Bonding in Asphalt Pavements. In: PARTL, M. N.; BAHIA, H. U.; CANESTRARI, F.; ROCHE, C.; BENEDETTO, H.; PIBER, H.; SYBILSKI, D. (Org.). Advances in interlaboratory testing and evaluation of bituminous materials: state-of-the-art report of the RILEM Technical Committee 206-ATB. Dordrecht: Springer, 2013. p. 303-360.

CARVALHO, I. S. de (2025). Comportamento de uma pista experimental instrumentada sob simulação de tráfego HVS na região Centro-Oeste: análise e comparação com simulações numéricas. Projeto de Tese de Doutorado, Universidade de Brasília, Brasília, DF, 59 p.

CARVALHO, N. T. N.; ALBUQUERQUE, F. S. (2019). Análise de deformações específicas de tração na fibra inferior de revestimento asfáltico através de instrumentação e métodos numéricos. Transportes, 27(2): 56-72.

CARVALHO, R. L. E. (2012). Prediction of permanente deformation in asphalt concrete. PhD Dissertation, University of Maryland, 245 p.

CAVA, F. H. (2021). Análise da influência da pressão de enchimento dos pneus e da condição de aderência entre camadas no dimensionamento de pavimentos flexíveis. Dissertação de Mestrado, Universidade de São Paulo. São Paulo, SP, 261 p.

CERATTI, J. A. P.; BERNUCCI, L. B.; SOARES, J. B. (2015). Utilização de ligantes asfálticos em serviços de pavimentação. Rio de Janeiro: ABEDA, 144 p.

CHAI, T.; DRAXLER, R. R. (2014). Root mean square error (RMSE) or mean absolute error (MAE)? – Arguments against avoiding RMSE in the literature. Geoscientific Model Development, 7: 1247-1250.

CHEN, W.; HUI, B.; RAHMAN, A. (2022). Interlayer Shear Characteristics of Bridge Deck Pavement through Experimental and Numerical Analysis. Materials, 15(7001): 16 p.

CHENG, H.; LIU, J.; SUN, L.; LIU, L.; ZHANG, Y. (2021). Fatigue behaviours of asphalt mixture at different temperatures in fourpoint bending and indirect tensile fatigue tests. Construction and Building Materials, 273: 12 p.

CHENG, H.; SUN, L.; WANG, Y.; LIU, L.; CHEN, X. (2022). Fatigue test setups and analysis methods for asphalt mixture: A state-of-the-art review. Journal of Road Engineering, 2: 279-308 p.

CHICCO, D.; WARRENS, M. J.; JURMAN, G. (2021). The coefficient of determination R-squared is more informative than SMAPE, MAE, MAPE, MSE and RMSE in regression analysis evaluation. Peerj computer Science, 7: 24p.

CHRISTIAN, J. T.; LADD, C. C.; BAECHER, G. B. (1994). Reliability and probability in stability analysis. Journal of Geotechnical Engineering, 120(12): 2180-2207.

CHUN, S.; KIM, K.; GREENE, J. CHOUBANE, B. (2015). Evaluation of interlayer bonding condition on structural response characteristics of asphalt pavement using finite element analysis and full-scale field tests. Construction and Building Materials, 96: 370-318.

COLLOP, A. C.; SUTANTO, M. H.; AIREY, G. D.; ELLIOTT, R. C. (2009). Shear bond strength between asphalt layers for laboratory prepared samples and field cores. Construction and Building Materials, 23: 2251-2258.

COUSSEAU, J. F.; SCHUSTER, S. L.; SPECHT, L. P.; RAMOS, V. N.; COELHO, H. O. (2024). Estabelecimento de Segmento Rodoviário Monitorado na ERS 516: Descrição e previsão de área trincada pelo método MeDiNa. XXI Congresso Brasileiro de Mecânica dos Solos e Engenharia Geotécnica, COBRAMSEG, Balneário Comboriú, SC: 5556-5565.

COVEY, D.; COLERI, E.; MAHMOUD, A. (2017). Tack Coat Rheological Properties and the Effects on Interlayer Shear Strength. Journal of Materials in Civil Engineering, 29(11): 11 p.

DEPARTAMENTO DE ESTRADAS DE RODAGEM DO ESTADO DE SÃO PAULO. (2006a). IP-DE-P00/001: Projeto de Pavimentação. São Paulo: Secretaria de Transportes, 53 p.

DEPARTAMENTO DE ESTRADAS DE RODAGEM DO ESTADO DE SÃO PAULO. (2006b). IP-DE-P00/003. Avaliação funcional e estrutural de pavimento. São Paulo: Secretaria de Transportes, 29 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE ESTRADAS DE RODAGEM. (1981). Método de projeto de pavimentos flexíveis. 3. ed. Rio de Janeiro, RJ, 34 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2003a). DNIT 007/2003 – PRO. Levantamento para avaliação da condição de superfície de subtrecho homogêneo de rodovias de pavimentos flexíveis e semi-rígidos para gerência de pavimentos e estudos e projetos – Procedimento. Rio de Janeiro, RJ, 11 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2003b). DNIT 005/2003 – TER. Defeitos nos pavimentos flexíveis e semi-rígidos – Terminologia. Rio de Janeiro, RJ, 12 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2006). Manual de Pavimentação. Rio de Janeiro, RJ, 274 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2010). DNIT 133/2010 – ME. Pavimentação asfáltica – Delineamento da linha de influência longitudinal da bacia de deformação por intermédio da Viga Benkelman – Método de ensaio. Rio de Janeiro, RJ, 8 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2016). DNIT 172/2016 – ME. Solos – Determinação do Índice de Suporte Califórnia utilizando amostras não trabalhadas – Método de ensaio. Rio de Janeiro, RJ, 17 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2018). DNIT 134/2018 – ME. Pavimentação – Solos – Determinação do módulo de resiliência – Método de ensaio. Rio de Janeiro, RJ, 18 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2018). DNIT 179/2018 – IE. Pavimentação – Solos – Determinação da deformação permanente – Instrução de ensaio. Rio de Janeiro, RJ, 20 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2018). DNIT 136/2018 – ME. Pavimentação asfáltica – Misturas asfálticas – Determinação da resistência à tração por compressão diametral – Método de ensaio. Rio de Janeiro, RJ, 9 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2018). DNIT 183/2018 – ME. Pavimentação asfáltica – Ensaio de fadiga por compressão diametral à tensão controlada – Método de ensaio. Rio de Janeiro, RJ, 15 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2018). DNIT 135/2018 – ME. Pavimentação asfáltica – Misturas asfálticas – Determinação do módulo de resiliência – Método de ensaio. Rio de Janeiro, RJ, 13 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2018). DNIT 184/2018 – ME. Pavimentação – Mistura asfálticas – Ensaio uniaxial de carga repetida para determinação da resistência à deformação permanente – Método de ensaio. Rio de Janeiro, RJ, 10 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2020). DNIT 427/2020 – ME. Pavimentação – Mistura asfálticas – Determinação da densidade relativa

máxima medida e da massa específica máxima medida em amostras não compactadas – Método de ensaio. Rio de Janeiro, RJ, 9 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2020). Execução de estudos e pesquisa para elaboração de método de análise mecanístico-empírico de dimensionamento de pavimentos asfálticos. Rio de Janeiro, RJ, 78 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2021). DNIT 433/2021 – PRO. Pavimentação – Levantamento do percentual de área trincada e de afundamento de trilha de roda de pavimento asfáltico em trechos experimentais, monitorados ou trechos homogêneos de curta extensão – Procedimento. Brasília, DF, 9 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2023). Guia para execução de segmentos experimentais – PRO-MeDiNa. Brasília, DF, 86 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2024). DNIT 031/2024 – ES. Pavimentação – Concreto asfáltico – Especificação de serviço. Brasília, DF, 33 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2025). Relatório de Pesquisa IPR RP – 011. ESTUDO COMPARATIVO DA APLICAÇÃO DAS METODOLOGIAS ADOTADAS PARA DETERMINAÇÃO DA PORCENTAGEM DE TRINCAMENTO (NORMAS DNIT 007/2003 PRO E DNIT 433/2021 – PRO). Brasília, DF, 41 p.

DEPARTAMENTO NACIONAL DE INFRAESTRUTURA DE TRANSPORTES. (2026). Relatório de Pesquisa IPR RP – 013. AVALIAÇÃO DAS CONDIÇÕES DE INTERFACE ENTRE AS CAMADAS DO PAVIMENTO (ADERÊNCIA COMPLETA, PARCIAL OU NULA) E INDICAÇÃO DAS MUDANÇAS REALIZADAS NO PROGRAMA MeDiNa. Brasília, DF, 31 p.

FAN, J.; MA, T.; ZHU, J.; ZHU, Y.; ZHANG, Y. (2022). Characteristics of High-speed deflection basin and structural parameter back-calculation of asphalt pavement with different structural states. Construction and Building Materials, 341: 20 p.

FARIAS, M. M.; ASSIS, A. P. (1998). Uma comparação entre métodos probabilísticos aplicados à estabilidade de taludes. XI Congresso Brasileiro de Mecânica dos Solos e Engenharia Geotécnica, COBRAMSEG, Brasília, DF: 1305-1313.

FARIAS, M. M.; MONTEIRO, S. A. (1996). Comparação entre análises bidimensionais axissimétricas com superposição de efeitos e análises tridimensionais aplicadas ao cálculo de tensões em pavimentos. 30ª Reunião Anual de Pavimentação, RAPv, Salvador, BA: 1011-1040.

FEDERAL AVIATION ADMINISTRATION. (2021). Advisory Circular 150/5320-6G. Airport Pavement Design and Evaluation. Washington, D.C., 195 p.

FERNANDES JÚNIOR, J. L. (1994). Investigação dos efeitos das solicitações do tráfego sobre o desempenho de pavimentos. Tese de Doutorado, Escola de Engenharia de São Carlos, Universidade de São Paulo, São Carlos, SP, 313 p.

FERNANDES, F. A.; SILVA, E. M.; LIMA, K. P.; JANE, S. A.; FERNANDES, T. J.; MUNIZ, J. A. (2020). Parameterizations of the von bertalanffy model for description of growth curves. Brazilian Journal of Biometrics, 38(3): 369-384.

FERREIRA, R. T. L.; FARIAS, M. M.; OLIVEIRA, L. F. P.; BRESSANIN, H. W.; MELLO, L. G. R. (2023). Efeito das condições de aderência entre camadas na estimativa de vida útil do pavimento a partir de analises mecanísticas. ENINFRA, 1(2): 154-173.

FLORES, E. A. F. (2008). Análises Probabilísticas da Estabilidade de Taludes Considerando a Variabilidade Espacial do Solo. Dissertação de Mestrado, Pontifícia Universidade Católica do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, 178 p.

FRANCO, F. A. C. P. (2007). Método de dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos asfálticos – SISPAV. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, RJ, 294 p.

FRITZEN, M. A. (2016). Desenvolvimento e validação de função de transferência para previsão do dano por fadiga em pavimentos asfálticos. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, RJ, 262 p.

FRITZEN, M. A.; FRANCO, F. A. C. P.; MOTTA, L. M. G.; UBALDO, M. O. (2019). Atualização da função de transferência do dano de fadiga para a área trincada do programa MeDiNa. 9º Congresso Rodoviário Português, CRP, Lisboa, Portugal, 10 p.

FRITZEN, M. A.; MOTTA, L. M. G.; UBALDO, M. O.; ARAGÃO, F. T. S.; NASCIMENTO, L. A. H.; FRANCO, F. A. C. P. (2025). Validation of a transfer function adopted in the Brazilian mechanistic-empirical pavement design guide based on accelerated HVS and real traffic loads. Road Materials and Pavement Design: 19 p.

GODEAU, U.; BOUGET, C.; PIFFADY, J.; POZZI, T.; GOSSELIN, F. (2020). Lack of definition of mathematical terms in ecology: the case of the sigmoid class of functions in macro-ecology. Ecology and Evolution, 10: 14209-14220.

GUIMARÃES, A. C. R. (2001). Estudo da deformação permanente em solos e a teoria do shakedown aplicada a pavimentos flexíveis. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, 279 p.

GUIMARÃES, A. C. R. (2009). Um método mecanístico-empírico para a previsão da deformação permanente em solos tropicais constituintes de pavimentos. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, 352 p.

GUIMARÃES, P. A. (2013). Estudo da aderência entre camadas asfálticas de pavimentos. Dissertação de Mestrado, Universidade de São Paulo, São Paulo, SP, 189 p.

GUO, C.; WANG, F.; ZHONG, Y. (2016). Assessing pavement interfacial bonding condition. Construction and Building Materials, 124: 85–94.

HARIYADI, E. S.; UTAMI, R. (2015). Predicting Bonding Condition Between Asphalt Pavement Layers from Measured and Computed Deflection using Layer Moduli Backcalculation. Journal fo the Eastern Asia Society for Transportation Studies, 11: 1700-1709.

HODSON, T. O. (2022). Root-mean-square error (RMSE) or mean absolute error (MAE): when to use them or not. Geoscientific Model Development, 15: 5481-5487.

HOFF, I.; BAKLØKK, L. J.; AURSTAD, J. (2004). Influence of laboratory compaction method on unbound granular materials. 6th International Symposium on Pavements Unbound, UNBAR 6, Nottingham, England, 11 p.

HUANG, Y. H. (2004). Pavement analysis and design. Pearson Education, Upper Saddle River, New Jersey, 775 p.

IZADI, A.; MOTAMEDI, M.; ALIMI, R.; NAFAR, M. (2018). Effect of aging conditions on the fatigue behavior of hot and warm mix asphalt. Construction and Building Materials, 188: 119-129 p.

JIN, T.; LIU, L.; YANG, R.; SUN, L.; YUAN, J. (2023). Investigation of interlayer bonding performance between asphalt concrete overlay and Portland cement concrete using inclined shear fatigue test. Construction and Building Materials, 400: 15 p.

KARUNASINGHA, D. S. K. (2022). Root mean square error or mean absolute error? Use their ratio as well. Information Sciences, 585: 609-629.

KHWEIR, K.; FORDYCE, D. (2003). Influence of layer bonding on the prediction of pavement life. Transport, 156(2): 73-83 p.

KIM, Y. R. (2009). Modeling of asphalt concrete. McGraw-Hill, New York, 460 p.

KRUNTCHEVA, M. R.; COLLOP, A. C.; THOM, N. H. (2005). Effect of Bond Condition on Flexible Pavement Performance. Journal of Transportation Engineering, 131(11): 880-888.

LE, M.; NGUYEN, Q.; NGUYEN, M. (2020). Numerical and Experimental Investigations of Asphalt Pavement Behaviour, Taking into Account Interface Bonding Conditions. Infrastructures, 5(21): 11 p.

LOPES, L. N. (2022). Fadiga e deformação permanente em ligante e mistura asfáltica modificados com borracha pré-tratada (RAR). Tese de Doutorado, Universidade de Brasília. Brasília, DF, 222 p.

MACÊDO, J. A. G. (1996). Interpretação de ensaios defletométricos para avaliação estrutural de pavimentos flexíveis. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro, Rio de Janeiro, RJ, 455 p.

MĄCKZA, E.; MACKIEWICZ, P. (2023). Asphalt Mixtures Fatigue Life Considering Various Environmental Impacts. Materials, 16(3), 966: 21 p.

MANSOURKHAKI, A.; SAMDZADEH, A.; JEBALBAREZI, M. (2015). Study of loading waveform, loading duration, rest period and stress level on fatigue life of asphalt mixtures. Engineering Solid Mechanics, 3: 93-102 p.

MANTILLA, C. A.; BUTTON, J. W. (1994). Prime coat methods and materials to replace cutback asphalt. Research Report 1334-1F. Texas Transportation Institute.

MARLER, M. R.; GEHRMAN, P.; MARTIN, J. L.; ANCOLI-ISRAEL, S. (2006). The sigmoidally transformed cosine curve: A mathematical model for circadian rhythms with symmetric non-sinusoidal shapes. Statistics in Medicine, 25(22): 3893-3904.

MEDINA, J.; MOTTA, L. M. G. (2015). Mecânica dos Pavimentos. Interciência, Rio de Janeiro, RJ, 620 p.

MELLO, L. G. R. (2008). A teoria do dano em meio contínuo no estudo da Fadiga em misturas asfálticas. Tese de Doutorado, Universidade de Brasília. Brasília, DF, 263 p.

MIECZKOWSKI, P.; BUDZIŃSKI, B. (2018). Influence of Excessive Moisture in the Subgrade on the Durability and Load-Bearing Capacity of Road Pavements. IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering, 356: 10 p.

MOHAMMAD, L. N.; ELSEIFI, M. A.; BAE, A.; PATEL, N.; BUTTON, J.; SCHEROCMAN, J. A. (2012). Optimization of Tack Coat for HMA Placement. National Cooperative Highway Research Program. Report 712. Washington, D.C., 146 p.

MORENO-NAVARRO, F.; SOL-SÁNCHEZ, M.; GARCÍA-TRAVÉ, G.; RUBIO-GÁMEZ, M. C. (2017). Fatigue cracking in asphalt mixtures: the effects of ageing and temperature. Road Materials and Pavement Design, 19: 561-570 p.

MOTTA, L. M. G. (1991). Método de dimensionamento de pavimentos flexíveis: critério de confiabilidade e ensaios de cargas repetidas. Tese de Doutorado, Universidade Federal do Rio de Janeiro. Rio de Janeiro, RJ, 366 p.

MOUSA, M.; ELSEIF, M. A.; ELBAGALATI, O.; MOHAMMAD, L.N. (2017). Evaluation of interface bonding conditions based on non-destructing testing deflection measurements. Road Materials and Pavement Design, 20(3): 18 p.

MUGAYAR, A. N. (2004) Avaliação dos efeitos do tipo de asfalto e da distribuição granulométrica do agregado nas fluências estática e dinâmica de misturas asfálticas densas. Dissertação de Mestrado, Universidade de São Paulo. São Carlos, SP, 118 p.

NASCIMENTO, L. A. H. (2015). Implementation and validation of the viscoelastic continuum damage theory for asphalt mixture and pavement analysis in Brazil. PhD Dissertation, North Carolina State University. Raleigh, North Carolina, 304 p.

NG, A. K. Y. (2013) Contribuição ao estudo da deformação permanente de misturas asfálticas densas à luz de ensaios de fluência por compressão uniaxial estática e dinâmica. Dissertação de Mestrado, Universidade de São Paulo. São Carlos, SP, 148 p.

NTIRENGANYA, N.; KALUMBA, D.; DE WET, M. (2016). An Investigation of the Interlayer Adhesion Strength in Deeper Layers of the Pavement Structure. International Journal of Innovative Research in Advanced Engineering, 3(8): 43-57.

OLEK, B. S. (2022). A Consolidation Curve Reproduction Based on Sigmoid Model: Evaluation and Statistical Assessment. Materials, 15(6188): 10 p.

OLIVEIRA, J. A.; CARDOSO, M. F. C.; TORQUATO E SILVA, S. A.; BESSA, I. S.; FARIAS, M. M.; BABADOPULOS, L. F. A. L.; GOUVEIA, B. C. S.; SOARES, J. B. (2024).

Análise de custos de implantação e de manutenção de rodovias dimensionadas por métodos empírico e mecanístico-empírico. Transportes, 32(2), 11 p.

OZER, H.; AL-QADI, I. L.; LENG, Z. (2008). Fracture-Based Friction Model for Pavement Interface Characterization. Journal of the Transportation Research Board, 2057(1): 54-63.

PASCOAL, P. T. (2024). Deformabilidade de subleitos de trechos monitorados da BR 116/RS considerando variações de umidade em laboratório e campo. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Maria. Santa Maria, RS, 264 p.

PEZO, R. F.; CLAROS, G.; HUDSON, W. R.; STOKOE II, K. H. (1992). Development of a Reliable Resilient Modulus Test for Subgrade and Non-Granular Subbase Materials for Use in Routine Pavement Design. Research Report 1177-4F. Center for Transportation Research, University of Texas, Austin.

PINTO, S.; PREUSSLER, E. S. (2010). Pavimentação Rodoviária: conceitos fundamentais sobre pavimentos flexíveis. Synergia, Rio de Janeiro, RJ, 220 p.

PITANGUI, L. C. (2022). Desempenho de pavimento sustentável com camada de base de mistura reciclada estabilizada com espuma de asfalto. Dissertação de Mestrado, Universidade de Brasília. Brasília, DF, 120 p.

POTTS, D. M.; ZDRAVKOVIC, L. (1999). Finite element analysis in geotechnical engineering. Thomas Telford Publishing, London, 440 p.

PREFEITURA DO MUNICÍPIO DE SÃO PAULO. (2004). IP – 08/2004: Análise mecanicista à fadiga de estruturas de pavimento. Secretaria de Infraestrutura Urbana e Obras, São Paulo, SP, 12 p.

PUTRI, E. E.; RAO, N. S. V. K.; MANNAN, M. A. (2010). Evaluation of the modulus of elasticity and resilient modulus for highway subgrades. Electronic Journal of Geotechnical Engineering, 15: 1285-1293.

RAPOSEIRAS, A. C.; CASTRO-FRESNO, D.; VEJA-ZAMANILLO, A.; RODRIGUEZ-HERNANDEZ, J. (2013). Test methods and influential factors for analysis of bonding between bituminous pavement layers. Construction and Building Materials, 43: 372-381.

ROBERTS, F. L.; KANDHAL, P. S.; BROWN, E. R.; LEE, D.; KENNEDY, T. W. (1996). Hot mix asphalt materials, mixture design, and construction. National Asphalt Pavement Association, Research and Education Foundation, Laham, Maryland, 585 p.

ROCHA, M. L.; MARQUES, G. L. O.; SILVA, R. C.; MOTTA, L. M. G. (2021). Influence of bonding condition between layers on overlay design of flexible pavements. Transportes, 29(2): 17 p.

ROMANOSCHI, S. A.; METCALF, J. B. (2001). Characterization of Asphalt Concrete Layer Interfaces. Transportation Research Record, 1778(1): 132-139.

ROY, N.; VEERARAGAVAN, A.; KRISHNAN, J. M. (2015). Interpretation of flow number test data for asphalt mixtures. Proceedings of the Institution of Civil Engineers, 168(3): 191-199.

SANTANA, V. R.; ALMEIDA, M. S. S.; SÃO MATEUS, M. S. C.; COSTA, W. G. S.; ACHY, A. R. A.; PEREIRA, I. M. M.; SANTANA, P. R. L. (2025a). Accuracy of the Brazilian mechanistic-empirical method in the analysis of asphalt pavements from two experimental sections. Contribuciones a Las Ciencias Sociales, 18(2): 01-24.

SANTANA, V. R.; ALMEIDA, M. S. S.; SÃO MATEUS, M. S. C.; COSTA, W. G. S.; ACHY, A. R. A.; MARQUES, G. L. O.; CARMO, C. A. T. (2025b). Effect of different interlayer adhesion conditions on the estimation of long-term performance of reconstructed asphalt pavements: a case study of BR-420/BA. Transportation Geotechnics, 56: 8 p.

SANTOS, A. G.; ASSIS, R. K. M.; FERNANDES JÚNIOR, J. L. (2019). Efeito da aderência entre camadas na previsão de desempenho de pavimentos asfálticos. Transportes, 27(2): 89-101.

SANTOS, M. S. (2025). Análise do Desempenho à Fadiga de Pavimentos Asfálticos com Ligante Convencional e Modificado em Trechos Monitorados no Rio Grande do Sul. Tese de Doutorado, Universidade Federal de Santa Maria. Santa Maria, RS, 237 p.

SCHERER, R. G. (2018). Estudo da influência da condição de aderência entre camadas de pavimentos em seu comportamento mecânico. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Santa Maria, Santa Maria, RS, 170 p.

SCHERER, R. G.; BUENO, L. D.; PEREIRA, D. S.; SPECHT, L. P.; TRINDADE, G. S. (2016). Influência da aderência entre camadas no desempenho esperado de pavimentos asfálticos. 30° Congresso de Pesquisa e Ensino em Transporte, ANPET, Rio de Janeiro, RJ, 12 p.

SCHERER, R. G.; PEREIRA, D. S.; DRUZIAN, E. L.; FACCIN, C.; SPECHT, L. P. (2020). Ensaio de cisalhamento de interface com vistas a camadas de pavimentos. Transportes, 28(5): 13-27.

SCHERER, R. G.; PEREIRA, D. S.; SPECHT, L. P.; BUENO, L. D. (2022). Avaliação laboratorial da condição de aderência entre base granular e concreto asfáltico. Transportes, 30(3), 15 p.

SCHÜTZ, W. (1996). A history of fatigue. Engineering Fracture Mechanics, 54(2): 263-300.

SHELL (1998). BISAR 3.0. User Manual. 47 p.

SOARES, J. S. (2014). Investigação da relação entre parâmetros da compactação giratória e de deformação permanente em misturas asfálticas densas. Dissertação de Mestrado, Universidade de São Paulo. São Carlos, SP, 109 p.

SONG, W.; SHU, X.; HUANG, B.; WOODS, M. (2018). Effects of Asphalt Mixture Type on Asphalt Pavement Interlayer Shear Properties. Journal of Transportation Engineering, Part B: Pavements, 144(2), 7 p.

SOUSA, J. B.; CRAUS, J.; MONISMITH, C. L. (1991). Summary Report on Permanent Deformation in Asphalt Concrete. Strategic Highway Research Program, National Research Council, Washington, D.C., 120 p.

SUTANTO, M. H. (2009). Assesment of bond between asphalt layers. PhD Thesis, University of Nottingham, Nottingham, United Kingdom, 293 p.

TOFFOLI, C. M. (2021). Dimensionamento mecanístico-empírico de pavimentos: influência da condição de aderência na interface. Dissertação de Mestrado, Universidade de Brasília. Brasília, DF, 80 p.

TORQUATO E SILVA, S. A. (2017). Modelagem mecanístico-empírica da interface revestimento asfáltico-base granular. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal do Ceará. Fortaleza, CE, 122 p.

TORQUATO E SILVA, S. A.; SOUZA, W. A. R.; SOARES, J. B. (2019). Método simplificado para a consideração da aderência entre camadas no dimensionamento de pavimentos asfálticos. 33º Congresso de Pesquisa e Ensino em Transporte, ANPET, Balneário Camboriú, SC, 10 p.

TSCHEGG, E. K.; KROYER, G.; TAN, D.; STANZL-TSCHEGG, S. E.; LITZKA, J. (1995). Investigation of bonding between asphalt layers on road construction. Journal of Transportation Engineering, 121(4): 309-316.

UZAN, J. (1976). Influence of the Interface Condition on stress distribution in a layered system. Transportation Research Record, 616: 71-73.

UZAN, J.; LIVNEH, M.; ESHED, Y. (1978). Investigation of adhesion properties between asphaltic-concrete layers. Asphalt Paving Technology: Proceedings of the Association of Asphalt Paving Technologists, 47: 495-521.

VESTENA, P. M. (2021). Segmentos experimentais na BR 116/RS empregando TLAFLEX, HIMA e 55/75-E (SBS): caracterização avançada e monitoramento. Dissertação de Mestrado, Universidade Federal de Santa Maria. Santa Maria, RS, 273 p.

WHITE, G. (2016). State of the art: interface shear resistance of asphalt surface layers. International Journal of Pavement Engineering, 18(10): 887-901.

WITCZAK, M. W.; KALOUSH, K.; PELLINEN, T.; EL-BASYOUNY, M.; QUINTUS, H. V. (2002). Simple Performance Test for Superpave Mix Design. Transportation Research Board, NCHRP Report 465, Washington, D.C., 105 p.

XIAO, F.; YAO, S.; WANG, J.; LI, X.; AMIRKHANIAN, S. (2018). A literature review on cold recycling technology of asphalt pavement. Construction and Building Material, 180: 579-604.

YANG, K.; LI, R. (2021). Characterization of bonding property in asphalt pavement interlayer: A review. Journal of Traffic and Transportation Engineering, 8(3): 374-387.

YANG, K.; LI, R.; YU, Y.; PEI, J.; LIU, T. (2020). Evaluation of interlayer stability in asphalt pavements based on shear fatigue property. Construction and Building Materials, 258: 12 p.

YODER, E. J.; WITCZAK, M. W. (1975). Principles of Pavement Design. 2. ed. New York: John Wiley & Sons, 711 p.

YOU, L.; YAN, K.; LIU, N. (2020). Assessing artificial neural network performance for predicting interlayer conditions and layer modulus of multi-layered flexible pavement. Frontiers of Structural and Civil Engineering, 14: 487-500.

YU, J.; CHENG, G.; ZHENG, Y.; ZENG, T.; HU, X. (2022). Experimental Study on Interface Model of Asphalt Pavement under Vertical Load.Applied Sciences, 12(8579): 20 p.

ZHANG, R.; SIAS, J. E.; DAVE, E. V.; RAHBAR-RASTEGAR, R. (2019). Impact of Aging on the Viscoelastic Properties and Cracking Behavior of Asphalt Mixtures. Transportation Research Record, 2673(6): 10 p.

ZHANG, W.; HAN, W.; JIANG, W.; CUI, T.; WANG, S.; YANG, F.; WEI, J. (2024). Fatigue Damage in Asphalt Pavement Based on Axle Load Spectrum and Seasonal Temperature. Coatings, 14(882): 15 p.

ZULKIFILI, N. H.; SUTANTO, M. H. (2018). The Influence of Bonding between Layers on Pavement Performance, a Case Study of Malaysian Road. E3S Web of Conferences, 65: 8 p.

APÊNDICE A: Ajuste da função sigmoidal no programa MeDiNa 2.0.0

Com a análise dos dados de área trincada da calibração original, em comparação aos dados parciais de área trincada medida nos segmentos PRO-MeDiNa e do Sistema de Gerência de Pavimentos do DNIT (SGP), Almeida *et al.* (2024) propõem o ajuste da função sigmoidal, alterando o valor de Z originalmente calibrado por Fritzen *et al.* (2019). Nessa análise, todos os dados foram convertidos e analisados em termos de porcentagem de área trincada (PAT).

A metodologia proposta pelos autores consiste:

(i) Definição de estruturas de pavimentos a serem dimensionadas (combinação de materiais e níveis de tráfego);
(ii) Dimensionamento mecanístico-empírico conforme prática consolidada na elaboração de projetos no DNIT (ver item 2.1.4);
(iii) Avaliação das estruturas dimensionadas pelo método MeDiNa, considerando diferentes curvas sigmoides;
(iv) Ajuste das estruturas dimensionadas para atender aos critérios de dimensionamento do método MeDiNa;
(v) Avaliação das espessuras das camadas obtidas pelos diferentes métodos de dimensionamento (prática consolidade *versus* MeDiNa).

A metodologia proposta por Almeida *et al.* (2024) foi aplicada no âmbito do TED firmado entre o IPR/DNIT e o INFRALAB/UnB. As combinações de materiais definidas para o dimensionamento das estruturas são apresentadas no Quadro A.1. Todos os materiais pertencem à base de materiais pré-cadastrados no programa MeDiNa versão 1.1.9.

No dimensionamento das estruturas conforme a prática consolidada na elaboração de projetos no DNIT, a espessura da camada de revestimento foi definida em função do número N, conforme preconiza o método do DNER (1981). Para as demais camadas adotou-se a espessura mínima construtiva. Os valores de N avaliados foram: 1×10^6, 5×10^6, 1×10^7, 2×10^7, 3×10^7, 4×10^7, 5×10^7 e 1×10^8, totalizando 192 dimensionamentos de referência. Os modelos preditivos considerados foram definidos por Almeida *et al.* 2024.

No dimensionamento das estruturas flexíveis o aporte inicial foi feito na camada de revestimento, enquanto que no dimensionamento das estruturas semirrígidas o aporte inicial foi feito na camada de base. No ajuste das estruturas para o atendimento dos critérios de dimensionamento do método MeDiNa, foi adotado o nível de confiabilidade de 95%, mantendo

Quadro A.1 - Combinação de materiais definidas para o dimensionamento das estruturas

GRUPO	CAMADA	MATERIAL				ESPESSURA
A	Revestimento	Classe 1	Classe 2	Classe 3	Classe 4	Em função do número N
	Base	Brita Graduada - Gnaisse C1				Mínima construtiva
	Sub-base	Solo Areno-argiloso LG'(2)				Mínima construtiva
	Reforço de subleito	Solo Argiloso LG'(5)				Mínima construtiva*
	Subleito	Solo Siltoso NS'				-
B	Revestimento	Classe 1	Classe 2	Classe 3	Classe 4	Em função do número N
	Base	Brita Graduada Tratada com Cimento - Balbo, 1993				Mínima construtiva
	Sub-base	Brita Graduada - Gnaisse C5				Mínima construtiva
	Reforço de subleito	Solo Argiloso LG'(5)				Mínima construtiva*
	Subleito	Solo Siltoso NS'				-
C	Revestimento	Classe 1	Classe 2	Classe 3	Classe 4	Em função do número N
	Base	Solo Cimento - Ceratti, 1991 (Mistura 5 CD)				Mínima construtiva
	Sub-base	Brita Graduada - Gnaisse C5				Mínima construtiva
	Reforço de subleito	Solo Argiloso LG'(5)				Mínima construtiva*
	Subleito	Solo Siltoso NS'				-
D	Revestimento	Classe 1	Classe 2	Classe 3	Classe 4	Em função do número N
	Base	Brita Graduada - Gnaisse C1				Mínima construtiva
	Sub-base	Solo Areno-argiloso LG'(2)				Mínima construtiva
	Reforço de subleito	Solo Argiloso LG'(5)				Mínima construtiva*
	Subleito	Solo Fino NA				-
E	Revestimento	Classe 1	Classe 2	Classe 3	Classe 4	Em função do número N
	Base	Brita Graduada Tratada com Cimento – Balbo, 1993				Mínima construtiva
	Sub-base	Brita Graduada - Gnaisse C1				Mínima construtiva
	Reforço de subleito	Solo Argiloso LG'(5)				Mínima construtiva*
	Subleito	Solo Fino NA				-
F	Revestimento	Classe 1	Classe 2	Classe 3	Classe 4	Em função do número N
	Base	Solo Cimento - Ceratti, 1991 (Mistura 5 CD)				Mínima construtiva
	Sub-base	Brita Graduada - Gnaisse C1				Mínima construtiva
	Reforço de subleito	Solo Argiloso LG'(5)				Mínima construtiva*
	Subleito	Solo Fino NA				-

*Nota: o reforço de subleito foi considerado somente quando as espessuras das camadas de revestimento, base e sub-base atingiram seu limite máximo

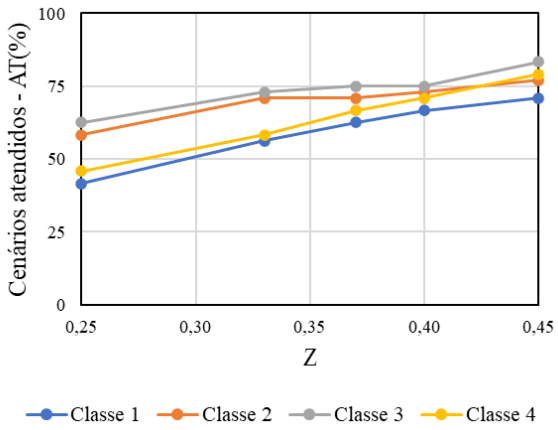
fixos os coeficientes da função de transferência, independentemente do valor de $D_{médio}$, e a mesma equação para o cálculo do erro padrão definida por Fritzen *et al.* (2019). As curvas sigmoides avaliadas, propostas por Almeida *et al.* (2024), foram definidas por meio da observação dos dados parciais de área trincada medidos nos segmentos PRO-MeDiNa, e correspondem a Z igual a 0,25, 0,33, 0,37, 0,40 e 0,45, mantendo n igual a 5. Totalizando 960 dimensionamentos.

O ajuste das estruturas para atender os critérios de dimensionamento do MeDiNa foi feito no programa modificado (ver item 3.4.1), alterando apenas o valor de Z. As condições de aderência entre camadas foram as mesmas definidas por Fritzen (2016). Nesse ajuste, a espessura da camada de revestimento foi arredondada, quando necessário, para atender ao critério de espessura mínima em função do número N, de acordo com o que estabelece o método do DNER (1981).

Na avaliação comparativa das espessuras definidas pelos diferentes métodos de dimensionamento, observou-se qual curva sigmoide resultou em estruturas mais semelhantes àquelas obtidas pela prática consolidada no DNIT, ao mesmo tempo que os critérios de desempenho do MeDiNa foram atendidos. Vale notar que ao analisar os dados em termos de porcentagem de área trincada e ter como referência os dimensionamentos realizados pela prática consolidada no DNIT, indiretamente, é feito um ajuste da metodologia de medição de área trincada e das condições de aderência entre camadas.

Na Figura A.1 são apresentadas as porcentagens de cenários que atendem ao critério de área trincada com a variação de Z. Observa-se que com a variação de Z de 0,25 para 0,45 há um aumento da ordem de 40% no número de cenários que atendem esse critério, para cada classe de fadiga avaliada. O comportamento das curvas correspondentes às misturas das Classes 1, 2 e 3 é consistente e coerente com o esperado (ver item 2.3.4). A curva correspondente à mistura da Classe 4, apresenta comportamento distinto, e em alguns casos apresenta uma porcentagem de cenários que atende ao critério de área trincada menor que o das classes 2 e 3.

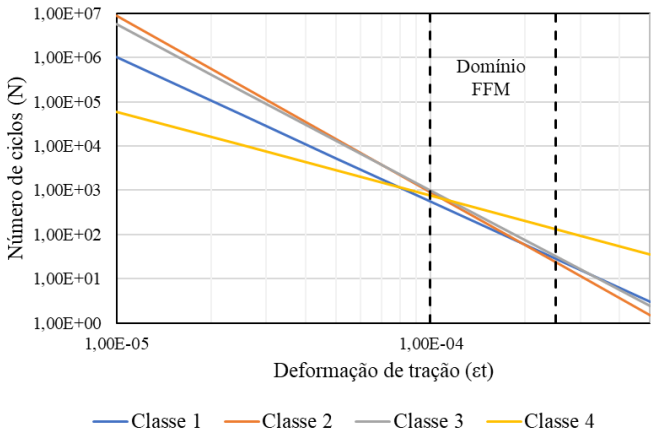
Figura A.1 - Porcentagem de cenários que atendem ao critério de área trincada



Esse comportamento pode ser atribuído à própria definição do fator de fadiga da mistura que é calculado em um domínio específico (área sob a curva de fadiga entre as

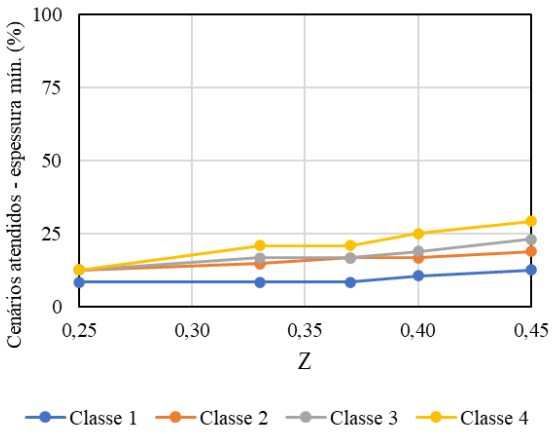
deformações de tração de 1×10^{-4} e $2{,}5\times10^{-4}$). As curvas de fadiga das quatro misturas são representadas na Figura A.2, e o que se observa é que para deformações de tração menores que 1×10^{-4} a curva de fadiga da mistura Classe 4 corresponde a números de ciclos menores que o observado para as classes 1, 2 e 3. O comportamento observado para a Classe 4 na Figura A.1 é justificado uma vez que a maioria das combinações de materiais avaliadas corresponde à estruturas semirrígidas, que tendem a apresentar deformações de trações menores na camada asfáltica.

Figura A.2 - Curvas de fadiga das misturas consideradas



Além de aumentar a quantidade de cenários que atende ao critério de área trincada, o aumento de Z também aumenta a quantidade de cenários que atendem aos critérios do MeDiNa por estruturas de camadas com espessura mínima construtivas, como representado na Figura A.3.

Figura A.3 - Porcentagem de cenários que atendem aos critérios do MeDiNa com estruturas de camadas com espessura mínima construtiva



Na Figura A.4 é apresentado o comportamento médio dos grupos em relação à variação da espessura da camada de revestimento. É possível observar que, de modo geral, a espessura da camada de revestimento necessária para atender aos critérios do MeDiNa diminui com o

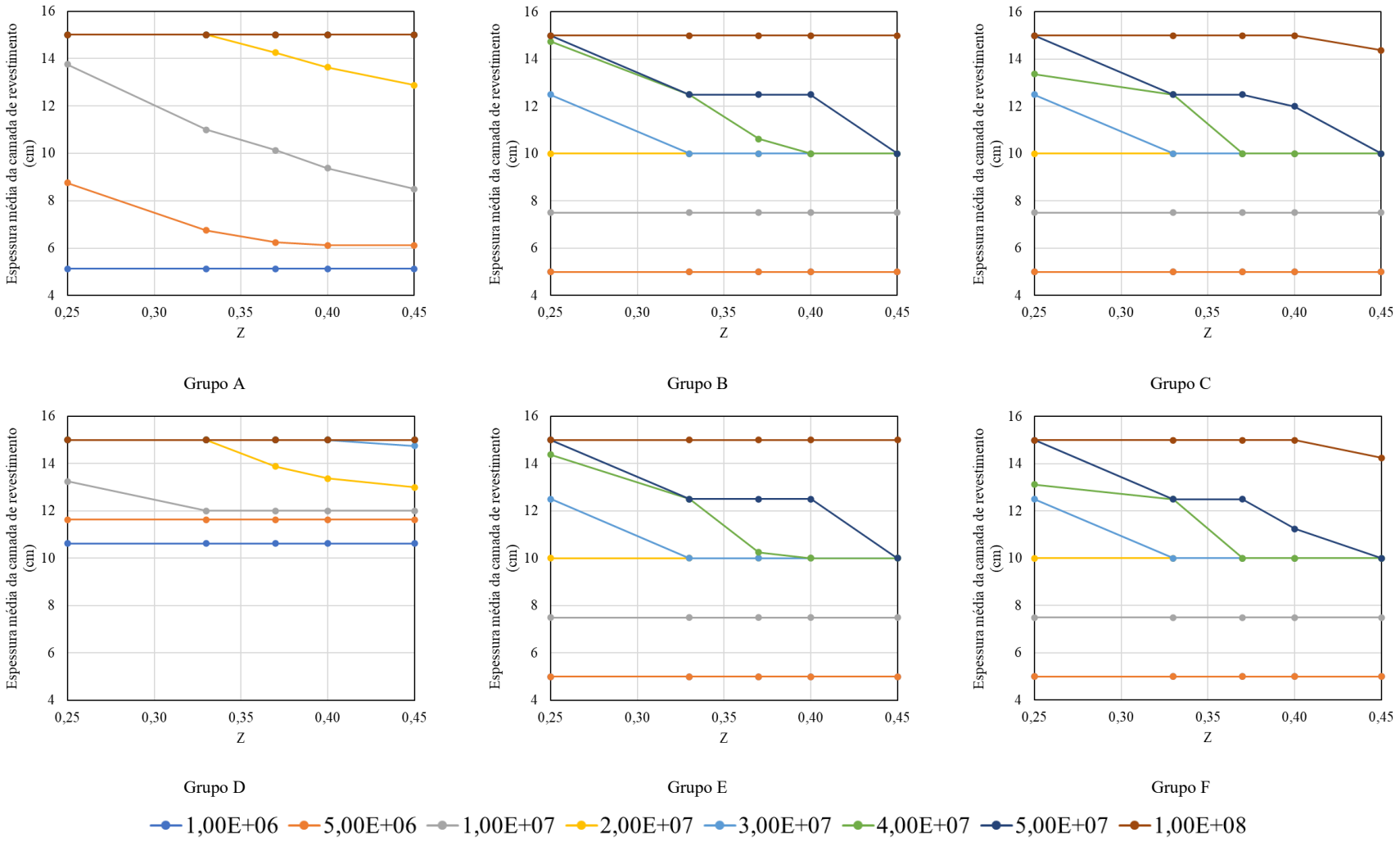
aumento de Z. Esse comportamento é mais notável para níveis de tráfego intermediário: entre 5×10^6 e 2×10^7 para as estruturas flexíveis avaliadas; e entre 3×10^7 e 5×10^7 para as estruturas semirrígidas avaliadas. Para baixos níveis de tráfego não são observadas variações devido às espessuras mínimas construtivas, e para tráfego elevado, não são observadas variações devido às limitações dos materiais selecionados.

Com a variação de Z de 0,25 para 0,45 observa-se uma redução média na espessura da camada de revestimento entre 10% e 40%, a depender do grupo avaliado. Como o aporte inicial na camada de revestimento foi feito apenas no dimensionamento das estruturas flexíveis, também foi avaliado o efeito da variação de Z sobre a espessura total das estruturas dimensionadas. Na Figura A.5 é apresentado o comportamento médio dos grupos em relação à variação da espessura total da estrutura. Observa-se que a espessura total da estrutura para atender aos critérios do MeDiNa tende a diminuir com aumento de Z, principalmente para níveis de tráfego intermediário. Nessa análise, observa-se uma redução média da espessura total entre 50% e 60%, com a variação de Z de 0,25 para 0,45, a depender do grupo avaliado.

Considerando a proposta de ajuste apresentada por Almeida *et al.* (2024):

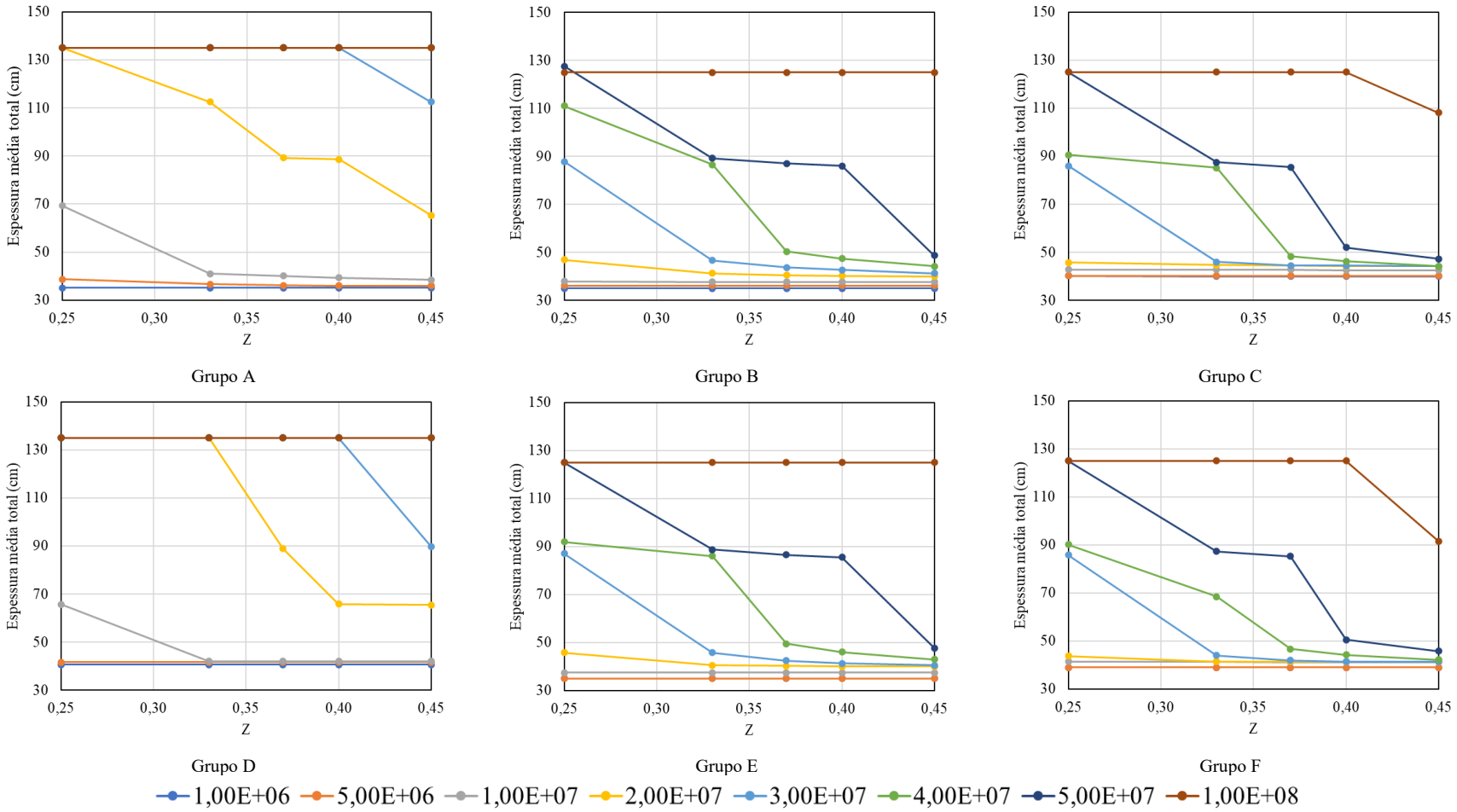
(i) O aumento de Z e do FFM (fator de fadiga da mistura), em geral, aumenta o número de cenários que atendem ao critério de área trincada do MeDiNa;
(ii) Em alguns cenários, o aumento de Z e do FFM reduz a espessura mínima necessária do revestimento para atender aos critérios do MeDiNa. Em outros casos a espessura se mantém constante;
(iii) A análise da espessura total evidencia variações adicionais relacionadas ao aporte em camadas inferiores, especialmente em estruturas semirrígidas;
(iv) Dentre os valores avaliados, a configuração com Z = 0,45 apresentou o melhor atendimento ao critério de área trincada do MeDiNa, resultando, de modo geral, em menores espessuras de revestimento e menores espessuras totais para as estruturas dimensionadas.

Figura A.4 - Variação da espessura da camada de revestimento (comportamento médio dos grupos)



Nota: as variações observadas entre as versões 1.1.9 e 2.0.0 podem divergir dos valores representados, uma vez que, em alguns casos, as espessuras da camada de revestimento foram ajustadas para atender ao critério de espessura mínima em função do número N. Adicionalmente, a espessura requerida do revestimento depende das propriedades mecânicas da mistura asfáltica, como módulo de resiliência e fator de fadiga da mistura.

Figura A.5 - Variação da espessura total da estrutura (comportamento médio dos grupos)



Nota: as variações observadas entre as versões 1.1.9 e 2.0.0 podem divergir dos valores representados, uma vez que, em alguns casos, as espessuras da camada de revestimento foram ajustadas para atender ao critério de espessura mínima em função do número N. Adicionalmente, a espessura requerida do revestimento depende das propriedades mecânicas da mistura asfáltica (como MR e FFM), enquanto a espessura total da estrutura é influenciada pela lógica sequencial de dimensionamento das camadas.

APÊNDICE B: Representações gráficas do coeficiente de determinação (R^2)

Figura B.1 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT - calibração original) - fTR = 0,10

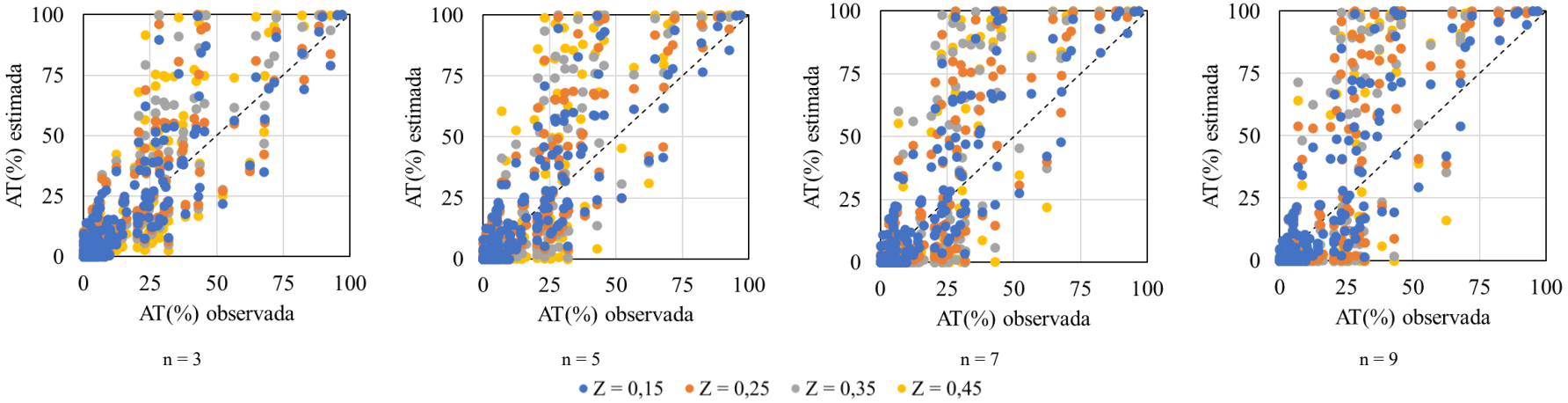
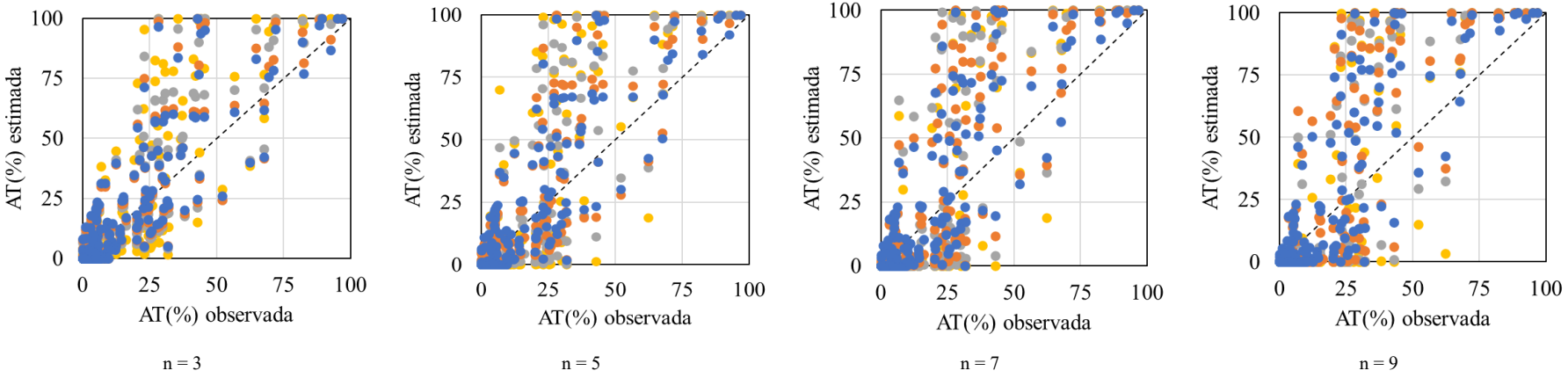


Figura B.2 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT - calibração original) - fTR = 0,15



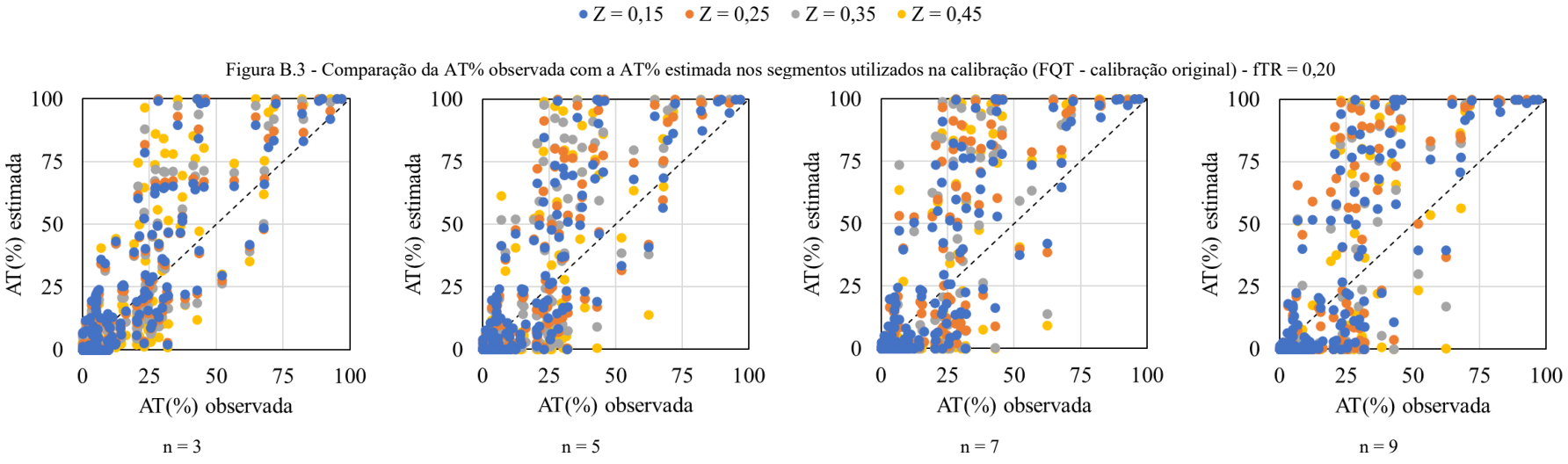


Figura B.3 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT - calibração original) - fTR = 0,20

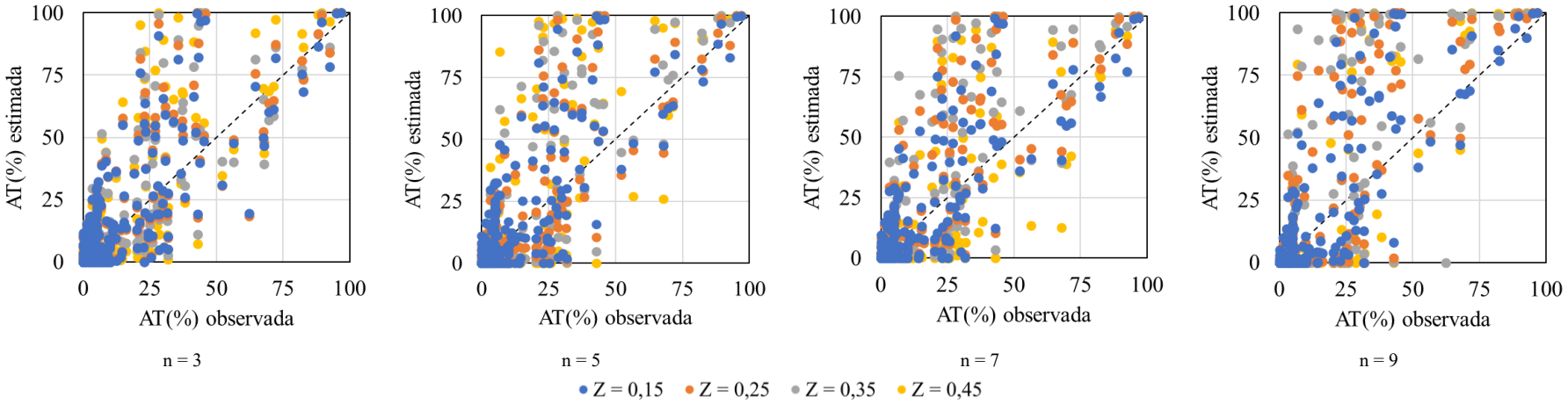


Figura B.4 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT – interfaces aderidas) - fTR = 0,10

Figura B.5 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT - interfaces aderidas) - fTR = 0,15

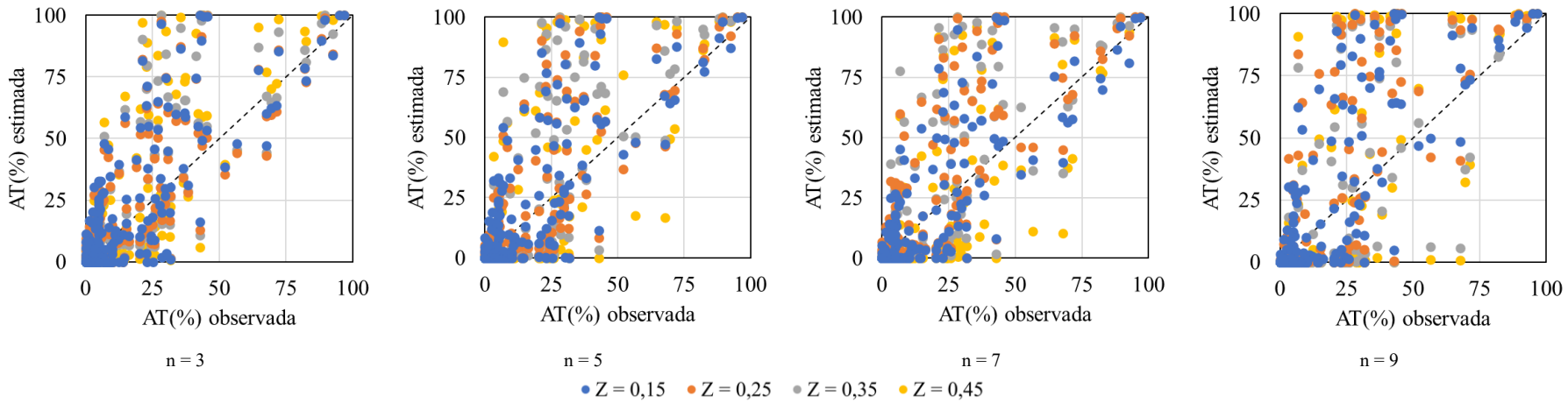


Figura B.6 - Comparação da AT% observada com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (FQT - interfaces aderidas) - fTR = 0,20

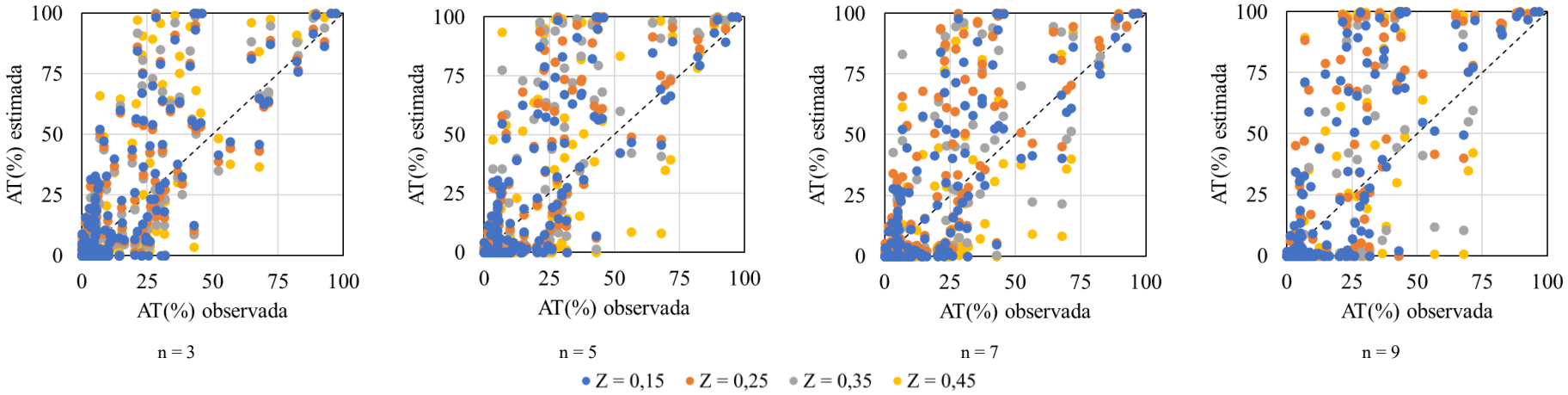
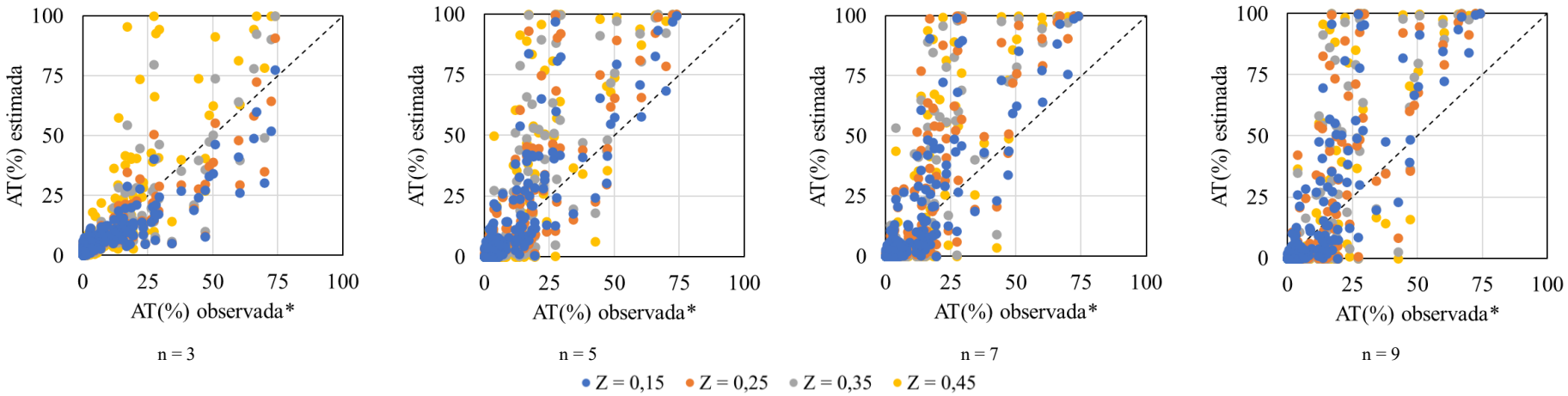
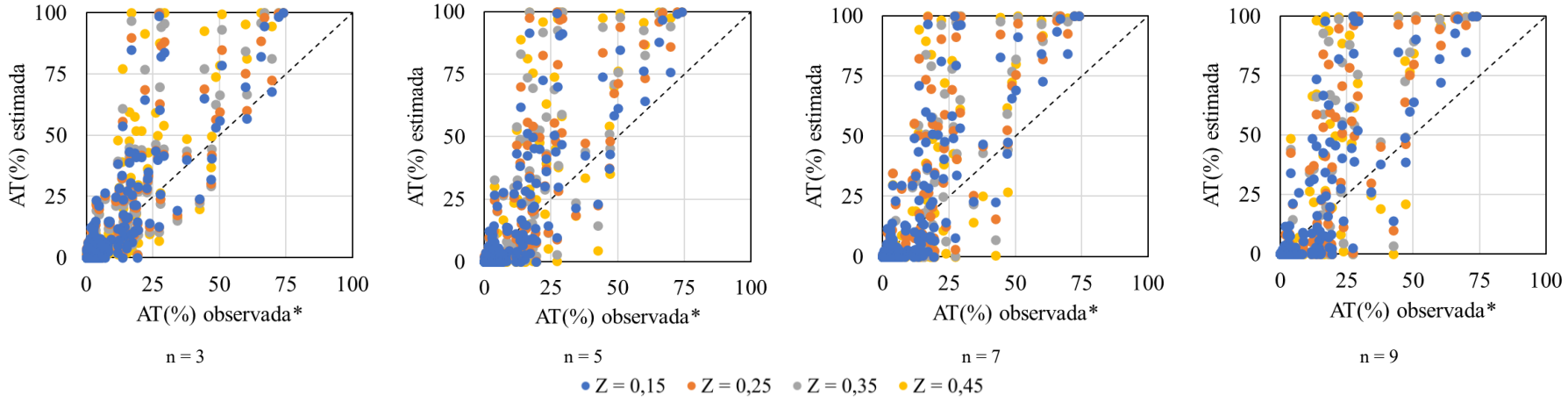


Figura B.7 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT - calibração original) - fTR = 0,10



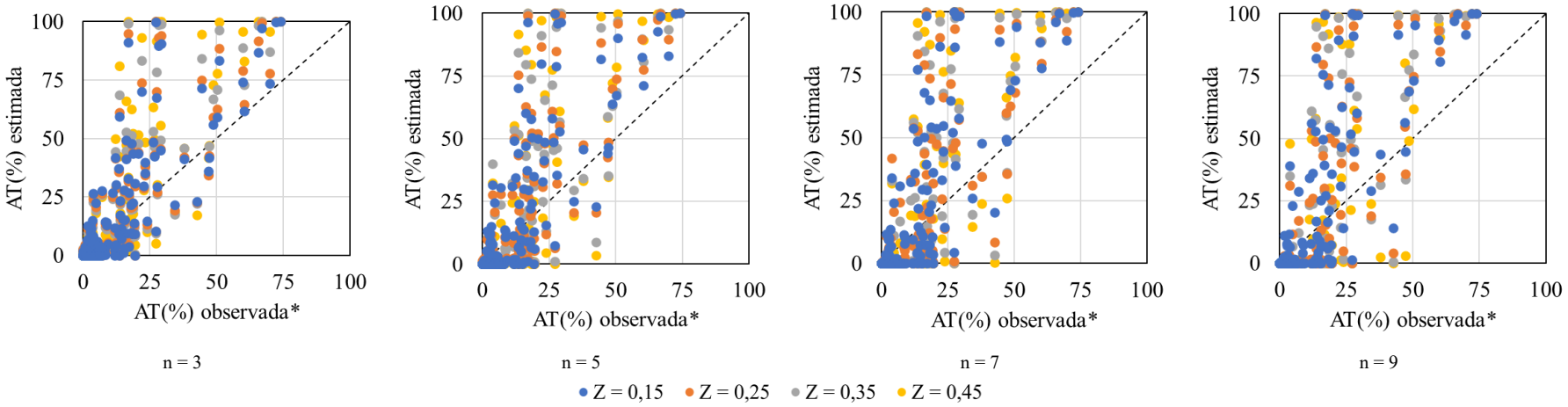
Nota: * valores observados em campo convertidos em porcentagem de área trincada.

Figura B.8 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT - calibração original) - fTR = 0,15



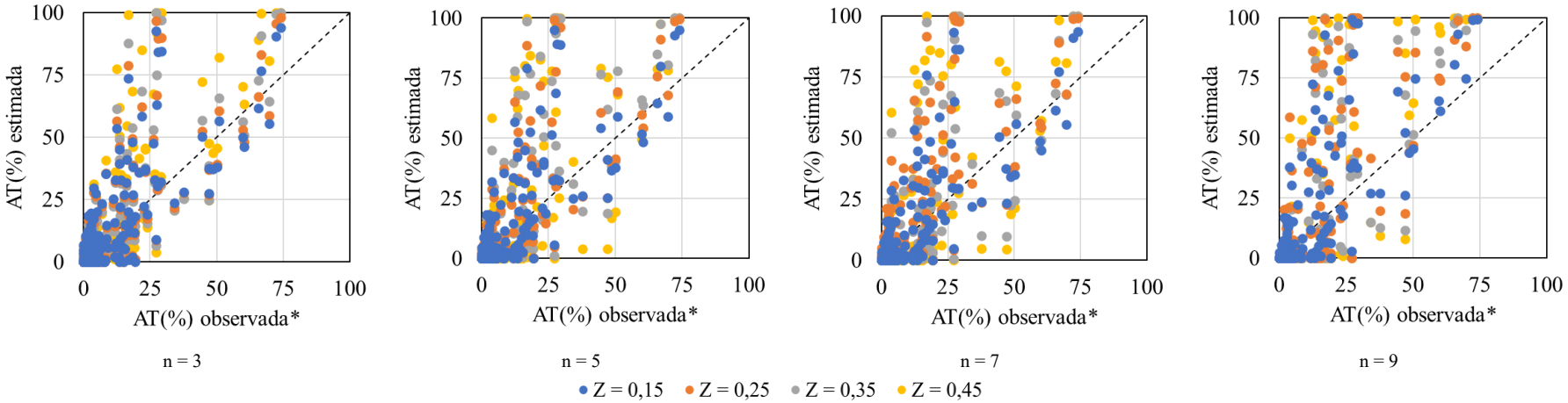
Nota: * valores observados em campo convertidos em porcentagem de área trincada.

Figura B.9 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT - calibração original) - fTR = 0,20



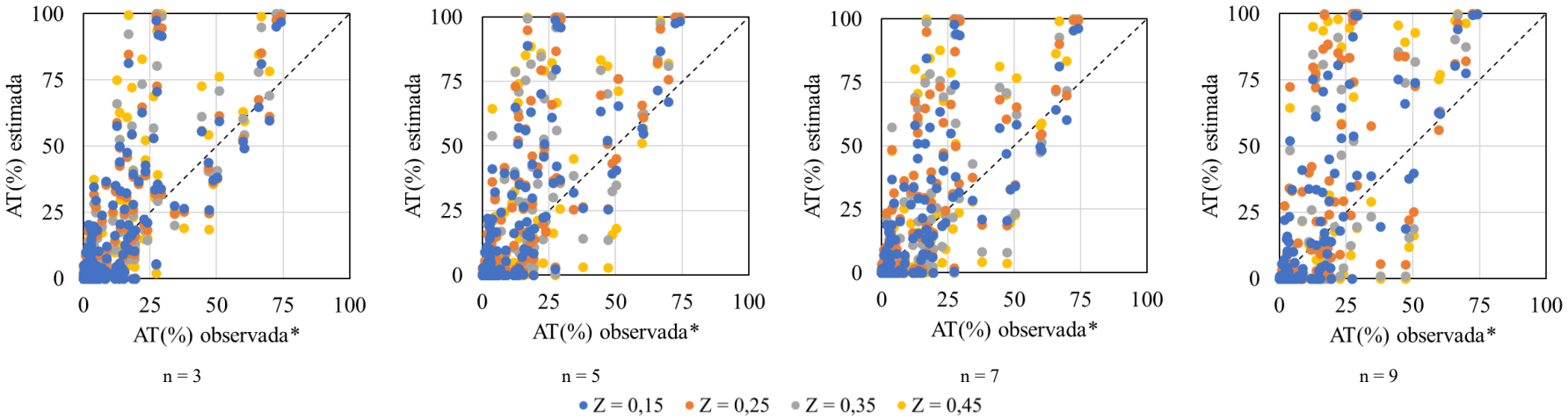
Nota: * valores observados em campo convertidos em porcentagem de área trincada.

Figura B.10 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT – interfaces aderidas) - fTR = 0,10



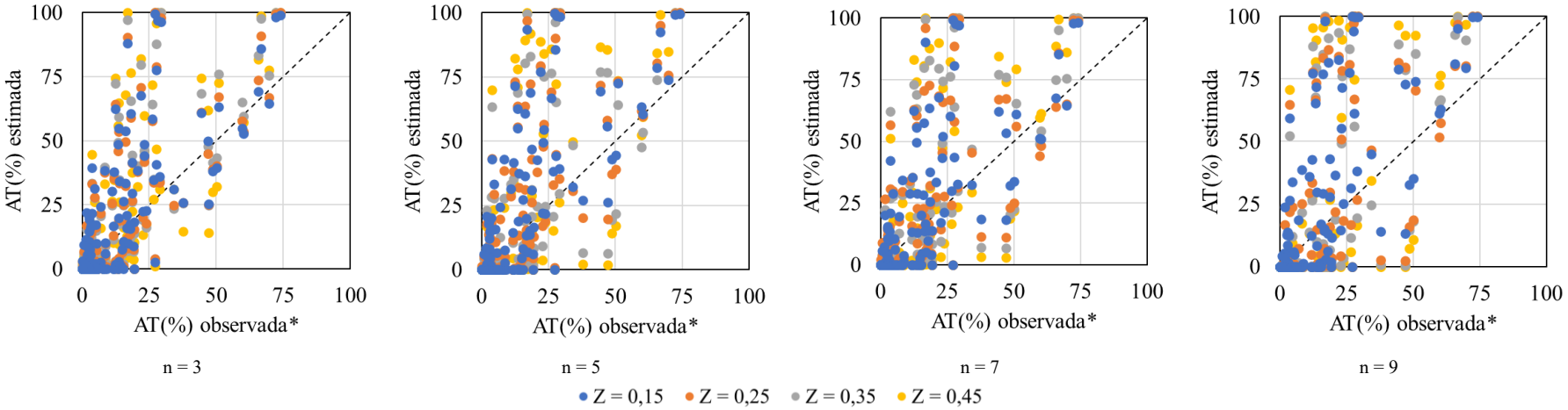
Nota: * valores observados em campo convertidos em porcentagem de área trincada.

Figura B.11 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT - interfaces aderidas) - fTR = 0,15



Nota: * valores observados em campo convertidos em porcentagem de área trincada.

Figura B.12 - Comparação da AT% observada* com a AT% estimada nos segmentos utilizados na calibração (PAT - interfaces aderidas) - fTR = 0,20



Nota: * valores observados em campo convertidos em porcentagem de área trincada.

APÊNDICE C: Valores individuais das métricas MAE e RMSE

Tabela C.1 - Valores individuais de MAE (calibração)

MMAT[1]	Interface	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
Frequência de trincamentos (FQT)	Calibração original	3	4,78	4,50	4,53	6,04	5,20	5,51	6,03	7,30	5,99	6,06	6,61	7,77	6,64	6,70	7,11	8,06
		5	4,60	4,51	6,91	8,82	5,89	6,53	8,08	9,58	6,78	7,24	8,56	9,81	7,47	7,88	8,98	10,24
		7	4,35	6,08	8,50	10,05	6,52	7,86	9,52	10,36	7,48	8,48	9,86	10,61	8,21	8,98	10,17	10,95
		9	4,38	7,52	9,52	10,50	7,22	8,97	10,31	11,69	8,17	9,49	10,41	11,94	8,72	9,87	10,78	11,88
		n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
	Totalmente aderido	3	5,96	5,89	6,27	7,09	7,26	7,38	7,24	8,10	7,73	7,36	7,73	8,56	8,12	7,82	7,95	8,86
		5	6,04	6,31	7,93	9,55	7,64	7,73	8,94	10,06	8,22	8,05	9,40	10,45	8,26	8,62	9,69	10,81
		7	5,96	7,21	8,37	9,90	7,26	7,89	9,33	10,46	7,46	8,41	9,44	10,73	7,96	8,86	9,81	10,97
		9	6,22	8,28	10,24	11,08	8,05	9,75	11,61	11,35	8,85	10,20	11,68	12,73	9,52	10,59	11,18	12,03
		n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
Porcentagem de área trincada (PAT)	Calibração original	3	3,32	3,13	3,14	4,63	4,13	4,18	4,71	6,08	4,91	4,98	5,37	6,48	5,54	5,59	5,98	6,81
		5	3,17	3,14	5,57	7,13	4,82	5,30	6,83	8,54	5,69	6,12	7,31	8,87	6,44	6,65	7,74	9,18
		7	3,15	4,79	6,83	8,39	5,45	6,71	8,02	9,44	6,40	7,29	8,41	9,96	7,02	7,77	9,21	10,21
		9	3,05	6,26	8,08	9,03	6,16	7,77	9,40	10,25	6,77	7,99	9,40	11,00	7,55	8,84	10,13	10,41
		n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
	Totalmente aderido	3	3,92	3,80	4,05	5,38	5,32	5,36	5,49	6,48	5,87	5,73	5,88	6,71	6,24	6,09	6,39	7,03
		5	3,84	4,12	6,02	7,92	5,57	5,82	7,18	8,63	6,35	6,53	7,63	9,02	6,83	6,89	8,13	9,37
		7	3,91	5,72	6,99	8,12	5,33	6,44	7,68	9,26	5,98	6,93	8,12	9,43	6,40	7,55	8,54	9,74
		9	4,04	6,71	8,16	9,38	6,66	8,72	10,35	11,98	6,75	8,75	9,98	10,42	7,74	8,51	9,39	11,42

[1] MMAT: metodologia de medição de área trincada

Tabela C.2 - Valores individuais de RMSE (calibração)

MMAT[1]	Interface	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
Frequência de trincamentos (FQT)	Calibração original	3	8,43	8,18	9,03	12,41	10,00	10,83	12,20	14,42	11,42	11,85	13,09	15,28	12,71	13,01	13,87	15,76
		5	8,20	9,02	13,94	17,05	11,25	12,86	15,62	18,44	12,98	14,01	16,55	18,94	14,07	15,13	17,34	19,05
		7	8,09	12,25	16,35	19,44	12,61	15,12	18,33	18,39	14,20	16,30	19,03	18,87	15,54	17,26	19,35	19,48
		9	8,69	14,54	18,30	18,62	13,87	17,20	19,89	20,39	15,56	18,23	18,50	21,00	16,61	19,02	18,68	20,80
		n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
	Totalmente aderido	3	9,82	9,97	11,59	14,27	13,13	13,72	14,23	16,09	14,35	13,97	15,25	16,98	15,19	14,93	15,58	17,63
		5	9,92	11,65	15,84	18,94	14,20	14,78	17,63	19,86	15,49	15,75	18,58	20,45	15,82	16,89	19,21	21,11
		7	9,89	13,09	16,54	19,60	13,29	15,32	18,44	18,89	13,89	16,46	18,78	19,41	15,10	17,43	19,31	19,87
		9	11,27	16,28	20,12	19,88	15,64	19,19	22,52	20,46	17,29	20,05	21,28	22,93	18,63	20,79	20,06	22,27
		n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
Porcentagem de área trincada (PAT)	Calibração original	3	6,35	6,01	6,82	11,38	8,83	9,36	11,06	14,08	10,68	11,18	12,36	14,80	11,97	12,35	13,55	15,43
		5	6,07	6,94	12,97	15,50	10,51	12,02	15,27	18,44	12,28	13,66	16,20	18,30	13,89	14,69	16,87	18,85
		7	6,03	11,26	14,76	17,41	11,93	14,92	17,09	19,10	13,90	16,09	17,00	19,87	15,22	16,83	18,81	20,33
		9	6,61	13,98	17,27	18,68	13,56	16,79	19,12	20,53	14,84	16,62	18,97	21,88	16,39	18,10	20,22	21,25
		n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
	Totalmente aderido	3	7,13	6,82	7,86	12,52	10,75	11,23	12,28	14,83	12,21	12,31	13,22	15,32	13,39	13,31	14,37	15,99
		5	6,90	8,16	13,81	17,59	11,66	12,92	16,14	18,54	13,70	14,56	17,08	19,40	14,90	15,41	17,88	20,19
		7	6,93	11,49	15,46	17,51	11,05	14,19	16,64	19,41	12,79	15,31	17,54	19,34	13,98	16,26	18,39	19,98
		9	7,85	14,98	17,43	19,46	14,68	18,90	20,91	23,68	14,76	19,15	20,22	21,12	17,14	18,63	19,93	23,20

[1] MMAT: metodologia de medição de área trincada

Tabela C.3 - Valores individuais de MAE obtidos considerando toda a base de dados disponível (validação)

MMAT[1]	Interface	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
Frequência de trincamentos (FQT)	Calibração original	3	4,78	5,00	7,30	10,66	8,68	9,56	10,59	11,60	9,95	10,25	10,99	11,97	10,76	10,98	11,37	12,11
		5	4,94	7,61	11,47	12,55	9,78	10,81	12,06	12,86	10,88	11,40	12,39	12,77	11,39	11,92	12,65	12,48
		7	5,47	10,56	12,32	13,20	10,67	11,84	12,92	12,79	11,44	12,30	13,10	12,84	12,06	12,62	12,73	12,68
		9	7,23	11,62	12,91	12,82	11,30	12,59	13,30	12,98	12,05	12,89	12,91	12,27	12,41	13,10	12,65	12,21
	Totalmente aderido	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	5,92	6,86	9,58	11,61	10,51	11,05	11,48	12,10	11,33	11,23	11,90	12,39	11,61	11,60	11,86	12,46
		5	6,32	9,69	12,00	12,86	11,21	11,50	12,59	12,83	11,69	11,88	12,87	12,70	11,77	12,31	12,93	12,49
		7	7,45	11,45	12,79	13,42	11,74	12,39	13,17	11,68	11,87	12,77	13,15	11,79	12,37	13,05	12,83	11,88
		9	9,26	12,06	13,16	12,17	11,75	13,02	13,82	13,33	12,39	13,13	11,96	12,28	12,83	13,33	12,20	12,34
Porcentagem de área trincada (PAT)	Calibração original	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	3,18	3,20	4,18	9,25	7,20	7,55	8,76	10,68	8,65	9,01	9,66	11,07	9,52	9,75	10,45	11,34
		5	3,21	4,79	10,23	12,05	8,53	9,46	11,25	12,15	9,71	10,52	11,59	11,61	10,69	11,05	11,63	11,75
		7	3,33	9,09	11,83	12,23	9,45	11,13	12,42	12,50	10,68	11,60	11,96	11,80	11,32	11,60	11,75	11,93
		9	4,59	10,62	11,57	11,54	10,45	11,57	11,83	11,86	10,87	12,12	12,47	12,29	11,66	11,52	12,01	11,75
	Totalmente aderido	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	3,73	3,80	6,02	10,08	8,62	9,09	9,80	11,20	9,47	9,63	10,23	11,21	10,17	10,20	10,92	11,30
		5	3,81	6,54	10,66	11,60	9,12	10,01	11,51	11,32	10,35	10,96	11,67	11,54	11,03	11,16	11,37	11,71
		7	4,27	9,98	11,58	11,44	9,92	11,24	11,22	11,79	10,83	11,55	11,48	11,68	11,36	11,33	11,71	11,82
		9	6,24	11,03	10,91	11,78	10,87	12,30	12,13	12,77	11,46	11,90	11,48	12,11	11,70	11,47	11,67	12,11

[1] MMAT: metodologia de medição de área trincada

Tabela C.4 - Valores individuais de RMSE obtidos considerando toda a base de dados disponível (validação)

MMAT[1]	Interface	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
Frequência de trincamentos (FQT)	Calibração original	3	9,80	10,71	16,04	24,28	19,12	21,31	24,00	26,38	22,05	22,99	24,99	27,16	24,03	24,74	25,81	27,43
		5	10,22	16,78	25,95	28,21	21,70	24,40	27,16	28,88	24,30	25,70	27,87	28,76	25,49	26,81	28,40	28,32
		7	11,94	23,75	27,63	29,52	23,87	26,61	28,92	28,95	25,65	27,59	29,31	29,13	26,97	28,26	28,69	28,97
		9	15,95	26,09	28,86	29,03	25,34	28,18	29,71	29,46	26,99	28,83	29,11	28,37	27,73	29,27	28,78	28,17
		n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
	Totalmente aderido	3	12,37	14,67	20,81	26,08	22,89	24,33	25,67	27,34	24,91	24,94	26,69	27,98	25,73	25,93	26,79	28,11
		5	13,41	21,04	26,90	28,82	24,60	25,70	28,26	28,81	25,90	26,69	28,86	28,64	26,34	27,64	28,96	28,33
		7	15,99	25,44	28,63	29,94	25,98	27,77	29,42	27,18	26,56	28,59	29,41	27,38	27,67	29,17	28,87	27,54
		9	20,02	27,02	29,35	27,99	26,31	29,08	30,74	30,00	27,73	29,31	27,56	28,41	28,66	29,72	28,09	28,49
		n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
Porcentagem de área trincada (PAT)	Calibração original	3	6,87	6,67	9,20	21,70	15,99	17,00	20,30	25,22	19,51	20,57	22,55	26,13	21,64	22,45	24,45	26,75
		5	6,74	10,59	23,84	28,10	19,27	21,88	26,30	28,56	22,14	24,42	27,13	27,75	24,45	25,69	27,35	28,15
		7	7,08	21,00	27,48	28,84	21,63	25,87	28,92	29,61	24,53	26,99	28,27	28,41	26,06	27,18	28,08	28,72
		9	10,18	24,63	27,33	27,85	24,10	27,07	28,27	28,62	25,20	28,32	29,50	29,45	27,03	27,46	28,79	28,63
		n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
	Totalmente aderido	3	7,59	8,13	13,08	23,39	19,06	20,37	22,50	26,22	21,27	21,88	23,75	26,36	23,14	23,45	25,44	26,65
		5	7,86	14,32	24,70	27,23	20,51	23,05	26,81	27,07	23,59	25,34	27,28	27,61	25,23	25,89	26,85	28,05
		7	9,31	22,83	26,97	27,47	22,65	26,08	26,74	28,35	24,86	26,90	27,42	28,19	26,15	26,67	27,99	28,51
		9	13,61	25,48	26,13	28,31	24,99	28,46	28,77	30,36	26,43	27,92	27,69	29,13	27,12	27,36	28,13	29,22

[1] MMAT: metodologia de medição de área trincada

Tabela C.5 - Valores individuais de MAE obtidos considerando apenas medições de AT ≤ 15% (validação)

MMAT[1]	Interface	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
Frequência de trincamentos (FQT)	Calibração original	3	1,78	2,03	2,89	4,90	3,83	4,30	4,92	5,77	4,52	4,64	5,19	6,16	5,08	5,19	5,51	6,28
		5	1,94	3,18	5,76	6,76	4,49	5,14	6,23	7,09	5,24	5,60	6,58	6,99	5,60	6,09	6,86	6,64
		7	2,32	5,03	6,51	7,48	5,09	6,03	7,17	7,01	5,68	6,49	7,37	7,07	6,24	6,83	6,94	6,89
		9	3,11	5,86	7,16	7,05	5,57	6,80	7,60	7,23	6,26	7,14	7,15	6,40	6,60	7,37	6,84	6,33
	Totalmente aderido	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	2,64	3,04	4,20	5,71	4,98	5,30	5,57	6,20	5,59	5,39	5,99	6,55	5,79	5,71	5,94	6,62
		5	2,86	4,43	6,16	7,09	5,57	5,67	6,78	7,05	5,93	6,01	7,10	6,91	5,95	6,47	7,17	6,66
		7	3,38	5,70	7,02	7,74	6,00	6,57	7,45	5,72	6,05	7,00	7,43	5,85	6,56	7,31	7,06	5,94
		9	4,28	6,24	7,43	6,29	5,95	7,28	8,20	7,63	6,59	7,41	6,04	6,42	7,07	7,63	6,33	6,49
Porcentagem de área trincada (PAT)	Calibração original	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	1,45	1,67	2,57	5,99	4,68	4,78	5,57	7,36	5,66	5,85	6,33	7,76	6,29	6,45	7,10	8,03
		5	1,59	2,98	6,97	8,81	5,62	6,24	7,94	8,91	6,52	7,22	8,30	8,31	7,41	7,74	8,34	8,49
		7	1,97	6,00	8,58	9,01	6,32	7,84	9,21	9,31	7,41	8,32	8,71	8,52	8,04	8,31	8,47	8,67
		9	2,93	7,35	8,27	8,23	7,21	8,28	8,56	8,59	7,56	8,88	9,27	9,07	8,38	8,21	8,76	8,47
	Totalmente aderido	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	2,06	2,41	3,69	6,72	5,73	5,98	6,45	7,85	6,33	6,36	6,85	7,86	6,91	6,87	7,56	7,97
		5	2,28	4,12	7,34	8,30	6,09	6,72	8,21	7,99	7,12	7,65	8,39	8,23	7,76	7,84	8,05	8,42
		7	2,82	6,76	8,29	8,12	6,73	7,94	7,88	8,51	7,56	8,26	8,17	8,39	8,09	8,01	8,42	8,54
		9	4,00	7,75	7,54	8,50	7,61	9,08	8,89	9,61	8,19	8,64	8,17	8,87	8,44	8,15	8,38	8,87

[1] MMAT: metodologia de medição de área trincada

Tabela C.6 - Valores individuais de RMSE obtidos considerando apenas medições de AT ≤ 15% (validação)

MMAT[1]	Interface	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
Frequência de trincamentos (FQT)	Calibração original	3	4,46	5,46	8,67	15,81	11,81	13,39	15,72	18,64	14,11	14,70	16,77	19,82	16,00	16,55	17,77	20,19
		5	5,06	9,64	18,40	21,33	14,03	16,46	19,81	22,31	16,53	17,90	20,83	22,14	17,74	19,35	21,61	21,46
		7	6,49	15,97	20,52	23,26	16,12	19,13	22,39	22,42	18,02	20,46	22,95	22,68	19,63	21,42	22,02	22,44
		9	9,34	18,58	22,31	22,54	17,68	21,31	23,55	23,18	19,72	22,25	22,66	21,55	20,67	22,90	22,17	21,24
	Totalmente aderido	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	6,76	8,28	12,51	18,09	15,11	16,27	17,55	19,94	17,10	16,80	18,98	20,94	17,93	17,98	19,09	21,14
		5	7,61	13,24	19,48	22,22	17,03	17,91	21,39	22,21	18,39	19,16	22,28	21,95	18,80	20,49	22,44	21,48
		7	9,49	17,80	21,96	23,89	18,58	20,72	23,11	19,68	19,16	21,91	23,10	20,00	20,62	22,76	22,30	20,25
		9	12,69	19,75	23,03	20,96	18,87	22,63	25,04	23,97	20,73	22,96	20,29	21,60	22,04	23,56	21,11	21,72
Porcentagem de área trincada (PAT)	Calibração original	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	3,41	4,16	7,17	17,78	13,18	13,72	16,42	21,75	16,13	16,89	18,70	22,85	18,04	18,72	20,85	23,62
		5	3,87	8,41	20,35	25,30	16,05	18,26	23,11	25,86	18,69	20,97	24,10	24,86	21,10	22,40	24,36	25,38
		7	5,13	17,52	24,56	26,21	18,22	22,67	26,30	27,15	21,20	23,97	25,51	25,67	22,91	24,17	25,27	26,06
		9	8,20	21,29	24,36	24,98	20,76	24,06	25,50	25,94	21,90	25,57	27,01	26,95	24,03	24,50	26,14	25,95
	Totalmente aderido	n	fTR = 0				fTR = 0,10				fTR = 0,15				fTR = 0,20			
			Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45	Z = 0,15	Z = 0,25	Z = 0,35	Z = 0,45
		3	4,95	6,09	10,22	19,62	15,91	16,84	18,69	22,94	17,84	18,21	20,04	23,10	19,64	19,82	22,01	23,47
		5	5,64	11,48	21,28	24,22	17,23	19,49	23,72	24,01	20,27	22,03	24,29	24,69	21,99	22,63	23,74	25,24
		7	7,38	19,40	23,93	24,51	19,28	22,89	23,61	25,60	21,59	23,85	24,46	25,40	23,02	23,55	25,16	25,80
		9	11,07	22,26	22,86	25,55	21,77	25,75	26,12	28,06	23,36	25,09	24,78	26,56	24,14	24,38	25,33	26,67

[1] MMAT: metodologia de medição de área trincada