



UNIVERSIDADE FEDERAL DE SANTA CATARINA
PROGRAMA DE PÓS-GRADUAÇÃO EM ENGENHARIA MECÂNICA
LABORATÓRIO DE VIBRAÇÕES E ACÚSTICA

Tese de Doutorado

**Análise vibroacústica da transmissão indireta do ruído de impacto em
lajes de pisos de edificações por meio de modelo FEM/SEA**

WAGNER DE SOUSA SANTOS

Orientador: Prof. Erasmo Felipe Vergara, Dr. Eng.

Florianópolis, 2019

WAGNER DE SOUSA SANTOS

Análise vibroacústica da transmissão indireta do ruído de impacto em lajes de pisos de edificações por meio de modelo FEM/SEA

Tese submetida ao Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica da Universidade Federal de Santa Catarina, para obtenção do Grau de Doutor em Engenharia Mecânica com ênfase em Acústica e Vibrações.

Orientador: Prof. Erasmo Felipe Vergara. Dr. Eng.

Florianópolis, 2019

Ficha de identificação da obra elaborada pelo autor, através do Programa de Geração Automática da Biblioteca Universitária da UFSC.

Santos, Wagner de Sousa

Ruído de impacto / WAGNER DE SOUSA SANTOS; orientador, Erasmo F. V. Miranda, 2019.

Tese de Doutorado - Universidade Federal de Santa Catarina, Centro Tecnológico, Programa de Pós Graduação em Engenharia Mecânica, Florianópolis, 2019.

1. Ruído de impacto. 2. Pisos. 3. FEM. 4. Edificações. I. Vergara, Felipe, II. Universidade Federal de Santa Catarina. Programa de Pós-Graduação em Engenharia Mecânica. III. Análise vibroacústica da transmissão indireta do ruído de impacto em lajes de pisos de edificações por meio de modelo FEM/SEA.

WAGNER DE SOUSA SANTOS

Análise vibroacústica da transmissão indireta do ruído de impacto em lajes de pisos de edificações por meio de modelo FEM/SEA

O presente trabalho em nível de doutorado foi avaliado e aprovado por banca examinadora composta pelos seguintes membros.

Prof^a. Stelamaris Rolla Bertoli, Dr^a. em Física - Relatora
Universidade Estadual de Campinas

Prof. Arcanjo Lenzi, Ph.D.
Universidade Federal de Santa Catarina

Prof. Roberto Jordan, Dr. Eng.
Universidade Federal de Santa Catarina

Certificamos que esta é a versão final e original do trabalho de conclusão que foi julgado adequado para obtenção do título de doutor em engenharia mecânica.

Prof. Andrey Ricardo da Silva, Ph.D. - Coordenador em Exercício

Prof. Erasmo Felipe Vergara, Dr. Eng. - Orientador

Florianópolis, dezembro de 2019.

DEDICATÓRIA

Este trabalho é dedicado às pessoas que estiveram comigo nos momentos mais importantes desta caminhada. Aos meus pais Manoel e Cleia, que estiveram ao meu lado em todos os momentos que precisei de apoio e carinho. Vocês são a base de tudo em minha vida.

AGRADECIMENTOS

Agradeço a Deus, por toda a força e os ensinamentos nesta batalha de 4 anos, que me fizeram crescer e evoluir como ser humano, nos aspectos sociais e espirituais.

À minha esposa Karina, por todo amor, apoio e companheirismo durante a elaboração deste documento, que foi fundamental para me manter focado em meus objetivos, trazendo paz e tranquilidade nos momentos mais difíceis. Você representa o equilíbrio que encontrei neste período de superação.

Aos professores Felipe Vergara e Arcanjo Lenzi pelo apoio e orientações no desenvolvimento deste trabalho em andamento, sem os quais não conseguiria ter chegado nos resultados desejados, professores estes que me apoiaram em todas as adversidades em minha jornada acadêmica no doutorado.

Aos meus colegas de LVA, em especial: José Pedro (X.I.R.I.), Matheus (MONSTRÃO SÓ COME FRANGO), Henrique (KIKO ou TESOURO), Sergio (SERGIÃO CHINÊSINHO), Danilo (TEM TRÊS CACHORROS), Rebecca (BECA), Camilo (*in memoriam*), Martin (MARTINDER), Guilherme (GUI), Gleidson (BARÃO), Demitri e COKE (DUPLA DINÂMICA) pelos churrascos, bares, notas C juntos na disciplina top que fizemos, festas e aventuras pela ilha, e toda ajuda durante esses 4 anos. Vocês foram a família que construí longe da minha terra.

Também agradeço aos bolsistas (Jean, Frank, Eduardo e Juan) que me ajudaram nos ensaios e simulação. Agradeço o apoio dos doutores Olavo e Leandro nas correções do texto. Sou grato aos amigos Any e Gildean (GIL) pela apoio logístico durante minhas viagens para Belém, cuidando da minha casa.

Aos meus amigos do Grupo de Oração de Jovens, em especial àqueles (Giano, Frei Frigo e Frei Silvio) que me acolheram e aproximaram cada vez mais da palavra de Deus, sendo fundamentais para a chegada nesta etapa da pesquisa com força e fé no coração.

Aos professores do GVA em Belém, Gustavo, Newton e Alexandre, pelas indicações que me deram oportunidade de ingressar no doutorado e realizar este sonho.

Aos membros da banca examinadora, pela disponibilidade de tempo em avaliar minha pesquisa.

À empresa ESI Group por fornecer o software VA One para o desenvolvimento desta pesquisa, e ao professor Julio Cordioli pelo auxílio no contato com a empresa

À empresa Cota Empreendimentos Imobiliários por disponibilizar os apartamentos para realizar as medições em campo.

Aos meus amigos da dança de salão, academia e futebol, e todos o que não tenho mais

espaço para citar, pelos momentos de descontração durante esses 4 anos morando em Floripa.

EPÍGRAFE

"O futuro pertence àqueles que acreditam na beleza de seus sonhos. Enquanto existir um sonho nada é por acaso"(Beto Carrero)

RESUMO

Dentre as formas de transmissão do ruído em edificações, a principal é a transmissão estrutural devido ao ruído de impacto em pisos entre apartamentos. Este tipo de fenômeno vem entrando cada vez mais em foco de discussão devido principalmente às mudanças na forma como as edificações são construídas, em que estruturas pesadas com grandes espessuras (lajes maciças de concreto e paredes de alvenaria) passaram a serem substituídas por elementos leves que ocupam menos espaço (lajes nervuradas e paredes de gesso). O objetivo desta proposta de pesquisa foi analisar a influência dos principais parâmetros (propriedades mecânicas dos materiais, tipos de conexões estruturais e geometria) que interferem no comportamento vibroacústico de estruturas civis convencionais (lajes de concreto). A primeira etapa do trabalho consistiu em realizar uma análise modal experimental com base na metodologia da *Operating Deflection Shape* (ODS) de uma bancada em escala reduzida configurada com uma laje de concreto armado (1,20 m x 0,80 m x 0,20 m) apoiada sobre quatro pilares de concreto armado (0,20 m x 0,20 m x 0,40 m), testando a aplicabilidade de quatro tipos de fontes diferentes (marretas de 1 e 4 kg, máquina de impactos e impactos de pessoa pulando) para este tipo de estudo. Os resultados destes experimentos serviram para a validação do modelo numérico da bancada com fundamentação no Método de Elementos Finitos (FEM) que, com embasamento na correlação dos quatro primeiros modos de vibrar da estrutura, teve suas propriedades mecânicas (módulos de elasticidade e cisalhamento, e coeficiente de *Poisson*) e densidade ajustadas por algoritmo genético NSGA II baseado no modelo de Deb. Os experimentos e simulações ajustadas apresentaram alta correlação dos frequências naturais da bancada (> 90%) divergindo em relação ao modelo analítico de propagação da onda bidimensional em placas (>20%), seja pela teoria de placa fina ou com a correção para placas espessas proposta por Mindlin, diferença esta relacionada às condições de contorno da bancada apoiada apenas nos cantos. Na segunda etapa foi utilizada a bancada para estimar o índice de transmissão de vibração (K_{ij}) entre laje e pilares, sendo feitas análises experimental, numérica e também analítica com base no modelo de Gerretsen. Também foram modificadas as configurações da bancada, alterando a forma de conexão da laje com os pilares (tipo de conexão e inserção de material de isolamento) e também inserindo uma parede de alvenaria abaixo da laje. Foi possível concluir que o modelo em FEM apresentou boa convergência nos resultados (> 90%) quando comparado com os experimentos do K_{ij} , com o mesmo variando ao longo da frequência, diferindo do que é proposto no modelo analítico e normativas internacionais. Por fim, na terceira etapa foram determinados os níveis de pressão sonora (NPS) em uma cavidade utilizando simulação computacional com base em Análise Estatística de Ener-

gia (SEA), validando esta por meio de modelos analíticos e experimentos de campo realizados em uma edificação residencial construída com tipologia convencional (laje de concreto maciça e paredes de alvenaria) utilizando como fonte de força a máquina de impactos padrão. Nas análises do NPS foram observadas altas correlações (> 90%) entre simulação e modelos analíticos com base em SEA, apresentando diferenças (>20%) em relação ao experimento devido à baixa densidade modal das estruturas civis na região de baixas frequências (0 a 500 Hz), o que acaba inviabilizando os modelos SEA para o caso de estruturas civis espessas (pisos e paredes).

Palavras-chave: Ruído de impacto, pisos, FEM, edificações.

ABSTRACT

Among the forms of noise transmission in buildings, the main is a structural transmission due to impact noise on floors between apartments. This type of phenomenon is becoming the focus of discussion due to changes in the constructive forms of buildings, in which heavy structures with large thicknesses (massive concrete slabs and masonry walls) have become replaced by lightweight elements that take up less space (ribbed slabs and plaster walls). The purpose of this research was to analyze the influence of the main parameters (mechanical properties of the materials, types of structural connections and geometry) that interfere with the vibroacoustic behavior of conventional civil structures (concrete slabs). The first stage of the work consisted of conducting an experimental modal analysis based on the Operating Deflection Shape (ODS) methodology of a small scale workbench configured with a reinforced concrete slab (1,20 m x 0,80 m x 0,20 m) supported on four reinforced concrete pillars (0,20 m x 0,20 m x 0,40 m), testing the applicability of four different source types (1 and 4 kg mallets, impact machine and person impacts jumping) for this type of study. The results of these experiments served to validate the numerical model of the workbench based on the Finite Element Method (FEM), which based on the correlation of the first four modes of structure vibration, had its mechanical properties (modulus of elasticity and shear, and coefficient *Poisson*) and density adjusted by NSGA II genetic algorithm based on the Deb model. The experiments and adjusted simulations showed a high correlation of the bench modes (> 90 %) diverging from the two-dimensional plate wave propagation analytical model (> 20 %), either by the thin plate theory or the plate correction proposed by Mindlin, a difference related to the boundary conditions of the bench supported only at the corners. In the second stage, the bench was used to estimate the vibration transmission index (K_{ij}) between slab and pillars, being made experimental, numerical and also analytical analyzes based on the Gerretsen model. Bench configurations were also modified by changing the way the slab was connected to the columns (type of connection and insertion of insulation material) and also by inserting a masonry wall below the slab. It was possible to conclude that the model in FEM presented good convergence in the results (> 90 %) when compared with the experiments of the K_{ij} , with the same varying over the different frequency of what is proposed in the analytical and international normative model. Finally, in the third stage, the sound pressure levels (SPL) in a cavity were determined using computer simulation based on Statistical Energy Analysis (SEA), validating this through analytical models and field experiments performed in a residential building built with conventional typology (solid concrete slab and masonry walls) using as a source of force the standard impact machine. In the NPS

analysis, high correlations ($> 90\%$) were observed between simulation and analytical models based on SEA, presenting differences ($> 20\%$) in relation to the experiment due to the low modal density of civil structures in the low frequency region (0 to 500 Hz), which makes the SEA models unfeasible for thick civil structures (floors and walls).

Keywords: Impact noise, floors, FEM, buildings.

Lista de Figuras

1	Formas de transmissão do ruído em edificações.	36
2	Caminhos de transmissão do ruído de impacto em pisos.	37
3	Bancada experimental de referência utilizada por Pereira et al.(2014) [10] para avaliar o isolamento ao ruído de impacto.	42
4	Comparação de índice de redução sonora de impacto normalizado por meio de dois métodos experimentais distintos.	43
5	Valores previstos e medidos de mobilidade pontual em uma placa de concreto com piso flutuante.	44
6	Ilustração de um dos modos acústicos de um ambiente excitado por impacto no piso superior.	45
7	Correlação entre nível máximo de pressão sonora de impacto e rigidez dinâmica de materiais resilientes.	46
8	Câmara reverberante em escala construída para avaliar a transmissão do ruído de impacto em pisos.	47
9	Modelo de ambiente em escala construído com estrutura leve para avaliar a transmissão do ruído de impacto em pisos.	48
10	Instrumentação para avaliar o índice K_{ij} em campo para estruturas em T.	49
11	Comparação de valores do índice K_{ij} por diferentes modelos para conexões em T.	50
12	Comparação do fator de perda medido com martelo e <i>shaker</i>	51
13	Determinação do índice K_{ij} em placas de concreto em cruz.	52
14	Modelo computacional combinando FEM e SEA para um sistema de piso acoplado a uma cavidade retangular.	53
15	Avaliação do índice K_{ij} para placas em cruz.	54
16	Diferença do índice K_{ij} entre análises com FEM e de acordo com norma EN 12354-2 (2001) [15].	55
17	Determinação do índice K_{ij} por meio de análise experimental e numérica por FEM para diferentes tipos de uniões em placas de concreto.	55
18	Regressão linear aplicada para determinação do índice K_{ij} para uniões em cruz de placas de concreto.	56
19	Modelo experimental de placas de concreto construído para validar modelo numérico em FEM.	57
20	Tipos de conexões entre laje e parede; a) Tipo L; b) Tipo T; c) Tipo X	57
21	Modelo em escala 1:10 de uma cavidade envolvida por estrutura de concreto para estimar o índice K_{ij}	58
22	Modelo híbrido FEM/SEA aplicado para análise vibroacústica em fuselagens de aeronaves.	59
23	Exemplo de avaliação do índice K_{ij} para conexões de estruturas assimétricas.	60

24	Comparação da aceleração em piso excitado por força de impacto por meio de métodos de análise diferentes.	61
25	Avaliação da variação do índice K_{ij} comparando-se modelos teórico e analítico da norma EN 12354-2 (2001)[15].	62
26	Erros possíveis na determinação do fator de acoplamento de estruturas de concreto utilizando TSEA.	63
27	Esquema utilizado nos experimentos em laboratório para validar a teoria de TSEA	64
28	Exemplo de medição em campo do Dv_{ij}	65
29	Curvas de decaimento para 6 bandas de frequência para um laje de concreto 14 cm, comparando o modelo de TSEA e medições em campo.	66
30	Diferença de nível de vibração por modelo de propagação de ondas e SEA para paredes duplas.	67
31	Projeto básico da bancada utilizada para os experimentos e como referência nas simulações.	70
32	Procedimentos de execução da bancada de testes.	72
33	Bancada de concreto finalizada.	72
34	Elemento sólido tridimensional.	76
35	Método da banda de meia potência.	85
36	Fator de perda interno sugerido por autores da área para o concreto.	86
37	Modelo de interação de força de impacto com piso.	89
38	Relação de força e velocidade com a rigidez de contato para a máquina de impacto.	90
39	Força de impacto estimada para máquina de impactos.	91
40	Valores de NPS estimados para diferentes tipos de forças de impacto aplicados sobre pisos de concreto	91
41	Elemento <i>sólid</i> 3D do software <i>Ansys</i>	93
42	Frequências naturais e formas modais da bancada sem ajuste das propriedades mecânicas.	94
43	Exemplo de aplicação da ODS.	96
44	Instrumentação e malha de pontos utilizadas na ODS, com marreta de 1 kg.	99
45	Curva soma das FRF com marreta de 1 kg.	100
46	Curva de coerência da medição em um ponto da laje com marreta de 1 kg.	100
47	Sinal no tempo da aceleração medida em um ponto da laje com marreta de 1 kg.	101
48	Posição da máquina de impactos na laje.	102
49	Curva soma das FRF com a máquina de impactos.	102
50	Curva de coerência da medição em um ponto da laje com máquina de impactos.	103
51	Sinal no tempo da aceleração medida em um ponto da laje com máquina de impactos.	104
52	Curva soma das FRF com impacto de pessoa pulando.	104

53	Curva de coerência da medição em um ponto da laje com impacto de pessoa pulando.	105
54	Sinal no tempo da aceleração medida em um ponto da laje com impacto de pessoa pulando. . .	105
55	Instrumentação utilizadas na ODS com a marreta de 4 kg.	106
56	Curva soma das FRF experimental com marreta de 4 kg.	106
57	Curva de coerência da medição em um ponto da laje com marreta de 4 kg.	107
58	Sinal no tempo da aceleração medida em um ponto da laje com marreta de 4 kg.	107
59	Curva soma das FRF experimental com marreta de 4 kg - Quatro primeiros modos.	108
60	Malha preliminar da bancada.	110
61	Malha definitiva implementada no modelo da bancada.	110
62	Convergência simplificada de malha utilizada no modelo numérico.	111
63	Fluxograma do método de correção das propriedades do concreto.	113
64	Ferramenta de ajuste das propriedades do concreto armado.	114
65	Exemplo de fluxo de energia em subsistemas acoplados.	119
66	Modelo idealizado de transmissão da energia de uma placa de piso excitada por uma força de impacto para uma cavidade inferior.	120
67	Relação da atenuação da potência sonora transmitida entre elementos acoplados com a diferença de espessura dos mesmos.	121
68	Caminhos de transmissão de energia em edificações proposto a partir de Gerretsen (1979)[1] .	123
69	Acelerômetro fixado no pilar da bancada para medição do índice K_{ij}	129
70	Manta de isolamento instalada acima dos pilares.	130
71	Paredes de alvenaria construídas abaixo da laje.	131
72	Força aplicada no modelo numérico para avaliação do índice K_{ij}	132
73	Simulação utilizada para estimativa do índice K_{ij}	133
74	Modelo analítico de índice K_{ij} sugerido pela norma EN 12354-1 (2000)[85] para quinas com base em Gerretsen (1979)[1]	135
75	Influência dos níveis de aceleração na superfície do piso abaixo da bancada comparada com medições em dois pontos da estrutura.	136
76	Comparação dos resultados estimados do índice K_{ij} entre laje e pilares por modelos diferentes.	137
77	Comparação de modelos do índice K_{ij} entre laje e pilar avaliando o espectro completo.	138
78	Níveis de aceleração médios medidos na laje e pilar durante os ensaios do índice K_{ij}	139
79	Níveis de aceleração médios simulados na laje e pilar durante as avaliações do índice K_{ij}	139
80	Avaliação experimental do índice K_{ij} para os quatro pilares.	140
81	Avaliação experimental do índice K_{ij} para o pilar número 2 com falhas construtivas.	141
82	Avaliação experimental do índice K_{ij} variando a direção de aplicação da força.	142

83	Avaliação experimental do índice K_{ij} observando a influência da manta de isolamento acima dos pilares.	143
84	Avaliação numérica do índice K_{ij} observando a variação da conexão laje e pilar.	144
85	Aceleração média na laje e pilar observando a influência do engastamento de forma numérica.	144
86	Avaliação analítica, experimental e numérica do índice K_{ij} com parede (nº 1) abaixo da laje.	145
87	Aceleração média na parede (nº 1) e laje medidas nos experimentos.	146
88	Avaliação experimental, numérica e analítica do índice K_{ij} com parede abaixo da laje.	146
89	Análise da variação do índice K_{ij} com alteração no E_x	152
90	Análise da variação da aceleração na laje com alteração no E_x	153
91	Análise da variação do índice K_{ij} com alteração no E_y	154
92	Análise da variação da aceleração na laje com alteração no E_y	154
93	Análise da variação do índice K_{ij} com alteração no E_z	155
94	Análise da variação da aceleração na laje com alteração no E_z	156
95	Análise da variação do índice K_{ij} com alteração no ρ	157
96	Análise da variação da aceleração na laje com alteração no ρ	157
97	Análise da variação do índice K_{ij} com alteração no η	158
98	Análise da variação da aceleração na laje com alteração no η	159
99	Representação das placas dos pisos e paredes utilizadas nas simulações.	163
100	Cavidade representando o ambiente entre as paredes e pisos.	164
101	Acoplamento gerado entre os elementos conectados (placas e cavidade).	164
102	Fator de acoplamento da laje com os demais elementos.	165
103	Força de impacto excitando a estrutura acoplada.	165
104	Máquina de impactos utilizada para avaliar a transmissão de energia vibratória no piso.	166
105	Esquema de medição do NPS e aceleração em campo.	167
106	Medição do tempo de reverberação no ambiente abaixo da laje excitada.	167
107	Tempo de reverberação medido no ambiente avaliado.	168
108	Densidade modal estimada para as placas do piso e parede.	169
109	Densidade modal estimada para a cavidade de ar.	169
110	NPS de impacto normalizado medido no experimento e estimados pelos modelos baseados no fluxo de energia (ref = 10^{-6} Pa).	170
111	Níveis de potência de entrada simulados na cavidade abaixo da laje excitada com impacto.	171
112	Acelerações médias nas placas acopladas, medidas em campo.	171
113	Acelerações médias nas placas acopladas simuladas.	172
114	NPS na cavidade com variação da densidade do concreto.	173

115	NPS na cavidade com variação do fator de perda do concreto.	173
116	NPS na cavidade com variação do tipo de parede.	174
117	Alteração na quantidade de cavidades conectadas.	175
118	NPS de ruído de impacto considerando mais cavidades acopladas ao ambiente fonte.	176
119	Artigo publicado no COBEM 2019.	195

Lista de Tabelas

1	Materiais utilizados na concepção da bancada.	71
2	Nomenclatura usual de curvas FRF.	79
3	Aplicação de cada modelo de estimativa da força de impacto.	88
4	Propriedades do concreto armado isotrópico e homogêneo.	94
5	Frequências naturais da bancada experimentais e numéricos sem ajuste das propriedades mecânicas na simulação.	108
6	Propriedades do concreto armado antes e depois do ajuste do modelo numérico.	114
7	Frequências naturais da bancada considerando experimento, simulação e modelos analíticos para placas finas.	115
8	5ª frequência natural da bancada considerando experimento, simulação ajustada e modelo analítico ortotrópico com (placa espessa) e sem (placa fina) correção devida aos efeitos do cisalhamento.	115
9	Propriedades mecânicas da manta de isolamento.	130
10	Propriedades físicas da parede de alvenaria de tijolos cerâmicos.	134
11	Propriedades mecânicas da alvenaria de tijolos cerâmicos sugeridas por outros autores.	134
12	Índice único do K_{ij} comparando os modelos numérico, experimental e analítico para a conexão laje e pilar.	138
13	Índice único do K_{ij} comparando a avaliação experimental para os quatro pilares abaixo da bancada.	140
14	Índice único do K_{ij} comparando a influência da direção de aplicação da força no pilar.	142
15	Índice único do K_{ij} comparando a influência da manta de isolamento acima dos pilares.	143
16	Índice único do K_{ij} avaliando por meio do modelo numérico a influência do tipo de conexão laje e pilar.	144
17	Índice único do K_{ij} calculado por meio do modelo numérico e experimental a influência da parede (nº 1) de tijolos cerâmicos abaixo da laje	145
18	Erro relativo percentual entre as frequências naturais da bancada com base na variação percentual do E_x	153
19	Erro relativo percentual entre as frequências naturais da bancada com base na variação percentual do E_y	155
20	Erro relativo percentual entre as frequências naturais da bancada com base na variação percentual do E_z	156
21	Erro relativo percentual entre as frequências naturais da bancada com base na variação percentual do ρ	158

22	Propiedades mecânicas dos materiais utilizadas nos modelos analíticos.	162
23	Propiedades dos diferentes tipos de paredes utilizados no modelo computacional.	174
24	Propiedades mecânicas dos concreto sugeridas por outros autores.	193

LISTA DE ABREVIATURAS E SIGLAS

FEM - Método de Elementos Finitos.

SEA - Análise Estatística de Energia.

NPS - Nível de pressão sonora.

LVA - Laboratório de Vibrações e Acústica.

ODS - *Operating Deflection Shape*.

UFSC - Universidade Federal de Santa Catarina.

GDL - Grau de liberdade.

MOF - *Modal Overlap Factory*.

PTV - Princípio dos Trabalhos Virtuais.

NOMENCLATURA OU LISTA DE SÍMBOLOS

$a_n, b_{ij,n}$ - coeficientes polinomiais.

$A(\omega), B_{ij}$ - denominador e numerador comum da razão da FRF.

$\{b\}$ - vetor de forças de volume.

c - centímetro.

c_o - velocidade do som.

c_B - velocidade de ondas de flexão.

c_{Bc} - velocidade corrigida de ondas de flexão.

c_l - velocidade de ondas longitudinais.

c_T - velocidade de ondas transversais.

C_c - amortecimento local relativo.

C_i - amortecimento no piso.

$\{d\}$ - vetor de deslocamentos nos nós.

$[D]$ - matriz constitutiva do material.

D_c - efeito do amortecimento local.

dB - deciBel.

Dv_{ij} - diferença padronizada de nível de aceleração.

E - módulo de Elasticidade.

E_{ij} - erro ponderado.

F - amplitude das forças aplicadas.

F_{rms} - força média da máquina de impactos.

f - frequência.

$\{f\}$ - vetor de forças.

f_B - frequência limite para ondas de flexão pura.

$f_{p,q}$ - frequências dos modos de vibrar.

f_n - frequência central da banda.

$F_{0,w}$ - força aplicada pela fonte de impacto.

G - módulo de cisalhamento.

g - grama.

H - Hertz.

$H_{ij}(\omega)$ - FRF medida experimentalmente.

h - espessura da placa.

$[K]$ - matriz de rigidez.

K_c - rigidez local relativa.

K_i - rigidez do piso.

k - constante de variação das tensões de cisalhamento e de deformações por meio da espessura.

kg - quilograma.

kg/m^3 - quilograma por metro cúbico.

K_{ij} - índice de redução de vibração.

$[L]$ - operador de derivadas parciais.

L_x, L_y - dimensões da placa.

$L_{F,max}$ - nível de pressão sonora máximo.

L_n - nível de ruído de impacto normalizado.

L_{nTw} - nível de ruído de impacto ponderado.

m - metro.

mm - milímetro

m^2 - metro quadrado.

m^3 - metro cúbico.

M - massa.

m/s - metro por segundo.

m/s^2 - metros por segundo ao quadrado.

M_0 - massa dos martelos da máquina.

M_i - massa do piso.

MN/m^3 - Meganewton por metro cúbico.

N - Newton.

N - ordem dos polinômios.

$[N]$ - matriz de polinômios interpoladores (funções de forma e interpolação).

Pa - Pascal.

p_{xy} - componente de forças na superfície.

p, q - modos da placa.

s - segundos.

S - área da superfície do elemento.

$\{T\}$ - vetor de forças que atuam no material.

$\{u\}$ - deslocamento em qualquer ponto do elemento.

U - energia de tensão armazenada no elemento.

V - velocidade medida no componente excitado.

V - volume do elemento tridimensional.

$v_{0,n}$ - velocidade de queda dos martelos.

$v_{L,n}$ - velocidade local relativa ao contato do martelo da máquina com a superfície do piso.

$v_{G,n}$ - velocidade global no piso.

X - amplitudes das respostas.

W_{in} - potência injetada.

W_{dis} - potência dissipada.

w_M - deflexão na superfície média da placa.

YG - admitância global.

YL - admitância local.

σ - tensão normal.

ε - deformação devida ao esforço normal.

τ - tensão cisalhante.

γ - deformação devida ao esforço cisalhante.

∂ - operador diferencial.

θ_y e θ_x - rotações em torno dos eixos y e x .

ν - coeficiente de Poisson.

κ^2 - fator de correção devido ao cisalhamento para propagação de ondas em placas espessas.

ψ_x e ψ_y - rotação em torno dos eixos x e y .

ϖ - Momento de Marcus.

η - fator de perda interno.

ρ - densidade.

ω - frequência angular.

ω_1, ω_2 - frequências limites que representam um decaimento de 3 dB.

ω_r - frequência central.

ω_{pN} - frequências naturais numéricas.

ω_{pE} - frequências naturais experimentais.

$\Delta\omega$ - espaçamento espectral.

β - coeficiente de correlação modal.

SUMÁRIO

1	INTRODUÇÃO	36
1.1	Objetivos	39
1.1.1	Objetivo geral	39
1.1.2	Objetivos específicos	39
1.2	Organização do Trabalho	40
2	REVISÃO BIBLIOGRÁFICA	41
2.1	Experimentos de avaliação da transmissão do ruído de impacto em pisos	41
2.2	Análise vibroacústica de pisos com modelos FEM/SEA e comparação com ex- perimentos e/ou modelos analíticos	51
2.2.1	Estudos com embasamento em FEM	52
2.2.2	Análise com enfoque em SEA	58
3	CONSTRUÇÃO DA BANCADA E AJUSTE DO MODELO NUMÉRICO	69
3.1	Concepção da ideia da bancada e construção do modelo em escala	69
3.1.1	Escolha dos materiais	70
3.1.2	Execução da bancada e transporte para o laboratório	71
3.2	Análise Numérica prévia da bancada com modelo FEM	73
3.2.1	Conceitos básicos de FEM	73
3.2.2	Elemento sólido 3D	75
3.2.3	Análise modal em placas de pisos	77
3.2.4	Estimativa do amortecimento	83
3.2.5	Propriedades mecânicas do concreto.	86
3.2.6	Modelos de força de impacto	88
3.2.7	Elaboração do modelo numérico.	92
3.3	Análise modal experimental	95
3.3.1	Introdução ao conceito de ODS	95
3.3.2	Instrumentação utilizada nas medições	97
3.3.3	Métodos de correlação de resultados	98
3.3.4	Experimentos por meio de ODS.	98
3.4	Ajuste do modelo numérico em FEM	108
3.4.1	Ajuste de malha	109
3.4.2	Correção nas propriedades do concreto	111

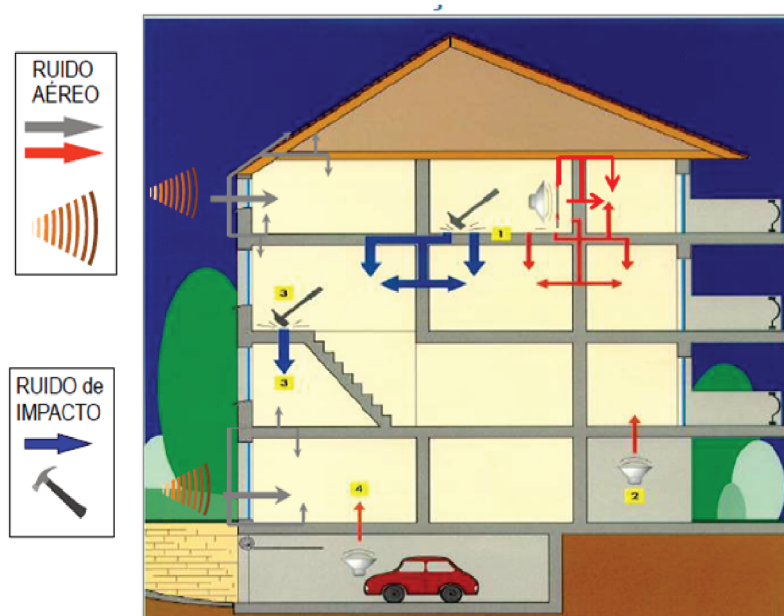
4	ANÁLISE DO ÍNDICE DE TRANSMISSÃO DE VIBRAÇÃO	117
4.1	Modelos com base no fluxo de energia para avaliar a transmissão de energia indireta do ruído de impacto em pisos	117
4.2	Transmissão do ruído de impacto	119
4.3	Modelo analítico para avaliação da transmissão de ruído de impacto em edificações	122
4.4	Análise experimental	128
4.5	Análise numérica	131
4.5.1	Variação nas configurações do modelo simulado da bancada	133
4.6	Modelo analítico implementado	134
4.7	Resultados	136
5	ANÁLISE DA VARIAÇÃO DOS PARÂMETROS DA BANCADA	149
5.1	Algoritmo NSGA II	149
5.2	Análise da variação dos parâmetros	151
5.3	Resultados	152
6	ANÁLISE DO RUÍDO DE IMPACTO EM UMA EDIFICAÇÃO POR SEA	160
6.1	Modelos analíticos	160
6.2	Modelo computacional	163
6.3	Análise experimental em campo	165
6.4	Resultados	168
6.4.1	Alterações no modelo computacional	172
7	CONCLUSÕES	177
7.1	Sugestões e perspectivas para trabalhos futuros	179
	REFERÊNCIAS	180
8	APÊNDICES	193
8.1	APÊNDICE - A	193
8.2	APÊNDICE - B	194
8.3	APÊNDICE - C	195

CAPÍTULO I

1 INTRODUÇÃO

O ruído sempre foi um elemento causador de incômodos e problemas para os usuários de edifícios. Em casos de apartamentos, quem nunca se incomodou com alguém caminhando no andar superior? Enfim, pode-se citar um infinito número de situações em que um adequado projeto acústico para a edificação resolveria estes transtornos. Com relação às formas de propagação do som em uma edificação, pode-se citar a propagação via aérea entre pisos e paredes, via fachada da residência, pela vibração dos equipamentos hidrossanitários, e a principal destas, sendo o enfoque do estudo nesta pesquisa, que é a propagação via ruído de impacto em pisos, como observado na [Figura 1](#).

Figura 1: Formas de transmissão do ruído em edificações.

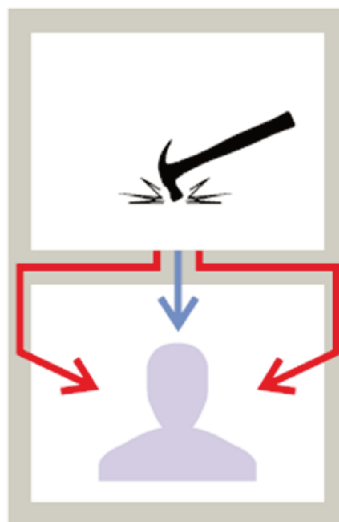


Fonte: Adaptado pelo autor (2019).

A transmissão do ruído de impacto entre pisos basicamente é dividida em duas partes, sendo elas a transmissão direta devida à radiação sonora da placa do piso e a transmissão indireta pelos flancos (paredes, vigas e pilares). Esta última depende principalmente da conexão entre o elemento excitado pela força de impacto e a estrutura adjacente (ver [Figura 2](#)), como explicado mais detalhadamente no Capítulo 4 na medição do índice K_{ij} , que é um dos parâmetros que interfere diretamente neste fenômeno como exemplificado no modelo de [Gerretsen](#)

(1979)[1]. O grande ponto de análise neste tipo de abordagem é a dificuldade em estimar de forma isolada o comportamento vibroacústico individual de estruturas complexas como as utilizadas na construção civil (lajes de concreto armado), e extrapolar isto para um modelo global de uma edificação real.

Figura 2: Caminhos de transmissão do ruído de impacto em pisos.



Fonte: Adaptado pelo autor (2019) .

Este tipo de fenômeno vem entrando cada vez mais em foco de discussão devido principalmente às mudanças na forma como as edificações são construídas, em que estruturas pesadas com grandes espessuras (lajes de concreto e paredes de alvenaria) passaram a ser substituídas por elementos leves que ocupam menos espaço e, por consequência, tem propriedades mecânicas diferentes, como por exemplo lajes nervuradas que podem ter maior rigidez, entretanto têm massa e amortecimento menor.

Levando em conta que as estruturas em um edifício estão todas acopladas, estes novos elementos têm uma eficiência de transmissão estrutural de energia diferente, apresentando em geral menor amortecimento estrutural, quando comparados com os tipos de estruturas já estudados, cujos modelos ainda não são em sua maioria validados. Entretanto, para poder entender o comportamento vibroacústico destes elementos e poder avaliar estas novas formas construtivas é necessário estudar e avaliar primeiramente as estruturas convencionais que já são utilizadas e consolidadas no mercado.

A maioria das pesquisas (artigos, dissertações e teses) que estão sendo publicadas no últimos 30 anos no Brasil, em relação à avaliação do ruído de impacto em pisos de edificações, partem no sentido de avaliar apenas o desempenho destas, como forma de comparar ao valor estabelecido por uma normativa, como por exemplo a [NBR15575 \(2013\)](#)[2] que é válida, po-

rém insuficiente, por meio de um dado ponderado, sendo o caso do nível ponderado de ruído de impacto (L_{nTw}), como observado nos trabalhos de Ferraz (2008)[3], Nunes (2010)[4], Cornachia (2009)[5], Santos (2014)[6], Nunes (2014)[7], e outros, com exceção do trabalho de Paixão (2002)[8] que caracterizou o isolamento acústico de uma parede de alvenaria utilizando a metodologia da Análise Estatística de Energia (SEA). Portanto, este parâmetro (L_{nTw}) ou outro com caráter global, pode não representar corretamente o problema estrutural que está ocorrendo ao longo da frequência, além de não servir como ferramenta de auxílio para uma solução de projeto com maior embasamento.

As normativas internacionais (ISO 16283-2 (2015)[9]) também propõem uma série de procedimentos para avaliar os níveis de transmissão de ruído de impacto em pisos de edificações, de forma a classificar estes de acordo com o seu desempenho. Porém, o enfoque vem mudando com o objetivo de avaliar o comportamento vibroacústico de cada componente (laje, vigas, pilares e paredes) neste problema, incluindo agora medições de vibração nos elementos.

Atualmente, os mecanismos de transmissão de energia vibroacústica vêm sendo estudada ao redor do mundo por diversos autores, podendo citar Pereira *et al* (2014) [10], Neves e Gibbs (2014)[11], Kim (2009)[12], Godinho *et al* (2010)[13], Hopkins (2014)[32], dentre outros. Estes trabalhos serão abordados no Capítulo 2, em que são apresentadas novas situações de estudo, como por exemplo avaliar a vibração em pisos e paredes que são excitados por uma fonte de impacto, ou por exemplo a influência do acoplamento de estruturas utilizadas em edificações.

Além do que foi citado anteriormente, existem diversas maneiras de predizer durante a fase de projeto os níveis de ruído de impacto em edificações, seja de forma analítica baseando-se em modelos consolidados internacionalmente, como por exemplo o de Gerretsen (1979)[1] que originou o da norma EN 12354-2 (2001)[15] para isolamento ao ruído estrutural, ou então de forma numérica e computacional, por meio de modelos de método de elementos finitos (FEM), ou dependendo da situação, por uma combinação destes dois, criando-se assim a necessidade de um estudo nesta área que venha a abordar este problema.

Desta forma, fica clara a necessidade de uma pesquisa no Brasil na qual venham a ser diagnosticados os principais mecanismos de transmissão vibroacústica em pisos de edificações, como forma de buscar soluções possíveis para este tipo de situação unindo a teoria e a prática, apresentando novas contribuições que venham a complementar o que vem sendo abordado nos estudos internacionais.

Ciente da problemática exposta da necessidade de compreender os mecanismos de transmissão da energia vibroacústica em pisos, parte-se da hipótese que as propriedades mecâ-

nicas do concreto armado, interferem na transmissão de energia entre estruturas acopladas.

1.1 Objetivos

1.1.1 Objetivo geral

O objetivo do trabalho foi analisar a influência das principais propriedades mecânicas (módulo de elasticidade e cisalhamento, coeficiente de *Poisson* e fator de perda interno) e densidade na transmissão vibroacústica em estruturas civis convencionais (lajes de concreto maciças) por meio de uma abordagem numérica, analítica e experimental.

1.1.2 Objetivos específicos

Os objetivos específicos deste trabalho estão listados a seguir:

- determinar o comportamento modal (formas modais e frequências naturais) da bancada em escala reduzida por meio da técnica da análise modal experimental com aplicação da metodologia da ODS, combinando com modelo numérico em FEM, ajustando as propriedades dos materiais da estrutura com auxílio de algoritmo genético;
 - estimar por meio de modelo computacional em FEM os valores de índice K_{ij} para estrutura da bancada com a laje simplesmente apoiada sobre os pilares, validando por meio de ensaios com a bancada experimental;
 - avaliar por meio do modelo em FEM a variação do índice K_{ij} para diferentes formas de combinação de conexões entre laje e pilares (apoiado e engastado) utilizando o modelo da bancada em escala como referência. Complementando, foi avaliado o índice K_{ij} para estruturas (laje e parede) de forma numérica e experimental utilizando modelo da bancada adaptado;
 - estimar por meio de algoritmo genético a influência da variação dos parâmetros estruturais (módulo de elasticidade e fator de perda interno) e densidade na determinação do índice K_{ij} utilizando como referência o modelo médio da bancada em escala com a laje simplesmente apoiada sobre os pilares;
 - determinar a influência da variação dos parâmetros estruturais (fator de perda interno e fator de acoplamento) e densidade na geração do ruído de impacto de um piso sobre uma cavidade retangular, avaliando o problema de forma global pelos caminhos de propagação de energia por meio de modelos analíticos e computacionais com base em SEA, validando estes por medições de campo em uma edificação finalizada construída com laje de concreto e paredes de alvenaria.
-

1.2 Organização do Trabalho

Esta proposta de pesquisa de doutorado foi elaborada em sete capítulos, descritos a seguir:

Neste Capítulo 1 foi apresentada uma introdução ao tema com o seu estado da arte, bem como a motivação para a realização da pesquisa, ressaltando a importância do trabalho dentro do contexto atual dos estudos que abordaram a transmissão vibroacústica em pisos de edificações, detalhando assim os objetivos e estrutura do documento.

No Capítulo 2 é realizada a revisão bibliográfica dos trabalhos que serviram como base para a elaboração desta pesquisa, seja na área de modelos numéricos em FEM/SEA aplicados ao controle de ruído de impacto em pisos, como também por modelos analíticos para prever este tipo de situação, além de abordar alguns estudos que tiveram medições experimentais em campo e laboratório.

No Capítulo 3 aborda-se a etapa de concepção e construção da bancada experimental de concreto, desde a escolha dos materiais utilizados até os procedimentos de execução da mesma. Em seguida, é detalhado o modelo numérico em FEM com os conceitos envolvidos no mesmo, bem como a metodologia de ajuste das propriedades estruturais que tiveram como base a análise modal experimental realizada com diferentes tipos de fontes de impacto.

No Capítulo 4 é realizada a etapa de análise experimental do índice K_{ij} para conexão de laje e pilares. Esta avaliação foi comparada com análise numérica envolvendo as mesmas condições de contorno com modelo FEM. Prosseguindo, foi estimada a influência de alterar as propriedades do concreto e *layout* da estrutura neste tipo de problema. Por fim, são apresentados os resultados com a inserção de uma parede de tijolos abaixo da laje.

No Capítulo 5 é apresentada uma análise estatística com base em simulações fundamentadas em algoritmo genético para estimar a influência da variabilidade dos parâmetros estruturais (módulo de elasticidade e fator de perda) e densidade do concreto na estimativa do índice K_{ij} , complementando as análises apresentadas no Capítulo 4.

No Capítulo 6 detalha-se a análise para estimar o NPS e principais caminhos de transmissão de energia para um ambiente de edificação com dimensões reais utilizando um modelo com base em SEA, comparando o mesmo com resultados obtidos em medições em campo em uma edificação residencial e com modelo analítico de referência.

Por fim no Capítulo 7 são apresentadas as conclusões da pesquisa e sugestões para trabalhos futuros.

CAPÍTULO II

2 REVISÃO BIBLIOGRÁFICA

Neste capítulo apresentam-se os trabalhos revisados que serviram como referência para analisar a influência dos principais parâmetros (tipo de conexão e propriedades mecânicas) que interferem na variação da transmissão indireta do ruído de impacto em pisos de edificações por abordagens numéricas, analíticas e experimentais.

A revisão bibliográfica contemplou dois grandes grupos de trabalhos, sendo o primeiro aquele em que se realizaram análises experimentais em campo e laboratório da transmissão vibroacústica em estruturais civis (pisos de concreto), com o intuito de compreender e escolher as possíveis formas de conexões estruturais a serem estudadas, além das metodologias de ensaio aplicadas, incluindo ainda o posicionamento de fontes de excitação e transdutores de medição, bem como a faixa de frequência analisada, determinada de acordo com o interesse destas pesquisas.

O outro grupo de trabalhos revisados apresentou as pesquisas que utilizaram análises numéricas e computacionais para determinar a transmissão vibroacústica em pisos de edificações, semelhante à que se apresenta nesta tese, sendo subdivididos os trabalhos em dois subgrupos, um direcionado para os modelos com base em FEM que tiveram foco na análise numérica do índice K_{ij} , e o outro voltado para modelos em SEA que foi a abordagem utilizada para determinar o NPS em um cavidade excitada por ruído de impacto no piso acima. Portanto, para poder determinar a melhor metodologia de investigação deste problema, foram revisados os principais trabalhos da área apresentados a seguir.

2.1 Experimentos de avaliação da transmissão do ruído de impacto em pisos

As metodologias utilizadas para avaliar a redução do nível de ruído de impacto em pisos de acordo com as normativas existentes para ensaios em laboratório são de custo bastante elevado, além do fato de existir uma dificuldade de se encontrar instituições ao redor do mundo que tenham câmaras reverberantes ou anecoicas disponíveis para este tipo de estudo. Visto isso, [Pereira et al. \(2014\)](#)[10] realizaram experimentos em diversos tipos de revestimentos de pisos,

contendo materiais resilientes e estruturas flutuantes, porém utilizando uma amostra de laje feita com concreto em escala 1:5 das dimensões no plano, como mostrado na [Figura 3](#), seguindo os procedimentos de ensaio da [ISO 16251-1 \(2014\)](#)[16].

Os autores na pesquisa referida avaliaram algumas variáveis que poderiam interferir na validade de se utilizar uma bancada experimental, ao invés de câmaras reverberantes para ensaios do ruído de impacto, como por exemplo a posição em que a máquina de impacto deve ser colocada no piso, a melhor forma de se posicionar o acelerômetro utilizado para medir a vibração gerada pela fonte de impacto na superfície da laje e a orientação que o acelerômetro deve se fixado, como pode ser visto na [Figura 3](#), além das limitações do modelo em escala que tem uma espessura maior (20 cm) que os modelos em escala real (10 a 15 cm).

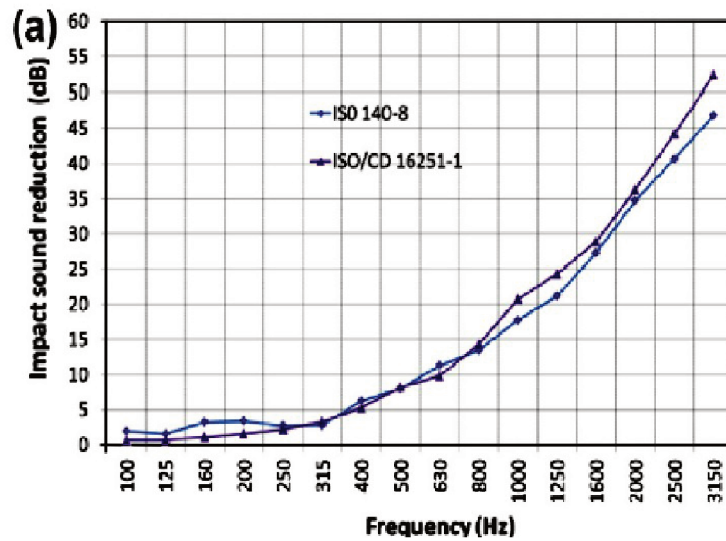
Figura 3: Bancada experimental de referência utilizada por [Pereira et al.\(2014\)](#)[10] para avaliar o isolamento ao ruído de impacto.



Fonte: [Pereira et al.\(2014\)](#)[10] .

Neste trabalho, [Pereira et al.\(2014\)](#)[10] avaliaram diferentes combinações de sistemas de revestimentos e pisos flutuantes por meio dos procedimentos propostos pelas normativas citadas, comparando os resultados com a metodologia descrita na [ISO 140-8 \(1997\)](#)[17], que precisa de um aparato maior de equipamentos e locais de teste adequados (câmaras). Foram comparados os resultados do índice de redução sonora de impacto normalizado, obtidos pelos métodos das normas [ISO 140-8 \(1997\)](#) [17] e [ISO 16251-1 \(2014\)](#) [16] que, devido às considerações feitas para a construção da bancada, apresentaram um erro médio de 3 dB nas baixas frequências (12,5 a 400 Hz), como pode ser visto na [Figura 4](#). Admite-se então que os experimentos com o modelo em escala proposto tem validade devido à proximidade dos resultados pelas duas metodologias na faixa de frequência citada.

Figura 4: Comparação de índice de redução sonora de impacto normalizado por meio de dois métodos experimentais distintos.

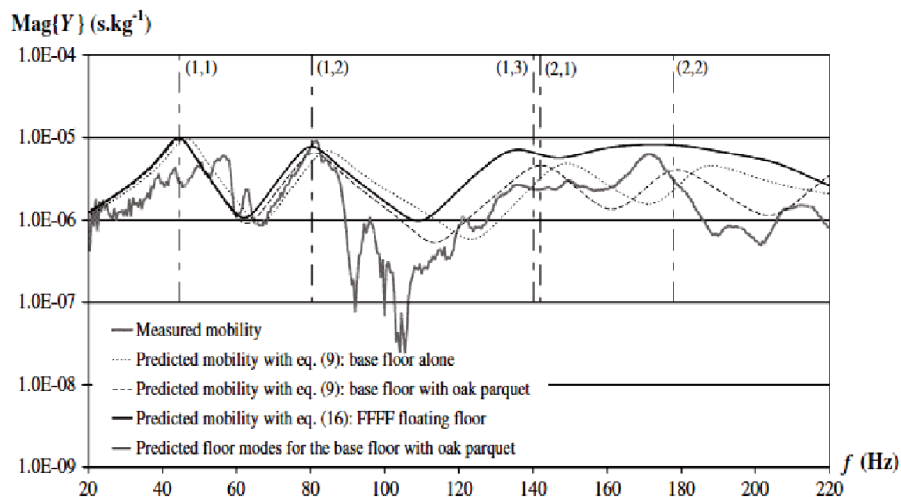


Fonte: Pereira *et al.* (2014)[10].

Seguindo esta linha de abordagem, Neves e Gibbs (2014)[11] realizaram medições experimentais para avaliar a transmissão do ruído de impacto em pisos, focando principalmente nas baixas frequências (20 a 200 Hz). O intuito da pesquisa foi avaliar os principais parâmetros de pisos flutuantes combinados com laje de concreto que interferiram na transmissão da vibração estrutural, tais como os tipos de materiais, condições de contorno da placa do piso (forma de conexão), dimensões das placas e posição do transdutor de vibração.

Na Figura 5 pode-se verificar os resultados de mobilidade comparando as medições em campo e laboratório, com a predição de um modelo computacional com base em FEM. Devido à proximidade entre os resultados (coeficiente de correlação maior que 80% entre as curvas) foi possível concluir que o modelo utilizado para prever a mobilidade em placas foi validado experimentalmente. Desta forma, pode-se afirmar que existem metodologias possíveis de comparar modelos numéricos e experimentais para estruturas civis, sendo necessário o ajuste refinado do modelo numérico para o mais próximo possível da situação real, devendo ser levada em consideração as propriedades mecânicas dos materiais (módulo de elasticidade e coeficiente de *Poisson*), densidade e condições de contorno do problema (rigidez da conexão).

Figura 5: Valores previstos e medidos de mobilidade pontual em uma placa de concreto com piso flutuante.

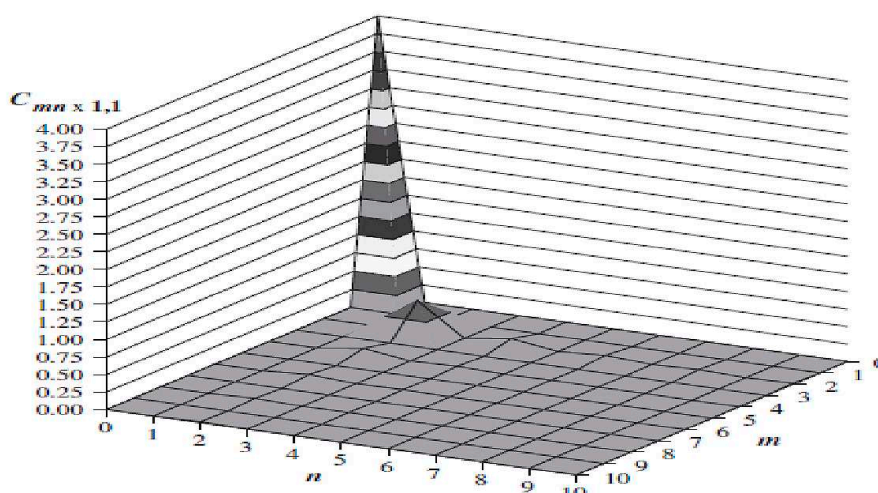


Fonte: Neves e Gibbs (2014)[11].

Continuando esta linha de abordagem para determinar a transmissão do ruído via estrutural, Neves e Gibbs (2014)[11] buscaram avaliar os parâmetros (espessura, rigidez e amortecimento) que influenciam na transmissão do ruído entre moradias de edificações. Por meio de medições em campo, foi possível observar que um dos principais fatores que interferiu no fenômeno da transmissão de vibração e geração de ruído em pisos em baixas frequências (20 - 200 Hz) foi a espessura da laje que separa os ambientes, além da rigidez do material utilizado na construção da placa do piso.

Também constatou-se que a posição dos transdutores (pressão e aceleração) teve grande relevância no resultado que está se estimando da aceleração e pressão sonora, principalmente na região de baixas frequências, onde estes tipos de elementos estudados (laje, paredes e ambiente) tiveram comportamento modal, como pode se visto na Figura 6, em que apresenta-se um modo acústico (40 Hz) do ambiente com dimensões 2,70 m x 2,80 m x 4,65 m. Observou-se portanto, que nas regiões próximas da ressonância a transmissão de energia entre elementos acoplados foi maior.

Figura 6: Ilustração de um dos modos acústicos de um ambiente excitado por impacto no piso superior.



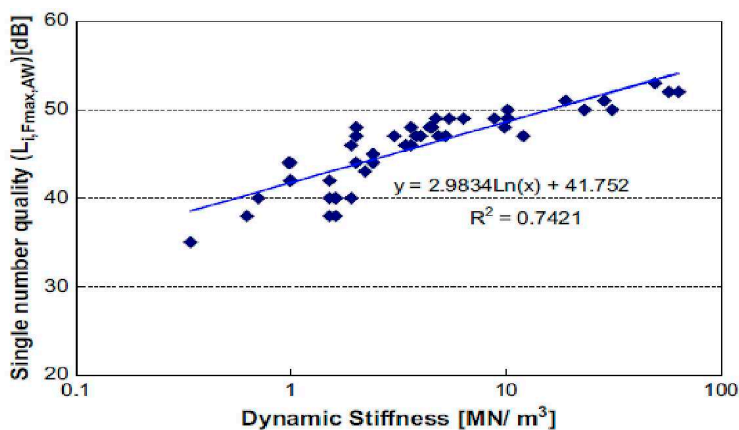
Fonte: Neves e Gibbs (2014)[11].

Prosseguindo, uma das metodologias mais utilizadas para contribuir com a redução dos níveis de ruído gerado pelo impacto em pisos de moradias é o uso de materiais resilientes nas camadas de acabamento acima do piso, em que a principal propriedade que interfere neste tipo de situação é a rigidez dinâmica destes materiais, sendo que conforme Kim (2009)[12], o uso de materiais com baixa rigidez dinâmica ($< 8 \text{ MN/m}^3$) é muito útil para pisos de concreto e sistemas leves (pisos de madeira ou flutuantes ¹) pelo fato de aumentar o índice de redução sonora de impacto, sem aumentar o peso da estrutura.

No seu trabalho, os autores buscaram avaliar a influência da rigidez dinâmica de cinquenta e um tipos de pisos, na transmissão do ruído de impacto em sistemas pesados (lajes de concreto). Os ensaios foram realizados em um ambiente reverberante, onde foi medida a diferença padronizada do nível de pressão sonora de impacto (Dv_{ij}) dos diversos tipos de pisos contendo combinações de materiais resilientes (polyester e EPS). A partir das diversas medições, os autores chegaram a conclusão que a rigidez dinâmica tem importância na redução do ruído de impacto, principalmente próximo à região de ressonância, podendo obter assim um modelo de correlação entre estas duas grandezas, como mostrado na Figura 7, onde é exposto um modelo de comparação entre diversos valores de rigidez dinâmica com o níveis de pressão sonora de impacto máximo ($L_{F,max}$) obtidos nos ensaios. Ao final, foi concluído que no caso de estruturas pesadas (concreto) devem ser feitas abordagens no intuito de avaliar a influência da rigidez dos materiais na transmissão vibroacústica, podendo tomar como base o NPS ou a vibração gerada nos elementos, como é o caso desta tese.

¹Tipos de pisos que não necessitam de cola ou argamassa para serem instalados. A colocação é feita apenas por um sistema de encaixe deixando o piso solto, ou melhor dizendo, flutuando sobre o contrapiso ou piso anterior.

Figura 7: Correlação entre nível máximo de pressão sonora de impacto e rigidez dinâmica de materiais resilientes.



Fonte: Kim (2009)[12].

Godinho *et al.*(2010)[13] em sua pesquisa avaliaram o uso de uma câmara reverberante, em escala reduzida, construída para determinar a transmissão de ruído gerado por impacto em pisos de concreto e sistemas flutuantes (ver Figura 8). Este tipo de metodologia é de grande validade, devido principalmente à economia com materiais que seriam necessários para a construção destas estruturas em tamanho real. As principais dúvidas neste tipo de análise estão no foco da avaliação dos principais erros em relação à transmissão pelos flancos que ocorrem, devido à energia despendida para os demais elementos ao entorno da câmara.

Para reduzir os possíveis erros existentes nas medições com a bancada foram necessários cuidados nas conexões entre os elementos estruturais, principalmente com o piso que serviu como referência para as análises, devendo-se utilizar materiais resilientes para diminuir o nível de influência das vibrações (20 dB) que possam ocorrer nos ambientes próximos, como foi o caso da pesquisa onde posicionou-se um aglomerado de borracha que foi utilizado para diminuir a vibração transmitida pelo piso para a estrutura analisada. Portanto, acaba sendo importante tomar cuidados nas análises dos resultados com estruturas simplificadas em escala (quantidade de medições e tratamento estatístico adequado), levando em conta o ambiente adjacente, já que conexões com outros elementos têm influência nos resultados.

Figura 8: Câmara reverberante em escala construída para avaliar a transmissão do ruído de impacto em pisos.



Fonte: [Godinho et al.\(2010\)](#)[13] .

[De Geetere et al.\(2013\)](#)[18] convergem nesta linha de estudos, onde em ensaios de laboratório com estruturas leves (vigas de madeira combinadas com placas de gesso acartonado, preenchidas com lã mineral) comprovaram que o material e o tipo de conexão têm interferência direta na transmissão de energia vibratória em estruturas civis; o modelo utilizado pode ser observado na [Figura 9](#). Os autores vão além deste ponto, ao afirmarem que o modelo proposto pela [EN 12354-2\(2001\)](#)[15] apresenta dados do índice K_{ij} abaixo dos medidos em laboratório, chegando ao valor médio dos 30 dB de diferença em relação ao modelo proposto pela norma internacional citada, na região das baixas frequências (0 a 500 Hz), mostrando assim a necessidade de avançar ainda mais nesta linha de pesquisa, devido à diversidade de tipologias² construtivas existentes no mundo.

Os autores observaram uma diferença de Dv_{ij} média de 15 dB nas baixas frequências, quando muda-se a direção de análise da transmissão de energia entre estruturas em T. Supõe-se então uma dificuldade de abordagem maior para estruturas mais complexas, como é o caso do concreto armado. Além disso, os mesmos apontam a necessidade de avaliar a direção de propagação das ondas de flexão e longitudinais em estruturais civis, devido à heterogeneidade destas, além da ortotropia dos materiais (concreto armado em especial). Os resultados obtidos têm embasamento quando comparados com os estudos de [Johansson \(1995\)](#)[19], que realizou uma abordagem semelhante com materiais leves (madeira), porém com base na [ISO 140-8 \(1997\)](#)[17], encontrando diferenças médias de 4 dB nas baixas (20 a 1.000 Hz) e 15 dB nas altas frequências (1.000 a 2.000 Hz) quando comparados valores de desempenho em relação ao

²Estudo científico de tipos e signos que constituem uma linguagem arquitetônica.

controle do ruído de impacto com as normativas internacionais existentes.

Figura 9: Modelo de ambiente em escala construído com estrutura leve para avaliar a transmissão do ruído de impacto em pisos.



Fonte: De Geetere *et al.*(2013)[18].

Com enfoque na transmissão pelos flancos, Crispin *et al.*(2006)[20] em sua pesquisa buscaram avaliar de forma experimental em campo e analítica a determinação do índice K_{ij} em pisos de concreto e paredes de alvenaria. O modelo de experimento seguiu os procedimentos descritos na norma ISO 10848-1 (2017)[40] que estabelece os critérios em laboratório para estimar o índice K_{ij} em estruturas de placas ou vigas acopladas. O principal foco das observações de sua pesquisa foi avaliar a influência de parâmetros como o *Model Overlap Factor* (MOF), o número de modos por banda e outros demais (módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson e módulo de cisalhamento) na determinação do índice K_{ij} .

Na análise experimental testaram vários tipos de uniões (T e L) seguindo o modelo de experimento mostrado na Figura 10. Como pode-se observar, foram utilizados acelerômetros para medir a vibração nas paredes e piso, utilizando como fonte e excitação um martelo de impacto para resposta transiente e também um *shaker* para resposta estacionária.

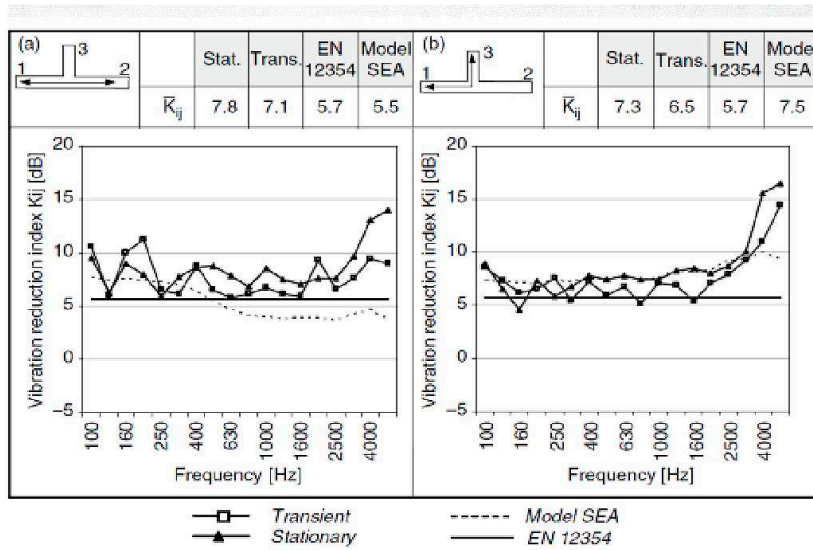
Figura 10: Instrumentação para avaliar o índice K_{ij} em campo para estruturas em T.



[Crispin et al.\(2006\)\[20\]](#).

Os gráficos obtidos trazem uma comparação entre os resultados dos experimentos e dos modelos analíticos baseados na teoria de SEA, como também daqueles obtidos por meio da norma [EN 12354-2 \(2001\)\[15\]](#), conforme a [Figura 11](#). Verificou-se que a diferença média entre os valores obtidos em campo e os previstos no modelo foi de aproximadamente 6 dB em toda a faixa de frequência, o que valida este estudo neste tipo de união em T. Também foram testadas outras formas de união entre as estruturas como em L ou em X, sendo observadas diferenças médias de 5 dB em toda a faixa de frequência. Entretanto, pode-se concluir que os principais defeitos e limitações neste tipo de análise estão na faixa em que o número de modos por banda é menor do que 5 e o MOF é menor do que 1, principalmente nas baixas frequências (até 500 Hz). Além disso, comprovaram que a transmissão de energia vibroacústica indireta não tem comportamento constante ao longo da frequência.

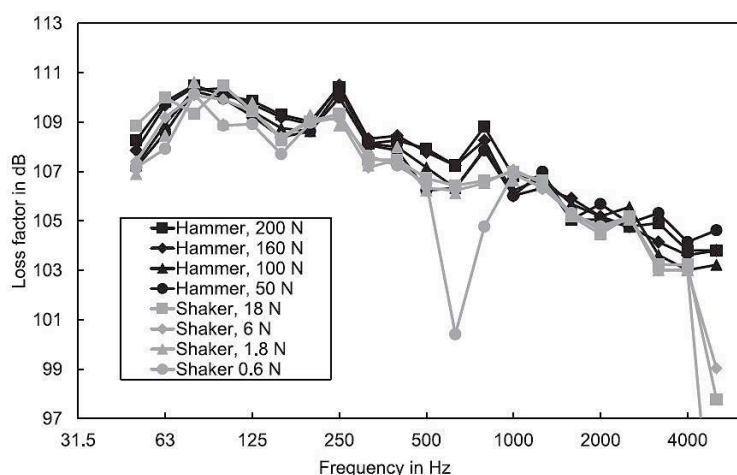
Figura 11: Comparação de valores do índice K_{ij} por diferentes modelos para conexões em T.



Fonte: [Crispin et al. \(2006\)](#)[20].

Além da transmissão pelos flancos que está relacionada ao acoplamento das estruturas e ao índice K_{ij} , outro parâmetro importante neste tipo de abordagem é o fator de perda interno que tem relação com o amortecimento estrutural do material. [Bietz et al.\(2018\)](#)[21] perceberam que, dependendo do material e da fonte de excitação, podem surgir efeitos que não são explicáveis pelos métodos de análise do fator de perda existentes. Este fato pode ser observado na [Figura 12](#), que apresenta resultados de medições em laboratório com paredes de tijolo cerâmico, podendo este fenômeno ser extrapolado para uma análise global da transmissão de ruído de impacto.

Observou-se uma não-linearidade apontada pelos autores na frequência de 500 Hz. As principais conclusões foram que a utilização de fontes estacionárias, como no caso dos *shakers*, gera erros em torno de 10 dB, e que, dependendo da força implementada no sistema, observou-se que estas diferenças estão concentradas próximo das regiões modais, sugerindo-se então que fontes transientes são mais confiáveis para este tipo de situação.

Figura 12: Comparação do fator de perda medido com martelo e *shaker*.

Fonte: [Bietz et al. \(2018\)](#)[21].

A maioria das medições em campo do nível de ruído de impacto em edificações deve levar em consideração os possíveis erros existentes com relação à forma construtiva e como são executados os serviços, principalmente na região de baixas frequências (63 a 1.000 Hz). [Okano e Koyanagi \(2014\)](#)[22] avaliaram nove edifícios construídos com lajes de concreto combinados com revestimentos de materiais resilientes e pisos flutuantes com o objetivo de diagnosticar os possíveis erros nestes tipos de ensaios.

Feito isso, por meio de experimentos e simulações com base em FEM, foram analisados os parâmetros que mais influenciam neste fenômeno, concluindo que a impedância dos elementos estruturais (pisos e paredes), a impedância acústica do ambiente, as dimensões dos elementos, e as propriedades dos materiais utilizados nos edifícios são os principais fatores a serem avaliados, podendo chegar a 20 dB de erros nas medições na região de baixas frequências (até 400 Hz) quando comparadas simulações e experimentos. Assim, como exemplificado nesta situação, surge a possibilidade de combinar simulações com medições experimentais em campo e laboratório, como forma de facilitar este tipo de abordagem, como será apresentado na seção seguinte.

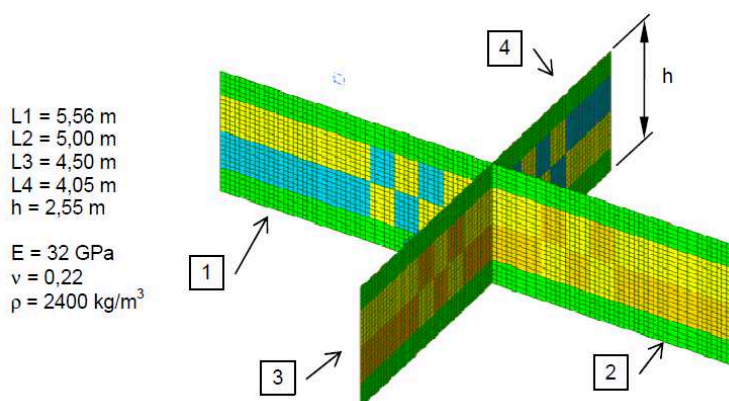
2.2 Análise vibroacústica de pisos com modelos FEM/SEA e comparação com experimentos e/ou modelos analíticos

Tendo sido apresentados alguns exemplos de estudos em que foram realizados experimentos para estimar a transmissão indireta do ruído de impacto em pisos, sugere-se nesta seção uma discussão da combinação destes tipos de abordagens com simulações (FEM/SEA) e modelos analíticos ([Gerretsen \(1979\)](#) [1]) pré-existentes.

2.2.1 Estudos com embasamento em FEM

O uso do FEM tem grande validade para análise da transmissão estrutural indireta devido ao impacto em pisos de edificações. [Bravo et al. \(2014\)](#)[23] avaliaram a transmissão vibroacústica em placas de concreto em cruz (ver [Figura 13](#)) analisando a influência da espessura (10 a 25 cm) na determinação do índice K_{ij} . As análises foram feitas apenas de forma computacional, utilizando como ferramenta de auxílio um software comercial com base em FEM. Foi observado que próximo às frequências de ressonância (modos de flexão) o valor do índice K_{ij} reduz em torno de 10 dB. Também foi verificado que o fator de perda interno (0,006) pouco influenciou na variação dos resultados ao longo da frequência, tendo apenas uma leve interferência na amplitude dos resultados média de 2 dB.

Figura 13: Determinação do índice K_{ij} em placas de concreto em cruz.



Fonte: [Bravo et al. \(2014\)](#)[23].

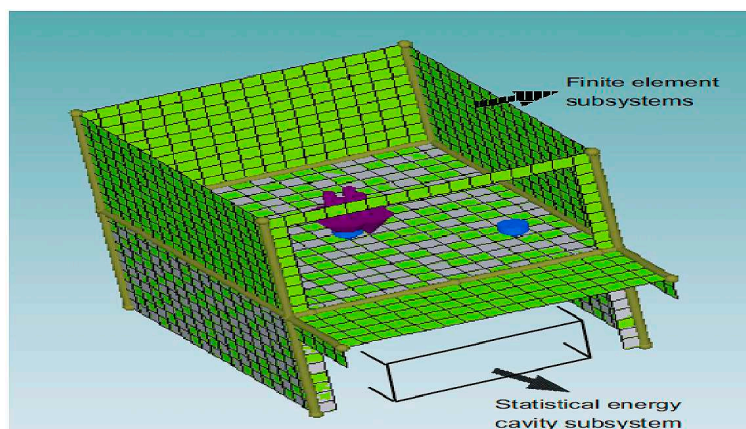
Seguindo nesta linha de raciocínio, [Cho \(2013\)](#)[24] buscou avaliar a transmissão de ruído e vibração em um sistema de pisos flutuantes sobre lajes de concreto maciças convencionais³, combinando ensaios experimentais com modelagem numérica por meio de software comercial, utilizando um modelo híbrido de FEM/SEA. O objetivo da pesquisa foi investigar quais os principais parâmetros e efeitos que ocorrem na região de baixas frequências destes tipos de estruturas, próximo à faixa de 63 Hz, como pode ser visto no modelo computacional demonstrado na [Figura 14](#). O uso desta ferramenta computacional foi de grande utilidade, já que o modelo de SEA permitiu avaliar o elemento da cavidade por meio da energia média irradiada pela placa da laje e paredes, porém apenas por meio do modelo de FEM foi possível determinar o comportamento pontual da excitação sofrida por estes elementos devido às ondas

³Tratam-se das lajes construídas no local da obra a partir de formas e vergalhões metálicos. São as mais comuns, apoiadas em vigas. Podem ser armadas em telas soldadas ou aço solto. Geralmente utilizadas em vãos e projetos menores em apartamentos residenciais.

de flexão geradas por uma força de impacto aplicada.

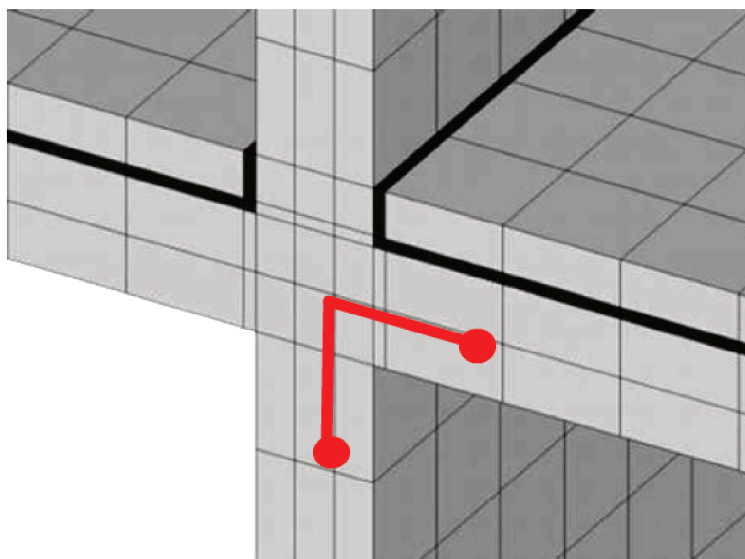
Os autores concluíram que os principais fatores que contribuem para este tipo de análise são as dimensões das placas da laje e pisos flutuantes quando houver, além das propriedades mecânicas (massa, rigidez e amortecimento) dos materiais e os pontos de aplicação da força de impacto, que devem ser distribuídos ao longo de toda a superfície, porém concentrados próximo das regiões de principal interesse (frequências de ressonância).

Figura 14: Modelo computacional combinando FEM e SEA para um sistema de piso acoplado a uma cavidade retangular.



Fonte: Cho (2013)[24].

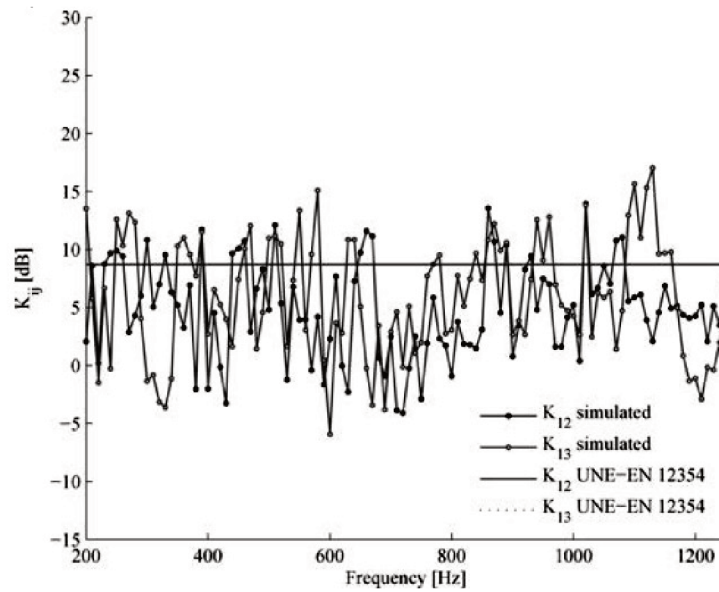
O uso de modelos computacionais também é de grande utilidade, servindo como ferramenta de comparação com modelos analíticos, como os descritos nas normativas internacionais. Dessa forma, Ramis *et al.* (2012)[25] em seu trabalho avaliaram as limitações do modelo da norma EN 12354-2 (2001)[15], que tem embasamento na pesquisa de Gerretsen (1979)[1], por meio de simulações utilizado FEM (ver Figura 15), como forma de estimar o índice K_{ij} .

Figura 15: Avaliação do índice K_{ij} para placas em cruz.

Fonte: Ramis *et al.* (2012)[25].

Como o modelo analítico de Gerretsen (1979)[1] é limitado, principalmente para situações onde exista a presença de elementos leves (paredes de gesso acartonado, materiais resilientes, e outros), foi possível perceber que o comportamento do índice K_{ij} varia bastante na faixa de frequência, chegando a 15 dB em média até 12 kHz (ver Figura 16). Foi possível comprovar que os resultados, independentemente do caminho de propagação em análise para uma união em T, variaram em média na faixa de 5 a 15 dB (até 12 kHz), quando presentes nas análises estruturas que não estão contempladas na norma EN 12354-2 (2001)[15], como materiais resilientes.

Figura 16: Diferença do índice K_{ij} entre análises com FEM e de acordo com norma EN 12354-2 (2001)[15].



Fonte: Ramis *et al.* (2012)[25].

Tormos (2009)[26] em seu trabalho buscou avaliar de forma experimental e também por meio de simulações em FEM a transmissão de energia pelos flancos para estruturas em concreto unidas em Cruz, T, do tipo rígidas e também com materiais elásticos flexíveis (polímeros), como pode ser visto na Figura 17.

Figura 17: Determinação do índice K_{ij} por meio de análise experimental e numérica por FEM para diferentes tipos de uniões em placas de concreto.

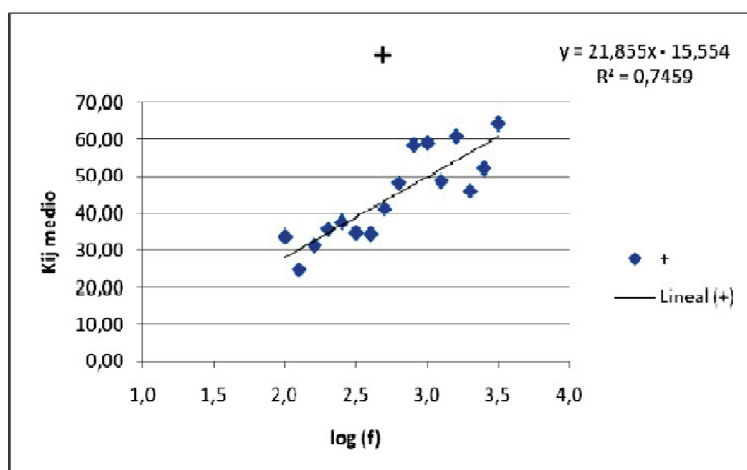


Fonte: Tormos (2009)[26].

Com base nos resultados obtidos nestas análises foi possível aprimorar nos modelos analíticos existentes nas normativas internacionais com relação aos valores de K_{ij} , como pode

ser visto na [Figura 18](#), em que é proposto um novo modelo analítico incluindo fator de correção para a situação apresentada (união em cruz), sendo utilizada a técnica de regressão linear. Foi concluído que no caso de estruturas heterogêneas, a variabilidade nos resultados está relacionada as formas construtivas dos elementos, logo cada situação deve ser analisada com cautela devendo ser feitas as devidas correções no modelo de [Gerretsen \(1979\)](#)[1].

Figura 18: Regressão linear aplicada para determinação do índice K_{ij} para uniões em cruz de placas de concreto.



Fonte: [Tormos \(2010\)](#)[26].

Uma das principais dificuldades em estimar a transmissão vibroacústica pelo flancos em estruturas de concreto, no casos de pisos acoplados a outras estruturas verticais, é a escolha de um modelo confiável e validado que leve em consideração a presença de outros elementos neste problema, podendo envolver materiais resilientes por exemplo. Dessa forma, [Reinhold e Zeitler \(2016\)](#)[27] propuseram um modelo em FEM para estimar o comportamento vibraústico de uma placa excitada por força harmônica, avaliando a influência de utilizar-se materiais resilientes nos contornos do piso construído em laboratório (ver [Figura 19](#)).

Os autores perceberam que a construção de modelos experimentais para validar simulações computacionais é fundamental, pelo fato de possibilitar a avaliação da interferência de parâmetros geométricos e estruturais, já que o modelo computacional permite diversas possibilidades de alterar as condições de contorno, inclusive possibilitando por exemplo avaliar as potências de entrada devidas à transmissão vibroacústica em estruturas de piso e parede. Foi concluído que o modelo computacional da placa de piso mostrou um bom desempenho em termos de frequências naturais e formas modais acima da 100 Hz, com coeficiente de correlação entre os modos de vibração maior que 90%. Abaixo desta faixa, surgiram muitas variações nos resultados, que têm relação com as propriedades mecânicas inseridas no modelo (rigidez, massa e amortecimento).

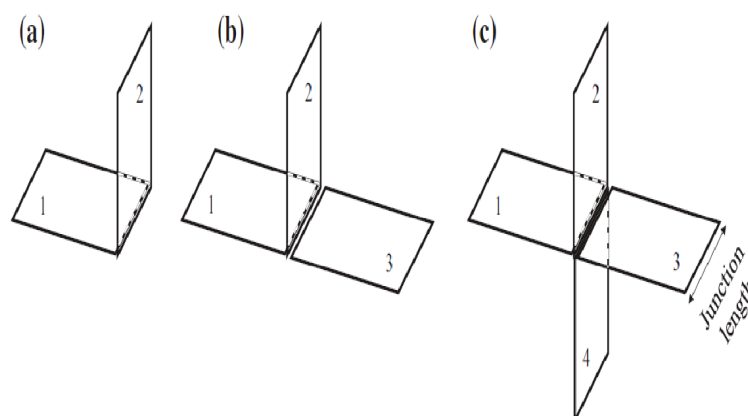
Figura 19: Modelo experimental de placas de concreto construído para validar modelo numérico em FEM.



Fonte: Reinhold e Zeitler (2016)[27].

Os modelos analíticos abordados pelas normativas internacionais para prever o nível de isolamento ao ruído de impacto em edifícios têm alguns pontos interessantes para serem discutidos e questionados, como por exemplo a afirmação de que a variação do K_{ij} é independente da frequência, como afirmado por Gerretsen (1979)[1]. Hopkins *et al* (2016)[37] questionam isto em seu trabalho em que os mesmos avaliaram de forma numérica utilizando o método FEM, e teórica por meio da teoria de propagação de ondas de flexão, diferentes tipos de conexões (ver Figura 20) entre estruturas de concreto, como o objetivo de determinar os índices K_{ij} . Foram observadas variações ao longo da frequência do isolamento, decaindo por exemplo de 50 dB nas baixas frequências (0 a 500 Hz) para 20 dB nas altas frequências (1.250 a 3.150 Hz).

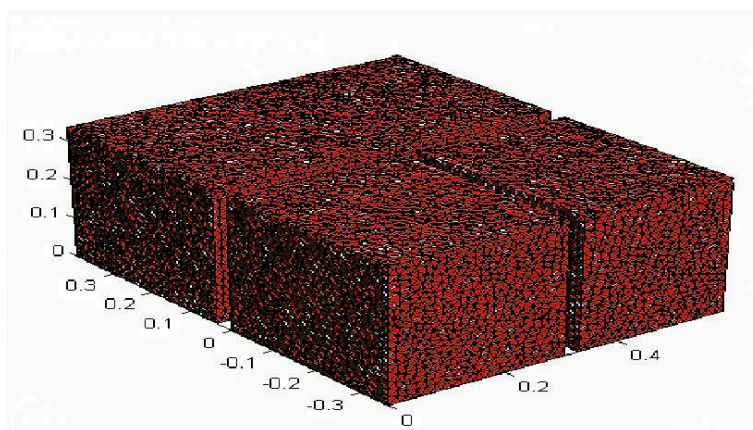
Figura 20: Tipos de conexões entre laje e parede; a) Tipo L; b) Tipo T; c) Tipo X



Fonte: Hopkins *et al.* (2016)[37].

O método de FEM tem validade na análise em baixa frequência (63 a 500 Hz), de acordo [Rodríguez e Sobreira \(2009\)](#)[28], principalmente para estruturas civis (edificações residenciais). Porém, visto ser bastante difícil construir modelos em FEM com escala real, sugere-se então a construção de modelos em escala, como forma de poder validá-los por experimentos possíveis de serem replicados em laboratório, como observado na [Figura 21](#), para uma estrutura de concreto em escala 1:10 em que foi avaliada a transmissão vibroacústica do ruído de impacto em pisos. Foi obtido coeficiente de correlação do índice K_{ij} maior que 90%, para conexão em T, comparando resultados de simulação e experimento, indicando que modelos em escala são o principal caminho neste tipo de abordagem.

Figura 21: Modelo em escala 1:10 de uma cavidade envolvida por estrutura de concreto para estimar o índice K_{ij} .



Fonte: [Rodríguez e Sobreira \(2009\)](#)[28].

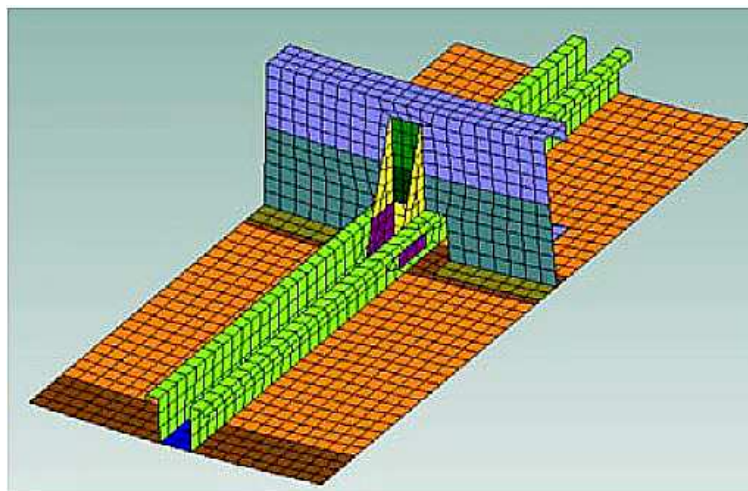
2.2.2 Análise com enfoque em SEA

O uso da teoria de SEA para prever a transmissão estrutural em edificações leva em consideração a necessidade dos elementos acoplados terem um número mínimo de seis modos por banda de frequência. No caso de estruturas civis, que apresentam um número baixo de modos, é válido o uso de modelos híbridos de SEA/FEM, em que utiliza-se o FEM para extrair parâmetros (módulo de elasticidade, densidade, coeficiente de *Poisson*, fator de perda e acoplamento) que serão utilizados para representar os subsistemas nas análises em SEA.

[Cotoni et al.\(2008\)](#)[29] propõem em sua pesquisa o uso de modelos híbridos para avaliar a transmissão vibroacústica em estruturas, que apesar de ser aplicada para modelos de fuselagens de aeronaves (ver [Figura 22](#)), esses sugeriram um método eficaz que pode ser direcionado para estruturas civis. Os autores concluíram que nas regiões de baixas frequências (até 100 Hz) para o seu exemplo, onde os elementos possuem maior comprimento de onda e menor densidade

modal, é necessário utilizar os modelos de FEM para poder extrair os parâmetros necessários (módulo de elasticidade, densidade, coeficiente de Poisson, fator de perda e acoplamento) para construir os subsistema, obtendo assim um modelo mais confiável.

Figura 22: Modelo híbrido FEM/SEA aplicado para análise vibroacústica em fuselagens de aeronaves.

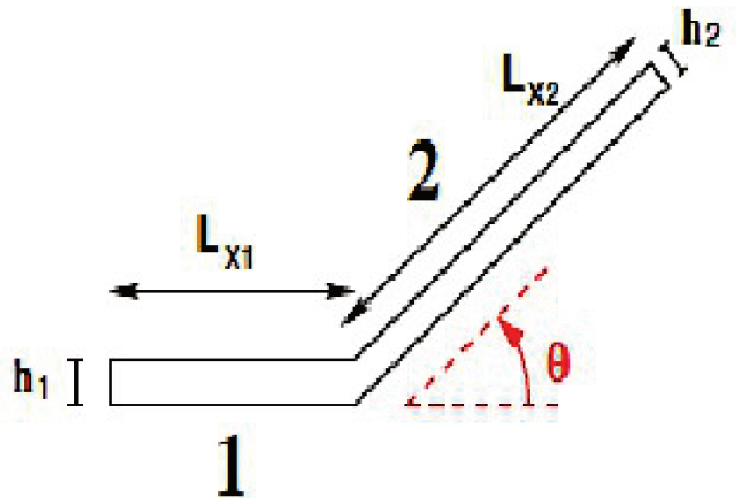


Fonte: [Cotoni et al. \(2008\)](#)[29].

Partindo deste princípio, direcionando esta análise para a transmissão de ruído de impacto em pisos, uma das grandes discussões que envolvem a determinação do índice K_{ij} é o fato dos modelos analíticos, como por exemplo o proposto por [Gerretsen \(1979\)](#)[1], indicarem que a transmissão pelos flancos depende apenas da relação de massa entre as estruturas conectadas, podendo estas serem em L, Cruz ou T, sem levar em consideração outros fatores, como a espessura das estruturas acopladas (laje e parede, laje e viga, viga e parede, e outras), além do fato de não considerarem as variações destes com a frequência. Assim, [Poublet-Puig e Guigou-Carter \(2017\)](#)[30] em seu estudo buscaram avaliar a influência de outros parâmetros na determinação do índice K_{ij} , como por exemplo a espessura dos elementos acoplados e também a presença de outras formas de conexões, como é o caso de acoplamentos envolvendo assimetrias por meio de simulações utilizado FEM (ver [Figura 23](#)).

Os autores concluíram que os modelos de conexão (L, T e Cruz) apresentados por [Gerretsen \(1979\)](#)[1] são limitados para um universo de situações bem específico, em que não existam assimetrias, além do fato, que levam em consideração que as estruturas são isotrópicas e homogêneas. Além disso, outro ponto importante constatado é que os valores do índice K_{ij} variaram com a frequência em média de 5 dB nas baixas frequências (até 500 Hz), e que após mudanças de 10° na angulação da conexão entre os elementos acoplados, o erro progressivo foi em média de 1 dB quando comparado com o modelo analítico pré-existente.

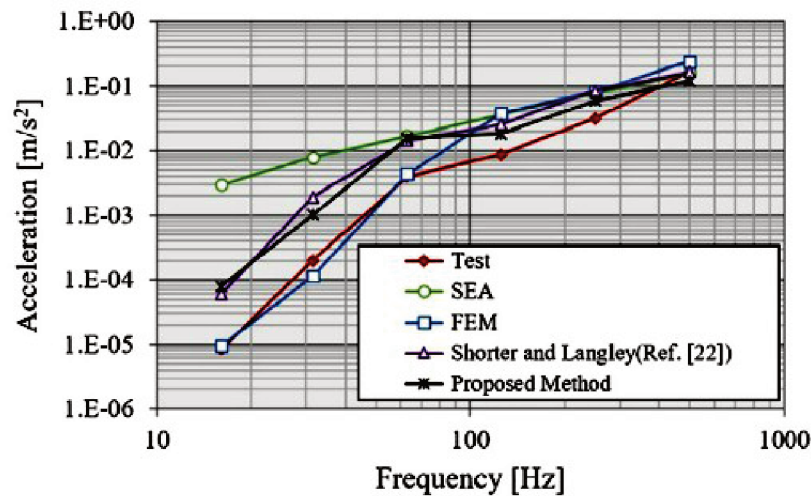
Figura 23: Exemplo de avaliação do índice K_{ij} para conexões de estruturas assimétricas.



Fonte: Poublet-Puig e Guigou-Carter (2017)[30].

A aplicação da teoria de SEA tem grandes vantagens em relação aos modelos em FEM pelo fato de diminuir consideravelmente o custo computacional, principalmente em se tratando de estruturas com grandes dimensões, como são as estruturas civis conforme [Kim et al. \(2018\)](#)[31], apesar dos mesmos não apresentarem valores do tempo gasto nas simulações. Entretanto, os modelos existentes baseados na teoria de SEA acabam sendo limitados, podendo apresentar erros nas baixas frequências (30 a 300 Hz), região onde a densidade modal é baixa. Surge então, a possibilidade de utilizar um modelo híbrido SEA/FEM que combine estas duas formas de abordagem. Os autores testaram uma estrutura *mock-up* em escala de concreto com espessura do piso de 20 cm, composta de paredes de concreto, com reforços em vigas de aço nas extremidades. Os autores concluíram que apesar do modelo em FEM apresentar erros percentuais menores (ver [Figura 24](#)) na faixa de 2% nas baixas frequências em relação aos experimentos, dependendo da ferramenta computacional disponível, o modelo híbrido poderia ser utilizado com a mesma confiabilidade.

Figura 24: Comparação da aceleração em piso excitado por força de impacto por meio de métodos de análise diferentes.

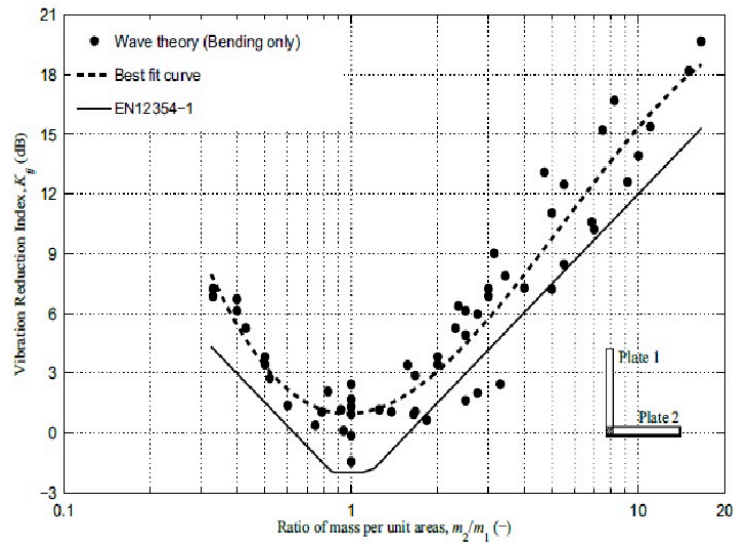


Fonte: Kim *et al.* (2018)[31].

Como comentado no Capítulo 1, nos últimos anos vem aumentando o número de pesquisas que utilizam os conceitos de SEA como forma de avaliar a transmissão do ruído em edificações, neste caso o ruído de impacto em pisos. Em sua pesquisa Hopkins (2014)[32] procurou avaliar o índice K_{ij} em estruturas de concreto em edifícios, buscando abordar principalmente a transmissão pelos flancos, que leva em consideração como as estruturas (parede e laje) estão conectadas. A partir disso foi possível comparar os resultados obtidos no modelo da normativa internacional citada, que tem base nos estudos de Gerretsen (1979) [1], com modelo empírico obtido a partir de medições em laboratório.

Como pode ser visto na Figura 25, o autor buscou comparar e validar o modelo da norma EN 12354-2[15] com o modelo de propagação de ondas de flexão em estruturas acopladas em forma de L, podendo ser placa/parede ou parede/parede, mostrando assim a validade de utilizar-se a norma citada neste tipo de abordagem para determinar o índice K_{ij} , que é um dos parâmetros necessários para este tipo de análise. A diferença máxima entre os modelos, mesmo variando a razão de massa entre estes, ficou na média de 4 dB em toda a faixa de frequência.

Figura 25: Avaliação da variação do índice K_{ij} comparando-se modelos teórico e analítico da norma EN 12354-2 (2001)[15].

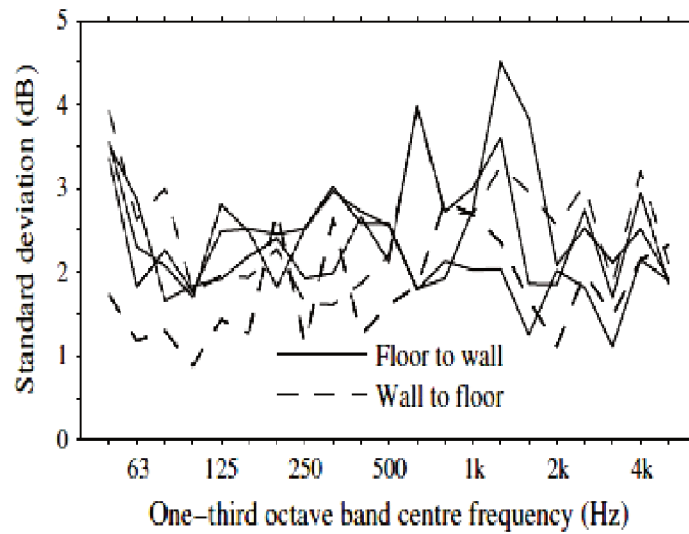


Fonte: Hopkins (2014)[32].

A aplicação de SEA para determinar o fluxo de energia entre elementos pesados (concreto e alvenaria) acoplados, muito comum em estruturas de edificações, leva em consideração dois grandes problemas como foi investigado por Hopkins e Robinson (2014)[33]. O primeiro é que nas baixas (0 a 500 Hz) e médias (500 a 1000 Hz) frequências, que são as faixas de maior interesse na acústica de salas, os níveis de vibração em estado estacionário levam em consideração a energia que retorna do subsistema acoplado; e o segundo, em que a curva de decaimento estrutural dos elementos, estima a energia que retorna dos subsistemas acoplados.

Os autores, em seu estudo, propuseram uma metodologia baseada em SEA, porém com a fonte de excitação sendo transiente (TSEA), metodologia esta proposta por eles, onde seria possível diagnosticar os possíveis erros de medições e estimativa das potências de entrada no sistema, que é mais difícil em SEA devido ao baixa densidade modal deste tipo de estrutura. Na Figura 26 pode-se observar os erros possíveis na determinação do fator de acoplamento entre as estruturas (parede e laje de concreto), mostrando os dois caminhos possíveis de transmissão, podendo-se observar erros médios na faixa de 1 a 4 dB nas baixas (0 a 500 Hz) e médias (500 a 1000 Hz) frequências respectivamente.

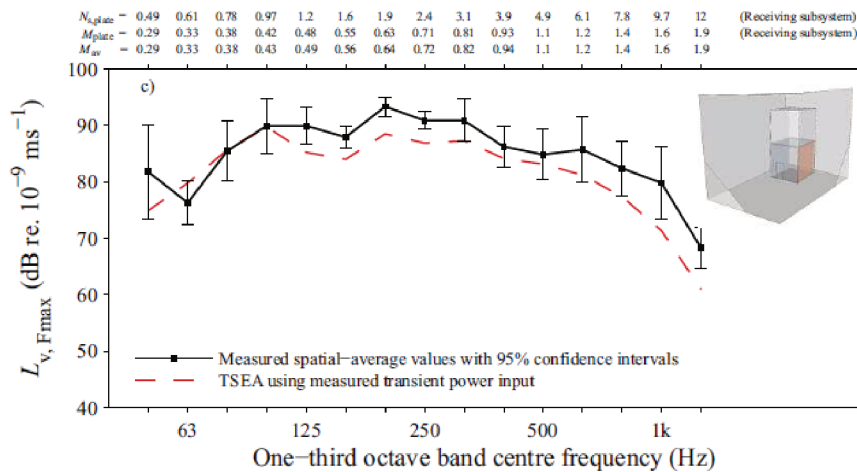
Figura 26: Erros possíveis na determinação do fator de acoplamento de estruturas de concreto utilizando TSEA.



Fonte: Hopkins e Robinson (2014) [33].

Robinson e Hopkins (2014)[34] utilizaram a mesma abordagem com TSEA em sua pesquisa com estruturas de concreto. A proposta de utilizar um modelo em escala (50 m³ de volume) serviu para avaliação de desempenho tanto para os níveis máximos de pressão sonora em um ambiente como para níveis máximos de vibração em pisos de edificações (ver Figura 27). Os autores citam três aspectos que são fundamentais na análise de TSEA, sendo eles: (1) os requisitos para o intervalo de tempo utilizado da fonte de impacto; (2) as implicações do uso de fatores de acoplamento para estados estacionários em situações transientes; e (3) as variáveis dos modelos utilizados para prever os níveis de ruído de acordo com a teoria base de SEA. Os resultados apresentam um coeficiente de correlação maior que 95 % comparando medição em laboratório com modelo de TSEA.

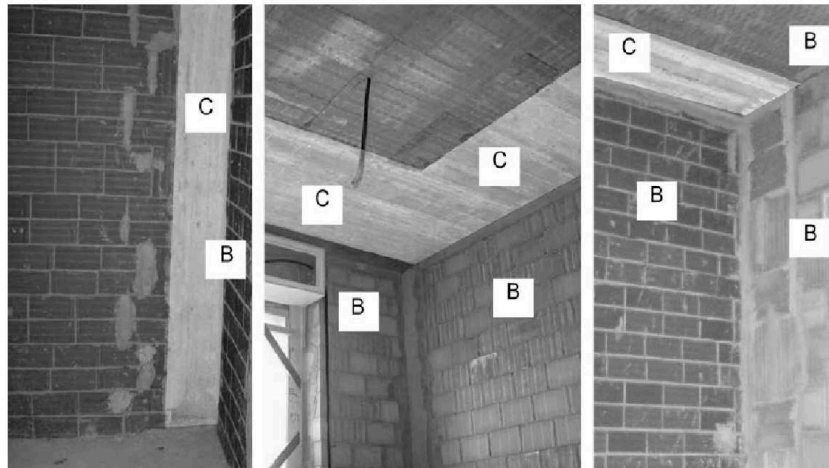
Figura 27: Esquema utilizado nos experimentos em laboratório para validar a teoria de TSEA



Fonte: Robinson e Hopkins (2014)[34].

Como comentado anteriormente, um dos principais fatores que influenciam na transmissão do ruído via estrutural é a forma como as paredes e pisos são acoplados entre si, sendo que esta situação depende muito de como o serviço de construção é executado, variando bastante entre edificações que têm praticamente as mesmas características, como sugerido por Robinson e Hopkins (2014)[34]. Schiavi (2010)[35], no seu trabalho, buscou avaliar de forma experimental por meio de ensaios em campo o índice K_{ij} entre estruturas do tipo laje nervurada de concreto e paredes de alvenaria, com o objetivo de comparar o resultados obtidos com o modelo de Gerretsen(1979)[1].

Nas análises foram posicionados acelerômetros em vários pontos das paredes e laje acoplados como indicado na Figura 28, em que mediram o a aceleração para calcular Dv_{ij} entre as estruturas acopladas. Os autores verificaram diferenças médias entre os experimentos e modelo analítico de 2 a 4 dB na faixa de 63 a 2.500 Hz, atrelando estas com as incertezas envolvendo execução das estruturas civis avaliadas, e os erros sistemáticos envolvidos no processo (cabos, analisador, transdutores) que não foram detalhados neste estudo.

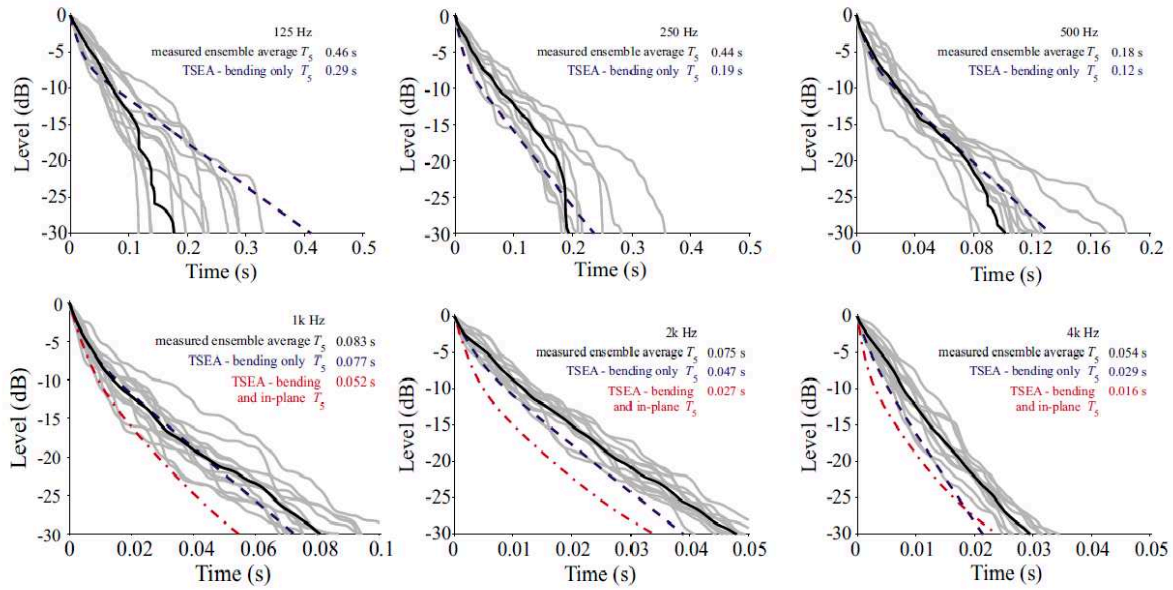
Figura 28: Exemplo de medição em campo do Dv_{ij} .

Fonte: [Schiavi \(2010\)](#)[35].

Os modelos de cálculo baseados na teoria de SEA e TSEA, também preveem como dado de entrada o tempo de reverberação estrutural dos elementos acoplados. Este parâmetro é essencial para o cálculo do isolamento de ruído para impactos em pisos e para quantificar a transmissão de vibrações em cruzamentos de paredes e pisos. O grande intuito de avaliar o tempo de reverberação estrutural é o cálculo dos fatores de perdas das estruturas que estão conectadas. Sendo este parâmetro relacionado ao amortecimento, e sabendo-se das dificuldades para realizar este experimento em campo, [Hopkins e Robinson \(2013\)](#)[36] avaliaram por meio de ensaios em laboratório os fatores de perda em lajes de concreto com 14 cm de espessura.

Os autores compararam resultados de curvas de decaimento para este tipo de estruturas com um modelo baseado em TSEA, como mostrado na [Figura 29](#). Pelos resultados, foi possível observar que abaixo de 500 Hz o modelo de TSEA superestima a energia que retorna das estruturas acopladas, quando previsto o decaimento nas placas interligadas, mostrando assim a dificuldade de avaliar-se o fator de perda em estruturas acopladas neste tipo de situação abaixo de 500 Hz, devido as limitações do modelo nesta região que possui baixa densidade modal.

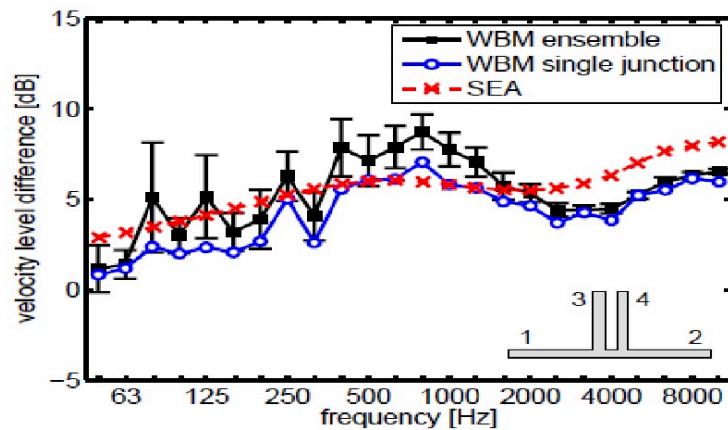
Figura 29: Curvas de decaimento para 6 bandas de frequência para um laje de concreto 14 cm, comparando o modelo de TSEA e medições em campo.



Fonte: Hopkins e Robinson (2013)[36].

Tendo em vista todas as dificuldades com modelos e medições para estruturas civis simplificadas, [Dijckmans \(2016\)](#) [38] propõe um modelo baseado na teoria de propagação da ondas que pode ser correlacionado com SEA, porém com alguns ajustes na formulação teórica de SEA inserindo constantes empíricas com base em observações de experimentos. O autor realizou algumas simulações para estruturas de concreto do tipo T, em paredes duplas, avaliando a diferença de nível de vibração como observado na [Figura 30](#). Os resultados apontam coeficiente de correlação maior que 90% entre os modelos até 1000 Hz, porém isto já era esperado, devido o fato de apresentarem base teórica semelhante, e por considerarem a estrutura da placa homogênea, o que nem sempre é válido quando se trata do concreto armado.

Figura 30: Diferença de nível de vibração por modelo de propagação de ondas e SEA para paredes duplas.



Fonte: [Dijckmans\(2016\)](#) [38].

Concluindo, [Santoni et al \(2018\)](#)[39] concretizaram as ideias expostas até o momento ao avaliarem o modelo da [EN 12354-2 \(2001\)](#)[15] e perceberam que este é bastante limitado em casos de estruturas heterogêneas e ortotrópicas, como é o caso do concreto armado. Entretanto, vale ressaltar que os autores identificaram a importância de conhecer de forma confiável as propriedades dos materiais (módulo de elasticidade, coeficiente de Poisson, e densidade), que são necessárias para este tipo de estudo. Também ressaltou-se o fato de, em casos de abordagens experimentais, ser importante levar em conta que para estruturas civis, questões de execução, conservação e uso também podem interferir no comportamento vibroacústico, deixando claro que ainda precisa-se de mais dados para poder ser elaborado um modelo analítico mais completo e evoluído em relação ao da norma e aos demais modelos existentes.

Resumindo o que foi apresentado de resultados pelos autores citados neste Capítulo, pode-se afirmar que a transmissão indireta do ruído de impacto em pisos depende principalmente da relação de massa dos elementos acoplados, em que a rigidez e amortecimento das estruturas têm interferência secundária, não existindo consenso se o índice K_{ij} varia ao longo da frequência e da veracidade de supor que o índice único deste representa todos os fenômenos que ocorrem na transmissão de energia indireta devido o impacto em pisos edificações, como por exemplo o efeitos das ondas de cisalhamento nas frequências de ressonância e formas modais. Neste sentido, experimentos e simulações combinados são uma estratégia de abordagem interessante, devendo ser feitas as devidas ressalvas, principalmente quanto aos modelos de SEA limitados nas baixas (0 a 500 Hz) e médias (500 a 1000 Hz) frequências, devido à baixa densidade modal das estruturas civis (lajes e paredes)

Partindo do que foi apresentado, devido à indisponibilidade de uma câmara específica no LVA para estimar o índice K_{ij} , utilizou-se da ideia da bancada em dimensões reduzidas que

será apresentada no Capítulo 3. Conforme descrito nos trabalhos apresentados neste Capítulo, já existem diversos estudos em que são abordados os conceitos de vibroacústica em edificações, porém falta nestes um enfoque maior para a avaliação da faixa de frequência de transição em que a teoria de placas finas ou espessas é válida, e que os modelos analíticos existentes podem ser aplicados. Outro ponto importante que deve ser destacado é que os estudos apresentados utilizaram fontes com transdutores acoplados para análise modal, o que sem sempre é possível devendo ser questionado neste sentido qual a alternativa destas situações, sendo apresentada no Capítulo 3 a metodologia da ODS aplicada e disseminada em pesquisas de outras áreas.

Outro ponto importante é que os autores que avaliaram a transmissão do índice K_{ij} são muito específicos em suas abordagens direcionando as análises dos resultados para o tipo de estrutura que estão estudando, limitando suas conclusões para os efeitos do tipo de conexão (T, L e Cruz) ou para o efeito da massa dos elementos acoplados. Questões como a influência da variação deste parâmetro ao longo da frequência, ou efeito do tipo de acoplamento, acabam sendo secundárias, tendo o Capítulo 4 desta tese papel importante nestas abordagens. Além disso, neste mesmos estudos falta uma análise da sensibilidade dos modelos numéricos, com enfoque na influência dos parâmetros estruturais nos resultados computacionais, sendo isto abordado no Capítulo 5.

Concluindo neste sentido, percebe-se a falta de trabalhos que busquem facilitar a percepção dos efeitos dos elementos estruturais na transmissão indireta do ruído de impacto em pisos, de forma global, abordando as limitações dos modelos com base em SEA, e suas possíveis vantagens quando comparados com modelos em FEM, de forma a apresentar a influência dos parâmetros estruturais e geométricos neste problema. Assim, ficam claras as contribuições desta tese em relação aos trabalhos da área realizados até o momento.

CAPÍTULO III

3 CONSTRUÇÃO DA BANCADA E AJUSTE DO MODELO NUMÉRICO

Neste capítulo são apresentados os procedimentos de concepção da bancada experimental utilizada para a medição do índice K_{ij} . Serão detalhadas todas as etapas de construção da bancada, desde a escolha dos materiais até a execução e montagem da mesma. Em seguida, é descrita a sequência de implementação do modelo numérico com o intuito de validá-lo em relação ao experimento realizado com a estrutura. Esta validação baseou-se na comparação do índice K_{ij} , obtido por meio de análise modal numérica e pela análise experimental aplicada à estrutura construída.

3.1 Concepção da ideia da bancada e construção do modelo em escala

Para realizar a avaliação do índice K_{ij} existem duas possibilidades. A primeira e mais aplicada, seria por meio de medições da aceleração nos elementos acoplados (pisos e demais estruturas) em campo, na edificação finalizada. Entretanto, neste tipo de medição a avaliação acaba sendo direcionada, pois dependendo do tipo de conexão entre as estruturas (lajes, vigas e pilares), acaba sendo complicado compreender como cada componente se comporta de forma estrutural separadamente.

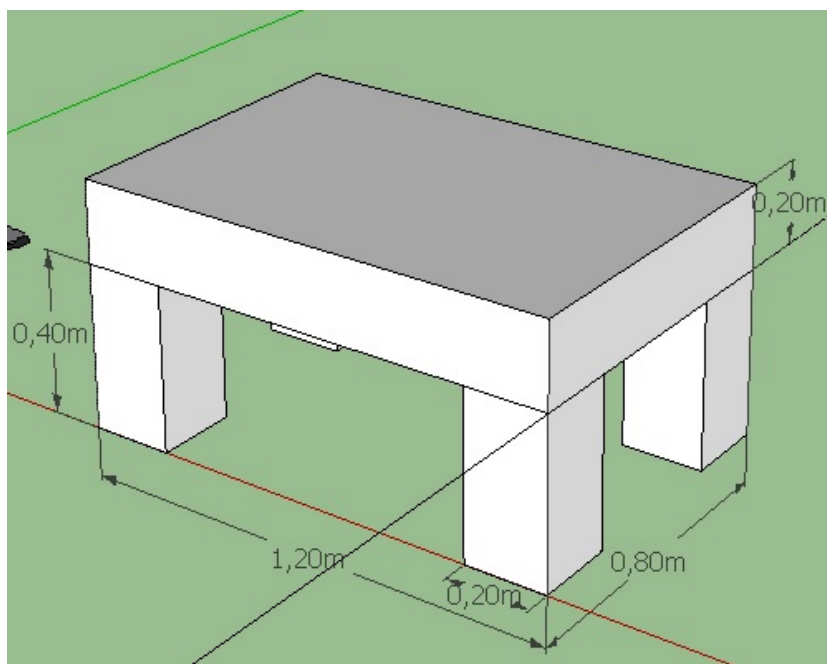
A segunda possibilidade seria construir modelos em escala de estruturas de concreto, em que seja possível realizar uma análise estrutural mais detalhada de cada componente do objeto de estudo, bem como seu comportamento vibroacústico (ruído e vibração devidos ao impacto em pisos) que pode apresentar diversas variações ao longo de uma faixa de frequência, como verificado por [Cho \(2013\)](#)[24]. Portanto, foi utilizado como referência o modelo de bancada de teste de ruído de impacto para sistemas de pisos adequado para os objetivos desta tese, tendo sido este sugerido pela [ISO 16251-1 \(2014\)](#)[16], testado e validado por [Sommerfeld \(2009\)](#)[41], [Foret et al. \(2011\)](#)[42], [Pereira et al. \(2014\)](#)[10] e [Schmidt et al. \(2014\)](#)[43] que direcionaram suas análises para outros enfoques, como foi o desempenho acústico de revestimentos de pisos e também de pisos flutuantes.

Tendo sido escolhido o modelo de referência, partiu-se então para o projeto básico da

bancada que foi concebido com o intuito de avaliar o índice K_{ij} para conexões de estruturas típicas (lajes e pilares de concreto armado, além de paredes de alvenaria) comumente utilizadas no Brasil. Foi proposto assim o *layout* apresentado na Figura 31, contendo uma laje de concreto armado de dimensões 1,20 m x 0,80 m x 0,20 m, simplesmente apoiada sobre quatro pilares de concreto armado com 0,20 m x 0,20 m x 0,40 m, representando desta maneira a forma de conexão mais simplificada possível.

Foi escolhido o concreto para ser utilizado por ser atualmente o material de construção mais usual no mundo, em função de diversos fatores, dentre eles o principal, sua facilidade de conformação. Segundo De Carvalho (2008)[44] o concreto armado (concreto combinado com aço) é um modelo de combinações já disseminado nos sistemas construtivos no Brasil, sendo que por isso foi o ideal para ser aplicado à bancada.

Figura 31: Projeto básico da bancada utilizada para os experimentos e como referência nas simulações.



Fonte: Autoria Própria (2018).

3.1.1 Escolha dos materiais

Após ser elaborado o projeto básico, foram escolhidos os materiais da bancada com o intuito de construir uma estrutura capaz de suportar o seu peso próprio estimado em 400 kg, além de resistir aos impactos das diversas fontes de força (marreta de 1 e 4 kg, máquina de impactos e pessoa de 70 kg pulando) que foram testadas. Utilizaram-se então, os seguintes materiais (ver Tabela 1) que são usualmente aplicados em estruturas civis, como descrito por De Carvalho (2008)[44].

Tabela 1: Materiais utilizados na concepção da bancada.

Material	Quantidade / Unidade
Cimento Portland CP-II-F	150 kg
Areia média	0,14 m ³
Brita nº 1	0,15 m ³
Aço CA-50 - 10.0 mm	15 kg
Folha de madeirite - 110 x 220 x 9 mm	2 und

Foi concebido este projeto de bancada (lajes e pilares), selecionados os materiais de forma que aos 28 dias se atingisse a resistência característica à compressão de pelo menos 20 MPa, valor equivalente ao f_{ck} ⁴ utilizado em projetos de obras comuns das edificações residenciais no Brasil. Utilizou-se o modelo convencional de formas em madeira, com a execução descrita na Subseção 3.1.2.

3.1.2 Execução da bancada e transporte para o laboratório

Definidos os materiais da bancada e o projeto básico da estrutura, foi realizada a execução da mesma conforme apresentado na [Figura 32](#). Primeiramente, foi executado o corte da forma de madeira tanto da laje (1) quanto dos pilares (2), sendo aplicado desmoldante na mesma para facilitar a desforma. Em seguida, foi realizado o corte da ferragem inserida nas estruturas da laje (3) e dos pilares (4). Após isso, foi feito o preparo do concreto misturado em betoneira. Prosseguindo, foi lançado o concreto na forma, paralelamente, inserindo a armadura. Foi feita a cura de maneira adequada conforme sugerido por [Botelho e Marchetti \(2018\)](#)[45], sendo obedecido o tempo (30 dias) de espera para desforma até a o concreto atingir a resistência característica à compressão desejada.

⁴O f_{ck} do concreto é a sua resistência característica à compressão, e a unidade de medida usada para definir os seus valores é o MegaPascal. Em todo e qualquer projeto estrutural é obrigatória a indicação do f_{ck} do concreto.

Figura 32: Procedimentos de execução da bancada de testes.



Fonte: Autoria Própria (2018).

Finalizando, com auxílio de caminhão *munch* foi realizado o transporte da estrutura para o LVA (ver [Figura 33](#)), concluindo assim o procedimento de construção da bancada que serviu de modelo para as análises experimentais e numéricas.

Figura 33: Bancada de concreto finalizada.



Fonte: Autoria Própria (2018).

3.2 Análise Numérica prévia da bancada com modelo FEM

Previamente à análise modal experimental, foi necessário realizar uma modelagem da estrutura com base em FEM, como forma de estimar o comportamento modal da bancada para poder assim distribuir da melhor maneira os sensores e pontos de excitação em torno da superfície, possibilitando contemplar os primeiros modos de vibrar que têm bastante importância no comportamento vibroacústico da mesma por representarem as principais regiões de transmissão de energia (ressonância). Neste primeiro modelo, foram utilizados como base a geometria proposta na [Figura 31](#) e os materiais descritos na [Tabela 1](#), sendo que inicialmente não foi detalhada a etapa de ajuste de malha e refinamento da mesma, pelo fato de tratar-se de um modelo preliminar simplificado, já que o concreto armado apresenta propriedades ortotrópicas que foram ajustadas após a análise experimental.

O método FEM é uma ferramenta amplamente utilizada na engenharia para simular alguns fenômenos físicos complexos quando a resolução analítica não é possível ou é difícil de abordar, por exemplo, devido à complexidade geométrica do problema. Segundo [Bravo et al. \(2014\)](#)[23] este método pode ser caracterizado nas seguintes etapas: (1) cria-se o domínio de solução e em seguida discretiza-se o mesmo em elementos finitos, isto é, subdivide-se o problema em nós e elementos, assumindo uma função de forma para representar o comportamento físico de cada um destes, ou seja, uma função contínua é assumida de modo a representar a solução aproximada do mesmo; (2) obtêm-se matrizes de massa e rigidez elementares, e agrupa-se estas para representar o problema inteiro e construir as matrizes de massa e rigidez globais; (3) aplica-se as condições de contorno e o carregamento, e resolve-se um conjunto de equações algébricas lineares ou não-lineares simultaneamente para obter resultados nos nós, tais como, por exemplo, valores de deslocamento em um problema de mecânica dos sólidos.

3.2.1 Conceitos básicos de FEM

O primeiro passo na análise de qualquer problema estrutural de vibração é a formulação das equações de movimento. É uma parte importante do processo de representação do modelo físico, já que o sucesso da análise depende das equações de movimento sendo formuladas corretamente, conforme afirmado por [Petyt \(2010\)](#)[46]. Segundo o autor as equações de movimento de qualquer sistema podem ser obtidas a partir das funções de energia do mesmo. Estas funções de energia consistem nas tensões e energias cinéticas, a função de dissipação e o trabalho virtual feito pelas cargas aplicadas. As funções de energia são derivadas de vários elementos estruturais, sendo estas baseadas na teoria linear da elasticidade. Isso significa que

ambas as relações de tensão-deformação e deslocamento-deformação são lineares. O estado de tensão em um corpo elástico tridimensional é definido pelos componentes de tensão (que são referidos aos eixos cartesianos x, y, z), como apresentado na [Equação 1](#):

$$\sigma = \begin{vmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{yx} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{zx} & \tau_{zy} & \sigma_z \end{vmatrix}, \quad (1)$$

sendo σ_x, σ_y e σ_z as tensões normais e $\tau_{xy}, \tau_{xz}, \tau_{yx}, \tau_{yz}, \tau_{zx}$ e τ_{zy} as tensões cisalhantes. Considerando $\tau_{xy} = \tau_{yx}, \tau_{xz} = \tau_{zx}$, e $\tau_{yz} = \tau_{zy}$, analogamente o estado de tensão em um corpo elástico pode ser expresso pelos componentes de deformação apresentados na [Equação 2](#):

$$\varepsilon = \begin{vmatrix} \varepsilon_x & \gamma_{xy} & \gamma_{xz} \\ \gamma_{yx} & \varepsilon_y & \gamma_{yz} \\ \gamma_{zx} & \gamma_{zy} & \varepsilon_z \end{vmatrix}. \quad (2)$$

Se os componentes de deslocamento nas direções dos eixos são denotados por (u, v, w), então as relações entre deslocamentos e deformações são descritas conforme as [Equações 3, 4, 5, 6, 7 e 8](#):

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}, \quad (3)$$

$$\varepsilon_y = \frac{\partial v}{\partial y}, \quad (4)$$

$$\varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}, \quad (5)$$

$$\gamma_{xy} = \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}, \quad (6)$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x}, \quad (7)$$

$$\gamma_{yz} = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}. \quad (8)$$

Uma abordagem muito comum para o caso de análises em FEM é o princípio dos trabalhos virtuais (PTV) que em sua forma mais geral, estabelece a igualdade entre a energia elástica e o trabalho das forças externas aplicadas ao sistema. Segundo este princípio, chega-se a uma formulação energética que define a solução de um problema como a função que verifica

o princípio dos trabalhos virtuais para qualquer função escolhida dos movimentos. A formulação energética é geralmente baseada numa integral e representa equações de equilíbrio, que neste caso são levantadas com base no elemento. O FEM não busca encontrar a função real dos movimentos, mas uma função que em certos pontos de vista, se assemelha à real. Esta função geralmente é do tipo polinomial (funções de forma ou interpolação), como observado na [Equação 9](#) para o caso de um problema estático, sendo acrescida a parcela inercial para um problema dinâmico:

$$\left[\int_V [B]^T [D] [B] dV \right] \{d\} = \int_S [N]^T \{T\} dS + \int_V [N]^T \{b\} dV, \quad (9)$$

sendo:

$$[B] = [L][N], \quad (10)$$

$$\{u\} = [N]\{d\}, \quad (11)$$

$$\{\sigma\} = [D]\{\varepsilon\} = [D][L]\{d\}, \quad (12)$$

onde $\{u\}$ é o deslocamento em qualquer ponto do elemento, $[N]$ a matriz de polinômios interpoladores (funções de forma e interpolação), $\{d\}$ é o vetor de deslocamento nos nós, $[L]$ um operador de derivadas parciais, $[D]$ a matriz constitutiva do material, $\{T\}$ o vetor de forças que atuam no material, $\{b\}$ o vetor de forças de volume. Reescrevendo a [Equação 9](#), tem-se:

$$[K]\{d\} = \{f\}, \quad (13)$$

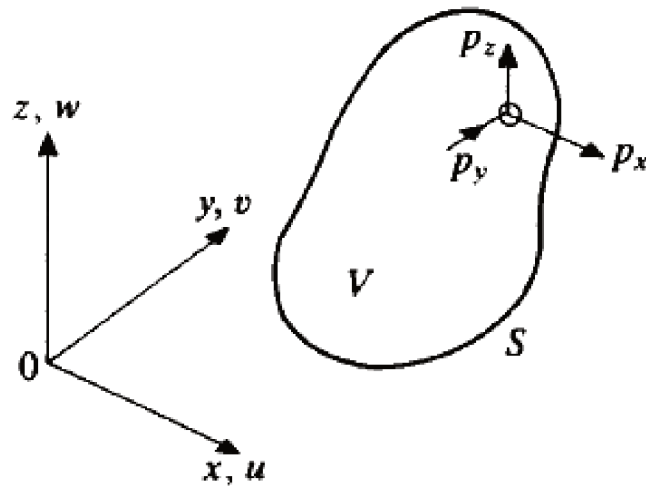
em que $[K]$ é a matriz de rigidez, e $\{f\}$ o vetor de forças.

3.2.2 Elemento sólido 3D

No caso do elemento sólido tridimensional com volume V com contorno definido por uma superfície S como mostrado na [Figura 34](#), a energia potencial em um ponto é definido pelos seis componentes independentes indicados na [Equação 14](#):

$$U = \frac{1}{2} \int_V (\sigma_x \varepsilon_x + \sigma_y \varepsilon_y + \sigma_z \varepsilon_z + \tau_{xy} \gamma_{xy} + \tau_{xz} \gamma_{xz} + \tau_{yz} \gamma_{yz}) dV. \quad (14)$$

Figura 34: Elemento sólido tridimensional.



Fonte: Petyt (2010) [46].

Reescrevendo a Equação 14 na forma matricial obtém-se:

$$U = \frac{1}{2} \int_V [\sigma]^T \{\epsilon\} dV. \quad (15)$$

Segundo a lei de Hooke:

$$\{\sigma\} = [D]\{\epsilon\}, \quad (16)$$

onde $[D]$ é a matriz simétrica para um material anisotrópico, contendo 21 constantes de material independentes. No caso de um material isotrópico, a mesma é descrita por:

$$[D] = \frac{E}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{vmatrix} (1-\nu) & \nu & \nu & 0 & 0 & 0 \\ & (1-\nu) & \nu & 0 & 0 & 0 \\ & & (1-\nu) & 0 & 0 & 0 \\ & & & \frac{1}{2}(1-2\nu) & 0 & 0 \\ & & & & \frac{1}{2}(1-2\nu) & 0 \\ & & & & & \frac{1}{2}(1-2\nu) \end{vmatrix}. \quad (17)$$

Substituindo a Equação 16 na 15:

$$U = \frac{1}{2} \int_V \{\epsilon\}^T [D] \{\epsilon\} dV. \quad (18)$$

As deformações podem ser expressas assim pela Equação 19:

$$[\varepsilon] = \begin{vmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial y} \\ \frac{\partial w}{\partial z} \\ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \\ \frac{\partial u}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y} \end{vmatrix}. \quad (19)$$

A energia cinética é expressa na [Equação 20](#):

$$T = \frac{1}{2} \int_V \rho (u^2 + v^2 + w^2) dV. \quad (20)$$

Se p_x , p_y e p_z são as componentes da força por unidade de área aplicada na superfície, o trabalho virtual é expresso na [Equação 21](#):

$$\delta W = \int_S (p_x \delta u + p_y \delta v + p_z \delta w) dS. \quad (21)$$

Ao analisar estruturas de forma complexa como é o caso das daquelas construídas com concreto, surgem dificuldades na construção de um conjunto de funções prescritas que satisfaçam as condições geométricas de contorno e estruturais. Essas dificuldades podem ser superadas usando o Método de Deslocamento de FEM. Este método fornece um procedimento automático para a construção das funções de aproximação no Método de Rayleigh-Ritz, podendo ser utilizado para estimar os modos de vibrar de uma estrutura. As funções prescritas são construídas da seguinte maneira: (1) seleciona-se um conjunto de referências ou pontos de "nós" na estrutura; (2) associa-se com cada ponto de nó um determinado número de graus de liberdade (deslocamento, inclinação, etc.); (3) é construído um conjunto de funções tal que cada uma dê valor unitário para um grau de liberdade e valores zero para todos os outros.

3.2.3 Análise modal em placas de pisos

A análise modal é uma técnica utilizada para determinar as características de vibração de um sistema não amortecido, sendo elas frequências naturais, fatores de amortecimento e as formas modais. De acordo com [Maia e Silva \(1997\)](#)[47] esta fornece uma ideia ao engenheiro de como o projeto responde a determinados tipos de carregamentos dinâmicos. Também pode ser definida como um problema de autovalores e autovetores para vibração livre não amortecida para sistemas de N graus de liberdade, estando estes parâmetros relacionados com as frequências naturais não amortecidas e os modos normais de vibração.

Os modos de vibração de uma estrutura são maneiras peculiares pelas quais o sistema tende a vibrar, sendo caracterizados normalmente por uma forma de vibração, uma frequência natural de vibração e um fator (ou coeficiente) de amortecimento. De acordo com [Jordan\(2010\)\[48\]](#) se o sistema é posicionado exatamente de acordo com uma forma de vibração e solto a vibrar, ele irá apresentar um movimento harmônico amortecido (cujas amplitude tende a zero com o passar do tempo). A sua frequência de vibração resultante será a frequência natural amortecida correspondente àquela forma de vibrar. Além disso, a taxa de decrescimento da amplitude de vibração estará relacionada ao coeficiente de amortecimento relativo a este modo de vibração. Quando se estimula na prática uma estrutura a vibrar (de forma livre ou forçada), a sua resposta, pode-se provar, é uma combinação dos modos de vibração. Há, portanto, uma mistura das formas de vibração, com a presença de várias frequências naturais simultaneamente.

Há duas categorias básicas de métodos experimentais de extração de parâmetros modais: no domínio do tempo e no domínio da frequência. Segundo [Jordan\(2010\)\[48\]](#) os métodos no domínio do tempo requerem a aquisição de respostas livres do sistema, como funções temporais. Um inconveniente é que, a princípio, estas respostas teriam que ser obtidas simultaneamente, o que se torna difícil quando se tem em mente realizar uma análise modal que envolve, normalmente na prática, algumas centenas de pontos distribuídos ao longo da estrutura. Há maneiras de contornar este quesito, aplicando a Transformada de Fourier Inversa sobre funções resposta em frequência (FRF), mas este procedimento implica no uso duplo de Transformadas de Fourier (direta e inversa), o que, em boa parte, anula uma das principais vantagens dos métodos no domínio do tempo, que seria a capacidade de trabalhar com os sinais diretamente na forma em que eles são adquiridos, ou seja, como funções temporais. Já os métodos no domínio da frequência são aplicados sobre funções resposta em frequência, as quais são obtidas por processamento dos sinais adquiridos de excitação (normalmente força) e de resposta (aceleração, velocidade ou deslocamento, como exemplos) da estrutura.

No caso da resposta forçada de uma estrutura, estabelecendo relações em frequência entre as amplitudes das forças (F) aplicadas e as amplitudes (X) das consequentes respostas, estes conjuntos de valores complexos expressam as FRF. Assim podem-se obter, por exemplo, os valores de X/F , fornecendo uma curva conhecida como receptância. Podem também ser obtidas curvas inversas, trocando as posições (numerador/denominador) entre forças e respostas, sendo que tais respostas podem ainda se apresentar como velocidades ou acelerações, como apresentado na [Tabela 2](#).

Tabela 2: Nomenclatura usual de curvas FRF.

Resposta	Resposta / Força	Força / Resposta
Deslocamento	Receptância	Rigidez Dinâmica
Velocidade	Mobilidade	Impedância Mecânica
Aceleração	Inertância ou Acelerância	Massa Aparente

Para simplificar o cálculo de frequências naturais de modo específico e determinar a densidade modal em salas e cavidades assumem-se espaços em forma de caixa. Segundo [Hopkins \(2007\)](#)[49] de maneira semelhante, usam-se placas retangulares para calcular as frequências de modo específicas, sendo conveniente por ser o formato de lajes e paredes de edificações. Porém, existem edifícios onde os contornos da laje, junto à parede, têm condições de contorno significativamente diferentes. Logo, sempre haverá incertezas ao descrever cada uma dessas condições.

Uma solução prática para placas em edifícios é admitir que todos os limites são simplesmente afetados para ondas de flexão. Esta suposição é geralmente razoável quando os limites de uma placa estão rigidamente conectados a outros elementos, porém esta afirmação não é válida para toda uma faixa de frequência como será verificado na sequência desta tese. Isto vale para o caso de estruturas homogêneas, sendo que para uma placa que forma um piso flutuante os limites deste podem ser assumidos como livres de acordo com [Blevins e Plunkett \(1980\)](#)[50] e [Leissa \(1973\)](#)[51].

Em uma placa com limites simplesmente apoiados, haverá um campo de ondas de flexão sem campos próximos até uma faixa de frequência limite. Com este campo de ondas utiliza-se a equação de onda para encontrar a relação com o número de onda representado pelas constantes, k_x e k_y . Para determinar estas constantes pode-se comparar uma placa retangular com limites simplesmente apoiados por vigas com extremidades simplesmente apoiadas. Orienta-se essas vigas com comprimentos, L_x e L_y , ao longo dos eixos x e y , respectivamente, como apresentado na [Equação 22](#):

$$(k_B)^2 = \left(\frac{p\pi}{L_x}\right)^2 + \left(\frac{q\pi}{L_y}\right)^2, \quad (22)$$

sendo p e q os modos da placa.

Entretanto, este tipo de abordagem é principalmente aplicado para placas finas. No caso de acústica de salas, quando abordam-se exemplos de placas de pisos, os casos mais co-

muns são de grande espessuras, como é o caso do exemplo da laje estudada nesta tese (20 cm). Assim, não pode-se afirmar com plena convicção a existência de ondas de flexão "puras" devendo ser levados em conta outros efeitos como por exemplo os ocasionados por ondas cisalhantes.

A propagação da onda bidimensional em uma placa fina, isotrópica e homogênea é expressa pela [Equação 23](#):

$$B_p \left(\frac{\partial^4 \eta}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 \eta}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 \eta}{\partial y^4} \right) + \rho_s \frac{\partial \eta}{\partial t^2} = 0, \quad (23)$$

sendo η o deslocamento lateral em x e y , ρ_s a densidade superficial de massa em kg/m^2 e B_p a rigidez de flexão na placa obtida pela [Equação 24](#):

$$B_p = \frac{\rho c_l^2 h^3}{12}, \quad (24)$$

em que h é a espessura em m, ρ a densidade em kg/m^3 e c_l a velocidade de propagação de ondas longitudinais em m/s.

As frequências do modo de flexão para uma placa fina retangular, isotrópica e simplesmente apoiada então, podem ser calculados a partir da [Equação 25](#):

$$f_{p,q} = \frac{c_B}{2} \sqrt{\left(\frac{p}{L_x}\right)^2 + \left(\frac{q}{L_y}\right)^2}, \quad (25)$$

sendo c_B a velocidade de ondas de flexão em m/s, expressa pela [Equação 26](#):

$$c_B = \sqrt{\frac{2\pi f h c_l}{\sqrt{12}}}, \quad (26)$$

em que f é a frequência em Hz.

Para o caso de ondas de flexão a teoria de vigas e placas espessas é mais complexa do que para estruturas finas. Segundo [Hopkins \(2007\)](#)[49] a mesma não permite o cálculo simples das frequências naturais e dos modos de vibrar como apresentado na [Equação 25](#). Isso complica as questões para as estruturas de alvenaria e concreto. Portanto, nem sempre é possível justificar a utilização da teoria da onda de flexão pura em toda a faixa de frequência. Esta transição de placa fina à grossa pode ser observada na prática ao medir a resposta modal de uma única placa quando é desacoplada de outros elementos estruturais. A abordagem mais simples é usar a teoria da placa fina e sempre calcular a frequência de cruzamento para indicar a região do espectro acima da qual não há o aumento da incerteza no uso da teoria de placas finas, pelo fato da influência das ondas de cisalhamento na transmissão de energia estrutural.

Para estruturas espessas uma frequência de cruzamento específica para placas pode ser calculada considerando a diferença percentual na velocidade de ondas de flexão pura. Essa frequência é descrita como limite de placa fina para ondas de flexão puras (f_B) e pode ser calculada pela [Equação 27](#):

$$f_B = \frac{0,05c_l}{h}. \quad (27)$$

A frequência f_B na qual o comprimento de onda de flexão é igual a $6h$ pode ser usada para definir o critério de se aplicar a teoria de placa fina de acordo com [Hopkins \(2007\)](#) [49]. A velocidade de propagação em ondas longitudinais em placas finas, isotrópicas e homogêneas, que é necessária para estimar a velocidade de ondas de flexão pode ser expressa pela [Equação 28](#):

$$c_l = \sqrt{\frac{E}{\rho(1-\nu^2)}}, \quad (28)$$

sendo E o módulo de elasticidade em Pa e ν o coeficiente de *Poisson*.

No caso de placas finas a mesma pode ser considerada independente da frequência, ou seja, não dispersiva, quando o comprimento de onda é muito maior que a espessura da placa. No entanto, a natureza dispersiva em ondas longitudinais não podem mais ser ignoradas na faixa de alta frequência com placas espessas de alvenaria e concreto que às vezes são usadas em edifícios. Um erro percentual na velocidade de fase pode ser usado para definir uma frequência limitante f_l , podendo-se denominar esta como um limite acima do qual a placa não pode mais ser considerada como uma placa fina. Para um erro de 3% e um coeficiente de *Poisson* de 0,3, isso corresponde à frequência com que o comprimento de onda é aproximadamente $3h$ como apresentado na [Equação 29](#):

$$f_l = \frac{cl}{h} \sqrt{\frac{\frac{X\%}{100}}{\left(\frac{\pi^2}{6} \frac{\nu}{1-\nu}\right)^2}}, \quad (29)$$

onde h é a espessura da placa.

No caso de placas aplicadas em edificações como lajes de concreto armado, é muito comum estas terem formato retangular, em que a rigidez na direção transversal ao plano em geral apresente uma diferença de 20%, alterando o comportamento da mesma como comentado anteriormente devido a ortotropia do material. Para o caso de uma placa ortotrópica fina, a equação da onda bidimensional é expressa pela [Equação 30](#):

$$B_{p,x} \frac{\partial^4 \eta}{\partial x^4} + 2B_{p,xy} \frac{\partial^4 \eta}{\partial x^2 \partial y^2} + B_{p,y} \frac{\partial^4 \eta}{\partial y^4} + \rho_s \frac{\partial \eta}{\partial t^2} = 0, \quad (30)$$

sendo $B_{p,x}$ e $B_{p,y}$ a rigidez de flexão nos eixos x e y . Em que $B_{p,xy}$ é determinado pela [Equação 31](#):

$$B_{p,xy} = \sqrt{B_{p,x}B_{p,y}}. \quad (31)$$

Para este tipo de estrutura, as frequências naturais podem ser calculadas pela [Equação 32](#):

$$f_{p,q} = \frac{\pi h}{2\sqrt{12}} \left[c_{l,p,x} \left(\frac{p}{L_x} \right)^2 + c_{l,p,y} \left(\frac{q}{L_y} \right)^2 \right], \quad (32)$$

sendo h a espessura da placa, e $c_{l,p,x}$ e $c_{l,p,y}$ as velocidades das ondas longitudinais nos eixos x e y , respectivamente.

Para o caso de frequências acima de f_B , ou seja, em placas espessas, [Rindel \(1994\)](#) [52] sugere a seguinte correção na velocidade de ondas de flexão apresentada na [Equação 33](#):

$$c_{Bc} = \left(\frac{1}{c_B^3} + \frac{1}{\gamma^3 c_T^3} \right)^{-\frac{1}{3}}, \quad (33)$$

sendo $\gamma = 0,689$ e c_T a velocidade para ondas transversais em m/s expressa por:

$$c_T = \sqrt{\frac{G}{\rho}}, \quad (34)$$

em que G é o módulo de Cisalhamento em Pa.

Esta correção proposta tem relação com os efeitos da ondas cisalhantes no comportamento vibratório de uma placa espessa. Na teoria de placas finas o efeito da deformação pelo cisalhamento é negligenciado, segundo [Wang et al.\(1995\)](#)[53]. Quando esta teoria é aplicada para a análise de placas espessas ou com uma baixa taxa de módulo de cisalhamento transversal, os valores de deflexão são subestimados.

O efeito das deformações em placas espessas foi proposto por [Reissner \(1945\)](#) [54], sendo feito aprimoramento por [Mindlin\(1951\)](#)[55] ao incluir os efeitos da inércia rotativa. Esta teoria pressupõe variações lineares dos deslocamentos no plano, que origina valores constantes de distribuições transversais de tensão de cisalhamento ao longo da espessura. Esta teoria inicial de deformação de cisalhamento foi elaborada para ser suficiente em determinar as respostas globais da placa, isto é, para deflexões, frequências naturais e cargas de flambagem. Contudo, uma teoria de placa da deformação de cisalhamento seria necessária para estudar as tensões na placa ou para placas laminadas compostas com uma baixa relação de cisalhamento transversal com módulo de elasticidade. Assim, foi proposta a inserção dos efeitos das ondas cisalhantes (ver

Equações 35, 36 e 37), que representam os efeitos da rotação propostos por Mindlin(1951)[55]. Portanto, a propagação da onda bidimensional em uma placa espessa e homogênea é expressa por:

$$\frac{D}{2} \left[(1 - \nu) \nabla^2 \psi_x + 1 + \nu \frac{\partial \phi}{\partial x} \right] - \kappa^2 Gh \left[\psi_x + \frac{\partial w_M}{\partial x} \right] = 0, \quad (35)$$

$$\frac{D}{2} \left[(1 - \nu) \nabla^2 \psi_y + 1 + \nu \frac{\partial \phi}{\partial y} \right] - \kappa^2 Gh \left[\psi_y + \frac{\partial w_M}{\partial y} \right] = 0, \quad (36)$$

$$\phi = -\nabla^2 w_M - \frac{q}{\kappa^2 - Gh}, \quad (37)$$

sendo D a rigidez de flexão da placa com espessura h uniforme e coeficiente de *Poisson* ν , κ^2 o fator de correção devido o cisalhamento, q a carga transversal, G o módulo de cisalhamento, w_M a deflexão na superfície média, ψ_x e ψ_y a rotação em torno dos eixos x e y . Em que ϕ pode ser obtido também com a Equação 38:

$$\phi = \frac{\partial \psi_x}{\partial x} + \frac{\partial \psi_y}{\partial y}. \quad (38)$$

Considerando uma placa simplesmente apoiada em que $\phi = w_M = 0$, e combinando as Equações 35, 36 e 37 com a Equação 38, obtêm-se a Equação 39:

$$\nabla^2 \phi = \nabla^2 \left[\nabla^2 \left(-w_M + \frac{\varpi}{\kappa^2 Gh} \right) \right] = -\frac{q}{D}, \quad (39)$$

sendo ϖ o momento de Marcus calculado pela Equação 40:

$$\varpi = \frac{M_x + M_y}{1 + \nu}, \quad (40)$$

onde $M_x + M_y$ são os momentos em torno dos eixos x e y respectivamente.

3.2.4 Estimativa do amortecimento

Previamente à elaboração do modelo numérico, é necessário comentar sobre o amortecimento no concreto, fator este que possui uma variabilidade importante, devido à ortotropia e não-homogeneidade deste material. Com relação à determinação do amortecimento, podem-se dividir os métodos em três principais tipos, sendo eles o Método da potência injetada, Decaimento e Banda de meia potência.

O método da potência injetada requer a medição da potência transmitida ao componente sendo ensaiado, e a medição da energia vibratória proporcional a V^2 . Segundo Bloss

(2002)[56] é admitido que a energia transferida para o componente seja totalmente dissipada pelo amortecimento estrutural apenas. Deve-se portanto ter extremo cuidado com a suspensão do componente e com a fixação do excitador e dos acelerômetros, para que a energia perdida por meio destes elementos seja minimizada. Este método baseia-se na aplicação direta da definição do fator de perda η , considerando $W_{dis} = W_{in}$, ou seja:

$$\eta = \frac{W_{dis}}{\omega M \langle V^2 \rangle} = \frac{W_{in}}{\omega M \langle V^2 \rangle}, \quad (41)$$

onde W_{dis} é a potência dissipada e W_{in} a potência injetada em W , ω a frequência angular rad/s, M a massa em kg, e V a velocidade medida no componente excitado em m/s.

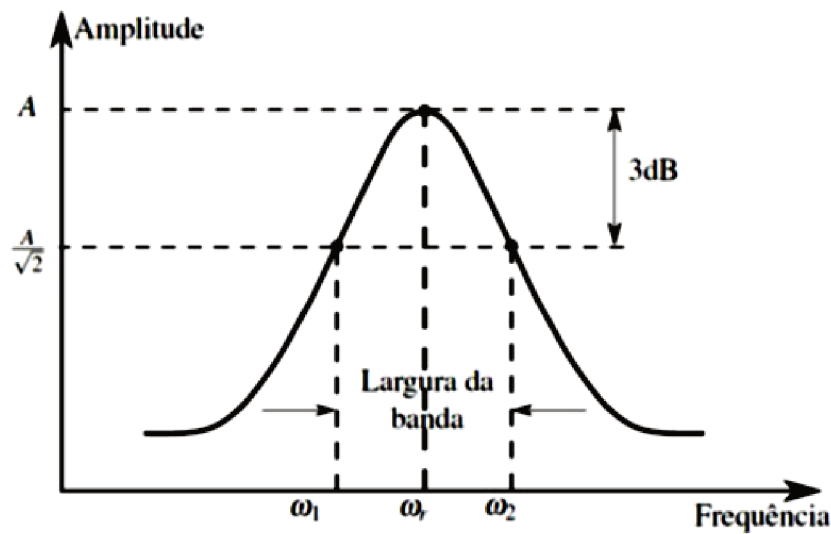
O método do decaimento é bastante usado em aplicações de controle de ruído e vibrações por ser simples, rápido e por utilizar pouca instrumentação. Para Hopkins e Robinson (2013)[36] o mesmo consiste em cortar subitamente o suprimento de energia ao componente sendo ensaiado, e registrar o decaimento da energia vibratória. O fator de perda por este método pode ser expresso pela Equação 42.

$$\eta = \frac{2,2}{f_n T_r}, \quad (42)$$

onde T_r é o tempo de reverberação em s, e f_n a frequência central da banda em Hz.

Por fim, o terceiro método é o da banda de meia potência, ou método de seleção de pico, que é o método mais rudimentar de todos os métodos de ajuste de curvas. Na verdade, geralmente este método não é implementado como um processo de ajuste de curvas, e sim, como um mero caso de interpolação dos pontos de meia-potência. É um método de um grau de liberdade (GDL) para fazer estimativas locais de frequência modal e do amortecimento, como indicado na Figura 35.

Figura 35: Método da banda de meia potência.



Fonte: Adaptado pelo autor (2018).

Sendo o fator de perda por este método calculado pela [Equação 43](#).

$$\eta = \frac{\omega_1 - \omega_2}{\omega_r}, \quad (43)$$

em que ω_1 e ω_2 são as frequências angulares limites que representam um decaimento de 3 dB, e ω_r é a frequência central.

Com relação aos modelos analíticos para determinação do amortecimento em estruturas civis, os primeiros trabalhos baseiam-se na pesquisa de [Craik \(1981\)](#)[57] que aborda um modelo para estimar o fator de perda total em estruturas de placas (pisos e paredes) de edificações. O modelo leva em consideração o amortecimento interno do material da placa η_{int} e também a energia transmitida para alguma outra estrutura acoplada. Para validar o modelo estabelecido o autor utilizou medições em laboratório para paredes de concreto, por meio do método do decaimento, baseado na estimativa do tempo de reverberação, como indicado na [Equação 42](#). Os testes de amortecimento também foram aplicados utilizando como fonte de excitação a força aplicada por martelo de impacto. Foram realizadas medições em seis pontos da superfície de cada parede de concreto. No trabalho não foram abordadas com mais detalhes as condições de contorno. Ao final da análise, os autores estimaram um modelo generalista para calcular o fator de perda do concreto, como apresentado na [Equação 44](#):

$$\eta = \frac{1}{f^{0,5}} + 0,01. \quad (44)$$

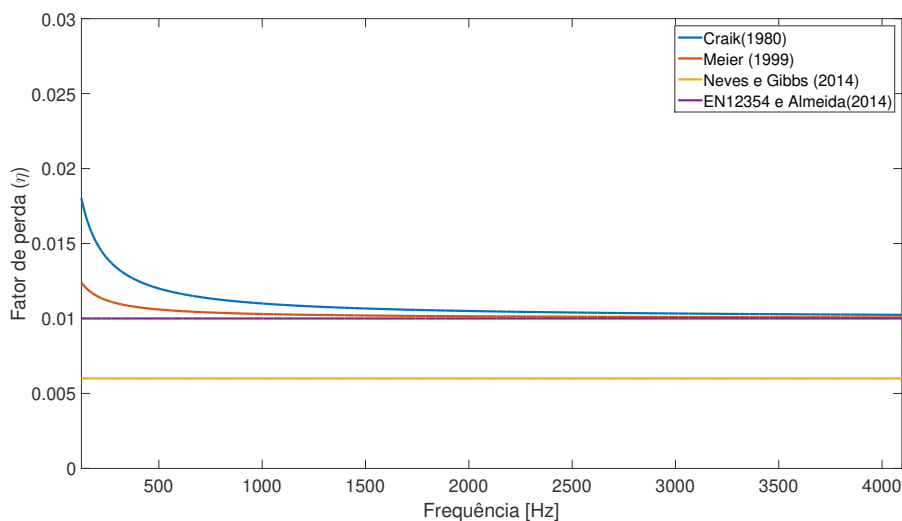
Este modelo, serviu como referência para o de [Meier et al.\(1999\)](#)[58], na qual sugere-

rem que para estimativa de Tr estrutural é mais indicado o uso de *shaker* ao invés de martelo de impacto, devido as incertezas de medição existentes no método de decaimento, indicando correções para a estimativa do amortecimento como pode ser visto na [Equação 45](#):

$$\eta = \frac{0,3}{f^{0,5}} + 0,01. \quad (45)$$

Na [Figura 36](#) são apresentados os valores de fatores de perda internos sugeridos pelos modelos analíticos apresentados nesta seção e também com base nos valores apresentados no [Apêndice A 8.1 \(Tabela 24\)](#) estando estes próximos ao indicado pelas normativas internacionais, igual a 0,006. Observa-se que todos apresentam a partir de 300 Hz valores constantes ao longo da frequência, com diferença máxima de 0,009 abaixo desta faixa.

Figura 36: Fator de perda interno sugerido por autores da área para o concreto.



Fonte: Autoria própria (2019).

3.2.5 Propriedades mecânicas do concreto.

No [Apêndice A 8.1 \(Tabela 24\)](#) são apresentados os valores das propriedades mecânicas do concreto (módulo de elasticidade, coeficiente de *Poisson* e fator de perda) e densidade obtidas em outros estudos. Com base nestes valores e levando em conta o proposto na normativa [NBR 6118 \(2003\)](#)[59] de projetos de estruturas de concreto, considerou-se o módulo de cisalhamento (G) obtido no caso de estruturas isotrópicas pela [Equação 46](#).

$$G = \frac{E}{2(1 + \nu)}, \quad (46)$$

em que E é o módulo de Elasticidade em Pa, e ν o coeficiente de *Poisson*. Cabe ressaltar que a influência do aço e da ortotropia do material foram ajustadas após a análise experimental.

Dentre as propriedades citadas, o módulo de Young ou módulo de elasticidade é um parâmetro mecânico que proporciona uma medida da rigidez de um material sólido. É um parâmetro fundamental para a engenharia e aplicação de materiais, pois está associado com a descrição de várias outras propriedades mecânicas, como por exemplo, a tensão de escoamento, a tensão de ruptura, e a variação de temperatura crítica para a propagação de trincas sob a ação de choque térmico. É uma propriedade intrínseca dos materiais, dependente da composição química, microestrutura e defeitos (poros e trincas), que pode ser obtida da razão entre a tensão exercida e a deformação sofrida pelo material.

Como o concreto é um material heterogêneo, mudanças na microestrutura, como aumento do volume de vazios ou da quantidade de microfissuras na zona de transição, podem exercer grande influência nas suas propriedades, principalmente na resistência e na deformabilidade. Segundo Almeida (2005)[60] a zona de transição é o elo de ligação entre os dois constituintes do concreto: a matriz de argamassa e o agregado graúdo. A rigidez do material composto não reflete totalmente a rigidez de cada um dos seus constituintes, tanto que o diagrama tensão-deformação do concreto fica compreendido entre os diagramas, quase sempre lineares, do agregado e da pasta de cimento.

Quanto ao módulo de cisalhamento de um material, o mesmo é definido como a razão entre a tensão de cisalhamento aplicada ao corpo e a sua deformação angular. A tensão de cisalhamento relaciona-se com uma força aplicada paralelamente a uma superfície, com o objetivo de causar o deslizamento de planos paralelos uns em relação aos outros. Enquanto isso o coeficiente de *Poisson* mede a deformação transversal (em relação à direção longitudinal de aplicação da carga) de um material homogêneo e isotrópico. A relação estabelecida é entre deformações ortogonais. Materiais convencionais têm coeficiente de *Poisson* positivo, ou seja, contraem-se transversalmente quando esticados longitudinalmente e se expandem transversalmente quando comprimidos longitudinalmente. Como forma de corrigir as possíveis ortotropias que possam interferir no comportamento estrutural do concreto, Bono (2008)[61] propõe o modelo da Equação 47 para o cálculo do módulo transversal no plano i e j :

$$G = \frac{E_i E_j}{E_i(1 + \nu_{ij}) + E_j(1 + \nu_{ji})}. \quad (47)$$

3.2.6 Modelos de força de impacto

Dentre as formas de excitação em estruturas civis podem-se citar dois tipos principais de fonte, podendo ser estas transientes e estacionárias. Dentre as fontes estacionárias, pode-se citar os *shakers* como aplicado e avaliado por [Crispin \(2006\)](#)[20] que precisou de um equipamento de alto custo nas suas análises de isolamento de ruído de impacto, ou por meio de fontes transientes, como é o caso dos martelos de impactos. Além destas, existe uma forma que pode ser definida como uma combinação de fontes transientes e estacionárias que seria a máquina de impactos padrão, fonte esta sugerida para a avaliação de desempenho de pisos das edificações nas normativas internacionais.

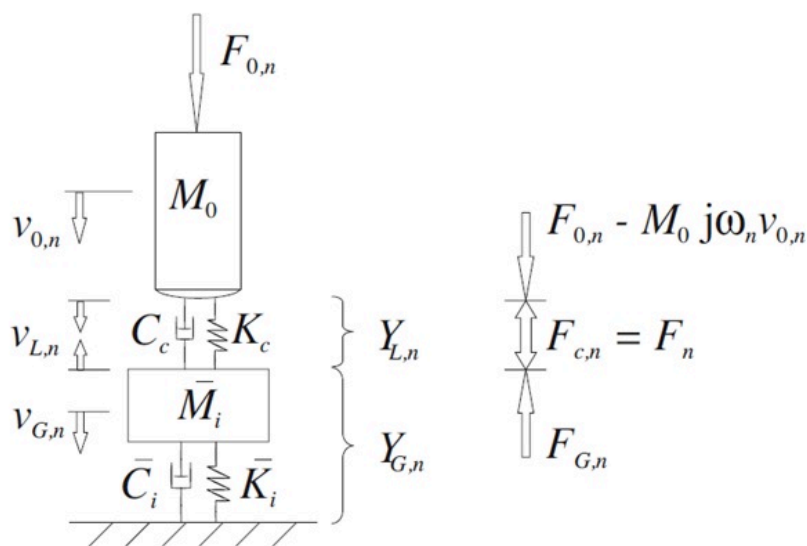
Os primeiros modelos de avaliação do efeito da máquina de impactos sobre o piso de edificações surgiram de forma a estimar os parâmetros (massa, velocidade de queda dos martelos da máquina, admitância global e local do piso) que interferem neste tipo de interação, como avaliado por [Cremer e Heckl \(1996\)](#)[62], [Vér \(1971\)](#)[63], [Scholl e Maysenholder \(1999\)](#)[64], e [Brunskoh e Hammer \(2003\)](#)[65]. As aplicações destes modelos preliminares são expressas na [Tabela 3](#).

Tabela 3: Aplicação de cada modelo de estimativa da força de impacto.

Autor	Aplicação
Cremer e Heckl (1996) [62]	Pisos com baixa admitância e superfícies duras
Vér (1971) [63]	Superfícies duras, más com componentes elásticos
Scholl e Maysenholder (1999) [64]	Modelo de Ver (1971), tendo interação com a rigidez do piso
Brunskoh e Hammer (2003) [65]	Pisos com alta admitância

Com estes modelos preliminares [Rabold et al. \(2010\)](#)[66] concluíram que a força transmitida para o piso excitado por impactos depende de dois fatores, a admitância local (YL) no ponto de aplicação da força e a admitância global (YG) do sistema do piso, servindo esta análise para diferentes tipos de fontes, indo além da análise para máquina de impactos, como apresentado na [Figura 37](#).

Figura 37: Modelo de interação de força de impacto com piso.

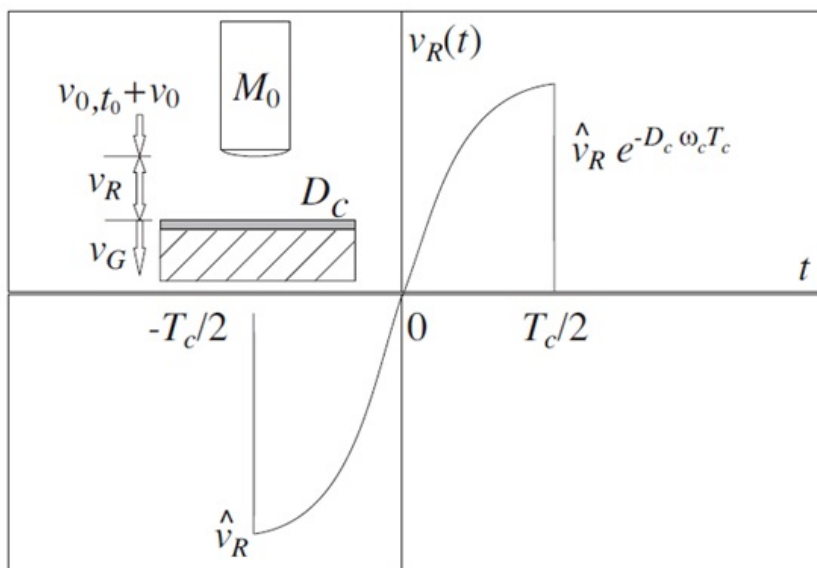


Fonte: Rabold *et al.*(2010)[66].

Na [Figura 37](#) tem-se: $F_{0,w}$ como a força aplicada pela fonte de impacto em N, M_0 a massa dos martelos da máquina, M_i a massa do piso, $v_{0,n}$ a velocidade de queda dos martelos, $v_{L,n}$ a velocidade local relativa ao contato do martelo da máquina com a superfície do piso, C_c o amortecimento local relativo, K_c a rigidez local relativa, $v_{G,n}$ a velocidade global no piso, K_i a rigidez do piso, C_i o amortecimento no piso, $Y_{L,n}$ a admitância local e $Y_{G,n}$ a admitância global, e $F_{G,n}$ a força global de reação.

Considerando a velocidade de interação entre o martelo e a superfície (v_r), os autores convergem para uma relação de força e velocidade com a rigidez de contato como apresentado na [Figura 38](#). Nesta, D_c representa o efeito do amortecimento local.

Figura 38: Relação de força e velocidade com a rigidez de contato para a máquina de impacto.



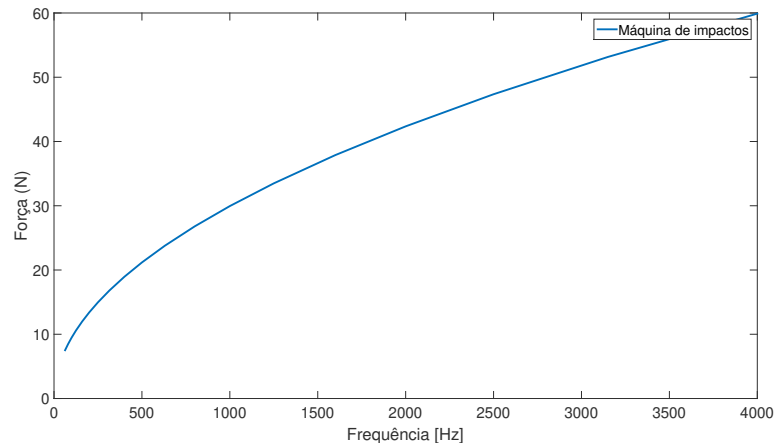
Fonte: Rabold *et al.* (2010) [66].

A importância da admitância na interação entre a fonte de impacto e o piso foi comprovada por outros autores como Holler e Gibbs (2017) [67] e Hopkins (2007) [49] que sintetizam em uma equação (ver Equação 48) o modelo genérico da força gerada pela máquina de impactos no piso:

$$F_{rms} = 3,9B, \quad (48)$$

onde $B = 0,23f$ para análise de 1/3 de oitava e $B = 0,7074f$ para análises em oitava. Na Figura 39 é apresentado o espectro estimado da força de impacto da máquina sobre piso de concreto, sendo que neste modelo não é comentado sobre a rigidez do piso que foi testado, sabendo-se da heterogeneidade dos materiais utilizados na construção civil.

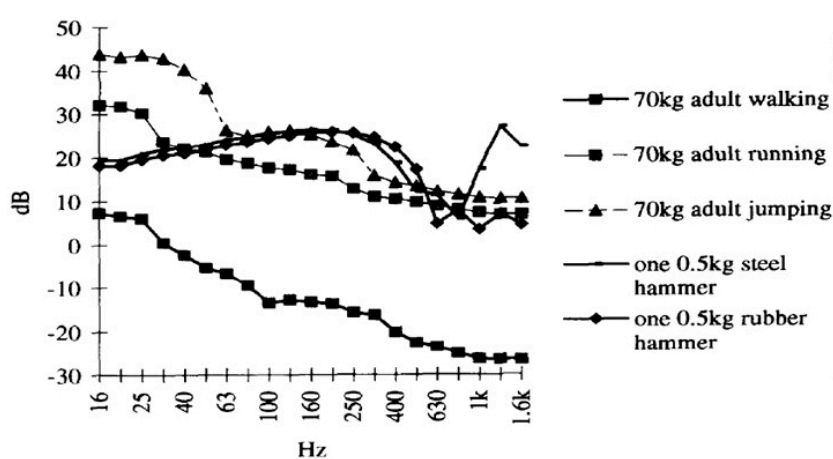
Figura 39: Força de impacto estimada para máquina de impactos.



Fonte: Autoria própria (2019).

Shi *et al.*(1997)[68] expandem esta análise, em que os autores também avaliaram o comportamento de diferentes tipos de fontes de impacto (bola de areia, saco de areia, *tapping machine* com martelos de aço e emborrachados), além do caminhar, correr e pular de seres humanos sobre estruturas de piso, utilizando uma placa de alumínio como forma de medir a magnitude de cada uma destas, como apresentado na Figura 40.

Figura 40: Valores de NPS estimados para diferentes tipos de forças de impacto aplicados sobre pisos de concreto



Fonte: Shi *et al.*(1997)[68].

Os autores concluíram que o espectro de força da máquina de impacto é muito diferente de fontes reais de pessoas andando, correndo ou pulando. A máquina apresenta valores máximos na faixa de 60 N enquanto o impacto de uma pessoa pulando chega a 2000 N. Também sugerem que a superfície de contato e o tipo de calçado não tem tanta interferência neste fenômeno se comparado com a massa do indivíduo, propondo o modelo da Equação 49:

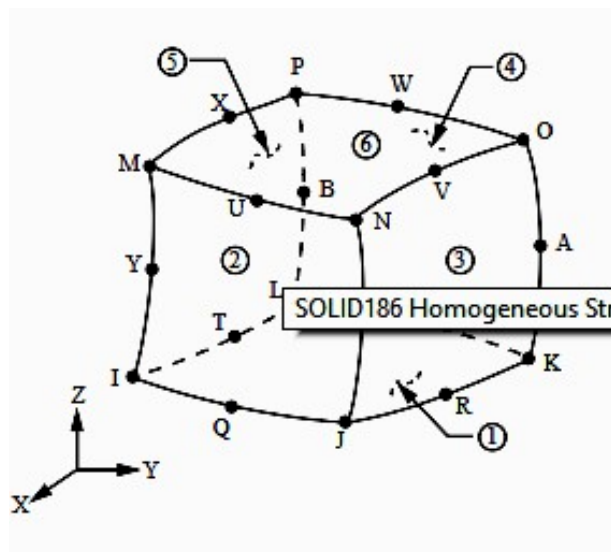
$$F_{max} = 58,8m + 21,6(N), \quad (49)$$

onde m é a massa do indivíduo em kg, e F_{max} expressa em N.

Logo, tendo em vista o que foi apresentado, para realizar a análise modal prévia da bancada, utilizou-se como ferramenta de auxílio software comercial com base em FEM, que utiliza a seguinte metodologia de modelagem: (1) determinação das propriedades dos materiais, sendo elas densidade (ρ), módulo de elasticidade (E), coeficiente de *Poisson* (ν) e fator de perda interno (η); (2) desenho da geometria e exportação para construção da malha; (3) definição do modelo de malha e do tamanho dos elementos.

3.2.7 Elaboração do modelo numérico.

Tendo sido definidas as propriedades dos materiais e a geometria da estrutura da bancada, partiu-se para a etapa de modelagem numérica. Foi utilizado o elemento *solid* do software *Ansys*, com base no modelo matemático apresentado do elemento sólido 3D que mais se aproxima da geometria da estrutura da bancada (laje e pilares), considerando a mesma como isotrópica para poder avaliar previamente o comportamento modal desta. Este comentário é pelo fato do concreto ser heterogêneo e ortotrópico, o que foi corrigido com a análise modal experimental. O *solid* é um elemento sólido de vinte nós e 3D de ordem superior que usa funções de forma quadráticas por nó nas direções nodais x , y e z (ver [Figura 41](#)). O elemento suporta plasticidade, hiperelasticidade, fluência, rigidez de tensão, grande deflexão e grandes capacidades de deformação.

Figura 41: Elemento *sólid* 3D do software *Ansys*.

Fonte: Adaptado pelo autor (2019).

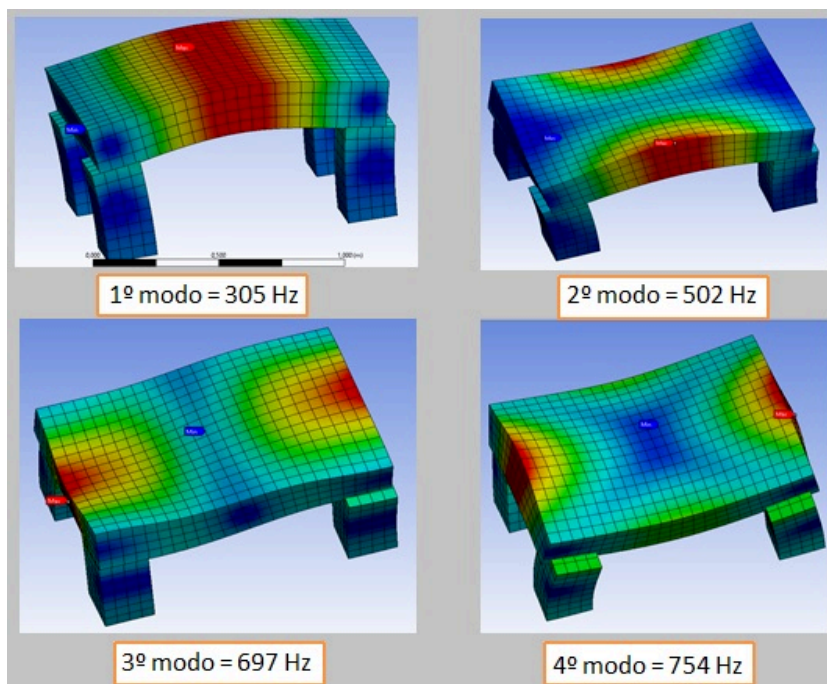
O intuito inicial do modelo foi compreender a região de frequências correspondente aos primeiros modos de vibrar da bancada (0 a 1.000 Hz). A faixa de análise completa escolhida foi de 0 a 4.000 Hz, região correspondente à de interesse das principais normativas que abordam a transmissão vibroacústica em pisos de edificações ([EN 12354-2 \(2001\)](#)[15] e [ISO 10848-1 \(2017\)](#)[40]). Esta faixa é estudada também pelos autores citados anteriormente no Capítulo 2, que avaliaram a transmissão de ruído de impacto como [Pereira et al.\(2014\)](#)[10], [Hopkins \(2014\)](#)[32], [Cho \(2013\)](#)[24] e outros.

Antes de determinar o tipo de elemento e o tamanho deste, foi necessário estimar como a estrutura seria subdividida, sendo neste caso em 5 corpos (4 pilares e 1 laje). As conexões entre partes da estrutura foram implementadas por meio de elementos de contato na condição *No separation* do software *Ansys*, que para o problema linear em questão permanece sempre "fechado"(em contato pleno) ao longo da análise. Esta é a configuração padrão que se aplica a todas as regiões de contato (superfícies, sólidos, linhas, faces, arestas). Se as regiões de contato estiverem conectadas, não haverá deslizamento ou separação entre faces ou arestas. Esse tipo de contato permite uma solução linear, pois o comprimento ou área de contato não serão alterados durante a aplicação da carga.

Foi elaborado o modelo como indeslocável na direção perpendicular ao plano da laje, representando a região de contato pilar e piso, considerando a presença do piso rígido abaixo dos pilares que sustentam a bancada. Utilizou-se o elemento em formato quadrilátero, sendo que para esta análise preliminar, ao estimar o tamanho deste, levou-se em consideração a maior frequência da faixa de análise e a velocidade das ondas de flexão no concreto (2.518 m/s) es-

timada pela [Equação 33](#). Definiu-se assim, o tamanho preliminar do elemento de 5 cm, totalizando assim 2.048 elementos. Foram analisados os 500 primeiros modos até a faixa de interesse, sendo desprezados os modos de corpo rígido. Obteve-se então os seguintes modos apresentados na [Figura 42](#).

Figura 42: Frequências naturais e formas modais da bancada sem ajuste das propriedades mecânicas.



Fonte: Autoria Própria (2018).

Nesta primeira abordagem foram utilizados os dados apresentados na [Tabela 4](#), seguindo as sugestões de propriedades mecânicas apresentadas por outros autores no [Apêndice A 8.1 \(Tabela 24\)](#) considerando o fator de perda interno de 0,006 constante como descrito na [Seção 3.2.4](#).

Tabela 4: Propriedades do concreto armado isotrópico e homogêneo.

Propriedades	Sem Ajuste
E_x, E_y, E_z (Pa)	25×10^9
G_{xy}, G_{xz}, G_{yz} (Pa)	10×10^9
$\nu_{xy}, \nu_{xz}, \nu_{yz}$	0,20
ρ (kg/m ³)	2300

Com as primeiras frequências naturais identificadas, e pela visualização da animação da forma modal, foi possível identificar os pontos mais excitados quando carregada a estru-

tura (região vermelha das formas modais ilustradas), auxiliando assim a escolha dos pontos de inserção da força e de melhor leitura das acelerações.

3.3 Análise modal experimental

Com a análise modal numérica preliminar realizada, foi necessário ajustar os parâmetros estruturais que serviram como dados de entrada (módulo de elasticidade e cisalhamento, coeficiente de *Poisson* e densidade) para o modelo. A metodologia disponível seria a análise modal experimental, em que por meio de excitações em pontos aleatórios na estrutura e sensores posicionados na superfície desta, consegue-se determinar a forma modal das deformações e as frequências de ressonância. Porém, esta metodologia é utilizada quando os equipamentos que fornecem a excitação para estrutura possuem um transdutor de força acoplado. Encontrou-se então uma limitação para este tipo de experimento, devido à indisponibilidade no LVA de um martelo de impacto ou *shaker* com potência suficiente para excitar uma estrutura com mais de 400 kg. Deparou-se portanto, com a possibilidade de utilizar uma metodologia alternativa que foi a ODS (*Operating Deflection Shape*).

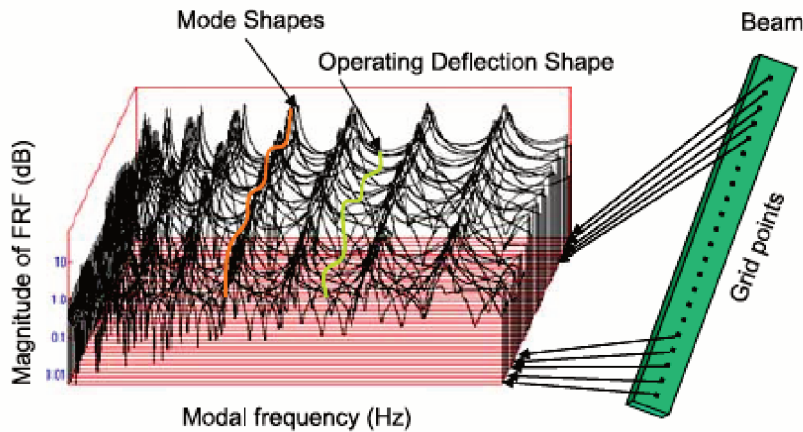
3.3.1 Introdução ao conceito de ODS

Esta metodologia é definida pelo movimento relativo de dois ou mais pontos de uma forma modal. Segundo Schwarz (1999)[69], uma forma é o movimento de um ponto em relação a todos os outros. O movimento é um vetor quantidade, o que significa que tem localização e direção associadas com isso, podendo simbolizar este conceito em relação à definição de grau de liberdade. Em geral, uma ODS é definida como a relação de magnitude e fase de vários pontos de um estrutura em que combina-se a curva soma das respostas da mesma (FRF) com uma animação representativa das formas modais. É importante deixar claro que a ODS é uma metodologia, sendo necessário um método conhecido de extração dos parâmetros modais.

A ODS é uma metodologia de análise dinâmica pautada em visualizar por vídeos os modos de vibração de um sistema, sendo útil para entender o comportamento vibroacústico do mesmo. Importante ressaltar que a mesma consiste numa metodologia adaptada, que necessita de um método estabelecido de análise dos parâmetros modais, podendo a mesma ser definida na seguintes etapas: (1) modelo 3D (desenho da estrutura) e definição dos pontos de aquisição dos sinais de resposta; (2) definição das frequências de interesse (análise dos sinais de vibração) e aquisição de dados; (3) correlação do modelo 3D com o dados de vibração e concepção do vídeo (animação 3D).

Na [Figura 43](#) é apresentado um exemplo da aplicação da ODS comparando FRF em vários pontos de uma viga, podendo esta abordagem ser expandida para outros tipos de estruturas (placas por exemplo).

Figura 43: Exemplo de aplicação da ODS.



Fonte: [Yoon \(2010\)](#)[70].

De acordo com [Jenneskens \(2006\)](#)[71], na análise com ODS, ao contrário da análise modal, as forças que atuam no sistema (entradas) não são medidas e, portanto, desconhecidas. As vantagens do ODS em relação à análise modal experimental convencional são que não há suposição de um modelo linear e a estrutura experimental forças operacionais reais. Enquanto isso, as desvantagens são que nenhum modelo dinâmico completo é obtido e as formas de deflexão operacional refletem apenas o movimento cíclico a uma frequência específica.

Dentre os métodos para determinação dos parâmetros modais da bancada, foi utilizado o PolyMAX já implementado no Analisador de sinais (Test Lab da LMS Siemens), conforme descrito por [Marcon \(2018\)](#)[72]. Este método é baseado na representação de sistemas dinâmicos a partir da determinação da razão das funções polinomiais complexas para cada grau de liberdade de excitação e de resposta (ver [Equação 50](#)):

$$H_{ij}(\omega) = \frac{B_{ij}(z_k)}{A(z_k)}, \quad (50)$$

sendo que $H_{ij}(\omega)$ é a FRF medida experimentalmente, em que A e B_{ij} representam os sinais de entrada e saída, respectivamente. Estes termos são definidos na [Equações 51 e 52](#):

$$A(z_k) = \sum_{n=0}^N a_n z_k^n = a_0 + a_1 z_k + a_2 z_k^2 + \dots + a_N z_k^N, \quad (51)$$

$$B_{ij}(z_k) = \sum_{n=0}^N b_{ij,n} z_k^n = b_{ij,0} + b_{ij,1} z_k + b_{ij,2} z_k^2 + \dots + b_{ij,N} z_k^N, \quad (52)$$

em que o domínio z foi determinado por $Z_k=e^{(j\omega_k\Delta t)}$ que considera o sinal amostrado no domínio do tempo com espaçamento temporal Δt constante, e $\omega_k=k\Delta\omega$ com espaçamento espectral $\Delta\omega$ constante; $k = 1, 2, 3, \dots, K$; a_n e $b_{ij,n}$ os coeficientes polinomiais; N é a ordem dos polinômios diretamente ligada ao número de modos a serem determinados. O erro ponderado $E_{ij}(\omega_k)$ entre as frequências dos modos de vibrar pode ser determinado pelas [Equação 53](#):

$$E_{ij}(\omega_k) = \frac{1}{w_{ij}} [A(z_k)H_{ij}(\omega_k) - B_{ij}(z_k)], \quad (53)$$

onde $w_{ij}(\omega_k)$ representa um fator de ponderação com a mesma magnitude das FRF na frequência ω_k .

Para a realização da análise experimental, primeiramente foi necessário determinar qual seria a melhor forma de excitação da bancada de concreto, de maneira a comparar os resultados com o modelo numérico. Devido à indisponibilidade de fonte de excitação padronizada, partiu-se para outras formas de instrumentação com adequações, o que inclusive caracterizou o experimento como ODS. Foram feitos testes com quatro tipos de fontes de impacto, sendo elas duas marretas de impacto, sendo uma com ponta de metal e peso de 1 kg, e a outra com com ponta de nylon e peso de 4 kg. As outras fontes foram a máquina de impactos padrão e os impactos de uma pessoa de 70 kg pulando sobre a laje.

3.3.2 Instrumentação utilizada nas medições

Para a realização dos experimentos foram utilizados os seguintes equipamentos:

- Máquina de impactos : a máquina de impactos (*Tapping Machine*) modelo 3207 da *Brüel & Kjaer*;
- Acelerômetros e calibrador: para estimar os níveis de vibrações transmitidos entre os elementos acoplados foram utilizados acelerômetros piezoelétricos tipo 4519 da *Brüel e Kjaer*. Para corrigir e diminuir possíveis erros durante as medições, estes foram previamente calibrados com equipamento 2894 da *PCB Piezotronics*;
- Analisador de sinais modelo *Scadas LMS*, com 6 canais;
- Marretas de impacto: para excitar a bancada experimental, também foram utilizadas duas marretas comuns utilizadas em serviços de construção com pesos diferentes (1 e 4 kg), e ponta feitas de materiais diferentes (aço e nylon).

3.3.3 Métodos de correlação de resultados

De forma a estimar as variações entre os resultados experimentais e numéricos empregou-se o método de correlação baseado no confronto de parâmetros modais como frequências naturais e formas modais. Para a comparação entre os pares p de frequências naturais numéricas (ω_{pN}) e experimentais (ω_{pE}), pode-se adotar quantitativamente uma diferença relativa percentual dada pela [Equação 54](#), aplicada também por exemplo no trabalho de [Marcon \(2018\)](#)[72].

$$\Delta\omega_n(\omega_{pN}, \omega_{pE}) = \frac{\omega_{pN} - \omega_{pE}}{\omega_{pE}}. \quad (54)$$

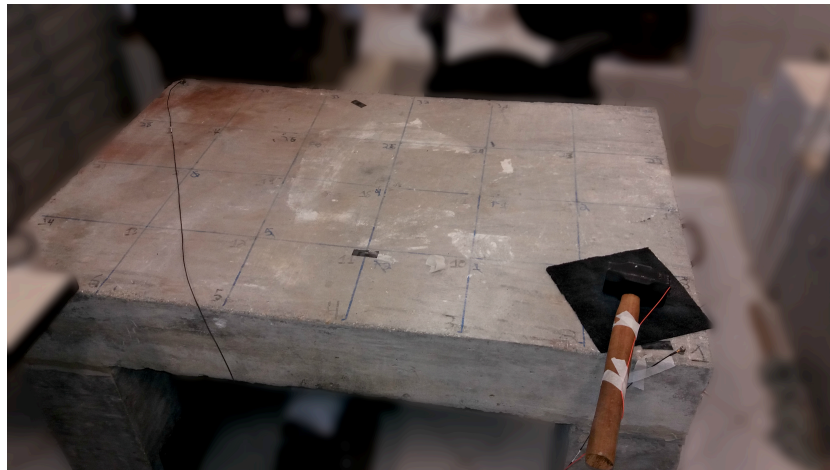
Conforme [Allemang e Brown \(1982\)](#)[73] pela [Equação 55](#) pode ser expresso o grau de correlação entre os modos de vibração numéricos e experimentais que é dado pelo Coeficiente de Correlação Modal (β). Quanto mais próximo da unidade um par p de autovetores (numérico e experimental) estiver, mais correlacionadas estão as frequências naturais. Em contrapartida, quanto mais próximo de zero, menor é a correlação. Em geral, segundo [Millthaler \(2015\)](#)[74] uma correlação superior a 70% é satisfatória. Entretanto, em caso de modelos complexos (estruturas de concreto por exemplo), valores superiores a 60% são aceitáveis.

$$\beta = \frac{|\omega_{pn}^T \omega_{pE}|^2}{\omega_{pn}^T \omega_{pn} \omega_{pE}^T \omega_{pE}}. \quad (55)$$

3.3.4 Experimentos por meio de ODS.

O primeiro teste com ODS para estimar o comportamento modal da estrutura foi com a marreta de impacto de 1 kg com ponta de aço. Para isto, a superfície da laje foi dividida em trinta e cinco pontos, formando uma malha, conforme pode ser visto na [Figura 44](#).

Figura 44: Instrumentação e malha de pontos utilizadas na ODS, com marreta de 1 kg.



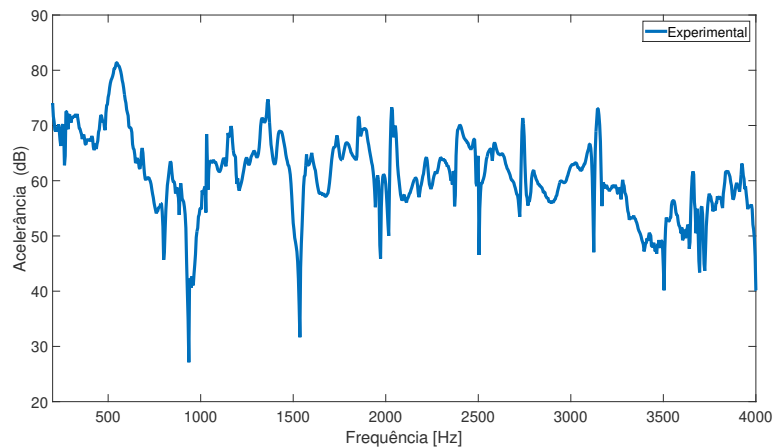
Fonte: Autoria Própria (2018).

A superfície da bancada foi dividida em quadrados de 20 cm de lado. Nas medições, foram utilizados três pontos de excitação, sendo medidos trinta e cinco pontos de aceleração para cada ponto de força, totalizando cento e cinco valores de aceleração. Durante a medição um acelerômetro ficou fixo e o outro variou ao longo da superfície da bancada. Em cada ponto medido foram aplicados cinco impactos, com estes armazenados e sendo feita a média para cada ponto. Previamente às medições, os acelerômetros foram devidamente calibrados. Ao final, foi obtida uma FRF comparando as acelerações relativas entre o ponto fixo e os demais medidos, em que foi possível comparar o gráfico soma das FRF com o comportamento modal da estrutura obtido com auxílio da ferramenta do analisador de sinais. Foi possível, assim, estimar as frequências de ressonância da bancada e os modos de vibrar desta, para poder ajustar o modelo computacional. Em paralelo, devido à necessidade de estimar qual a força inserida no sistema, foi instalado um acelerômetro na ponta não excitada do martelo de impacto, para poder de forma aproximada obter este dado, para ser utilizado no modelo computacional posteriormente nas outras análises.

Foi possível observar (ver [Figura 45](#)) alguns pontos importantes que inviabilizaram a escolha deste tipo de fonte para análises futuras de índice K_{ij} . Um destes foi o fato do martelo não conseguir excitar todos os modos vibratórios em todos os pontos da bancada. Dessa forma, foi mais incerto utilizar os métodos de correlação representados pelas [Equações 54 e 55](#). Esta questão está relacionada ao efeito elevado da massa do sistema, que necessita de uma força externa elevada (>80 N) para poder excitar de maneira precisa todos os modos. Como exemplo, foi possível observar com clareza o segundo modo (537 Hz), porém a energia para excitar o primeiro não foi suficiente. Como foi utilizada uma ponta de aço, também foi constatado que os

impactos estavam danificando a superfície da estrutura. Como a validação do modelo numérico foi baseada na comparação dos modos de vibração, tendo como referência a curva soma das FRF e das frequências naturais, optou-se por testar outras fontes mais precisas.

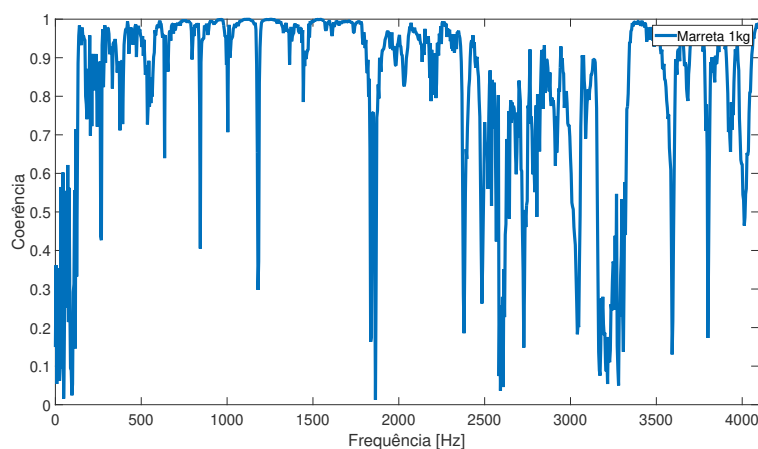
Figura 45: Curva soma das FRF com marreta de 1 kg.



. Fonte: Aatoria Própria (2018).

Como pode ser visto na [Figura 46](#), outro ponto que inviabilizou a escolha da marreta de 1kg para os demais testes, foi o valor baixo (0,5) da coerência nas médias (500 a 1.000 Hz) e altas (1.000 a 4.000 Hz) frequências, além de variar em torno de 0,8 nas baixas frequências (até 500 Hz). A função coerência é uma medida da potência do sinal de resposta causado pela entrada. Esta função pode ser usada para verificar a qualidade da medição. De acordo com [Maia e Silva \(1997\)](#)[47] quanto mais próximo de 1 estiver o valor de coerência melhor é a medição.

Figura 46: Curva de coerência da medição em um ponto da laje com marreta de 1 kg.

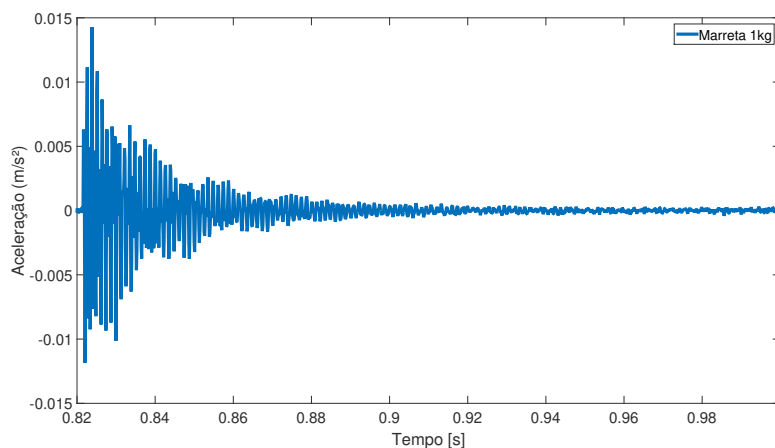


. Fonte: Aatoria Própria (2018).

Como pode ser visto na [Figura 47](#), o sinal das respostas à aplicação da marreta aplicada sobre a superfície da laje apresenta características de um sinal transiente decaindo com o tempo

devido ao efeito do amortecimento da estrutura. O mesmo pode representar a queda de um objeto no piso de um apartamento como comentado por [Shi et al.\(1997\)](#)[68].

Figura 47: Sinal no tempo da aceleração medida em um ponto da laje com marreta de 1 kg.



. Fonte: Autoria Própria (2018).

Após analisar os resultados das medições com a marreta de impactos, foram realizados testes com a máquina de impactos padrão. Foi utilizada a metodologia da ODS para estimar os modos de vibrar e comportamento espectral da bancada quando excitada, e medidos os valores de aceleração na superfície de cima desta. Também foram feitas medições em trinta e cinco pontos da laje, tomados três pontos de excitação, semelhante ao procedimento para avaliar o nível de isolamento em sistemas de pisos descrito na [ISO 16251-1 \(2014\)](#)[16], como pode ser observado na [Figura 48](#). A avaliação foi feita também utilizando um acelerômetro próximo à máquina servindo como referência, e outro acelerômetro variando ao longo dos trinta e cinco pontos, para poder assim obter as FRF do sistema.

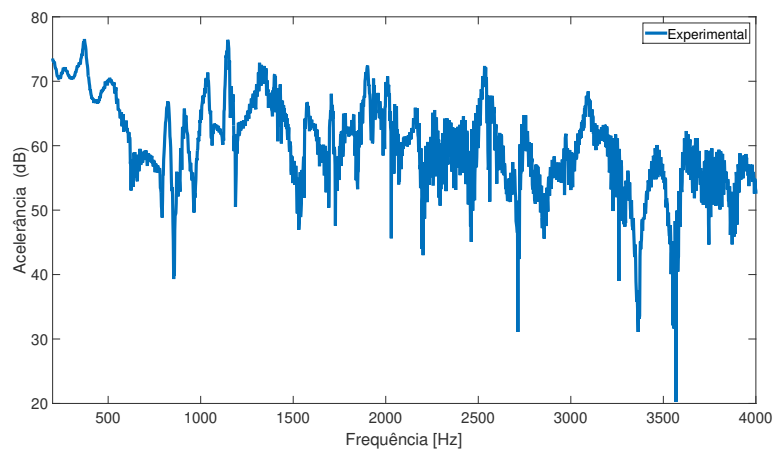
Figura 48: Posição da máquina de impactos na laje.



Fonte: Autoria Própria (2018).

As dificuldades encontradas nesta medição foram semelhantes às encontradas com a marreta de 1 kg, pois a máquina não conseguiu excitar com energia suficiente todos os modos da bancada, além do fato de apresentar bastante variação na curva soma das FRF como exemplificado na [Figura 49](#). Foi possível observar com certa clareza os dois primeiros modos da bancada (333 e 537 Hz), porém nos modos seguintes não foi o que ocorreu, comprovando novamente o efeito da massa elevada do componente da bancada, e a energia insuficiente gerada pelos impactos dos martelos da máquina. Além disso, devido à aleatoriedade dos impactos de cada martelo, percebe-se a alta flutuação na resposta da curva soma.

Figura 49: Curva soma das FRF com a máquina de impactos.

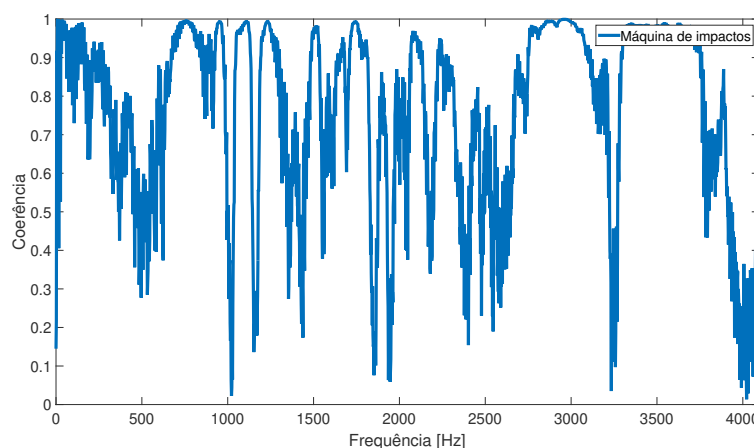


Fonte: Autoria Própria (2018).

Conforme pode ser observado na [Figura 50](#), a coerência nas baixas frequências foi ruim

sendo abaixo de 0,5. Porém nas médias e altas frequências percebeu-se uma melhora para um valor de 0,7, chegando a 0,9 a partir de 2.500 Hz. Fato importante quando comparado o resultado com a marreta de 1kg que apresentou melhor comportamento nas baixas frequências (0,8). A máquina de impactos é uma fonte confiável para representar o caminhar de uma pessoa como descrito por [Cremer e Heckl \(1996\)](#)[62], [Vér \(1971\)](#)[63], [Scholl e Maysenholder \(1999\)](#)[64], e [Brunskoh e Hammer \(2003\)](#)[65], tendo limitações nas baixas frequências.

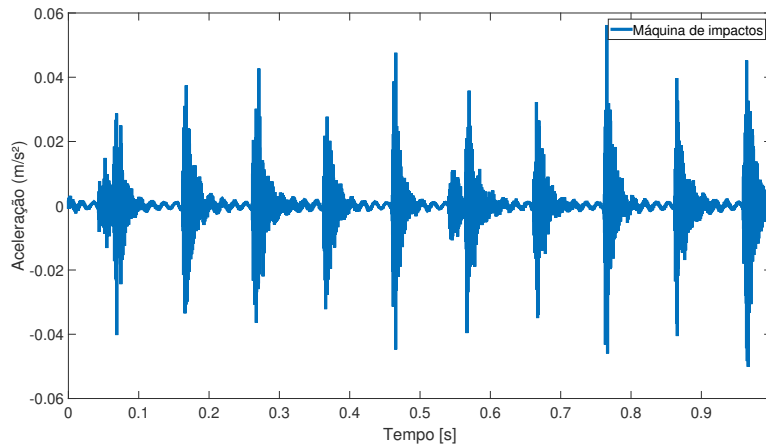
Figura 50: Curva de coerência da medição em um ponto da laje com máquina de impactos.



. Fonte: Autoria Própria (2018).

Conforme pode ser visto na [Figura 51](#) a máquina de impactos representa uma fonte de excitação que pode ser classificada como híbrida, ou seja sinais transientes repetitivos ao longo do tempo como descrito por [Holler e Gibbs \(2017\)](#)[67], sendo que percebe-se uma leve flutuação nos impactos, devido à aleatoriedade da queda dos martelos sobre o piso. Observa-se que em questão de valor pico na resposta em aceleração, o valor obtido com a máquina foi 0,04 m/s^2 maior que o valor medido com impacto da marreta de 1 kg no mesmo ponto da laje.

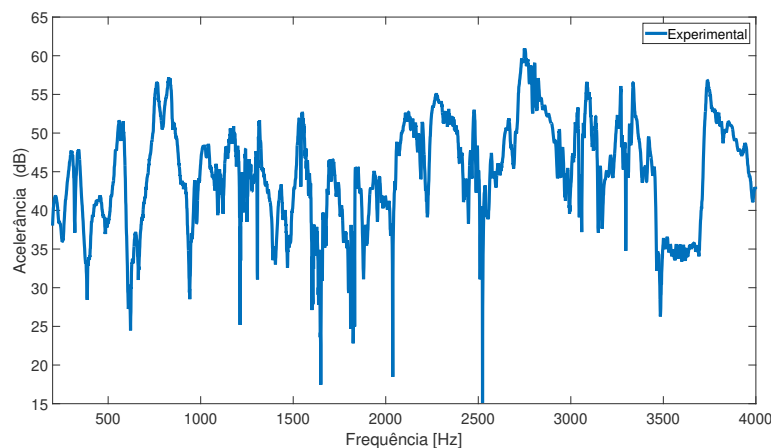
Figura 51: Sinal no tempo da aceleração medida em um ponto da laje com máquina de impactos.



. Fonte: Autoria Própria (2018).

A terceira abordagem foi com excitação utilizando uma pessoa de 70 kg pulando sobre a laje. Também foram tomados três pontos de excitação, sendo medida a aceleração em trinta e cinco pontos para cada um desses. Além disso, também foram encontradas as mesmas dificuldades em relação as duas análises anteriores, apresentando inclusive menos precisão na identificação dos modos de vibrar (ver Figura 52), gerando altas incertezas e variações no experimento. Observa-se que em questão de magnitude da curva soma das FRF, o valor para este tipo de fonte foi em média 15 dB menor que os resultados com a máquina de impacto e marreta de 1 kg, logo explica-se o fato de não ter sido possível detectar com clareza os modos de vibrar da bancada. Este ponto diverge das observações de *Shi et al.(1997)*[68] que prediz uma força maior gerada pelos impactos dos pulos da pessoa sobre a laje.

Figura 52: Curva soma das FRF com impacto de pessoa pulando.

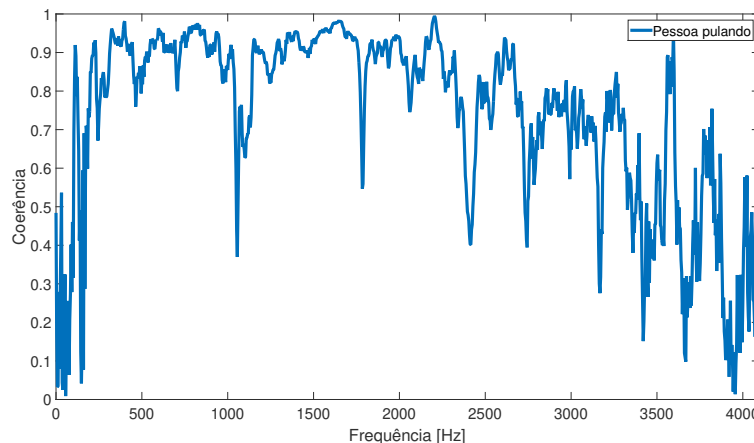


Fonte: Autoria Própria (2018).

Os valores da coerência são satisfatórios nas baixas e médias frequências (0,8), pois

convergem com os resultados com a marreta de 1 kg que representa a queda de um objeto isolado (ver [Figura 53](#)), tendo pouca aplicabilidade principalmente nas altas frequências.

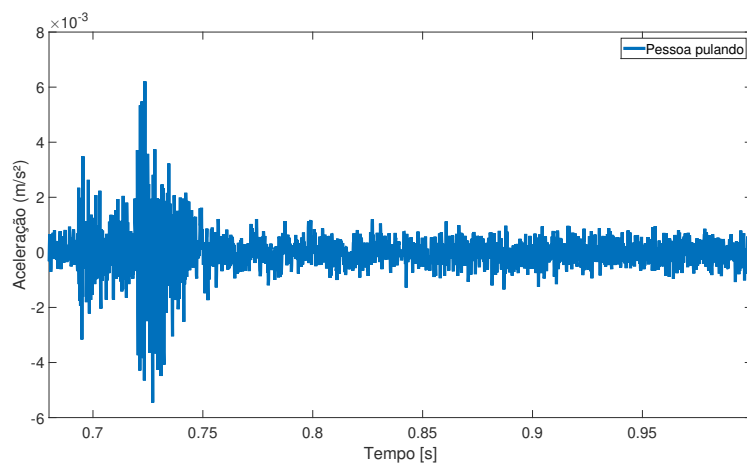
Figura 53: Curva de coerência da medição em um ponto da laje com impacto de pessoa pulando.



. Fonte: Autoria Própria (2018).

Como observado na [Figura 54](#), em questão de valor pico, este tipo de fonte apresentou resultado 10 vezes menor quando comparado aos sinais de aceleração na laje com as outras fontes testadas anteriormente, apresentando características de uma fonte transiente.

Figura 54: Sinal no tempo da aceleração medida em um ponto da laje com impacto de pessoa pulando.

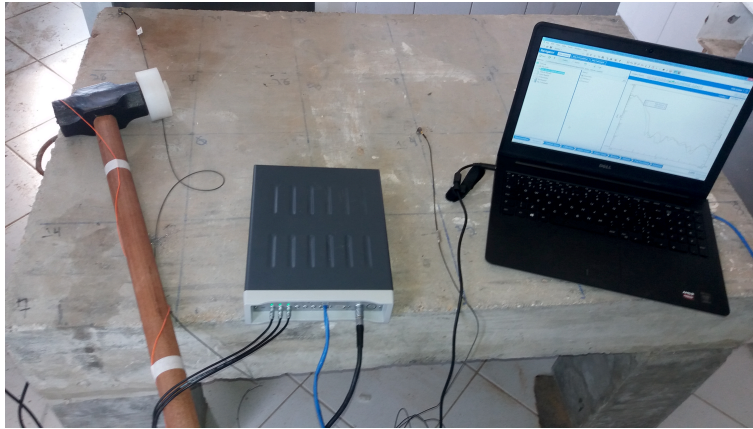


. Fonte: Autoria Própria (2018).

Observando as principais dificuldades encontradas nas medições anteriores e com o intuito de corrigir os erros cometidos, foi utilizada uma marreta de 4 kg como pode ser observado na [Figura 55](#), com o objetivo de fornecer energia suficiente ao sistema e colocando uma ponta de nylon, evitar que a superfície do concreto fosse danificada. Assim, como feito nas medições anteriores, um acelerômetro ficou fixo e o outro variou ao longo da superfície da bancada. Em

cada ponto medido foram feitas médias de cinco impactos. A faixa de análise das medições foi de 0 a 4.000 Hz.

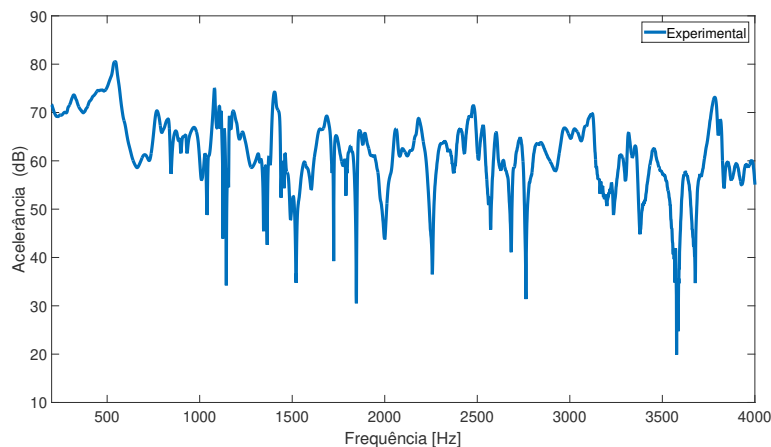
Figura 55: Instrumentação utilizadas na ODS com a marreta de 4 kg.



Fonte: Autoria Própria (2018).

Os resultados foram bastante satisfatórios, conforme apresentado na [Figura 56](#), em que pode-se identificar visivelmente as frequências naturais da estrutura, para assim, poder ajustar de maneira adequada o modelo numérico. Observa-se que em questão de magnitude a curva soma das FRF foi 10 dB maior que as demais fontes nas baixas frequências.

Figura 56: Curva soma das FRF experimental com marreta de 4 kg.

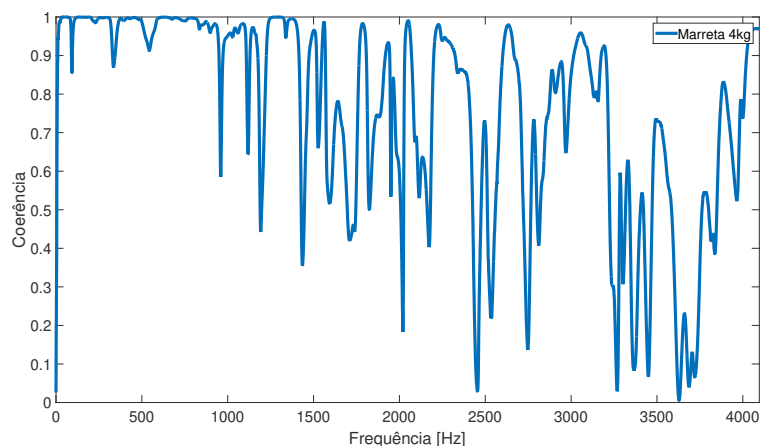


Fonte: Autoria Própria (2018).

Com relação à coerência medida em um dos pontos da laje, observa-se o melhor resultado nas baixas frequências dentre as quatro fontes testadas, próximo de 1. Este fato é importante para análise seguinte do índice K_{ij} que concentra-se principalmente até a faixa de 1.250 Hz, em que o valor decai para em média 0,6 (ver [Figura 57](#)). Portanto, pode-se avaliar que pela coerência, até a frequência de 1.250 Hz a melhor fonte testada foi a marreta de 4kg, e acima

disso a máquina de impactos demonstrou melhor resultado.

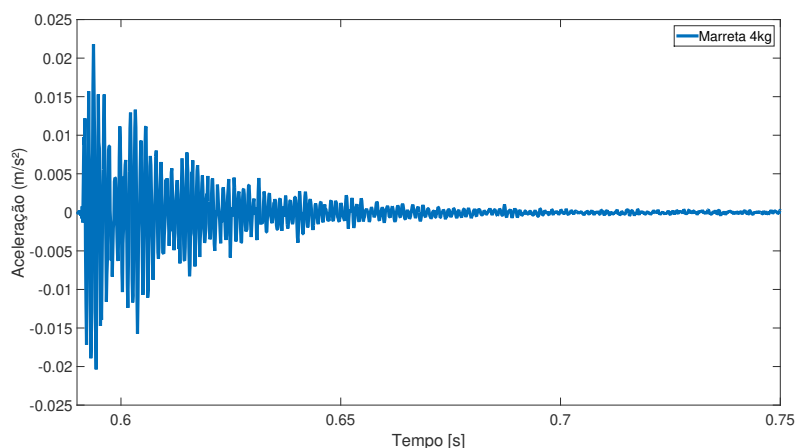
Figura 57: Curva de coerência da medição em um ponto da laje com marreta de 4 kg.



. Fonte: Autoria Própria (2018).

Com relação ao sinal no tempo, o mesmo apresenta o mesmo comportamento observado com a marreta de 1kg, porém com valor pico maior ($0,005 \text{ m/s}^2$), tendo características de um sinal transiente representando a queda de um objeto pontualmente sobre um piso rígido (ver [Figura 58](#)).

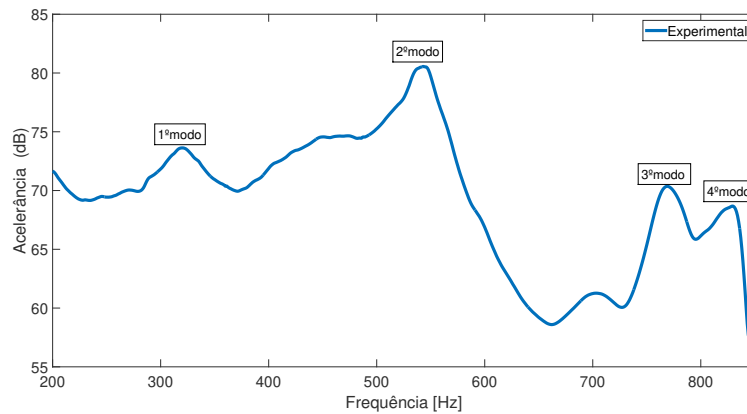
Figura 58: Sinal no tempo da aceleração medida em um ponto da laje com marreta de 4 kg.



. Fonte: Autoria Própria (2018).

O foco principal desta análise inicial foi dado para os quatro primeiros modos da bancada desprezando os modos de corpo rígido, que serviram para os ajustes na simulação (ver [Figura 59](#)). Observa-se então com clareza as quatro primeiras frequências naturais que serviram como referência para os ajustes no modelo numérico.

Figura 59: Curva soma das FRF experimental com marreta de 4 kg - Quatro primeiros modos.



Fonte: Autoria Própria (2018).

3.4 Ajuste do modelo numérico em FEM

Na análise modal numérica, os sensores foram inseridos nos mesmos pontos medidos na laje e a força aplicada foi estimada com base na aceleração medida na ponta da marreta de 4 kg. Cabe ressaltar novamente que os quatro primeiros modos serviram como critério de comparação, sendo que para os objetivos desta análise a amplitude da FRF da curva soma teve importância secundária, pois o foco foi ajustar as frequências naturais da bancada que serviram como referência para representar as regiões de maior transmissão de energia, que influenciaram na estimativa do índice K_{ij} . É importante frisar que esta abordagem vai além do que foi apresentado pela maioria autores citados no Capítulo 2, que utilizaram apenas o índice K_{ij} para efeito de comparação, desprezando o comportamento modal da estrutura. Após finalizar a análise modal numérica, pode-se afirmar que o modelo estava próximo de ser validado, devido à correlação (maior que 80%) entre as frequências naturais dos resultados experimentais e numéricos, como pode-se observar na [Tabela 5](#).

Tabela 5: Frequências naturais da bancada experimentais e numéricos sem ajuste das propriedades mecânicas na simulação.

Freq. natural / Hz	Numérico sem Ajuste	Experimental
1º	305	330
2º	502	537
3º	697	784
4º	754	836

Porém, levou-se em consideração que o modelo ainda necessitava de um refinamento melhor da malha e de um ajuste nas propriedades mecânicas do concreto, que foi considerado como isotrópico e homogêneo inicialmente. Assim partiu-se para as etapas de ajuste do modelo numérico.

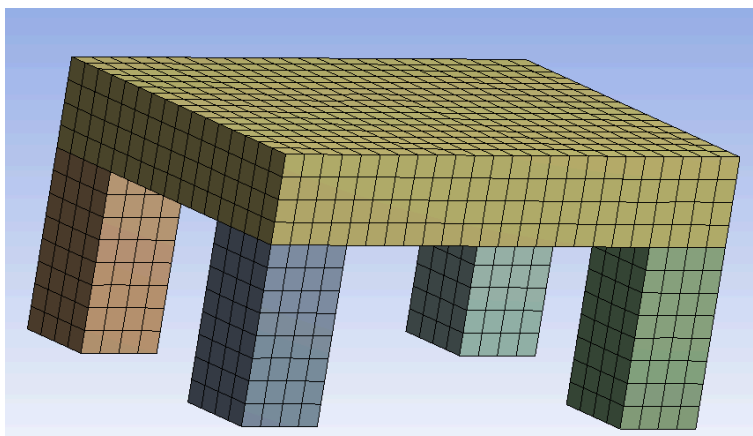
3.4.1 Ajuste de malha

Para definir a malha do modelo numérico é importante determinar corretamente o tamanho do elemento, além de prestar atenção à forma (distorção), distribuição e transições de malha, pois segundo [Bravo et al.\(2014\)](#)[23] em termos de tamanho, um pequeno elemento aumentará a precisão dos resultados, mas também aumentará o tempo de computação e os requisitos de memória.

Embora estudos de convergência possam ser realizados para estimar a precisão da solução, dependendo da dimensão do elemento é necessário prever um tamanho que sirva como referência inicial. Em estudos vibroacústicos, o comprimento de onda de flexão é geralmente usado como um indicador para o tamanho inicial do elemento. Para [Howard e Cazzolato \(2014\)](#)[75] o tamanho do elemento é parametrizado dividindo o comprimento de onda por um fator que representa o número de elementos por comprimento de onda desejado. Recomenda-se um mínimo de seis elementos por comprimento de onda, sendo doze recomendados para elementos lineares e seis para elementos parabólicos, sugerindo que esta variação possa ser entre três e mais de trinta elementos por comprimento de onda, dependendo do tipo de problema a ser resolvido. De acordo com [Puri et al.\(2008\)](#)[76], em relação ao tamanho do elemento, os mesmos indicam que ele deve ser menor que o comprimento de onda, mas sem sugerir um fator adicional.

Levando em consideração a velocidade das ondas de flexão no concreto e a faixa de frequência de análise, e como sugerido, considerando 10 elementos por comprimento de onda, obteve-se assim uma malha preliminar com 11.005 nós e 2.048 elementos, como observado na [Figura 60](#).

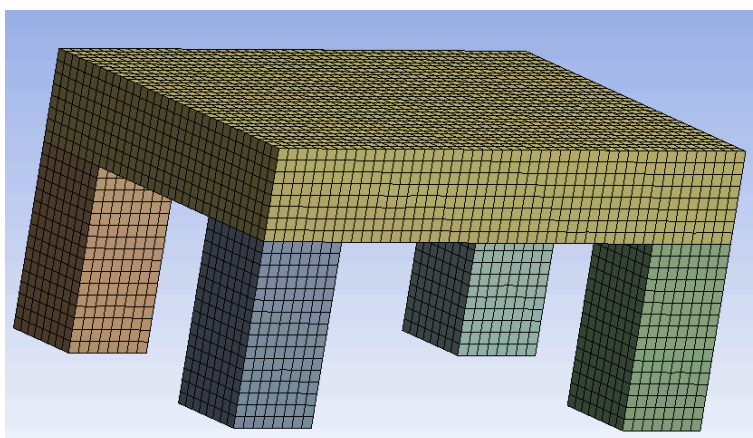
Figura 60: Malha preliminar da bancada.



Fonte: Autoria própria (2018).

Pelo erro relativo e comparando às frequências de ressonância, prosseguiu-se para uma malha refinada considerando 20 elementos por comprimento de onda, o dobro do indicado pelas referências citadas no Capítulo 2, obtendo um erro relativo das frequências de ressonância menor que 5%, gerando a malha representada na [Figura 61](#), com 76.341 nós, e 16.384 elementos.

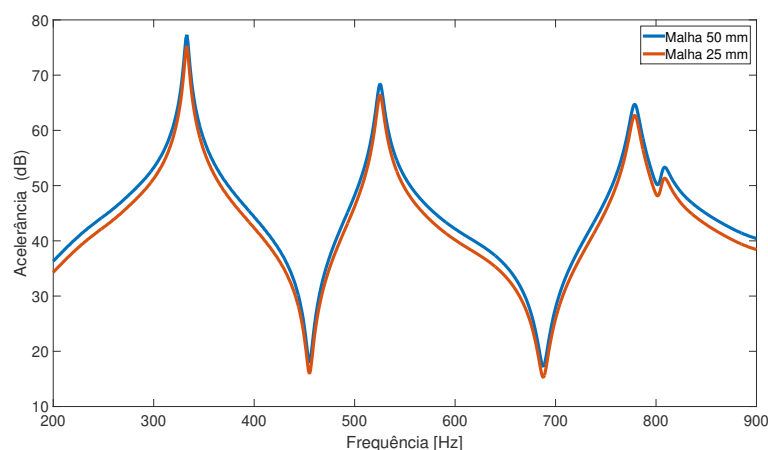
Figura 61: Malha definitiva implementada no modelo da bancada.



Fonte: Autoria própria (2018).

Considerando a simplicidade da geometria, e a análise preliminar de convergência (ver [Figura 62](#)), levando em conta o erro menor que 1% entre as frequências naturais, tendo como referência um dos pontos de aceleração na laje, optou-se então pela utilização desta malha com 2,5 elemento de 25 mm, levando em conta a necessidade de ajustar as propriedades do concreto armado aplicado nos elementos (laje e pilares). Novamente ressalta-se que nesta abordagem a curva soma das FRF é secundária, sendo as frequências de ressonância vistas na [Figura 62](#) o principal foco.

Figura 62: Convergência simplificada de malha utilizada no modelo numérico.



Fonte: Autoria própria (2018).

3.4.2 Correção nas propriedades do concreto

A técnica de ajuste de modelos visa determinar um conjunto de propriedades mecânicas tal qual que um modelo numérico com propriedades mecânicas iniciais, apresente resultados de resposta que se aproximem com os experimentais conforme [Lenzi \(2009\)](#)[77]. Em um processo iterativo, quando houver uma aproximação entre os resultados numéricos e experimentais, o modelo numérico está ajustado, e um novo conjunto de propriedades mecânicas é recomendado para representar o modelo.

Conforme comentado anteriormente, utilizou-se no modelo numérico as propriedades do concreto, considerando o mesmo como isotrópico e homogêneo, como forma de estimar as frequências de ressonância, e formas modais da bancada, utilizando os dados presentes na [Tabela 4](#). Porém, segundo [De Carvalho \(2008\)](#)[44] o concreto quando combinado com o aço, formando o concreto armado, apresenta comportamento ortotrópico, além de apresentar características de materiais heterogêneos. Desta forma, foi necessário ajustar as propriedades do concreto, considerando a combinação com o aço inserido na estrutura. Para ajustar estes valores, considerou-se a malha apresentada na [Figura 61](#), e a correção das propriedades mecânicas (modulos de elasticidade e cisalhamento, e coeficiente de *Poisson*) e densidade foi realizada com auxílio de algoritmo genético multiobjetivo NSGA II implementado no software *Ansys*.

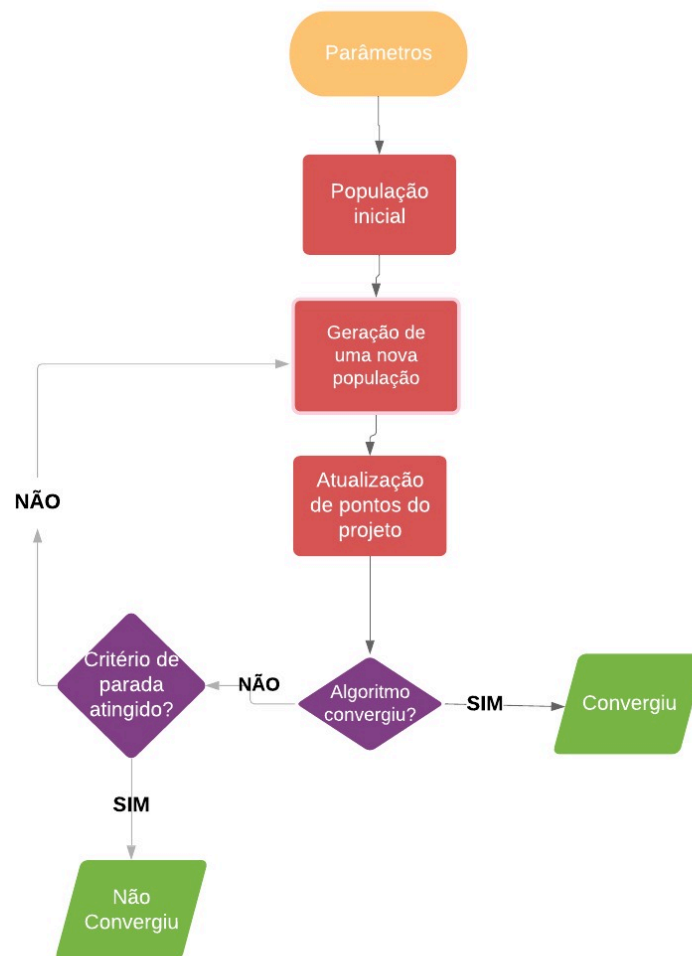
O ajuste do modelo numérico foi baseado na correlação entre as frequências naturais numéricas e experimentais pela [Equação 54](#). Basicamente, a ferramenta de ajuste do algoritmo é uma maneira científica de realizar uma série de experimentos com um determinado conjunto de parâmetros, cada um com um intervalo, sendo que a mesma minimiza o número de simulações necessárias para entender a influência dos parâmetros (propriedades mecânicas) nos resultados

(frequências naturais ou aceleração).

O método aplicado no processo de otimização das propriedades físicas dos modelos numéricos emprega um algoritmo genético multiobjetivo com base no trabalho de [Deb et al.\(2002\)](#)[78]. A metodologia descrita pelo autor consiste nos seguintes passos: (1) define-se o número inicial de indivíduos da população, que será gerada aleatoriamente para o início da análise, neste caso 50 possibilidade de combinação de propriedades mecânicas no modelo. A população inicial do parâmetro de entrada é testada e, a partir dos resultados, dá-se início ao processo iterativo; (2) a minimização dos resíduos entre os resultados numéricos e os parâmetros experimentais de referência ocorre a cada iteração até atingir a convergência, tomando como estimativa inicial 80%. O critério de parada é definido pelo percentual máximo admissível de Pareto, ou seja, representa uma relação percentual do número de variáveis que alcançam certo critério de qualidade (erro relativo relativo entre as frequências naturais máximo de 20%); (3) adicionalmente, é definido um percentual de convergência que procura a estabilidade da população, com base na média e desvio padrão dos parâmetros de saída. Nas análises destacadas neste trabalho, foram adotadas propriedades do concreto como parâmetros de entrada (módulos de elasticidade e cisalhamento, densidade e coeficiente de *Poisson*) e as quatro primeiras frequências naturais como parâmetros de saída.

Na [Figura 63](#) é apresentado o fluxograma do método descrito, em que [Marcon \(2018\)](#)[72] realizou análise semelhante, porém voltada para transmissão vibroacústica no conjunto bloco do estator e motor elétrico em compressores herméticos.

Figura 63: Fluxograma do método de correção das propriedades do concreto.



Fonte: Adaptado de Marcon (2016)[79].

Este método será detalhado no Capítulo 5, em que foi feita uma análise estatística da variabilidade das propriedades do concreto ortotrópico. Consideraram-se assim as frequências obtidas na análise experimental, apresentadas na [Tabela 5](#), para ajustar as propriedades do concreto armado no modelo numérico, considerando agora este como ortotrópico e heterogêneo, como apresentado na [Figura 64](#).

Figura 64: Ferramenta de ajuste das propriedades do concreto armado.

Name	P4 - Young's Modulus X direction (Pa)	P5 - Young's Modulus Y direction (Pa)	P6 - Young's Modulus Z direction (Pa)
1	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
2	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
3	3,1E+10	2,95E+10	3,85E+10
4	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
5	2,95E+10	3,1E+10	3,85E+10
6	2,95E+10	2,95E+10	3,7E+10
7	2,95E+10	2,95E+10	4E+10
8	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
9	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
10	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
11	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
12	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
13	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
14	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
15	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
16	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
17	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
18	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
19	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
20	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
21	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10
22	2,95E+10	2,95E+10	3,85E+10

Fonte: Autoria própria (2018).

Após ajustado o modelo numérico, obtiveram-se as propriedades apresentadas na [Tabela 6](#), comparando-as com as originais, sem ajuste.

Tabela 6: Propriedades do concreto armado antes e depois do ajuste do modelo numérico.

Propriedades	Sem Ajuste	Com Ajuste
E_x, E_y (Pa)	25×10^9	$30,13 \times 10^9$
E_z (Pa)	25×10^9	$39,13 \times 10^9$
G_{xy} (Pa)	10×10^9	$10,42 \times 10^9$
G_{xz}, G_{yz} (Pa)	10×10^9	$13,55 \times 10^9$
ν_{xy}	0,20	0,240
ν_{xz}, ν_{yz}	0,20	0,244
ρ (kg/m ³)	2300	2750

Obteve-se assim um modelo numérico ajustado em relação aos experimentos com correlação entre as frequências naturais de mais de 90%, como apresentado na [Tabela 7](#). Além disso, com base na [Equação 25](#), é apresentado o valor das frequências naturais considerando o modelo analítico isotrópico e homogêneo, podendo ser aplicado o modelo de placa fina sem levar em consideração os efeitos do cisalhamento, que com base na [Equação 27](#) surgem a partir

da frequência de 851 Hz com os efeitos da espessura elevada da laje da laje, tendo interferência a partir do 5º modo da bancada. Este valor, caso utilizadas as propriedades do concreto corrigidas, apenas reduz para 811 Hz, sem interferências nestas considerações. Também foi apresentada a comparação com o modelo ortotrópico considerando as propriedades mecânicas do concreto corrigidas com base na [Equação 32](#). Observa-se que dentre os modelos analíticos para placas finas, o que mais se aproxima dos experimentos e simulação foi o que considerou as propriedades como ortotrópicas.

Tabela 7: Frequências naturais da bancada considerando experimento, simulação e modelos analíticos para placas finas.

Freq. natural / Hz	Numérico com Ajuste	Experimental	Isotrópico	Ortotrópico
1º	333	330	295	325
2º	525	537	409	451
3º	778	784	517	570
4º	806	836	590	650

Ao partir para uma análise dos resultados da análise modal na faixa de frequência acima da frequência limite (f_B) que considera a transmissão de ondas de flexão puras, considerando as propriedades do concreto ajustadas (ortotrópicas), aplicou-se a correção na velocidade de propagação de ondas de flexão ([Equação 33](#)) que representa os efeitos do cisalhamento. Na [Tabela 8](#) são apresentados os resultados para o 5º modo da bancada, localizado acima de f_B (811 Hz) em que teoricamente de acordo com o modelo de [Mindlin \(1951\)](#) [55] surgem os efeitos do cisalhamento devido à espessura elevada da placa (placa espessa).

Tabela 8: 5ª frequência natural da bancada considerando experimento, simulação ajustada e modelo analítico ortotrópico com (placa espessa) e sem (placa fina) correção devida aos efeitos do cisalhamento.

Freq. natural/Hz	Numérico	Experimental	Analít.(placa fina)	Analít. (placa espessa)
5º	1080	1019	765	757

Ao final das análises, quanto aos experimentos com os quatro tipos de fontes testadas, foi possível concluir que a marreta de 4 kg com base na curva soma das FRF e pelo sinal da coerência apresentou melhor aplicabilidade nas baixas (até 500 Hz) e médias (500 a 1.000 Hz) frequências, sendo a principal região de interesse das análises voltadas à transmissão pelos

flancos com base nos valores do índice K_{ij} . Entretanto, para o enfoque nas altas frequências (acima de 1.000 Hz) foi possível observar que a máquina de impactos em questão de coerência apresentou melhores resultados. Portanto, em questão de fontes de impacto na prática, pode-se concluir que a marreta representou a queda de um objeto pontualmente, e a máquina o caminhar de uma pessoa sobre o piso, reafirmando o observado por exemplo por [Holler e Gibbs \(2017\)\[67\]](#), [Shi et al.\(1997\)\[68\]](#) e outros trabalhos comentados no Capítulo 2. Quanto às dificuldades encontradas, ressalta-se a necessidade de adequar a instrumentação disponível para o problema em questão, com a ODS sendo a peça chave neste ponto em que permitiu analisar de maneira experimental uma estrutura tão pesada sem a disponibilidade de uma fonte de impacto instrumentalizada, expandido esta situação para um problema futuro maior de avaliação do comportamento vibroacústico de pisos das estruturas civis em campo.

Também pode-se concluir que o modelo computacional foi validado com base nos parâmetros modais (frequências naturais e formas modais), tendo estes relação direta com as propriedades mecânicas do concreto, que como foi observado tem uma influência importante neste sentido, pois a correção do modelo aproximou em 10% a simulação dos resultados experimentais que refletem o comportamento real da estrutura. Com relação aos modelos analíticos, as principais diferenças estão no fato de os mesmos considerarem apoio simples em todos o contorno da placa da laje, o que difere da bancada que é simplesmente apoiada apenas nos cantos. Com o modelo numérico ajustado e validado, e com os parâmetros modais da bancada identificados, prosseguiu-se para a avaliação do índice K_{ij} .

CAPÍTULO IV

4 ANÁLISE DO ÍNDICE DE TRANSMISSÃO DE VIBRAÇÃO

Após ter validado o modelo computacional da bancada em escala reduzida pela análise modal experimental, foi realizada a avaliação do índice de transmissão de vibração (K_{ij}). Entretanto, previamente aos experimentos e modelagem computacional, apresentam-se os conceitos envolvendo transmissão pelos flancos em edificações, com embasamento em modelos analíticos que têm relação com a teoria de SEA.

4.1 Modelos com base no fluxo de energia para avaliar a transmissão de energia indireta do ruído de impacto em pisos

O SEA é uma metodologia de análise utilizada para prever a transmissão de som e vibração em estruturas, por meio de uma abordagem estatística, com a energia sendo a variável primária, conforme [Hopkins \(2007\)](#)[49]. A teoria de SEA foi introduzida na década de 1960, tornando-se uma ferramenta de engenharia bem estabelecida e utilizada na engenharia naval, indústria automotiva, aeroespacial, com inserção recente na construção civil. A mesma fornece uma forma aplicada para a análise de sistemas de pisos, sendo que para [Craik \(1990\)](#)[94] esta é uma metodologia útil para determinar o desempenho vibroacústico de sistemas complexos, pois os métodos usuais (FEM por exemplo) têm como base resolver uma série de equações simultâneas, sendo que isto pode requerer um custo computacional alto para sistemas com propriedades muito incertas como grandes edifícios.

As origens da SEA têm base em um sistema linear composto por dois osciladores 'fracamente' acoplados, excitados por ruído aleatório de banda larga. Para [Lyon e Maidanik \(1962\)](#)[89] considerando a energia média temporal para cada oscilador, E_1 e E_2 , o fluxo de energia entre os osciladores é proporcional à diferença nas energias desacopladas dos osciladores. A transferência de energia líquida ocorre a partir do oscilador com maior energia para o com menor energia, e pode ser expresso usando O_1 e O_2 como termos de acoplamento conforme pode ser visto na [Equação 56](#):

$$W_{net,12} = O_1 E_1 - O_2 E_2 \quad (56)$$

onde $W_{net,12}$ é a potência de entrada no sistema em W; O_1 e O_2 os fatores de acoplamento; E_1 e E_2 as energias médias nos subsistemas.

Esta abordagem pode ser estendida de dois osciladores isolados, para dois conjuntos de osciladores que são acoplados. Assim, é apropriado referir-se aos osciladores como modos e introduzir o termo subsistema para representar um conjunto de osciladores. Um subsistema compreende um grupo semelhante de modos, cada um com energia modal similar para a forma de excitação, onde a resposta do subsistema é determinada em faixas de frequência.

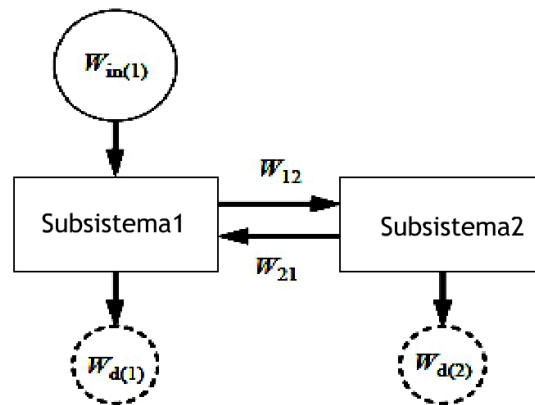
O SEA requer conhecimento das perdas dissipativas de cada subsistema, as perdas de acoplamento e a potência efetiva ou nominal introduzida nos subsistemas. De acordo com [Hopkins \(2007\)](#)[49] as perdas são descritas usando fatores de perda, sendo eles (η_{ii}) as perdas internas (dissipativas) do subsistema, (η_{ij}) as perdas de acoplamento entre subsistemas, e (η_i) perdas totais no subsistema, estes definidos respectivamente como fator de perda interno, o fator de perda de acoplamento e o fator de perda total. O fator de perda interno é responsável pela energia que é convertida em calor, podendo também ser usado para estimar a energia que é transferida para partes do sistema que não estão incluídas no modelo de SEA. O fator de perda de acoplamento representa a energia transferida para outro subsistema. O fator de perda total de um subsistema é a soma de seu fator de perda interno e de toda a perda de acoplamento conforme visto na [Equação 57](#).

$$W_{i\eta(1)} + \omega\eta_{12}E_2 = \omega\eta_{11}E_1 + \omega\eta_{12}E_1, \quad (57)$$

onde $W_{i\eta(1)}$ é a potência de entrada inserida no subsistema 1 em W; $\omega\eta_{12}E_2$ a energia transferida que retorna do sistema 2 para o sistema 1; $\omega\eta_{11}E_1$ a energia dissipada no sistema 1; e $\omega\eta_{12}E_1$ a energia transferida do sistema 1 para o sistema 2.

Um modelo de dois subsistemas com uma única entrada de energia ilustra os princípios do fluxo de energia conforme mostrado na [Figura 65](#), podendo este tipo de análise ser expandido e aplicado para a transmissão do ruído de impacto em pisos de edificações entre apartamentos sobrejacentes, em que a energia é aplicada na superfície da laje e esta é transferida para os demais subsistemas (paredes, piso e cavidade do andar inferior) que podem ainda ser subdivididos em mais subsistemas, de acordo com o tipo de onda propagada (longitudinal, flexão ou transversal).

Figura 65: Exemplo de fluxo de energia em subsistemas acoplados.



Fonte: Adaptado de Hopkins (2007)[49].

Na Figura 65 $W_{in(1)}$ é a potência de entrada inserida na subsistema 1 em W; W_{12} a energia transferida do sistema 1 para o subsistema 2; W_{21} a energia transferida do subsistema 2 para o subsistema 1; e $W_{d(1)}$ e $W_{d(2)}$ as energias dissipadas nos subsistemas 1 e 2, respectivamente.

Cabe ressaltar que para análises em SEA, a densidade modal que representa o número de modos por faixa de frequência, segundo Gibbs e Gilford (1976)[90], tem grande relevância para este tipo de abordagem, apresentando a teoria de SEA resultados mais coerentes nas médias a altas frequências, em que a densidade modal é alta (acima de 10 modos por banda), podendo a mesma ser calculada pela Equação 58:

$$n = \frac{N}{\Delta f}, \quad (58)$$

sendo n o número de modos por Hz; N o número de modos; e Δf a largura da faixa de frequência avaliada em Hz.

4.2 Transmissão do ruído de impacto

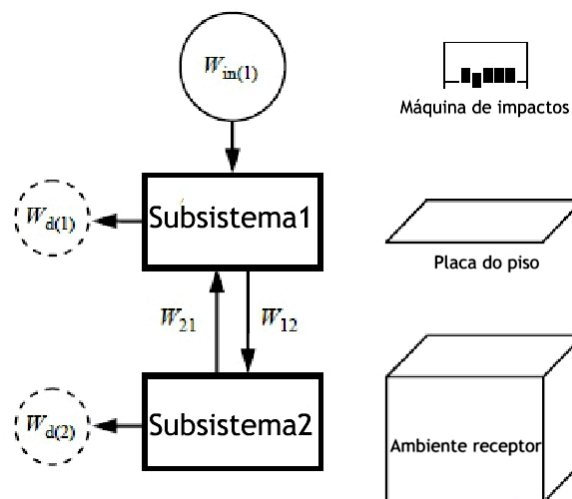
Para análise do isolamento de ruído de impacto em pisos é mais simples considerar pisos pesados e leves de forma separadamente. De acordo com Hopkins (2007)[49] isto deve-se em parte à complexidade de muitos elementos leves (lajes com nervuras, pisos flutuantes, etc) quando interagem com fontes de impacto conhecidas (martelo de impacto, máquina de impacto, *shaker*, etc). As estruturas leves utilizam, frequentemente, sistemas de pisos flutuantes ou revestimentos macios (mantas ou carpetes) para melhorar o isolamento do som ao impacto. Estes tipos de soluções são geralmente menos eficazes na região de baixas frequências e mais confiáveis nas altas frequências. Portanto, antes conhecer o comportamento destas estruturas

novas, é necessário compreender melhor os elementos civis convencionais (lajes de concreto maciças) disseminados na construção civil há mais tempo.

A tecnologia para solucionar o problema do isolamento ao ruído de impacto em pisos mais usual é reduzir a entrada de energia na placa de base do piso usando um revestimento ou alterando a configuração do teto abaixo. Para reduzir o som irradiado sem estes artifícios, a abordagem parte para uma redução da transmissão pelos flancos (paredes) a partir da placa de base para as os demais caminhos de transmissão de energia que posteriormente irradiam o som para a sala de recepção.

A situação mais simples para descrever uma abordagem na prática do ruído de impacto em pisos de estruturas pesadas (lajes de concreto) é aquela em que a máquina de impacto padrão (*tapping machine*) excita uma placa homogênea e isotrópica, sendo que neste caso a placa irradia som na sala de recepção sem considerar outros elementos acoplados (vigas, pilares e paredes). Isto pode ser descrito por uma analogia com modelo SEA de dois subsistemas, como mostrado na [Figura 66](#), em que neste o subsistema 1 é a placa e o subsistema 2 a sala de recepção.

Figura 66: Modelo idealizado de transmissão da energia de uma placa de piso excitada por uma força de impacto para uma cavidade inferior.



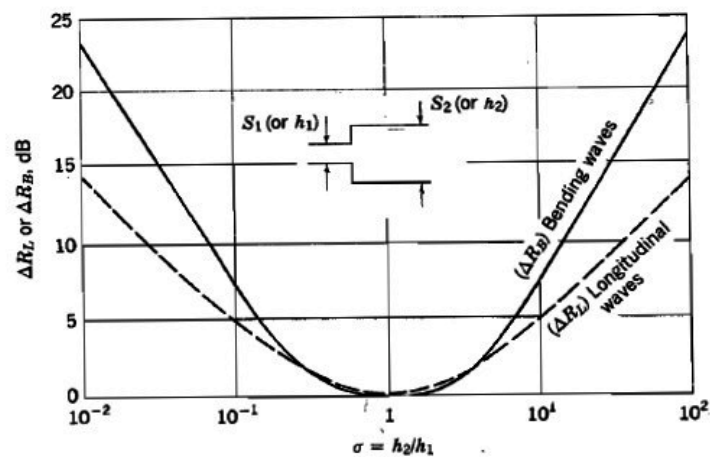
Fonte: Adaptado de [Hopkins \(2007\)](#)[49].

Para simplificar o problema é razoável supor que o fluxo de energia que retorna da sala para a placa é desprezível (isto é, o fator de acoplamento do subsistema 2 para o 1 (η_{21}) seja igual a 0). No caso de estruturas conectadas (placas) os mecanismos de transmissão de potência estão divididos em dois grupos. O primeiro seria pela perda devido a energia refletida para o próprio sistema quando inserida uma potência no mesmo. Esta dissipação está diretamente ligada ao fator de perda do material, porém este fenômeno ocorre numa situação ideal, em que

o elemento não esteja conectado com outras estruturas.

De acordo com [Ver e Beranek \(2006\)](#)[91] na prática, a potência transmitida é dissipada tanto pela perda dissipação de energia devido à reflexão interna da mesma, como também pela transmissão para os elementos conectados, o que chega a ser mais complexo no caso de estruturas (pisos) de edifícios. Este segundo tipo de mecanismo aborda principalmente a transmissão de ondas de flexão e longitudinais, muito comum na faixa das baixas frequências (até 500 Hz), em que os efeitos das ondas cisalhantes são desprezados teoricamente como apresentado no Capítulo 3, e a atenuação da potência transmitida entre elementos conectados tem relação logarítmica com as espessuras das estruturas, conforme indicado na [Figura 67](#).

Figura 67: Relação da atenuação da potência sonora transmitida entre elementos acoplados com a diferença de espessura dos mesmos.



Fonte: Adaptado de [Ver e Beranek \(2006\)](#)[91].

Conforme indicado na [Figura 67](#) a perda por reflexão ou atenuação sonora (ΔR_B em dB) devida às ondas de flexão geradas por um impacto perpendicular ao plano de um dos elementos acoplados pode ser expressa pela [Equação 59](#). Observa-se que quanto maior for a relação da espessura do elemento que recebe a energia (σ_2) com o que emite (σ_1), maior a atenuação sonora.

$$\Delta R_B = 20 \log \frac{\frac{1}{2}(\sigma^2 + \sigma^{-2}) + (\sigma^2 + \sigma^{-2}) + 1}{(\sigma^{\frac{5}{4}} + \sigma^{-\frac{5}{4}}) + (\sigma^{\frac{3}{4}} + \sigma^{-\frac{3}{4}})} \quad (59)$$

Para o caso de placas em que ocorre mudança na direção de propagação das ondas de flexão, como é o caso de placas em L ou T, [Ver e Beranek \(2006\)](#)[91] sugerem a correção em relação a [Equação 59](#), como apresentado na [Equação 60](#).

$$\Delta R_B = 20 \log \frac{(\sigma^{\frac{5}{4}} + \sigma^{-\frac{5}{4}})}{\sqrt{2}} \quad (60)$$

4.3 Modelo analítico para avaliação da transmissão de ruído de impacto em edificações

Em 1962 foi introduzida uma norma nos Países Baixos com requisitos mínimos para avaliação do conforto em edificações, introduzindo o parâmetro chamado de índice de redução sonora entre habitações, porém sem muita aplicabilidade na prática. Conforme [Gerretsen \(1979\)](#)[1], os estudos desde então mostraram que as diretivas propostas na época seriam insuficientes para atender aos requisitos necessários para um bom projeto de edificação. Esta foi uma das principais razões pelas quais a *Stichting Bouwresearch (Building Research Foundation)* promoveu um programa de pesquisa que visava uma melhor compreensão e quantificação da transmissão sonora entre habitações, surgindo assim a curiosidade pela transmissão pelos flancos.

O objetivo do programa foi desenvolver um procedimento pelo qual o índice de redução de ruído entre habitações pudesse ser previsto a partir dos materiais e geometrias das estruturas (pisos e paredes). Em geral, este aplicava o equilíbrio de fluxos de potência, ou seja, teoria próxima da chamada Análise Estatística de Energia, como a metodologia para descrever a transmissão de som. Além disso, o problema mais importante para este tipo de abordagem é a precisão com que os dados de entrada (propriedades físicas e geométricas dos materiais) para o cálculo da propagação vibroacústica podem ser traduzidos para a prática.

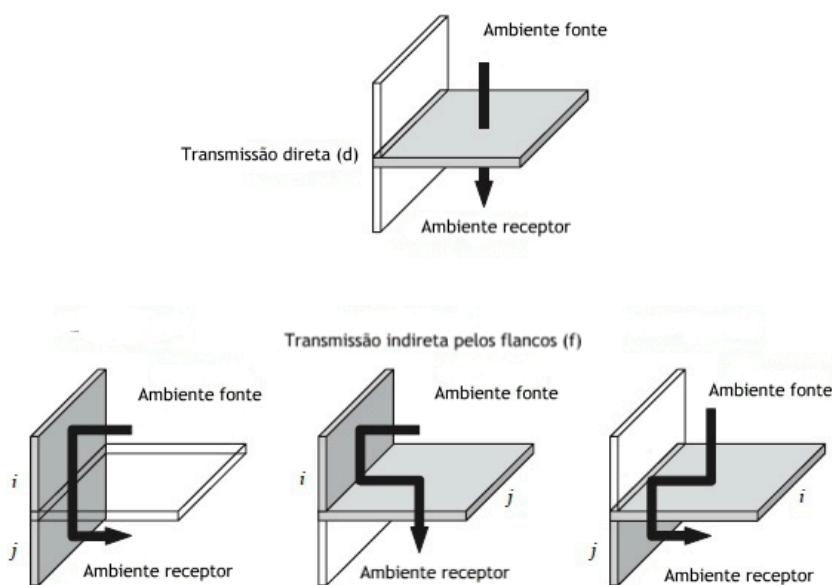
A teoria inicial para estimativa do coeficiente de transmissão sonora (ver [Equação 61](#)) para placas acopladas foi abordada por [Cremer e Heckl \(1967\)](#)[92] para ondas de flexão normalmente incidentes, como é o caso do que ocorre na região de baixas frequências (até 500 Hz). Eles consideraram diferentes tipos de junção (L, Cruz ou T), tendo obtido a [Equação 61](#):

$$Z_{ij} = \frac{m_j}{m_i} \left(\frac{\rho_i}{c_{l,i}} \right)^{\frac{3}{5}} \left(\frac{\rho_j}{c_{l,j}} \right)^{-\frac{3}{5}}, \quad (61)$$

em que Z_{ij} é o coeficiente de transmissão sonora em dB, m_j e m_i são as massas dos elementos acoplados e kg, ρ_j e ρ_i as densidades em kg/m³, $c_{l,j}$ e $c_{l,i}$ as velocidades de ondas longitudinais nos elementos j e i respectivamente em m/s.

A partir deste estudo e do programa europeu citado que incentivou a origem dos trabalhos de [Gerretsen \(1979\)](#)[1], [Gerretsen \(1986\)](#)[93] e [Gerretsen \(1994\)](#)[95], surgiu o modelo apresentado na [EN 12354-2 \(2001\)](#)[15], que descreve a transmissão de ruído de impacto em edificações, como apresentado na [Figura 68](#).

Figura 68: Caminhos de transmissão de energia em edificações proposto a partir de Gerretsen (1979)[1]



Fonte: Adaptado de Hopkins (2007)[49].

Assim, o modelo para o cálculo do isolamento acústico de impacto em pisos poderia ser deduzido a partir do nível médio de vibração em uma estrutura gerado por uma força pontual (F) aplicada no piso, como apresentado na Equação 62:

$$\langle v_i^2 \rangle = \frac{F^2 \text{Re}(Y)}{\omega \eta_i m_i S_i}, \quad (62)$$

onde $\text{Re}(Y)$ é a parte real da admitância na superfície da estrutura (piso), ω a frequência angular em rad/s, η_i o fator de perda interno, S_i a área em m^2 , e m_i a massa em kg. Fazendo uma relação com a pressão sonora no ambiente que recebe a energia irradiada por um elemento excitado por força de impacto, obtêm-se a Equação 63:

$$\langle p_r^2 \rangle = 4\rho^2 c^2 \frac{F^2 \text{Re}(Y)}{\omega \eta_i m_i S_i} d_{ij} \sigma_{ij} \frac{S_j}{A}, \quad (63)$$

sendo d_{ij} o fator de transmissão de vibração entre os elementos i e j , c a velocidade do som em m/s, ρ a densidade em kg/m^3 e S_j a área do elemento acoplado m^2 . Fazendo uma relação entre as Equações 62 e 63, encontra-se uma reciprocidade entre pressão e velocidade, expressa na Equação 64:

$$\left(\frac{p_r}{F} \right) = \left(\frac{v_i}{U} \right), \quad (64)$$

em que U é a velocidade de volume em m^3/s . Com base nas Equações 62, 63 e 64 pode-se determinar um modelo concretizado para estimar a pressão sonora em um ambiente devido à

força de impacto aplicada sobre uma estrutura (placa) como mostrado na [Equação 65](#).

$$\langle p_r^2 \rangle = \frac{F^2}{A} \left(d_{ij} d_{ji} \tau_j \frac{S_j}{S_i} \frac{\text{Re}(Y) \omega \rho^2}{\pi \eta_i m_i} \right)^{\frac{1}{2}}, \quad (65)$$

sendo A a área da placa excitada em m^2 e τ o fator de transmissão do elemento acoplado.

Reescrevendo a [Equação 65](#) em termos de níveis:

$$L_{n,ij} = L_F - \frac{R_j}{2} - D_{v,ij} + 5 \log \frac{S_j}{S_i} + \log \frac{\text{Re}(Y) \omega}{\eta_i m_i} - 37, \quad (66)$$

onde L_F é o nível de força suposto para máquina de impactos (dB ref 10^{-6} N).

O modelo apresentado a partir de [Gerretsen \(1979\)](#)[1] sugere os possíveis caminhos de transmissão de energia vibroacústica quando o piso é excitado por uma força de impacto, prevendo que a energia pode ser transmitida de forma direta (d) pela radiação sonora da placa do piso, ou de maneira indireta pelos flancos (f), neste caso representados pelas paredes conectadas na estrutura. É importante ressaltar que este conceito de estrutura é simplificado, levando em conta apenas as placas conectadas (laje e paredes), desprezando vigas e pilares. Conforme [Heckl e Rathe \(1963\)](#)[86] a transmissão pelos flancos representa uma contribuição importante em relação à propagação de energia em pisos de edificações, dependendo esta principalmente das propriedades físicas do material do piso (massa superficial e espessura). Na [Equação 67](#) é apresentado o modelo de determinação da transmissão do ruído de impacto em uma cavidade quando o piso acima da mesma é excitado por uma força de impacto e a energia é transmitida de forma direta (d) pela radiação sonora do mesmo e indireta (f) pelas quatro placas conectadas (paredes) ao mesmo:

$$L_n = 10 \log \left(10^{L_{n,d}/10} + \sum_{j=1}^n 10^{L_j/10} \right), \quad (67)$$

onde L_n é o nível de pressão sonora de impacto normalizado; $L_{n,d}$ o nível de pressão sonora direto; L_j o nível de pressão sonora indireto, sendo todos em dB.

Para o cálculo da parcela da transmissão pelos flancos ($L_{n,ij}$), que representa o nível de pressão sonora de transmissão indireta entre dois elementos (i e j) acoplados, tem-se a [Equação 68](#):

$$L_{n,ij} = L_{n,situ} - \Delta L_{situ} + \frac{R_{i,situ} - R_{j,situ}}{2} - \Delta R_{j,situ} - D_{v,ij} + \log \left(\sqrt{\frac{S_i}{S_j}} \right), \quad (68)$$

onde $L_{n,ij}$ é o nível de pressão sonora indireto, $L_{n,situ}$ o nível de pressão sonora *in situ*, ΔL_{situ} , a redução de nível de pressão sonora de impacto devido a um material resiliente ou piso flutuante,

$R_{i,situ}$ o índice de redução sonora do elemento excitado, $R_{j,situ}$ o índice de redução sonora do elemento acoplado, $\Delta R_{j,situ}$ a melhora do índice de redução sonora devido revestimento interno, e S_i e S_j a área dos elementos acoplados, sendo todos calculados em dB. Segundo Gerretsen (1986)[93] todos estes parâmetros independem da frequência, tendo correlação principalmente com a admitância da superfície do piso, que depende da interação com a força de impacto.

Entre os parâmetros apontados no modelo analítico de Gerretsen (1979)[1], um dos principais que tem relação com a transmissão indireta é a diferença padronizada e normalizada de nível de velocidade entre os elementos acoplados ($D_{v,ij}$). O mesmo pode ser expresso pela Equação 69:

$$D_{v,ij} = K_{ij} - 10 \log \frac{l_{ij}}{\sqrt{a_{i,situ} a_{j,situ}}}, \quad (69)$$

onde K_{ij} é o índice de redução de vibração, $a_{i,situ}$ e $a_{j,situ}$ a absorção equivalente de cada elemento, ambos em dB, e l_{ij} o comprimento equivalente da união dos elementos em m.

O índice de redução de vibração (K_{ij}) é definido como uma quantidade inalterável para caracterizar uma união entre elementos. De acordo com Crispin *et al* (2006)[20] o mesmo é baseado em considerações de transmissão de energia como uma simplificação da teoria da análise de SEA. Assim, a análise do índice K_{ij} pode não ser de interesse, caso os elementos sejam fortemente acoplados, de modo que os elementos individuais não possam ser considerados como subsistemas de SEA, e onde o campo de vibração não pode ser considerado como reverberante devido a uma diminuição significativa da vibração com a distância do elemento, por exemplo, pelas fortes perdas internas ou estruturais.

Assim, reescrevendo a Equação 69, colocando o índice K_{ij} em evidência, têm-se:

$$K_{ij} = D_{v,ij} + 10 \log \frac{l_{ij}}{\sqrt{a_{i,situ} a_{j,situ}}}, \quad (70)$$

Dentre estes parâmetros, o $D_{v,ij}$ é estimado em geral pelas medições em campo da velocidade nos elementos quando acoplados, e os $a_{i,situ}$ e $a_{j,situ}$, são calculados com base no amortecimento estrutural e nos parâmetros geométricos dos elementos, sendo expressos pela Equação 71:

$$a = \frac{2,2\pi^2 S}{c_0 T_S} \sqrt{\frac{f_{ref}}{f}}, \quad (71)$$

onde S é a área do elemento em m^2 , c_0 a velocidade do som no ar em m/s, T_S o tempo de reverberação estrutural em s, f_{ref} a frequência de referência de 1.000 Hz, e f a frequência em Hz.

Em paralelo o $D_{v,ij}$ pode ser expresso pela [Equação 72](#):

$$D_{v,ij} = L_{v,i} - L_{v,j}, \quad (72)$$

em que L_v é o nível de velocidade médio em cada elemento quando aplicada uma força, sendo i o elemento excitado e j o elemento acoplado ambos em dB. A norma [ISO 10848-1 \(2017\)](#)[40] que prevê os procedimentos de medição, determina que para cada análise devem ser tomados pelo menos três pontos de excitação em cada elemento, como dois pares de acelerômetros instalados nestes, totalizando pelo menos nove pares de medições. Desta forma o nível de velocidade pode ser expresso pela [Equação 73](#):

$$L_v = 10 \log \left(\frac{v_1^2 + v_2^2 + \dots + v_n^2}{n \cdot v_0^2} \right), \quad (73)$$

v_1^2, v_2^2, v_n^2 são as velocidades quadradas médias em n posições, e v_0 o nível de velocidade de referência igual 10^{-9} m/s. Conforme citado por [Gerretsen \(1994\)](#)[95], a força aplicada na estrutura deve fornecer energia suficiente para excitar os elementos acoplados, de forma que o índice K_{ij} também pode ser correlacionado com o fator de acoplamento estrutural expresso na [Equação 74](#).

$$K_{ij} = -10 \log \gamma_{ij} + 5 \log \frac{f_{c,j}}{f_{ref}}, \quad (74)$$

onde γ_{ij} é o coeficiente de transmissão angular médio para ondas de flexão, $f_{c,j}$ a frequência crítica do elemento acoplado, e f_{ref} a frequência de referências em Hz.

Por fim, o coeficiente de transmissão angular, pode ser correlacionado com o fator de acoplamento estrutural η_{ij} como apresentado na [Equação 75](#):

$$\eta_{ij} = \frac{\gamma_{ij} c_B L_{ij}}{2\pi^2 f S_i}, \quad (75)$$

sendo c_B a velocidade de ondas de flexão em m/s, L_{ij} o comprimento de acoplamento entre as estruturas em m, f a frequência em Hz, e S_i a área do elemento em m^2 . Conforme [Pedersen \(1995\)](#)[96] este modelo é válido para situações considerando dois elementos acoplados, em que propõe-se estes conectados por uma viga sem massa e que não deforma no plano particular à conexão.

Conforme apresentado, o modelo analítico final estima o comportamento da transmissão do ruído de impacto em pisos em bandas de frequência, com base nos dados acústicos dos elementos construtivos por bandas de frequência (bandas de 1/3 de oitava ou banda de oitava). O cálculo deve ser executado, pelo menos, por bandas de oitava de 125 Hz a 2.000 Hz ou por

bandas de 1/3 de oitava de 100 Hz a 3.150 Hz, sendo que considera-se o índice K_{ij} constante ao longo da frequência.

Alguns pontos desta solução analítica do índice K_{ij} devem ser discutidos, como comentado por [Craik \(2011\)](#)[107], partindo do princípio que o modelo sugerido considera a transmissão de energia por cada caminho de forma separada, sendo que numa situação real caso sejam somadas todas as transmissões pelos flancos, estas podem acabar se sobrepondo e serem maiores que a transmissão direta. Esta afirmação se aplica para macroanálises, em modelos que considerem a edificação como completa. Segundo [Schiavi \(2010\)](#)[35] os documentos normativos vigentes sustentados neste modelo analítico, embora apoiados em estudos teóricos e avaliações experimentais, nem sempre fornecem soluções adequadas para avaliar corretamente o desempenho acústico típico de junções e uniões (T, L ou Cruz) encontradas em edificações.

As diferenças observadas entre as medições e previsões por modelos analíticos podem ser explicadas por uma pobre estimativa do parâmetro da rigidez dinâmica do piso ou por uma formulação empírica incorreta, como indicado por [Crispin et al \(2006\)](#)[20]. Além disso, os autores descrevem que o modelo analítico do índice K_{ij} não prevê as variações dos resultados ao longo da frequência, como observado também por [Hopkins \(2014\)](#)[32].

Uma vantagem óbvia dos métodos baseados em fluxo de energia, incluindo o SEA e o modelo analítico apresentado, é sua simplicidade e baixo esforço computacional, como afirmado por [Brunskog \(2012\)](#)[97]. A quantidade de informação usada para explicar a física envolvida é mínima. Os modelos analíticos são melhores em prever o isolamento acústico de paredes duplas, em comparação com modelos simples baseados na teoria de propagação de ondas. No entanto, para [Hongisto \(2006\)](#)[98] o fato de que uma quantidade mínima de informação ser utilizada representa uma vantagem e uma desvantagem. Essas abordagens são particularmente apropriadas para lidar com elementos de construção homogêneos e claramente distinguíveis (lajes maciças e paredes de alvenaria). Tais abordagens provavelmente não serão bem-sucedidas se o interesse é descobrir novos tipos de soluções (lajes nervuradas), já que a falta de informações necessárias torna inviável descrever a física da situação adequadamente. Além disso, para estruturas tradicionais de construção, os pressupostos subjacentes (propriedades mecânicas e modelos teóricos) são bem conhecidos. No entanto, este não será o caso das estruturas modernas com elementos de construção leve.

4.4 Análise experimental

Os experimentos para estimar o índice K_{ij} foram realizados no LVA, utilizando a bancada experimental de concreto armado para os testes. Para as medições, foi utilizada a marreta de 4 kg por ser a fonte de testes que conseguiu excitar os quatro primeiros modos da bancada, fornecendo energia suficiente para o sistema como apresentado no Capítulo 3. As medições foram realizadas seguindo os procedimentos apresentados nos estudos de [Crispin et al \(2006\)\[20\]](#), [Schiavi \(2010\)\[35\]](#), [Hopkins \(2014\)\[32\]](#) de acordo com o que é sugerido na [ISO 10848-1 \(2017\)\[40\]](#), como forma de estimar o $D_{v,ij}$ e assim obter pela [Equação 69](#) o índice K_{ij} .

Para os testes iniciais com a bancada foi considerada a conexão entre laje e pilares, sendo excitados cada um dos quatro pilares como forma de avaliar as interferências construtivas (qualidade dos materiais e execução) nos resultados. A instrumentação utilizada foi a mesma descrita no Capítulo 3, sendo os três acelerômetros distribuídos na laje e pilares, com um destes fixo na ponta da marreta com o intuito de estimar a força aplicada.

Os pontos utilizados para aplicação da força e inserção dos acelerômetros foram escolhidos de forma a avaliar pelos menos os quatro primeiros modos da bancada que compreendem a região da faixa de frequência correspondente à região de interesse para determinar o índice K_{ij} sendo de 125 a 1.250 Hz, sendo que após as análises do Capítulo 3 foi observado que o 5º modo também se encaixa nesta faixa. Entretanto, vale ressaltar que as medições também foram tomadas na faixa total de 63 a 4.000 Hz para avaliar os resultados nas altas frequências. Salienta-se que ao invés de ser medida a velocidade na superfície das estruturas conectadas como indicado pela [Equação 73](#), foram utilizados acelerômetros neste procedimento, sendo necessária a correção apresentada na [Equação 76](#):

$$L_a = 10 \log \left(\frac{a_1^2 + a_2^2 + \dots + a_n^2}{n \cdot a_0^2} \right), \quad (76)$$

sendo a_0 a aceleração de referência igual a 10^{-6} m/s^2 .

Os acelerômetros foram fixados (ver [Figura 69](#)) na face oposta em relação a superfície onde foi aplicada a força, tanto na laje como nos pilares. A superfície da laje foi dividida em trinta e cinco pontos, correspondendo à relação de quatro vezes o comprimento de onda preliminar estimado (5 cm), semelhante ao que foi feito nos pilares, sendo tomadas as médias de cinco batidas em cada ponto. O procedimento de medição prevê que o principal tipo de onda transmitida são as ondas longitudinais e de flexão, como descrito por [Craik \(1998\)\[99\]](#). Sabe-se que esta afirmação é válida principalmente na região de baixas frequências abaixo da f_B em que os efeitos das ondas cisalhantes são desprezados. Porém, para a região que compreende

o cálculo do K_{ij} médio que vai até 1.250 Hz, nesta bancada o 5º modo que contém efeitos do cisalhamento sugeridos por Reissner (1945) [54] e Mindlin (1951) está abaixo deste valor (1.019 Hz).

Figura 69: Acelerômetro fixado no pilar da bancada para medição do índice K_{ij} .



Fonte: Autoria própria (2018).

Nos experimentos, foram analisadas duas alterações de configurações, sendo a primeira (ver Figura 70) com a inserção de uma manta de isolamento (pneu reciclável triturado compactado). A mesma representa a inserção de um material resiliente que enfraquece a conexão entre laje e pilares e aumenta a atenuação da energia transmitida, fato este necessário já que a configuração da bancada proposta não permitiu outras alterações mais drásticas como no caso do acoplamento dos pilares com a laje de maneira experimental. Além disso, é muito comum na prática a inserção de materiais resilientes em sistemas de revestimentos de piso para redução do ruído de impacto sendo interessante este tipo de investigação.

Figura 70: Manta de isolamento instalada acima dos pilares.



Fonte: Autoria própria (2018).

Na [Tabela 9](#) são apresentadas as propriedades da manta fornecidas pelo fabricante.

Tabela 9: Propriedades mecânicas da manta de isolamento.

Propriedades	Valor
h (mm)	5
s' (MN/m ³)	5
ρ (kg/m ³)	750

Nesta tabela s' a rigidez dinâmica do material.

A segunda alteração no experimento foi modificando o *layout* da estrutura inserindo abaixo da laje e entre os pilares (ver [Figura 71](#)) duas paredes de alvenaria de vedação⁵, representando assim um tipo de configuração bastante comum nas construções no Brasil desde a década de 80, como afirmado por [Cardoso \(2016\)](#)[100]. As medições do índice K_{ij} seguiram os mesmos procedimentos anteriores, porém com o objetivo de avaliar a conexão laje e parede, sendo apenas ajustadas as posições da força e aceleração na parede. Também foram aplicados

⁵Alvenaria de vedação é um conjunto de tijolos cerâmicos, blocos ou peças sobrepostas coladas por uma argamassa, formando um elemento vertical.

impactos e medida a aceleração em três pontos das paredes, além das medições na laje com a mesma metodologia de ensaio apresentada até o momento.

Figura 71: Paredes de alvenaria construídas abaixo da laje.



Fonte: Autoria própria (2018).

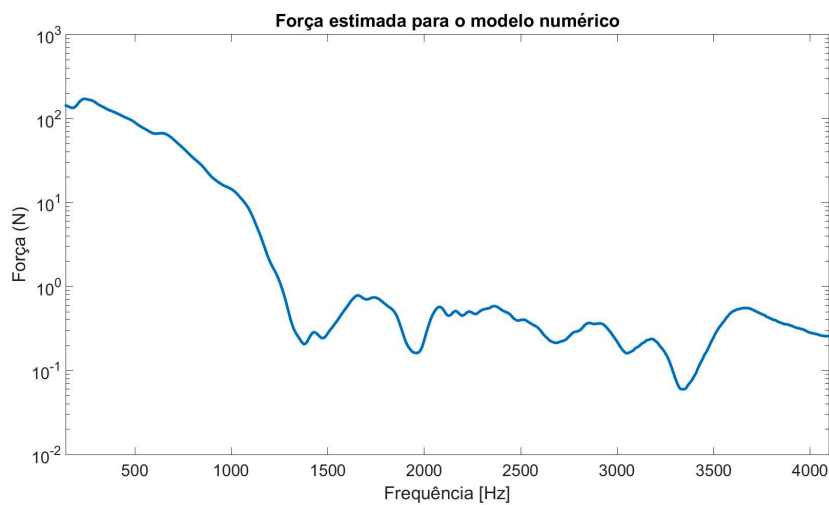
4.5 Análise numérica

Após as determinações dos índices K_{ij} entre laje e pilares, e das alterações na configuração da bancada, além do modelo numérico previamente validado com auxílio da ODS, prosseguiu-se assim para a próxima fase que foi a avaliação do índice K_{ij} utilizando o modelo numérico ajustado em FEM. Para isto, foram seguidas as seguintes etapas: (1) escolha do modelo geométrico de referência (Figura 31) previamente validado com a análise modal; (2) determinação da força que foi aplicada experimentalmente para avaliar a transmissão de energia vibratória; (3) posicionamento dos acelerômetros na estrutura simulada obedecendo os mesmos pontos avaliados no experimento; (4) análise e interpretação dos resultados.

Foi utilizado o modelo numérico com as propriedades do concreto ajustadas como apresentado no Capítulo 3, com a malha, parâmetros estruturais (densidade, módulos de elasticidade e cisalhamento, *Poisson* e amortecimento) apresentados na Tabela 6, e a forma de conexão laje e pilar (simplesmente apoiado) para a análise inicial. Foi utilizada a força de impacto estimada pela aceleração medida na ponta da marreta de 4 kg durante os experimentos, obedecendo os princípios da 2ª Lei de Newton. O valor apresentado é uma média das medições realizadas em todos os pontos com desvio padrão de 5%. Logo, foi aplicada na simulação a força apresentada na Figura 72. É demonstrado o espectro da força por frequência, em que considera-se que o valor baixo apresentado nas frequências acima de 1.500 Hz deve-se a influência do amortecimento da marreta, além do fato da curva representar o espectro de uma

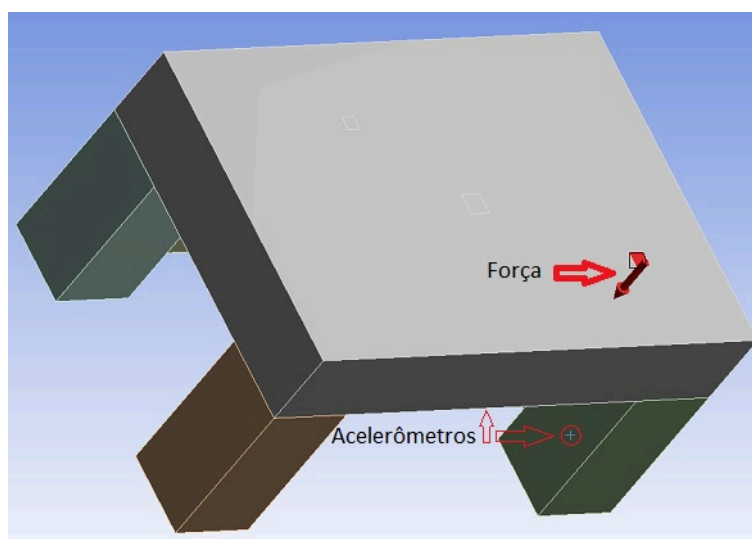
fonte de impacto pontual como observado por [Park e Kim \(2016\)](#)[101]

Figura 72: Força aplicada no modelo numérico para avaliação do índice K_{ij} .



Fonte: Autoria própria (2018).

Foi utilizada a mesma metodologia de análise experimental do índice K_{ij} pela estimativa do $D_{v,ij}$, sendo simulados três sensores de aceleração posicionados nos mesmo pontos dos pilares e laje medidos na bancada, formando assim nove pares de resultados como apresentado na [Figura 73](#). A força pontual foi aplicada também nos mesmos pontos avaliados do experimento de forma a aproximar a simulação o máximo possível da prática. A faixa de frequência avaliada foi a mesma abordada nas análises experimentais (63 a 4.000 Hz), com enfoque na faixa sugerida (63 a 1.250 Hz) pelos autores da área ([Gerretsen \(1979\)](#)[1] e [Hopkins \(2014\)](#)[32]), além da normativa [EN 12354-2 \(2001\)](#)[15], que representa a faixa para cálculo do índice único do K_{ij} .

Figura 73: Simulação utilizada para estimativa do índice K_{ij} .

Fonte: Autoria própria (2018).

O uso de modelos analíticos (placas) com base no fluxo de energia apresentam limitações principalmente nas frequências abaixo de 1.000 Hz, o que segundo Hopkins (2003)[108] ocorre devido a baixa densidade modal, além das incertezas nos dados inseridos no modelo em relação as propriedades físicas dos materiais (densidade, amortecimento e rigidez).

4.5.1 Variação nas configurações do modelo simulado da bancada

Tendo sido validado o modelo numérico tanto pela análise modal como pela estimativa do índice K_{ij} , foram analisadas as possíveis variações no tipo de conexão dos pilares com a laje, representativas de situações próximas da realidade de estruturas de edificações. A primeira destas foi substituir a conexão dos pilares com a laje de simples apoio para engaste. Foi utilizada a ferramenta representativa deste tipo de união existente no software Ansys denominada *bounded*⁶.

Também foi testada a alteração feita nos experimentos inserindo as paredes de tijolos abaixo da laje, em que foram utilizados dados das propriedades mecânicas de alvenaria de tijolos cerâmicos médios (ver Tabela 10) apresentados na pesquisa de Paixão (2002)[8]. A conexão considerada entre as paredes com a laje e os pilares adjacentes foi simplesmente apoiada, utilizando as mesmas propriedades de malha e tamanho do elementos aplicada nos pilares e

⁶Conforme manual do software Ansys, essa é a configuração padrão e se aplica a todas as regiões de contato (superfícies, sólidos, linhas, faces, arestas). Se as regiões de contato estiverem conectadas, não haverá deslizamento ou separação entre faces ou arestas. Esse tipo de contato permite uma solução linear, pois o comprimento e a área de contato não serão alterados durante a aplicação da carga.

laje.

Tabela 10: Propriedades físicas da parede de alvenaria de tijolos cerâmicos.

Propriedades	Valor
E (Pa)	16×10^9
G(Pa)	$6,67 \times 10^9$
ν	0,2
ρ (kg/m ³)	1900
η	0,006

A alvenaria é um material composto, por isso suas propriedades dependem das características individuais dos elementos que os constituem. De acordo com [Somayaji \(2011\)](#)[102] as principais propriedades do comportamento mecânico de paredes de alvenaria são: módulo de elasticidade e cisalhamento, densidade e coeficiente de *Poisson*. Na [Tabela 11](#) são apresentados valores de propriedades mecânicas apresentados por outros autores.

Tabela 11: Propriedades mecânicas da alvenaria de tijolos cerâmicos sugeridas por outros autores.

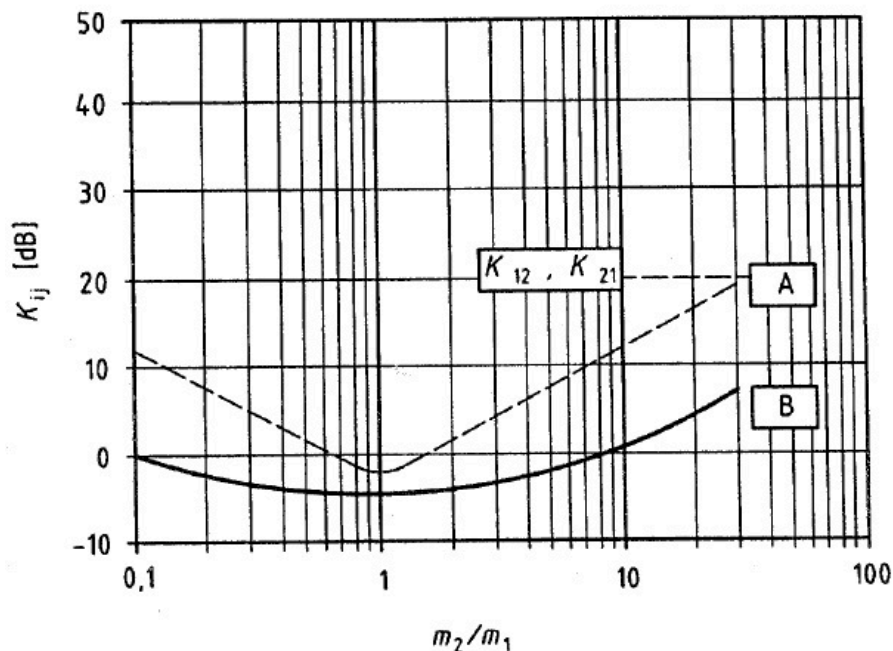
Autor	ρ (kg/m ³)	E (Pa)	ν	η
Beranek (1960) [103]	1900	*	*	0,01
Gerges (2000) [104]	1800	25×10^9	*	*
Fahy (1985) [105]	1900	16×10^9	*	*
Bies et al. (2017) [106]	1900	$16,2 \times 10^9$	0,2	0,01

4.6 Modelo analítico implementado

Para comparar os resultados experimentais e numéricos obtidos com a conexão laje e pilar, foi estimado o valor do índice K_{ij} considerando uma das possíveis formas de conexão de estruturas sugerida na norma [EN 12354-1 \(2000\)](#)[85], que basicamente representa o modelo de [Gerretsen \(1979\)](#)[1], o qual pode ser aplicado para situações em "quinas" como apresentado na curva A ou com um mudança brusca de espessura como apresentado na curva B (ver [Figura 74](#)), aplicando esta situação para o modelo desenvolvido da bancada. Como os pilares tem proporção simétrica, é indiferente o valor da superfície lateral destes escolhida para determinar

a transmissão do ruído. Cabe ressaltar que a versão atualizada de 2017 da norma também foi consultada, sem apresentar diferenças para o tipo de conexão utilizado nas análises.

Figura 74: Modelo analítico de índice K_{ij} sugerido pela norma EN 12354-1 (2000)[85] para quinas com base em Gerretsen (1979)[1].



Fonte: EN 12354-1 (2000)[85].

O modelo analítico de Gerretsen (1979)[1], como discutido anteriormente, sugere que o valor do índice K_{ij} não varia ao longo da frequência, e depende da relação de massa entre os elementos acoplados, apresentada na Equação 77. Neste caso considerou-se a energia transmitida da laje para os pilares denominando como caminho ij , e o inverso como ji da energia que retorna. A mesma abordagem pode ser expandida para a análise com a parede de alvenaria por ser a que mais se aproxima dos exemplos de modelo apresentados na normativa e por Gerretsen (1979)[1].

$$K_{ij} = 15M - 3(\text{dB}) - 2(\text{dB}), \quad (77)$$

sendo M é um fator de magnitude definido pela Equação 78:

$$M = \log \frac{m_j}{m_i}, \quad (78)$$

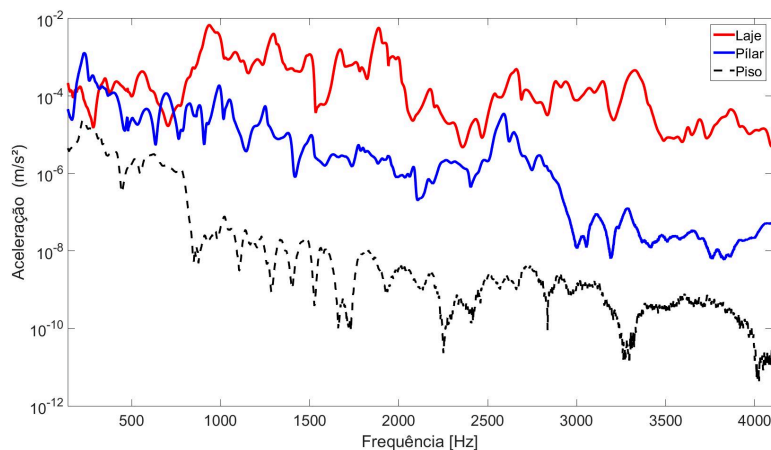
onde m_j é a densidade superficial de massa do elemento acoplado, e m_i é a densidade superficial de massa do elemento onde é aplicada a força, ambos em kg/m^2 . Para comparar os resultados de forma global pode-se estimar um índice único do K_{ij} representado pela média aritmética dos

valores dentro da faixa de 200 Hz até 1.250 Hz.

4.7 Resultados

Previamente a esta seção de experimentos, foi avaliada primeiramente a influência da energia transferida para a superfície do piso abaixo da bancada, o que poderia alterar o fluxo de energia entre os elementos da mesma (laje e pilares), como mostrado na [Figura 75](#), alterando o cálculo do índice K_{ij} que depende da aceleração medida nas estruturas. Assim, foi instalado mais um acelerômetro na superfície do piso, observando-se que na região acima de 500 Hz, em questão de magnitude, os níveis de aceleração no piso são bem menores do que na laje e pilares (100 vezes), pressupondo que o mesmo não interferiu na avaliação do índice K_{ij} . Entretanto, na região de baixas frequências (até 500 Hz), a diferença média nos níveis de aceleração é na ordem de dez vezes menor das medições na bancada para piso, o que poderia ter influenciado nos resultados experimentais quando comparados com a simulação, que apesar de buscar refletir fisicamente o problema não representa exatamente a situação prática.

Figura 75: Influência dos níveis de aceleração na superfície do piso abaixo da bancada comparada com medições em dois pontos da estrutura.



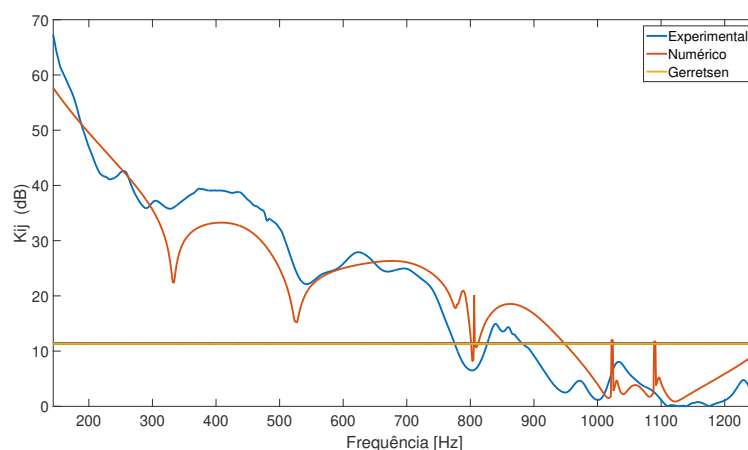
Fonte: Autoria própria (2018).

Após avaliar a influência da superfície do piso abaixo da bancada, foi escolhido o pilar com melhor característica de execução sem falhas ou trincas visualmente para os ensaios do índice K_{ij} . Ao realizar os experimentos com a laje simplesmente apoiada sobre os pilares, e com o modelo numérico em FEM e analítico de [Gerretsen \(1979\)](#)[1] implementados, obtiveram-se os resultados apresentados na [Figura 76](#).

Foi dado o enfoque para os valores da região de baixas (125 a 500 Hz) e médias (500 a 1.250 Hz) frequências, que podem ser resumidos em um valor único por meio da média aritmé-

tica do índice K_{ij} , como sugerido no início deste capítulo. Pode-se determinar que as diferenças encontradas foram de 15 dB nas médias e 25 dB nas baixas frequências do experimento e simulação em relação aos valores propostos pelo modelo analítico, que teve valor constante ao longo da frequência, fato relacionado à baixa densidade modal (< 6 modos por Hz) nesta faixa. Quanto à comparação entre o modelo numérico e experimento, além de apresentarem o mesmo comportamento das curvas do índice K_{ij} decaindo com a frequência, o erro relativo encontrado (Equação 53) foi de 3,5% até 1.250 Hz. Pode-se perceber que os picos invertidos representaram as regiões de ressonâncias em que a transmissão de energia é mais acentuada, logo a diferença de vibração é menor, como observado por exemplo por Crispin *et al.* (2006)[20]. Os picos no experimento foram menos acentuados que na simulação numérica, pois como comentado anteriormente, leva-se em conta os defeitos construtivos da bancada de concreto nos pontos medidos, e a parcela de energia transferida para a superfície do piso abaixo da bancada nas baixas frequências.

Figura 76: Comparação dos resultados estimados do índice K_{ij} entre laje e pilares por modelos diferentes.



Fonte: Autoria própria (2019).

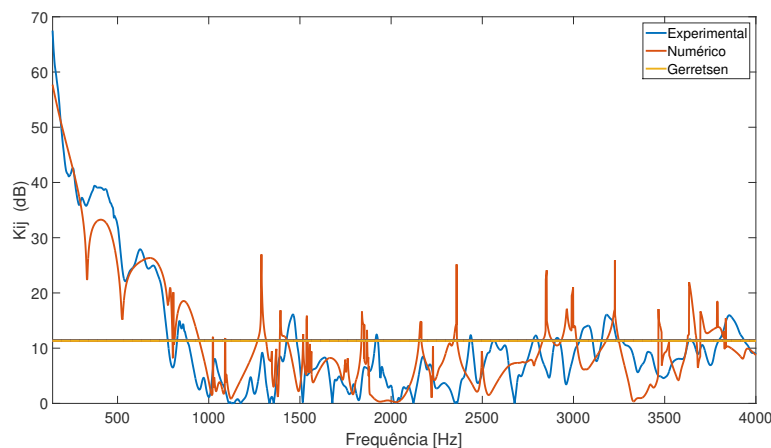
A partir destes valores, foi calculado o índice único do K_{ij} (média aritmética até 1.250 Hz), como mostrado na Tabela 12. Os resultados mostram que, apesar dos modelos numéricos e experimentais estarem convergindo, o valor único do índice K_{ij} não é suficiente para representar todos os fenômenos (ressonâncias e magnitude das curvas) envolvidos no processo, confirmando assim as investigações de Schiavi (2010)[35], Ramis *et al.* (2012) [25] e Hopkins (2014)[32].

Tabela 12: Índice único do K_{ij} comparando os modelos numérico, experimental e analítico para a conexão laje e pilar.

Item / Modelo	K_{ij} (dB)
Numérico	22
Experimental	22
Gerretsen	11

Com o espectro completo avaliado (ver [Figura 77](#)) foi percebido que o modelo analítico com embasamento no fluxo de energia entre os elementos acoplados apresentou resultados convergentes nas altas frequências (1.250 a 4.000 Hz) com erro menor que 3%, região em que a densidade modal da laje é maior (12 modos na faixa de 3.000 Hz conforme [Equação 58](#)), concordando assim com as conclusões de [Crispin et al. \(2006\)](#)[20].

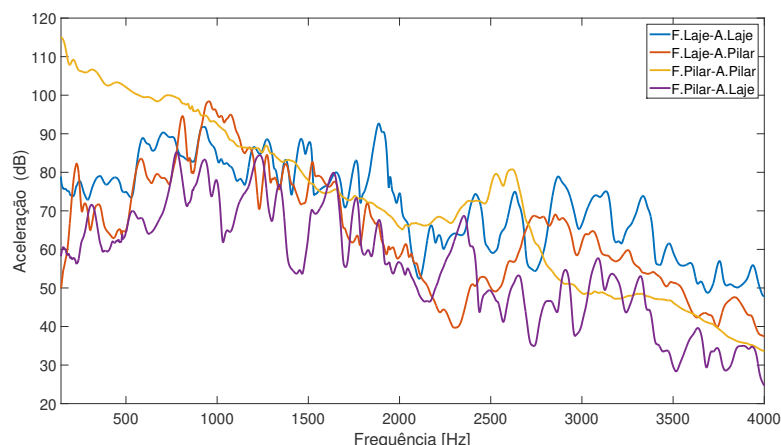
Figura 77: Comparação de modelos do índice K_{ij} entre laje e pilar avaliando o espectro completo.



Fonte: Autoria própria (2019).

Fazendo uma análise detalhada (ver [Figura 78](#)) nos resultados experimentais das acelerações médias na bancada obtidas e calculadas com a [Equação 76](#), observou-se que nos pontos medidos do pilar não foi possível identificar com clareza todos os modos iniciais da estrutura previstos na análise modal (Capítulo 3). O valor elevado (acima de 90 dB) da aceleração média no pilar nas baixas frequências quando foi aplicada a força no mesmo teve relação com o deslocamento excessivo do pilar que estava conectado com a laje da forma simplesmente apoiada em que não houve engastamento, sendo observada uma pequena movimentação da estrutura durante os ensaios, o que pode ter interferido nos resultados.

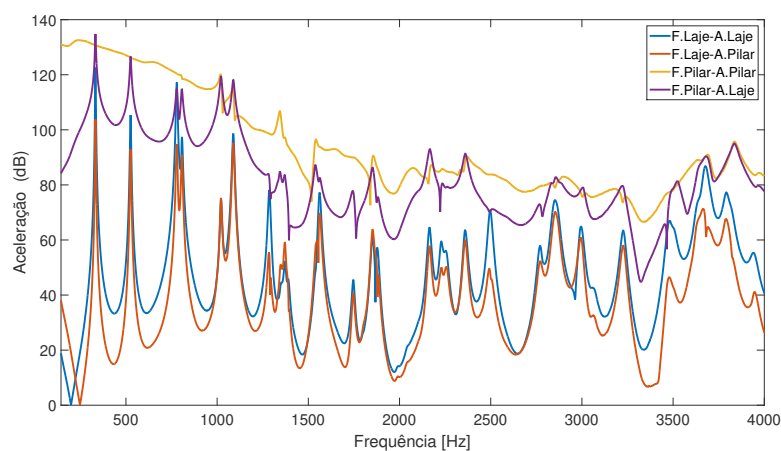
Figura 78: Níveis de aceleração médios medidos na laje e pilar durante os ensaios do índice K_{ij} .



Fonte: A autoria própria (2019).

Diferentemente dos experimentos, nas simulações das acelerações médias na laje e pilar, ficaram mais perceptíveis os picos das ressonâncias, representando assim os modos estimados anteriormente na análise modal, reafirmando a validade do modelo numérico. Como pode-se observar na [Figura 79](#), a força no pilar gerou valores de aceleração médios maiores em 10 dB nas baixas e médias frequências do que quando simulada a mesma na laje, fato este que representa que a força inserida nos pilares foi superestimada. Também pode-se perceber que a aceleração decaiu a partir das altas frequências, fato observado também nos experimentos, mostrando que o problema da transmissão de energia pelos flancos concentra-se nas baixas e médias frequências, confirmando as hipóteses de [Gerretsen \(1979\)](#)[1] e [Gerretsen \(1994\)](#)[95].

Figura 79: Níveis de aceleração médios simulados na laje e pilar durante as avaliações do índice K_{ij} .

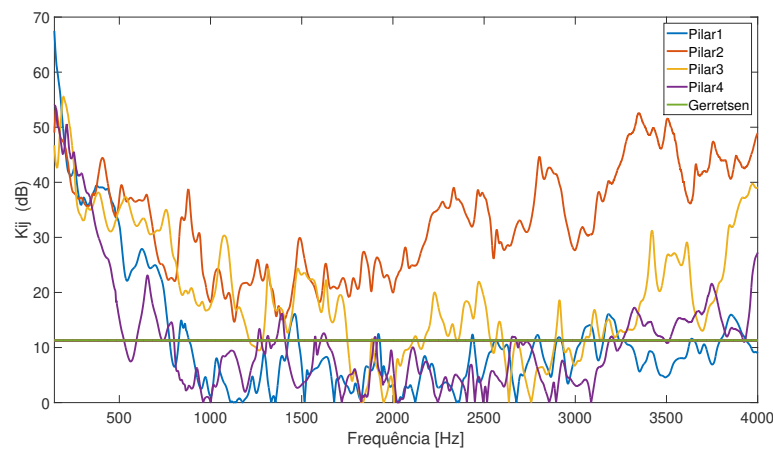


Fonte: A autoria própria (2019).

Os resultados experimentais e numéricos convergiram de maneira satisfatória (>90%) para um pilar conectado a laje. Porém, na construção civil existe uma variabilidade muito

grande na forma construtiva das estruturas de concreto como afirmado por [De Carvalho \(2008\)](#)[44], existindo um grau de incerteza muito maior no processo de concepção destas, como mostrado na [Figura 80](#), em que são apresentados os resultados experimentais para os 4 pilares. Observa-se que as diferenças entre as curvas dos pilares número 1 (apresentado anteriormente) e 2, foi acentuada nas altas frequências, mostrando que as falhas construtivas tem maior interferência nesta faixa, podendo chegar a uma diferença média de 30 dB, sendo que a frequência natural referente ao 1º modo não é visualizada nos resultados dos pilares 2, 3 e 4.

Figura 80: Avaliação experimental do índice K_{ij} para os quatro pilares.



Fonte: Autoria própria (2019).

Estas diferenças entre os resultados para os quatro pilares foram traduzidas também na [Tabela 13](#) pelo índice único em que [Schiavi \(2010\)](#)[35] atribui isto à complexidade de estruturas civis como é o caso do concreto e da alvenaria.

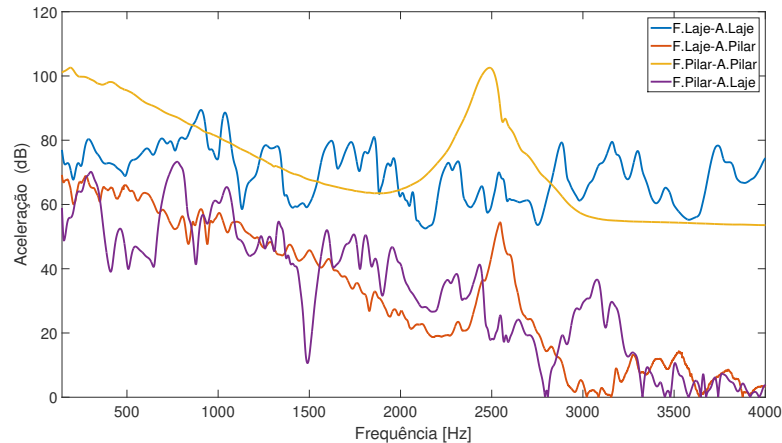
Tabela 13: Índice único do K_{ij} comparando a avaliação experimental para os quatro pilares abaixo da bancada.

Item / Modelo	K_{ij} (dB)
Pilar 1	22
Pilar 2	32
Pilar 3	30
Pilar 4	18
Gerretsen	11

Ao observar a [Figura 81](#) pode-se concluir que nas análises dos níveis de aceleração médios no pilar número 2, os primeiros modos da bancada praticamente não são excitados, fato este que interferiu diretamente na curva do índice K_{ij} que é uma diferença entre os níveis

de velocidade nos elementos acoplados. Além disso, também foi percebido o deslocamento excessivo no pilar quando o mesmo foi excitado, devido ao fraco acoplamento com a laje o que levou a pequenas movimentações laterais do mesmo, interferindo nas medições.

Figura 81: Avaliação experimental do índice K_{ij} para o pilar número 2 com falhas construtivas.

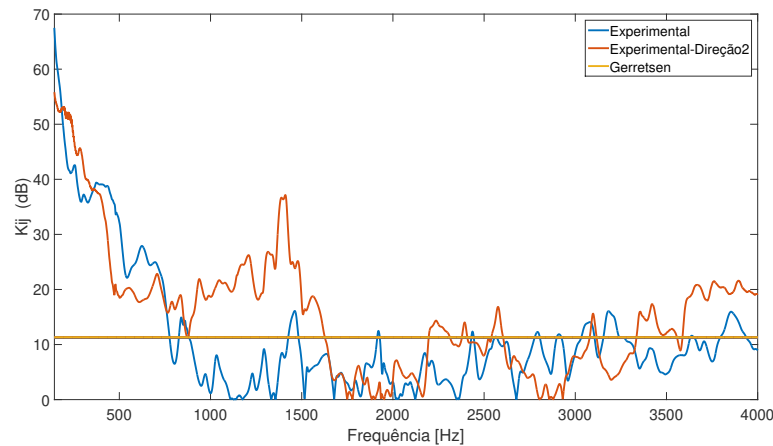


Fonte: Autoria própria (2019).

Além dos problemas envolvendo a forma construtiva neste tipo de análise, existem as discrepâncias que podem surgir devido aos pontos de aplicação da força e posicionamento dos transdutores, pois a magnitude da aceleração medida interfere diretamente neste tipo de análise conforme [Crispin et al. \(2006\)](#)[20]. Como este experimento é baseado principalmente na transmissão de ondas de flexão nas baixas e médias frequências, fato relacionado às propriedades de massa e rigidez das estrutura, logo, fatores como a ortotropia do material podem influenciar diretamente neste processo.

Sabendo-se da ortotropia do concreto, também foi analisada a influência de alterar a direção de aplicação da força e medição da aceleração no pilar que teve os resultados mais próximo do modelo numérico (pilar número 1). Como visto na [Figura 82](#) em nível global, nas baixas e médias frequências em que teoricamente os principais efeitos devem-se as ondas de flexão geradas a diferença média foi de 2 dB. Porém, percebe-se que na faixa de 1.000 à 2.000 Hz em que os efeitos das ondas cisalhantes teoricamente interferem na transmissão vibroacústica, a diferença média entre as curvas é de próximo de 15 dB, fato este importante para estruturas esbeltas como vigas e pilares que não são contempladas no modelo analítico de [Gerretsen \(1979\)](#)[1].

Figura 82: Avaliação experimental do índice K_{ij} variando a direção de aplicação da força.



Fonte: Autoria própria (2019).

Ao analisar a [Figura 82](#) pode-se concluir que uma variação de quase 20 dB na faixa de 1.000 à 2.000 Hz não foi expressa pelo índice único do K_{ij} , como apresentado na [Tabela 14](#), podendo suprimir um possível efeito da onda de cisalhamento que venha a interferir na transmissão vibroacústica indireta da energia.

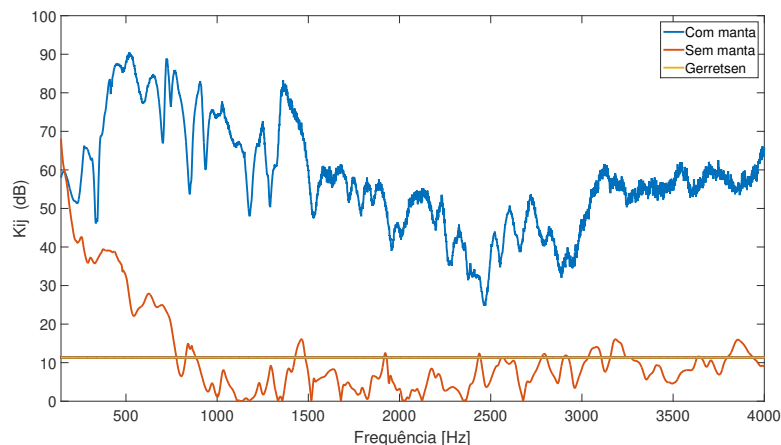
Tabela 14: Índice único do K_{ij} comparando a influência da direção de aplicação da força no pilar.

Item / Modelo	K_{ij} (dB)
Direção 1	22
Direção 2	26
Gerretsen	11

Após realizar os testes com a laje simplesmente apoiada sobre os pilares, observou-se que o acoplamento teve interferência direta nos resultados, já que o índice K_{ij} tem relação direta com a diferença de vibração entre os elementos acoplados quando um destes é excitado e vice-versa, ou seja, surge a hipótese de que quando mais forte for o acoplamento, menor o valor do K_{ij} . Como comentado anteriormente, devido à impossibilidade de alterar o acoplamento de forma experimental da bancada, como forma de modificar o fluxo de energia entre laje e pilar, foi inserida uma manta de isolamento entre estes (ver [Figura 70](#)). Observou-se nos resultados do índice K_{ij} na [Figura 83](#) que com a inserção da manta a diferença média foi de 50 dB em todo o espectro, tanto ao longo da frequência, como em relação ao índice único ([Tabela 15](#)). Logo, a hipótese que o acoplamento interfere diretamente na transmissão de energia sugerida por [Kim \(2009\)](#) [12] foi comprovada, com o material resiliente contribuindo para o isolamento acústico,

reduzindo a transmissão de energia vibratória.

Figura 83: Avaliação experimental do índice K_{ij} observando a influência da manta de isolamento acima dos pilares.



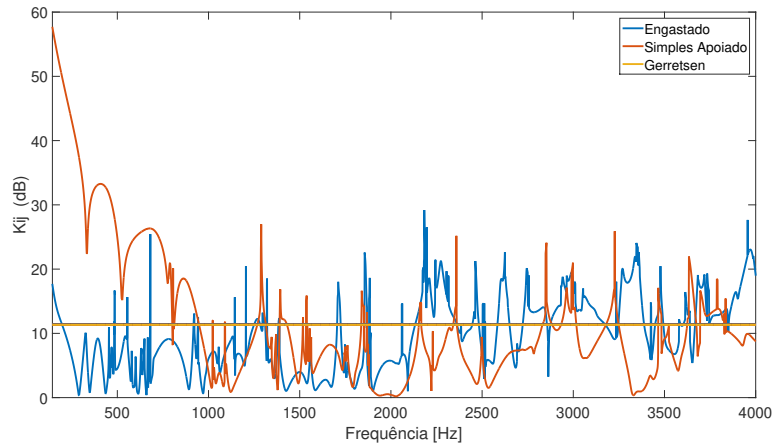
Fonte: Autoria própria (2019).

Tabela 15: Índice único do K_{ij} comparando a influência da manta de isolamento acima dos pilares.

Item / Modelo	K_{ij} (dB)
Com manta	71
Sem manta	22
EN 12354-1	11

Tendo sido avaliado o índice K_{ij} de forma experimental, prosseguiu-se para as variações possíveis no modelo numérico. Percebe-se na [Figura 84](#) que, quando alterou-se o tipo de conexão (apoio simples para engaste), surgiram novos modos (286, 351, 439 e 477 Hz) que não foram identificados no modelo numérico simplesmente apoiado. Além disso, como observado anteriormente, quanto mais forte o acoplamento, menor o índice K_{ij} , neste caso sendo a diferença em 15 dB nas baixas frequências, o que se reflete no cálculo do índice único como visto na [Tabela 16](#). Assim, observa-se a importância das condições acoplamento da estrutura como foi apontado por [Poublet-Puig e Guigou-Carter \(2015\)](#)[111] na transmissão de energia vibroacústica em placas, podendo essas diferenças chegarem a 15 dB nas baixas frequências, onde a densidade modal é baixa.

Figura 84: Avaliação numérica do índice K_{ij} observando a variação da conexão laje e pilar.



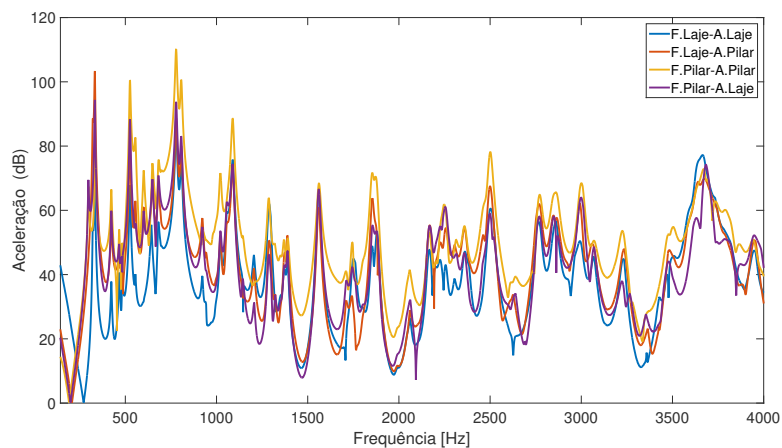
Fonte: Autoria própria (2019).

Tabela 16: Índice único do K_{ij} avaliando por meio do modelo numérico a influência do tipo de conexão laje e pilar.

Item / Modelo	K_{ij} (dB)
Engastado	7
Numérico	22
Gerretsen	11

Estes novos modos que surgem também são observados na [Figura 85](#). As curvas de aceleração apresentam o mesmo efeito para o modelo simplesmente apoiado, decaindo nas altas frequências.

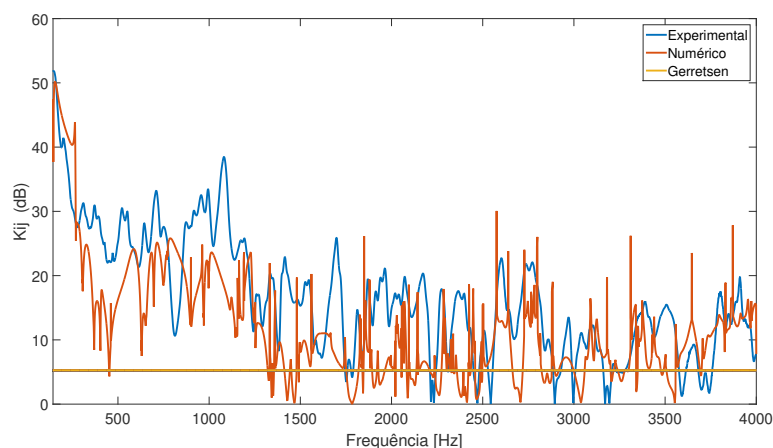
Figura 85: Aceleração média na laje e pilar observando a influência do engastamento de forma numérica.



Fonte: Autoria própria (2019).

Por fim, ao analisar a influência da inserção das duas paredes de alvenaria na estrutura da bancada, abaixo da laje e entre os pilares, foi percebido que a diferença entre simulação e experimento na parede n° 1 ocorreu devido principalmente à incerteza na conexão proposta da parede com a laje na simulação como descrito por [Crispin et al.\(2006\)](#)[20] em relação ao que acontece na prática, além do mais importante que são as variações e incertezas das propriedades mecânicas da parede de alvenaria que dependem muito da qualidade do material. O mesmo é refletido na [Figura 86](#) e na [Tabela 17](#), com uma diferença média de 10 dB nas baixas e médias frequências. Além disso, percebe-se uma diferença considerável de 20 dB nas baixas frequências dos valores propostos pelo modelo numérico que não contempla estruturas heterogêneas como é o caso da parede de alvenaria, que é composta por argamassa alternando com tijolos cerâmicos sobrepostos.

Figura 86: Avaliação analítica, experimental e numérica do índice K_{ij} com parede (n° 1) abaixo da laje.



Fonte: Autoria própria (2019).

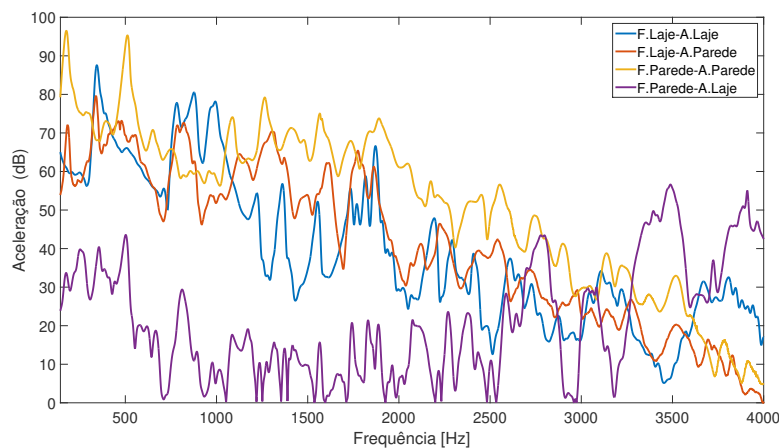
Tabela 17: Índice único do K_{ij} calculado por meio do modelo numérico e experimental a influência da parede (n° 1) de tijolos cerâmicos abaixo da laje

Item / Modelo	K_{ij} (dB)
Numérico	22
Experimental	34
EN 12354-1	6

Estas diferenças entre os resultados do índice K_{ij} para a conexão com a parede (n° 1) de alvenaria, estão relacionadas com a heterogeneidade deste tipo de estrutura que depende de

vários fatores de execução (consistência da argamassa, resistências combinando tijolo e argamassa, e forma de conexão na laje e pisos) como comentado por Hopkins (1999)[112]. Como exemplo, apresentam-se na Figura 87 os resultados para três pontos de aceleração medidos na parede quando aplicada a força na laje, e vice-versa. Estes mostram a variabilidade em questão de magnitude das acelerações na parede, o que não foi possível prever com exatidão no modelo numérico, mesmo considerando este como ortotrópico e heterogêneo, pois cada fileira de tijolos é assentada com uma forma e confiabilidade diferente na prática.

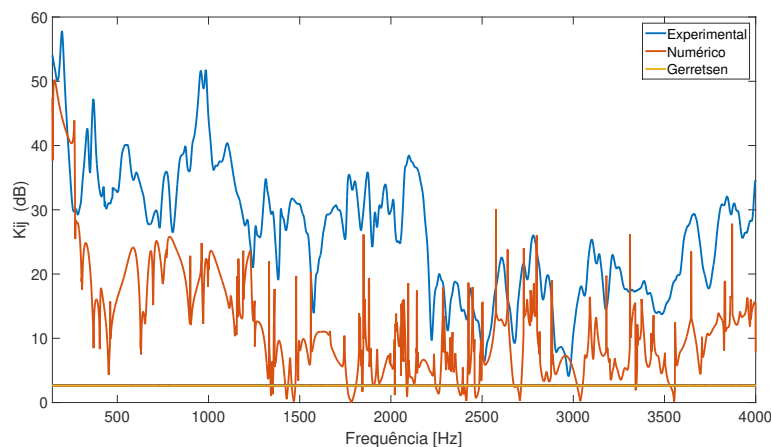
Figura 87: Aceleração média na parede (nº 1) e laje medidas nos experimentos.



Fonte: Autoria própria (2019).

As mesmas diferenças entre experimento, simulação e modelo analítico foram observadas na parede nº 2 com aumento na variação do índice K_{ij} nas baixas e médias frequências para 20 dB como pode ser visto na Figura 88

Figura 88: Avaliação experimental, numérica e analítica do índice K_{ij} com parede abaixo da laje.



Fonte: Autoria própria (2019).

Portanto, ao final das análises, pode-se afirmar primeiramente, que foram comprova-

das as observações dos autores da área citados durante este capítulo. No que consta o modelo analítico de Gerretsen (1979)[1], o mesmo apresenta limitações pela falta de dados de materiais heterogêneos aplicados em estruturas ortotrópicas, como é o caso do concreto armado e alvenaria de tijolos cerâmicos, tendo tido estas diferenças médias dos valores do índice K_{ij} nas baixas e médias frequências de 15 dB para mais. Além disso, foi comprovado que o índice único do K_{ij} não representa todos os efeitos que podem ocorrer na transmissão de energia indireta vibroacústica de forma estrutural, desprezando por exemplo os efeitos das ondas de cisalhamento que surgem nas altas frequências. Porém, como forma de contribuição desta tese pode-se concluir que existe a possibilidade de aplicar o modelo descrito (placas) para elementos esbeltos (quinas) como é o caso do pilar a partir das altas frequências principalmente, em que os resultados convergiram.

Quanto à influência da conexão entre as estruturas na transmissão de energia estrutural indireta, afirma-se que quanto mais fraco o acoplamento maior o valor do índice K_{ij} como visto pelo estudos da área. Porém, como verificado nesta tese, o uso de material resiliente apresenta um ganho médio de 20 dB nas baixas frequências quando comparado com a alteração na forma do engastamento da estrutura, chegando este ganho a 30 dB nas altas frequências. Além disso, outra contribuição deste trabalho foi a verificação da influência da ortotropia do material nos resultados do índice K_{ij} e aceleração média no pilar quando alterada a direção de aplicação da força, podendo chegar a 20 dB nas faixa de 1.000 a 1.500 Hz, região em que surgem os primeiros efeitos das ondas cisalhantes que não foram considerados durante a fase de elaboração dos procedimentos de medição propostos nas normativas internacionais e seguidos pelos autores da área, muito menos contemplados pelo modelo analítico apresentado.

Quanto a inserção da parede de alvenaria na estrutura, aponta-se para o fato da inserção de novos dados ou correção no modelo analítico apresentado, que não contempla estruturas heterogêneas como é o caso da alvenaria, principalmente nas baixas e médias frequências. Estas incertezas são refletidas no modelo numérico, que precisa de um grau de confiabilidade grande das propriedades mecânicas e condições de engastamento entre os elementos da bancada para poder assim refletir a situação na prática.

Por fim, quanto ao modelo numérico, pode-se concluir que o mesmo apresentou boa convergência no geral (> 90%) com os experimentos, principalmente nas baixas e médias frequências, região que os modelos existentes com base em SEA apresentam pouca aplicabilidade devido a baixa densidade modal, como foi o caso do modelo analítico apresentado. Levando em conta os ajustes realizados no modelo numérico com o algoritmo genético no Capítulo 3, o grande questionamento que surge neste ponto da pesquisa é de qual seria a influência

das propriedades mecânicas do concreto armado representativas da rigidez (módulo de elasticidade), massa (densidade) e amortecimento (fator de perda interno) estrutural na transmissão de energia vibroacústica indireta em pisos, principalmente quanto aos modos de vibração e amplitude dos valores do índice K_{ij} , sendo este o foco do Capítulo 5.

CAPÍTULO V

5 ANÁLISE DA VARIAÇÃO DOS PARÂMETROS DA BANCADA

Neste capítulo será apresentada uma análise estatística com enfoque na variação no modelo numérico em FEM das propriedades mecânicas (módulo de elasticidade e fator de perda) e densidade do concreto armado representativas da rigidez, massa e amortecimento da estrutura, com o intuito de determinar o índice K_{ij} para um dos exemplos de conexões avaliados (pilares e laje simplesmente apoiada) no Capítulo 4, além de avaliar os níveis de aceleração médios na laje. Foi utilizado para isto o modelo baseado no algoritmo genético proposto por [Deb et al. \(2002\)](#)[78], citado no Capítulo 3 utilizando como ferramenta de auxílio o software comercial Ansys que possui o método implementado.

5.1 Algoritmo NSGA II

O algoritmo NSGA II é fundamentado no conceito de *Dominância*, fato este comum dos algoritmos multiobjetivos. De acordo com [Yusoff et al. \(2011\)](#)[117] o NSGA II é um dos mais populares algoritmos de otimização multi-objetivo com três características, sendo elas: rápida abordagem de ordenação não dominada, procedimento rápido de estimativa de distância e operador de comparação simples lotado. Este tipo de algoritmo leva em consideração a otimização de mais de um objetivo (vários objetivos são minimizados ou maximizados dependendo do tipo de problema, como por exemplo a variação das frequências naturais da bancada), sendo estes normalmente conflitantes.

O critério de dominância segue o conceito que sendo dois indivíduos p e q pertencentes a uma mesma população P , logo um indivíduo p domina um indivíduo q , se no mínimo o valor em um dos objetivos de p é melhor que o mesmo objetivo em q e o restante dos valores dos objetivos de p não podem ser piores que o restante dos mesmos valores nos objetivos em q . Ou seja, isso significa dizer que p não pode possuir nenhum objetivo com menos qualidade do que q . Segundo [Datta et al. \(2009\)](#)[119], ao final de cada análise um determinado grupo de indivíduos são classificados como pertencentes a uma categoria específica denominada *front*

e, ao ser concluído o processo classificatório, todos os indivíduos estarão inseridos em um dos n *fronts*. Assim, como exemplo nesta tese foi determinada a população representativa das propriedades mecânicas do concreto com base numa variação percentual pré-determinada (1%, 3%, 6% e 10%).

No algoritmo o *front* 1 é constituído de todas as soluções não-dominadas. O *front* 2 pode ser conseguido considerando todas as soluções não-dominadas excluídas as soluções do *front* 1. Para determinação do *front* 3, excluem-se as soluções previamente classificadas no *front* 1 e 2, e assim por diante até que todos os indivíduos tenham sido classificados em algum *front*. Este algoritmo pode ser aplicado tanto para análise estatística, como também de maneira inversa para ajustar as propriedades mecânicas do concreto, como foi realizado no Capítulo 3.

Dois pontos são fundamentais na solução de problemas com algoritmos multiobjetivos, sendo eles dividir a população em diferentes níveis (*fronts*), utilizando critério de *Dominância* citado anteriormente, e que indivíduos do *front* n são melhores do que indivíduos do *front* $n+1$. Para Kodali *et al.* (2008)[118] o funcionamento do NSGA II se destaca por possuir dois mecanismos importantes no processo de seleção, sendo eles o *Fast Non-Dominated Sorting* e o *Crowding Distance*. O *fast-nondominated-sorting* compara indivíduo a indivíduo para poder determinar o grau de dominância np de cada componente da população. Ou seja, quanto menores os valores de np encontrados, melhores soluções vão representar, conforme descrito nos passos seguintes:

- para cada p (pertencente a) P ;
- para cada q (pertencente a) P ;
- se (p domina q) então;
- armazena q em S_p ($S_p \leftarrow q$);
- senão se (q domina p) então;
- incrementa np ($np \leftarrow np+1$);
- se np (é igual a) 0 então;
- armazena p em $F1$ ($F1 \leftarrow p$).

O *crowding distance* é o operador de *Diversidade* usado no NSGA II que além de se garantir um maior espalhamento dos resultados ao longo da linha de Pareto, evita-se assim a concentração de soluções em cima de um mesmo ponto ou região, como também se utilizado como método de ordenação dos indivíduos dentro de um mesmo *front*. O *Crowding Distance* utiliza como métrica a distância de cada indivíduo aos indivíduos mais próximos, como descrito na [Equação 79](#):

$$d_{I_j}^m = d_{I_j}^m + \frac{f_m^{I_{j+1}^m} - f_m^{I_{j-1}^m}}{f_m^{max} - f_m^{min}}, \quad (79)$$

sendo a distância atual $d_{I_j}^m$, que significa a distância do j -ésimo elemento do conjunto I em relação ao objetivo m . A distância será somada com a razão da diferença dos valores consecutivos dos objetivos, correspondentes aos elementos das posições $j+1$ e $j-1$ do conjunto I, que são valores oriundos do m -ésimo objetivo, e representados por $f_m^{I_{j+1}^m}$ e $f_m^{I_{j-1}^m}$. E esse valor dividido pela diferença entre seus objetivos máximo e mínimo também pertencentes ao m -ésimo objetivo, ou seja, f_{max} e f_{min} .

5.2 Análise da variação dos parâmetros

Para determinar a influência dos parâmetros estruturais na determinação do índice K_{ij} e também da aceleração na laje foi necessário primeiramente determinar o modelo médio de referência, sendo neste caso a bancada de teste apresentada nos Capítulos 3 e 4 com a laje simplesmente apoiada sobre os quatro pilares. Foi utilizado o modelo médio ajustado com base em FEM seguindo os mesmos procedimentos descritos no Capítulo 4, sendo utilizadas as propriedades mecânicas apresentadas na [Tabela 6](#), considerando a ortotropia do concreto armado para o modelo médio de referência. Neste caso foi aplicada uma força constante de 10 N para todas as análises, consideração para evitar os efeitos da impedância da superfície da laje como descrito por [Rabold et al.\(2010\)\[66\]](#).

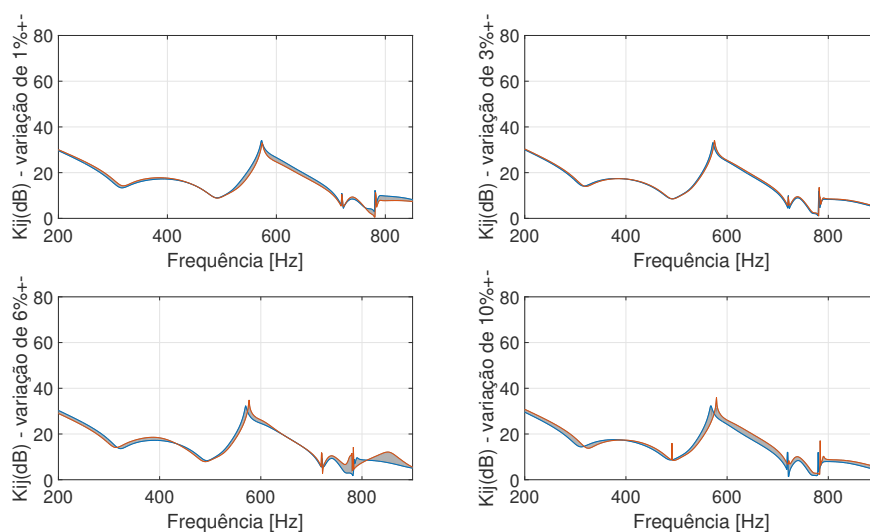
A ferramenta, com base no algoritmo genético utilizado também no Capítulo 3, neste caso foi aplicada para estimar a influência da variação percentual (1%, 3%, 6% e 10%) das propriedades mecânicas na determinação do índice K_{ij} e aceleração média na laje. A mesma estipulou os valores mínimos e máximos do índice K_{ij} e aceleração a partir do modelo médio tendo como referências as propriedades mecânicas como parâmetros de entrada, com as frequências naturais e a magnitude da aceleração medida na bancada como parâmetros de saída, estipulando dentro desta faixa citada 50 valores possíveis de combinação de modos de vibrar e propriedades mecânicas. Cabe ressaltar que na análise dos resultados são apresentados apenas os valores máximos e mínimos a partir do modelo médio. O método de avaliação da correlação entre as frequências naturais foi o principal critério de avaliação, sendo a amplitude do índice K_{ij} e aceleração fator secundário neste tipo de abordagem. Foi aplicado assim o método de correlação apresentado anteriormente na [Equação 53](#) como critério de análise do erro entre as quatro frequências naturais.

5.3 Resultados

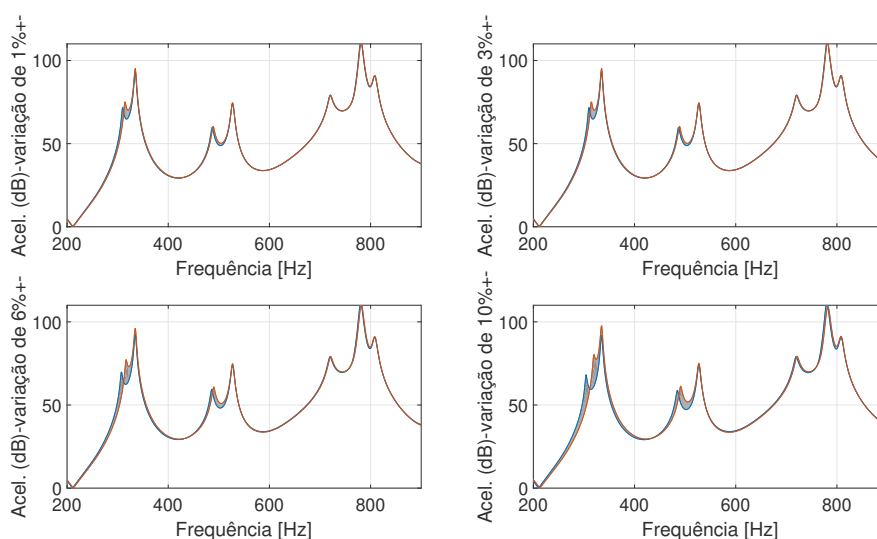
Ao analisar os resultados apresentados nas Figuras 89 e 90 para a variação do E_x , observou-se primeiramente que em relação aos níveis do índice K_{ij} a diferença média entre os resultados máximos e mínimos apresentadas foi de 2 dB, englobando dentro destes as cinquenta combinações possíveis de propriedades mecânicas determinadas com base no algoritmo genético representadas pela região sombreada nas curvas. O mesmo pode ser observado para os níveis de aceleração médios na laje, em que percebe-se os picos representativos das frequências naturais da bancada que também são presentes nas curvas do índice K_{ij} . Assim, comprova-se o que foi observado no Capítulo 4 que nas regiões de ressonância a transmissão de energia é maior, logo o índice K_{ij} apresenta valores reduzidos, o que não poderia ser determinado com base no índice único.

Ao avaliar o erro relativo entre as frequências naturais com base na Tabela 18, observa-se que quanto maior a variação percentual do E_x , aumenta-se o erro relativo, sendo uma relação inversa à convergência comentada nos Capítulos 3 e 4. Observa-se que as 3^a e 4^a frequências naturais foram as que apresentaram o maior erro respectivamente (ver valores de alteração para 6% e 10%). Quanto à taxa de crescimento do erro, pode-se afirmar que não foi proporcional entre as frequências naturais, com as 3^a e 4^a apresentando o maior aumento de 14 e 11 vezes respectivamente, por estarem mais próximos de f_B em que surgiriam os efeitos das ondas de cisalhamento e teoricamente mais incertezas no modelo.

Figura 89: Análise da variação do índice K_{ij} com alteração no E_x .



Fonte: Autoria própria (2018).

Figura 90: Análise da variação da aceleração na laje com alteração no E_x .

Fonte: Autoria própria (2018).

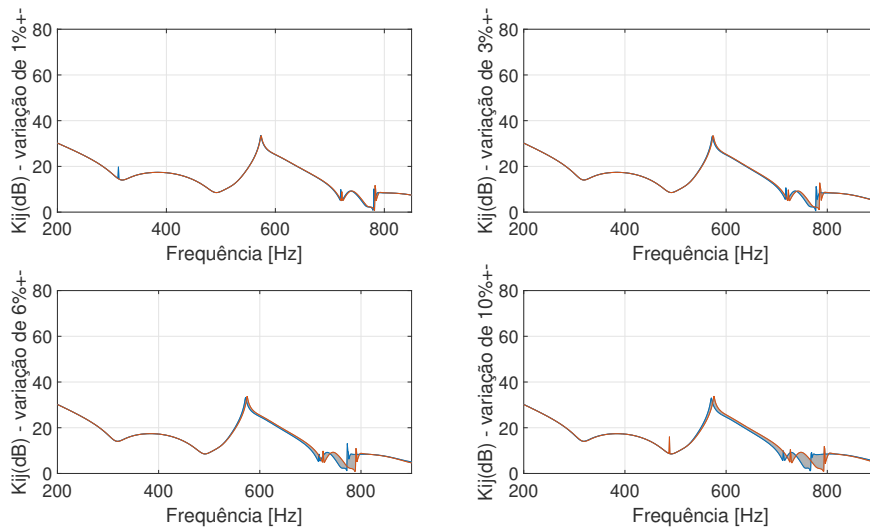
Tabela 18: Erro relativo percentual entre as frequências naturais da bancada com base na variação percentual do E_x .

Freq. natural / Variação %	+1%	+3%	+6%	+10%
1 ^a	0,1	0,2	0,5	0,8
2 ^a	0,09	0,1	0,1	0,2
3 ^a	0,1	0,4	0,8	1,4
4 ^a	0,4	1,3	2,7	4,4

Analisado os resultados da variação no E_y pelas Figuras 91 e 92 pode-se concluir que a diferença máxima dos valores do índice K_{ij} e aceleração médios na laje em relação aos resultados com variação no E_x foi de 2 dB em média. A variação dos resultados do E_y apresentaram erro máximo em escala de amplitude de 4 dB nas curvas, mostrando a baixa interferência desta propriedade na amplitude.

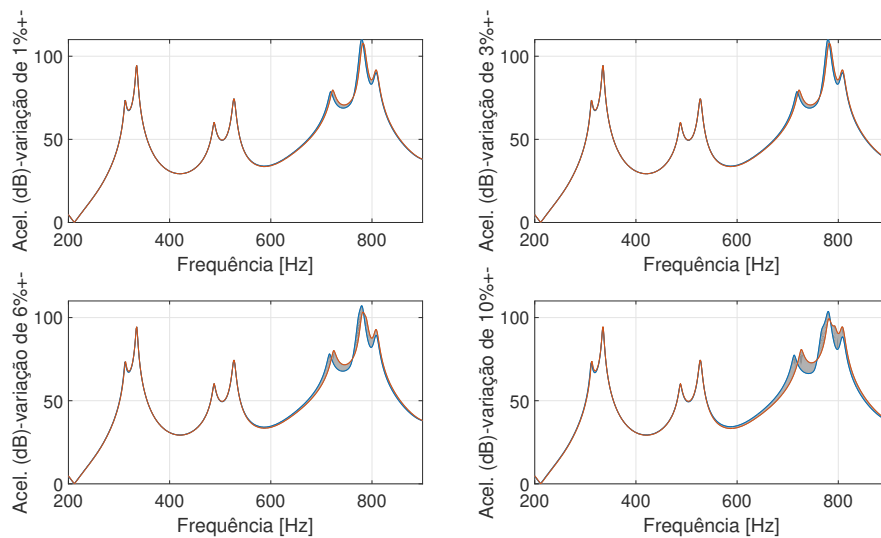
Ao observar o erro relativo entre as frequências naturais com base na Tabela 19, quanto a 1^a frequência natural a alteração proporcional do erro diminuiu em relação ao E_x de 8 para 7 vezes, porém na 2^a aumentou de 2 para 9 vezes, mostrando assim a influência da ortotropia do concreto no comportamento modal imprevisível da estrutura. Neste caso as 1^a e 2^a frequências naturais apresentaram valores maiores que as 3^a e 4^a que tiveram crescimento proporcional menor também (8 e 5 vezes respectivamente).

Figura 91: Análise da variação do índice K_{ij} com alteração no E_y .



Fonte: Autoria própria (2018).

Figura 92: Análise da variação da aceleração na laje com alteração no E_y .



Fonte: Autoria própria (2018).

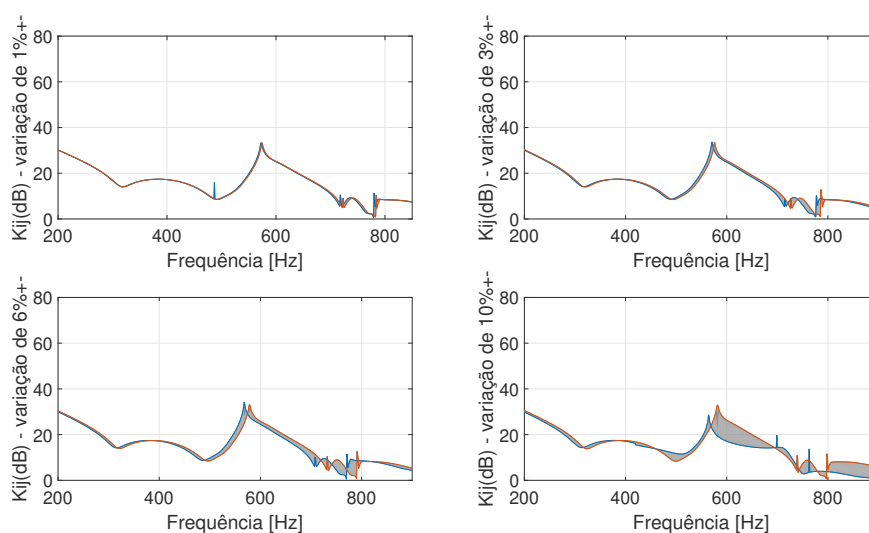
Ao analisar a alteração no módulo de elasticidade na direção z nas [Figuras 93 e 94](#), ou seja perpendicular ao plano da laje, observa-se uma alteração maior dos resultados, que apesar de manterem a mesma escala de magnitude com diferença máxima de 2 dB do índice K_{ij} e aceleração na laje, pode ser percebido um erro percentual maior entre as frequências naturais (ver [Tabela 20](#)), chegando a mais de 3%, e crescendo com o aumento da frequência. O erro dentre todos as quatro primeiras frequências naturais simuladas cresceu mais de 10 vezes apresentando maior aumento percentual se comparado com as outras direções analisadas em que o erro interferiu em apenas pares de frequências separadamente.

Tabela 19: Erro relativo percentual entre as frequências naturais da bancada com base na variação percentual do E_y .

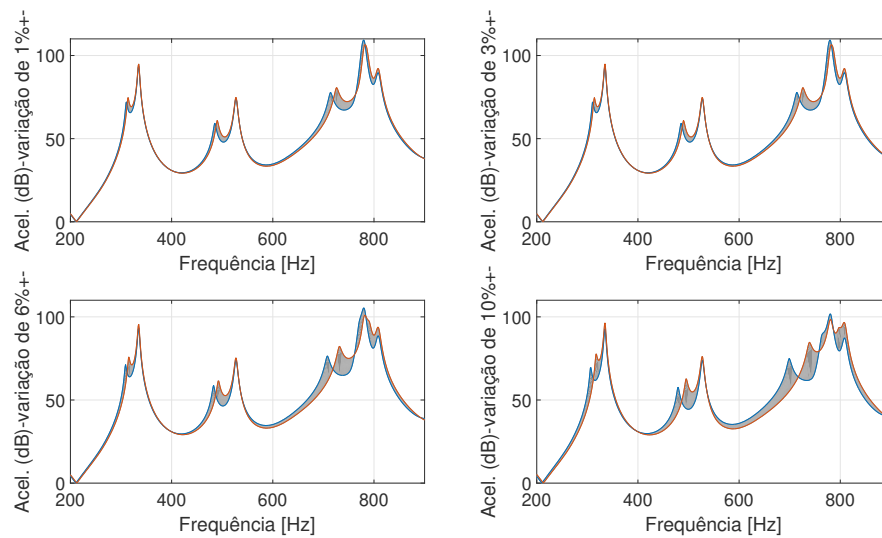
Freq. natural / Variação %	+1%	+3%	+6%	+10%
1 ^a	0,6	1,7	3,5	3,8
2 ^a	0,2	0,5	1,1	1,8
3 ^a	0,1	0,2	0,5	0,8
4 ^a	0,09	0,1	0,3	0,5

Assim, pode-se presumir que a rigidez do material (concreto armado) tem interferência na variação das características vibratórias (frequências naturais) principalmente na direção z perpendicular ao plano da estrutura, neste caso a laje. Assim, o ajuste no E_z feito no Capítulo 3 fica mais coerente de ser avaliado, pois foi a propriedade de rigidez que teve a alteração mais significativa (25 GPa para 39 GPa), o que demonstra ainda mais a importância de ajustar as propriedades do concreto de isotrópica para ortotrópica em modelos computacionais. Outro ponto importante é que o modelo de Gerretsen (1979)[1] para avaliar transmissão indireta, negligencia o efeito da rigidez da estrutura dando prioridade para a influência da massa do sistema como descrito por Elmallawany (1979)[124].

Figura 93: Análise da variação do índice K_{ij} com alteração no E_z .



Fonte: Autoria própria (2018).

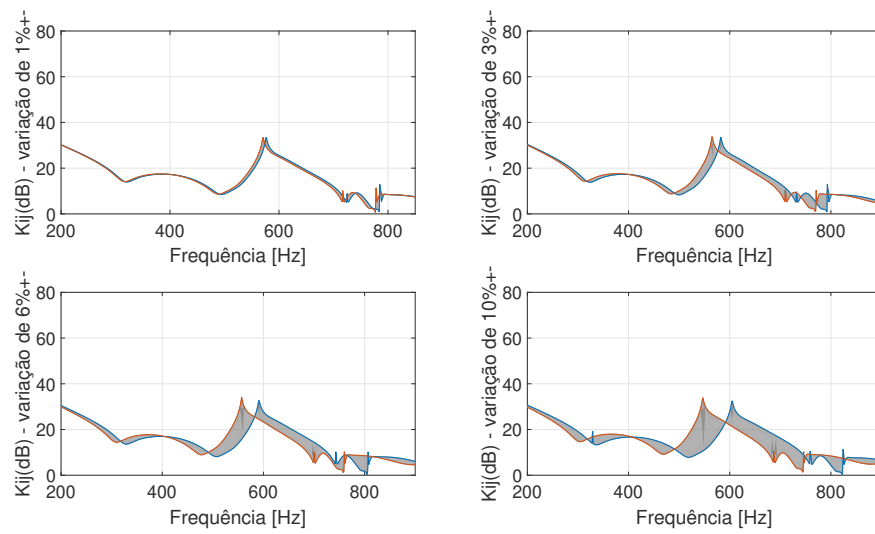
Figura 94: Análise da variação da aceleração na laje com alteração no E_z .

Fonte: Autoria própria (2018).

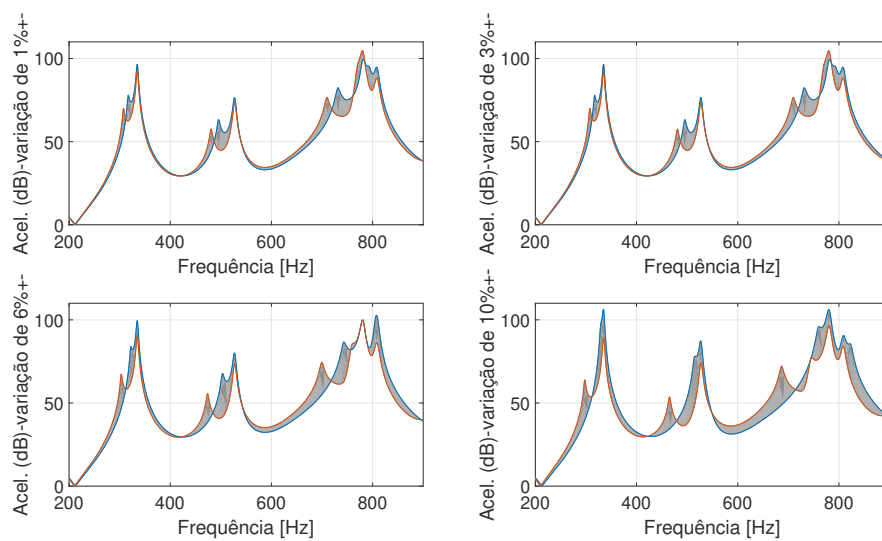
Tabela 20: Erro relativo percentual entre as frequências naturais da bancada com base na variação percentual do E_z .

Freq. natural / Variação %	+1%	+3%	+6%	+10%
1 ^a	0,3	1,0	2,0	3,3
2 ^a	0,3	1,0	2,0	3,3
3 ^a	0,5	1,6	3,2	5,3
4 ^a	0,4	1,1	2,2	3,7

Avaliando a alteração nos valores do índice K_{ij} e aceleração média na laje com a variação da densidade (ρ) pelas Figuras 95 e 96, observaram-se resultados em escala de amplitude próximo do que ocorreu com o módulo de elasticidade, com diferença máxima de 2 dB. Porém, em relação ao erro percentual da variação das frequências naturais, percebe-se uma alteração maior que quando variados os módulos de elasticidade chegando a mais de 5% para a 3^a frequência natural, crescendo este erro com o aumento da frequência, justificando o efeito importante da massa da estrutura na transmissão vibroacústica em estruturas de concreto apontado por Gerretsen (1979)[1]. Outro ponto importante em relação à alteração nas propriedades de massa do sistema foi que o erro para todas frequências naturais variou com a mesma proporção da alteração da densidade como observado na Tabela 21. Em relação ao crescimento do erro, para todos os modos foi de 10 vezes, semelhante ao observado nos resultados do E_z .

Figura 95: Análise da variação do índice K_{ij} com alteração no ρ 

Fonte: Autoria própria (2018).

Figura 96: Análise da variação da aceleração na laje com alteração no ρ .

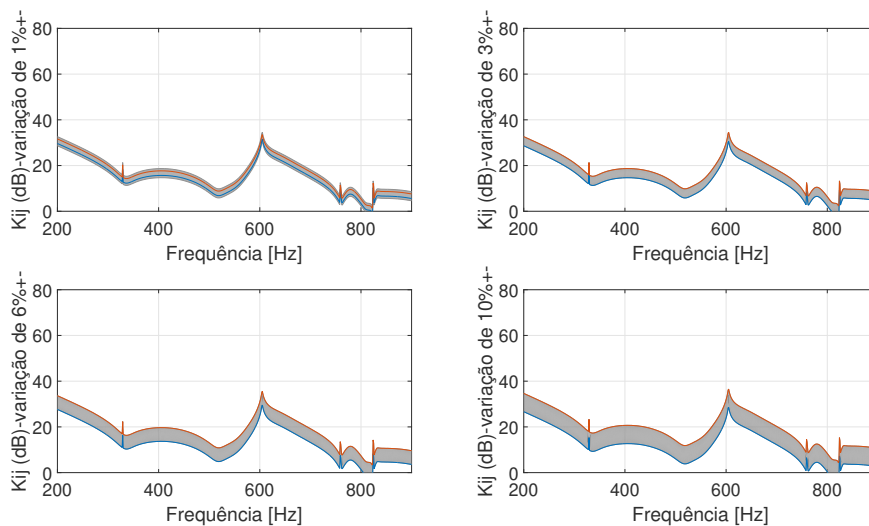
Fonte: Autoria própria (2018).

Tabela 21: Erro relativo percentual entre as frequências naturais da bancada com base na variação percentual do ρ .

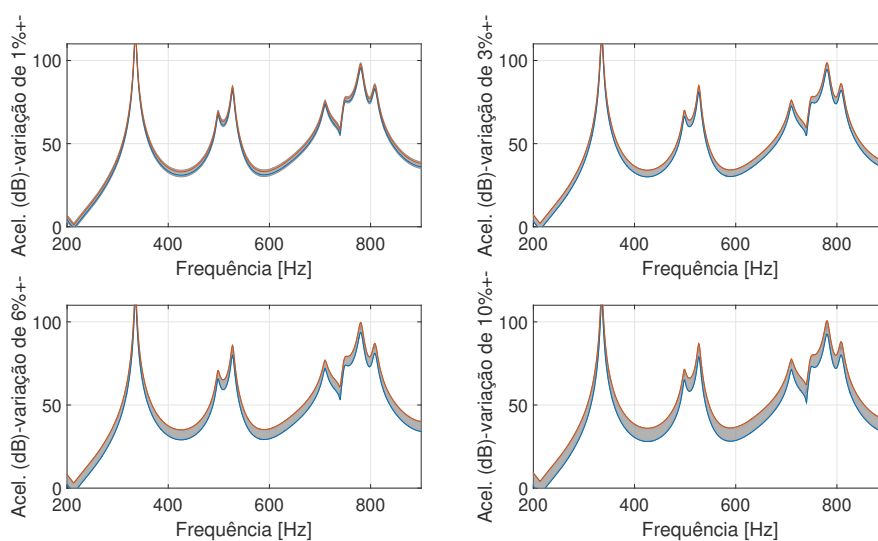
Freq. natural / Variação %	+1%	+3%	+6%	+10%
1 ^a	1,0	3,0	6,2	10,6
2 ^a	1,0	3,0	6,2	10,6
3 ^a	1,0	3,0	6,2	10,6
4 ^a	1,0	3,0	6,2	10,6

Por fim, com a análise da variação percentual do fator de perda apresentada nas [Figuras 97 e 98](#) pode-se observar que a principal alteração foi em nível de amplitude nas curvas do índice K_{ij} e aceleração média na laje, com diferença média de 10 dB até 1000 Hz em relação ao modelo médio, sendo que com relação às frequências naturais não houve alteração ao longo da frequência com diferença máxima de 0,009%, logo o principal efeito do fator de perda interno na transmissão de energia vibratória foi na amplitude dos resultados confirmando as observações de [Tamura \(2012\)](#)[126].

Figura 97: Análise da variação do índice K_{ij} com alteração no η



Fonte: Autoria própria (2018).

Figura 98: Análise da variação da aceleração na laje com alteração no η .

Fonte: Autoria própria (2018).

Assim, pode-se concluir que as principais propriedades que interferem no comportamento vibroacústico da transmissão indireta do ruído de impacto em pisos ao longo da frequência com influência nas frequências naturais, foi a massa (densidade) e rigidez (módulo de elasticidade) na direção perpendicular ao plano da estrutura principalmente, e que o amortecimento (fator de perda) alterou a escala de amplitude dos resultados em 10 dB em média sem mover as curvas ao longo da frequência. Entretanto, foi estimado que o efeito da massa é proporcional à variação dos parâmetros modais da estrutura, e que a rigidez varia de acordo com a ortotropia do material. Fica ainda mais evidente a contribuição desta tese ao apresentar esta ferramenta de ajuste das propriedades mecânicas e de otimização aplicada no Capítulo 3 que auxiliou na melhoria do modelo numérico aplicado no Capítulo 4, que já é explorada em outras áreas, podendo ser aplicada para acústica de salas na análise do ruído de impacto em pisos de edificações, devido a necessidade de compreender melhor os elementos com ortotropia e outras complexidades aplicados na construção civil.

Portanto, feitas as análises com o modelo FEM e avaliadas as possíveis aplicações do mesmo para a estimativa da transmissão do ruído de impacto em pisos de forma indireta, sendo apontadas as principais limitações do modelo ao longo dos Capítulos 3, 4 e 5, por fim, será feita uma análise do problema de forma global, supondo um ambiente com dimensões próximas da realidade de apartamentos residenciais, como forma de apontar as vantagens e desvantagens do uso de outra metodologia de abordagem comentada no Capítulo 2 que é o SEA.

CAPÍTULO VI

Finalizados os estudos com intuito de investigar o índice de transmissão de vibração (K_{ij}) para uma estrutura em escala reduzida, que é um dos parâmetros que interfere na transmissão indireta do ruído de impacto em pisos, sendo uma das possíveis formas de propagação de energia vibroacústica em apartamentos, mudou-se o enfoque neste Capítulo para uma abordagem analítica, computacional (SEA) e experimental da transmissão do ruído de impacto em pisos em um edificação com dimensões próxima da realidade de apartamentos residenciais.

6 ANÁLISE DO RUÍDO DE IMPACTO EM UMA EDIFICAÇÃO POR SEA

As metodologias de SEA e com base no fluxo de energia são uma forma alternativa na predição da resposta de sistemas dinâmicos (vibração em placas), principalmente na região das altas frequências (1.250 a 4.000 Hz). Segundo [Fahy \(1985\)](#)[105], na sua origem, os resultados obtidos por estes modelos representaram a resposta média esperada para uma população de sistemas similares, como apresentado previamente no Capítulo 4 para o caso da transmissão de energia indireta entre estruturas acopladas. Os modelos de SEA são baseados no fluxo de energia entre os elementos acoplados, podendo ser estruturas (placas, vigas, etc) ou cavidades segundo [Lyon *et al.* \(1995\)](#)[127].

Neste capítulo é apresentada uma análise com enfoque global da transmissão do ruído de impacto em pisos tendo como estrutura de referência um piso de concreto excitado pela máquina de impactos padrão, acoplado com uma cavidade localizada abaixo do piso, sendo esta envolvida por quatro paredes de alvenaria de tijolos cerâmicos e com um outro piso de concreto abaixo desta. Foi considerada uma cavidade com dimensões de 2,60 m x 3,60 m x 2,80 m, dimensão típica de um ambiente privativo de uma apartamento residencial.

6.1 Modelos analíticos

Foram utilizados como ferramenta de análise dois modelos analíticos com base no fluxo de energia. O primeiro de [Gerretsen \(1979\)](#)[1], apresentado no Capítulo 4, representa o ruído gerado por uma placa com dimensões finitas excitada pela máquina padrão que transmite a energia de forma direta pela irradiação da placa e indireta pelos flancos por quatro paredes

acopladas, como apresentado na [Equação 67](#). Para estimar a influência da transmissão pelos flancos entre as placas conectadas, foi utilizado o modelo de conexão em L para o cálculo do índice K_{ij} , expresso na [Equação 80](#):

$$K_{ij} = 10 + 20M - 3,3 \log \frac{f}{f_k}, \quad (80)$$

sendo M a relação de massa apresentada na [Equação 78](#) e f_k igual a 500 Hz. Dado importante é que este modelo de estimativa do índice K_{ij} é um dos poucos que considera a variação com a frequência como descrito na [EN 12354-1 \(2000\)](#)[85].

O segundo modelo, baseado no estudo de [Ver e Beranek \(2006\)](#)[91], é pautado no fluxo de energia entre dois subsistemas acoplados, sendo um piso com dimensões infinitas sobre uma cavidade de ar. Para simplificar o problema apresentado na [Equação 57](#), assume-se a energia que retorna da cavidade para a placa igual a zero, e portanto, reescrevendo o modelo de fluxo de potência entre os dois subsistemas com base no fator de perda total, obtêm-se as [Equações 81 e 82](#):

$$W_{in(1)} = \omega \eta_{11} E_1 + \omega \eta_{12} E_2 = \omega (\eta_{11} + \eta_{12}) E_1 = \omega \eta_{11} E_1, \quad (81)$$

$$\omega \eta_{12} E_1 = \omega \eta_2 E_2, \quad (82)$$

onde $W_{in(1)}$ é a potência de entrada inserida no subsistema 1 em W; $\omega \eta_{12} E_2$ a energia transferida que retorna do subsistema 2 para o subsistema 1; $\omega \eta_{11} E_1$ a energia dissipada no subsistema 1; $\omega \eta_{12} E_1$ a energia transferida do subsistema 1 para o subsistema 2; $\omega \eta_2 E_2$ a energia dissipada no subsistema 2 em J.

Substituindo a [Equação 81](#) na [82](#), chega-se na [Equação 83](#) que representa a energia recebida no subsistema 2 (cavidade):

$$E_2 = \frac{\eta_{12}}{\eta_{11} \eta_2} \frac{W_{in(1)}}{\omega}. \quad (83)$$

Admitindo que há impactos de curta duração sobre uma laje de piso de concreto espesso, como acontece na situação de avaliação com a máquina de impactos nas estruturas civis (edificações de uso geral) traduzida na [Equação 48](#), em que a impedância dos martelos da máquina é considerada insignificante em comparação com a impedância do ponto de aplicação na placa, este tipo de elemento pode ser idealizado com dimensões infinitas sem levar em conta outras estruturas acopladas, chegando assim no que é demonstrado na [Equação 84](#):

$$W_{in} = F_{rms}^2 \frac{2,3\rho c_l h^2}{(2,3\rho c_l h^2)^2 + (\omega m)^2} = \frac{3,9B}{2,3\rho c_l h^2}, \quad (84)$$

sendo ρ_0 a densidade do meio em que a onda sonora se propaga em kg/m^3 ; c_0 a velocidade do som no ar em m/s ; ρ a densidade da placa em que é aplicada a força de impacto em kg/m^3 , sendo a laje nesta situação; c_l a velocidade de propagação das ondas longitudinais na placa em m/s ; h a espessura da placa em m ; e onde $B = 0,23f$ para análises de bandas de 1/3 de oitava e $B = 0,7074f$ para análises em oitava, em que f é a frequência em Hz .

Reescrevendo em termos de nível de pressão sonora de impacto normalizado (L_n)

$$L_n = 10 \log \left(\frac{\rho_0^2 c_0^2 \sigma}{\rho^3 (h_e)^3 c_l \eta} \right) + X, \quad (85)$$

onde L_n é o nível de pressão sonora de impacto normalizado em dB ; ρ_0 a densidade do meio em que a onda sonora se propaga em kg/m^3 ; c_0 a velocidade do som no ar em m/s ; ρ a densidade da placa em que é aplicada a força de impacto em kg/m^3 , sendo a laje nesta situação; c_l a velocidade de propagação das ondas longitudinais na placa em m/s ; η o fator de perda em bandas de frequência da placa; σ o fator de radiação da placa; h a espessura da placa em m , e X uma constante igual a 78 dB para análise em bandas terça de oitava e de 83 dB para bandas de oitavas. O modelo também é comentado por [Howe e Heckl \(1972\)](#)[87] por representar a propagação de ondas de flexão no concreto, com ressalvas para a frequência limite (f_B) em que ocorre a transmissão de ondas "puras" de flexão.

Em ambos os modelos analíticos foram utilizados os valores (ver [Tabela 22](#)) médios das propriedades mecânicas dos materiais das placas (concreto e alvenaria de tijolos cerâmicos) apresentadas nas [Tabelas 11](#) e [24](#). Em ambos os modelos não levou-se em consideração variações nas configurações das placas, como é o caso de paredes duplas, aberturas (portas e janelas) e revestimentos.

Tabela 22: Propriedades mecânicas dos materiais utilizadas nos modelos analíticos.

Propriedades	Concreto	Alvenaria
E (Pa)	$2,5 \times 10^{10}$	$1,6 \times 10^{10}$
ν	0,25	0,2
ρ (kg/m^3)	2.500	1.900
η_{int}	0,006	0,002
h (m)	0,10	0,15

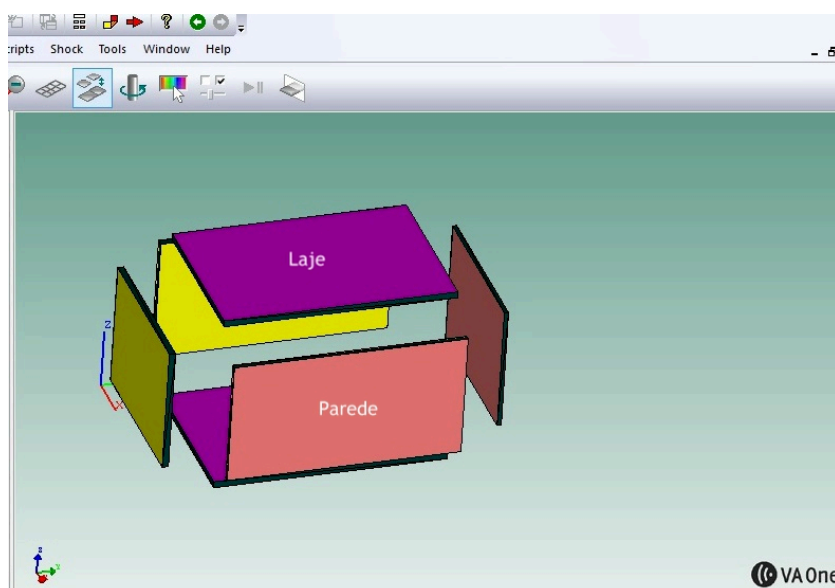
6.2 Modelo computacional

Para análise computacional, foi tomado como base o modelo com seis placas (duas de concreto e quatro de alvenaria de tijolos cerâmicos) envolvendo uma cavidade de ar em que foi avaliada a transmissão de energia vibroacústica pela predição do NPS na mesma e pela vibração transmitida pelos elementos estruturais quando aplicada a força da máquina de impactos sobre o piso superior. Como ferramenta de auxílio foi utilizado o software *VA One* com embasamento na metodologia de SEA. A faixa de análise foi a mesma abordada no Capítulo 4, sendo de 63 a 4.000 Hz.

O modelo em SEA utilizado consiste em dois objetos principais, sendo eles: (1) subsistemas que representam os vários componentes estruturais e acústicos que transmitem energia por meio de um sistema vibroacústico; (2) junções que são usadas para modelar as conexões entre os vários subsistemas em um sistema. Elas também são aplicadas para descrever a maneira pela qual a energia é transmitida entre os diferentes subsistemas de um sistema.

Nas simulações foram inseridos os mesmos dados geométricos e propriedades mecânicas dos materiais aplicados nos modelos analíticos descritos na seção anterior. Para representar a excitação na laje do piso avaliado, foi utilizado o espectro da força da máquina descrito na [Equação 48](#). Primeiramente foram construídas as placas tanto dos pisos (2,60 m x 3,60 m) como das paredes (2,60 m x 2,80 m e 3,60 m x 2,80 m), como mostrado na [Figura 99](#).

Figura 99: Representação das placas dos pisos e paredes utilizadas nas simulações.

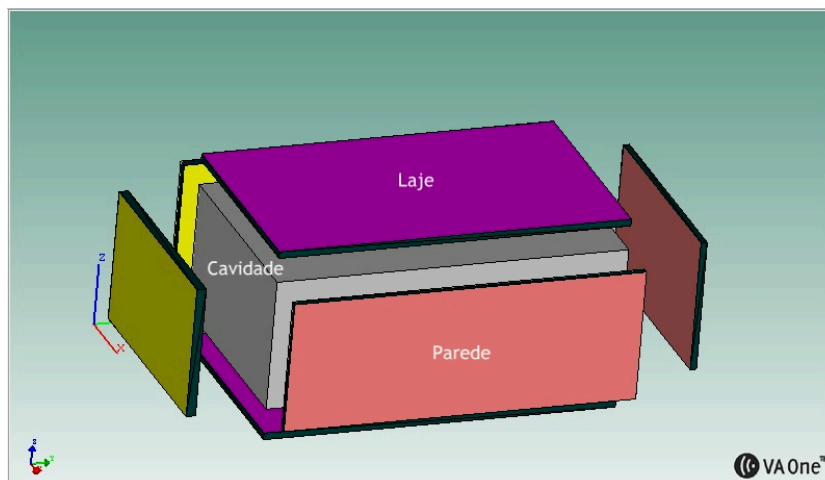


Fonte: Autoria própria (2018).

Após construir as placas, gerou-se a cavidade em que foi possível avaliar a difusão da energia média que seria gerada devido à irradiação direta da placa do piso e também pela

transmissão pelos flancos (ver [Figura 100](#)).

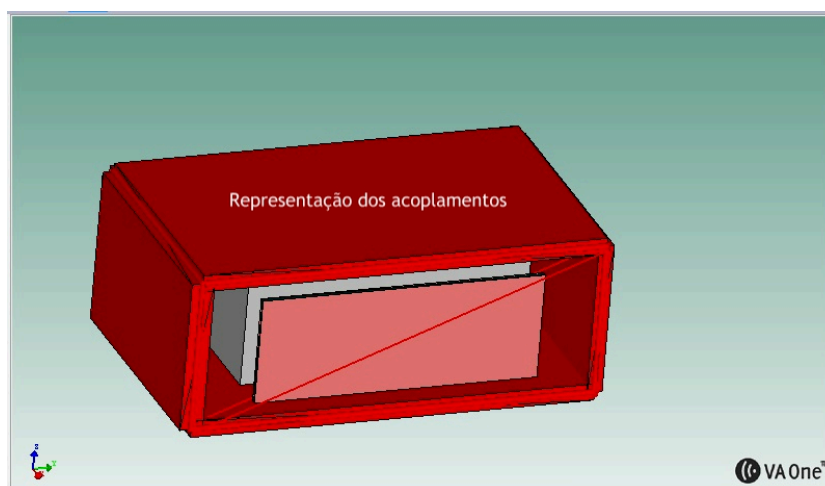
Figura 100: Caverna representando o ambiente entre as paredes e pisos.



Fonte: Autoria própria (2018).

Em seguida foi necessário conectar as estruturas (ver [Figura 101](#)), gerando assim fatores de acoplamentos nas uniões entre os elementos adjacentes (placa e placa ou placa e caverna).

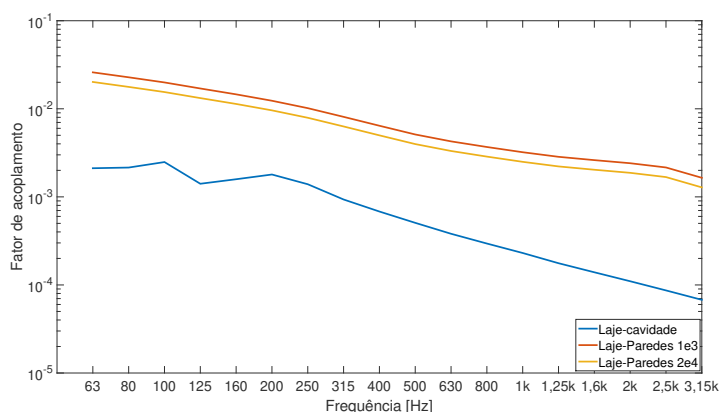
Figura 101: Acoplamento gerado entre os elementos conectados (placas e caverna).



Fonte: Autoria própria (2018).

O software estima automaticamente o valor do fator de acoplamento, em que na [Figura 102](#) é apresentado o fator de acoplamento da laje do piso excitado com as paredes de alvenaria. Pode-se perceber que o mesmo decai com o aumento da frequência com valores proporcionais aos apontados por [Crocker e Price \(1969\)](#)[120]. Além disso, o fator de acoplamento estrutural foi maior (10 vezes mais) que o da laje com a caverna confirmando assim as observações de [Kim et al. \(2001\)](#)[121]

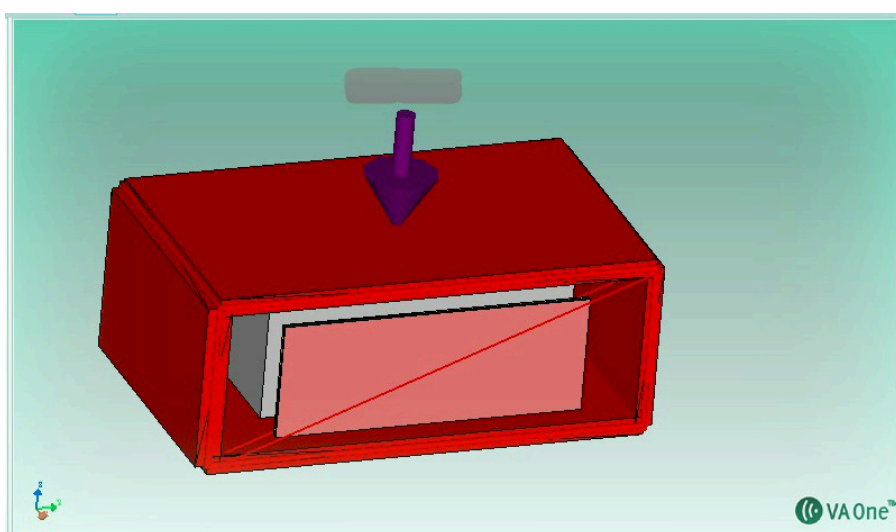
Figura 102: Fator de acoplamento da laje com os demais elementos.



Fonte: A autoria própria (2018).

Com o modelo geométrico construído, pode-se inserir a excitação da máquina de impactos (ver Figura 103) com base na Equação 48.

Figura 103: Força de impacto excitando a estrutura acoplada.



Fonte: A autoria própria (2018).

Pelo modelo simulado foi possível determinar a energia sonora média gerada na cavidade e a velocidade média estimada nas placas.

6.3 Análise experimental em campo

Como forma de validar os modelos com base no fluxo de energia, foram realizadas medições de NPS de impacto em um ambiente de edificação e também da aceleração nas placas que contornam o ambiente (laje de concreto e quatro paredes de alvenaria). As medições do NPS seguiram os procedimentos descritos na EN 16283-2 (2015)[9] e aplicados por Araújo *et*

al.(2016)[125], sendo utilizada como fonte de impactos a *tapping machine* (ver [Figura 104](#)) instalada sobre o piso acabado, pelo fato desta não danificá-lo e por representar o caminhar de pessoas sobre o piso, justificando esta ser a fonte de referência utilizada pelos modelos analíticos comentados de [Gerretsen \(1979\)](#)[1] e [Ver e Beranek \(2006\)](#)[91].

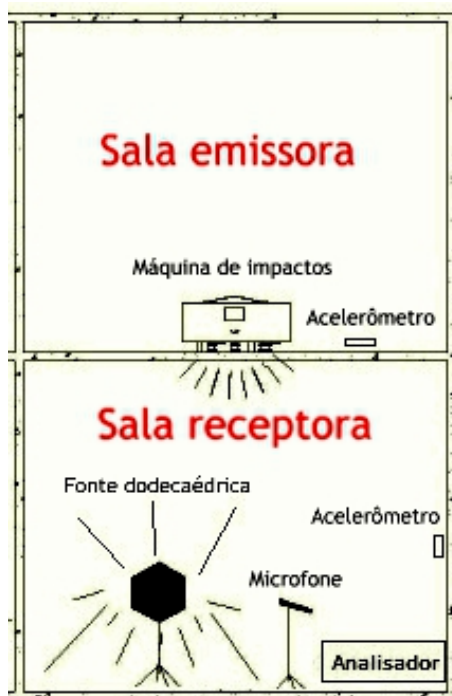
Figura 104: Máquina de impactos utilizada para avaliar a transmissão de energia vibratória no piso.



Fonte: Autoria própria (2018).

Assim, foram feitas as análises com a máquina instalada em quatro posições diferentes, sendo medido o NPS no ambiente inferior em quatro pontos para cada posição de fonte, além avaliadas em paralelo as acelerações nas lajes e paredes em dez pontos aleatórios como observado na [Figura 105](#), obtendo a média da energia vibroacústica gerada.

Figura 105: Esquema de medição do NPS e aceleração em campo.



Fonte: Autoria própria (2018).

Também foi estimado o tempo de reverberação no ambiente inferior (ver [Figura 106](#)) para avaliar as características de absorção do mesmo com base nos experimentos descritos na [ISO 3382\(1997\)](#)[130] e seguido por [Zannin et al.\(2009\)](#)[131]. O intuito da medição foi de estimar o coeficiente de absorção no recinto, sendo feitas avaliações com a fonte dodecaédrica posicionada em quatro posições diferentes, com três posições de microfone para cada medição.

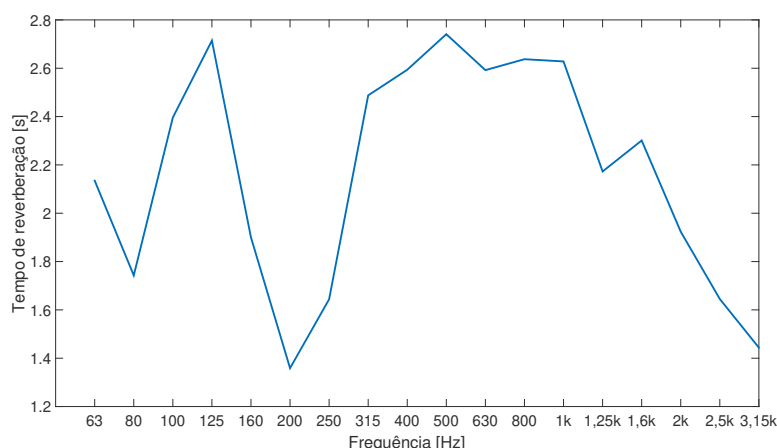
Figura 106: Medição do tempo de reverberação no ambiente abaixo da laje excitada.



Fonte: Autoria própria (2018).

Na [Figura 107](#) é mostrado o tempo de reverberação medido no ambiente.

Figura 107: Tempo de reverberação medido no ambiente avaliado.



Fonte: Autoria própria (2018).

Logo o NPS de impacto normalizado (L_nT) foi obtido com base na [Equação 86](#).

$$L_{nT} = L_i - 10 \log \frac{T}{T_0}; \quad (86)$$

sendo L_i o nível de ruído de impacto instantâneo em dB, T o tempo de reverberação estrutural em s, e T_0 o tempo de reverberação estrutural de referência de 0,5 s.

Assim, foi utilizada a seguinte instrumentação durante os experimentos em campo:

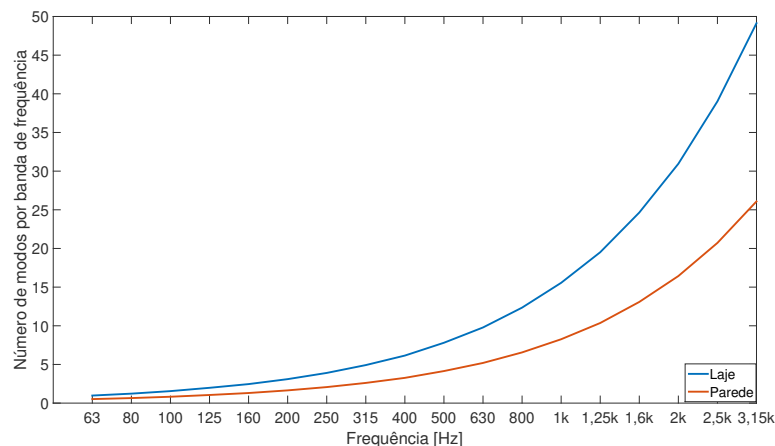
- máquina de impactos padrão da *Brüel & Kjaer* tipo 3207;
- microfone de campo difuso tipo 4144 da *Brüel & Kjaer*;
- acelerômetros piezoelétricos tipo 4519 da *Brüel e Kjaer* e calibrador tipo 2894 da *PCB Piezotronics*;
- fonte dodecaédrica da *Brüel & Kjaer* tipo 4292, com tripé;
- analisador de sinais da 01 dB tipo dB4 com quatro canais.

6.4 Resultados

Como os modelos analíticos e computacional são focados nas análises com base no fluxo de energia, foi avaliado o número de modos por banda para as placas do piso e paredes para determinar a faixa de frequência em que os resultados teriam uma confiabilidade maior (> 6 modos por banda), utilizando o modelo computacional que é pautado na [Equação 58](#). Como pode-ser verificar na [Figura 108](#), os modelos baseados no fluxo de energia tem validade para as placas a partir da frequência de 500 Hz, ou seja, para as médias e altas frequências. Em relação à frequência (f_B), esta ficou próxima de 1080 Hz para a laje e 980 Hz para a parede, ou seja, a

partir da banda de 1.000 Hz ocorre maior influência das ondas de cisalhamento na transmissão de energia vibroacústica como afirmado por [Ovsyannikov et al.\(2004\)](#)[123].

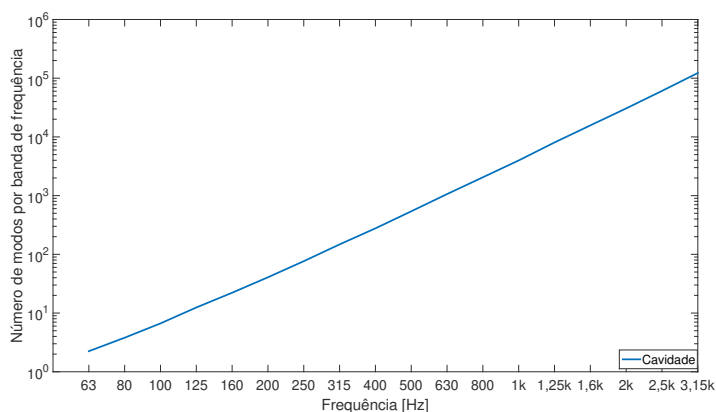
Figura 108: Densidade modal estimada para as placas do piso e parede.



Fonte: Autoria própria (2018).

Determinando o número de modos por banda para a cavidade, observa-se na [Figura 109](#) que neste caso o modelo de SEA é válido a partir da faixa de 125 Hz, valor bem abaixo das placas.

Figura 109: Densidade modal estimada para a cavidade de ar.

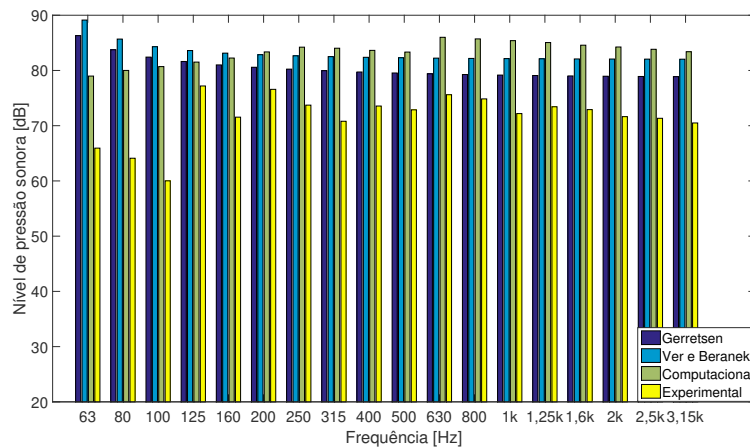


Fonte: Autoria própria (2018).

Ao comparar os valores do NPS estimados pelos modelos analíticos e computacional (ver [Figura 110](#)) observou-se uma alta correlação (> 90%) entre os mesmos a partir de 125 Hz, região em que SEA é válido devido ao número elevados de modos por banda, como afirmado por [Brunskog \(2012\)](#)[122] e [Hopkins \(1999\)](#)[112]. Em relação ao experimento, a diferença média em toda a faixa de frequência foi de 15 dB, fato este relacionado à idealização dos modelos implementados, que não consideram a situação na prática com a presença das outras estruturas

e cavidades existentes no prédio por onde a energia poderia ser dissipada como demonstrado por [Ovsyannikov et al.\(2004\)](#)[123]. Estas diferenças chegam a 20 dB na região das baixas frequências em que os modelos de fluxo de energia são limitados

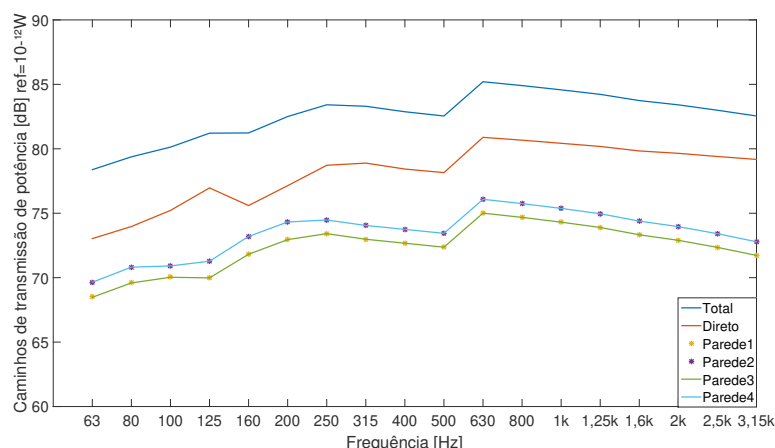
Figura 110: NPS de impacto normalizado medido no experimento e estimados pelos modelos baseados no fluxo de energia (ref = 10^{-6} Pa).



Fonte: Autoria própria (2018).

Com o modelo computacional foi feita a análise dos caminhos de transmissão de energia, que representam como os acoplamentos entre os elementos estruturais e a cavidade interagente entre si, levando em conta as perdas de energias internas destes e as perdas por acoplamento. Os resultados apresentados na [Figura 111](#) demonstram as potências de entrada na cavidade, oriundas de cada caminho de propagação, desprezando neste caso a energia irradiada da laje abaixo, que representa a conexão com outro subsistema. Observa-se que o desvio médio entre a energia transmitida diretamente e as energias provenientes dos flancos foi de 5 dB, logo estes acabam tendo importância na estimativa do valor total, pois a diferença entre estes é menor que 10 dB, reafirmando o que foi sugerido por [Gerretsen \(1994\)](#)[95]. Quanto às energias provenientes dos flancos, os resultados apontam um desvio médio de 1 dB, diferença esta relacionada com as áreas de cada parede ($7,28 \text{ m}^2$ e $10,08 \text{ m}^2$), com dois pares de paredes iguais neste exemplo.

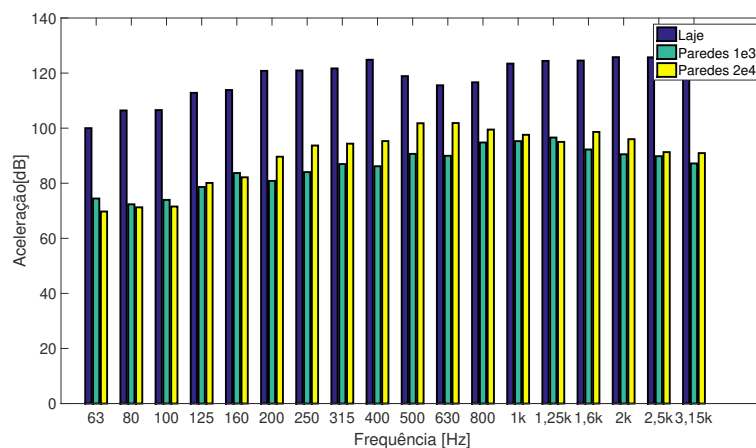
Figura 111: Níveis de potência de entrada simulados na cavidade abaixo da laje excitada com impacto.



Fonte: Autoria própria (2018).

A tendência de influência da energia transmitida pelos flancos pela simulação é representada também na aceleração medida em campo na laje e paredes, sendo que na [Figura 112](#) observa-se uma influência de mais de 70 % da energia transferida entre os subsistemas pelos caminhos indiretos (flancos).

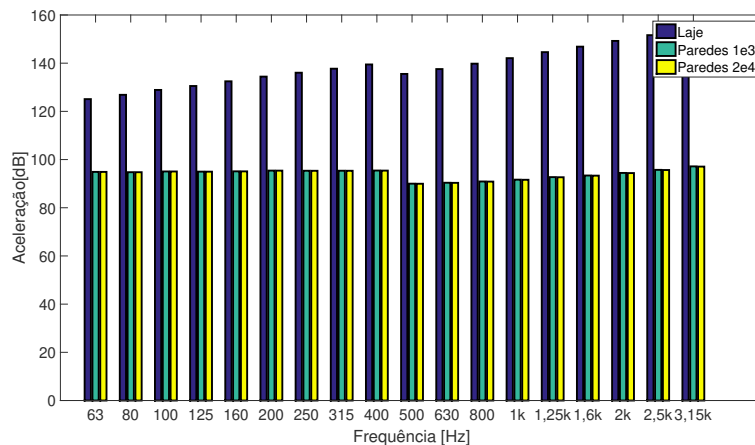
Figura 112: Acelerações médias nas placas acopladas, medidas em campo.



Fonte: Autoria própria (2018).

Ao analisar a [Figura 113](#) pode-se concluir que o modelo computacional superestima a energia gerada no piso e transmitida para as paredes com valores em média 15 dB acima dos medidos, negligenciando os demais elementos presentes na estrutura como vigas, portas, janelas e demais ambientes acoplados para os quais haveria fluxo de energia devido os acoplamentos. Além disso, fica clara a influência da ortotropia dos materiais que é negligenciada nos modelos analíticos e computacionais, pois os valores da aceleração nas paredes na prática não é contante, mesmo com estas tendo as mesmas características geométricas e materiais aplicados.

Figura 113: Acelerações médias nas placas acopladas simuladas.



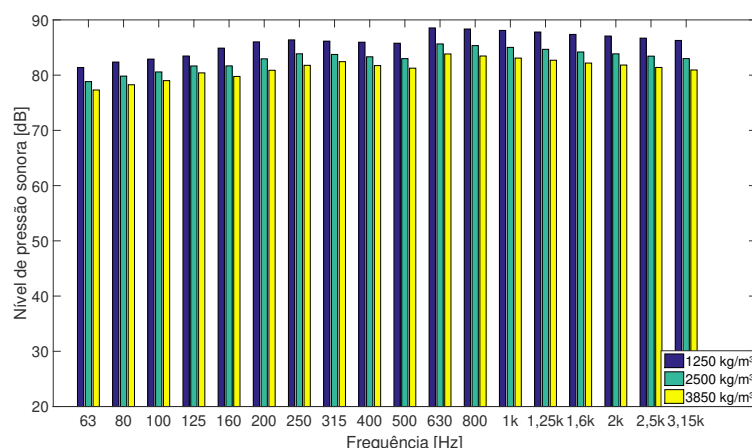
Fonte: Autoria própria (2018).

6.4.1 Alterações no modelo computacional

A partir do modelo computacional foi analisada a interferência da variação das propriedades do concreto (densidade e fator de perda), no valor do NPS de ruído de impacto da cavidade. Também foi avaliada a influência de aumentar o número de ambientes vizinhos à cavidade estudada na seção anterior, além de alterar o material das paredes com propriedades mecânicas diferentes, neste caso principalmente o módulo de elasticidade do bloco de concreto estrutural, alvenaria e gesso acartonado.

Primeiramente, avaliando a variação da densidade do concreto, foram utilizados os valores referentes a alguns exemplos de concretos aplicados em obras civis como leve (1.250 kg/m^3), convencional (2.500 kg/m^3) e pesado (3.850 kg/m^3) para efeito de comparação, como mostrado na Figura 114. Portanto, foi observado que a variação de mais de 1.000 kg/m^3 , representou uma diferença de menos de 3 dB no NPS, sendo este imperceptível ao ouvido humano. Este ponto é de extrema importância no sentido de questionamento da estratégia proposta por Gerretsen (1979)[1] para o cálculo do L_n em função da relação de massa dos elementos acoplados (paredes e laje).

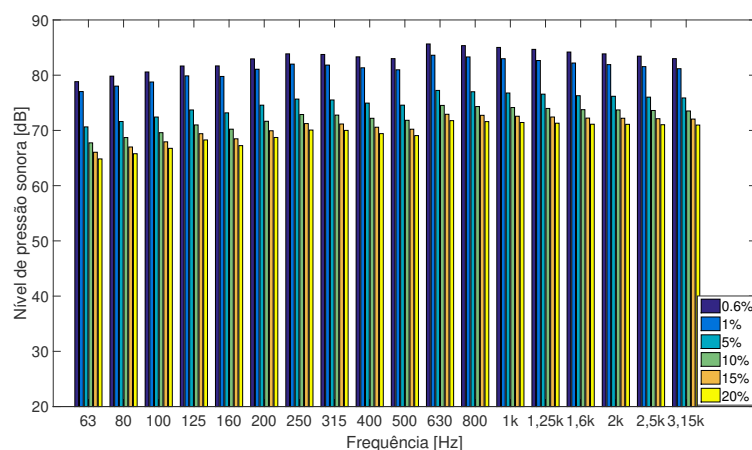
Figura 114: NPS na cavidade com variação da densidade do concreto.



Fonte: Autoria própria (2018).

Em seguida, foi estimado o valor do NPS variando o fator de perda da placa de concreto do piso, considerando um aumento percentual a partir do valor considerado no modelo inicial (0,006). Os resultados demonstraram que a partir de fatores de perda menores ou iguais a 0,05 o desvio médio foi de 1%, bem menor do que o salto nos resultados quando considera-se o valor de 0,01 para mais. Logo, o amortecimento interfere na transmissão do ruído de impacto de forma global em estruturas com valores acima de 0,01, o que não inclui o concreto, como verificado na [Figura 115](#) e apontado por [Ver e Beranek \(2006\)](#)[91].

Figura 115: NPS na cavidade com variação do fator de perda do concreto.



Fonte: Autoria própria (2018).

Tendo em vista a influência de cada propriedade da laje na transmissão de ruído de impacto, prosseguiu-se então para analisar a influência das propriedades das paredes neste tipo de problemas. Como comentado, o modelo inicial validado considerou as paredes como sendo de alvenaria de tijolos cerâmicos com os valores médios das propriedades apresentadas na [Tabela](#)

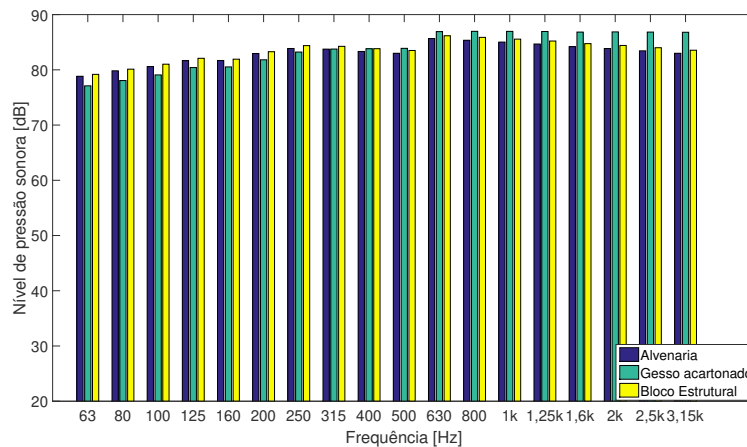
11. Entretanto, já que existem outras tipologias de parede utilizadas na práticas em construções, estas foram testadas na simulação, com as propriedades dos materiais apresentadas na [Tabela 23](#) apresentadas por [Warnock \(1991\)](#)[128].

Tabela 23: Propriedades dos diferentes tipos de paredes utilizados no modelo computacional.

Propriedades	Bloco estrutural	Gesso acartonado
E(Pa)	$2,5 \times 10^{10}$	2×10^6
ρ (kg/m ³)	2.450	850
η	0,004	0,002
espessura(m)	0,14	0,01

Os resultados dos valores médios de NPS na cavidade apresentados na [Figura 116](#) mostram que a variação do tipo de parede, nestes exemplo para uma cavidade isolada, não interferiu de forma significativa no campo acústico, com desvio médio de 2 dB.

Figura 116: NPS na cavidade com variação do tipo de parede.

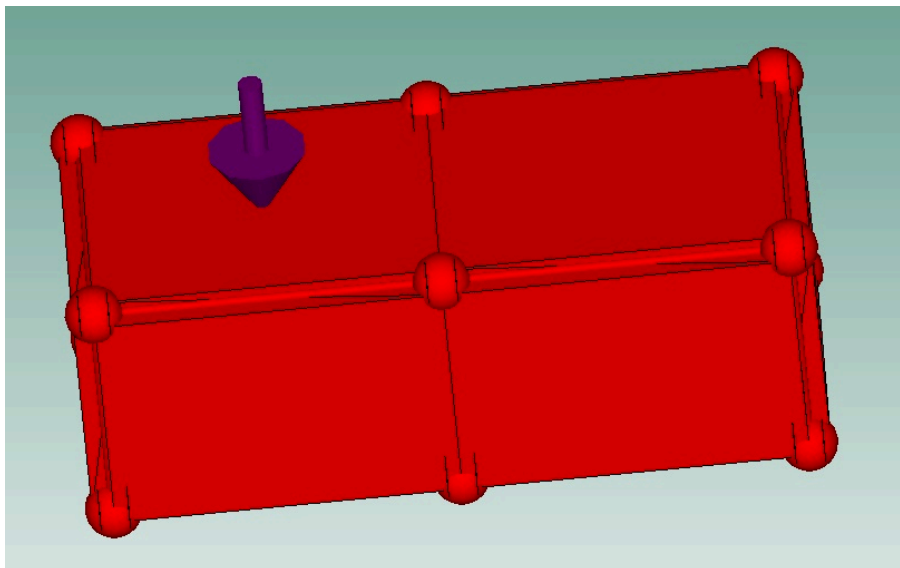


Fonte: Autoria própria (2018).

Como forma de avaliar a influência do acoplamento, por meio do modelo computacional, a estratégia foi alterar a transmissão pelos flancos, mantendo constantes as propriedades físicas das lajes e paredes que interferem na transmissão direta. Logo, para modificar este parâmetro, foi avaliada a interferência nos resultados inserindo mais cavidades representativas dos ambientes adjacentes com as mesmas características geométricas e parâmetros estruturais do ambiente fonte. Com mais ambientes vizinhos, a energia seria dissipada para os demais subsistemas, chegando assim mais próximo do que ocorre na prática em um edifício.

A primeira alteração no modelo foi inserir uma outra cavidade representativa de um ambiente adjacente, como mostrado na [Figura 117](#). O mesmo processo foi repetido, duplicando e quadruplicando a quantidade de ambientes, até aproximar o modelo para o mais próximo da situação real. Desta forma, o NPS reduziu, pois a energia foi dissipada para as outras cavidades.

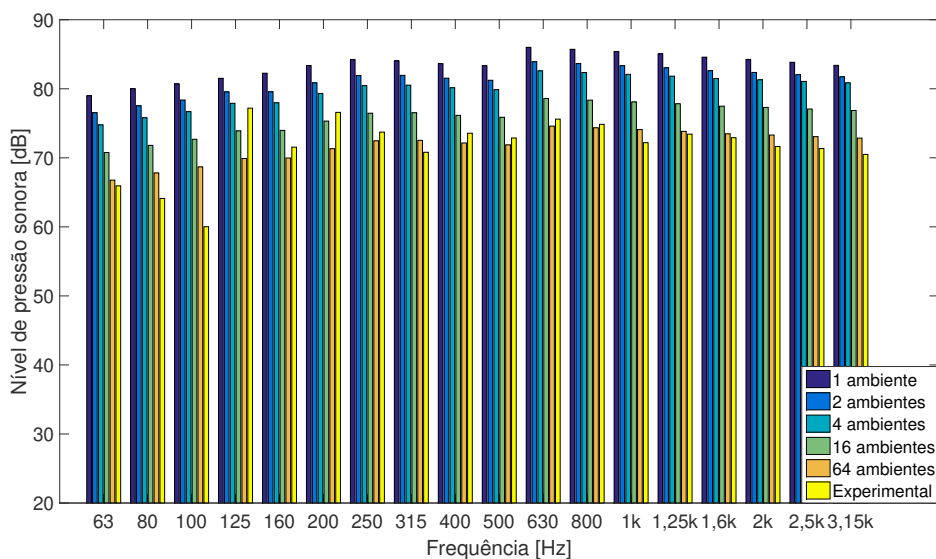
Figura 117: Alteração na quantidade de cavidades conectadas.



Fonte: Autoria própria (2018).

Como pode ser observado na [Figura 118](#), o modelo tornou-se mais próximo dos resultados experimentais, quando inseridas 63 cavidades ao redor do ambiente avaliado inicialmente, com desvio médio de 2 dB entre simulação e experimento. Este fato não foge muito de uma situação real, pois esta quantidade de ambientes equivale a dois andares de uma edificação com 4 apartamentos. A proporção de ambientes necessários para ajustar o modelo o mais próximo possível da realidade está relacionada com o tamanho dos elementos que compõem o ambiente como afirmado por [Hopkins \(2016\)](#)[129]

Figura 118: NPS de ruído de impacto considerando mais cavidades acopladas ao ambiente fonte.



Fonte: Autoria própria (2018).

Desta forma, pode-se concluir que o modelo computacional SEA foi validado com base nos modelos analíticos de Gerretsen (1979)[1] e Ver e Beranek (2006)[91] por meio da análise global do L_n e aceleração média nas estruturas. Porém quando esses valores são comparados com os obtidos com o experimento em campo, a diferença média entre os resultados do NPS e aceleração médias nas estruturas (laje e paredes) ficou na faixa de 20 dB nas baixas e 15 dB nas médias frequências, diferença esta relacionada à idealização dos modelos matemáticos, em que não considerou-se os demais ambientes acoplados e devido às limitações envolvidas na teoria de SEA.

Pode-se determinar também que os modelos com base em SEA apresentaram melhor aplicabilidade na região das altas frequências em que a densidade modal dos elementos (placas e cavidades) é maior. Ressalta-se que uma importante contribuição deste estudo foi o fato de ter sido apresentada uma aplicabilidade para o modelo computacional, utilizado em outras áreas da Engenharia, podendo ser aplicado na avaliação da transmissão do ruído de impacto em pisos, em que pode-se simular a presença dos demais ambientes acoplados em que a diferença entre o experimento e simulação média foi menor que 2 dB, quando inseridos os demais elementos representativos de um andar do edifício.

CAPÍTULO VII

7 CONCLUSÕES

Tendo em vista os resultados e discussões apresentados neste trabalho, pode-se concluir que o uso de modelos FEM com o elemento sólido 3D para o estudo de transmissão indireta estrutural em pisos de concreto, apresentou boa convergência (>90%), principalmente nas baixas e médias frequências, em relação às frequências naturais da bancada, região em que os modelos de SEA apresentam limitações devido a baixa densidade modal. O processo de validação e calibração (comparação de simulações e experimentos) adotado para a abordagem com a bancada de concreto por meio das análises com o índice K_{ij} e pela aceleração média nos elementos acoplados, permitiu a confiabilidade do modelo numérico adotado.

Quanto às análises da bancada de concreto com base nos parâmetros modais (frequências naturais e formas modais), pode-se determinar que o uso da metodologia da ODS nos experimentos apresentou boa convergência (>90%) quando comparado com o modelo computacional, tendo esta ferramenta uma aplicação fundamental no sentido de apontar os possíveis efeitos negligenciados na análise numérica, como por exemplo a interferência nos resultados do índice K_{ij} e aceleração nas estruturas devido a ortotropia e heterogeneidade do material (concreto). Neste sentido, deve-se ressaltar a aplicabilidade de outra ferramenta importante utilizada, que teve com base no algoritmo genético NSGA II, verificando por meio da mesma que a densidade e o módulo de elasticidade na direção perpendicular ao plano da estrutura principalmente, modificam o valor das frequências naturais ao longo da frequência (até 5%) sem interferir nas formas modais da estrutura, e que o fator de perda interno altera apenas a escala de amplitude dos resultados, em média na faixa de 10 dB, podendo estas abordagens ser aplicadas para outros estudos do ruído de impacto em pisos de edificações. Como exemplo, quando verificada a influência da ortotropia do material, sendo alterada a direção de aplicação da força, as diferenças nos resultados do índice K_{ij} e aceleração média no pilar chegaram a 20 dB nas faixa de 1.000 a 1.500 Hz, região em que surgem as primeiras interferências das ondas cisalhantes.

No que constam aos modelos analíticos abordados com base na vibração forçada em placas, tendo como referência a teoria de placas finas, as principais diferenças (erro > 20%) quanto aos resultados experimentais e numéricos das frequências naturais, foram devidas ao fato dos mesmos considerarem o contorno da placa da laje como apoiado em toda a extensão,

diferente da situação na prática da bancada. Além disso, foi determinado que o modelo considerando a ortotropia dos materiais foi o que mais se aproximou da simulação, devendo ser levado em conta que a partir da faixa de 800 Hz surgem as interferências das ondas de cisalhamento propostas na teoria de placas espessas por Mindlin, consideradas nestas tese nas análises dos resultados.

Quanto aos testes experimentais com os quatro tipos de fontes (duas marretas, máquina de impactos e pessoa pulando) pela metodologia da ODS, foi possível concluir que a marreta de 4 kg apresentou melhor aplicabilidade nas baixas (até 500 Hz) e médias (500 a 1.000 Hz) frequências com base na curva soma das FRF, sendo esta a principal região de interesse das análises voltadas à transmissão pelos flancos com base nos valores do índice K_{ij} e aceleração médias nas estruturas. Entretanto, para o enfoque nas altas frequências (acima de 1.000 Hz) foi possível observar que a máquina de impactos, em questão de coerência, apresentou melhores resultados ($> 0,9$). Assim pode-se pressupor que fontes com impactos pontuais únicos (marretas) representam a queda de um objeto sobre o piso, e a máquina de impactos representa o caminhar de pessoas.

Em relação modelo analítico de Gerretsen (1979)[1], o mesmo tem limitações pela falta de dados de materiais heterogêneos aplicados em estruturas ortotrópicas, como é o caso do concreto armado e alvenaria de tijolos cerâmicos, tendo o mesmo apresentado diferenças médias dos valores do índice K_{ij} nas baixas e médias frequências de 15 dB para mais, pelo fato do mesmo ter como base o fluxo de energia entre as estruturas acopladas, com limitações nas baixas frequências em que a densidade modal é baixa. Além disso, foi comprovado que o índice único do K_{ij} não representa todos os efeitos que podem ocorrer na transmissão de energia indireta vibroacústica de forma estrutural, desprezando por exemplo os efeitos das ondas de cisalhamento que surgem nas médias e altas frequências. Ressalta-se a necessidade de inserção de novos dados ou correção no modelo analítico apresentado, que não contempla estruturas heterogêneas como é o caso da alvenaria, principalmente nas baixas e médias frequências.

Nas análises com a transmissão do ruído de impacto de forma global em uma cavidade, pode-se concluir que o modelo computacional com base em SEA apresentou boa convergência ($> 90\%$) com os modelos analíticos, principalmente nas médias e altas frequências, faixa em que a densidade modal é alta. Entretanto, quando comparado com os valores obtidos com o experimento realizado em uma edificação residencial, a diferença média entre os resultados do NPS e aceleração médias nas estruturas (laje e paredes) ficou na faixa de 20 dB nas baixas frequências, devido principalmente a idealização dos modelos que não consideram os demais ambientes acoplados e a própria limitação de SEA. Pode-se propor então uma importante con-

tribuição deste estudo pelo fato de ter sido apresentada uma análise da transmissão de energia em que simulou-se a presença dos demais ambientes acoplados em que a diferença entre o experimento e simulação média chegando a 2 dB quando inseridos os demais elementos representativos de um andar do edifício.

7.1 Sugestões e perspectivas para trabalhos futuros

A partir dos resultados obtidos durante as análises da transmissão indireta do ruído de impacto em pisos de edificações são sugeridas as seguintes abordagens para trabalhos futuros:

- realizar uma análise não-paramétrica da influência das propriedades mecânicas (módulo de elasticidade e fator de perda interno) e densidade do concreto armado na transmissão da energia pelos flancos do ruído de impacto em pisos com enfoque na variação do índice K_{ij} , complementando a abordagem do Capítulo 5 de forma a propor um modelo matemático que estime a transmissão de energia vibroacústica entre estruturas civis (lajes e paredes) acopladas, corrigindo o modelo normatizado europeu que não leva em consideração as incertezas de medição.

- avaliar por meio de simulações com modelo híbrido (FEM/SEA) e experimentos em campo a influência do tipo de fonte (marreta, máquina de impactos, pessoa pulando, bola de impactos e *shacker*) na estimativa do índice K_{ij} e da aceleração no piso, de forma a determinar as interferências das possíveis falhas construtivas que não são detectadas em laboratório, além da influência dos ambientes vizinhos na transmissão de energia, com intuito de confirmar a influência da admitância do piso ao entrar em contato com as fontes nos resultados estimados.

REFERÊNCIAS

- [1] GERRETSEN, E. *Calculation of the sound transmission between dwellings by partitions and flanking structures*. **Applied acoustics**, v. 12, n. 6, p. 413-433, 1979.
- [2] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 15575: Norma de Desempenho de Edificações**. Rio de Janeiro. 2013.
- [3] FERRAZ, R. **Atenuação de ruído de impacto em pisos de edificações de pavimentos múltiplos**. 2008. Dissertação de Mestrado. Dissertação de Mestrado em Engenharia de Estruturas, Universidade Federal de Minas Gerais.
- [4] NUNES, M. F. O. *et al. Avaliação de material com resíduos poliméricos na redução do ruído de impacto em pisos*. **Anais In: XIII Encontro Nacional de Tecnologia do Ambiente Construído**, 2010.
- [5] CORNACCHIA, G. M. M. **Investigação in-situ do isolamento sonoro ao ruído de impacto em edifícios residenciais**. 2012. Dissertação de Mestrado. Dissertação de Mestrado em Arquitetura e Urbanismo, Universidade Federal de Santa Catarina.
- [6] SANTOS, W. S. *et al. Estudo preliminar do uso de mantas de látex para controle de ruído de impacto em edificações*. **Anais In: XXV Encontro da Sociedade Brasileira de Acústica**, 2014.
- [7] NUNES, M. F. O; ZINI, A.; PAGNUSSAT, D. T. *Desempenho acústico de sistemas de piso: estudos de caso para isolamento ao ruído aéreo e de impacto*. **ACÚSTICA**, v. 14, p. 2. 2014.
- [8] PAIXÃO, D. X. **Caracterização do isolamento acústico uma parede de alvenaria, utilizando análise estatística de energia (SEA)**. 2002. Tese de Doutorado. Tese de Doutorado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina.
- [9] INTERNATIONAL STANDARDIZATION ORGANIZATION. **ISO 16283-2: Acoustics – Field measurement of sound insulation in buildings and of building elements -Part 2: Impact sound insulation**. Genebra. 2015.
- [10] PEREIRA, A. *et al. Assessment of a simplified experimental procedure to evaluate impact sound reduction of floor coverings*. **Applied Acoustics**, v.79, p.92-103, 2014.

- [11] NEVES e SOUSA, A.; GIBBS, B. M. *Parameters influencing low frequency impact sound transmission in dwellings*. **Applied Acoustics**, v. 78, p. 77-88, 2014.
- [12] KIM, K. W; JEONG, G. C; YANG, K. S; SOHN, J. Y. *Correlation between dynamic stiffness of resilient materials and heavyweight impact sound reduction level*. **Building and Environment**, v. 44, n. 8, p. 1589-1600, 2009.
- [13] GODINHO, L; MASGALOS, R; PEREIRA, A; BRANCO, F. G. *On the use of a small-sized acoustic chamber for the analysis of impact sound reduction by floor coverings*. **Noise Control Engineering Journal**, v. 58, n. 6, p. 658-668, 2010.
- [14] HOPKINS, C. *Determination of vibration reduction indices using wave theory for junctions in heavyweight buildings*. **Acta Acustica united with Acustica**, v. 100, n. 6, p. 1056-1066, 2014.
- [15] COMITÉ EUROPEU DE NORMALIZACION. **EN 12354-2: Acústica de la edificación: Estimación de las características acústicas de las edificaciones a partir de las características de sus elementos. Parte 2: Aislamiento acústico del ruido estructural entre recintos**. Bruxelas. 2001.
- [16] INTERNATIONAL STANDARDIZATION ORGANIZATION. **ISO 16251-1: Acoustics- Laboratory measurement of the reduction of transmitted impact noise by floor coverings on a small floor mock-up-Part 1: Heavyweight compact floor**. Genebra. 2014
- [17] INTERNATIONAL STANDARDIZATION ORGANIZATION. **ISO 140-8: Acoustics- Measurement of sound insulation in buildings and of building elements-Part 8: Laboratory measurements of the reduction of transmitted impact noise by floor coverings on a heavyweight standard floor**. Genebra. 1997
- [18] DE GEETERE, L.; INGELAERE, B; RYCHTARIKOVA, M. *Vibration level difference measurements on a timber frame mock-up*. **Anais In: INTER-NOISE and NOISE-CON Congress and Conference Proceedings: INTER-NOISE**, Institute of Noise Control Engineering, 2013. p. 5580-5585.
- [19] JOHANSSON, C. *Low-frequency impact sound insulation of a light weight wooden joist floor*. **Applied Acoustics**, v. 44, n. 2, p. 133-147, 1995.
-

- [20] CRISPIN, C; INGELAERE, B; DAMME, M. V. *The vibration reduction index K_{ij} : Laboratory measurements for rigid junctions and for junctions with flexible interlayers*. **Building Acoustics**, v. 13, n. 2, p. 99-111, 2006.
- [21] BIETZ, H; STRANGE-KOLLING, S; SCHMELZER, M; WIITSTOCK, V. *Loss factor measurement and indications for nonlinearities in sound insulation*. **Building Acoustics**, p. 1351010X18819062, 2018.
- [22] OKANO, T; KOYANAGI, S. *A quest for error factors in predicting heavy weight floor impact sound levels using measured data in existing residential buildings*. **Applied Acoustics**, v. 76, p. 329-336, 2014.
- [23] BRAVO, M. A. M; MAGDALENO, M. J; TERÁN, J. M. G; FERNADÉZ, A. I. T. *Aplicaciones del método de los elementos finitos en la transmisión estructural del sonido en edificios*. **Anais In: Proceedings Eurnoise**, 2014.
- [24] CHO, T. *Vibro-acoustic characteristics of floating floor system: The influence of frequency-matched resonance on low frequency impact sound*. **Journal of Sound and Vibration**, v. 332, n. 1, p. 33-42, 2013.
- [25] RAMIS, J; SEGOVIA, E; ALBA, J; CARBAJO, J; GODINHO, L. *et al. Numerical evaluation of the vibration reduction index for structural joints*. **Archives of acoustics**, v. 37, n. 2, p. 189-197, 2012.
- [26] REY TORMOS, R. M. **Modelización del ruido transmitido por flancos en la edificación en nuevas soluciones constructivas**. 2010. Tese de Doutorado. Tese de Doutorado em Física Aplicada, Universidade Politecnica de Valencia.
- [27] REINHOLD, S. e ZEITLER, B. *Finite element simulation of a laboratory reception plate for structure-borne sound power measurements*. **Anais In: INTER-NOISE and NOISE-CON Congress and Conference Proceedings: INTER-NOISE**, Institute of Noise Control Engineering, 2016. p. 920-928.
- [28] RODRÍGUEZ, M. A; SOBREIRA, S. M. A. *Determination of vibration reduction index by numerical calculations*. **Anais In: Proceedings Eurnoise**, 2009.
- [29] COTONI, V; GARDNER, B; CORDIOLI, J. A; CARNEAL, J; FULLER, C. *Advanced modeling of aircraft interior noise using the hybrid FE-SEA method*. **Anais In: SAE Brasil**, 2008.
-

- [30] POBLET-PUIG, J; GUIGOU-CARTER, C. *Catalogue of vibration reduction index formulas for heavy junctions based on numerical simulations*. **Acta Acustica united with Acustica**, v. 103, n. 4, p. 624-638, 2017.
- [31] KIM, T; KIM, J; KIM, J. *SEA-FEM hybrid analysis for predicting Inter-floor impact noise*. **Applied Acoustics**, v. 129, p. 397-407, 2018.
- [32] HOPKINS, C. *Determination of vibration reduction indices using wave theory for junctions in heavyweight buildings*. **Acta Acustica united with Acustica**, v. 100, n. 6, p. 1056-1066, 2014.
- [33] HOPKINS, C; ROBINSON, M. *Using transient and steady-state SEA to assess potential errors in the measurement of structure-borne sound power input from machinery on coupled reception plates*. **Applied Acoustics**, v. 79, p. 35-41, 2014.
- [34] ROBINSON, M; HOPKINS, C. *Prediction of maximum time-weighted sound and vibration levels using transient statistical energy analysis. Part 1: theory and numerical implementation*. **Acta Acustica united with Acustica**, v. 100, n. 1, p. 46-56, 2014.
- [35] SCHIAVI, A; ASTOLFI, A. *The prediction of the vibration reduction index K_{ij} for brick and concrete rigid junctions*. **Applied Acoustics**, v. 71, n. 6, p. 523-530, 2010.
- [36] HOPKINS, C; ROBINSON, M. *On the evaluation of decay curves to determine structural reverberation times for building elements*. **Acta Acustica united with Acustic**, v. 99, n. 2, p. 226-244, 2013.
- [37] HOPKINS, C; ROBINSON, M. *Regression curves for vibration transmission across junctions of heavyweight walls and floors based on finite element methods and wave theory*. **Applied Acoustics**, v. 113, p. 7-21, 2016.
- [38] DIJCKMANS, A. *Wave based modeling of vibration transmission across junctions composed of rectangular single and double walls*. **Acta Acustica united with Acustica**, v. 102, n. 6, p. 1011-1026, 2016.
- [39] SANTONI, A; FAUSTI, P; BONFIGLIO, P. *Building materials: Influence of physical, mechanical and acoustic properties in sound prediction models*. **Building Acoustics**, p. 1351010X18795403, 2018.
- [40] INTERNATIONAL STANDARDIZATION ORGANIZATION. **ISO 10848-1: Acoustics-Laboratory and field measurement of flanking transmission for airborne, impact and**
-

building service equipment sound between adjoining rooms-Part 1: Frame document. Genebra. 2017.

- [41] SOMMERFELD, M. *A simplified measurement method for the determination of impact sound reduction.* **Anais In:** Proceedings of NAG/DAGA, 2009.
- [42] FORET, R; CHÉNÉ, J. B; GUIGOU-CARTER, C. *A comparison of the reduction of transmitted impact noise by floor coverings measured using ISO 140-8 and ISO/CD 16251-1.* **Anais In:Forum Acusticum 2011**, Aalborg, Denmark. 2011. p. 1371-6.
- [43] SCHMIDT, J. H; WITSTOCK, V; LANGER, S. C. *Uncertainties and validation procedures for the compact measurement setup.* **Anais In:** INTER-NOISE and NOISE-CON Congress and Conference Proceedings. Institute of Noise Control Engineering, 2014. p. 3483-3491.
- [44] DE CARVALHO, J. D. N. *Sobre as origens e desenvolvimento de concreto .* **Revista Tecnológica**, v. 17, n. 1, p. 95-112, 2010.
- [45] BOTELHO, M. H. C; MARCHETTI, O. **Concreto armado-Eu te amo.** Editora Blucher, 2018.
- [46] PETYT, M. **Introduction to finite element vibration analysis.** Cambridge university press, 2010.
- [47] MAIA, N. M. M; SILVA, J. M. M. **Theoretical and experimental modal analysis.** Research Studies Press, 1997.
- [48] JORDAN, R. **Apostila da disciplina de Análise Modal Experimental.** Universidade Federal de Santa Catarina. 2010.
- [49] HOPKINS, C. **Sound insulation.** Routledge, 2007.
- [50] BLEVINS, R. D; PLUNKETT, R. *Formulas for natural frequency and mode shape.* **Journal of Applied Mechanics**, v. 47, p. 461, 1980.
- [51] LEISSA, A. W. *The free vibration of rectangular plates.* **Journal of sound and vibration**, v. 31, n. 3, p. 257-293, 1973.
- [52] RINDEL, J. H. *Dispersion and absorption of structure-borne sound in acoustically thick plates.* **Applied Acoustics**, v. 41, n. 2, p. 97-111, 1994.
-

- [53] WANG, C. M; ALWIS, W. A. M. *Simply supported polygonal Mindlin plate deflections using Kirchhoff plates*. **Journal of engineering mechanics**, v. 121, n. 12, p. 1383-1385, 1995.
- [54] REISSNER, E. *The effect of transverse shear deformation on the bending of elastic plates*. **J. appl. Mech**, p. A69-A77, 1945.
- [55] MINDLIN, R. D. *Influence of rotary inertia and shear in flexural motion of isotropic, elastic plates*. **J. appl. Mech**, p. 1031-1036, 1951.
- [56] BLOSS, B; RAO, M. D. *Measurement of damping in structures by the power input method*. **Experimental techniques**, v. 26, n. 3, p. 30-32, 2002.
- [57] CRAIK, R. J. M. *Damping of building structures*. **Applied Acoustics**, v. 14, n. 5, p. 347-359, 1981.
- [58] MEIER, A; SCHMITZ, A; RAABE, G. *Inter-laboratory test of sound insulation measurements on heavy walls: part II?results of main test*. **Building Acoustics**, v. 6, n. 3, p. 171-186, 1999.
- [59] ASSOCIAÇÃO BRASILEIRA DE NORMAS TÉCNICAS. **NBR 6118: Projeto de estruturas de concreto - Procedimento**. Rio de Janeiro. 2003.
- [60] ALMEIDA, S. F. **Análise dinâmica experimental da rigidez de elementos de concreto submetidos à danificação progressiva até a ruptura**. 2005. Dissertação de Mestrado. Universidade de São Paulo.
- [61] BONO, G. F. F. **Modelos constitutivos para análise tridimensional de estruturas de concreto armado através do método dos elementos finitos**. 2008. Tese de doutorado. Universidade Federal do Rio Grande do Sul.
- [62] CREMER, L., HECKL, M., *Körperschall: Physikalische Grundlagen und technische Anwendungen (Structure-borne Sound: Structural vibrations and sound radiation at audio frequencies)*, Springer, Berlin, Heidelberg, New York, 1996.
- [63] VÉR, I. L. *Impact noise isolation of composite floors*. **The Journal of the Acoustical Society of America**, v. 50, n. 4A, p. 1043-1050, 1971.
- [64] SCHOLL, W; MAYSENHÖLDER, W. *Impact sound insulation of timber floors: Interaction between source, floor coverings and load bearing floor*. **Building Acoustics**, v. 6, n. 1, p. 43-61, 1999.
-

- [65] BRUNSKOG, J; HAMMER, P. *The interaction between the ISO tapping machine and lightweight floors*. **Acta Acustica united with Acustica**, v. 89, n. 2, p. 296-308, 2003.
- [66] RABOLD, A; BUCHSCHMID, M; DÜSTER, A; MÜLLER, G; RANK, E. *Modelling the excitation force of a standard tapping machine on lightweight floor structures*. **Building Acoustics**, v. 17, n. 3, p. 175-197, 2010.
- [67] HOLLER, C.; GIBBS, B. M. *Inverse method to obtain blocked forces of vibrating sound sources in buildings*. **Acta Acustica united with Acustica**, v. 103, n. 4, p. 639-649, 2017.
- [68] SHI, W; JOHANSSON, C; SUNDBÄCK, U. *An investigation of the characteristics of impact sound sources for impact sound insulation measurement*. **Applied Acoustics**, v. 51, n. 1, p. 85-108, 1997.
- [69] SCHWARZ, B. J.; RICHARDSON, M. H. *Introduction to operating deflection shapes*. **CSI Reliability Week** , v. 10, p. 121-126, 1999.
- [70] YOON, M. K; HEIDER, D; GILLESPIE, J. W; RATCLIFFE, C.P; CRANE, R. M. *Local damage detection with the global fitting method using operating deflection shape data*. **Journal of Nondestructive Evaluation**, v. 29, n. 1, p. 25-37, 2010.
- [71] JENNESKENS, R. J. *Operational deflection shape analysis and vibration solving for a motion simulator*. **DCT rapporten**, v. 2006, 2006.
- [72] MARCON, J. C; SILVA, O. M; FIORENTIN, T. A; LENZI, A. *Identification of Three-Dimensional Equivalent Material Properties for Laminated Disks Pack of Electric Machine Stators: Application in Reciprocal Compressors*. **Shock and Vibration**, v. 2019, 2019.
- [73] ALLEMANG, R. J; BROWN, D. L. *A correlation coefficient for modal vector analysis*. **In: Proceedings of the 1st international modal analysis conference**. Orlando, 1982. p. 110-116.
- [74] MILLITHALER, P. **Dynamic behaviour of electric machine stators: modelling guidelines for efficient finite-element simulations and design specifications for noise reduction**. 2015. Tese de Doutorado. Besançon.
- [75] HOWARD, C. Q; CAZZOLATO, Benjamin S. **Acoustic analyses using Matlab® and Ansys®**. CRC press, 2014.
-

- [76] PURI, R. S; MORREY, D; RUDNYI, E. B. *Efficient simulation for strongly coupled noise-vibration-harshness (NVH)*. **Simvec-Numerical Analysis and Simulation in Vehicle Engineering**, v. 2031, p. 303-315, 2008.
- [77] LENZI, M. S. **Modelos vibroacústicos de médias e altas frequências de painéis aeronáuticos de compósitos**. 2009. Dissertação de mestrado. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina.
- [78] DEB, KALYANMOY; Pratap, A, Agarwal, S; Meyarivan T. *A fast and elitist multiobjective genetic algorithm: NSGA-II*. **IEEE transactions on evolutionary computation**, v. 6, n. 2, p. 182-197, 2002.
- [79] MARCON, J. C. **Análise do comportamento dinâmico do conjunto bloco e motor elétrico de um compressor hermético**. 2016. Dissertação de Mestrado. Dissertação de Mestrado em Engenharia Mecânica, Universidade Federal de Santa Catarina.
- [80] GALBRUN, L. *The prediction of airborne sound transmission between two rooms using first-order flanking paths*. **Applied Acoustics**, v. 69, n. 12, p. 1332-1342, 2008.
- [81] PEDERSEN, D. B. *Estimation of vibration attenuation through junctions of building structures*. **Applied Acoustics**, v. 46, n. 3, p. 285-305, 1995.
- [82] ZIENKIEWICZ, O. C., TAYLOR, R. L; BUGEDA, G; CERVERA, M; NAVRRA, E. O. I. (2004). **El método de los elementos finitos**, CIMNE.
- [83] COOK, R. D, MALKUS, D. S; PLESHA, M. E. (1989). **Concepts and applications of finite element analysis (3rd ed.)**. New York: Wiley.
- [84] MAO, J.X. *Finite element study on impact sound transmission through a floating floor*. **Journal of Chongqing University**, v. 6, n. 3, p. 213-220, 2007.
- [85] COMITÉ EUROPEU DE NORMALIZACION. **EN 12354-1: Acústica de la edificación: Estimación de las características acústicas de las edificaciones a partir de las características de sus elementos. Parte 2: Parte 1: Aislamiento acústico del ruido aéreo entre recintos**. Bruxelas,.2000.
- [86] HECKL, M; RATHE, E. J. *Relationship between the Transmission Loss and the Impact Noise Isolation of Floor Structures*. **The Journal of the Acoustical Society of America**, v. 35, n. 11, p. 1825-1830, 1963.
-

- [87] HOWE, M. S; HECKL, M. *Sound radiation from plates with density and stiffness discontinuities*. **Journal of Sound and Vibration**, v. 21, n. 2, p. 193-203, 1972.
- [88] CRAIK, R. J. M. *On the accuracy of sound pressure level measurements in rooms*. **Applied Acoustics**, v. 29, n. 1, p. 25-33, 1990.
- [89] LYON, Richard H.; MAIDANIK, G. *Power flow between linearly coupled oscillators*. **The journal of the Acoustical Society of America**, v. 34, n. 5, p. 623-639, 1962.
- [90] GIBBS, B. M; GILFORD, C. L. S. *The use of power flow methods for the assessment of sound transmission in building structures*. **Journal of Sound and Vibration**, v. 49, n. 2, p. 267-286, 1976.
- [91] VER, I. L.; BERANEK, L. L. **Noise and Vibration Control Engineering-Principles and Applications**. Bukupedia, 2006.
- [92] CREMER, L; HECKL, M **örperschall: physikalische Grundlagen und technische Anwendungen**K. Springer-Verlag, 2013.
- [93] GERRETSEN, E. *Calculation of airborne and impact sound insulation between dwellings*. **Applied Acoustics**, v. 19, n. 4, p. 245-264, 1986.
- [94] CRAIK, R. J.M. *Sound transmission paths through a statistical energy analysis model*. **Applied Acoustics**, v. 30, n. 1, p. 45-55, 1990.
- [95] GERRETSEN, E. *European developments in prediction models for building acoustics*. **Acta acustica**, v. 2, n. 3, p. 205-214, 1994.
- [96] PEDERSEN, D. B. *Estimation of vibration attenuation through junctions of building structures*. **Applied Acoustics**, v. 46, n. 3, p. 285-305, 1995.
- [97] BRUNSKOG, J. *Energy based prediction models for building acoustics*. **Anais In: Joint Baltic-Nordic Acoustics Meeting 2012**. 2012.
- [98] HONGISTO, V. *Sound insulation of double panels-comparison of existing prediction models*. **Acta acustica united with acustica**, v. 92, n. 1, p. 61-78, 2006.
- [99] CRAIK, R. J. M. *In-plane wave propagation in buildings*. **Applied Acoustics**, v. 53, n. 4, p. 273-289, 1998.
-

- [100] CARDOSO, A. F; GONÇALVES, C. P. *A Utilização da Cerâmica nas Técnicas Construtivas em Busca da Inovação e Sustentabilidade*. **Anais In**: 60º Congresso Brasileiro de Cerâmica. Águas de Lindóia, SP, 2016.
- [101] PARK, S; KIM, H. *Development of analytical impact force models for floor impact vibration and acoustic numerical analysis*. **Applied Sciences**, v. 6, n. 5, p. 120, 2016.
- [102] SOMAYAJI, S. **Civil engineering materials**. Pearson Education India, 2011.
- [103] BERANEK, L L. **Noise reduction**. In: Noise reduction. McGraw-Hill, 1960.
- [104] GERGES, S. **Ruído. Fundamentos e Controle. 2ª edição**. Florianópolis: Editora Imprensa Universitária UFSC, 2000.
- [105] FAHY, F. **Sound and Structural Vibration: Radiation, Transmission and Response**. London. Academic Press Inc. 1985, 309p.
- [106] BIES, D. A; HANSEN, C; HOWARD, C. **Engineering noise control**. CRC press, 2017.
- [107] CRAIK, R. J. M. *The contribution of long flanking paths to sound transmission in buildings*. **Applied Acoustics**, v. 62, n. 1, p. 29-46, 2001.
- [108] HOPKINS, C. *Vibration transmission between coupled plates using finite element methods and statistical energy analysis. Part 1: Comparison of measured and predicted data for masonry walls with and without apertures*. **Applied Acoustics**, v. 64, n. 10, p. 955-973, 2003.
- [109] HOPKINS, C. *Vibration transmission between coupled plates using finite element methods and statistical energy analysis. Part 2: The effect of window apertures in masonry flanking walls*. **Applied Acoustics**, v. 64, n. 10, p. 975-997, 2003.
- [110] CRISPIN, C.; DE GEETERE, L.; INGELAERE, B. *Extensions of EN 12354 vibration reduction index expressions by means of FEM calculations*. **Anais In**: Inter-Noise and Noise-con Congress and Conference Proceedings. Institute of Noise Control Engineering, 2014. p. 5859-5868.
- [111] POBLET-PUIG, J; GUIGOU-CARTER, C. *Using spectral finite elements for parametric analysis of the vibration reduction index of heavy junctions oriented to flanking transmissions and EN-12354 prediction method*. **Applied Acoustics**, v. 99, p. 8-23, 2015.
-

- [112] HOPKINS, C. *Measurement of Kij with free-standing masonry walls*. In: Forum Acusticum, Berlin. March 14. 1999.
- [113] NÓBREGA, P. G. B. **Análise dinâmica de estruturas de concreto: estudo experimental e numérico das condições de contorno de estruturas pré-moldadas**. 2004. Tese de Doutorado. Universidade de São Paulo.
- [114] TRAUTWEIN, L. M. **Punção em lajes cogumelo de concreto armado: análise experimental e numérica**. 2006. Tese de Doutorado. Universidade de São Paulo.
- [115] FERREIRA, M. P. **Punção em lajes lisas de concreto armado com armaduras de cisalhamento e momentos desbalanceados**. 2010. Tese de Doutorado. Universidade de Brasília.
- [116] HENNRICH, C. Alexandre. **Estudos sobre a Modelagem de lajes planas de concreto Armado**. 2003. Dissertação de mestrado. Universidade Federal de Santa Catarina.
- [117] YUSOFF, Y; NGADIMAN, M. S; ZAIN, A. M. *Overview of NSGA-II for optimizing machining process parameters*. **Procedia Engineering**, v. 15, p. 3978-3983, 2011.
- [118] KODALI, S. P; KUDIKALA, R; KALYANMOY, Deb. *Multi-objective optimization of surface grinding process using NSGA II*. **Anais In: First International Conference on Emerging Trends in Engineering and Technology**. IEEE, 2008. p. 763-767.
- [119] DATTA, R; DEB, K. *A classical-cum-evolutionary multi-objective optimization for optimal machining parameters*. **Anais In: World Congress on Nature and Biologically Inspired Computing (NaBIC)**. IEEE, 2009. p. 607-612.
- [120] CROCKER, M. J; PRICE, A. J. *Sound transmission using statistical energy analysis*. **Journal of Sound and Vibration**, v. 9, n. 3, p. 469-486, 1969.
- [121] KIM, M. J.; KIM, H. S.; SOHN, J. Y. *Prediction and evaluation of impact sound transmission in apartment building structures by statistical energy analysis (SEA)*. **Applied Acoustics**, v. 62, n. 6, p. 601-616, 2001.
- [122] BRUNSKOG, J. *Energy based prediction models for building acoustics*. **Anais In: Proceedings of the joint Baltic-Nordic Acoustics Meeting**. Baltic-Nordic Acoustics Meeting, 2012.
-

- [123] OVSYANNIKOV, S. N.; KOSHKIN, Y. G.; FATYANOVA, A. P. *The prediction of sound and vibration in a building using the method of statistical energy analysis*. **Anais In**: Proceedings. The 8th Russian-Korean International Symposium on Science and Technology, 2004. KORUS 2004. IEEE, 2004. p. 331-335.
- [124] ELMALLAWANY, A. *Criticism of statistical energy analysis for the calculation of sound insulation-Part 1: Single partitions*. **Applied Acoustics**, v. 11, n. 4, p. 305-312, 1978.
- [125] ARAÚJO, A. M. S; PAUL, S; VERGARA, E. F. *Isolamento do ruído de impacto de pisos em baixa frequência com fontes normalizada e não normalizada*. **Ambiente Construído**, v. 16, n. 1, p. 163-174.
- [126] TAMURA, Y. *Amplitude dependency of damping in buildings and critical tip drift ratio*. **International Journal of High-Rise Buildings**, v. 1, n. 1, p. 1-13, 2012.
- [127] LYON, R. H; DEJONG, R. G; HECKL, M. *Theory and application of statistical energy analysis*. 1995.
- [128] WARNOCK, A. C. C. *Sound transmission through concrete blocks with attached drywall*. **The Journal of the Acoustical Society of America**, v. 90, n. 3, p. 1454-1463, 1991.
- [129] HOPKINS, C. *Prediction and Measuring sound transmission in building at low frequencies*. **Anais In**: INTER-NOISE and NOISE-CON Congress and Conference Proceedings. INTER-NOISE, Institute of Noise Control Engineering, 2016.
- [130] INTERNATIONAL STANDARDIZATION ORGANIZATION. **ISO 3382: Acoustics: Measurement of the reverberation time of rooms with reference to other acoustical parameters**. Genebra. 1997.
- [131] ZANNIN, P H. T.; FERREIRA, A. M. C.; DE SANTANA, D. Q. *Comparação do tempo de reverberação e índice de transmissão da fala (STI) em salas de aula construídas em décadas diferentes*. **Ambiente Construído**, v. 9, n. 3, p. 125-139, 2009.
-

8 APÊNDICES

8.1 APÊNDICE - A

Nesta seção são apresentados os valores das propriedades mecânicas do concreto levantadas, além dos modelos analíticos e sugestões de dados abordados nos Capítulos 2 e 3.

Tabela 24: Propriedades mecânicas dos concreto sugeridas por outros autores.

Autor	ρ (kg/m³)	E (Pa)	ν	η
Pedersen (1995)[96]	1700	*	0,2	*
EN 12354-2 (2001)[15]	2300	*	0,2	0,006
Henrichs (2003)[116]	*	28 x 10 ⁹	0,2	*
NBR 6118 (2003)[59] - $f_{ck}=20$ MPa	*	25 x 10 ⁹	0,2	*
Nóbrega (2004)[113]	2509	32 x 10 ⁹	0,2	*
Almeida (2005)[60]	*	35 x 10 ⁹	0,15	0,01
Trautwein (2006)[114]	*	22 x 10 ⁹	*	*
Bono (2008)[61]	*	32 x 10 ⁹	0,2	*
Ferreira (2010)[115]	*	27 x 10 ⁹	0,15	*
Cremer (2013)[92]	2300	26 x 10 ⁹	*	*
Neves e Gibbs (2014)[11]	2400	25 x 10 ⁹	0,15	0,006
Galbrun (2018)[80]	2400	*	0,2	*

8.2 APÊNDICE - B

Nesta seção são apresentados os principais códigos do MATLAB desenvolvidos nas análises.

CÁLCULO DOS MODOS DE VIBRAR E FREQUÊNCIAS DE RESSONÂNCIA

propriedades mecânicas do concreto (modulo de elasticidade,poisson, densidade)

$E=25000000000$; $G=10000000000$; $\nu=0.20$; $p=2500$; geometria da laje $Lx=2.6$; $Ly=3.6$;

$h=0.15$; $f=125$; velocidade de ondas longitudinais $cl = \sqrt{E/(p \cdot (1-\nu^2))}$; Rigidez de flexão

$Bp = (p \cdot cl^2 \cdot h^3) / 12$; velocidade de ondas de flexão $cb = \sqrt{(2 \cdot \pi \cdot f \cdot h \cdot cl) / (\sqrt{12})}$;

frequência limite para ondas de flexão puras $fb = (0.05 \cdot cl) / h$; frequência natural para placa

finas $m=3$; $n=2$; $fp = (cb / 2) \cdot \sqrt{(m / Lx)^2 + (n / Ly)^2}$; correções devido a espessura da

placa $ct = \sqrt{G/p}$; $cbc = ((1 / cb^3) + (1 / (0.689^3 \cdot ct^3)))^{-1/3}$;

$fpc = (cbc / 2) \cdot \sqrt{(m / Lx)^2 + (n / Ly)^2}$; placa ortotropica $Ex=30130000000$;

$Ey=39130000000$; $\nu_x=0.0,24$; $\nu_y=0.244$; $po=2750$; $clx = \sqrt{Ex / (po \cdot (1 - \nu_x^2))}$;

$cly = \sqrt{Ey / (po \cdot (1 - \nu_y^2))}$; $Bpx = (po \cdot clx^2 \cdot h^3) / 12$; $Bpy = (po \cdot cly^2 \cdot h^3) / 12$;

$fpo = ((\pi) / (2 \cdot \sqrt{po \cdot h})) \cdot ((\sqrt{Bpx} \cdot (m / Lx)^2) + (\sqrt{Bpy} \cdot (n / Ly)^2))$.

VARIAÇÃO DOS PARÂMETROS ESTRUTURAIS DA BANCADA clearvars; close all; clc;

format long $f = 1 : 4095$; $f = f(:)$; $Hmax = \max([bc]')$; $Hmin = \min([bc]')$; $Hmax1 =$

$\max([eg]')$; $Hmin1 = \min([eg]')$; $Hmax2 = \max([hi]')$; $Hmin2 = \min([hi]')$; $Hmax3 =$

$\max([jl]')$; $Hmin3 = \min([jl]')$; figure(6) subplot(2,2,1) h1 = fill([f ; flipud(f)], [Hmin1 ;

flipud(Hmax1)], 'k'); hold on, grid on set(h1, 'facecolor', 0.5*[1 1 1], 'EdgeColor', 0.5*[1 1 1]);

plot(f, [b c]) set(gcf, 'Position', get(0, 'Screensize')) set(gca, 'fontsize', 24) xlabel('Frequência

[Hz]') ylabel('Kij (dB)-variação de 1xlim([200,900]) ylim([0,80])

8.3 APÊNDICE - C

Nesta seção são apresentados os artigos relacionados a tese publicados em congressos e periódicos.

Figura 119: Artigo publicado no COBEM 2019.



25th ABCM International Congress of Mechanical Engineering
October 20-25, 2019, Uberlândia, MG, Brazil

NUMERICAL AND EXPERIMENTAL MODAL ANALYSIS OF A REDUCED SCALE CONCRETE STRUCTURE

Wagner de Sousa Santos

Erasmio Felipe Vergara

Federal University of Santa Catarina; R. Eng. Agronomica Andrei Cristian Ferreira, s/n - Trindade, Florianópolis - SC, 88040-900
wagsousa16@gmail.com; e.f.vergara@ufsc.br

Jean Carlos da Silva

Gildean do Nascimento Almeida

Ivan Victor Correa Picanço

jean.cs.eng@gmail.com; gildean_fsa@hotmail.com; ivan.picanco94@gmail.com

Abstract. For the study of the vibroacoustic behavior of civil structures floors, one of the validation methods is through the correlation of its natural frequencies. In this regard, the Modal Analysis is an approach methodology tested and validated in this research field. Thus, this research objective was to carry out a numeric modal analysis of a smallscale concrete test bench, using a software based on the Finite Element Method (FEM) as a supporting tool. The model was validated through the experimental modal analysis technique based on the Operating Deflectional Shape (ODS) methodology, testing four different types of force sources (sledgehammers with 1 and 4 kg, impact machine and jumping person). Finally, with the aid of genetic algorithm and based on the natural frequencies, the concrete orthotropic mechanical properties (elasticity and shear modulus, Poisson ratio and density) were adjusted, obtaining a correlation between the experiment and numerical model greater than 90%. These analyses revealed that the numerical model approached the thin plate theory for orthotropic structures up to the range containing the analyzed modes.

Keywords: Modal analysis, FEM, ODS, Concrete.