

博士論文

集合住宅の基本計画および実施計画のための
重量床衝撃音遮断性能の予測に関する研究

田中ひかり

目次

第1章 序論	
1.1 研究の背景	1
1.2 研究の目的	8
1.3 本論文の構成	9
第2章 従来の「FEM併用法」における計算方法	
2.1 「FEM併用法」の計算の流れ	13
2.2 有限要素解析を用いた床スラブ振動特性の計算	14
2.3 エネルギー計算による受音室の音圧レベルの計算	18
2.4 「FEM併用法」の課題	21
2.5 第2章のまとめ	22
第3章 有限要素解析を用いた床スラブの振動特性の計算	
3.1 鉄筋コンクリート造建物の床スラブ振動特性の計算	23
3.1.1 鉄筋コンクリート造建物の有限要素モデル化	23
3.1.2 計算結果と実測の比較	29
3.2 鉄骨造建物の床スラブ振動特性の計算	34
3.2.1 鉄骨造建物の重量床衝撃音遮断性能の傾向	35
3.2.2 鉄骨造建物の振動特性の実測	37
a. 梁を越えた隣接スラブへの振動伝搬	37
b. 鉄骨梁付近の振動	42
3.2.3 有限要素解析による鉄骨造建物のモデル化方法の検討	44
a. 鉄骨造の有限要素モデル化	44
b. 実測と計算結果の比較	47
3.3 第3章のまとめ	50
第4章 タイヤ衝撃源による床衝撃音レベル等級の予測に関わる 受音室の音圧レベル計算方法	
4.1 従来の「FEM併用法」におけるエネルギー計算による床衝撃音レベルの計算	51
4.2 予測値と実測値との対応	51
4.3 エネルギー計算との差の補正方法の検討	53
4.3.1 実験室における検討	53
4.3.2 Waterhouse補正の適用の検討	59

4.4	補正を施した予測値と実測値との対応	61
4.4.1	鉄筋コンクリート造建物の予測値と実測値との対応	62
4.4.2	鉄骨造建物の予測値と実測値との対応	67
4.5	第4章のまとめ	69
第5章 ゴムボール衝撃源による最大A特性床衝撃音レベルの予測に関わる 受音室の音圧レベル計算方法		
5.1	計算方針と課題	71
5.2	バンドレベルから最大A特性床衝撃音レベルへの合成方法の検討	72
5.2.1	実建物における測定	72
5.2.2	バンド合成方法の検討	76
a.	バンド幅の影響	76
b.	対象とする周波数範囲	78
5.3	ゴムボールの加振力特性	80
5.4	エネルギー計算で用いる補正值の検討	81
5.4.1	最大音圧レベルと全時間応答の差	81
5.4.2	低モード数またはモードを生じない周波数範囲の補正	81
5.4.3	空間の音圧分布に関する補正	92
5.4.4	受音室における二重天井による低減量	95
5.5	最大A特性床衝撃音レベルの予測	98
5.6	予測結果と実測値との対応	100
5.7	第5章のまとめ	111
第6章 床スラブ内の平均的な重量床衝撃音遮断性能の評価		
6.1	第6章における検討点	113
6.2	床スラブ内に様々に配置された室の重量床衝撃音遮断性能の計算	114
6.2.1	対象床スラブと室寸法条件	114
6.2.2	重量床衝撃音遮断性能の計算条件	114
6.2.3	重量床衝撃音遮断性能の分布と平均値	116
6.3	床スラブ平均振動特性を用いた床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HAL およびその計算方法の妥当性の検証	118
6.3.1	平均振動特性を用いた床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HAL の計算方法	118
6.3.2	HALの計算方法の妥当性の検証	118
6.4	様々な床スラブ寸法に対する HAL の計算	118
6.4.1	HALA と床スラブ寸法の関係	119
6.4.2	HALH と床スラブ寸法の関係	121

6.5 第6章のまとめ	123
第7章 床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HAL の簡易計算方法の検討	
7.1 ゴムボール衝撃源による最大 A 特性床衝撃音レベルの 床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HALA の簡易計算法の検討	125
7.2 タイヤ衝撃源による床衝撃音レベル等級の 床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HALH の簡易計算法の検討	127
7.3 固有周波数計算式に関する検討	133
7.4 床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能の簡易計算結果	140
7.4.1 HALA の簡易計算結果	140
7.4.2 HALH の簡易計算結果	140
7.5 HAL 簡易計算結果と居室における実測値との比較	141
7.5.1 HALA 簡易計算結果と居室における実測値との比較	141
7.5.2 HALH 簡易計算結果と居室における実測値との比較	143
7.6 第7章のまとめ	144
第8章 総括	145
参考文献	149
付録	153

第1章 序論

1.1 研究の背景

重量床衝撃音の予測の必要性

床衝撃音遮断性能は集合住宅に要求される音環境性能のひとつである。「床衝撃音」は、物の落下や人の歩行または飛び跳ねなどに伴う床への衝撃により、下階に発生する音で、集合住宅における苦情の最も多い原因のひとつである。このうち、スプーンなどの軽く硬い物の落下による「軽量床衝撃音」はクッション材を含む床仕上げ材を用いるなど、適切に床仕上げ材を選定すれば低減することができる。これに対し、子供の飛び跳ねや、歩行によって発生する「重量床衝撃音」は、性能が主に床スラブの厚さや梁の寸法、配置といった、建物の構造条件により決定されるため、軽量床衝撃音のように床仕上げによる低減はせず、床スラブ厚を増すなどの構造的な対策が必要となる。

重量床衝撃音遮断性能の測定法は JIS A 1418-2:2000 で定められており、規定された衝撃源である小型タイヤを床上に落下させ、発生した音の音圧レベルを直下階の受音室において複数点で測り、平均する。また、評価法は JIS A 1419-2:2000 で定められており、測定した音圧レベルをオクターブバンドごとに評価曲線と比較して評価値を求める。この評価法に基づいた目標値が多くの集合住宅で設定されているため、集合住宅の設計時には構造設計の段階で重量床衝撃音を予測し、適切な床スラブ厚を設定することとなる。

図 1-1 は重量床衝撃音防止のための建物設計の流れを示している。集合住宅では「企画」時に発注者の要求により、あるいは日本建築学会の基準^[1-1] (表 1-1) を参考として、重量床衝撃音遮断性能の目標値が決められる。「基本設計」時には、床仕上げ材や住戸プランが仮設定され、それらの条件をもとに重量床衝撃音遮断性能に対する検討(「床衝撃音の予測 1」)を行って、目標値を満足するおおよその床スラブ厚を求め、床構造が基本設定される。次の「実施設計」時では、より詳細に設定された住戸プランに基づいて、重量床衝撃音遮断性能の予測(「床衝撃音の予測 2」)が行われ、個々の床スラブごとに厚さや梁配置の設定を変更しながら、目標値を満たすと予測されるまで検討を繰り返す。その後、「施工」段階以降においても重量床衝撃音遮断性能は重要に関わっており、施工の中間で測定を行って(中間検査)、その結果が仕上げ材の決定に反映される。そして「竣工」直前に測定(竣工検査)を行い、目標値を満たすことが確認できると竣工、引き渡しとなる。

このように、集合住宅の仕様に対し、重量床衝撃音遮断性能は大きな影響を与える。特に、「基本設計」および「実施設計」における重量床衝撃音遮断性能の検討は構造の決定に大きく関わる。近年の集合住宅では、重量床衝撃音遮断性能に対する要求が高くなっており、その結果、構造耐力的に必要な厚さよりも重量床衝撃音遮断性能の目標値を満たすための厚さが上回り、コンクリートの床スラブが非常に厚くなる傾向にある。床スラブ厚を必要最小限

にするには、実施設計段階において図 1-1 の「床衝撃音の予測 2」で重量床衝撃音遮断性能をいかに精度よく予測できるかが鍵となる。

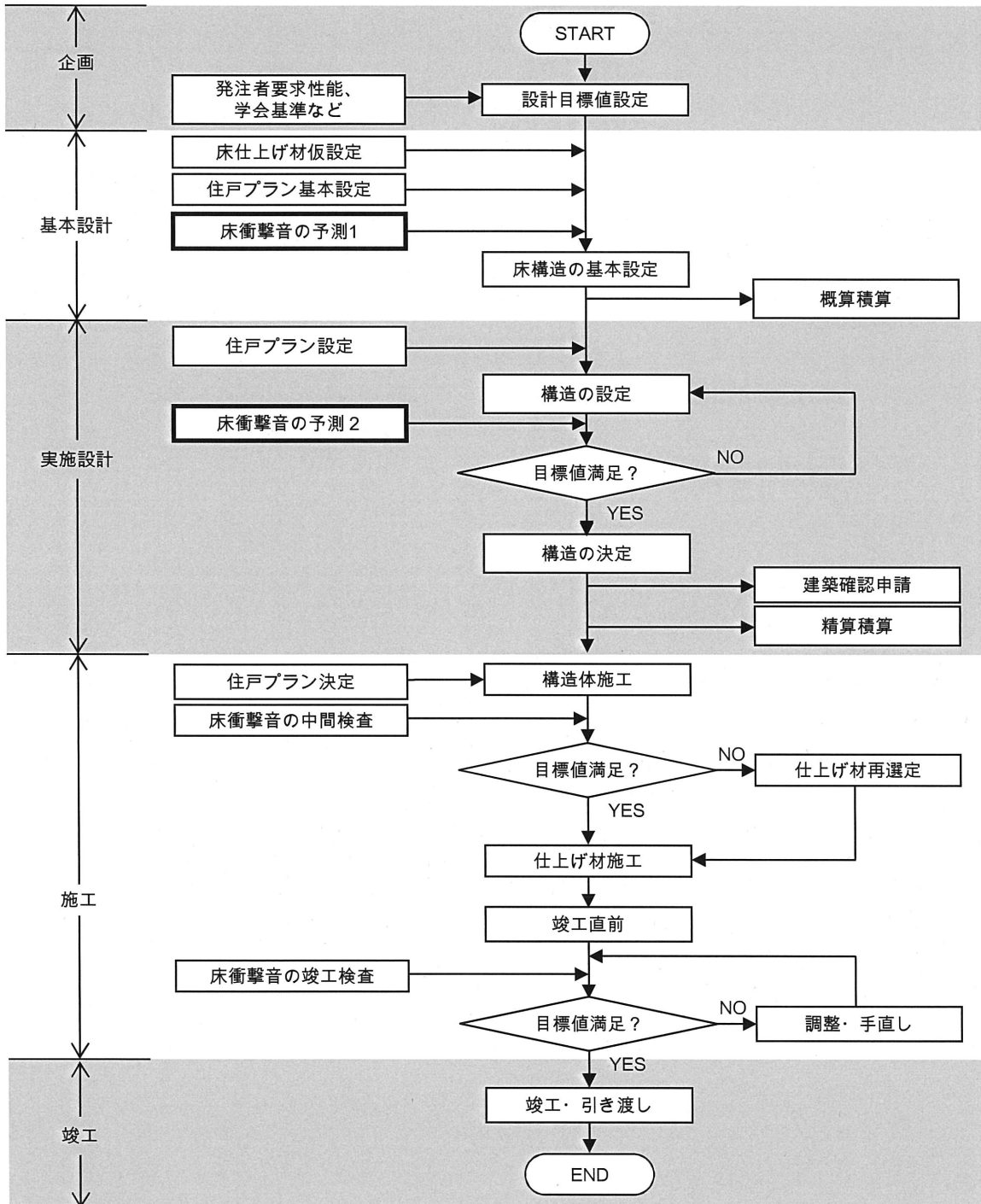


図 1-1 重量床衝撃音防止設計の流れ

表 1-1 床衝撃音に関する適用等級^[1-1]

建築物	室用途	部位	衝撃源	適用等級			
				特級	1級	2級	3級
集合住宅	居室	隣戸間界床	重量衝撃源	L-45	L-50	L-55	L-60,L-65*
			軽量衝撃源	L-40	L-45	L-55	L-60
ホテル	客室	客室間界床	重量衝撃源	L-45	L-50	L-55	L-60
			軽量衝撃源	L-40	L-45	L-50	L-55
学校	普通教室	教室間界床	重量衝撃源	L-50	L-55	L-60	L-65
			軽量衝撃源				

*木造、軽量鉄骨造またはこれに類する構造の集合住宅に適用する。

従来の予測方法

従来の重量床衝撃音遮断性能の予測方法として、日本建築学会では、一般的な大きさの矩形の床スラブを持つ鉄筋コンクリート造建物を対象とした「インピーダンス法」を提案している。この方法では、梁等に囲まれた床スラブの振動の周波数特性を、無限大スラブの振動特性に周辺拘束による影響と共振による影響を考慮して過去の実測結果を基として決められた補正を施すことで簡単にモデル化し、床スラブの振動特性から完全拡散音場を仮定したエネルギー計算によって受音室の床衝撃音レベルを予測する。井上ら^[1-2]によって検討され、1988年に日本建築学会が編集した資料^[1-3]として刊行された。しかし、対象は当時の一般的なコンクリート系建物で床スラブ面積 30 m² 以下の住宅であった。その後、意匠的な自由度に対する要求から床スラブの面積が大型化し、面積 60 m² を超えるものが多用されるようになった。それに伴って大型スラブも対象とするインピーダンス法が大脇ら^[1-4]、古賀ら^[1-5]によって提案された。日本建築学会でも 30 m² から 100 m² 程度の床スラブを対象とする変更を行い、文献 [1-6] として刊行された。一方、橋本^[1-7] はインピーダンス法の基本式をもとに、有限要素解析結果にもとづいて床スラブの振動特性をモデル化した拡散度法を提案した。

しかし、これらの方法は簡便に利用できる利点がある一方、単純なモデル化を行っているために高い精度は期待できない。また鉄筋コンクリート造建物であって梁等に囲まれた一般的な大きさの床スラブの振動特性をモデル化しているため、非常に大型のコンクリート床スラブを持つ建物や、矩形以外の不整形スラブを持つ建物、スラブの端部が梁や壁によって支持されない建物など、近年増えてきた新しい構造条件の建物には適用できない。

これらの簡易的な予測方法に対し、二宮ら^[1-8]、久米ら^[1-9]、豊田ら^[1-10] は数値計算による予測検討を行っている。微小要素で計算対象をモデル化する数値計算を用いるため、構造躯体の多様性に対応できる可能性がある。受音室への放射音も数値計算によって予測を行っているため受音室の形状の影響まで含めて音響特性を計算でき、汎用性が高い。また、モデル化の方法が適正であれば、高い予測精度が期待できる。ただし、モデル化にも計算にも多くの時間を要するため、図 1-1 に示すような度々の構造変更やあるいは住戸プランの頻繁な変

更に対応することは困難であり、実務に用いることは難しい。

インピーダンス法の利点を生かしつつ、多様な構造にも対応させる方法として、田端らはインピーダンス法の振動特性を計算する部分に有限要素解析を取り入れた予測法^{[1]・[11]}を開発し、実建物の設計に適用している。この方法を以降、「FEM 併用法」と呼ぶ。図 1-2 に FEM 併用法の概念図を示す。個々の建物の床スラブなど躯体構造をモデル化して有限要素解析を行うため、簡易的な方法と比較すると予測精度の点で有利である。また受音室の音響特性計算には拡散音場を仮定したエネルギー計算を用いるため計算時間を多くは要さない利点がある。ただし、受音室は重量床衝撃音で扱う低い周波数帯域において拡散音場となっているとは言えず、そのために生じる誤差が考えられる。

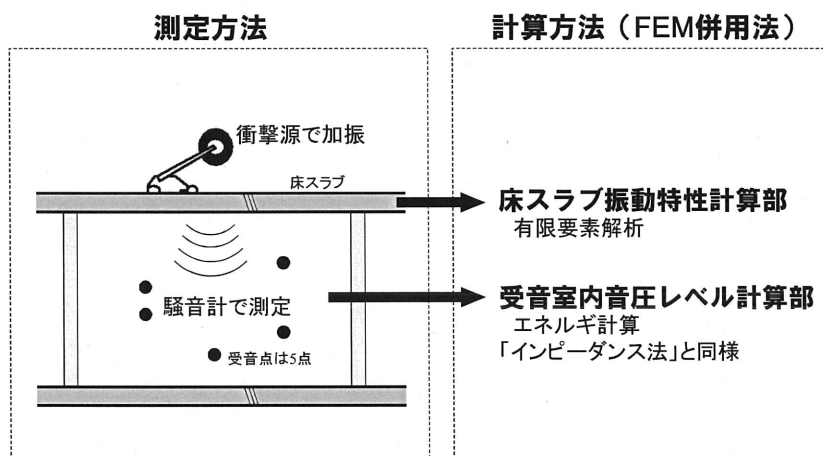


図 1-2 FEM 併用法

なお、上記の予測方法はいずれも鉄筋コンクリート造以外の構造に対する検討がなされておらず、鉄骨造など鉄筋コンクリート造以外の建物には直ちには適用できない (表 1-2)。

上記で述べた重量床衝撃音遮断性能予測法と建物構造や JIS の変遷の関連を図 1-3 に示す。また、図 1-4 に予測方法による簡便性と汎用性の概念図、および簡便性と精密性の概念図を示す。

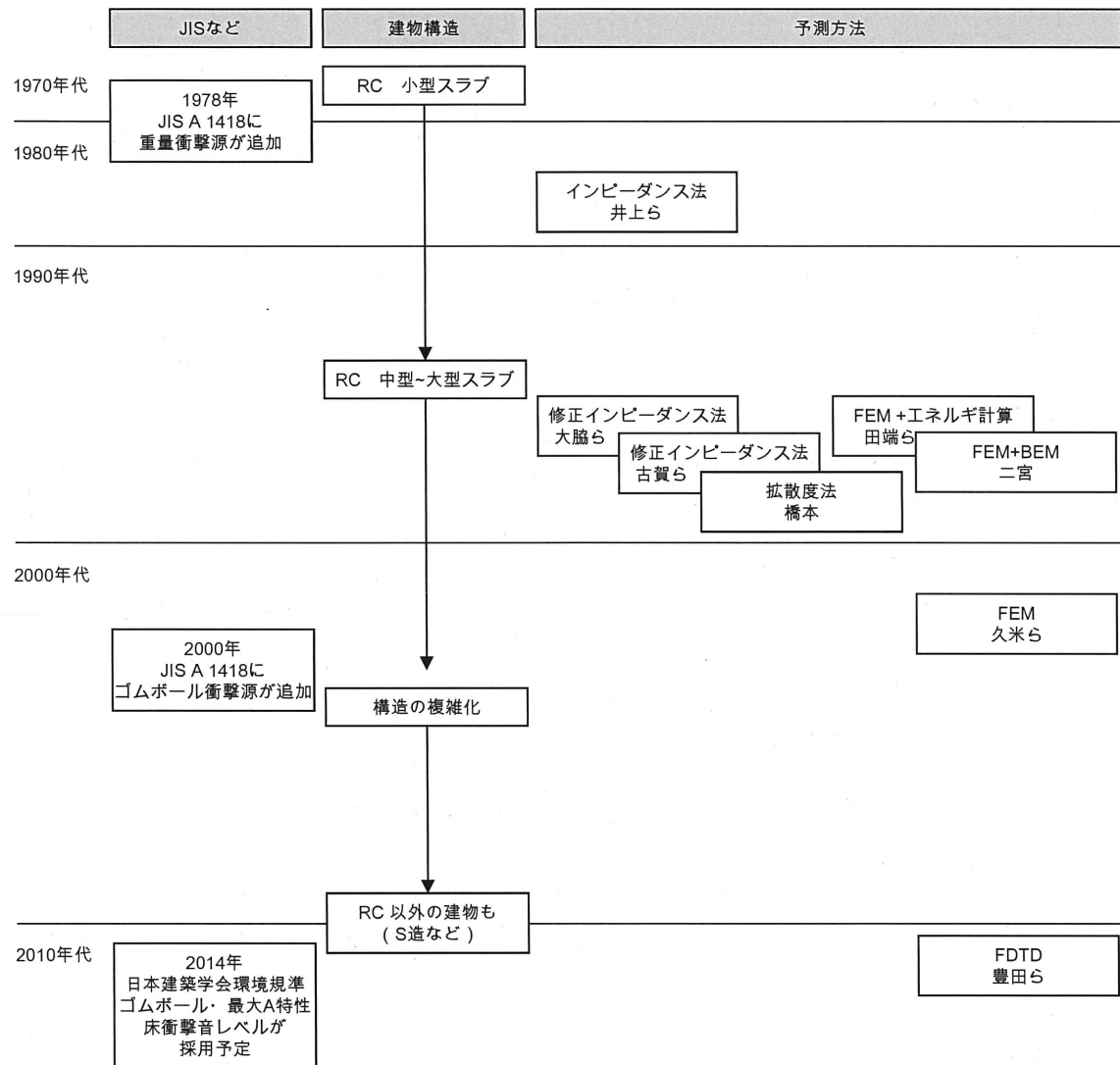
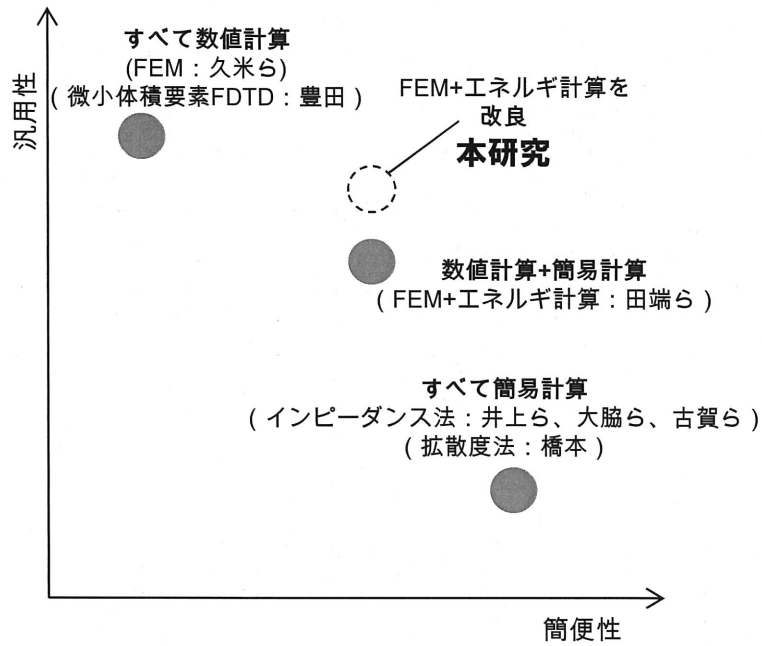
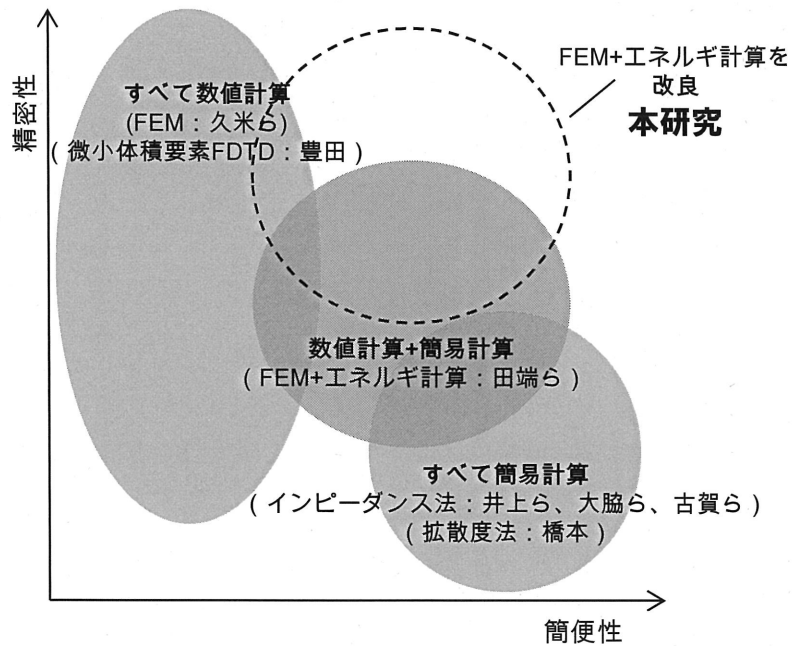


図 1-3 建物構造・JIS の変遷と重量床衝撃音遮断性能予測法



簡易性と汎用性による分布



簡易性と精密性による分布

図 1-4 重量床衝撃音遮断性能の予測法の分類

表 1-2 重量床衝撃音遮断性能の適用範囲

	構造			評価法
	鉄筋 コンクリート造		鉄骨造	最大A特性 床衝撃音 レベル
	ラーメン 矩形	その他 壁式等		
本研究	○	検討→○	検討→○	検討→○
従来FEM併用法	○	—	—	—
すべて簡易計算	○	—	—	—
すべて数値計算	○	○	—	—

タイヤ衝撃源による床衝撃音レベル等級からゴムボール衝撃源による 最大 A 特性床衝撃音レベルへの移行

測定方法に関しては、これまでは主として JIS に規定されるタイヤ衝撃源（衝撃力特性(1)）^[1-12]が使用され、オクターブバンド最大音圧レベルを測定して周波数帯域ごとの等級曲線と比較することにより評価値が求められてきた（床衝撃音レベル等級）^[1-13]。この評価値に対し、日本建築学会では特級から 3 級までの適用等級を基準として示している^[1-1]（表 1-1）。JIS では、これら以外に、衝撃源としてゴムボール^[1-12]が、また、評価値として最大 A 特性床衝撃音レベル^[1-13]が規定されている。しかし、これらを用いた場合の適用等級が示されていないため、使用されることが少なかった。

しかし、2014 年に日本建築学会環境規準(AIJES)として「集合住宅の遮音性能規準 AIJES-S003-2014」と「集合住宅の遮音設計指針 AIJES-S004-2014」が刊行予定であり、その中で重量床衝撃音遮断性能に関しては、衝撃源としてゴムボール（衝撃力特性(2)）^[1-12]を用いた最大 A 特性床衝撃音レベル^[1-13]の測定方法、評価規準が採用されることとなっている^[1-14]。ゴムボールが採用される理由は、近年問題とされる床衝撃音が子供の飛び跳ね等の大きな衝撃ではなく、走行・歩行へと変化しているためである。また、評価法の移行に関しては、床衝撃音の大きさ感等は、建物の構造・仕様によらず最大 A 特性床衝撃音レベルとの相関が高いことが理由であるとされている。

したがって今後はゴムボールを衝撃源とした最大 A 特性床衝撃音レベルが広く評価に用いられ、集合住宅を設計する際にもその値を予測すると考えられる。しかし、ゴムボール衝撃源による最大 A 特性床衝撃音レベルの予測を行うための手続きが具体的に検討され示された方法はない。そのため、予測方法の開発が必要である。

建物の構造計画の初期段階において予測可能な方法の必要性

ところで、建物の設計時には初期段階で重量床衝撃音の検討を行い、適切な床スラブ厚を設定する必要があることを述べたが、図 1-1 の「床衝撃音の予測 1」が行われる基本設計時には、住戸プランは基本設定段階であり、場合によってはほとんど設定されていない。そこで、この段階で予測を行うためには居室の配置や寸法を仮設定することとなる。ただし、基本設計時において床衝撃音の予測が行える期間は非常に短い。そのため重量床衝撃音遮断性能の予測が行われずに、床スラブ厚等の条件が決定されるのが一般的である。その結果、後の実施設計段階で大幅な変更が必要となることがある。

このように、予測を行う期間が非常に短く、室配置や寸法が決定されていない条件で床スラブ厚などを適切に設定するためには、個々の室に対する精度の高い予測とは別に、建物の平均的な床衝撃音遮断性能を非常に短時間で簡便に把握する予測方法が必要である。

1.2 研究の目的

このように、実施設計段階以降において求められる予測方法は、実務的に使用でき、かつ、精度良い予測方法であり、また、様々な構造に対して適用できる汎用性が必要とされる。一方、基本設計では非常に簡易な予測方法が求められる。このような背景により、本研究では以下に示す二つの目的を掲げた。

個々の室を対象とした精度良い予測方法の構築

一つ目の目的は、実施設計段階以降において実務的に用いることができ、かつコンクリート系の集合住宅の様々な構造に対して個々の室を対象とした精度良い予測方法を構築することである。

前述のとおり、田端らはインピーダンス法の利点を生かしつつ、振動予測の精度を向上させるため、インピーダンス法の振動特性を計算する部分に有限要素解析を取り入れた「FEM 併用法」^[1-11]を用いている。「FEM 併用法」は、計算時間を実用的な範囲に抑えることができ、その上、建物構造に対する汎用性が高いという長所を持つ。また、実施設計段階では一旦床スラブ構造が決定されればその後の大幅な変更は生じないのが通常であるが、住宅プランの変更は設計中および施工中においてまで頻繁に行われる。一物件あたり多数存在する住宅プランとその変更への実務対応を可能とするためには、有限要素解析対象を床スラブの振動特性のみとして計算時間を抑えた「FEM 併用法」は有効である。したがって、本研究では、実施設計段階以降において実務的に用いることができる予測方法として「FEM 併用法」を採用する。しかし、この方法は、現状では以下のような問題が存在する。

- (1)適用範囲は鉄筋コンクリートラーメン構造の建物のみである。
- (2)拡散音場を仮定したエネルギー計算による音圧レベルの計算において、室寸法に対して波長が長い周波数範囲の音を対象とするために誤差を生じることが考えられる。

(3)今後必要となると考えられる、ゴムボール衝撃源による最大A特性床衝撃音レベルに対し、検討が行われておらず予測ができない。

そこで、本研究では、「FEM 併用法」の予測精度を向上させ、さらに、適用する構造範囲を鉄筋コンクリートラーメン構造以外の構造にも広げる。また、評価値として最大A特性床衝撃音レベルの計算も可能として、図1-1中の「床衝撃音の予測2」で必要とされる、実用的かつ高精度の予測方法を構築する。

初期構造計画のための重量床衝撃音遮断性能の簡易予測法の構築

二つ目の目的は、重量床衝撃音遮断性能の予測を行う期間が非常に短く、室配置や寸法が決定されていない基本設計段階において、構造設計者が音響専門家によらず短時間で適正な床スラブ厚を設定できるように、非常に簡易に重量床衝撃音遮断性能を求められる式を構築することとである。

この簡易予測は基本設計時に用いられることを前提とする。一般的に基本設定された構造条件を次段階である実施設計において変更する場合、床スラブ厚を大きくするといった、構造的な負担が増える変更を行うことは構造計画として非常に難しい。またコスト面でも許容され難い。したがって、それらを避けるために、簡易式の計算結果による評価は安全側となるようにする。

以上の二つの目的を達成することで、構造計画段階において適切な予測検討がなされ、居住者へより快適な音環境の提供が実現されることが考えられる。

1.3 本論文の構成

本論文の構成は以下のとおりである。

第2章では本研究の予測方法の基となる「FEM 併用法」の計算方法について説明する。「FEM 併用法」は図1-2に示すように、「床スラブ振動特性計算部」と「受音室内音圧レベル計算部」に分かれる。これら各々についての計算方法と課題について述べる。

第3章では「FEM 併用法」における「床スラブ振動特性計算部」について検討する。

まず、壁式構造や不整形スラブを含む様々な鉄筋コンクリート造建物に対する予測を可能とするため、有限要素解析のモデル化方法を改良し、それを用いた振動特性計算結果と実測値との対応について確認する。

次に、鉄骨造を対象としたモデル化方法を検討する。鉄骨造は鉄筋コンクリート造とは振動特性が異なるため、有限要素解析におけるモデル化方法も鉄筋コンクリート造とは異なるものとする必要がある。そこで、鉄骨造と鉄筋コンクリート造の重量床衝撃音遮断性能の傾

向が異なる理由を詳細な実測により明らかにし、鉄骨造建物の重量床衝撃音遮断性能予測に適した有限要素解析のモデル化方法を示す。

第4章では、「受音室内音圧レベル計算部」における床衝撃音レベル等級（L数）を計算する際の新たな補正方法を構築する。

前述のとおり、「FEM併用法」では、インピーダンス法と同様に完全拡散音場を仮定したエネルギー計算を用いる。しかし、一般的な寸法の住宅居室では重量床衝撃音で重要となる63 Hz帯域、125 Hz帯域では低次のモードしか存在しないため、完全拡散音場とは異なる音場となり、予測精度が低下するものと考えられる。そこで、実験室において床スラブの振動分布および受音室内の音圧分布を詳細に測定し、検討を行ったうえで、新たな補正方法を示す。

第5章ではゴムボールを衝撃源とした最大A特性床衝撃音レベルの予測方法を構築する。

この予測方法も基本的にはタイヤ衝撃源による床衝撃音レベル等級（L数）の予測方法と同様に「床スラブ振動特性計算部」で計算される振動特性を用いて「受音室内音圧レベル計算部」においてエネルギー計算により音圧レベルを求める。ただし、床衝撃音レベル等級の予測ではバンド音圧レベルを求めるのに対し、最大A特性床衝撃音レベルの予測では広帯域の音圧レベルを求めるため、その手法について実測値を用いて検討する。また、床衝撃音レベル等級で必要となる周波数範囲よりも低い周波数が必要とされることから、低モード数となる周波数範囲で生じる誤差、あるいはモードが生じないために圧力音場となる周波数範囲における誤差、さらに室内の音圧分布による影響などを検討し、新たな補正方法を示す。

第6章では構造計画の初期段階において居室の配置や寸法が未設定の条件であっても、できるだけ最適な床スラブ厚を選定できる手法について検討する。その方針として、床スラブに様々な配置された多数の室の各重量床衝撃音遮断性能の平均的な値を把握することとする。そして、その平均的な値が、床スラブ内全範囲の平均振動特性を仮定的な室の床の振動特性として予測される重量床衝撃音遮断性能（床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能HAL）で近似できることを示し、HALを居室の配置に関わらない評価値として提案する。

そして、第5章までに検討した予測方法を用いて、様々な床スラブ寸法条件についてHALを計算し、その性能と床スラブ寸法との関係について考察する。

第7章では第6章で提案したHALを簡易な式によって床スラブ寸法等の構造条件のみから計算する方法について示す。この式は構造設計者が音響専門家によらなくても適切な床スラブ厚を短時間で設定できるように、非常に簡易なものとする。

以上の研究成果を第8章において総括する。

本論文の構成およびすでに発表された原著論文との内容の関わりを図 1-5 に示す。

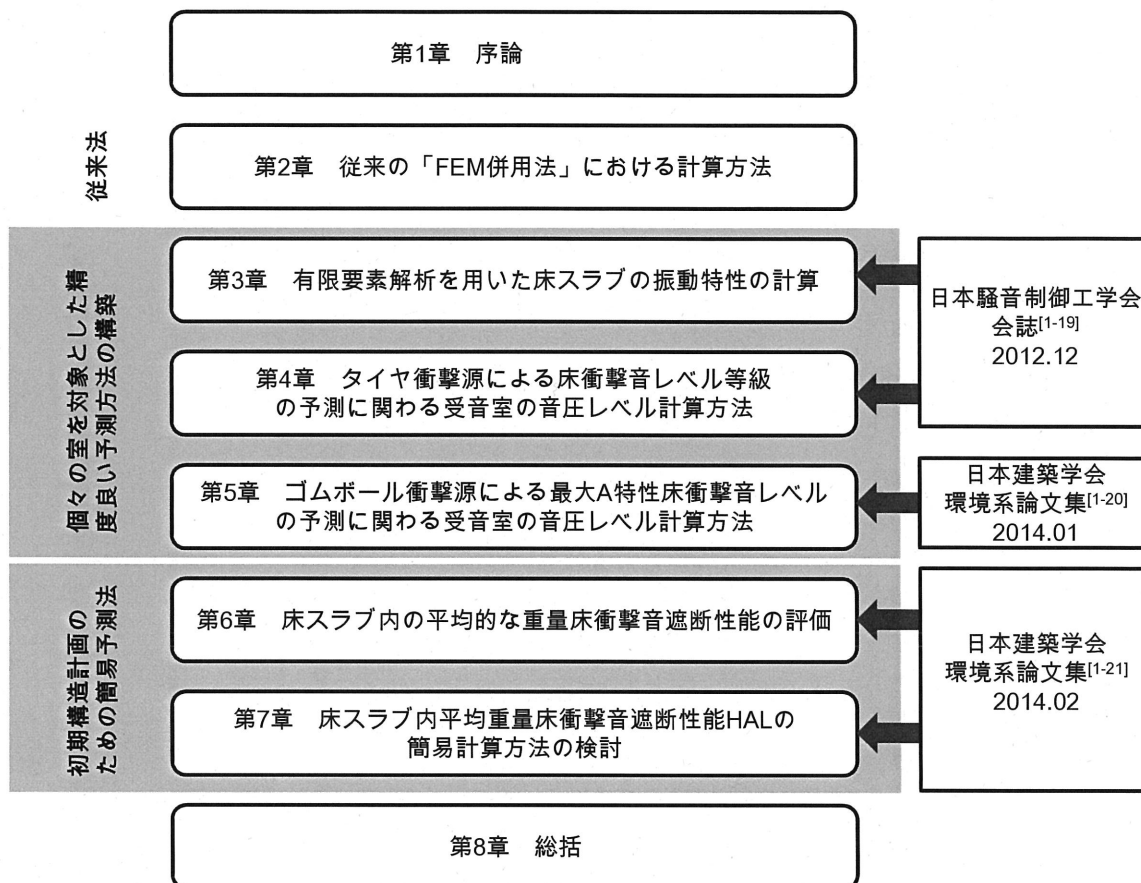


図 1-5 本論文の構成

第2章 従来の「FEM併用法」における計算方法

第2章では本研究の予測方法の基となる「FEM併用法」について説明し、また、その課題について述べる。

2.1 「FEM併用法」の計算の流れ

第1章において概要を示したとおり（図1-2）、「FEM併用法」は日本建築学会のインピーダンス法^[1-6]の振動特性を計算する部分に有限要素解析を取り入れた予測法である。「FEM併用法」は「床スラブ振動特性計算部」と「受音室内音圧レベル計算部」に分かれており、「床スラブ振動特性計算部」において有限要素解析を用い、「受音室内音圧レベル計算部」において拡散音場を仮定したエネルギー計算を用いる。「FEM併用法」による床衝撃音遮断性能予測のフローをインピーダンス法と比較し、図2-1に示す。

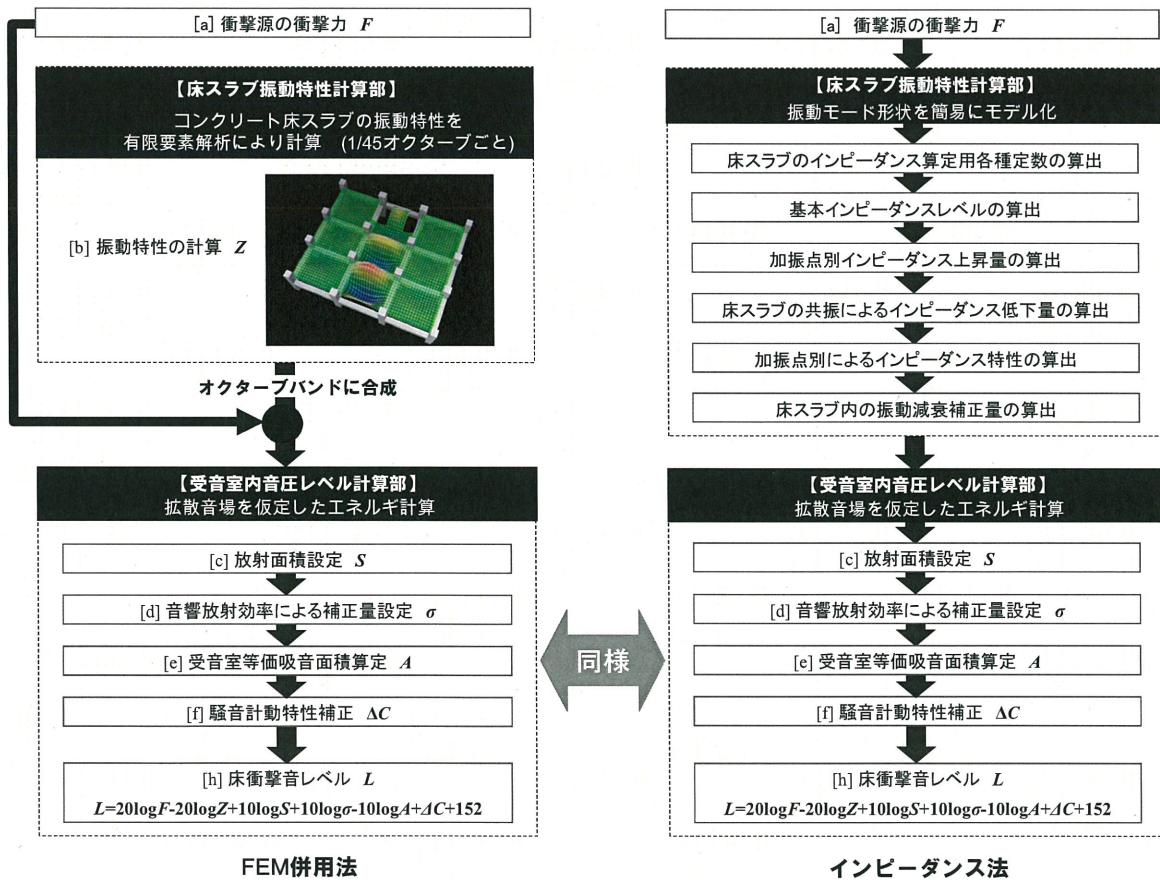


図2-1 重量床衝撃音予測のフロー

2.2 有限要素解析を用いた床スラブ振動特性の計算

「FEM 併用法」の予測フローのうち、「床スラブ振動特性計算部」について述べる。

予測対象は、鉄筋コンクリートラーメン造建物である。

インピーダンス法では、床スラブの振動特性を面積無限大スラブのインピーダンスを基本として、実験的な経験値などにに基づき、床スラブの端部上昇量や1次固有周波数を主とした共振などの影響を考慮した簡単なモデル化を行っている。

これに対し、「FEM 併用法」では、床スラブの振動計算を有限要素解析によって行い、対象室のインピーダンス平均値を求める。

ここで、インピーダンス Z とは衝撃源による加振力 F と振動速度 V の比と定義される ($Z = F/V$)。2.3 節で後述するが、受音室における音圧は振動速度に比例する。振動特性としてインピーダンスを求めておけば、加振対象 (床スラブ) によらず加振力が一定とみなせれば、既知の加振力とインピーダンスから振動速度を求められ ($V = F/Z$)、振動速度から受音室の音圧を求めることができる。

有限要素モデルは表 2-1 に示すとおり、床スラブとしてシェル要素、梁としてビーム要素、柱位置には鉛直方向の変位、X 軸および Y 軸まわりの回転の拘束を行う。モデル化の床スラブ範囲は、対象とする室が存在する当該床スラブである。それに隣接する床スラブとして、床スラブのスパン長に対応する回転バネを仮定し設定する。回転バネのバネ定数 K は式 2-1 により計算する。また、梁のねじり定数 J として式 2-2 を設定する。梁のねじりに関するイメージを図 2-3 に示す。また、モデル化はコンクリート躯体のみであり、乾式壁等の非構造部材はモデル化しない。分割するメッシュの細かさは対象とする周波数における床スラブの曲げ波の波長の 1/6 以下とする。モデル化の概念図例を図 2-2 に示す。

$$K=3.5EI/L \quad (\text{式 2-1})$$

ただし、

E : ヤング係数 (N/m^2)

I : 床スラブの断面 2 次モーメント (m^4)

L : 隣接する床スラブの長さ (m)

$$J=b^3 h/3 \quad (\text{式 2-2})$$

ただし、

b : 梁幅 (m)

h : 梁せい (m)

なお、梁断面が正方形に近い場合、梁の断面横軸周りの断面 2 次モーメント I_x と鉛直軸周りの断面 2 次モーメント I_y の和と式 2-2 が同程度となることから、式 2-3 をねじり定数とする

こともできる。

$$J=I_x + I_y \quad (\text{式 2-3})$$

なお、シェル要素は厚みを持たない要素であり、断面内の厚さ方向で部分的に変位を生じる振動の計算に用いることはできない。重量床衝撃音で対象としている周波数範囲、かつ、集合住宅において設定される床スラブ厚では、音の放射の主因となる振動は曲げ波であり、断面方向での部分的変位による振動は無視することができる。そのため、FEM 併用法では床スラブとして3次元要素であるソリッド要素は用いず、計算の規模を縮小できるシェル要素を用いる。床スラブ厚がモデルの分割寸法を超える、あるいは床スラブの平面寸法が小さく床スラブ厚の5倍に満たない場合などは誤差が大きくなることが考えられるため、適用しない。

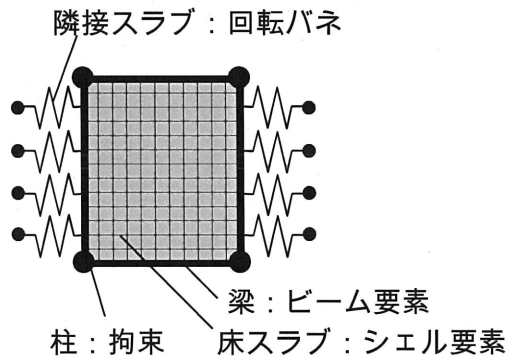


図 2-2 「FEM 併用法」における振動特性計算のための有限要素解析モデル化の概念図

加振点は室の2本の対角線を4等分する5点とし、鉛直方向の力を与える。

周波数応答解析を行って対象床の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,all}}$ を計算する。伝達インピーダンスレベル平均値とは、加振点から対象室の床範囲の全節点への伝達のインピーダンスレベルを平均し、さらに全加振点分の平均を行った値とする。周波数応答解析を行う周波数は1/45オクターブごととする。

表 2-1 「FEM 併用法」における床スラブの振動特性計算のための有限要素モデル

部位など	モデル
床スラブ	<ul style="list-style-type: none"> ・シェル要素 ・当該床スラブをモデル化 ・隣接スラブは、床スラブのスパン長に対応する回転バネを仮定し設定
梁	<ul style="list-style-type: none"> ・ビーム要素
柱	<ul style="list-style-type: none"> ・鉛直方向変位、X 軸および Y 軸まわりの回転を拘束
加振力	<ul style="list-style-type: none"> ・周波数ごとに 1 N ・室の 2 本の対角線を 4 等分する 5 点に与える
非構造部材	<ul style="list-style-type: none"> ・モデル化しない
その他	<ul style="list-style-type: none"> ・材料の減衰定数 0.02

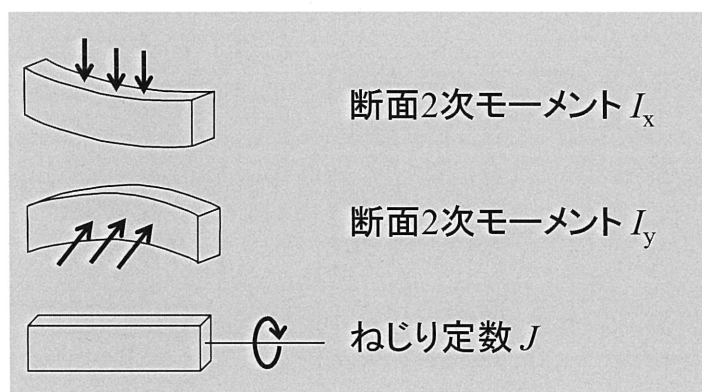


図 2-3 梁の断面 2 次モーメントとねじり定数

参考として、図 2-4 に駆動点インピーダンスレベルの周波数特性の計算例を示す。図の右側に示す建物の床スラブにおける●で示した点の駆動点インピーダンスレベルを「FEM 併用法」、インピーダンス法それぞれによって求め、実測値と比較した。実測では床スラブの 1 次固有周波数よりも 2 次固有周波数における値が小さく、重量床衝撃音の評価ではこの影響が大きい。1 次固有周波数を主な共振と考えて簡易モデルを用いるインピーダンス法では、この影響を評価しにくい。このような理由から、各固有周波数のモードに対して共振や反共振の影響を考慮しなければならず、そのためには有限要素解析を用いる「FEM 併用法」は有効である。

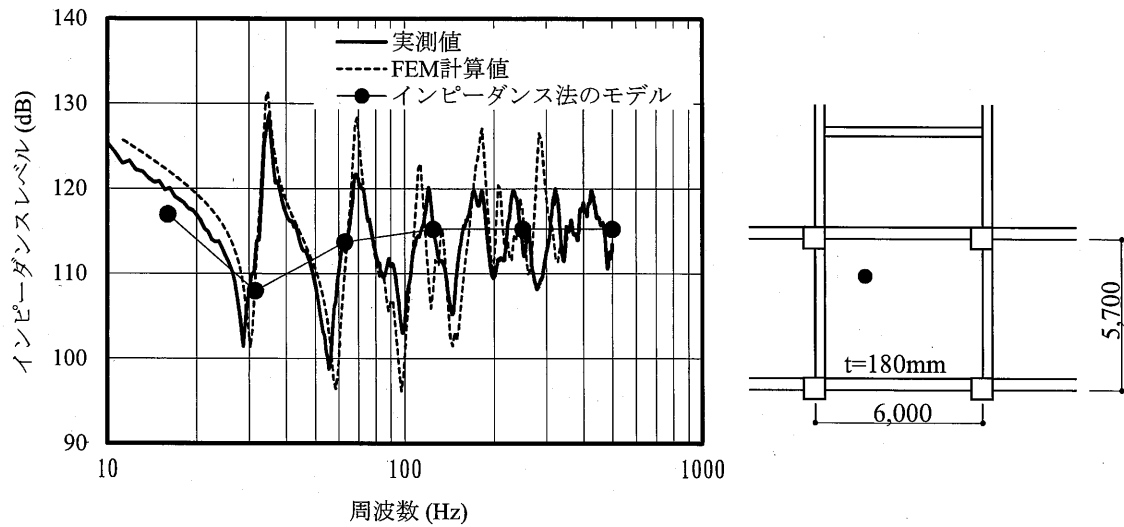


図2-4 駆動点インピーダンスレベルの周波数特性の計算例
 (「FEM併用法」、インピーダンス法それぞれによる計算結果を実測値と比較)

なお、本論文において用いるインピーダンスおよびアドミッタンスに関する用語は数種類あるため、次の(1)から(6)に定義する。

(1) 駆動点インピーダンス

インピーダンスは振動しにくさを表す。ある加振点（駆動点）aを力 F_a で加振し、その加振点aにおいて観測される振動速度 V_{aa} から求めるインピーダンスを駆動点インピーダンスといい、式2-4によって計算する。

$$Z_{aa} = F_a / V_{aa} \quad (\text{式 2-4})$$

(2) 伝達インピーダンス

ある加振点（駆動点）aを力 F_a で加振し、別の点bにおいて観測される振動速度 V_{ab} から求めるインピーダンスを伝達インピーダンスと呼ぶ。計算は式2-5による。

$$Z_{ab} = F_a / V_{ab} \quad (\text{式 2-5})$$

(3) インピーダンスレベル

インピーダンスをレベル値としたもの。例えば伝達インピーダンスレベルは式2-6による。

$$L_{z,ab} = 20 \log_{10} (Z_{ab} / Z_0) \quad (\text{式 2-6})$$

ただし、 Z_0 はインピーダンスの基準値 ($Z_0 = 1 \text{ kg/s}$) である。

(4) 伝達インピーダンス平均値

複数点間の伝達インピーダンスを平均した値。下記のように表示することとする。

\overline{Z}_5 : 床スラブ上に加振点および受振点を 5 点設けた場合の、各加振点から受振点 5 点への伝達インピーダンスを平均し、さらに全加振点分平均したもの。

\overline{Z}_{all} : 床スラブ上に加振点を 5 点または 3 点、受振点は対象室の床全体に多点設けて、加振点からそれぞれの受振点への伝達インピーダンスを平均し、さらに全加振点分平均したもの。

$\overline{Z}_{all,HAL}$: 第 6 章および 7 章で述べる床スラブ内平均重量床衝撃音レベル HAL を計算する際に用いる。床スラブ上に加振点を 49 点、受振点は対象とする床スラブ全体に多点設けて、加振点からそれぞれの受振点への伝達インピーダンスを平均し、さらに全加振点分平均したもの。

なお、 \overline{Z}_5 、 \overline{Z}_{all} 、 $\overline{Z}_{all,HAL}$ をレベル値としたものは、それぞれ $\overline{L}_{z,5}$ 、 $\overline{L}_{z,all}$ 、 $\overline{L}_{z,all,HAL}$ とする。

(5) 駆動点アドミッタンス

アドミッタンスはインピーダンスの逆数であり、振動しやすさを表す。駆動点アドミッタンスは駆動点インピーダンスの逆数であり、計算は式 2-7 による。

$$Y_{aa} = V_{aa} / F_a \quad (\text{式 2-7})$$

(6) 伝達アドミッタンス

伝達アドミッタンスは伝達インピーダンスの逆数であり、計算は式 2-8 による。

$$Y_{ab} = V_{ab} / F_a \quad (\text{式 2-8})$$

2.3 エネルギー計算による受音室の音圧レベルの計算

完全拡散音場を仮定したエネルギー計算を基本として、対象床スラブの振動特性を用いて受音室の音圧レベルを計算する。

まず、エネルギー計算の考え方を述べる。床スラブの振動により下室空間に流入する音響パワ W は床スラブの振動速度の二乗平均値 $\overline{v^2}$ 、放射面積 S 、音響放射効率 σ 、空気の固有音響抵抗 ρc より、式 2-9 で表される。

$$W = \overline{v^2} S \sigma \rho c \quad (\text{式 2-9})$$

下室空間が拡散音場のとき、下室空間に流入する音響パワ W と壁面で吸収されるパワとが平

衡状態であれば、下室空間のエネルギー密度 E は c を空気中の音速、 A を等価吸音面積として式 2-10 となる。

$$E = 4W / cA \quad (\text{式 2-10})$$

下室空間の二乗音圧平均値 $\overline{p^2}$ と E の関係は

$$E = \overline{p^2} / \rho c^2 \quad (\text{式 2-11})$$

であるから

$$\overline{p^2} = 4S\sigma\rho^2 c^2 v^2 / A \quad (\text{式 2-12})$$

一方、床スラブのインピーダンス z は加振力 F と振動速度 v から式 2-13 と定義される。

$$z = F / v \quad (\text{式 2-13})$$

したがって、下室空間の二乗音圧平均値は

$$\overline{p^2} = 4S\sigma\rho^2 c^2 F^2 / z^2 / A \quad (\text{式 2-14})$$

これをレベル値で書き換えると、下室空間の平均二乗音圧レベルは、音圧レベルの基準値を p_0 として、式 2-15 となる。

$$L = L_F - L_z + 10 \log_{10} ((4S\sigma\rho^2 c^2) / A / p_0^2) \quad (\text{式 2-15})$$

これと同様に、前節に述べた「床スラブ振動特性計算部」において計算した対象床スラブの伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L}_{z,\text{all}}$ オクターブバンドごとにまとめた値を用いて床衝撃音レベルを求める。ただし、重量床衝撃音遮断性能の測定では過渡音が対象であるために、最大音圧レベルを用いるため、式 2-15 に騒音計の動特性に対する補正量を加える必要があり、式 2-16 を用いる。この式はインピーダンス法と同様である。衝撃源の衝撃力暴露レベル、音響放射効率による補正值、室内平均吸音率（木質フローリング）、騒音計の動特性に対する補正量、は文献[1-6]に依るものとする。これら補正量を表 2-2 に示す。なお、振動特性として対象床スラブの伝達インピーダンスレベル平均値を用いているため、放射面積は室の床面積と等しい。

$$L_{H,\text{calc}} = L_F - \overline{L}_{z,\text{all}} + 10 \log_{10} ((4S\sigma\rho^2 c^2) / A / p_0^2) + \Delta C \quad (\text{式 2-16})$$

ただし、

S : 放射面積 (m)

ρc : 空気の固有音響抵抗 (kg/s·m²)

p_0 : 音圧レベルの基準値 (pa)

L_F : 衝撃力暴露レベル (dB)

σ : 音響放射効率

A : 等価吸音面積 (m²)、 A は室内平均吸音率 $\bar{\alpha}$ と室内総表面積の積

ΔC : 騒音計の動特性に対する補正量 (dB)

表 2-2 エネルギー計算で用いる補正量^[1-6]

項目		オクターブバンド中心周波数 (Hz)			
		63	125	250	
タイヤ衝撃源の衝撃力暴露レベル L_F (dB)		40.0	22.0	11.5	
音響放射効率 による補正量 $10\log_{10}\sigma$ (dB)	等価スラブ厚	160 mm 未満	-4	-1	0
		160 mm 以上 230 mm 未満	-2	0	0
		230 mm 以上 320 mm 未満	-1	0	0
		320 mm 以上	0	0	0
室内平均吸音率 $\bar{\alpha}$		0.09	0.12	0.11	
騒音計の動特性に対する補正量 ΔC (dB)		5.2	5.8	6.0	

評価値である床衝撃音レベル等級を求める方法は JIS^[1-13]に規定されているとおりであり、オクターブバンドごとの床衝撃音レベルを評価曲線と比較し、すべてのバンドの値が下回る曲線を読み取って床衝撃音レベル等級を求める。参考として、図 2-5 に評価曲線を示す。

なお、床衝撃音レベル等級を 1 dB ごとに読み取った値を L 数^[1-1]と呼ぶ。

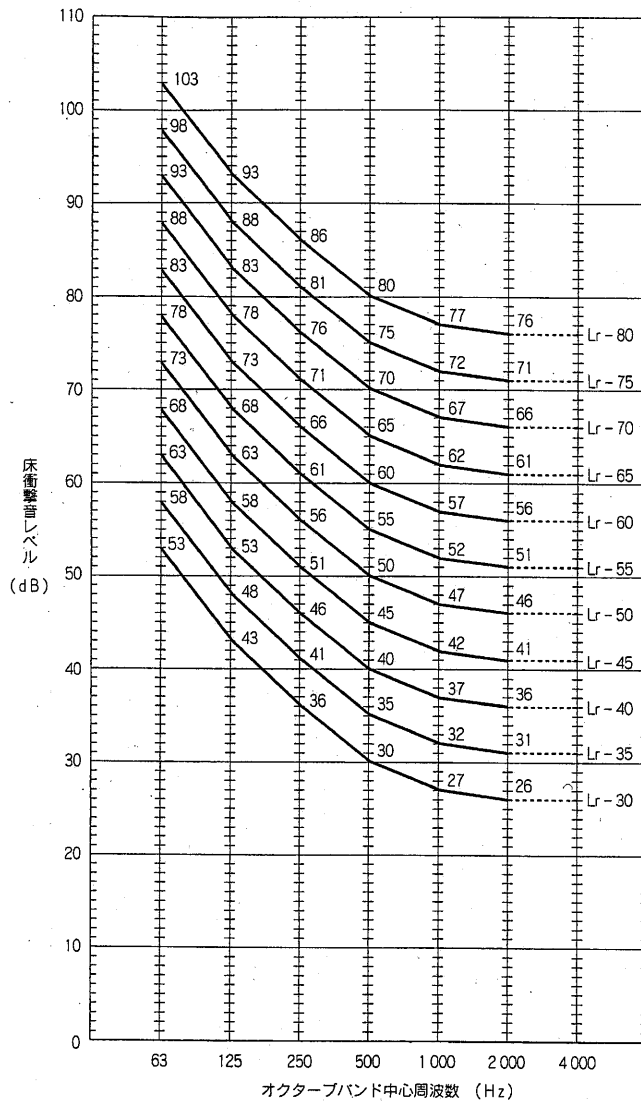


図 2-5 床衝撃音レベルの等級曲線^[1-13]

2.4 「FEM併用法」の課題

「FEM併用法」には、「床スラブ振動特性計算部」と「受音室内音圧レベル計算部」それぞれの計算部において、次に示す課題がある。

(1) 「床スラブ振動特性計算部」における課題

「床スラブ振動特性計算部」では、対象室が存在する当該床スラブのみをモデル化範囲としている。実際には周囲の床スラブへ振動エネルギーが散逸するため、隣接スラブの有無や数によって影響を受けるはずであるが、これについて考慮できない。

また、予測対象は、鉄筋コンクリートラーメン造建物である。鉄筋コンクリート造であって

も、壁式構造などラーメン造以外の構造については検討されていない。鉄骨造建物についても適用範囲外である。

このように、周囲スラブ等の影響によって生じる誤差を少なくして予測精度を向上させること、また鉄筋コンクリートラーメン造建物以外の構造への適用が課題となる。

(2) 「受音室内音圧レベル計算部」における課題

「受音室内音圧レベル計算部」では、インピーダンス法と同様の拡散音場を仮定して音をエネルギーとして取り扱っており、音の波動性は考慮されない。しかし、重量床衝撃音の評価対象となる周波数範囲では室寸法に対して波長が長く、実際の受音室内は拡散音場とは異なる音響条件となっていると考えられる。したがって、この方法によって求めた受音室の音圧レベルには誤差が生じると考えられる。

また、対象とする評価値は床衝撃音レベル等級のみであり、今後、移行される評価方法である最大 A 特性床衝撃音レベルについては予測方法が検討されていない。

このように、拡散音場仮定により生じる誤差を解消して予測精度を向上させること、また最大 A 特性床衝撃音レベルも予測対象とすることが課題となる。

2.5 第 2 章のまとめ

第 2 章では本研究の予測方法の基となる「FEM 併用法」の計算方法について説明した。

「FEM 併用法」による予測は、有限要素解析による「床スラブ振動特性計算部」と拡散音場を仮定したエネルギー計算による「受音室内音圧レベル計算部」に分かれている。

それぞれの計算部において課題があり、「床スラブ振動特性計算部」では、当該スラブ以外の床スラブ等の影響を考慮していないこと等によって生じる誤差があると考えられる。これを解決し、予測精度を向上させること、また適用する対象を鉄筋コンクリートラーメン造建物以外にも拡大することが課題である。これらを解決するため、次の第 3 章では、有限要素解析のモデル化方法を検討する。

「受音室内音圧レベル計算部」では、拡散音場を仮定したエネルギー計算を用いるため、実際には拡散音場ではない居室においては誤差を生じる。これを少なくして予測精度を向上させること、また、今後、移行される評価方法である最大 A 特性床衝撃音レベルについても予測対象とすることが課題である。以降の第 4 章では、エネルギー計算において、さらに予測精度を向上させるために、誤差を補正する方法について検討する。また、第 5 章では、最大 A 特性床衝撃音レベルの計算についての検討も行う。

第3章 有限要素解析を用いた床スラブの振動特性の計算

第3章では「床スラブ振動特性計算部」における、有限要素解析による計算について述べる。

本研究では、従来の「FEM 併用法」の予測対象範囲外であった壁式構造、板状建物（1 スパンごとに構造躯体壁が存在するラーメン造）、矩形ではない不整形スラブなども対象としてモデル化方法を改良し、計算による振動特性を実測値と比較して、その汎用性について確認する。

次に鉄骨造を対象としたモデル化方法について述べ、検討した方法による振動特性計算値と実測値の対応を確認する。

3.1 鉄筋コンクリート造建物の床スラブ振動特性の計算

まず、鉄筋コンクリート造建物の床スラブの振動特性を計算するためのモデル化方法について述べ、次に実測と比較を行う。

3.1.1 鉄筋コンクリート造建物の有限要素モデル化

「床スラブ振動特性計算部」では有限要素解析を用いて床スラブの振動計算を行う。第2章で述べた、従来の「FEM 併用法」では、壁式構造、板状建物（1 スパンごとに構造躯体壁が存在するラーメン造）、矩形ではない不整形スラブなどは予測対象範囲外であったが、有限要素解析を用いるのであれば、これら様々な構造にも適用できるはずである。そこで、これらの構造も対象としたモデル化方法を検討した。参考として、本論文の末尾に付録として様々な構造の例を図示した。

様々な構造に対応するため、図3-1の概念図のような有限要素モデルとした。従来の「FEM 併用法」と異なる点は、構造躯体壁（コンクリート壁）がある建物においては躯体壁をシェル要素としてモデル化することと、躯体壁に接する柱の場合にはビーム要素とすることである。また、モデル化する床スラブ範囲は、対象とする室が存在する当該床スラブのみではなく、隣接する床スラブまでとする点も異なる。隣接する別の床スラブがある場合、スラブの面外方向に対する曲げの拘束と共に振動のエネルギーを散逸させる効果が考えられ、これを考慮するためである。隣接する床スラブの他方の端部には当該床スラブから2スパン離れて接する床スラブのスパン長に対応する回転バネを仮定し設定する。なお、従来の方法では、いくつかの建物における振動特性の測定により床スラブの減衰定数を求め、その結果を参考として特定の減衰定数を用いていた。しかし、実建物では同規模の平面寸法を持つ床スラブであっても減衰の程度が異なる。この原因は、隣接床スラブの有無や数、当該床スラブと隣接スラブとの関係による

と考えた。周囲の条件によって振動の散逸の程度が変わるため、見かけ上の減衰は変わり、その結果、床スラブの固有周波数におけるインピーダンスレベルは変化する。この影響を考慮するためには隣接する床スラブのモデル化が必要である。床スラブのモデル化範囲を変えることによってインピーダンスレベルの周波数特性にどのような影響を与えるのか、図 3-2 に示す建物を対象として検討した例を示す。図 3-3 は当該床スラブのみモデル化した計算値と実測値の比較である。対象となる床スラブに加振点を 5 点設け、同じ 5 点を受振点とした伝達インピーダンスレベル平均値 ($\overline{L_{z,5}}$) である。また、図 3-4 は隣接床スラブまでモデル化した計算値と実測値の $\overline{L_{z,5}}$ を比較したものである。図 3-3 では固有周波数におけるインピーダンスレベルの落ち込みが深いのに対し、図 3-4 はその落ち込みが浅く、実測値とより一致した周波数特性となっている。図 3-5 にモデル化範囲の違いによる計算結果の比較を示した。加振点を 5 点から対象床スラブの全節点への伝達インピーダンスレベル平均値 ($\overline{L_{z,all}}$) を 1 オクターブバンドにまとめた値の比較である。31.5Hz 以上の周波数帯域において隣接床スラブまでモデル化した計算結果の値のほうが大きく、63 Hz 帯域においては約 2 dB も差が生じている。

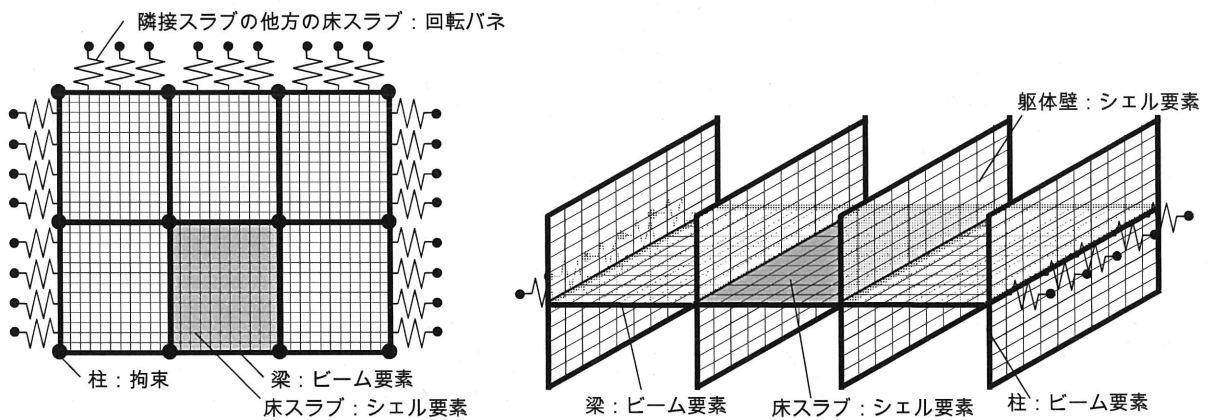


図 3-1 振動特性計算のための有限要素解析モデル化の概念図例

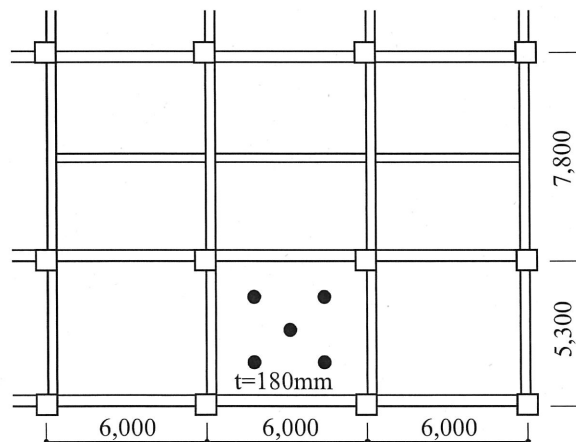


図 3-2 床スラブのモデル化範囲を変えた検討を行った対象建物

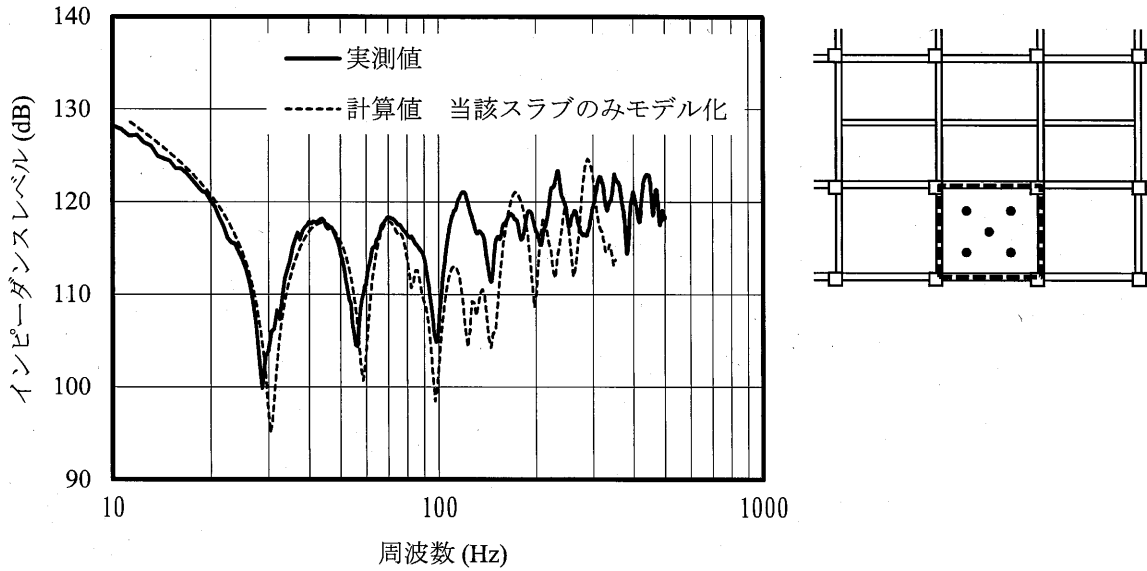


図 3-3 当該床スラブのみモデル化した計算値と実測値の比較例
(加振 5 点×受振 5 点の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,5}}$)

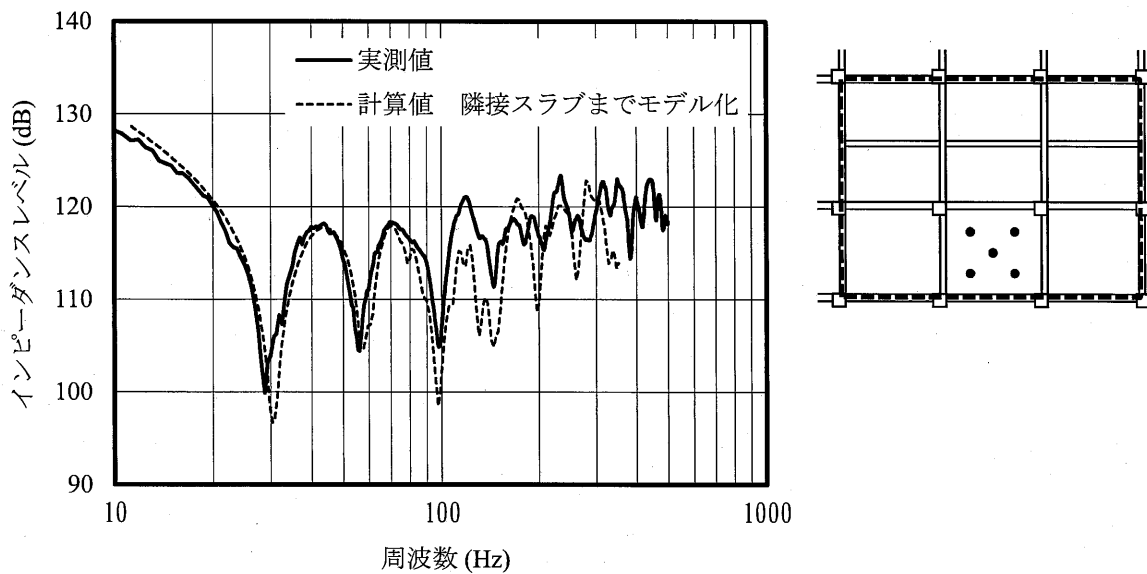


図 3-4 隣接床スラブまでモデル化した計算値と実測値の比較例
(加振 5 点×受振 5 点の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,5}}$)

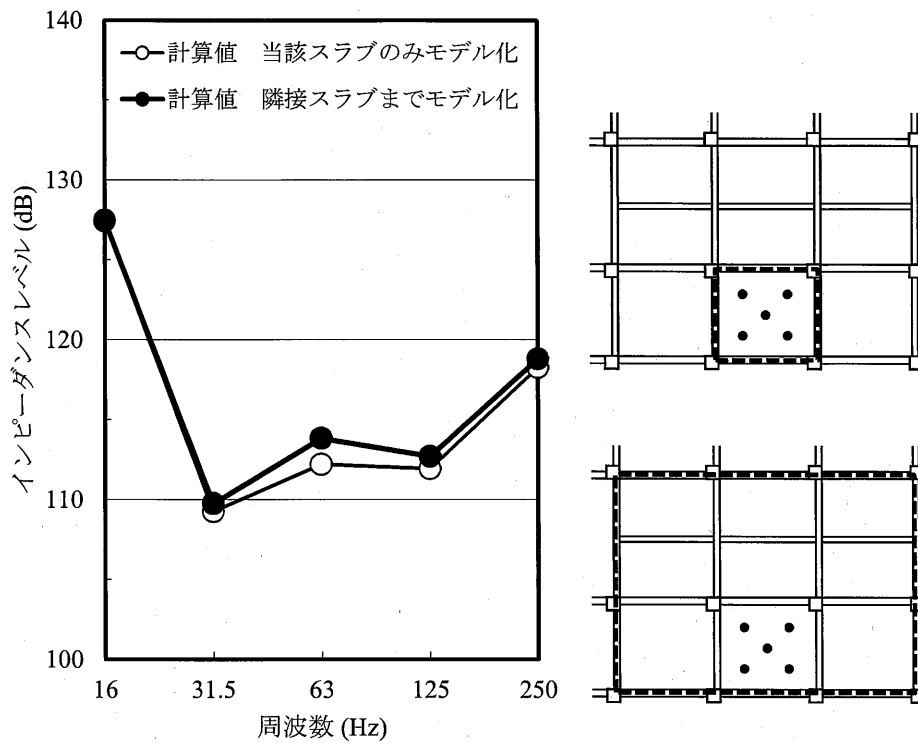


図 3-5 モデル化範囲の違いによる計算結果の比較
 (加振 5 点×受振当該床スラブ全節点の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,all}}$)

隣接床スラブのモデル化において注意する点は、実際には幅を持った梁を幅が無いビーム要素で置き換えることによる影響である。この場合、床スラブの寸法をどのように設定するかが問題であるが、梁の幅を省略した寸法でモデル化を行うことにより、床スラブの固有周波数の実測値との対応がよいことから、図 3-6 に示すように、梁内の床スラブ寸法が合うような設定を行うこととした。

また、躯体壁の場合も同様に、厚さが無いシェル要素で置き換えることによる影響がある。これを考慮し、当該床スラブと躯体壁が接するモデル上の位置は対象室側から見た壁面の位置と等しくなるようなモデル化を行うこととした。

図 3-7 に床スラブの平面寸法を梁芯間寸法としてモデル化した計算値と実測値の比較例を、図 3-8 に床スラブの平面寸法を梁内間寸法とした計算値と実測値の比較例を示す。梁幅を省略して梁内間の寸法で床スラブをモデル化したほうが、固有周波数が実測値と、より一致することがわかる。

表 3-1 に本研究での有限要素モデル化方法をまとめる。

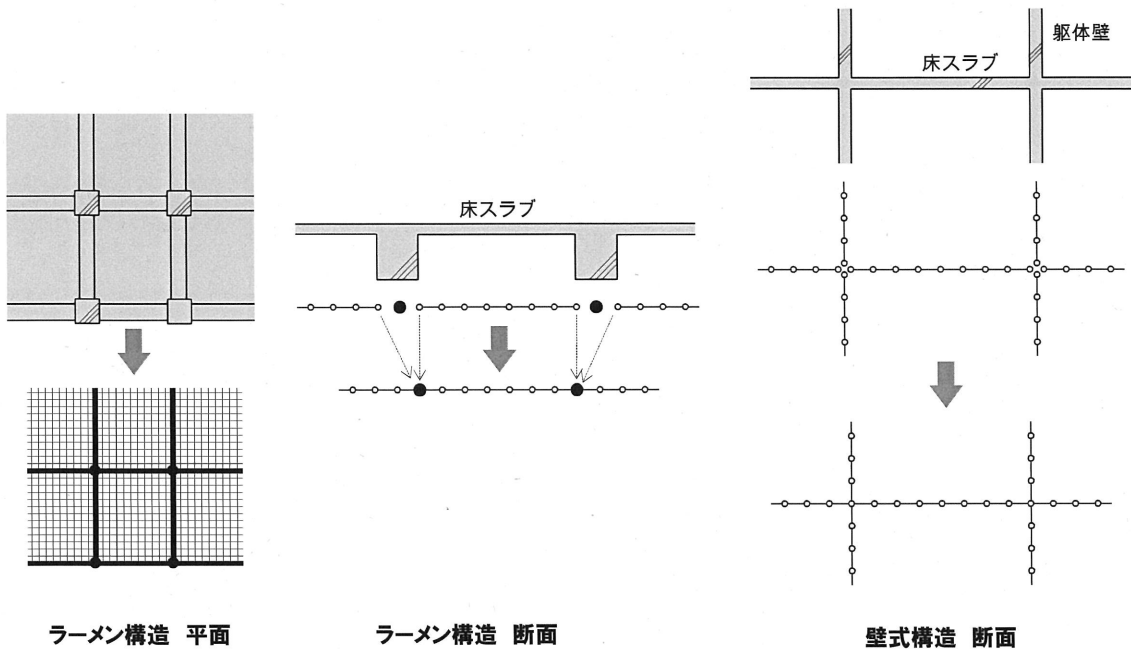


図 3-6 モデルの寸法の決め方

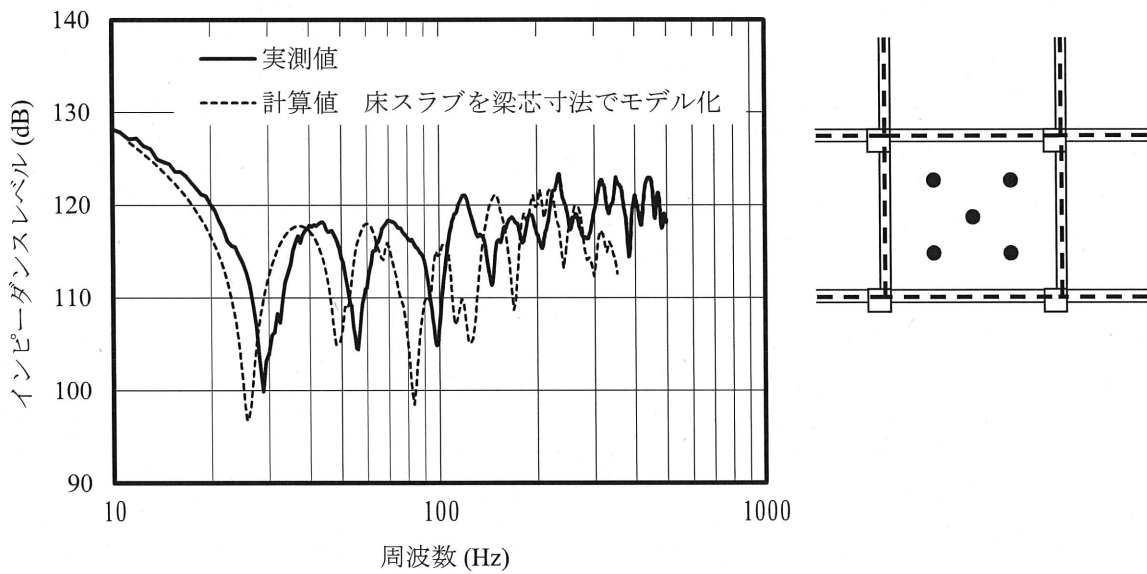


図 3-7 床スラブの平面寸法を梁芯間寸法としてモデル化した計算値と実測値の比較例
(加振 5 点×受振 5 点の伝達インピーダンスレベル平均値 $\bar{L}_{z,5}$)

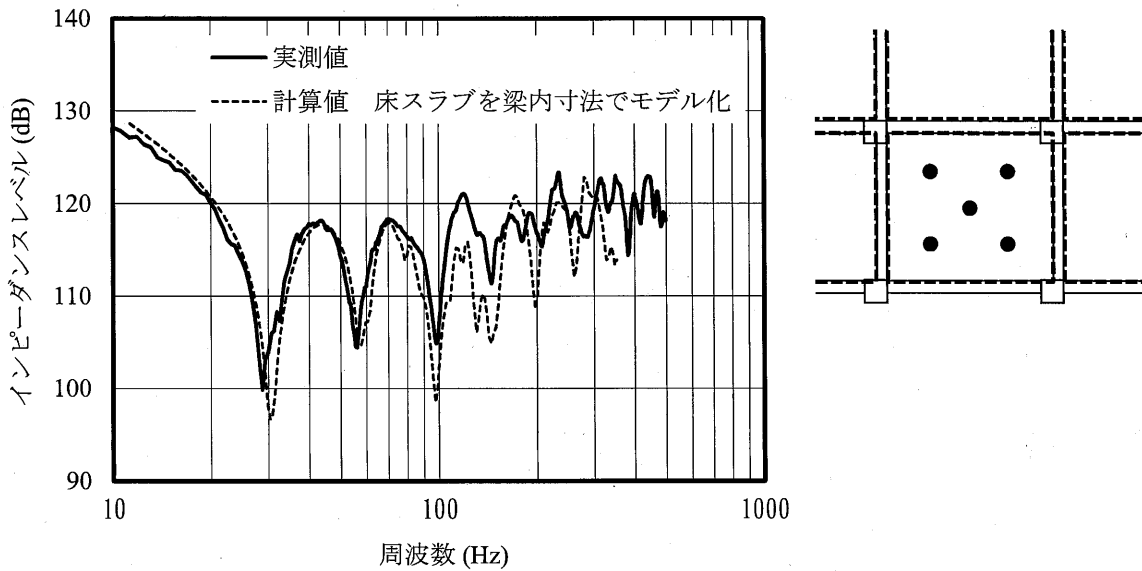


図 3-8 床スラブの平面寸法を梁内間寸法としてモデル化した計算値と実測値の比較例
(加振 5 点×受振 5 点の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{2.5}}$)

表 3-1 床スラブの振動特性計算のための有限要素モデル

部位など	モデル
床スラブ	<ul style="list-style-type: none"> ・シェル要素 ・当該スラブおよび隣接する床スラブをモデル化 ・隣接スラブの他方の端部に接する床スラブのスパン長に対応する回転バネを仮定し設定 (式 2-1)
躯体壁	<ul style="list-style-type: none"> ・シェル要素
梁	<ul style="list-style-type: none"> ・ビーム要素 (ねじれ定数は式 2-2 または式 2-3)
柱	<ul style="list-style-type: none"> ・躯体壁がある場合：壁に接する柱はビーム要素 ・それ以外の柱：鉛直方向変位、X 軸および Y 軸まわりの回転を拘束
加振力	<ul style="list-style-type: none"> ・周波数ごとに 1 N ・室の 2 本の対角線を 4 等分する 5 点に与える
非構造部材	<ul style="list-style-type: none"> ・モデル化しない
その他	<ul style="list-style-type: none"> ・材料の減衰定数 0.02

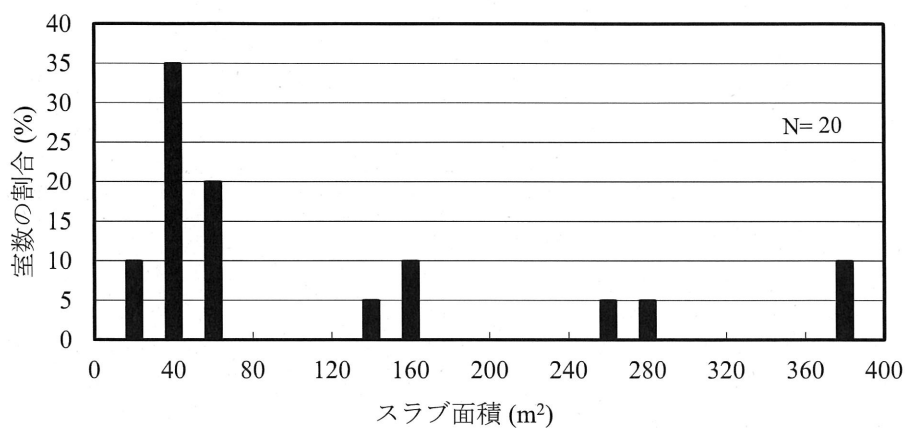
3.1.2 計算結果と実測の比較

(1) 実建物における振動特性の測定

鉄筋コンクリート造の7建物20室を対象として、床スラブの振動特性を測定した。表3-2に示す通り、様々な構造タイプの建物を対象としている。また、図3-9に示すように、測定対象室は20 m²程度の比較的小さいスラブから380 m²程度の大型のスラブまで様々な大きさのスラブを持つ。図3-10に示すように音源室において室の2本の対角線を4等分する5点に加振点を設け、インパクトハンマによる加振を行った。測定のプロック図を図3-11に示す。受振点も5点設定し、振動加速度センサによって振動速度を測った。加振力および振動速度から25の伝達インピーダンス(加振5点×受振5点)を求め、伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L}_{z,5}$ を計算した。

表 3-2 測定対象室の構造タイプ一覧

対象室	構造タイプ
a	矩形ラーメン
b	矩形ラーメン
c	不整形ラーメン
d	不整形ラーメン
e	不整形ラーメン
f	不整形ラーメン
g	矩形ラーメン
h	矩形ラーメン
i	矩形ラーメン
j	板状
k	板状
l	板状
m	矩形ラーメン
n	不整形ラーメン
o	不整形ラーメン
p	矩形ラーメン
q	矩形ラーメン
r	矩形ラーメン
s	矩形ラーメン
t	壁式



(横軸の読み方：例えば 40 の場合、30 以上 50 未満)

図 3-9 測定対象室のスラブ面積の分布

加振点および受振点

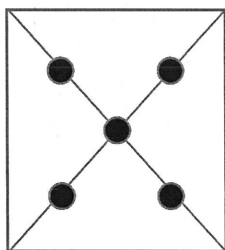


図 3-10 振動測定に加振点および受振点

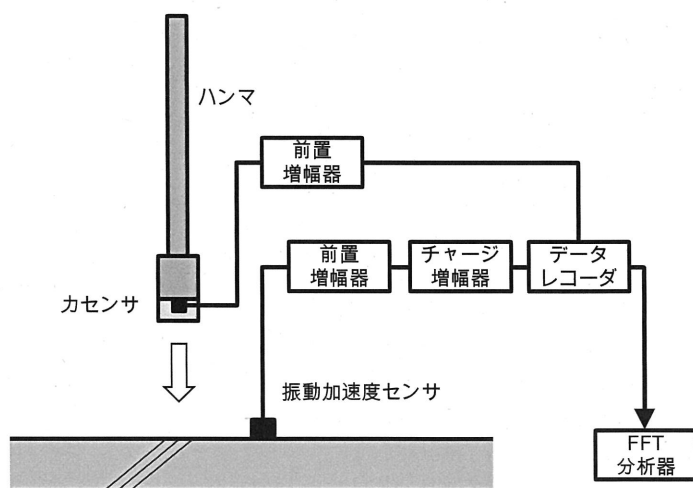


図 3-11 インピーダンス測定ブロック図

(2) インピーダンス実測値と計算値の比較

実測を行った 20 室について有限要素解析を行い、求めた伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,5}}$ (加振 5 点×受振 5 点) の平均値をオクターブバンドにまとめ、実測値と比較した。重量床衝撃音遮断性能で多くの場合に決定周波数となる 63 Hz 帯域の値の比較を図 3-12 に示す。計算値と実測値との差 (計算値-実測値) は-1.4 dB あるものの、相関係数は 0.98 であり、実測値との対応は良好である。

なお、計算による 25 点のインピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,5}}$ (加振 5 点×受振 5 点) と対象室全体の伝達インピーダンス平均値 $\overline{L_{z,all}}$ (加振 5 点×受振は対象室の床の全節点) との比較を図 3-13 に示す。両者に大きな差は無いが、平均的には対象室全体の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,all}}$ のほうがやや大きい値となる。

参考として、1 例のみではあるが、実測による 25 点の伝達インピーダンス平均値 $\overline{L_{z,5}}$ および対象室全体の伝達インピーダンス平均値 $\overline{L_{z,all}}$ を比較した結果を図 3-14 に示す。これは図 3-15 に示す対象室における実測例である。両者の値は大きくは変わらず、63 Hz 帯域 (オクターブ) において約 1 dB である。

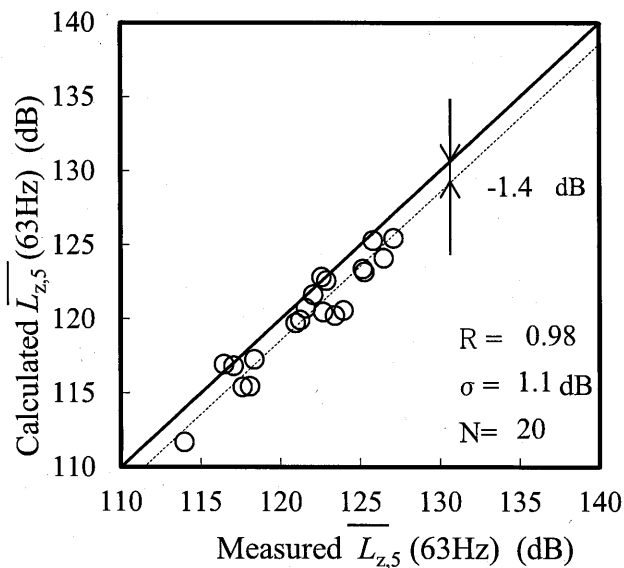


図 3-12 実測値と有限要素解析による計算値の比較
(25 点の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,5}}$, 63 Hz 帯域, オクターブバンド)

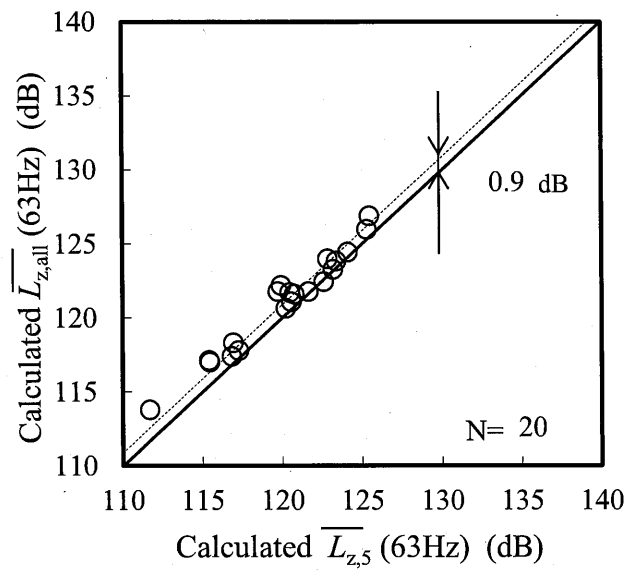


図 3-13 25 点の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,5}}$ と対象室全体の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,all}}$ の比較
(計算値, 63 Hz 帯域, オクターブバンド)

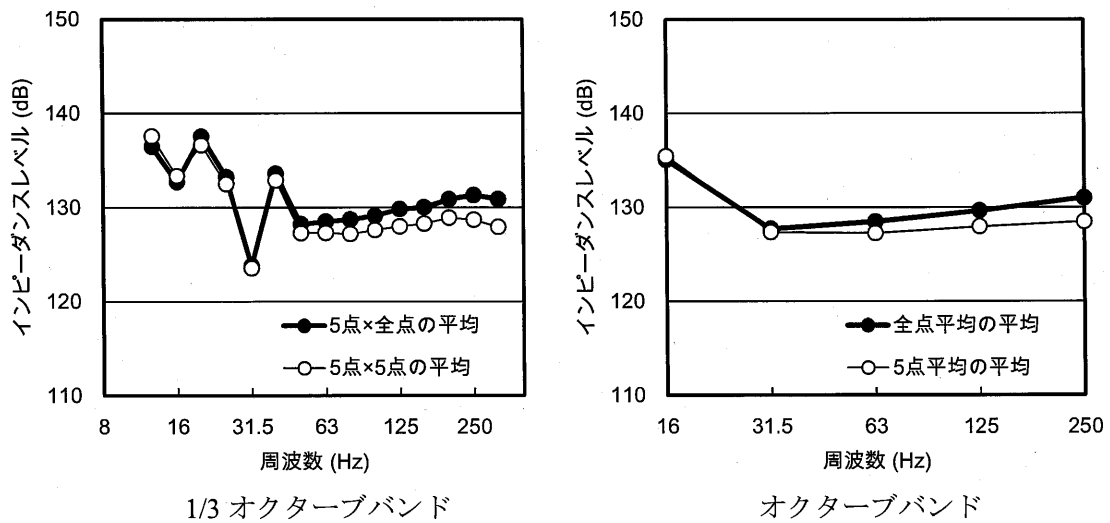


図 3-14 実測による 25 点の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,5}}$ と対象室全体の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,all}}$ の比較例

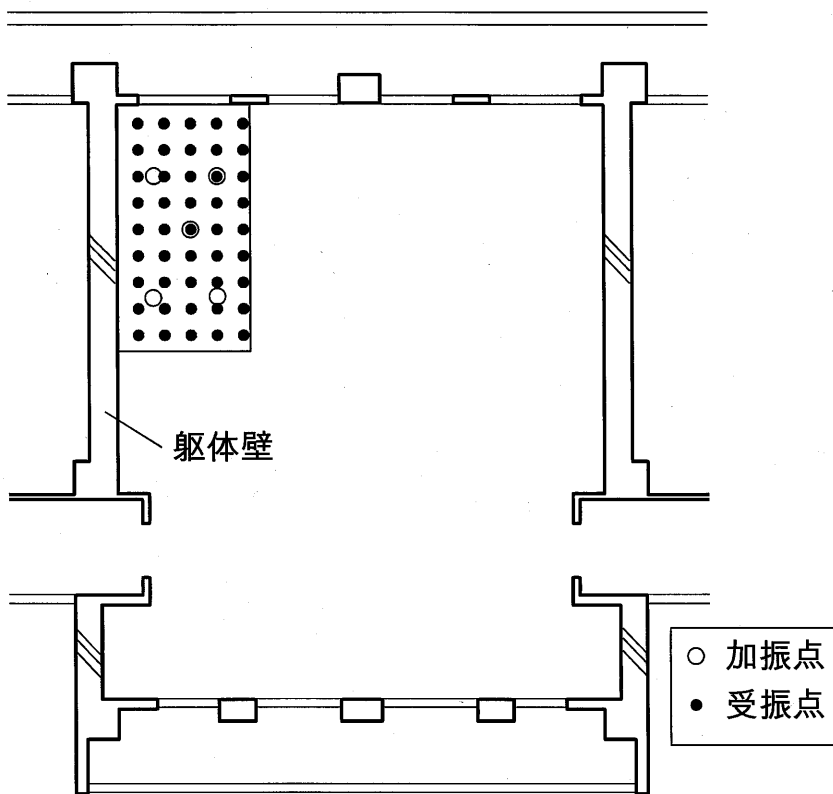
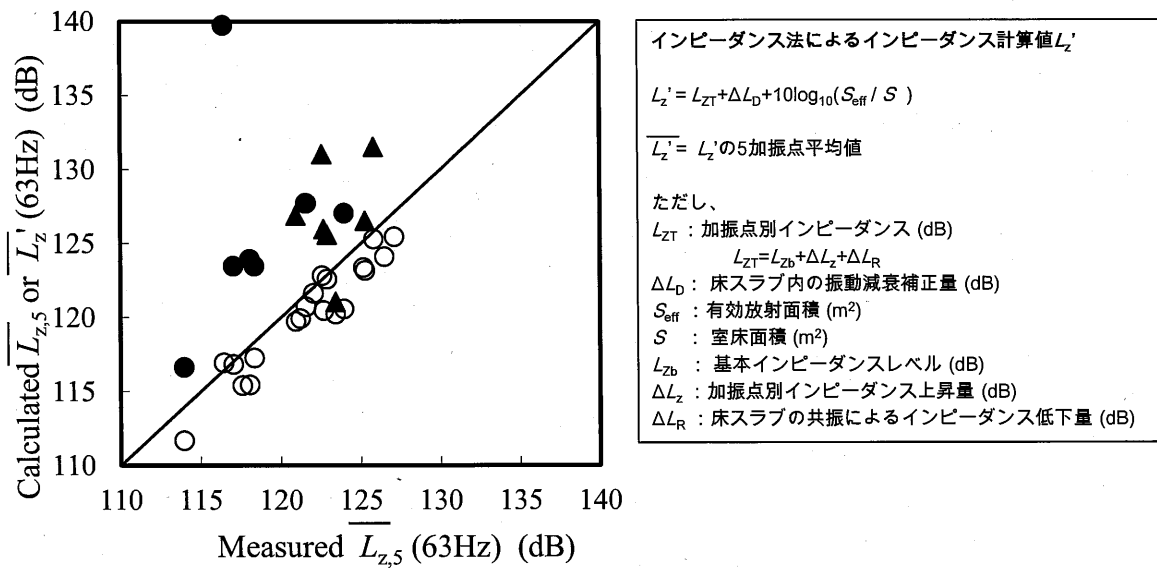


図 3-15 25 点の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,5}}$ と対象室全体の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,all}}$ の実測対象室と測定点

また、参考として、図 3-12 に示した実測値と有限要素解析による計算値の比較グラフに、「インピーダンス法」による計算値を重ねた結果を図 3-16 に示す。「インピーダンス法」による計算では $\overline{L_{z,5}}$ (25 点の伝達インピーダンスレベル平均値) は求めることができないため、 $\overline{L_{z,5}}$ と同様に考えられる値として、図 3-16 左に示す $\overline{L_z}$ を用いた。「インピーダンス法」のような簡易的な計算による結果と比べ、本手法である「FEM 併用法」では実測値との対応がよいことが解る。



- : FEM 併用法による 25 点の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,5}}$ 計算値と実測による $\overline{L_{z,5}}$ の比較
- : インピーダンス法によるインピーダンスレベル計算値 $\overline{L_z'}$ と実測による $\overline{L_{z,5}}$ の比較 (矩形スラブ、かつ四隅に柱を有し、それ以外に柱を有さない床スラブ)
- ▲ : インピーダンス法によるインピーダンスレベル計算値 $\overline{L_z'}$ と実測による $\overline{L_{z,5}}$ の比較 (矩形スラブ、四隅のうち無柱の隅を有する、または四隅以外に柱を有する床スラブ)

図 3-16 実測値と計算値の比較

(インピーダンスレベル, 63 Hz 帯域, オクターブバンド)

3.2 鉄骨造建物の床スラブ振動特性の計算

これまでの「FEM 併用法」では、鉄筋コンクリート造建物を対象としており、鉄骨造建物は対象範囲外であった。本研究では鉄骨造建物も予測対象とすることとし、鉄骨造建物のモデル化方法について検討を行った。

鉄骨造建物は、主に床スラブ・梁間の関係が鉄筋コンクリート造とは異なるため、この部分のモデル化手法が重要となる。

本節では、はじめに鉄骨造建物において重量床衝撃音遮断性能測定を行い、鉄筋コンクリート造と比較して、両者の傾向が異なることを示す。

次に、床スラブの振動特性を測定し、鉄骨造と鉄筋コンクリート造の重量床衝撃音遮断性能の傾向が異なる理由について検討する。

さらに、振動測定で得られた知見をもとに、鉄骨造建物の重量床衝撃音遮断性能を予測するための有限要素解析のモデル化方法について検討を行う。

3.2.1 鉄骨造建物の重量床衝撃音遮断性能の傾向

鉄骨造および鉄筋コンクリート造建物において重量床衝撃音遮断性能の実態を実測調査した。鉄骨造（6建物、19室）および鉄筋コンクリート造（4建物、27室）の集合住宅において床スラブ素面の条件で重量床衝撃音遮断性能を測定した。室の条件を表3-3に示す。測定方法はJIS A 1418-2:2000に従い、測定対象床上の二つの対角線の4等分点上の5点または一方の対角線の4等分点上の3点を加振し、受音室においては二つの対角線の4等分点上の5点に受音点を設けた。受音高さは日本騒音制御工学会の推奨高さ^[3-1]（1.2 m、0.9 m、0.6 m、1.5 m、1.8 m）とした。

重量床衝撃音遮断性能（L数）と床スラブ厚との関係を図3-17に示す。これらの測定対象室の床面積や加振点から梁までの距離の条件、測定時の天井ボードの有無等の室条件は様々である。当然のことながら、これらの影響を受けていると考えられ、L数にばらつきはあるが、同じ床スラブ厚であっても、鉄骨造のほうが鉄筋コンクリート造よりもL数が小さい傾向が見える。特に、床スラブが薄い場合、両者の差が顕著である。このことから、鉄骨造の集合住宅を計画する際に、鉄筋コンクリート造と同じ重量床衝撃音遮断性能の予測手法を用いて床スラブ厚を設定すると、不必要に厚くなる可能性があるといえる。

表 3-3 重量床衝撃音遮断性能 (L 数) と室の条件

室	建物	構造	L 数	床スラブ厚 (mm)	天井ボード 有無	室の面積 (m ²)
1	A	鉄骨	44	200	あり	13
2	A	鉄骨	46	200	あり	19
3	A	鉄骨	44	200	あり	10
4	B	鉄骨	49	280	あり	33
5	B	鉄骨	49	280	あり	24
6	B	鉄骨	50	280	あり	20
7	C	鉄骨	49	280	あり	13
8	C	鉄骨	46	280	あり	15
9	C	鉄骨	43	280	あり	20
10	C	鉄骨	47	280	あり	31
11	D	鉄骨	44	250	なし	52
12	D	鉄骨	46	250	なし	81
13	E	鉄骨	45	230	あり	13
14	E	鉄骨	45	230	なし	16
15	E	鉄骨	45	230	あり	9
16	E	鉄骨	45	230	あり	17
17	F	鉄骨	49	280	なし	31
18	F	鉄骨	47	280	なし	19
19	F	鉄骨	50	280	なし	29
20	G	鉄筋コンクリート	54	250	なし	12
21	G	鉄筋コンクリート	47	250	なし	17
22	G	鉄筋コンクリート	49	250	なし	17
23	G	鉄筋コンクリート	53	250	なし	12
24	H	鉄筋コンクリート	56	220	あり	11
25	H	鉄筋コンクリート	53	220	あり	9
26	H	鉄筋コンクリート	55	220	あり	11
27	H	鉄筋コンクリート	59	220	あり	11
28	I	鉄筋コンクリート	46	280	なし	18
29	I	鉄筋コンクリート	48	280	あり	11
30	I	鉄筋コンクリート	53	280	なし	18
31	I	鉄筋コンクリート	48	280	なし	21
32	I	鉄筋コンクリート	49	280	あり	9
33	I	鉄筋コンクリート	49	280	なし	12
34	J	鉄筋コンクリート	53	250	あり	17
35	J	鉄筋コンクリート	52	250	あり	14
36	J	鉄筋コンクリート	56	250	あり	12
37	J	鉄筋コンクリート	53	250	あり	12
38	J	鉄筋コンクリート	53	250	あり	15
39	J	鉄筋コンクリート	55	250	あり	14
40	J	鉄筋コンクリート	47	250	あり	13
41	J	鉄筋コンクリート	49	250	あり	18
42	J	鉄筋コンクリート	51	250	あり	12
43	J	鉄筋コンクリート	51	250	あり	20
44	J	鉄筋コンクリート	51	250	あり	9
45	J	鉄筋コンクリート	54	250	あり	10
46	J	鉄筋コンクリート	54	250	あり	14

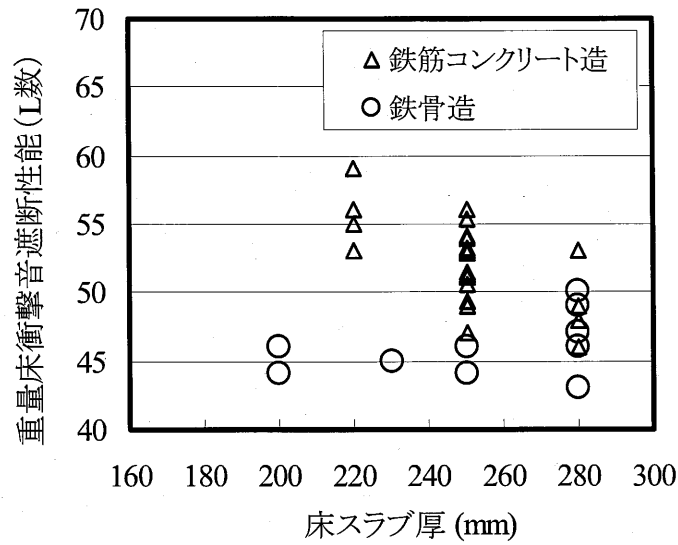


図 3-17 重量床衝撃音遮断性能 (L 数) と床スラブ厚の関係 (床スラブ素面)

3.2.2 鉄骨造建物の振動特性の実測

上述のように、鉄骨造と鉄筋コンクリート造では重量床衝撃音遮断性能に違いが見られる。そして、それは梁や、梁と床スラブの関係などの構造的な違いにより、床スラブの振動特性が異なるためと推測される。そこで、梁周囲の床スラブや鉄骨梁の振動性状を測定により把握する。図 3-18 に示す鉄骨造および図 3-19 に示す鉄筋コンクリート造の建物において振動測定を行った。

a. 梁を越えた隣接スラブへの振動伝搬

床スラブ素面において振動測定を行った。床スラブをインパクトハンマによって加振し、振動加速度センサを用いて鉛直方向の振動速度の伝達特性を測定した。

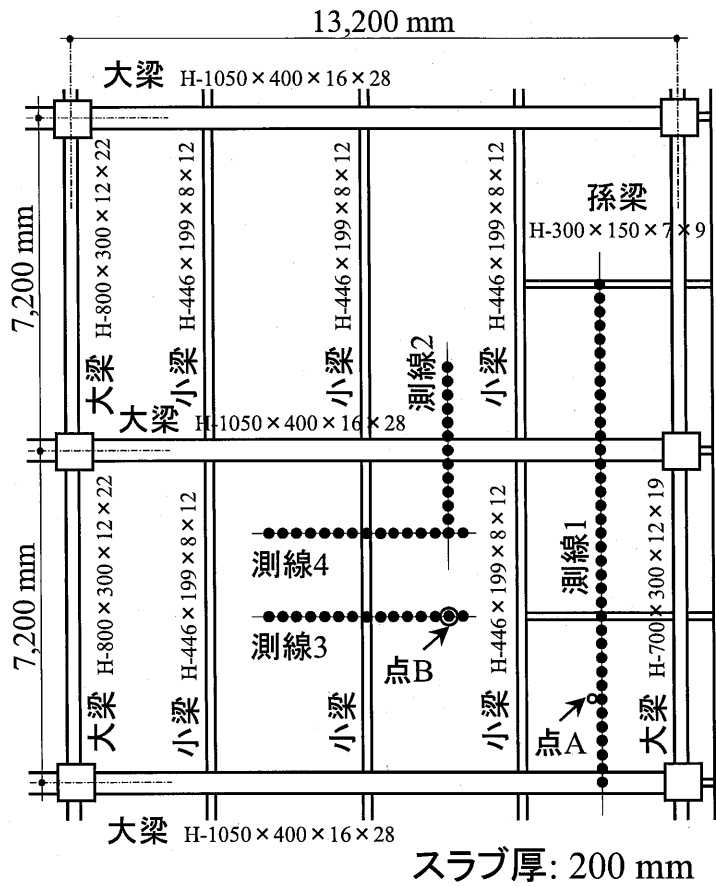


図 3-18 振動測定対象建物平面図 (鉄骨造)

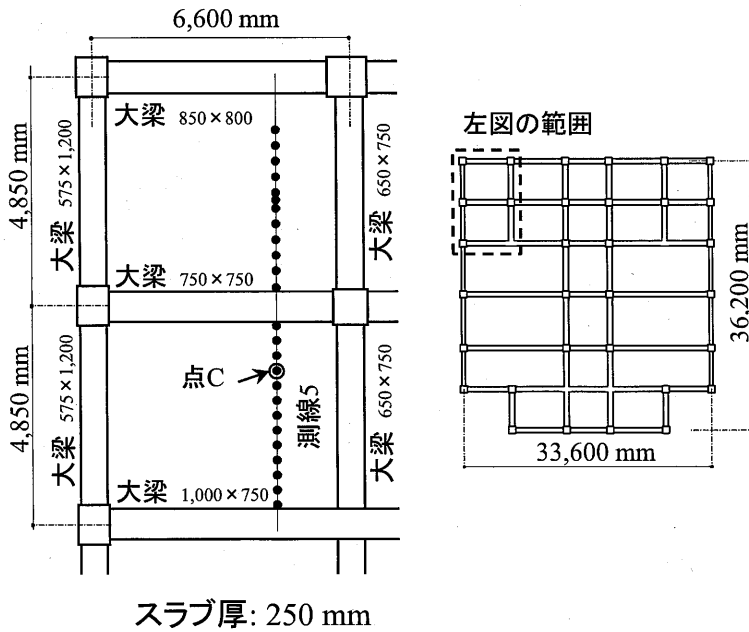


図 3-19 振動測定対象建物平面図 (鉄筋コンクリート造)

(1) 伝達率の分布

鉄骨造建物において、大梁および小梁を横切るように線状に測定点を設けた測線1の各点の駆動点インピーダンス (Z_{22i}) および測線1に近い点Aとの伝達インピーダンス (Z_{12i}) を測定した。駆動点インピーダンスと伝達インピーダンス測定値から式 3-1 により点Aから測線1の各点への擬似的な力伝達率^[3-2] T_{Fi} を計算した。

$$T_{Fi} = F_{2i} / F_{1i} = Z_{22i} / Z_{12i} \quad (\text{式 3-1})$$

なお、実際の伝達インピーダンス測定では相反定理^[3-3] (式 3-2) を利用して、測線1の各点を加振し、その加振力と点Aにおける振動速度より求めた。

$$Z_{12i} = Z_{21i} \quad (\text{式 3-2})$$

また、図 3-19 の鉄筋コンクリート造建物についても大梁を横切る測線5において同様に駆動点および測線5上の点Cとの伝達インピーダンスを測定し、擬似的な力伝達率を求めた。

図 3-20 に鉄骨造と鉄筋コンクリート造の擬似的な力伝達率を比較して示す (63 Hz 帯域、1/3 オクターブ)。いずれの構造の場合も、加振を行った床スラブにおいては伝達率が 0 dB 付近である。梁の影響により、隣接する床スラブにおいては加振される床スラブよりも伝達率の値は小さくなるが、鉄骨造のほうが鉄筋コンクリート造よりも低下量が小さい。鉄骨造のほうが振動のエネルギーが伝わりやすいことが分かる。

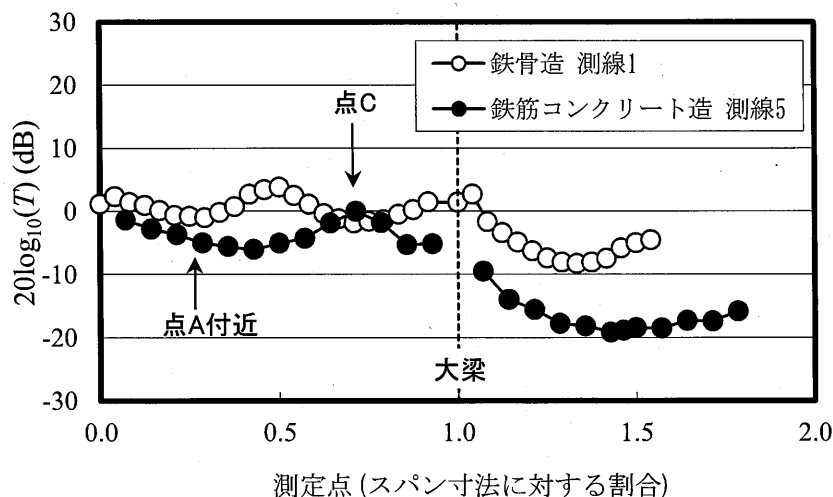


図 3-20 伝達率の分布 (63 Hz 帯域、1/3 オクターブ)

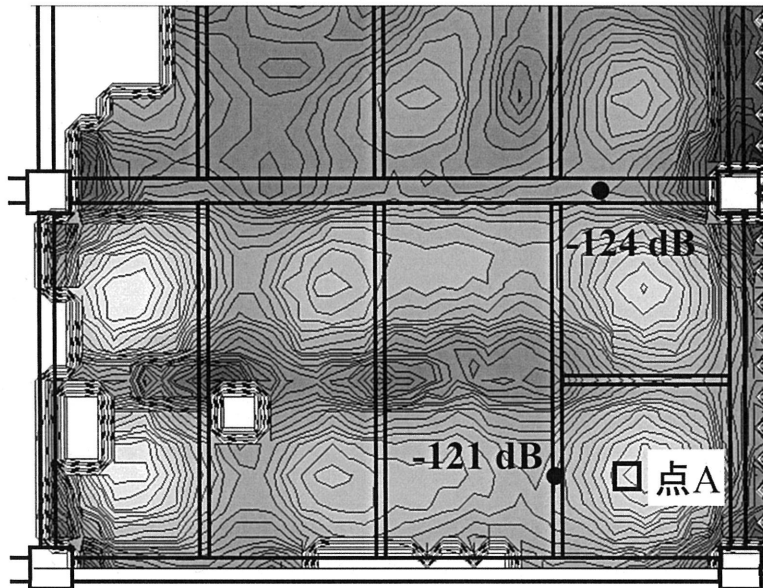
(2) アドミッタンスの分布

鉄骨造の床スラブ素面において二次元状に振動分布の測定を行った。300 mm ごとに設けた格子点上をインパクトハンマによって加振し、駆動点アドミッタンス（式 2-7）および伝達アドミッタンス（式 2-8）の分布を求めた。各測定点における駆動点アドミッタンスの分布を図 3-21(a)に、点 A と各測定点との伝達アドミッタンスの分布を図 3-21(b)に示す。なお、この測定では、伝達アドミッタンスは相反定理^[3-3]を利用して、各格子点を加振し点 A における振動速度を測定することによって求めた。

図 3-21(a)ではアドミッタンスの値が小さく、梁上が振動しにくい様子が見える。しかし、(b)では梁付近において(a)の梁付近よりも値が大きく、振動しやすい。これは梁の曲げに対する剛性と梁のねじれに対する剛性の違いによるためと考えられる。鉄骨造では梁の曲げに対する剛性は大きいため梁直上においては床スラブが鉛直方向に振動しにくい。しかし梁のねじれに対する剛性は鉄筋コンクリート造と比べて小さいために梁直上の床スラブであっても床スラブの曲げ振動は拘束されにくいものと考えられる。



(a)駆動点アドミッタンス



(b)伝達アドミッタンス

(柱や開口などの計測不可点は白色で表示)



図 3-21 鉄骨造建物の振動分布測定結果
(アドミッタンス, レベル表示, 63 Hz 帯域, 1/3 オクターブ)

b. 鉄骨梁付近の振動

図 3-18 に示す鉄骨造建物において大梁付近（測線 2）および小梁付近（測線 3 および測線 4）における振動を測定した。両梁の振動を生じさせる加振点として点 B を選んだ。この建物では大梁は梁せいの内に床スラブが内蔵されている。階高を小さくするために住宅の水まわり部の近くでこのような断面が用いられることがある。小梁は一般的な梁であり、梁上に床スラブが置かれている。どちらの梁も梁上面のスタットボルトによってコンクリートの床スラブと接合されている。

測定結果（伝達アドミッタンス）を図 3-22 に示す。1.28 kHz サンプリング 2048 点で FFT 分析を行い、ピークを生じた周波数における伝達アドミッタンスの絶対値をリニア値で表示した。ただし図中の黒線は梁の下端フランジ中央の水平方向の伝達アドミッタンスの絶対値が最大となる位相、灰色線は黒線と逆位相における値である。

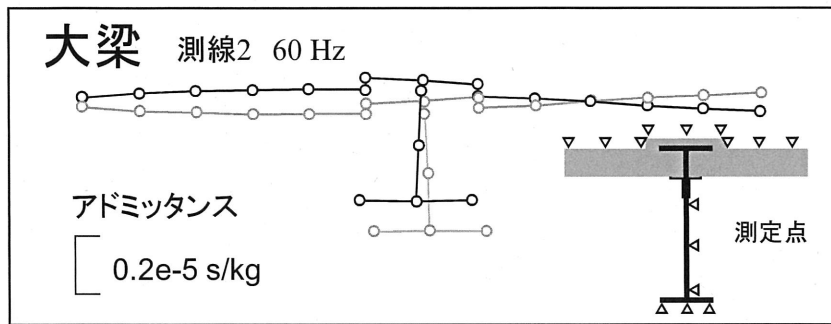
大梁を含む測線 2 の 60 Hz における振動の様子を図 3-22(a) に示す。大梁上部の床スラブが曲げ振動しており、また、床スラブの曲げ振動に伴って大梁もねじれている様子が見える。

小梁を含む測線 3 の 43 Hz における振動の様子を図 3-22(b) に示す。小梁も大梁と同様、上部の床スラブが曲げ振動している。しかし小梁のウェブおよび下端フランジは大梁の場合とは異なり床スラブの振動とは関係なくほとんどねじれ振動をしていない。

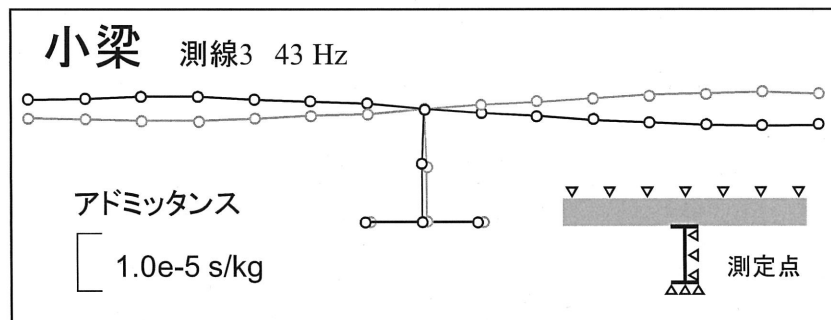
また、109 Hz における小梁上の測線 3 および測線 4 の振動の様子を図 3-22(c) に示す。上部の床スラブの曲げ振動に伴って梁が大きく水平方向に振動している。また、2 つの測線の梁は逆方向に振動している。これは図 3-23 に示すように、測線 3 付近と測線 4 付近における床スラブが逆位相で振動しており梁が床スラブの振動に伴ってねじれているためである。

このように梁とスラブの接合方法が異なれば梁の振動のしかたは異なり、梁せいの内に床スラブが内蔵された大梁は床スラブの振動に伴ってねじれ、梁上に床スラブが置かれた小梁は上端フランジとウェブとの接合部において回転の剛性が小さいために床スラブの曲げ振動に対する拘束が小さく床スラブの振動が梁に妨げられにくいことが分かったが、これらの理由からどちらの梁の場合も加振された床スラブから隣接スラブへ振動が伝わりやすいと考えられる。

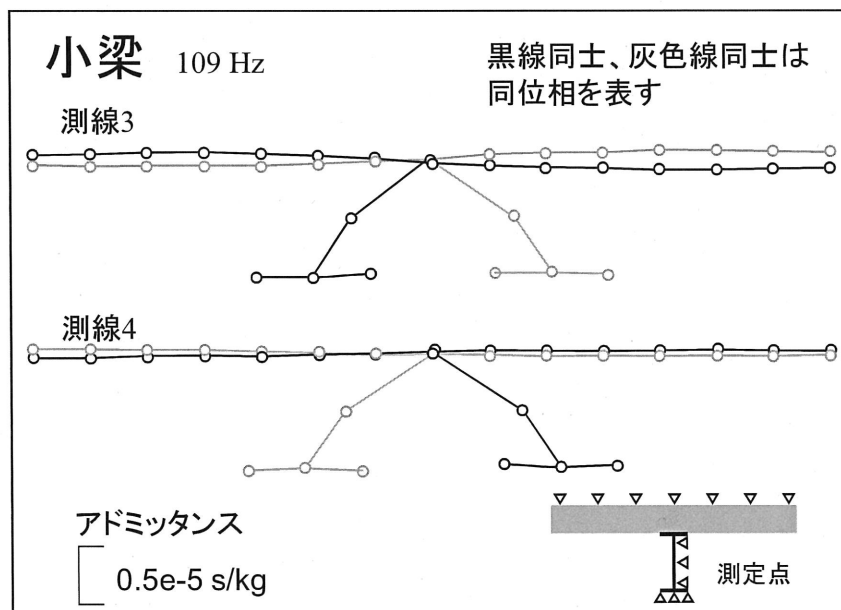
以上の振動測定結果から、3.2.1（鉄骨造建物の重量床衝撃音遮断性能の傾向）で示した鉄骨造の重量床衝撃音遮断性能の L 数の小ささの理由は、隣接スラブへの振動の伝わりやすさにあると考えられる。梁がねじれやすければ、振動のエネルギーが周囲の床スラブに散逸しやすく、床スラブの固有周波数におけるインピーダンスの低下が緩和され、振動しにくくなる。その結果、L 数が小さくなると考えられる。



(a)大梁 測線2 60 Hz

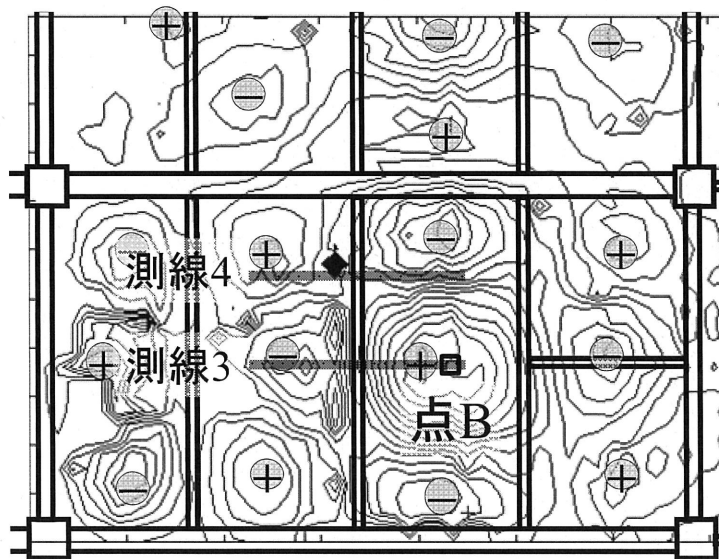


(b)小梁 測線3 43 Hz



(c)小梁 測線3 および測線4 109 Hz

図 3-22 鉄骨造建物の梁付近の振動分布測定結果
(伝達アドミッタンス, 値が最大となる位相およびその逆位相, サンプルング 1.28 kHz 2048 点)



⊕ ⊖ は同相、逆相を表す

図 3-23 鉄骨造建物の振動分布測定結果

(109 Hz, 伝達アドミタンス, 点Bにおける絶対値が最大となる位相, サンプリング 1.28 kHz 2048 点)

3.2.3 有限要素解析による鉄骨造建物のモデル化方法の検討

鉄骨造建物の床スラブ振動特性を計算する有限要素解析のモデル化方法について検討した。「FEM 併用法」の「床スラブ振動特性計算部」において有限要素解析により、鉄骨造建物の床スラブの振動を精度良く計算できれば重量床衝撃音遮断性能もより精度良く予測できると考えられるが、鉄骨造を対象とした場合にも鉄筋コンクリート造と同様の有限要素モデルが適用できるかどうかを検討する必要がある。

そこで3.2.2で振動測定を行った鉄骨造建物(図3-18)を対象として、有限要素解析のモデル化方法を検討した。重量床衝撃音遮断性能を予測する際に必要となる床スラブの振動を計算し、実測と比較した。

a. 鉄骨造の有限要素モデル化

3.2.2で述べた振動測定の結果から、重量床衝撃音遮断性能に関する鉄骨造と鉄筋コンクリート造の主な違いは、梁による床スラブの曲げ振動の拘束の程度であると考えられる。したがって、梁のねじれ剛性に注目することにした。鉄筋コンクリート造と同様のモデル化方法を基本としたが、モデル化の範囲および梁のねじり剛性については鉄筋コンクリート造とは異なる取り扱いとした。

モデル化の範囲は、鉄骨造においては散逸による減衰が大きいと考えられることから、図 3-24 に示すとおり広くし、加振対象とする床スラブから大梁で囲まれた 2 スパンまでをモデル化した。それに接続する床スラブ（図の上方向および下方向）を床スラブのスパン長に対応する回転バネとした。なお、実建物では床スラブは図 3-24 下に示すようなフラットデッキスラブである。デッキ部は鉄製薄板のためコンクリート床と比較すると曲げ剛性は小さいものの、デッキ部の剛性まで見込んだ等価の剛性をシェル要素に設定して計算した。これにより、コンクリート床のみの場合と比較して無限大板インピーダンスが 0.5 dB 大きくなる。デッキの異方性については考慮せず、強軸方向の剛性を用いた。

梁についてはビーム要素を用いたが、ねじり定数として式 3-3 を用いた。これは H 型断面を考慮した単純ねじれに対する式(St.Venant のねじり定数)である。図 3-25 に梁の剛性の概念図を示すが、梁の曲げ剛性に断面 2 次モーメントが関わるように、ねじれ定数は梁のねじれ剛性に関わる。鉄筋コンクリート造の梁は断面が密実であるため、ねじれ剛性が大きく、床スラブの梁の軸周りの回転に対する拘束が大きいのにに対し、鉄骨梁はねじれ剛性が小さいため、床スラブの梁の軸周りの回転に対する拘束が小さくなる。このような梁のねじれ剛性の小ささを反映させるために式 3-3 を用いる。実際の鉄骨造における H 型断面梁のねじれに伴う変形は 3.2.2 の振動測定から得られた結果のとおり単純ではない。特に高い周波数においては断面が部分的に複雑な変形を生じると考えられるが、重量床衝撃音を対象とした周波数帯域においてはねじれが式 3-3 と近似するものと考えた。

$$J = 2/3 b t_f^3 + (h - 2t_f) t_w^2 / 3 \quad (\text{式 3-3})$$

(b , t_f , h , t_w は図 3-26 参照)

さらに、梁のねじり剛性が小さいため、梁上の床スラブも曲げ振動をしやすい条件にあることから、床スラブの寸法の設定は鉄筋コンクリート造とは異なり、梁幅分を省略せずに実寸と同じ寸法とした。

なお、梁のフランジ上部に設置されたスタットボルトによって、床スラブのコンクリートと梁は一体化されているため、床スラブのシェル要素と梁のビーム要素は全ての自由度について同じ動きをするようなモデルとした。

また、柱についてもビーム要素でモデル化した。当該床スラブから上下各 1 階分をモデル化し、その上部および下部の鉛直方向変位、X 軸および Y 軸まわりの回転を拘束した。

図 3-27 に鉄骨造のモデル化の概念図を示す。

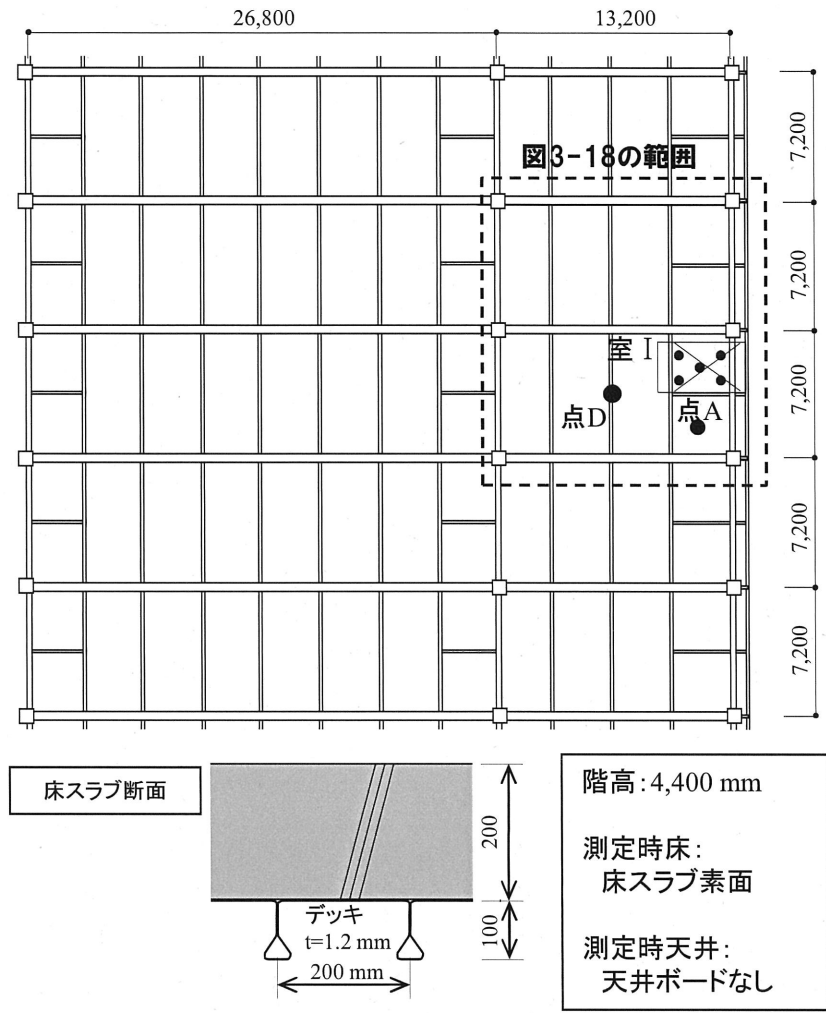


図 3-24 モデル化の範囲と加振点等の条件 (建物 I)

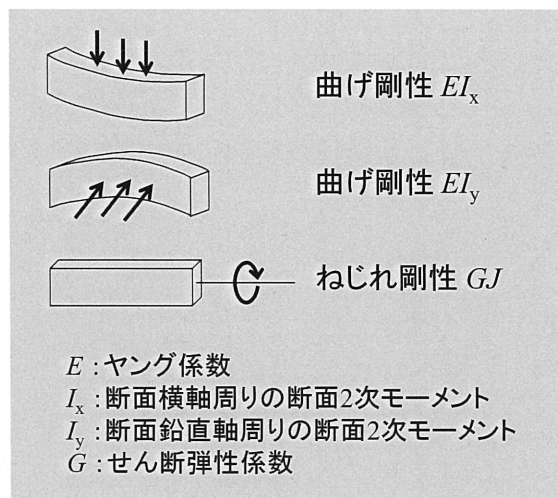


図 3-25 梁の曲げ剛性およびねじれ剛性

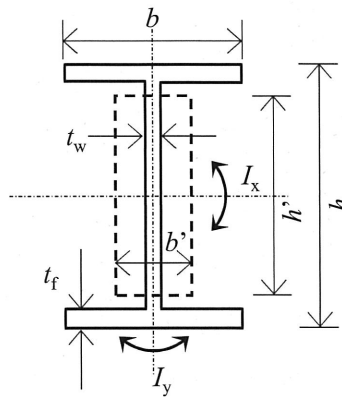


図 3-26 鉄骨造の H 型梁断面

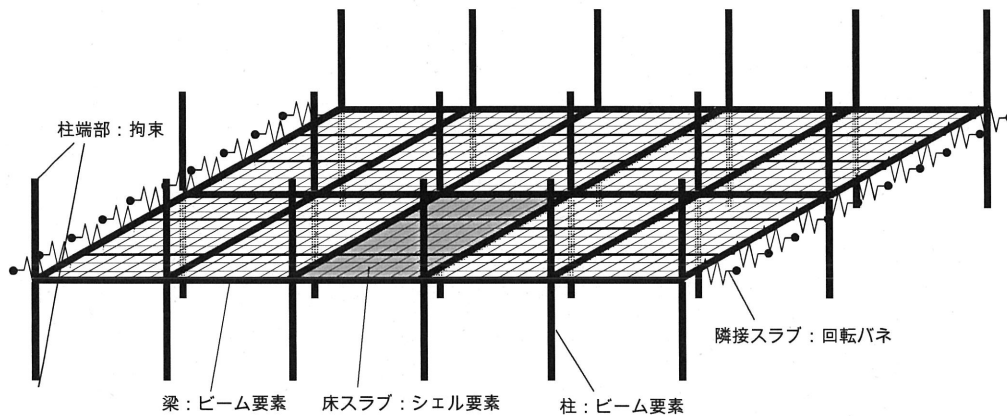


図 3-27 鉄骨造のモデル化の概念図

b. 実測と計算結果の比較

(1) 駆動点インピーダンスの比較

図 3-24 に示す点 A および点 D における駆動点インピーダンスレベルを 3.2.3 で述べたモデル化方法を用い計算した。点 A は小梁および孫梁から離れた床スラブ上の点である。点 D は大梁で囲まれたスパンの床スラブ中央で、小梁の直上である。計算結果を実測値と比較して図 3-28 に示す。計算値は図中で Case 1 と記す。

点 A の場合、100 Hz 以上の高い周波数における値は実測よりもやや小さいものの、それ以下の周波数においては実測と近い値となった。点 D の計算結果は実測とよく一致している。

次に、参考のために、同じ断面 2 次モーメントを持つ密実な矩形梁を仮定して、式 3-4 によりねじり定数を設定して計算した。これを Case 2 とし、図 3-28 に重ねて示す。このねじり定数は、H 型断面の中心を通る鉛直軸まわりおよび水平軸まわりの断面 2 次モーメント I_y 、 I_x と同じ断面 2 次モーメントを持つ矩形断面梁（図 3-26 の点線矩形）を仮定した条件である。つまり、梁の曲げ剛性は Case 1 と等しいがねじれ剛性は Case 1 よりも大きい条件である。

Case 2 の計算結果には、点 A においても点 D においても実測や H 型梁断面を考慮した場合の計算結果 (Case 1) と比べ、駆動点インピーダンスのレベルが深く落ち込む周波数がある。梁がねじれにくいいため、振動のエネルギーが周囲の床スラブに散逸しにくい影響が表れている。Case 1 のように梁のウェブやフランジの形状を考慮したねじれ剛性とするほうが実測の値と近くなることが確認できた。

$$J = b'^3 h' / 3 \quad (\text{式 3-4})$$

(b' , h' は図 3-26 参照)

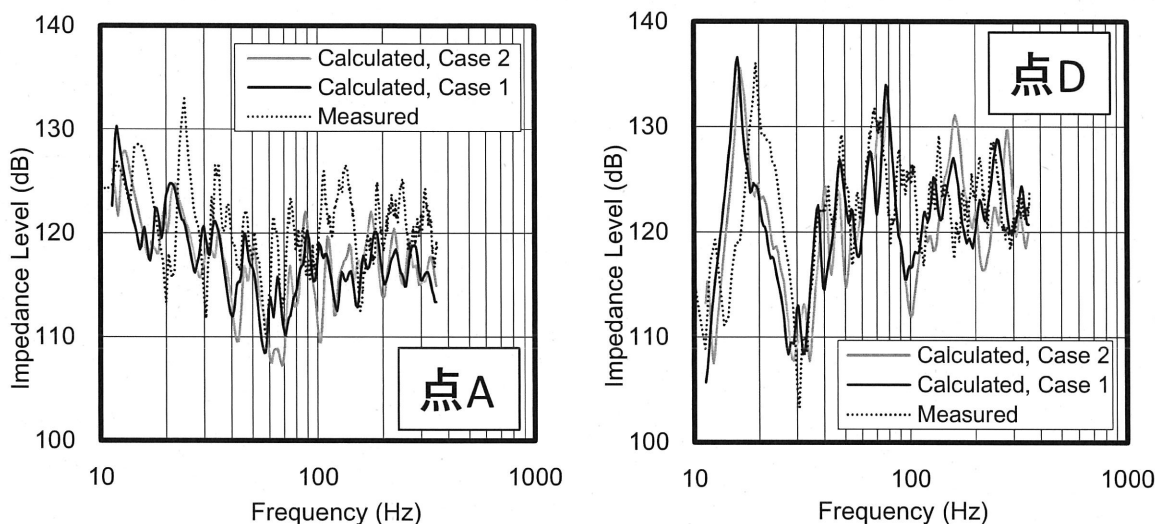


図 3-28 駆動点インピーダンスレベルの計算値と実測値の比較

(2) 振動分布の比較

計算 (Case 1) による振動分布の計算結果を実測と比較した。図 3-29(a) に点 A を加振点としたときの振動分布 (伝達アドミタンスレベル分布、1/3 オクターブバンドごと) を示す。計算による振動分布はいずれの周波数においても実測と分布形状が一致している。31.5 Hz 帯域以下の低い周波数帯域においては小梁の配置に関わらない振動分布となっている。それより高い周波数帯域においては小梁や孫梁の影響を受け、梁上では小さな値となっているが、加振点付近の床スラブの振動が特に大きくなることはなく、加振点から周囲に伝搬して、梁を超えた床スラブにおいても加振点付近と同程度に振動している様子が見える。

点 D を加振点としたときの振動分布を図 3-29(b) に示す。点 D も点 A を加振点としたとき同様に、加振点から周囲に振動が伝搬して、梁を超えた床スラブにおいても加振点付近と同程度に振動している様子が見え、いずれの周波数帯域においても実測と傾向が一致した結果が得られた。

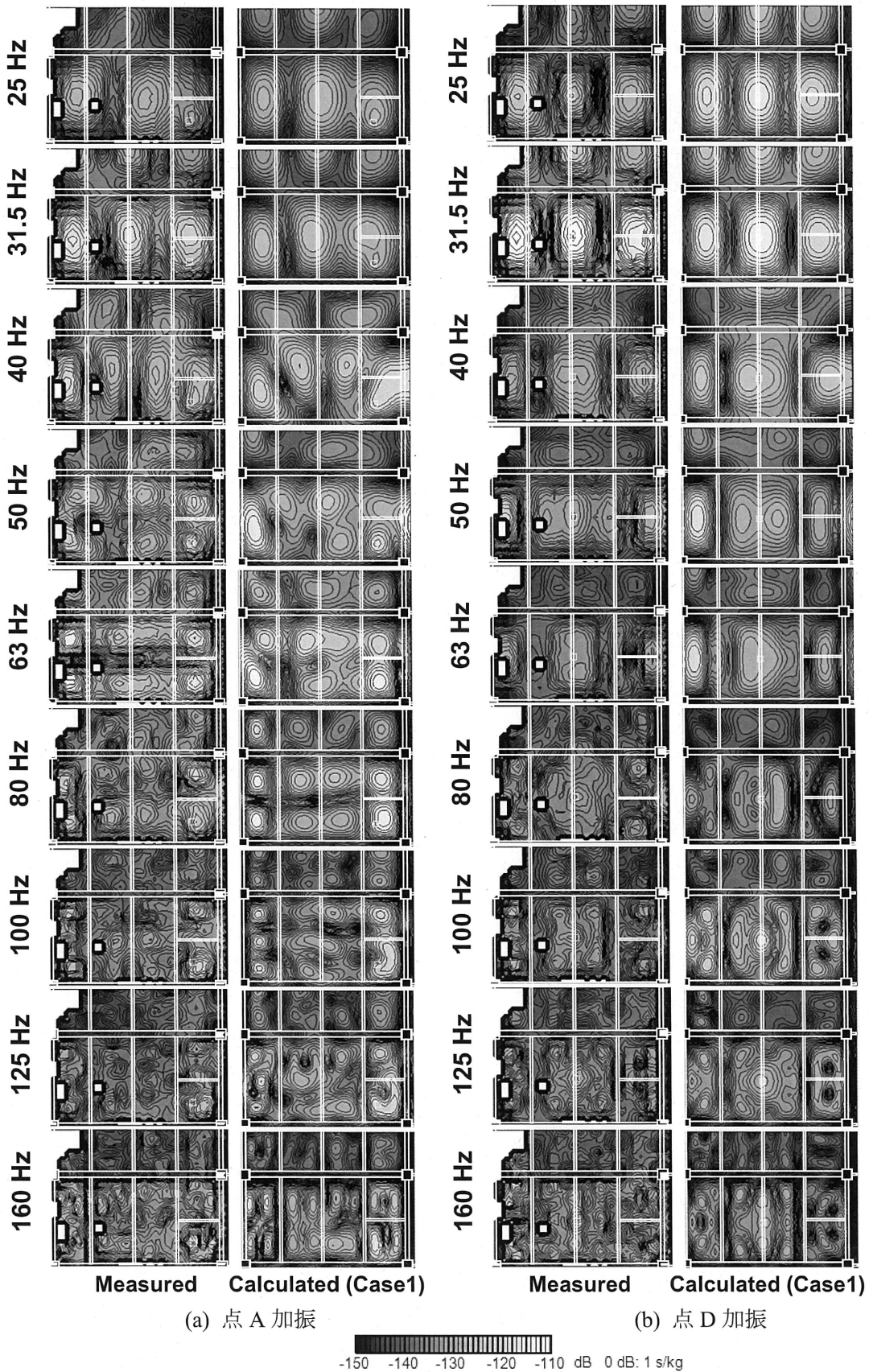


図 3-29 伝達アドミタンスレベル分布の計算と実測の比較 (1/3 オクターブ)

3.3 第3章のまとめ

第3章では「FEM 併用法」のうち、「床スラブ振動特性計算部」の有限要素解析のモデル化方法の改良を行い、適用範囲の拡大を試みた。

まず、鉄筋コンクリート造建物に対し、従来の「FEM 併用法」の予測対象範囲外であった壁式構造、板状建物、不整形スラブなども対象としてモデル化方法に改良を加え、有限要素解析による振動特性の計算値を実測値と比較して高精度で計算が行えることを示した。

次に、鉄骨造を対象としたモデル化方法について検討した。鉄骨造建物は同じ床スラブ厚の鉄筋コンクリート造建物よりも重量床衝撃音遮断性能が良い傾向があり、この理由を振動測定によって調べたところ、鉄骨梁のねじれ剛性が小さいために床スラブの曲げ振動を拘束しにくく、加振された床スラブから隣接スラブへ振動が伝達しやすいことがわかった。その結果、隣接する床スラブへの散逸が大きくなり、床スラブの固有周波数におけるインピーダンスが高まって L 数が小さくなると考えられる。この知見により、鉄骨造建物を対象とした重量床衝撃音遮断性能予測のための有限要素解析のモデル化方法を検討したところ、鉄骨造の H 型梁断面のねじれ剛性を考慮したねじり定数をビーム要素に用いることで、実測値と比較的よく一致した振動計算結果が得られ、モデル化手法の妥当性が示された。

第4章 タイヤ衝撃源による床衝撃音レベル等級の予測に関わる受音室の音圧レベル計算方法

第4章では「受音室内音圧レベル計算部」において、タイヤ衝撃源による受音室の床衝撃音レベルをエネルギー計算によって計算する際に生じる差について、これを補正する方法を検討する。

まず、第2章に示した、日本建築学会のインピーダンス法^[1-6]と同様の拡散音場を仮定したエネルギー計算を行い、計算結果と実測結果の対応を確認し、次に両者の差の補正方法を検討する。

4.1 従来の「FEM 併用法」におけるエネルギー計算による床衝撃音レベルの計算

受音室の床衝撃音レベルを従来の「FEM 併用法」の「受音室内音圧レベル計算部」におけるエネルギー計算（式 2-16）によって算出する。エネルギー計算に必要な対象床スラブの伝達インピーダンスレベル平均値は第3章で述べた方法によって計算する。

4.2 予測値と実測値との対応

(1) 実建物における床衝撃音の測定

第3章において床スラブの振動特性を測定した鉄筋コンクリート造の7建物20室(図3-9、表3-2)を対象として、タイヤ衝撃源による重量床衝撃音遮断性能を測定した。測定時の床の条件はコンクリート素面である。天井は20室のうち16室が二重天井(石膏ボード天井)施工後、4室が二重天井施工前の条件である。図4-1に示すように音源室において室の1本の対角線を4等分する3点に加振点を設け、受音室においては室の2本の対角線を4等分する5点に受音点を設けた。受音高さは日本騒音制御工学会の推奨^[3-1]に従った。

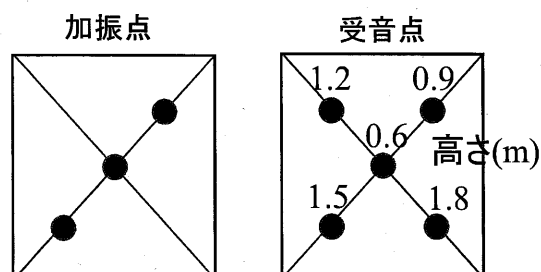


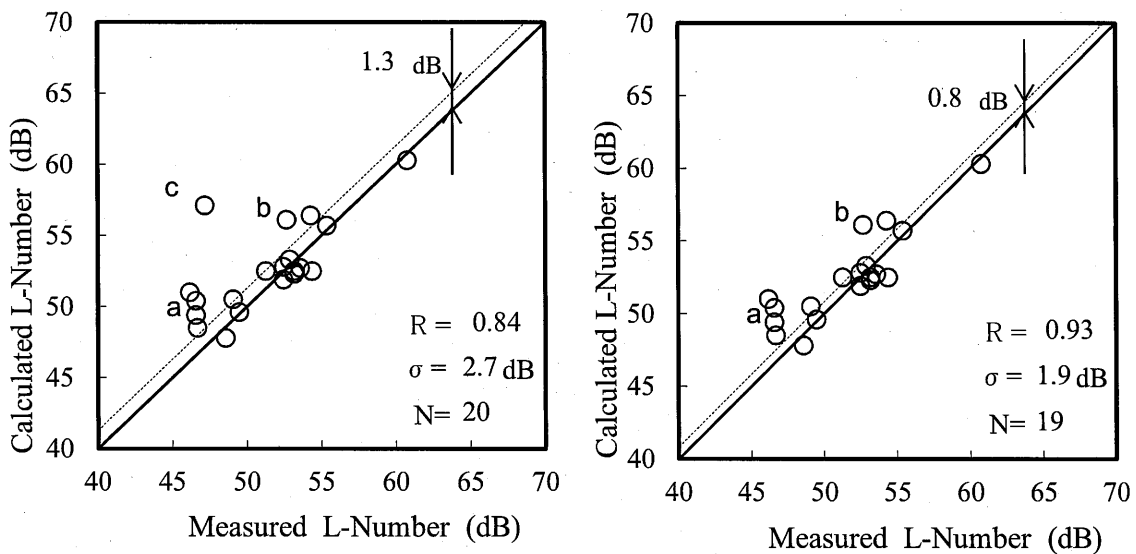
図4-1 床衝撃音の加振点および受音点

(2) 予測値と実測値の比較

実測を行った 20 室について、予測値との比較を行った。床衝撃音レベル等級を 0.1 dB ごとに求めた値の比較を図 4-2 に示す。なお、実測値・予測値共に全ての対象室において決定周波数帯域は 63 Hz 帯域であった。予測値と実測値の相関係数は 0.84 であり概ね良い対応が得られているものの、伝達インピーダンスの場合（図 3-12）と比較するとばらつきが大きい。実際の室内では拡散音場とならず音圧に空間分布などの影響が生じるため、その影響を受けることが理由と考えられる。

実測値との差が大きい例として図 4-2 中の「a」、「b」と記した対象室の床衝撃音レベル周波数特性を図 4-3 に示す。両対象室共に 125 Hz 以上の帯域では実測値と計算値がほぼ等しいのに対し 63 Hz 帯域において予測値が実測値を約 5 dB も上回っている。

なお図 4-2 中に「c」と記した対象室は予測値が実測値を大きく上回っているが、この点については 4.4.1 で述べる。



(右図は参考：左図の対象室 c を除いて集計)

図 4-2 実測値と予測値の比較
(床衝撃音レベル等級を 0.1 dB ごとに求めた値)

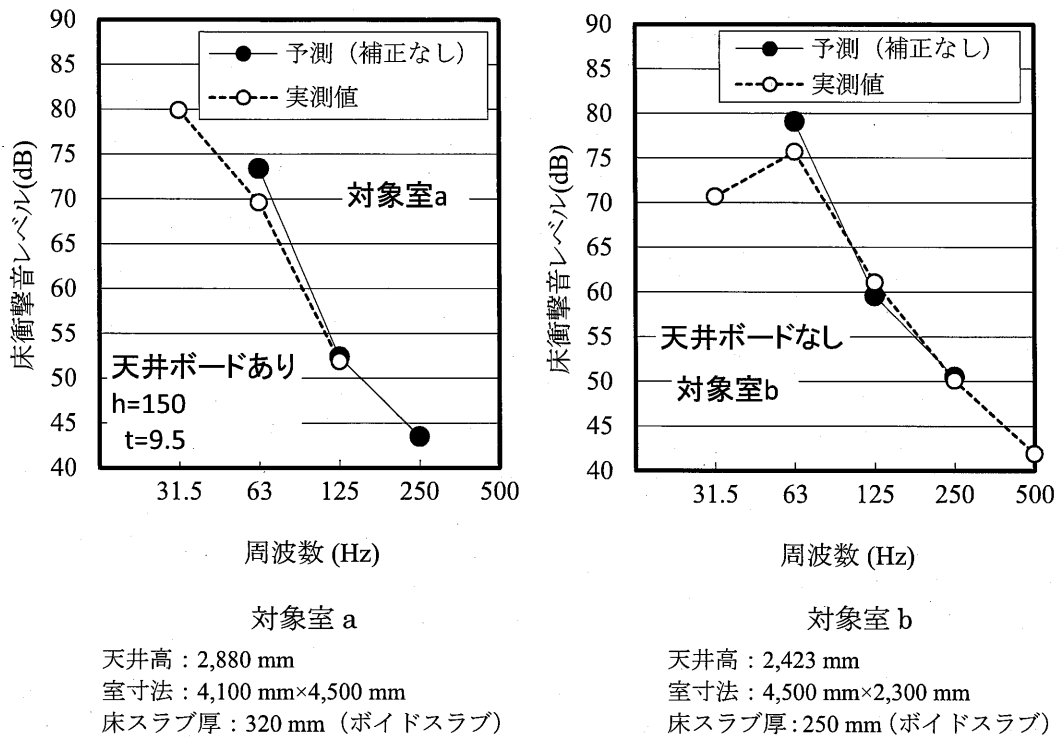


図 4-3 実測値と予測値の床衝撃音レベルの比較

4.3 エネルギー計算との差の補正方法の検討

前述のとおり、従来の「FEM 併用法」では「受音室内音圧レベル計算部」において、床スラブの振動特性から床衝撃音レベルを計算する際に、差が生じる場合があり、特に 63 Hz 帯域において差が大きい。実際の室内では拡散音場とならず音圧に空間分布が生じるため、その影響を受けることが理由と考えられる。そこで、実験室において床スラブの振動および受音室内の音圧分布を詳細に測定し、検討を行った。また、差を補正する方法について検討した。

4.3.1 実験室における検討

図 4-4 に示す実験室において測定点を多点設け、実験を行った。それらの平均値を用い、以下の 2 つの項目について検討する。

- 床スラブ全体の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,all}}$ を用いて式 2-16 により計算した値 $L_{H,calc}$ と受音室全体の平均二乗音圧レベル (以降、 $L_{H,all}$) が同じ値となるか、あるいはどのような差が生じるか。

- $L_{H,all}$ と受音点 L1~L5 の平均値 (以降 $L_{H,5}$) が同じ値となるか、あるいはどのような差が生じるか。また、壁、床、天井から 50 cm 以上離れた測定点を限定した範囲の平均値 (以降 $L_{H,limit}$) を求めて $L_{H,all}$ と比較した場合はどうか。なお、 $L_{H,limit}$ の範囲は $L_{H,5}$ の測定点をちょうど含む空間範囲であった。

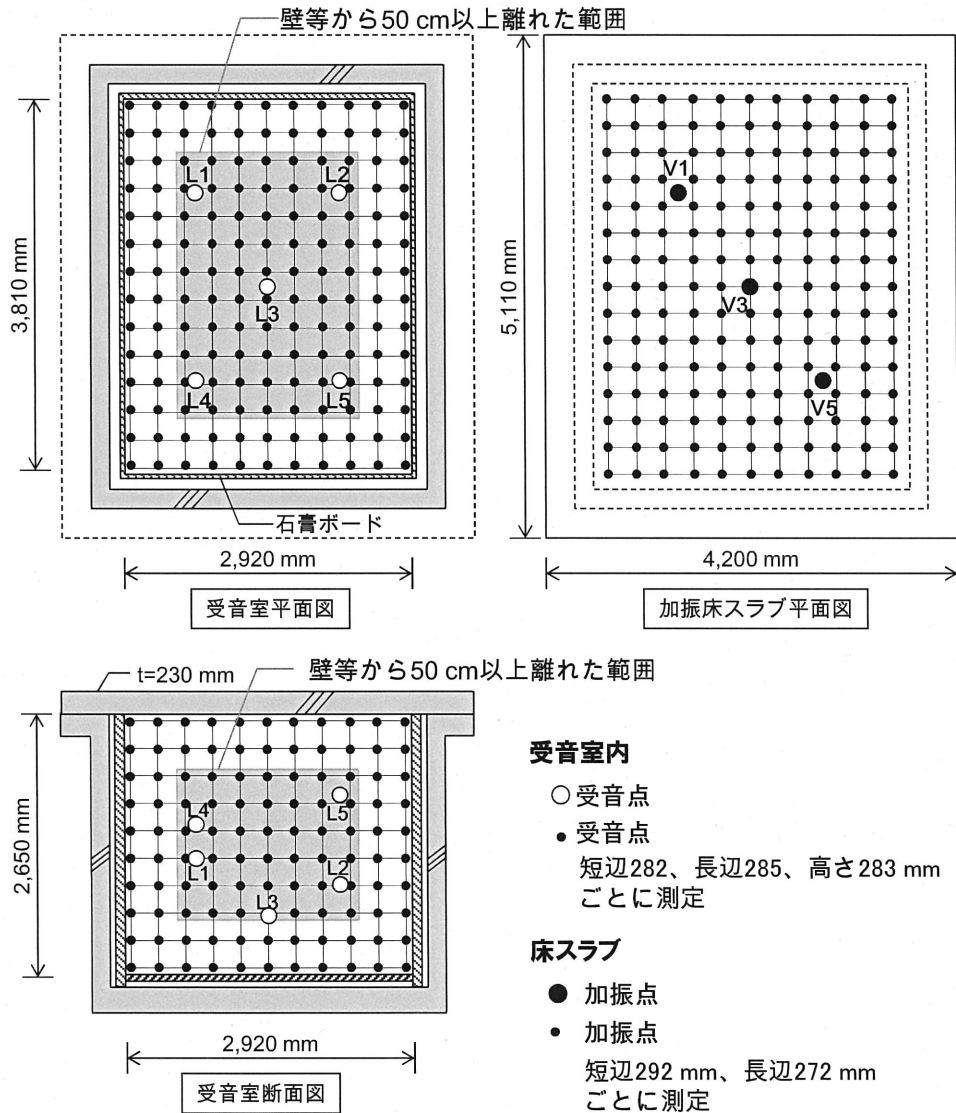


図 4-4 実験室の概要と測定点

(1) 測定方法

図 4-4 に示す床スラブの V1、V3、V5 を加振点とし、床スラブにおいて約 30 cm ごとに伝達インピーダンスを測定した。また、受音室において、約 30 cm ごとにタイヤ衝撃源による床衝撃音を測定した。ただし、騒音計の動特性に関わる影響を除くため、最大音圧レベルではなく単発暴露レベル L_E の測定も行った。過去の報告例^{[4-1],[4-2]}には、壁などから約 50 cm 以上離れた範囲内で

音圧分布測定を行ったものもあるが、本測定ではなるべく室内全範囲の音圧分布とそれらの平均値を得ることを目的とし、壁、天井、床から最も近い測定点の距離は5cmとした。L1～L5の5点においても受音を行った。

音圧レベル分布(単発暴露レベル L_E)の測定結果を1/3オクターブバンドごとに図4-5に示す。いずれの周波数帯域においても室中央付近の音圧レベルが壁付近よりも小さく、モードが生じている様子が見える。また、50 Hz帯域から80 Hz帯域においては鉛直方向の音圧分布に特にレベル差が強く生じている様子が見える。なお、単発暴露レベル L_E 測定による音圧分布と最大音圧レベル L_{max} 測定(時間重み特性F)による音圧分布が同一となるかどうかを比較するため、図4-6に L_{max} 測定による音圧分布を示す。 L_{max} 測定の結果も L_E 測定による音圧分布(図4-5)と同様の分布となっており、 L_{max} で測定を行っても、室内のモードの影響を受けることがわかる。

測定した多点の音圧レベル(単発暴露レベル)から3種類の平均値 $L_{H,5}$ 、 $L_{H,limit}$ 、 $L_{H,all}$ を求めた。

$L_{H,5}$: 受音点L1～L5の平均値

$L_{H,limit}$: 壁・床・天井から50 cm以上離れた測定点に限定した範囲の平均値。 $L_{H,limit}$ の範囲は $L_{H,5}$ の測定点をちょうど含む空間範囲である。

$L_{H,all}$: 受音室全体の平均二乗音圧レベル

また、床スラブ全体の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,all}}$ を用いて式2-16によりエネルギー計算値 $L_{H,calc}$ を求めた。なお、 $L_{H,calc}$ の計算に用いた加振力 L_F は実験時の条件を反映させるため、V1～V5における5点間の25データの伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,5}}$ とタイヤ加振時の振動速度レベル平均値 $\overline{L_{v,5}}$ から式4-1により計算した値を用いた。また、 ΔC は単発暴露レベル L_E を測定したため0 dBである。

$$L_F = \overline{L_{z,5}} + \overline{L_{v,5}} \quad (\text{式 4-1})$$

(2) 検討結果

$L_{H,all}$ と $L_{H,calc}$ の差($L_{H,all} - L_{H,calc}$)を図4-7に示す。差の値は比較的小さく、 $L_{H,calc}$ と $L_{H,all}$ はほぼ等しいが、差が正負の値を繰り返し、周波数が高くなるとともに山谷の差が小さくなる。

$L_{H,all}$ と $L_{H,5}$ の差($L_{H,all} - L_{H,5}$)を図4-8に示す。周波数全体にわたり $L_{H,all}$ のほうが大きい。63 Hz帯域(オクターブ)においては2.8 dBであり、空間の音圧分布による影響は比較的大きい。

$L_{H,all}$ と $L_{H,limit}$ の差($L_{H,all} - L_{H,limit}$)を図4-9に示す。 $L_{H,all}$ と $L_{H,5}$ の差と同程度の値であった。測定点の空間的範囲が同様であれば $L_{H,all}$ との差も同程度となるといえる。

さらに、 $L_{H,5}$ と $L_{H,calc}$ の差($L_{H,5} - L_{H,calc}$)を図4-10に示す。この差は一般的に測定で設定される受音点5点の平均とエネルギー計算値との差を意味する。図4-3に示した、実建物における検討結果と同様、低い周波数ほど差が大きく、差の値も同程度である。

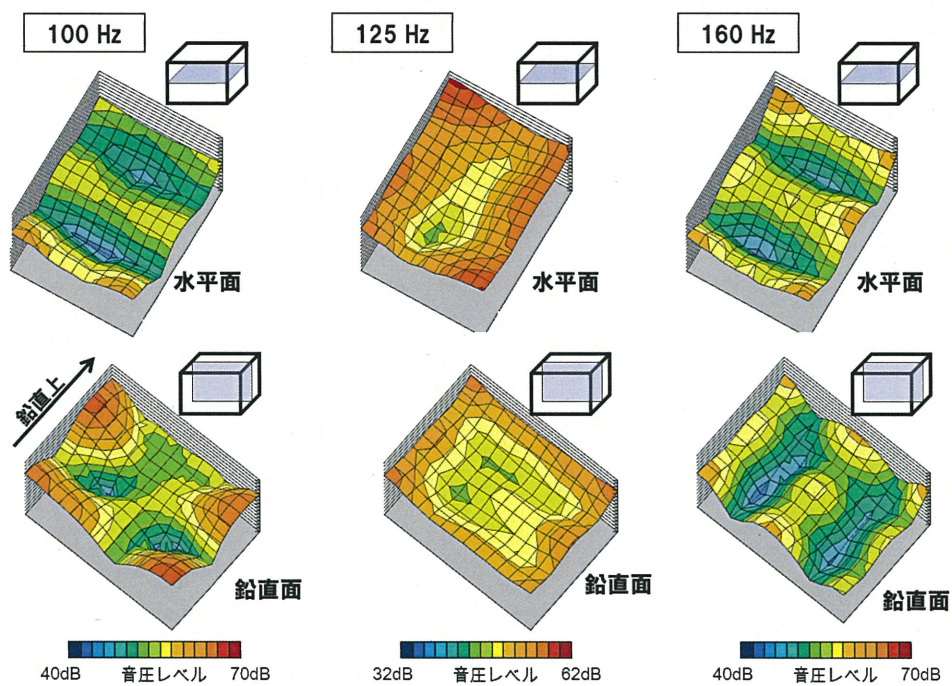
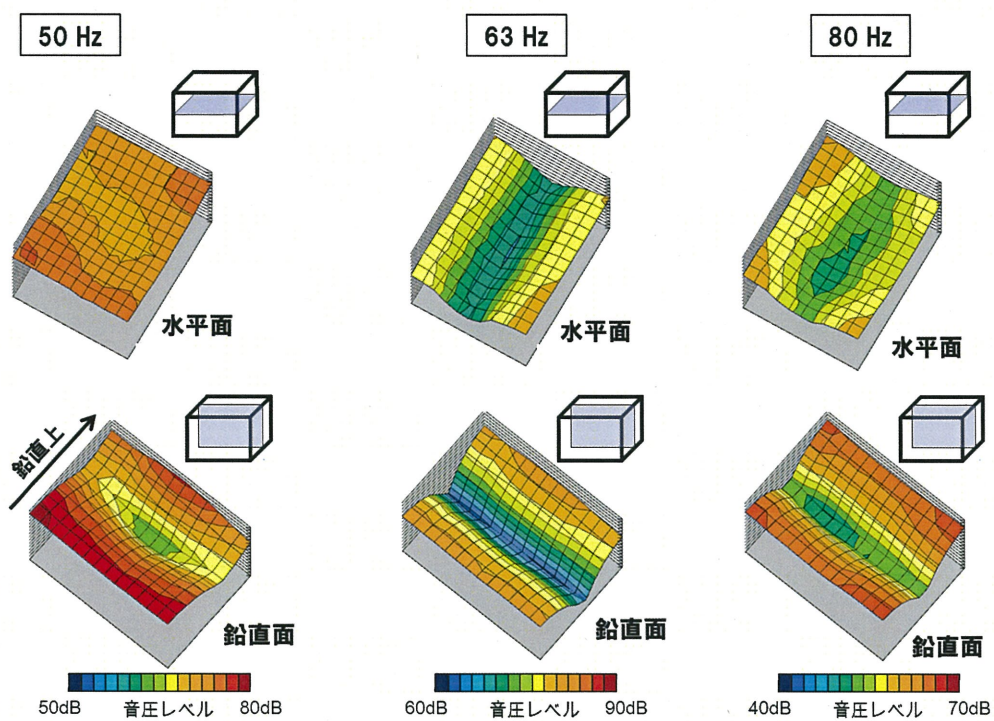


図 4-5 実験室の音圧レベル分布測定結果
(1/3 オクターブバンド、単発暴露レベル L_E)

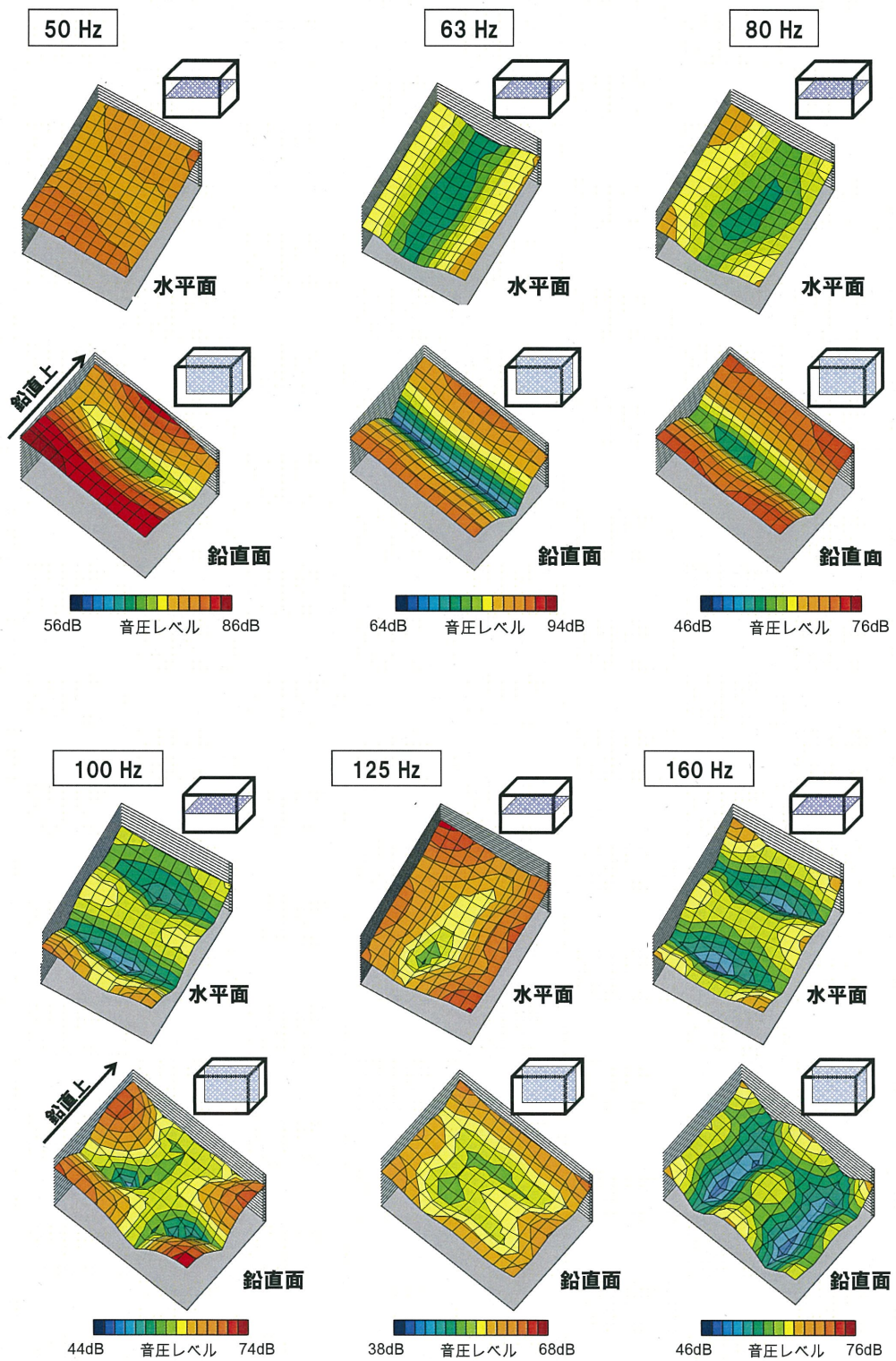


図 4-6 実験室の音圧レベル分布測定結果
(1/3 オクターブバンド、最大音圧レベル L_{max})

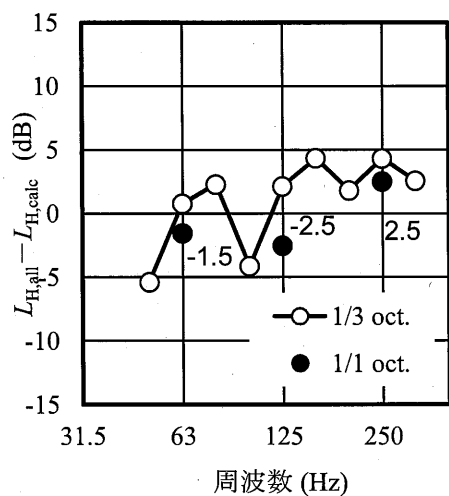


図 4-7 $L_{H,all}$ と $L_{H,calc}$ の差

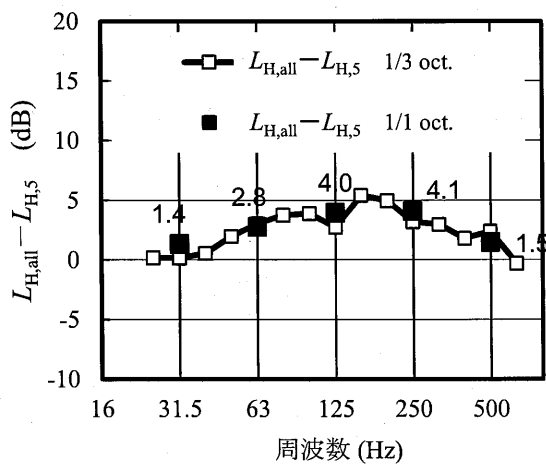


図 4-8 $L_{H,all}$ と測定点を限定した場合 ($L_{H,5}$) の平均値との差

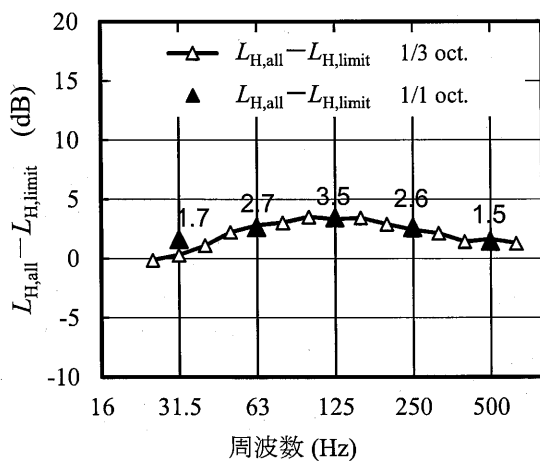


図 4-9 $L_{H,all}$ と測定点を限定した場合 ($L_{H,limit}$) の平均値との差

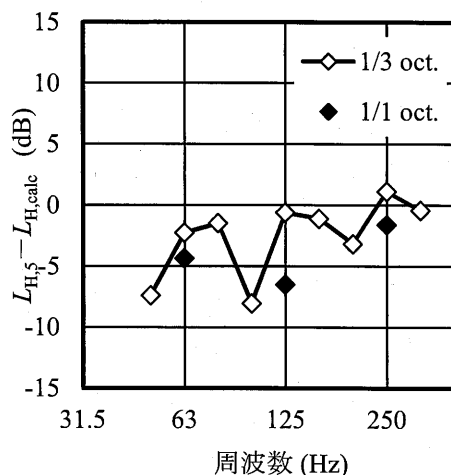


図 4-10 $L_{H,5}$ と $L_{H,calc}$ の差

4.3.2 Waterhouse 補正の適用の検討

受音点 L1~L5 の平均値 $L_{H,5}$ と、床スラブ全体の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,all}}$ を用いたエネルギー計算値 $L_{H,calc}$ の差を補正する方法を検討した。

4.3.1 の実験結果では、受音室内では音圧に空間分布が生じ、室中央付近の音圧レベルが壁付近よりも小さい様子が見えた。重量床衝撃音遮断性能の測定では 5 点程度の受音点を設けるが、JIS 1418-2:2000 では「受音室内で、天井、周壁、床面などから 50cm 以上離れた空間内に」測定点を分布させるとしているため、受音点は室内の中央付近に寄せて設けられる。このため、受音室空間全体の平均音圧レベルと受音点における音圧レベルには差が生じ、これが予測値と実測値との差の主因となっていると考えられる。

受音室内の音圧レベルに分布が生じる影響を補正する方法として Waterhouse は式 4-2 による補正^[4-3]を提案している。これは、完全拡散音場に対して音響エネルギー密度の偏りが生じる音場における、室の中心範囲と室全体のエネルギーの比 W を意味する。図 4-11 に示すとおり、拡散音場であっても二乗音圧 $\overline{p_r^2}$ は一様ではなく、壁面付近では大きく、壁面から離れると 1 に近くなる。音圧が大きい範囲は波長 λ によって異なり、室の寸法が一定であれば、波長が大きければ（周波数が低ければ） $\overline{p_r^2}$ が 1 となる中心付近の範囲が相対的に狭くなる。逆に、波長が一定とすれば、室の寸法が小さくても $\overline{p_r^2}$ が 1 となる中心付近の範囲が相対的に狭くなる。このように、室の中心範囲と室全体のエネルギーの比 W には波長と室寸法に関わり、周波数が低ければ W は大きくなり、室寸法が小さくても W は大きくなる。Waterhouse 補正の考え方は重量床衝撃音遮断性能の予測値と実測値の差の主因である音圧の空間分布を補正するという目的と一致する。

JIS A 1417:2000 (建築物の空気音遮断性能の測定方法) の付属書 4 (基準音源を用いた等価吸音面積レベルの測定方法) では完全拡散音場に対して音響エネルギー密度の偏りが生じる音場の補正值として Waterhouse 補正を用いている。また上記 JIS で引用している文献^[4-4]では Waterhouse 補正と室のモード密度を関連付け、完全拡散音場とはならない小規模の室に対しても用いることができる補正值として式 4-3 が示されている。

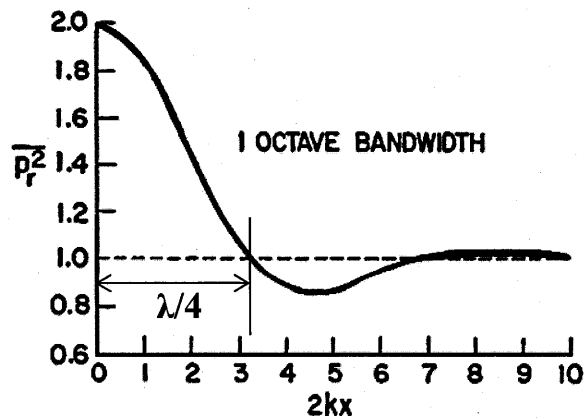


図 4-11 拡散音場における二乗音圧と壁からの距離の関係^[4-3]

$$W = 1 + (S_r \cdot \lambda) / 8V \quad (\text{式 4-2})$$

$$W = 1 + (S_r \cdot \lambda) / 8V + L\lambda^2 / 32\pi V \quad (\text{式 4-3})$$

ただし、

S_r : 室の総表面積 (m²)

λ : 音の波長 (m)

V : 室の容積 (m³)

L : 室の総周長 (m)

そこで、式 4-3 による Waterhouse 補正値を $L_{H,5}$ と $L_{H,calc}$ の差と比較した。式 4-3 による補正値 W のレベル値 (式 4-4) を図 4-10 に重ねた図を新たに図 4-12 として示す。Waterhouse 補正値は $L_{H,5}$ と $L_{H,calc}$ の差の傾向と似ており、63 Hz 帯域と 250 Hz 帯域 (オクターブ) においては両者がほぼ一致し、Waterhouse 補正を用いることの可能性が示された。

$$L_W = 10\log_{10}(W/W_0) \quad (\text{式 4-4})$$

ただし、 $W_0=1$

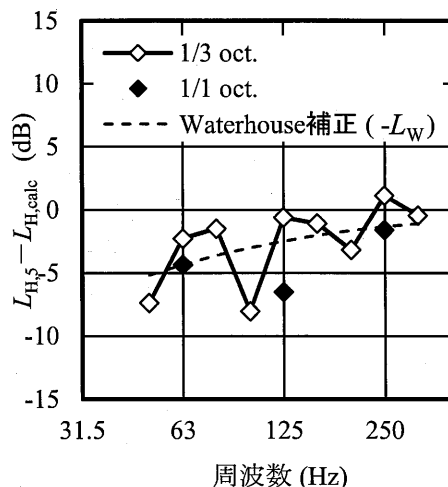


図 4-12 $L_{H,5}$ と $L_{H,calc}$ の差と Waterhouse 補正値の比較

4.4 補正を施した予測値と実測値との対応

以上の結果から、「受音室内音圧レベル計算部」において、床スラブの振動特性から床衝撃音レベルをエネルギー計算により算出する際に、等価吸音面積に Waterhouse 補正を行うこととした。式 2-16 に Waterhouse 補正値 W を含めて式 4-5 とする。なお、式 4-5 は参考文献[1-6]に倣い、書き換えると式 4-6 となる。

$$L_{H,calc} = L_F - \overline{L_{z,all}} + 10 \log_{10} \left(\frac{4S\sigma\rho^2 c^2}{AW/p_0^2} \right) + \Delta C \quad (\text{式 4-5})$$

$$L_{H,calc} = 20 \log_{10} F - 20 \log_{10} \overline{Z_{all}} + 10 \log_{10} S + 10 \log_{10} \sigma - 10 \log_{10} A + \Delta C - L_W + 152 \quad (\text{式 4-6})$$

ただし、

S : 放射面積 (m)

ρc : 空気の固有音響抵抗 ($\text{kg/s} \cdot \text{m}^2$)、 $\rho c = 415 \text{ kg/s} \cdot \text{m}^2$ とする

p_0 : 音圧レベルの基準値 (pa)

L_F : 衝撃力暴露レベル (dB)

F : 衝撃力 (N)

σ : 放射効率

A : 等価吸音面積 (m^2)

ΔC : 騒音計の動特性に対する補正量 (dB)

$\overline{Z_{all}}$: 加振点から各受振点への伝達インピーダンスを平均し、さらに全加振点分平均したもの

$\overline{L_{z,all}}$: $\overline{Z_{all}}$ のレベル値 (dB)

また、計算フローを図 4-13 に示す。

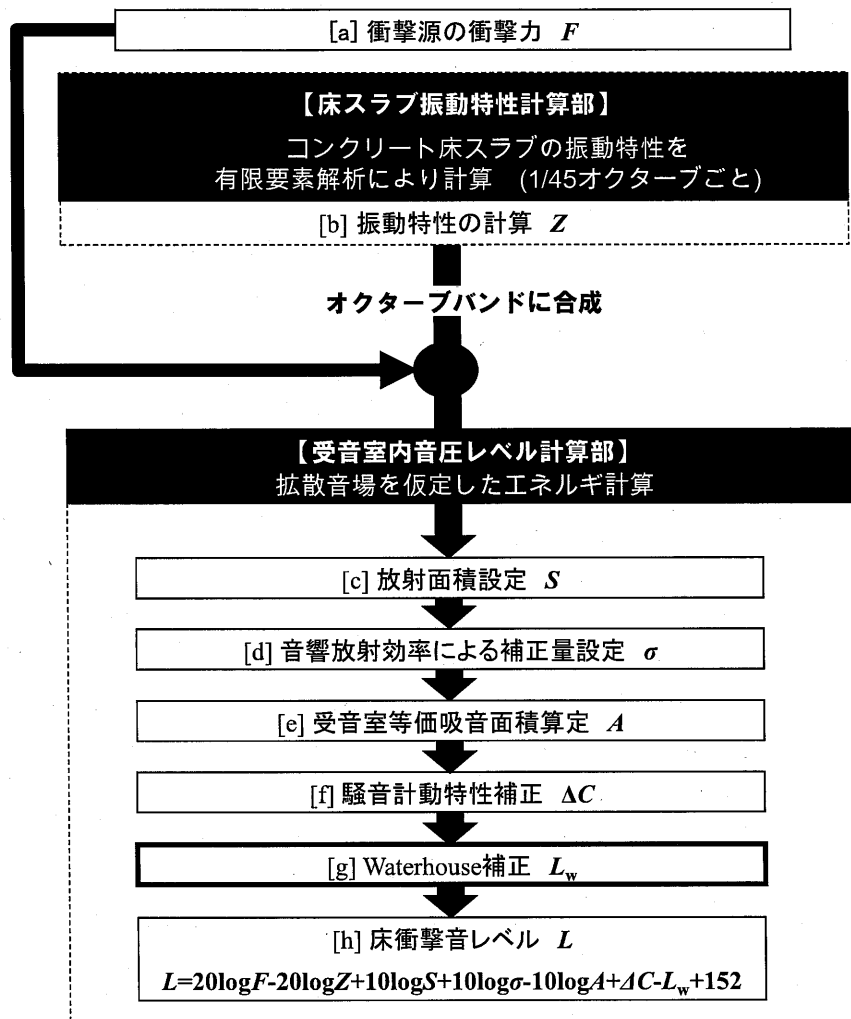


図 4-13 改良した「FEM 併用法」における床衝撃音レベルの計算フロー

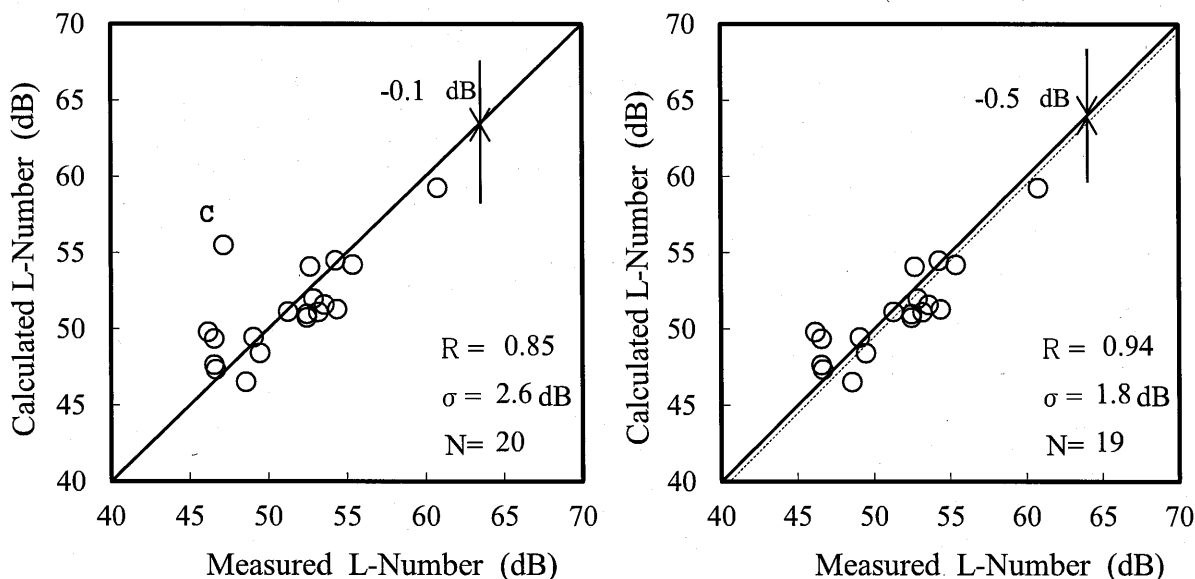
4.4.1 鉄筋コンクリート造建物の予測値と実測値との対応

前節において検討した Waterhouse 補正による補正方法を用い、式 4-6 により床衝撃音レベルを予測した。対象室は 4.2 節（予測値と実測値との対応）において検討した室と同じ、7 建物 20 室とした。

予測値と実測値との対応を図 4-14 に示す。補正を施さない結果（図 4-2）と比較すると、実測値との相関がやや高く、標準偏差はやや小さくすることができた。

なお、図 4-14 中に「c」と記した対象室では予測値が実測値よりも約 8 dB も大きい。この対象室の床衝撃音レベル計算値の周波数特性を実測値と比較すると（図 4-15）、125 Hz 以上の帯域においては実測値と計算値がほぼ一致するのに対し 63 Hz 帯域の値のみが大きな差を生じている。第 3 章で述べたとおり、伝達インピーダンスレベル平均値の計算値は実測値とよく

一致するため、この差は床スラブの振動特性の計算精度以外の原因により生じたものである。図4-16に対象室cの概要図を示す。図中の点○および点●において測定したインピーダンスのうち、点●における駆動点インピーダンスの周波数特性を図4-17に示す。点●は63 Hz帯域内に存在する固有周波数において、そのインピーダンスレベルが5点の測定点のうち最も小さく、振動しやすい測定点である。これを見ると、鋭い落ち込みは80 Hzに生じている。80 Hzはタイヤ衝撃源の衝撃力暴露レベルの周波数特性にディップを有する周波数である。参考として、図4-18にタイヤ衝撃源の衝撃力暴露レベルの周波数特性測定結果を示す。これらの原因により、対象室cは80 Hzで振動しやすい床スラブの振動特性を持つにも関わらず、その周波数における衝撃力が小さいために加振されず、結果として床衝撃音レベルが小さくなったと考えられる。



(右図は参考：左図の対象室cの点を除いて集計)

図4-14 実測値と補正を施した予測値の比較 (Waterhouse補正あり)
(床衝撃音レベル等級を0.1 dBごとに求めた値)

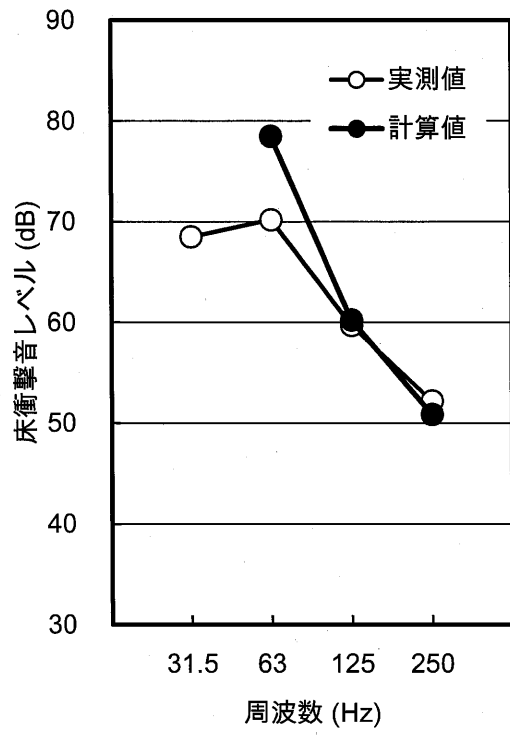


図 4-15 対象室 c の床衝撃音レベル実測値と予測値の比較

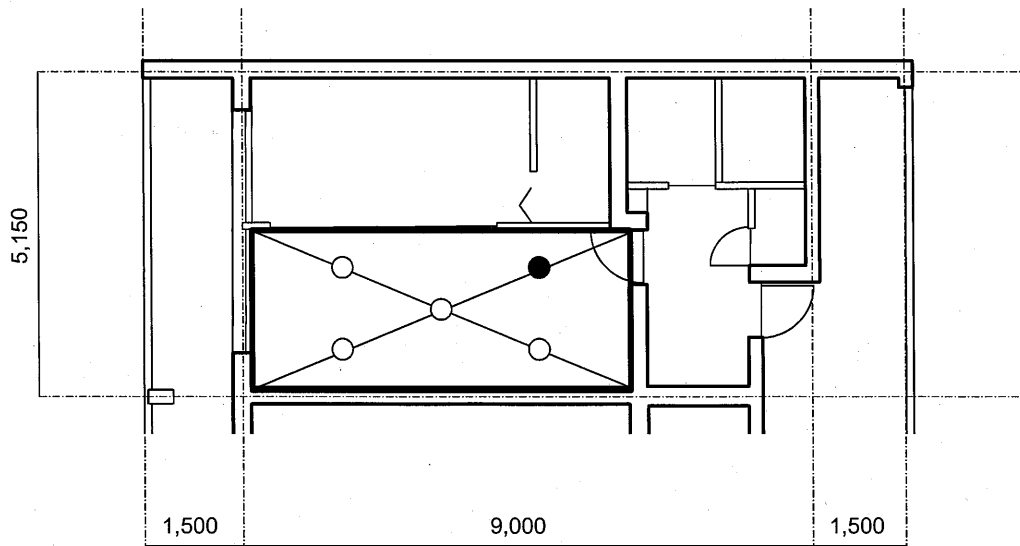


図 4-16 対象室 c

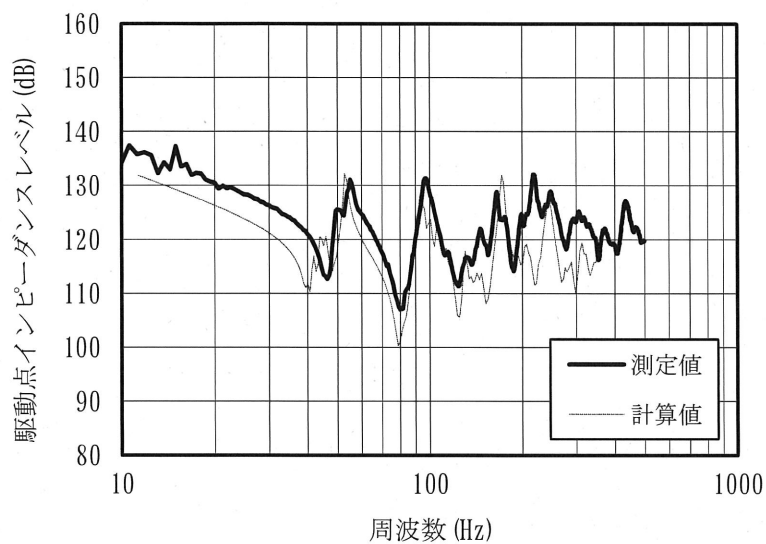


図 4-17 対象室 c の点●における駆動点インピーダンスレベルの周波数特性

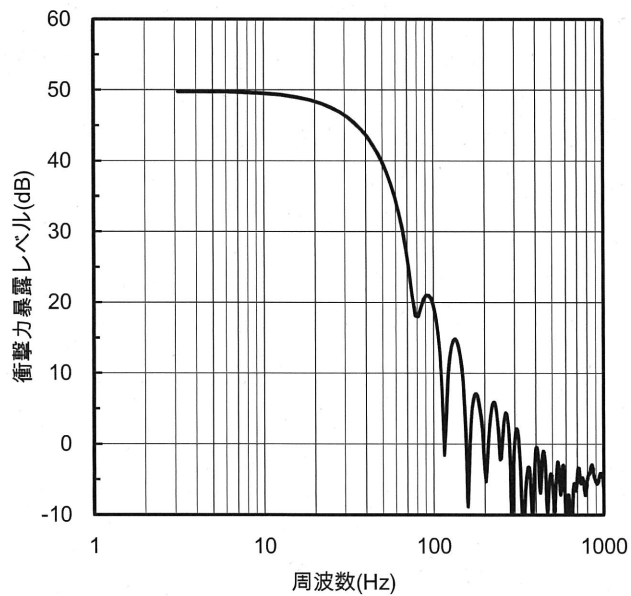


図 4-18 タイヤ衝撃源の衝撃力暴露レベルの周波数特性
(サンプリング周波数：25.6 kHz、データ数：8192、5 回落下の平均値)

この問題を解決するためには、タイヤ衝撃源の衝撃力の細かい周波数特性を考慮した計算、例えば狭帯域ごとの計算を行えばよいと考えられる。試みに、予測の途中段階を 1/9 オクターブバンド値で計算してみた。すなわち、伝達インピーダンスレベル平均値および図 4-18 に示す衝撃力暴露レベルをそれぞれ 1/9 オクターブバンドごとにまとめ、1/9 オクターブバンドごとに式 4-5 により音圧レベルを求めた後、それらを合成してオクターブバンド値とした。その結果を実測値と比較して図 4-19 に示す。63 Hz 帯域の値は実測値と近くなることが確認でき、振動特性のバンド値を用いてエネルギー計算により受音室内の音圧レベルを求めるといふ、本予測法の基本的な考え方は有効であることが分かる。

しかし、JIS に規定される衝撃源を用いたことによって偶然に高い評価値（低い床衝撃音レベル）が得られることは、測定法の問題点であるといえる。重量床衝撃音遮断性能測定の目的が日常生活における一定の音環境性能を満たすかどうかの把握であることを考えれば、この影響を詳細に予測するために狭帯域幅を用いることには疑問がある。また、実務性を考え、これまでに述べてきたように 1 オクターブバンド幅を用いることとする。

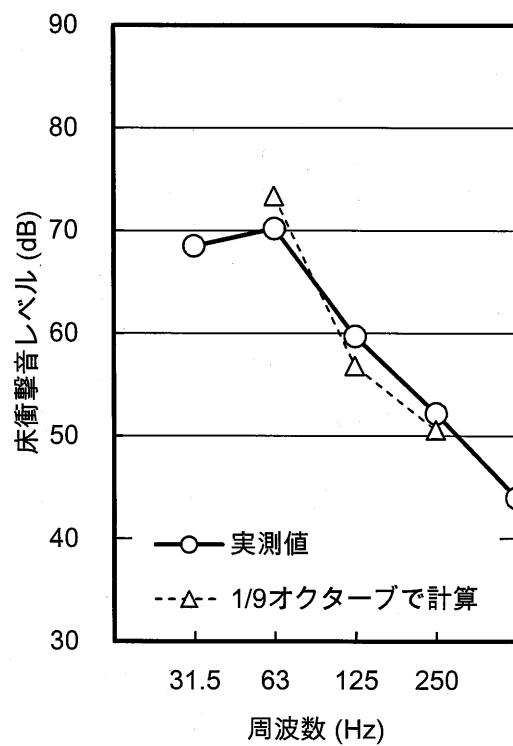


図 4-19 対象室 c の床衝撃音レベル実測値と予測値の比較
(1/9 オクターブバンドごとの衝撃力および伝達インピーダンス平均値を使用して計算)

4.4.2 鉄骨造建物の予測値と実測値との対応

次に、鉄骨造建物を対象とした床衝撃音レベルの予測値と実測値の対応を検証した。対象建物は2つの鉄骨造建物であり、一方は第3章で検討対象とした図3-24に示す建物とし、建物Iと呼ぶ。予測対象室は室Iである。もう一方は図4-20に示す別の鉄骨造建物であり、建物IIと呼ぶ。室IIを予測対象室とする。

「床スラブ振動特性計算部」において第3章の3.2.3（有限要素解析による鉄骨造建物のモデル化方法の検討）で検討したCase1による方法を用いて伝達インピーダンス平均値 \bar{Z}_{all} を計算し、式4-6に示したWaterhouse補正を施した床衝撃音レベルを計算した。

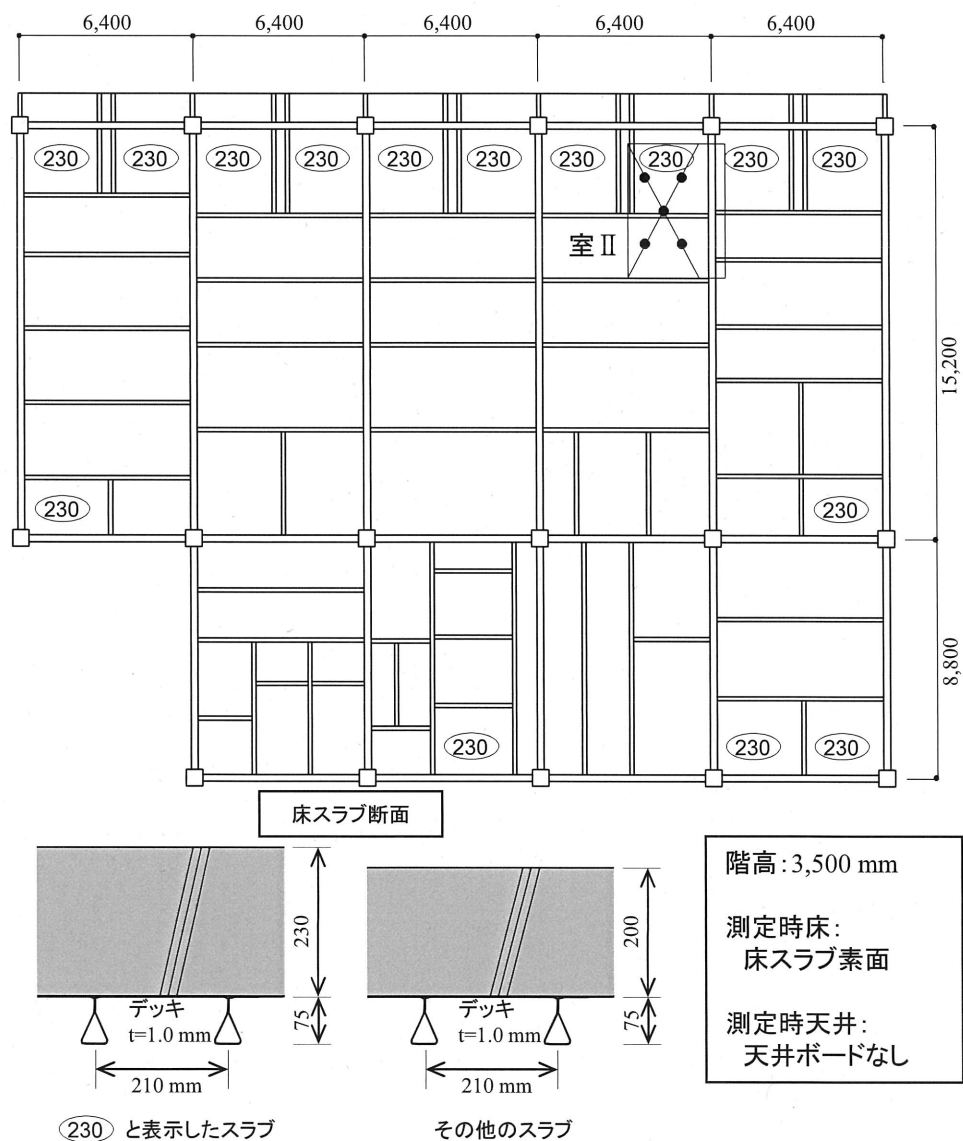


図4-20 重量床衝撃音遮断性能予測対象建物（建物II）

重量床衝撃音遮断性能の計算結果を図 4-21、図 4-22 に実測値と比較して示す。なお、実測時の測定対象室は、床がコンクリートスラブ素面、天井が天井ボードなし、住戸内間仕切り壁が石膏ボード、室の入口の木製ドア建具の代替として石膏ボードによって塞いだ状況であった。

建物 I についても建物 II についても値は実測よりも大きい傾向があるものの、周波数特性は実測とおおよそ一致している。予測結果と実測の L 数の差は建物 I が 1 dB、建物 II が 2 dB であった。

また、建物 I については図 4-21 に伝達インピーダンスの実測値（加振点 5 点×受振 5 点、25 点の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L}_{z,5}$ ）を用いて予測した値（○）を重ねて示すが、25 点の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L}_{z,5}$ を用いた計算値（○）と予測値（●）は 63 Hz においてはほぼ一致するものの 125 Hz 以上の帯域で差が生じており、それが 125 Hz 以上の帯域で重量床衝撃音の実測値（■）と予測値（●）に差が生じる原因の一つとなっていることがわかる。これについてはさらに検討が必要である。

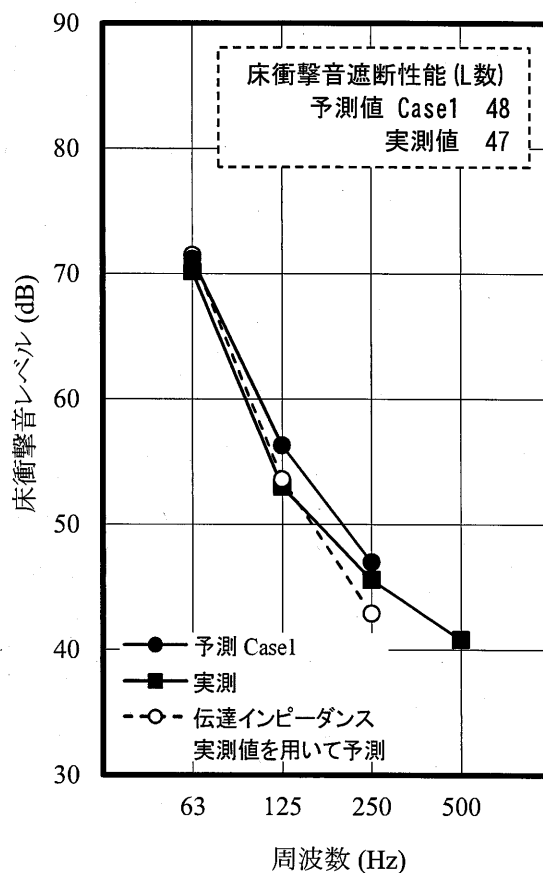


図 4-21 重量床衝撃音遮断性能予測値と実測値の比較（建物 I，室 I）

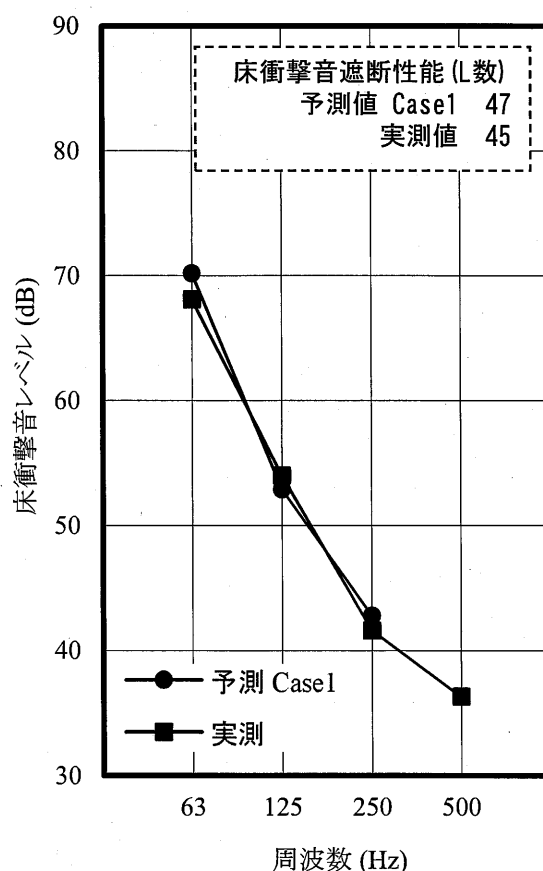


図 4-22 重量床衝撃音遮断性能予測値と実測値の比較 (建物Ⅱ, 室Ⅱ)

4.5 第4章のまとめ

第4章では「FEM併用法」のうち、「受音室内音圧レベル計算部」において、床スラブの振動特性から受音室の床衝撃音レベルを計算する方法について検討を行った。

日本建築学会のインピーダンス法^[1-6]と同様のエネルギー計算を用いた従来の「FEM併用法」による床衝撃音レベルの予測結果と実測結果との対応のばらつきを補正する方法として Waterhouse 補正による方法を提案した。

この方法を用いて鉄筋コンクリート造の7建物20室を対象として行った計算結果は、実測結果と良い対応が見られた。また、鉄骨造建物の2建物2室を対象として計算を行ったところ、決定周波数である 63 Hz 帯域において実測値と 2 dB 以内の精度で予測できた。

第5章 ゴムボール衝撃源による最大A特性床衝撃音レベルの予測に関わる受音室の音圧レベル計算方法

第5章では、ゴムボールを衝撃源とした最大A特性床衝撃音レベルの予測方法について述べる。

5.1 計算方針と課題

ゴムボールを衝撃源とした最大A特性床衝撃音レベル予測方法は第4章までに検討を行ってきたタイヤ衝撃源による床衝撃音レベル等級の予測と同様とし、「床スラブ振動特性計算部」で計算された振動特性を用い、「受音室内音圧レベル計算部」においてエネルギー計算を行うこととする。このうち、「床スラブ振動特性計算部」では振動特性を求めため、床衝撃音レベル等級の場合と全く同様に計算を行えばよい。一方、「受音室内音圧レベル計算部」においては、床衝撃音レベル等級はオクターブバンド値を計算するのに対し、最大A特性床衝撃音レベルは広帯域の値を求める必要がある。しかし、床衝撃音レベル等級を求める場合のようにバンド値を計算し、それを合成して最大A特性床衝撃音レベルを求めることができれば、これまでの予測法の考え方をを用いることができ便利である。そこで、図5-1に示すようにバンド値を計算し、バンド値にA特性重みづけを施したうえで、それらを合成して最大A特性床衝撃音レベルを求める方針とする。

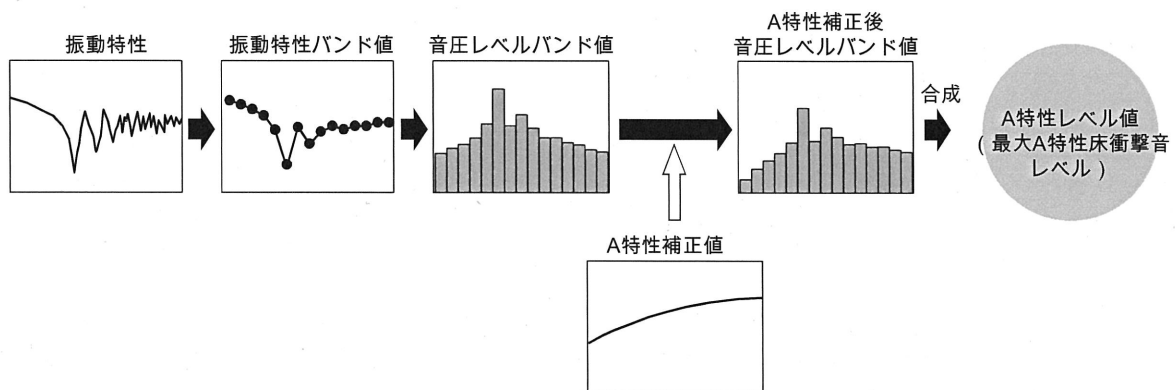


図5-1 最大A特性床衝撃音レベル計算方針

この方針の下で、以下に挙げる(1)から(3)の検討を行い、その結果を踏まえて最大A特性床衝撃音レベルの予測を行い実測値との対応をみた。

(1) バンドレベルから最大 A 特性床衝撃音レベルへの合成方法

そもそも、床衝撃音のバンド音圧レベルを合成することで直接 A 特性フィルタを通過させた最大 A 特性床衝撃音レベルと一致する値が得られるか否かは不明であるため、以下の①②の検討を行った。

①バンド幅

バンドごとの最大音圧レベルを合成して最大 A 特性床衝撃音レベルを計算する際のバンド幅の影響について実測データを用い、検討を行った。

②対象周波数範囲

最大 A 特性床衝撃音レベルを計算するために必要な周波数範囲について実測データを用いた検討を行った。

(2) ゴムボールの加振力特性

衝撃源がこれまでとは異なるため、加振力特性のデータが必要となる。上記(1)の検討の結果、必要とされたバンド幅を用いて、ゴムボールの加振力測定を行った。

(3) 拡散音場を仮定したエネルギー計算で用いる補正值の検討

①最大音圧レベルと全時間応答の差

ゴムボールを加振源とした最大音圧レベルと全時間応答としての音圧レベルの差 ΔC について実測データを用いた検討を行った。

②低モード数またはモードを生じない周波数範囲の補正

有限要素解析によって計算した床スラブの振動から完全拡散音場を仮定したエネルギー計算を用いて音を計算する際に、低モード数となる周波数範囲、あるいは、モードが生じないために圧力音場となる周波数範囲における誤差の補正方法について検討した。

③室内の音圧分布による影響の補正

室内の音圧分布により、測定点で観測される値と室内全体の音圧レベル平均値との間に生じる差の補正方法について検討を行った。

④受音室の二重天井の低減量

受音室の二重天井の低減量を予測に反映する方法を検討した。

5.2 バンドレベルから最大 A 特性床衝撃音レベルへの合成方法の検討

5.2.1 実建物における測定

鉄筋コンクリート造の集合住宅 10 建物を対象として、ゴムボールによる床衝撃音を測定した。測定時の床の仕上げ条件は、コンクリート素面床が 9 建物 35 室、仕上げ床（乾式二重床）が 8 建物 38 室である。図 5-2 に示すように、測定対象室は 25 m²程度の比較的小さいスラブ

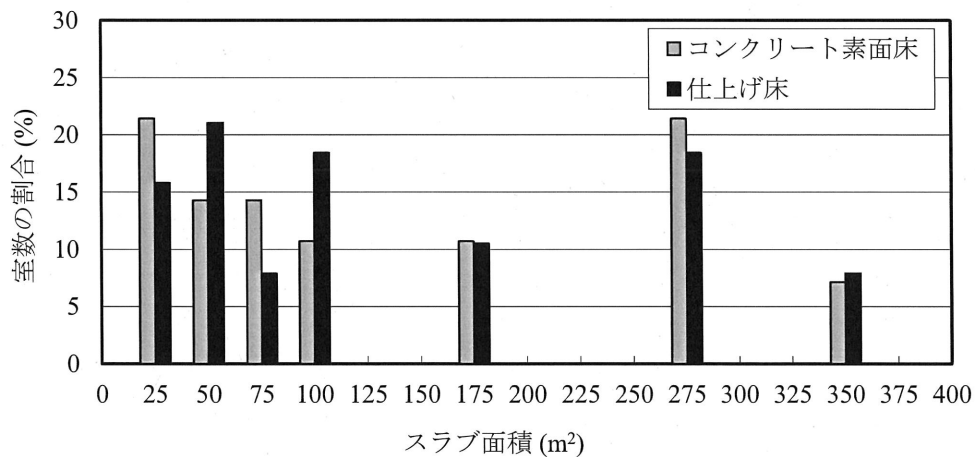
から 350 m² 程度の大型のスラブまで様々な大きさのスラブを持つ。

音源室において、室の1本の対角線を4等分する3点に加振点を設け、受音室においては室の2本の対角線を4等分する5点に受音点を設けた(図4-1参照)。受音高さは日本騒音制御工学会の推奨^[3-1]に従った。測定時に一旦録音を行い、後分析により最大A特性床衝撃音レベル、バンド最大音圧レベルを求めた。バンド音圧レベルを求める際のバンド幅は従来の床衝撃音レベル等級による評価のための測定ではオクターブバンドを用いたが、この検討では、オクターブバンドに加え、より狭い帯域幅として1/3オクターブバンドを用いた。

測定結果を図5-3および図5-4(オクターブバンド)の左図、図5-5および図5-6(1/3オクターブバンド)の左図に示す。なお、バンドデータのうち、暗騒音との差が小さいものは表示していない。最大A特性床衝撃音レベル(図中の「LA」)はコンクリート素面床においては34 dB~54 dB、仕上げ床においては38 dB~53 dBの範囲である。

オクターブバンド最大音圧レベルの周波数特性は31.5 Hz帯域または63 Hz帯域を最大とする山形が多く、コンクリート素面床の場合には125 Hz帯域が最大となるものもある。1/3オクターブバンド最大音圧レベルの周波数特性には80 Hz帯域と125 Hz帯域において落ち込みが見え、特にコンクリート素面床の場合に顕著である。

なお、参考として各バンド値にA特性補正値を加えた値を図5-3から図5-6の右図に示す。



(横軸の読み方: 例えば25の場合、12.5以上37.5未満)

図5-2 測定対象室のスラブ面積の分布

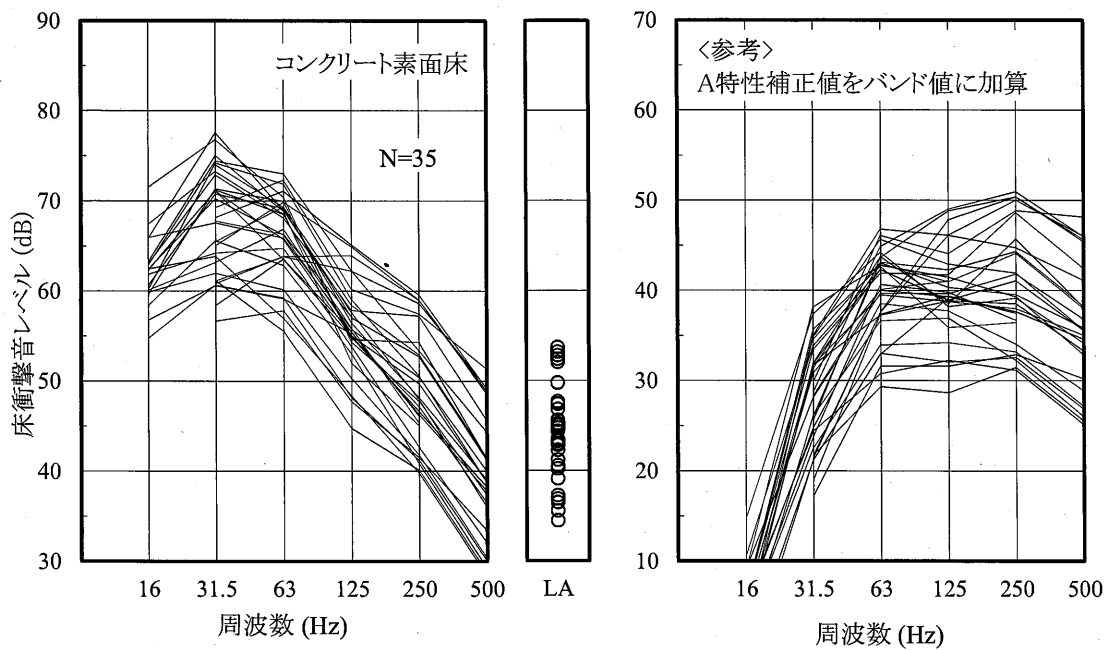


図 5-3 ゴムボールによる床衝撃音測定結果 (コンクリート素面床, オクターブバンド)

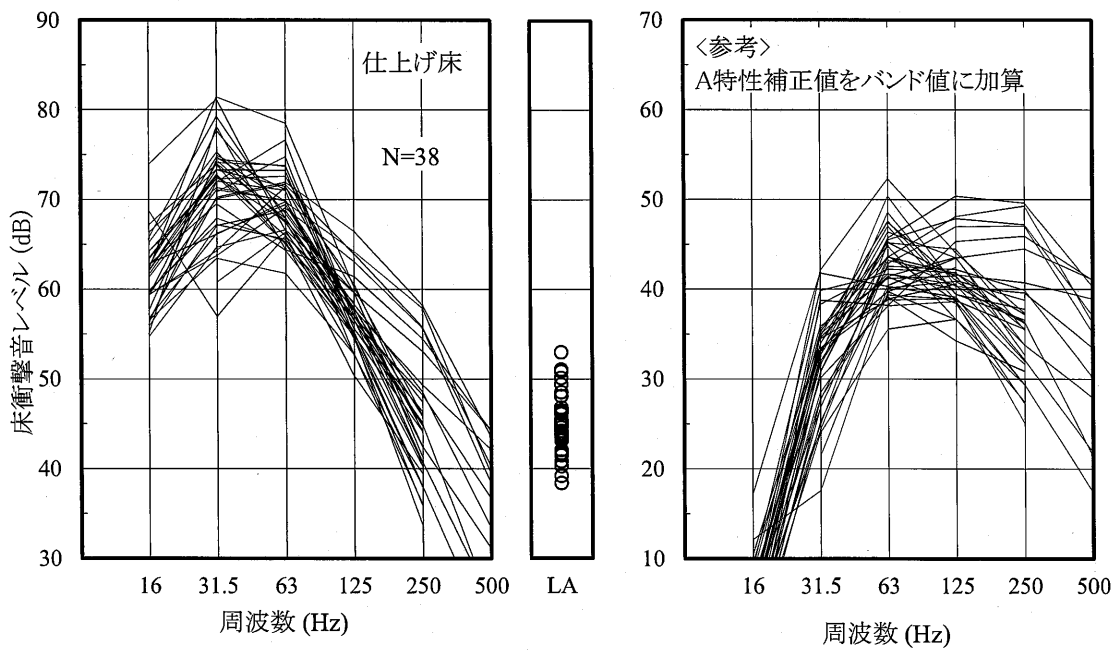


図 5-4 ゴムボールによる床衝撃音測定結果 (仕上げ床, オクターブバンド)

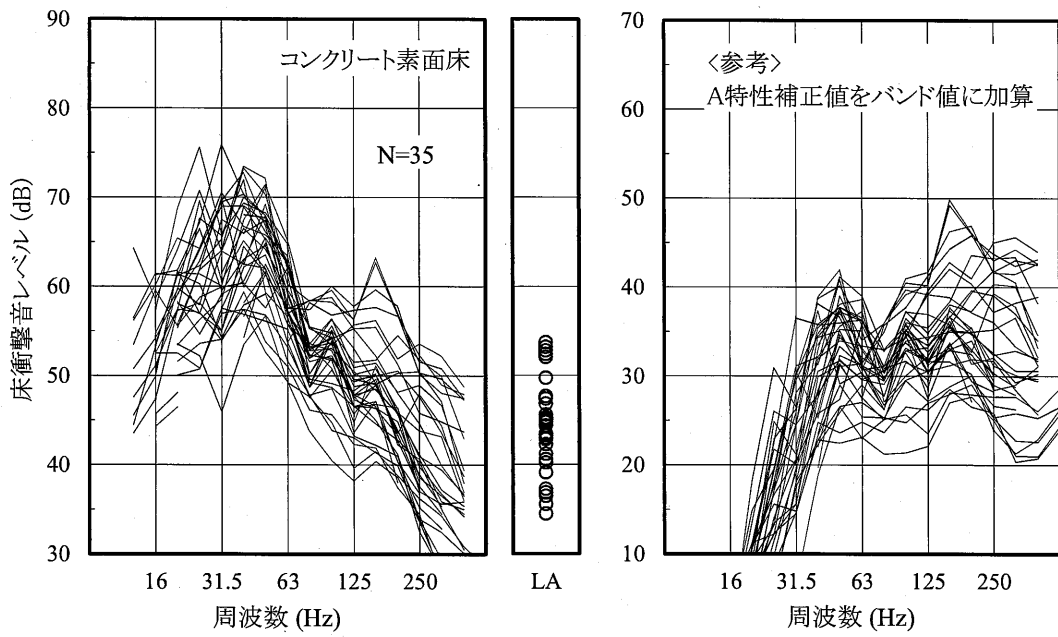


図 5-5 ゴムボールによる床衝撃音測定結果 (コンクリート素面床, 1/3 オクターブバンド)

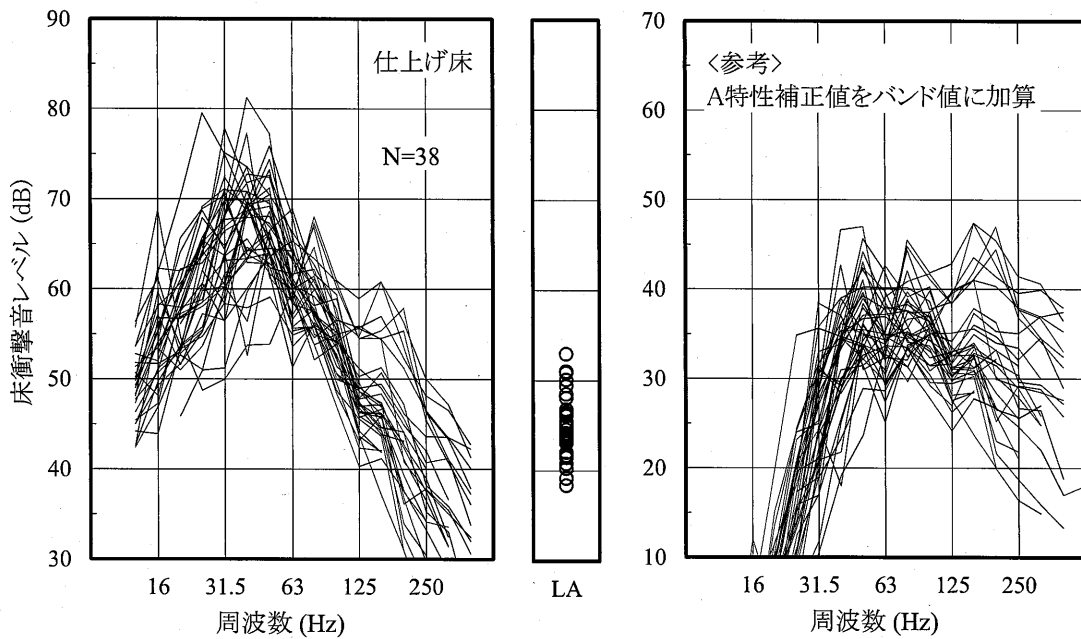


図 5-6 ゴムボールによる床衝撃音測定結果 (仕上げ床, 1/3 オクターブバンド)

5.2.2 バンド合成方法の検討

実建物における測定値を用い、バンドレベルから最大 A 特性床衝撃音レベルへの合成方法を検討した。

a. バンド幅の影響

周波数バンドごとの最大音圧レベルに A 特性補正値を加算した後、バンド値を合成して最大 A 特性床衝撃音レベル相当値（以降、合成値）を計算した。バンドの幅はオクターブおよび 1/3 オクターブの 2 通りとした。これらの値と周波数重みづけ特性 A を通して直接測定した値（以降、直接値）との差を調べた。

合成する周波数範囲はゴムボールの加振力の周波数特性を考慮し、16 Hz 帯域～500 Hz 帯域（1/3 オクターブでは 12.5 Hz 帯域～630 Hz 帯域）とした。ただし暗騒音との差が小さいバンドデータについては合成の対象としなかった。

図 5-7 に合成値と直接値の差（合成値－直接値）を示す。オクターブバンドを用いた場合は最大で 3 dB の差が生じた。実測対象とした室には図 5-3～図 5-6 の左図に示したとおり、63 Hz 以下の帯域においてレベルが大きいものが多いが、最大 A 特性床衝撃音レベルへの寄与が大きい 63 Hz バンド内では周波数によって A 特性補正値が大きく異なるため、オクターブバンド中心周波数の補正値を用いるとバンド内の低限に近い周波数成分が大きい場合には合成値が大きくなると考えられる。1/3 オクターブバンドを用いれば差は 1 dB 程度に納まる。

参考として A 特性フィルタ通過後にオクターブバンドパスフィルタを通した場合の合成値を求めたところ、直接値と合成値の差は小さく、0.5 dB 以内であった（図 5-8、▲印）。合成値は直接値よりもやや大きい、これはバンドにより音圧レベルが最大となるタイミングが異なるためと考えられる（直接値よりも小さい値があるのは SN 比が小さいバンドデータを除いたためである）。

これらの結果より、1/3 オクターブバンド幅を用いれば、差は 1 dB 以下にでき、またそれよりもバンド幅を小さくしたとしても、バンドによる音圧レベルが最大となるタイミングの違いにより、差をより小さくすることはできないと考えられる。

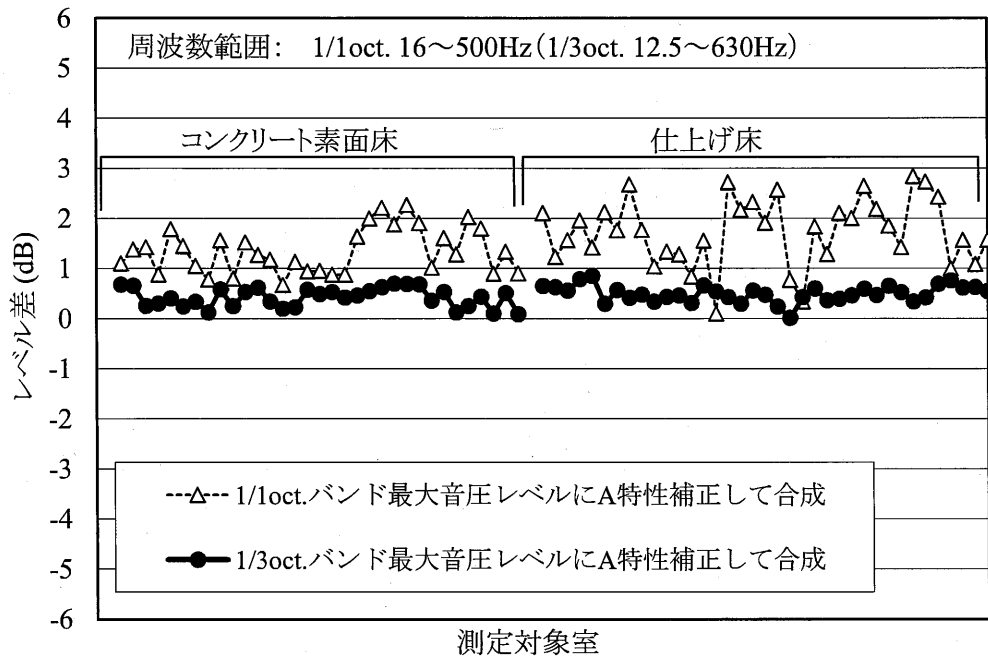


図 5-7 最大 A 特性床衝撃音レベル合成値と直接値の差 (バンド幅の違いを比較)

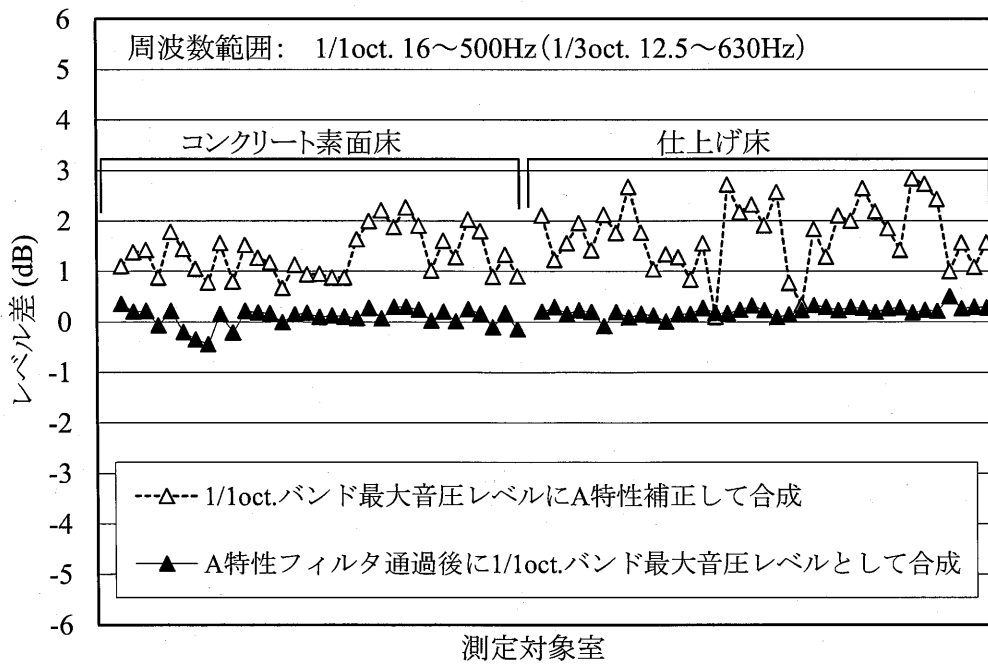


図 5-8 最大 A 特性床衝撃音レベル合成値と直接値の差 (A 特性フィルタ通過後の合成値と比較)

b. 対象とする周波数範囲

対象とする周波数範囲を変え、合成値に与える影響を調べた。バンド幅は 1/3 オクターブとした。

対象とする周波数範囲の上限の 1/3 オクターブバンド中心周波数を変えて、合成値と直接値の差（合成値－直接値）を比較した結果を図 5-9 に示す。下限側周波数帯域を 12.5 Hz 帯域とし、上限側を 630 Hz 帯域から徐々に低く設定すると、315 Hz 帯域までは直接値との差が 1 dB 以内であるが、160 Hz 帯域では直接値との差が大きくなる。特に、低域に対して高域の周波数成分が比較的大きく含まれるコンクリート素面床の測定室において、この傾向が強い。

下限の 1/3 オクターブバンド中心周波数を変えて、合成値と直接値の差（合成値－直接値）を比較した結果を図 5-10 に示す。上限側周波数帯域を 630 Hz 帯域とし、下限側を 12.5 Hz 帯域から徐々に高く設定すると、25 Hz 帯域までは直接値との差が 1 dB 以内に納まるが、50 Hz 帯域では直接値との差が大きくなる。

以上の結果より、差を 1 dB 以内とするためには、少なくとも 25 Hz 帯域～315 Hz 帯域の範囲が必要であるといえる。図 5-11 に周波数範囲を 25 Hz 帯域～315 Hz 帯域とした結果を示す。

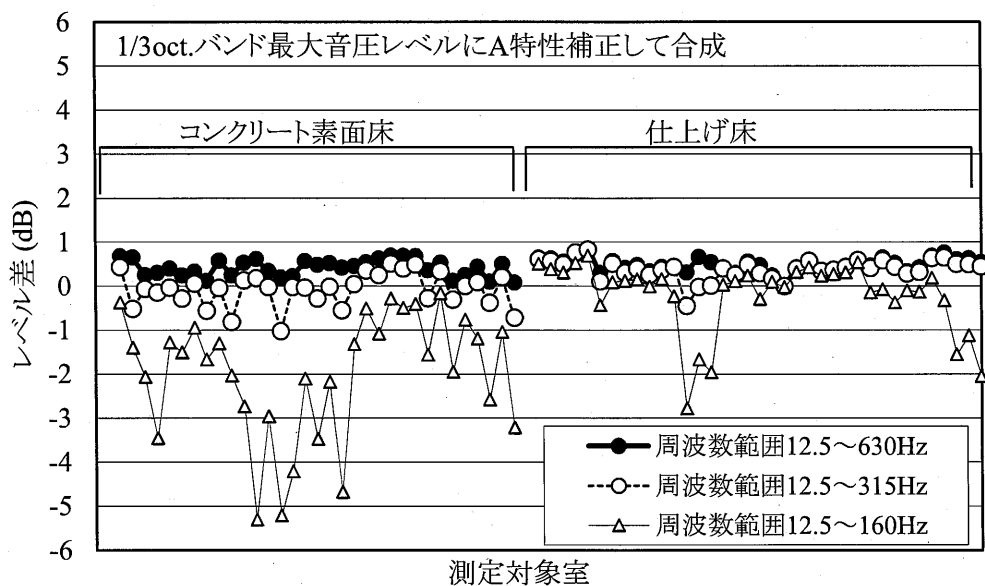


図 5-9 最大 A 特性床衝撃音レベル合成値と直接値の差
(上限のバンド中心周波数を変えて周波数範囲の違いを比較)

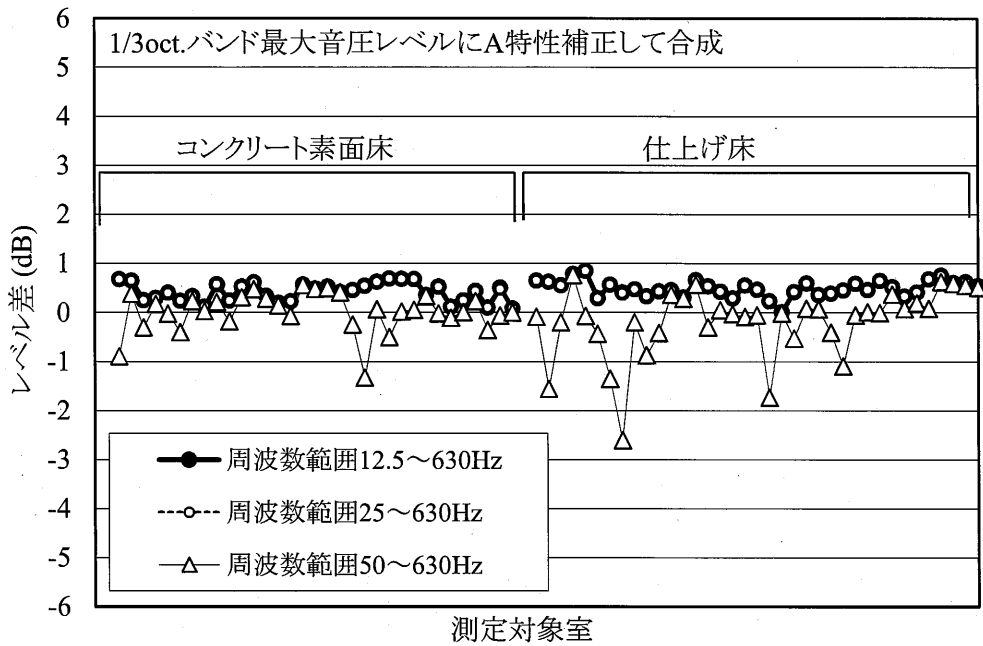


図 5-10 最大 A 特性床衝撃音レベル合成値と直接値の差
(下限のバンド中心周波数を変えて周波数範囲の違いを比較)

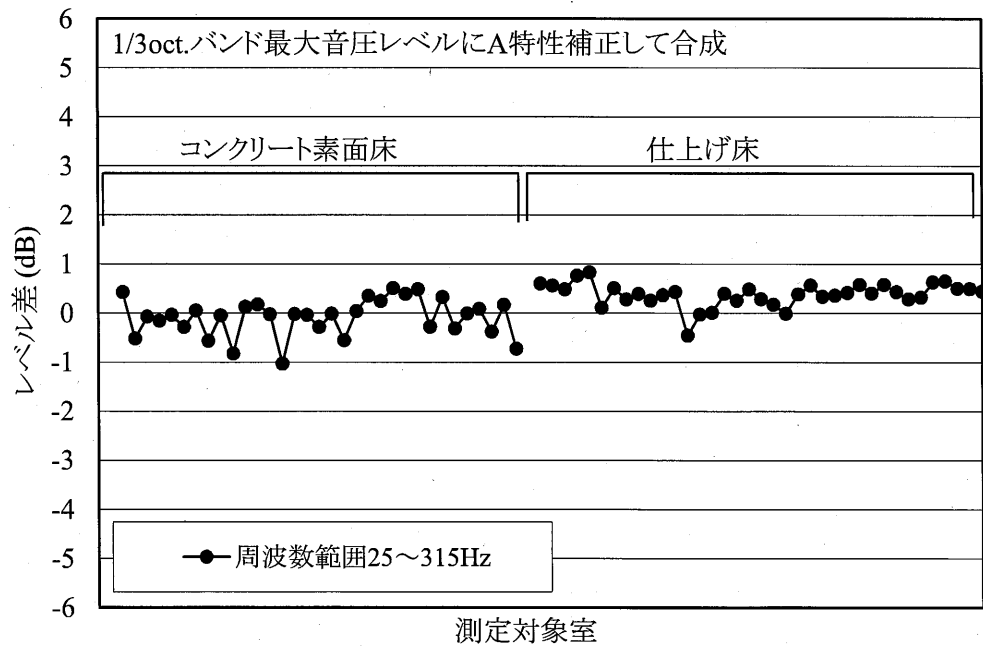


図 5-11 最大 A 特性床衝撃音レベル合成値と直接値の差
(周波数範囲 25~315 Hz 帯域)

5.3 ゴムボールの加振力特性

前節の結果より、1/3 オクターブバンド幅を用いて最大 A 特性床衝撃音レベルを予測することとした。そのため、ゴムボールの加振力特性を 1/3 オクターブバンドごとに測定した。

カピックアップ (リオン PF-10) の上面より 1 m の高さからゴムボールを落下させ、オクターブ分析器によりバンドごとの衝撃力暴露レベルを求めた。測定ブロック図を図 5-12 に示す。5 回の落下による測定値のエネルギー平均値を図 5-13 に示す。

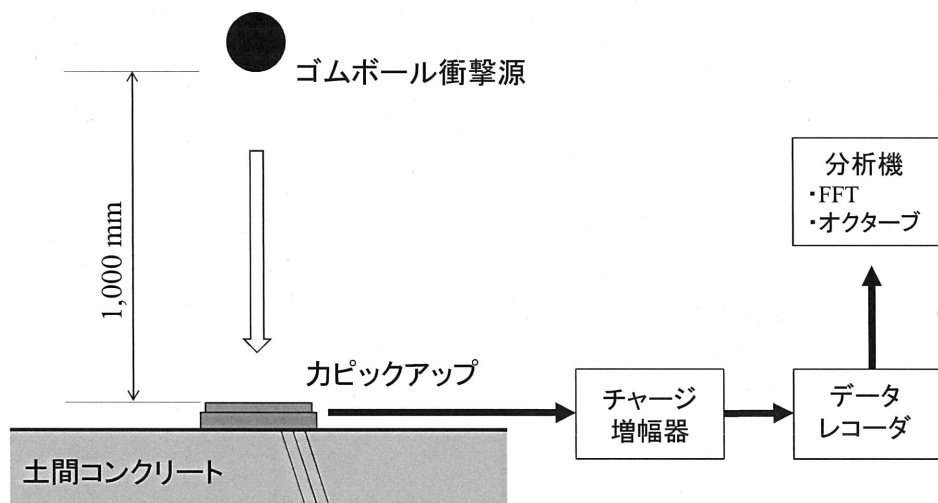


図 5-12 ゴムボールの衝撃力暴露レベル測定ブロック図

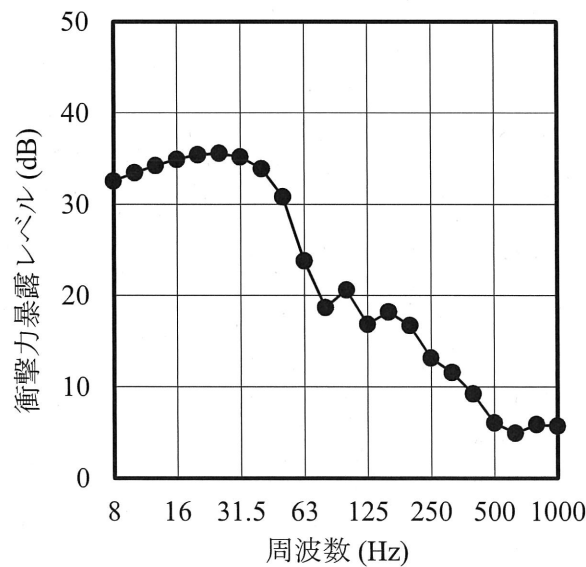


図 5-13 ゴムボールの衝撃力暴露レベル測定値

5.4 エネルギー計算で用いる補正値の検討

5.4.1 最大音圧レベルと全時間応答の差

最大音圧レベルと全時間応答としての音圧レベル（単発暴露レベル L_E に相当する）の差として定義される ΔC は、スラブの振動から床衝撃音レベルへの計算過程で用いる補正値であり、加振源の時間特性や測定室の応答の時間特性、騒音計の時間重み特性に依存する値である。ゴムボール衝撃源による床衝撃音の ΔC について、集合住宅内で床衝撃音を測定したデータを用い、検討を行った。

受音室において測定した周波数バンドごとの最大音圧レベルから単発暴露レベルを引き、求めた ΔC を図 5-14 に示す。 ΔC の室による違いは比較的小さく、125 Hz 付近を最大とするなめらかな山形をしている。なお、参考文献[1-6]に示されている値と比較すると類似した周波数特性であるが、125 Hz 以下の帯域では周波数が低いほど参考文献[1-6]よりも ΔC が大きい傾向がある。

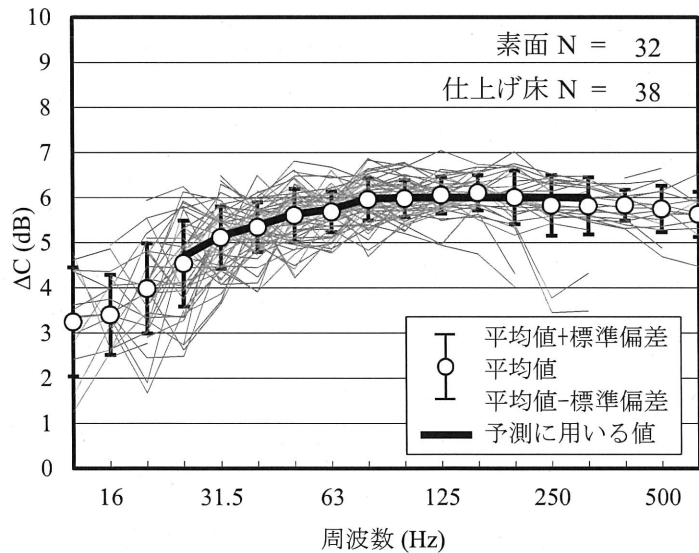


図 5-14 ΔC 測定結果

5.4.2 低モード数またはモードを生じない周波数範囲の補正

前節の結果のとおり、最大A特性床衝撃音レベルの予測には25 Hz帯域から315 Hz帯域の範囲の値が必要であり、従来の床衝撃音レベル等級の評価に必要な最も低い周波数帯域（オクターブバンドで63 Hz帯域）以下の周波数帯域も対象となる。一般的な居室の平面寸法は2.5 m～5 m程度で天井高も2.5 m程度であり、25 Hzの波長はおおよそ14 mであるのでモ

ードは生じない。また、5.2.1（実建物における測定）に示したように、最大 A 特性床衝撃音レベルは 63 Hz 帯域付近のレベルの寄与が大きい、この帯域の波長は 5 m 程度であり、室内では低モード数となる。したがって、これらの周波数帯域では、床の振動から完全拡散音場を仮定したエネルギー計算を用いて音を計算する際に誤差が大きく生じる^[5-1]と考えられる。

そこで、完全拡散音場と実際の音場の差について、さらに検討を行うこととする。

(1) 実験による検討

図 5-15 は第 4 章で図 4-4 に示した実験室における床スラブ全体の伝達インピーダンス測定値の二乗平均値を用い、式 2-16 によりエネルギー計算した値 ($L_{H,calc}$) と受音室全体の平均二乗音圧レベル測定値 ($L_{H,all}$) との差の周波数特性である。つまり、図 4-7 に 1/3 オクターブバンドごとに示した結果を FFT 分析による細かい周波数特性で示したものである (2.56 kHz サンプリング、4096 点)。ただし、エネルギー計算に用いる値のうち、音響放射効率を 1 とした。また、63 Hz 帯域の下限周波数よりも低い周波数については、室内平均吸音率を 0.09 (表 2-2、63 Hz 帯域と同じ値) とした。

図 5-15 には 65 Hz 付近に山が見える。また、130 Hz 付近にも山が見える。これらの周波数の波長はそれぞれ、5.2 m、2.6 m であり、実験室の天井高 2.65 m が 65 Hz においては波長の 1/2、130 Hz においては 1 波長と一致する。このことから、これらの周波数付近では天井・床間の鉛直方向のモードが大きく影響すると考えられる。そこで数値計算により天井高を変化させた条件で計算を行い、天井高の影響を調べることにした。

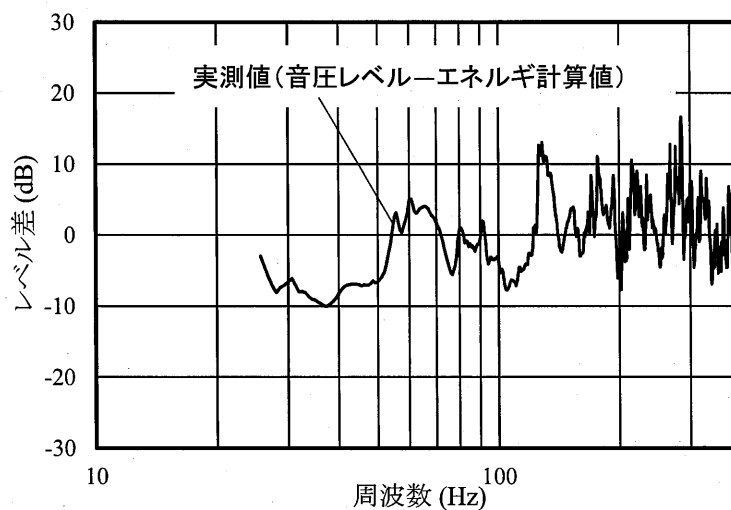


図 5-15 実験による $L_{H,all}$ と $L_{H,calc}$ の差

(2) 有限要素解析による検討

実験室（図 4-4 参照）と同寸法の室を対象とし、3次元の有限要素解析を行った。

床スラブはシェル要素とし、四周の鉛直方向の振動を拘束した。室内は流体要素とした（図 5-16）。

壁面および床面は全ての方向の振動を拘束し、各面に垂直入射吸音率が 0.09 となるような吸音（ダンパー要素）を設けた。垂直入射吸音率の値は参考文献[1-6]を参考とした。

床スラブ上に周波数ごとに鉛直方向 1 N の力を実験と同様の 3 点に与え、周波数応答解析を行って約 10 cm ごとに室内の音圧レベルを計算し、室内全節点の平均二乗音圧レベル $L_{H,FEM}$ を求めた。

また、床スラブ上の全節点の平均二乗振動速度レベル \bar{L}_v を求め、インピーダンス法と同様に完全拡散音場を仮定したエネルギー計算を式 5-1 によって行った。式 5-1 は式 2-16 と同様であるが、ここでは定常加振条件で計算を行っているため ΔC （騒音計の動特性に対する補正量）は除いている。音響放射効率は 1 とした。一般的な集合住宅のコンクリート床スラブではコインシデンス限界周波数は 100 Hz 以下であり、これよりも低い周波数における音響放射効率を決める必要があるが、先述したように、この帯域は低モード数またはモードを生じない周波数範囲であり、放射効率も含めた補正值を検討することとして、ここでは音響放射効率としての補正は行わない。

$$L_{H,e} = \bar{L}_v + 10 \log_{10} (4S\sigma\rho^2c^2) / A / p_0^2 \quad (\text{式 5-1})$$

ただし、

\bar{L}_v : 平均二乗振動速度レベル (dB)

S : 放射面積 (m²)

ρc : 空気の固有音響抵抗 (kg/s·m²)

p_0 : 音圧レベルの基準値 (pa)

L_F : 衝撃力暴露レベル (dB) (1 周波数あたり 1 N としたため 0 dB)

A : 等価吸音面積 (m²)

σ : 音響放射効率 (1 とした)

図 5-17 に V1 を加振した場合の計算結果を示す。有限要素解析による室内全節点の平均二乗音圧レベル $L_{H,FEM}$ の周波数特性は複雑に見える。しかし、スラブ全節点の平均二乗振動速度レベルを用いたエネルギー計算値 $L_{H,e}$ を $L_{H,FEM}$ から減じると図 5-18 のように鉛直方向の m 次一致する周波数においてピークが見られ、スラブの鉛直方向の振動によって鉛直方向の空間モードが顕著となっていることがわかる。

また、1/3 オクターブバンドごとにまとめて差を求めると(●)、63 Hz 帯域以上の周波数帯域においては差が正負の値を繰り返しながら、周波数が高くなるとともに 0 dB に近くなる。オ

クターブバンドごとにまとめた場合(○)には、差の値は 63 Hz 帯域以上の周波数帯域において 0 dB に近い。なお、31.5 Hz 帯域以下の周波数帯域においては 1/3 オクターブバンド、オクターブバンドとも差は負の値となる。なお、式 5-2 による圧力音場の計算値から $L_{H,e}$ を減じ、差の値を比較するとほぼ一致するため、31.5 Hz 帯域以下の周波数帯域においては圧力音場に近い音場となっていることがわかる。

$$L_p = 20 \log_{10} (\xi S K / V) \quad (\text{式 5-2})$$

ただし、

L_p : 圧力音場の音圧レベル (dB)

ξ : スラブの変位 (m)

K : 空気の体積弾性率 (N/m^2)

V : 室容積 (m^3)

図 5-19 に V3 を加振した場合の結果を示す。 $L_{H,FEM}$ 平均値と $L_{H,e}$ の差は V1 加振の場合と同様の傾向を示している。

次に天井高を変え、2,400 mm および 2,800 mm の条件で、同様の計算を行った。

天井高を 2,400 mm とした場合の V1 加振の $L_{H,FEM}$ 平均値と $L_{H,e}$ の差を図 5-20 に示す。天井高が 2,400 mm の条件においても鉛直方向の m 次と一致した周波数においてピークが見える。2,650 mm よりも天井高が低いいため、その周波数は高くなっている。1/3 オクターブバンドごとの差は天井高 2,650 mm の場合と同様に正負の値を繰り返す。オクターブバンドごとの差は 63 Hz 帯域において天井高 2,650 mm の場合よりも大きい。これは室内の鉛直方向の 1 次固有周波数と振動のピークの周波数が一致し、音圧のピークの値が大きくなったためである(図 5-21)。

天井高を 2,800 mm とした場合の、V1 加振の $L_{H,FEM}$ 平均値と $L_{H,e}$ の差を図 5-22 に示す。この場合も鉛直方向の m 次と一致した周波数においてピークが見える。天井高が 2,650 mm よりも高いため、ピークとなる周波数が低くなっている。1/3 オクターブバンドごとの差は天井高 2,650 mm の場合と同様に正負の値を繰り返すが、63 Hz 付近には大きな山は見えない。オクターブバンドごとの差は 63 Hz 帯域において天井高 2,650 mm の場合よりも小さい。これは室内の鉛直方向の 1 次固有周波数と振動のピークの周波数が離れ、振動のピークの周波数における音圧が小さくなったためである(図 5-23)。

このように、 $L_{H,FEM}$ 平均値と $L_{H,e}$ の差の周波数特性を詳細にみると、室の鉛直方向の空間モードと一致する周波数で山を持つことがわかる。オクターブバンドにまとめると、バンド幅が広いため、天井高さによって室内の鉛直方向の固有周波数と振動のピークの周波数が一致した場合と僅かにずれた場合で、 $L_{H,e}$ の計算結果に大きな誤差を生じることがわかる。

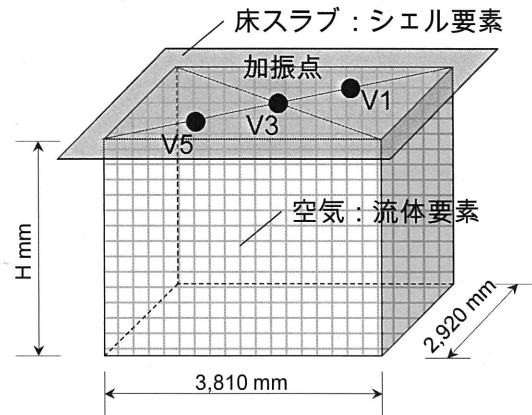


図 5-16 実験室と同寸法の FEM モデル

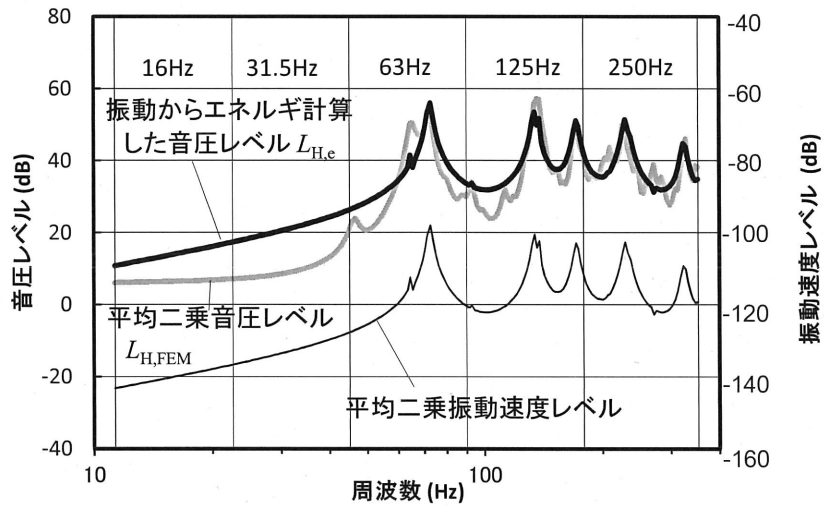


図 5-17 有限要素解析による室内平均二乗音圧レベル $L_{H,FEM}$ と平均二乗振動速度レベルを用いたエネルギー計算値 $L_{H,e}$ の比較 (天井高 2,650 mm, V1)

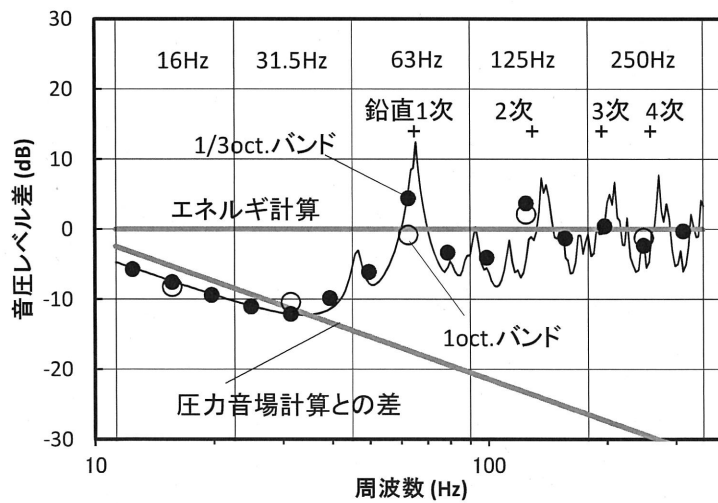


図 5-18 $L_{H,FEM}$ と $L_{H,e}$ の差 (天井高 2,650 mm, V1)

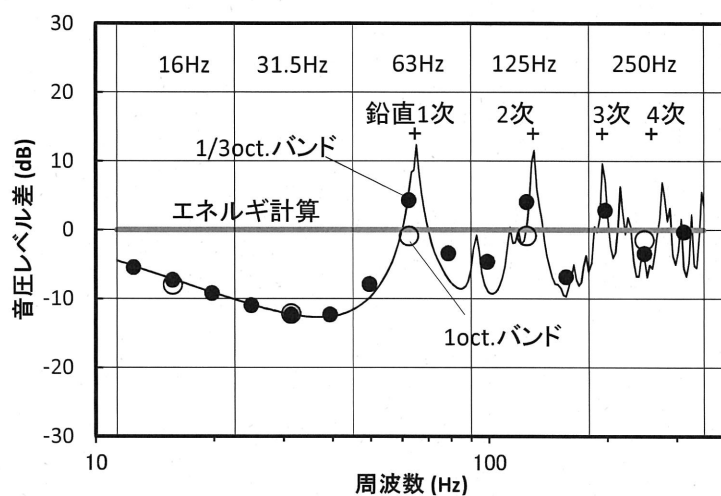


図 5-19 $L_{H,FEM}$ と $L_{H,e}$ の差 (天井高 2,650 mm, V3)

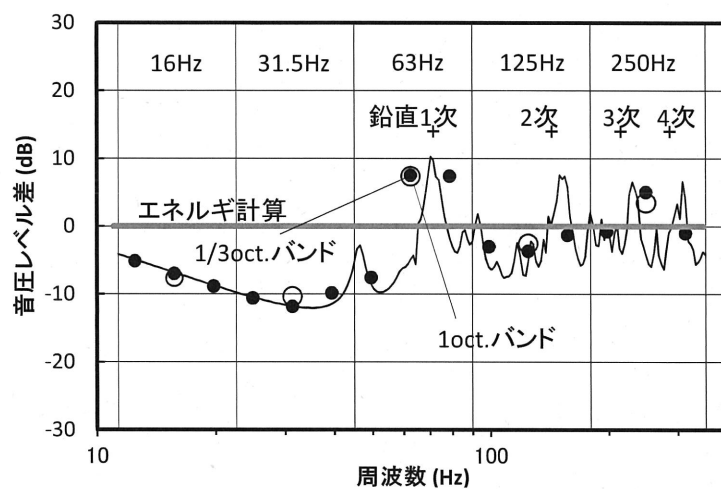


図 5-20 $L_{H,FEM}$ と $L_{H,e}$ の差 (天井高 2,400 mm, V1)

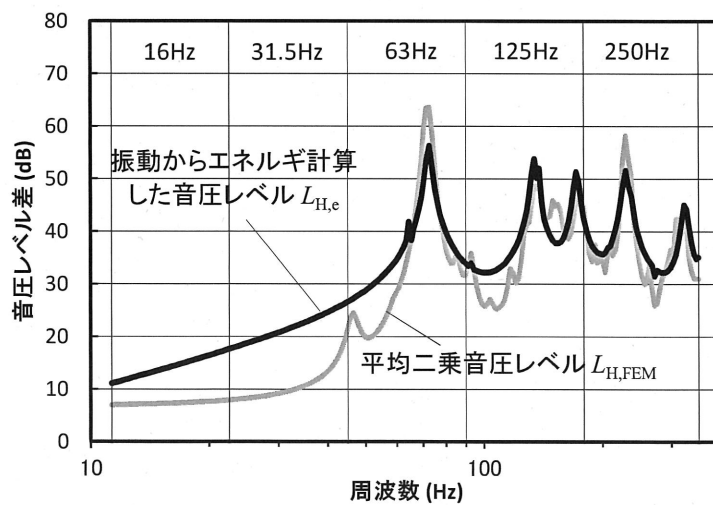


図 5-21 $L_{H,FEM}$ と $L_{H,e}$ の比較 (天井高 2,400 mm, V1)

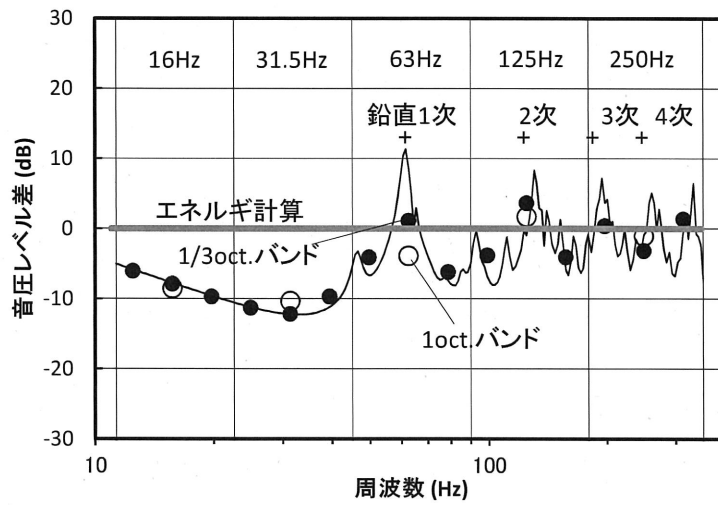


図 5-22 $L_{H,FEM}$ と $L_{H,e}$ の差 (天井高 2,800 mm, V1)

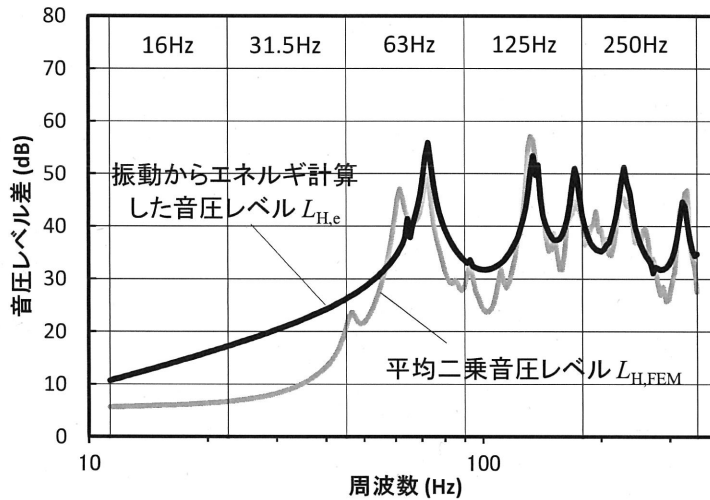


図 5-23 $L_{H,FEM}$ と $L_{H,e}$ の比較 (CH2,800, V1)

(3) エネルギー計算の補正

このように、鉛直方向の空間モードが顕著となることから、天井・床間を1次元音場とみなし、エネルギー計算値から室内平均二乗音圧レベルを近似できる補正值 $\Delta L_{sf}(f)$ (式 5-3) について検討する。 $\Delta L_{sf}(f)$ は例えば図 5-18 に示した音圧レベル差と同値となることが望ましく、さらに、波動計算をすることなく、天井高さ H と平均吸音率 $\bar{\alpha}$ のみから決定されるようにする。図 5-18 に示した音圧レベル差は、床スラブの振動速度が周波数によらず一定であった場合の応答と考えられる。この時、空間の鉛直方向の m 次の固有周波数 f_m の音圧 p_{max} を基準にしたエネルギー計算値の二乗音圧値 $|p_{e,remax}|^2$ は式 5-4 で表せる。

図 5-24 に鉛直方向のモードに起因する二乗音圧値 $|p_m|^2$ とエネルギー計算による二乗音圧値 $|p_e|^2$ の関係のイメージを示す。

$$\Delta L_{sf}(f) = 10 \log_{10} \left[|p_{m, \text{remax}}|^2 / |p_{e, \text{remax}}|^2 + |p_p|^2 / |p_e|^2 \right] \quad (\text{式 5-3})$$

$$|p_{e, \text{remax}}|^2 = |p_e|^2 / |p_{\text{max}}|^2 = (b/f_1) \tan^{-1}(2f_1/b) \quad (\text{式 5-4})$$

$$f_m = mc/2H \quad (\text{式 5-5})$$

$$b = -c \log_e(1 - \alpha_v) / 6.27H \quad (\text{式 5-6})$$

ただし、

H : 天井高さ (m)

α_v : 鉛直方向に着目した空間の損失

b : 鉛直方向のモードの半値幅 (Hz)

c : 音速 (m/s)

式 5-4 は以下のように導出される。

p_{max} を基準とした f Hz における鉛直方向の m 次モードに起因する二乗音圧値は、

$$|p_m|^2 / |p_{\text{max}}|^2 = 1 / (1 + (2\Delta f/b)^2) \quad (\text{式 5-7})^{[5-4]}$$

p_{max} を基準とした $f_m \sim f_{m+1}$ Hz 間の総エネルギーは、

$$2 \int_0^{f_{m+1}-f_m} (|p_m|^2 / |p_{\text{max}}|^2) = 2 \int_0^{f_{m+1}-f_m} \frac{1}{1 + (2\Delta f/b)^2} \quad (\text{式 5-8})$$

$\Delta f = x$ 、 $4/b^2 = a$ として

$$\begin{aligned} 2 \int_0^{f_{m+1}-f_m} \frac{1}{1 + a \cdot x^2} dx &= 2 \left[\frac{1}{\sqrt{a}} \tan^{-1}(\sqrt{a} \cdot x) \right]_0^{f_{m+1}-f_m} = 2 \left[\frac{1}{\sqrt{\frac{4}{b^2}}} \tan^{-1} \left(\sqrt{\frac{4}{b^2}} \cdot x \right) \right]_0^{f_{m+1}-f_m} \\ &= \left[b \tan^{-1} \left(\frac{2}{b} x \right) \right]_0^{f_{m+1}-f_m} = \left(b \tan^{-1} \left(\frac{2}{b} (f_{m+1} - f_m) \right) \right) - \left(b \tan^{-1} \left(\frac{2}{b} \cdot 0 \right) \right) \\ &= b \tan^{-1} \left(\frac{2f_1}{b} \right) \end{aligned} \quad (\text{式 5-9})$$

総エネルギーを $f_m \sim f_{m+1}$ で割ると式 5-4 なる。

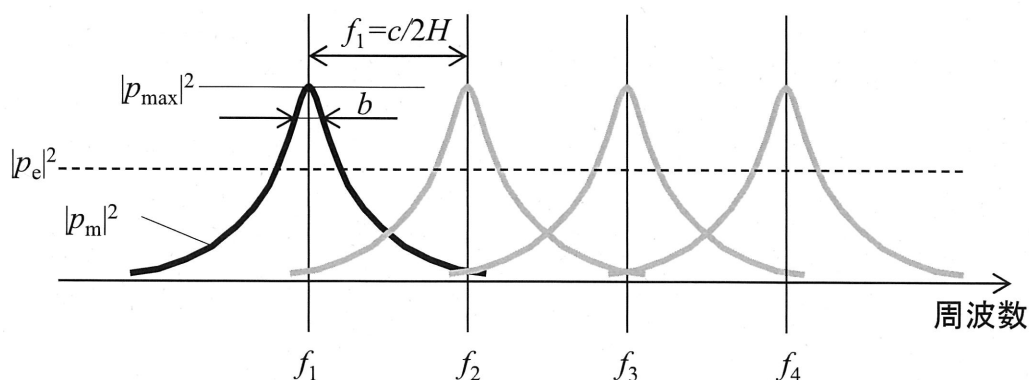


図 5-24 鉛直方向のモードに起因する二乗音圧値とエネルギー計算による二乗音圧値の関係

$|p_{m, \text{remax}}|^2$ は p_{max} を基準にしたときの f Hz における鉛直方向のモードに起因する二乗音圧値であり、式 5-10 で表せる。

$$|p_{m, \text{remax}}|^2 = \sum_{m=1}^{\infty} \left[|p_m|^2 / |p_{\text{max}}|^2 \right] = \sum_{m=1}^{\infty} \left[1 + 4 |f - f_m|^2 / b^2 \right]^{-1} \quad (\text{式 5-10})$$

式 5-10 は式 5-7 を用い、鉛直方向の 1 次から ∞ 次モードに起因する二乗音圧値を加算することによって得られる。

また、式 5-6 は以下のように導出される。

3次元音場の場合、良く知られる Eyring の式より、定常状態で音源を停止してから t 秒後の室内音響エネルギー密度は、 E_0 を定常状態のエネルギー密度として

$$E = E_0 \left(1 - \frac{\bar{\alpha}}{4V} \right)^{cS t} \quad (\text{式 5-11})$$

平均自由行路 q は

$$q = \frac{4V}{S} \quad (\text{式 5-12})$$

であるから

$$E = E_0 \left(1 - \frac{\bar{\alpha}}{q} \right)^{c t} \quad (\text{式 5-13})$$

となる。

1次元音場の場合には平均自由行路 q は

$$q = H \quad (\text{式 5-14})$$

であるから

$$E = E_0 e^{\left(\frac{c}{H} t \right) \log e(1 - \bar{\alpha}_v)} \quad (\text{式 5-15})$$

なお、3次元の場合の吸音率とは意味が異なるため、 α_v と記す。

残響時間 T は 60 dB 減衰する時間であり

$$10 \log_{10} \left(\frac{E}{E_0} \right) = 10 \log_{10} \left(e^{\left(\frac{c}{H} T \right) \log_e (1 - \alpha_v)} \right) = -60 = \left(\frac{c}{H} T \right) \log_e (1 - \alpha_v) \cdot 10 \log_{10} e \quad (\text{式 5-16})$$

$$T = - \frac{6H}{c \log_{10} e \cdot \log_e (1 - \alpha_v)} \quad (\text{式 5-17})$$

また、半値幅 b と残響時間 T との関係は

$$T = \frac{2.2}{b} \quad (\text{式 5-18})$$

であるから

$$b = - \frac{2.2c \log_{10} e \cdot \log_e (1 - \alpha_v)}{6H} \quad (\text{式 5-19})$$

これを整理すると式 5-6 となる。

$|p_p|^2$ は圧力音場の二乗音圧値であり、エネルギー計算値の二乗音圧値 $|p_e|^2$ との比は式 5-20 となる。
 $\bar{\alpha}$ は室内の平均吸音率である。

$$|p_p|^2 / |p_e|^2 = c^2 \bar{\alpha} / (2\pi f H)^2 \quad (\text{式 5-20})$$

式 5-20 は以下のように導出される。

1次元音場のインテンシティ I_e は

$$I_e = \frac{\rho c v^2}{\alpha} \quad (\text{式 5-21})$$

圧力音場の音圧 p_p は

$$p_p = \frac{\zeta S K}{V} \quad (\text{式 5-22})$$

ただし、

ζ : 振動の変位 (m)

S : 放射する板面積 (床面積) (m^2)

K : 空気の体積弾性率 (N/m^2)

V : 室容積 (m^3)

1次元であれば

$$\frac{S}{V} = H \quad (\text{式 5-23})$$

であり、 $K=\rho c^2$ 、 $\xi' = V/2\pi f$ であるから

$$p_p = \frac{v\rho c^2}{2\pi fH} \quad (\text{式 5-24})$$

圧力音場のインテンシティ I_p は

$$I_p = \frac{p_p^2}{\rho c} = \frac{\left(\frac{v\rho c^2}{2\pi fH}\right)^2}{\rho c} = \frac{v^2 \rho c^3}{(2\pi fH)^2} \quad (\text{式 5-25})$$

圧力音場とエネルギー音場の二乗音圧値の比は

$$\frac{|p_p|^2}{|p_e|^2} = \frac{I_p}{I_e} = \frac{v^2 \rho c^3}{(2\pi fH)^2} \cdot \frac{\bar{\alpha}}{\rho c v^2} \quad (\text{式 5-26})$$

これを整理すると式 5-20 となる。

式 5-3 による補正值と鉛直方向のモードに起因する二乗音圧値、圧力音場の二乗音圧値の関係を図 5-25 に示す。なお、前述のとおり式 5-3 は室の鉛直方向のモードに着目して補正を行う式であるが、100 Hz を超える周波数範囲では水平方向のモードの影響も加わって拡散音場に近づくため、それ以下の周波数範囲（1/3 オクターブバンドでは 80 Hz 帯域以下）に対して用いることとする。

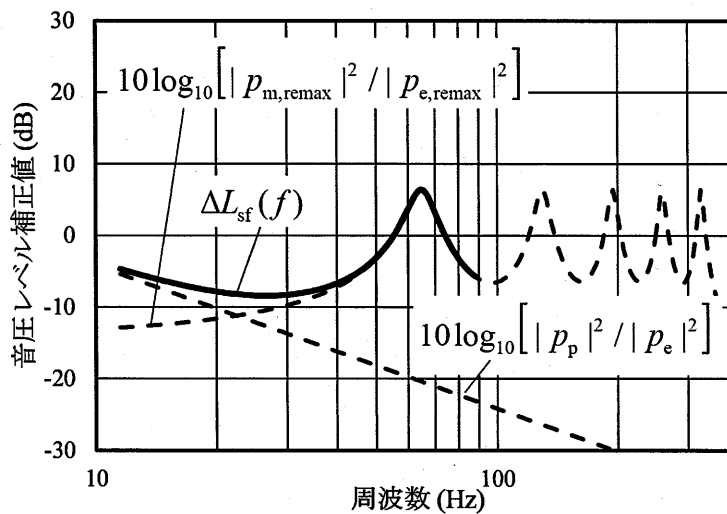


図 5-25 完全拡散音場を仮定したエネルギー計算との差の補正值

なお、図 5-15 に示した実験による室内平均二乗音圧レベルとスラブの平均二乗振動速度レベルを用いたエネルギー計算値の差を式 5-3 による補正值 $\Delta L_{sf}(f)$ (平均吸音率 $\bar{\alpha}=0.4$ として計算) と重ねると、図 5-26 に示すように非常に似た周波数特性となっている。

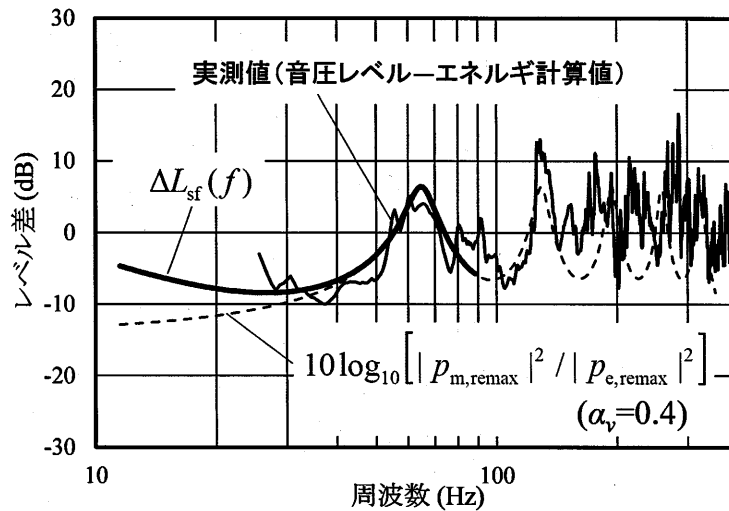


図 5-26 実験による $L_{H,all}$ と $L_{H,calc}$ の差と補正值 $\Delta L_{sf}(f)$ との比較
(計算値は鉛直方向に着目した空間の損失 α_v が 0.4 の場合)

5.4.3 空間の音圧分布に関する補正

前項 5.4.2 では、室内の平均音圧レベルとエネルギー計算値の差を補正する方法を検討した。しかし予測対象とした 25 Hz 帯域から 315 Hz 帯域では室寸法に対して波長が比較的大きいため、室内の音圧レベルは一様ではなく、音圧分布があり、実際に室内中央寄りに設けられる測定点で観測される値と、室内全体の平均の音圧レベルとの間にはさらに差が生じる。この差について、すでに第 3 章において実験室実験による検討を行ったが、本章ではさらに室寸法による影響を検討するため、有限要素解析を用いた数値計算によって検討を行った。

(1) 有限要素解析の計算値と実験結果との比較

第 4 章で検討を行った実験室 (図 4-4 参照) と同寸法の室を対象とし、有限要素解析を行った。解析方法は 5.4.2 と同様として、室内の音圧レベルを約 10 cm ごとに求めた。図 5-27 に音圧レベル分布の計算結果を示す。図 4-5 に示した実験結果と同様の分布を示している。

受音室全点平均値 $L_{H,all}$ と 5 点平均値 $L_{H,5}$ との差 ($L_{H,all} - L_{H,5}$ 、▲印)、また、受音室全点平均値 $L_{H,all}$ と天井、壁、床から 50 cm 以上離れた範囲の平均値 $L_{H,limit}$ との差 ($L_{H,all} - L_{H,limit}$ 、●印) を図 5-28 に実験値と重ねて示す。実験値と計算値はよく一致している。実験では衝撃源としてタイヤを、計算では平坦特性としたが、衝撃特性の差は見られず、両者の結果はよく一致する。ゴムボール衝撃源を用いた場合にも、バンドごとに測定を行い単発暴露レベルとして時間特性を考慮しないことから、同様の結果が得られるものと考えられる。

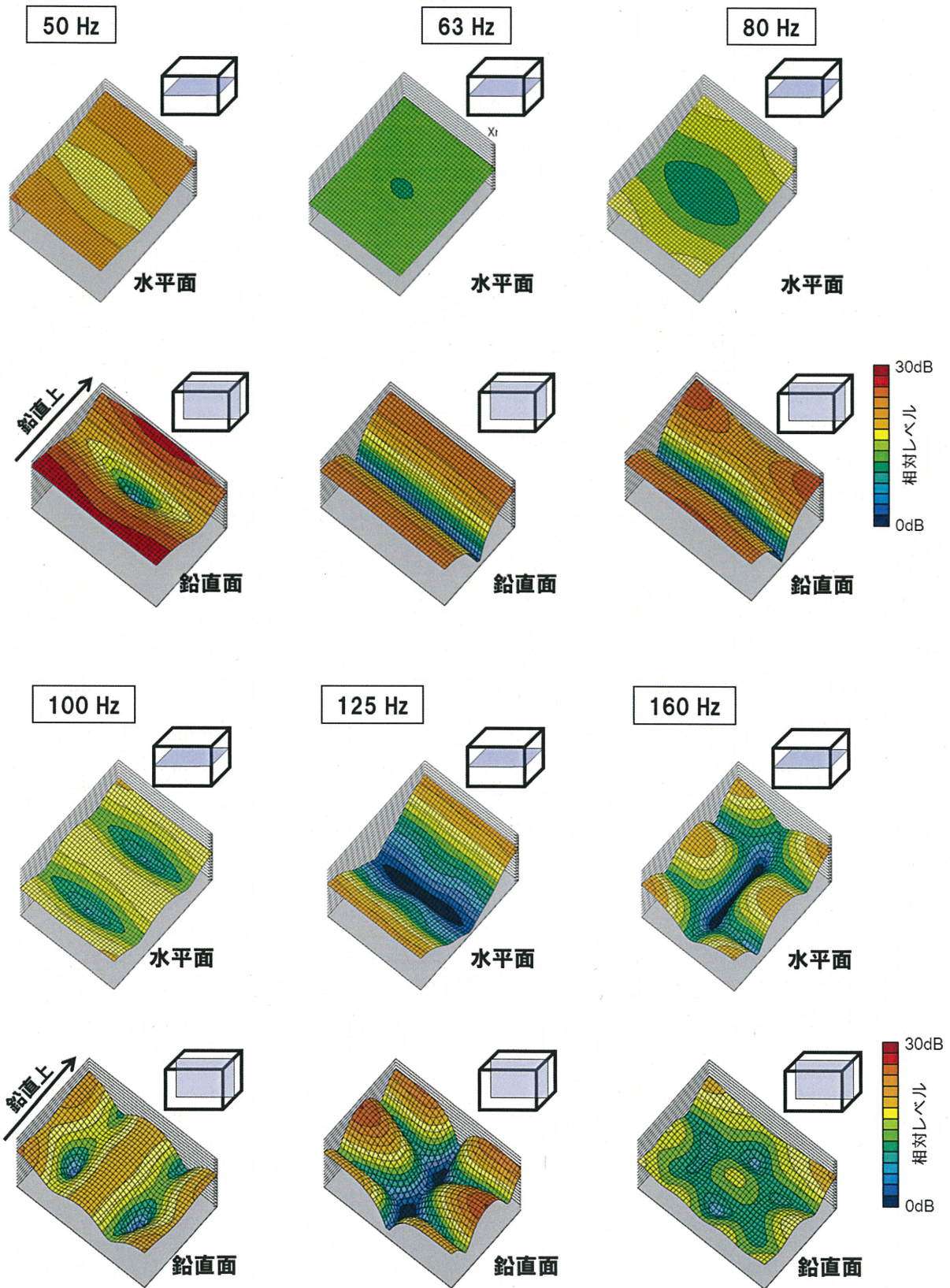


図 5-27 有限要素解析による実験室の音圧分布計算結果

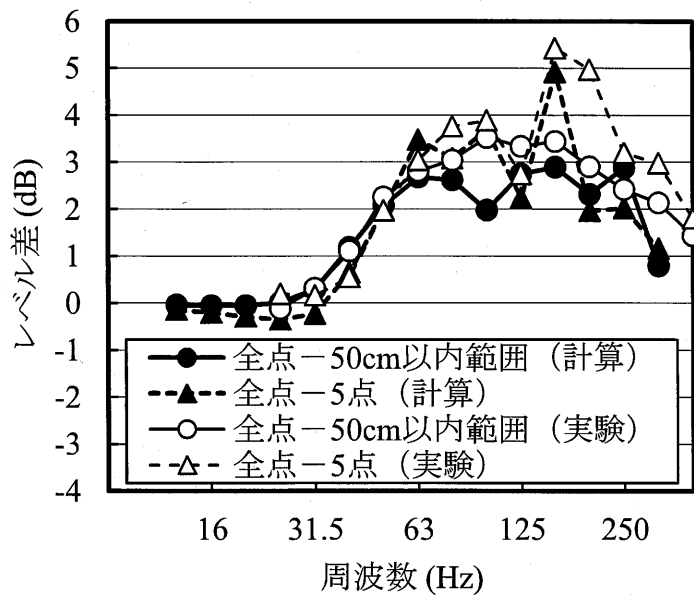


図 5-28 実験室の平均二乗音圧レベルの差 (全点平均値 $L_{H,all}$ - 測定点限定平均値)

(2) 室寸法による影響の検討

実験結果と有限要素解析による結果の対応が良いことから、次に室の平面寸法や天井高さを変えた検討を有限要素解析により行った。集合住宅の居室としてあり得る室寸法の範囲で 8 通りのモデルを設定し、同様の有限要素解析を行って、室内の全点平均値と、受音点を限定した平均値の差を求めた。検討対象としたモデルの寸法一覧を表 5-1 に示す。

なお、JIS A 1418-2:2000 では「受音室内で、天井、周壁、床面などから 50 cm 以上離れた空間内に」測定点を分布させるとしている。したがって、受音点を限定する範囲としては、壁、床、天井から 50 cm 以上離れた点とした。

結果を図 5-29 に示す。室寸法の違いによる影響は小さく、同様の周波数特性を持ち、値も同程度である。したがって全モデルの結果を平均した値 ΔL_{mp} (○印) によって予測値の補正を行うこととする。

表 5-1 音圧分布検討の有限要素解析モデル 室寸法一覧

モデル	x (水平短辺) (mm)	y (水平長辺) (mm)	z (天井高) (mm)
model 1	2,900	3,700	2,650
model 2	2,900	3,700	2,400
model 3	2,900	3,700	2,800
model 4	2,500	2,500	2,500
model 5	2,500	2,500	2,650
model 6	2,500	4,200	2,600
model 7	3,000	6,000	2,600
model 8	3,500	4,500	2,600

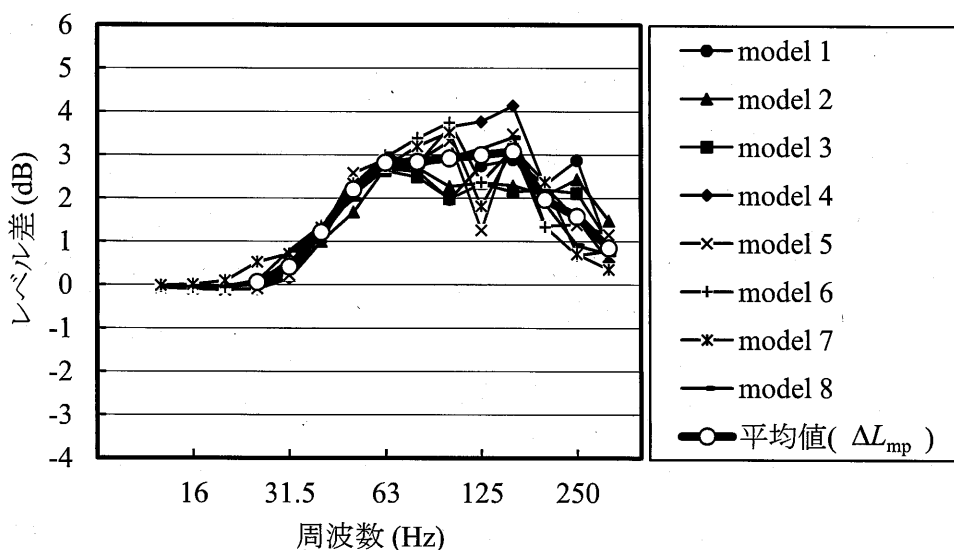


図 5-29 有限要素解析による平均二乗音圧レベルの差
(全点平均値 $L_{H,all}$ - 壁等から 50 cm 以内の限定平均値 $L_{H,limit}$)

5.4.4 受音室における二重天井による低減量

実建物では、住戸内間仕切り壁を天井スラブまで張り上げないことが多い。そのため、測定時に対象室と他室空間を区切った条件とするには、二重天井が張られている必要がある。以降の検討において予測値と実測値を比較するが、実測時に受音室の二重天井が施工された室では、二重天井による低減量を考慮せずに予測を行った場合、高い周波数において実測値との差が大きく生じ、A特性床衝撃音レベルに影響する可能性がある。したがって、予測においても二重天井による影響を考慮する必要があり、その方法を検討した。

集合住宅において用いられることが多い、石膏ボードを用いた二重天井は、よく知られるようにその質量と天井コンクリートスラブ間の空気をバネとする 1 質点の共振系を構成し、式 5-27 で示す共振周波数 f_0 において増幅する。

$$f_0 = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\rho_0 c_0^2 / \rho t h} \quad (\text{式 5-27})$$

ただし、

ρ_0 : 空気の密度 (kg/m^3)

c_0 : 音速 (m/s)

ρ : 天井材の密度 (kg/m^3)

t : 天井材の厚さ (m)

h : 天井懐寸法 (m)

f_0 よりも高い周波数においては、周波数が高くなるにしたがって低減量が増加するが、増加の仕方は単調ではない。図 5-30 に二重天井による低減量の実測例を示す。この実測例では、5 dB 程度の上限を持つ様子が見える。低減量が単純に増加しない傾向は参考文献[5-5]の測定データにも見え、二重天井の共振周波数 f_0 が低いほど f_0 よりも高い周波数において、周波数の増加に対する低減量の傾きが小さい。これは二重天井が質点ではなく板であり、曲げ振動を生じることなどによる影響と考えられる。この影響を考慮し、二重天井の低減量 ΔL_c を周波数 f に応じて、以下の(1)から(3)のように決めた。また、近年多用されている角型断面の軽量鉄骨下地を用いた二重天井では、共振周波数が式 5-27 による値よりも高くなる^[5-5]ことから、 $f_0' (=1.1f_0)$ を共振周波数とし、在来の天井工法によるものは $f_0' (=f_0)$ とする。

(1) $f = f_0'$ のとき $\Delta L_c = 4$ とする。

(2) $f > f_0'$ のとき f_0' において -4 dB かつ 250 Hz において 5 dB を通る直線とする。

(3) $f < f_0'$ のとき f_0' において -4 dB かつオクターブあたり -6 dB の傾きを持つ直線とする。

ただし、 ΔL_c は 0 dB 以下とする。

図 5-31 に(1)から(3)の手順で 1/3 オクターブバンドごとに求めた低減量 ΔL_c を実測例と比較して示す。

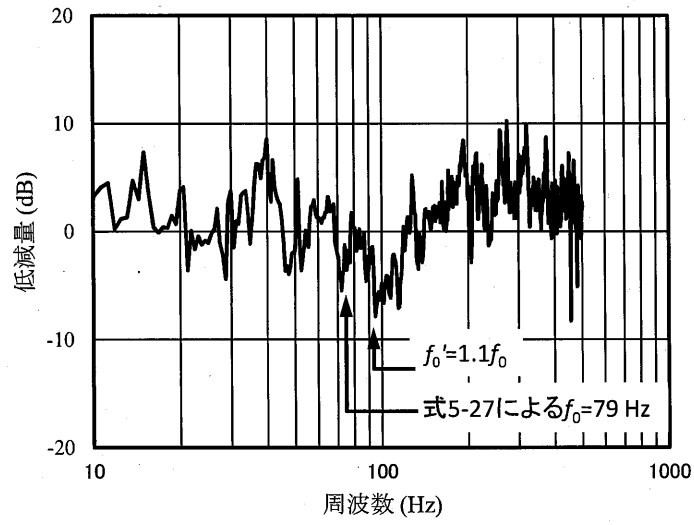


図 5-30 二重天井の低減量の例
(天井懐 80 mm, 天井石膏ボード厚 9.5 mm, 角型断面軽量鉄骨下地)

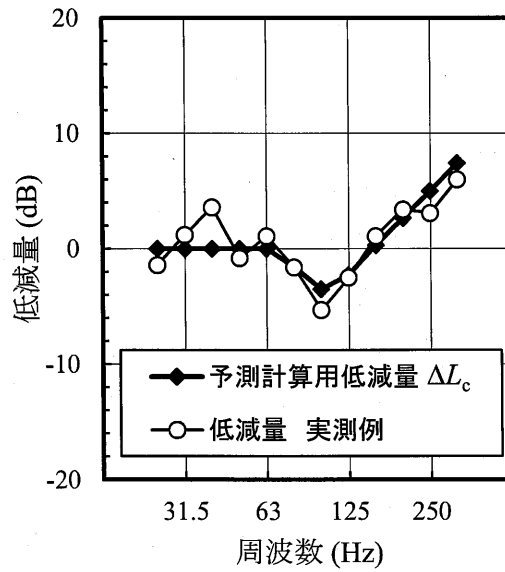


図 5-31 二重天井の低減量 ΔL_c
(天井懐 80 mm, 天井石膏ボード厚 9.5 mm, 角型断面軽量鉄骨下地)

5.5 最大 A 特性床衝撃音レベルの予測

前節までの検討結果を踏まえ、ゴムボールによる最大 A 特性床衝撃音レベルの予測を行った。計算の流れを図 5-32 に示す。この流れのうち、「床スラブ振動特性計算部」に関しては第 3 章で論じたタイヤ衝撃源による床衝撃音レベル等級の予測と同様に有限要素解析により行う。

「受音室内音圧レベル計算部」では、完全拡散音場を仮定したエネルギー計算に補正を加えた式 5-28 によって行う。

補正のうち、低モード数またはモードが生じない周波数範囲の補正 $\Delta L_{sf}(f)$ については、前節で述べた式 5-3 を用い、80 Hz 帯域 (1/3 オクターブ) の上限周波数以下において補正を施す。この補正においては細かい周波数特性が影響するため、バンドごとではなく、有限要素解析を行った 1/45 オクターブごとに補正を行う。鉛直方向に着目した空間の損失 α_v は実測値を参考として 0.4 とした (図 5-26 参照)。

低モード数またはモードが生じない周波数範囲の補正後にバンド値に合成し、以降の計算はバンド毎に行う。バンド幅は 5.1 節で検討を行った結果を踏まえて 1/3 オクターブ、対象周波数範囲は 25 Hz 帯域～315 Hz 帯域とする。

衝撃力については 1/3 オクターブバンドごとに測定した衝撃力曝露レベル (図 5-13) を用いるため、計算順序はバンド合成以降となる。

室内の音圧分布により実際に室内の中央寄りに設けられる測定点で観測される値と室内全体の平均の音圧レベルとの間に差が生じる点についての補正としては、図 5-29 に記した平均値 ΔL_{mp} を用いた。

室内平均吸音率は文献[1-6]の「(木質フローリング)」を参考とした。本予測での加振床の条件はコンクリート素面床としており、以降で予測値と比較を行う実測対象室の床もコンクリート素面床であるが、石膏ボード壁の影響等により室全体としては「(木質フローリング)」と同程度の吸音率となると考えた。63 Hz 帯域よりも低い周波数帯域については 0.09 とした。

最大音圧レベルと全時間応答としての音圧レベルの差 ΔC についてはバンドごとの測定値の平均値を参考とし、図 5-14 中の平均値の周波数特性を円滑化した値 (図中の太線) とした。

音響放射効率 σ は 1 とした。一般的な集合住宅のコンクリート床スラブではコインシデンス限界周波数は 100 Hz 以下であり、これよりも低い周波数における音響放射効率を決める必要があるが、先述したようにこの帯域は低モード数またはモードを生じない周波数範囲であり、放射効率も含めた値として前節で述べた補正值を用いることとして、音響放射効率は 1 とする。

$$L_{H,calc} = 20 \log_{10} F - 20 \log_{10} \overline{Z}_{all} + 10 \log_{10} S + 10 \log_{10} \sigma - 10 \log_{10} A + \Delta C + \Delta L_{sf} - \Delta L_{mp} - \Delta L_c + 152 \quad (\text{式 5-28})$$

ただし、

F : 衝撃力 (N)

\overline{Z}_{all} : 加振点からそれぞれの受振点への伝達インピーダンスを平均し、さらに全加振点分平均

したもの

S : 放射面積 (m)

σ : 放射効率 (1とした)

A : 等価吸音面積 (m²)

ΔC : 騒音計の動特性に対する補正量 (dB)

ΔL_c : 二重天井の低減量

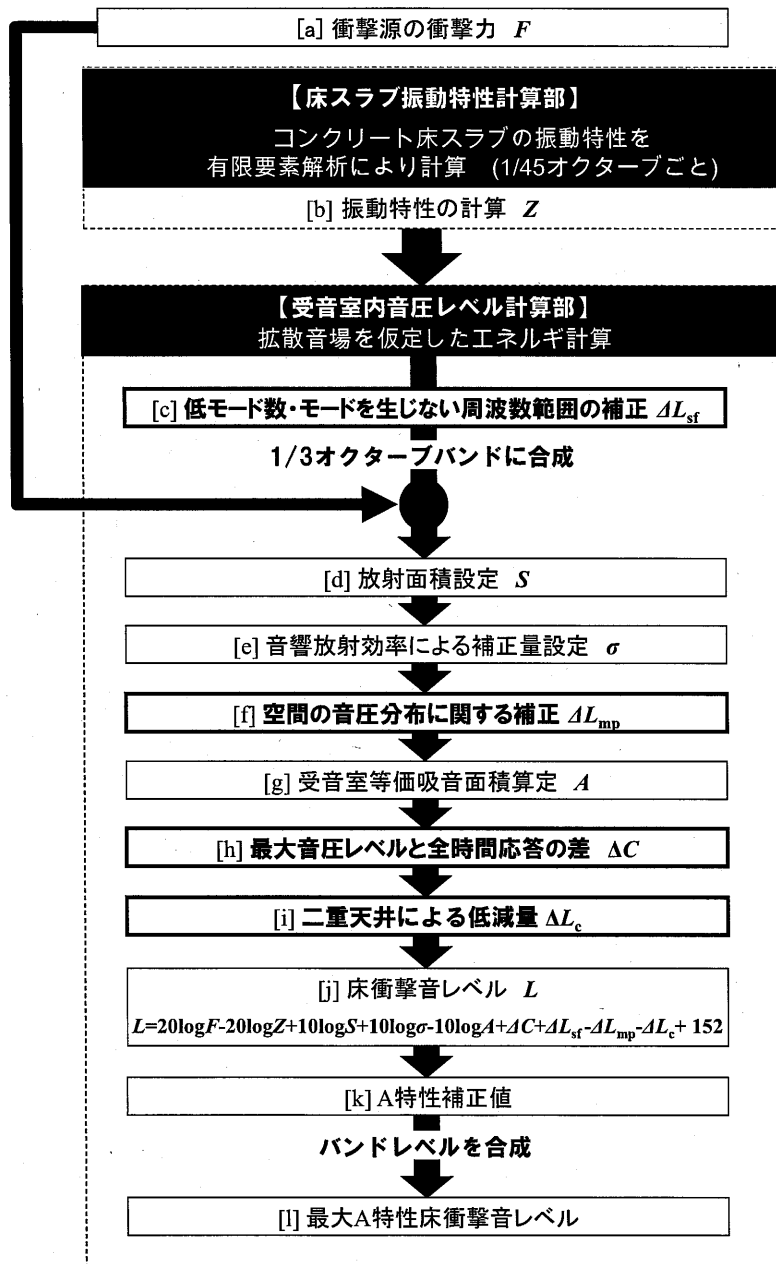


図 5-32 最大 A 特性床衝撃音レベル予測のフロー

5.6 予測結果と実測値との対応

5.2.1 (実建物における測定) で述べた対象室のうち、予測計算を行うための建物諸元が得られた7建物24室についてA特性床衝撃音レベルの予測を行った。予測値と実測値の対応を図5-33に示す。予測値のほうが実測値より0.9 dB大きい傾向があるが概ね対応は良く、相関係数(R)は0.96、差の標準偏差(σ)は1.8 dBとすることができた。

図5-34および図5-35(a)~(e)にバンドごとの予測値を実測値と比較して示す。図5-34の予測値は受音室の二重天井が未施工の条件において測定した実測値との比較であり、図5-35(a)~(e)は二重天井が施工された実測対象室の測定値と二重天井の低減量を考慮した予測計算との比較である。予測対象室の二重天井懐寸法(h)は125 mmから350 mmであり、石膏ボード天井厚さ(t)は9.5 mmまたは12.5 mmである。

63 Hz帯域以上の高い周波数においては予測値と実測値がおおむね一致しており、二重天井の低減量 ΔL_c の決定方法が妥当であることが確認できた。

それ以下の低い周波数帯域においては実測値よりも予測値が特に大きい対象室がある。例えば対象室Dは40 Hz帯域において約15 dB、対象室Oは31.5 Hz帯域で約10 dB、対象室Pは31.5 Hz帯域で約20 dB、対象室Xは40 Hz帯域において約20 dB大きい。この原因について考察するため、対象室Xにおいて実測により得られた対象床スラブの伝達インピーダンスレベル平均値 \bar{Z}_s を用いて予測を行った結果を図5-36に示す(▲印)。インピーダンスレベルの実測値は加振点および受振点を室の2本の対角線を4等分する5点とした平均値であり室全体の平均値ではないため参考値であるが31.5 Hz帯域付近の周波数で値が大きくなっている傾向が予測値(●印)と一致する。したがって床スラブの伝達インピーダンスの予測精度は高いことが分かり、それ以外に差を生じる要因があると考えられる。

一因として31.5 Hz帯域のような低い周波数帯域であってもボード壁等が変形することによって音圧が低下することが考えられる。しかし、10 dB~20 dBという大きな差が生じる主因とは考えにくい。

他の要因として加振力の周波数特性が床スラブによって変化する可能性が考えられる。31.5 Hz付近の周波数帯域で予測値と実測値の差が大きい対象室の例として対象室Dと対象室Xにおいて実測した伝達インピーダンスレベル平均値 \bar{Z}_s (加振点5点、受振点5点とした平均値)の周波数特性を図5-37に示すが、両室とも31.5 Hz付近に大きな落ち込みが見られる。また、図5-38に31.5 Hz付近の周波数帯域で予測値と実測値に大きな差が見られない対象室の例として対象室Hと対象室Qにおいて実測したインピーダンスレベルの周波数特性を示すが、31.5 Hz付近に目立った落ち込みは見えない。このことから31.5 Hz付近において床スラブに鋭い共振が生じる場合に加振源とのインピーダンスの関係により加振力の周波数特性が変化している可能性があり、実測のバンド音圧レベルが小さくなっている可能性がある。なお、図5-37の対象室Dおよび図5-38の対象室Qには63 Hz付近に落ち込みがある。図5-34、図5-35の各対象室の当該帯域をみると予測値と実測値に比較的大きな差があり、同様に加振力の変化が影響している可能性がある。この点については今後の検討課題である。

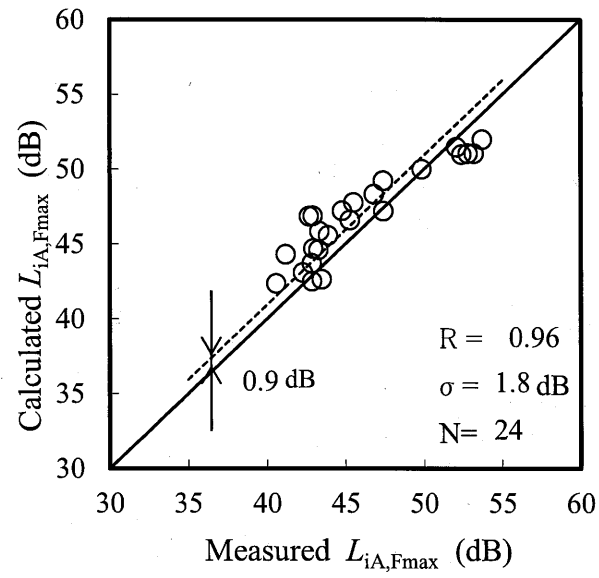


図 5-33 最大 A 特性床衝撃音レベル予測値と実測値の比較

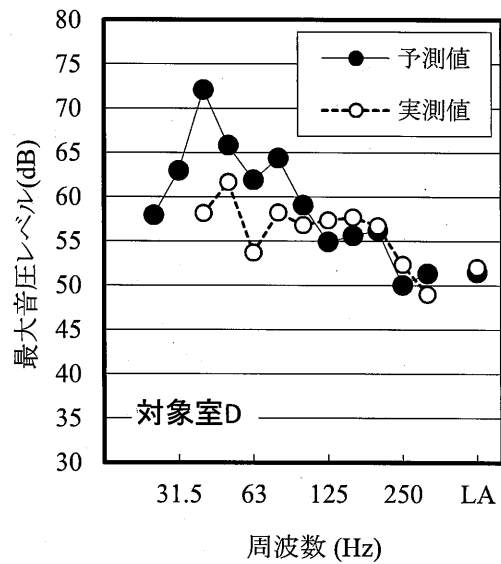
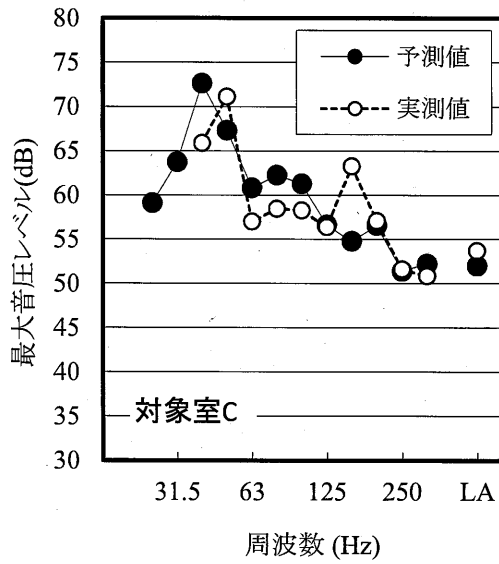
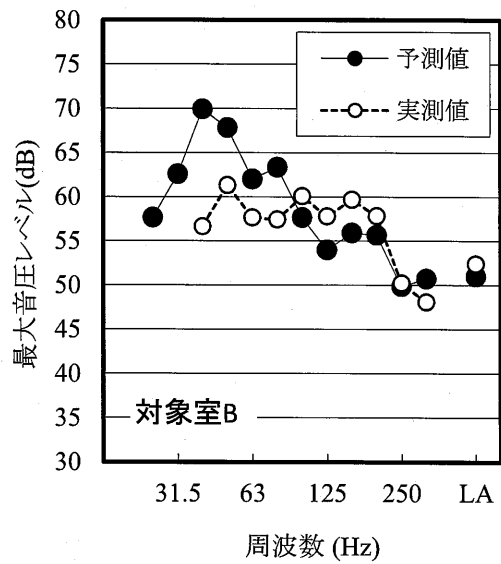
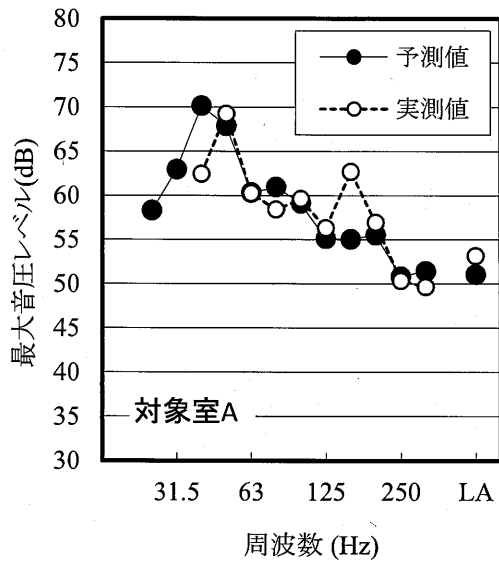


図 5-34 最大 A 特性床衝撃音レベルおよびバンドレベル予測値と実測値の比較
(天井がコンクリート素面)

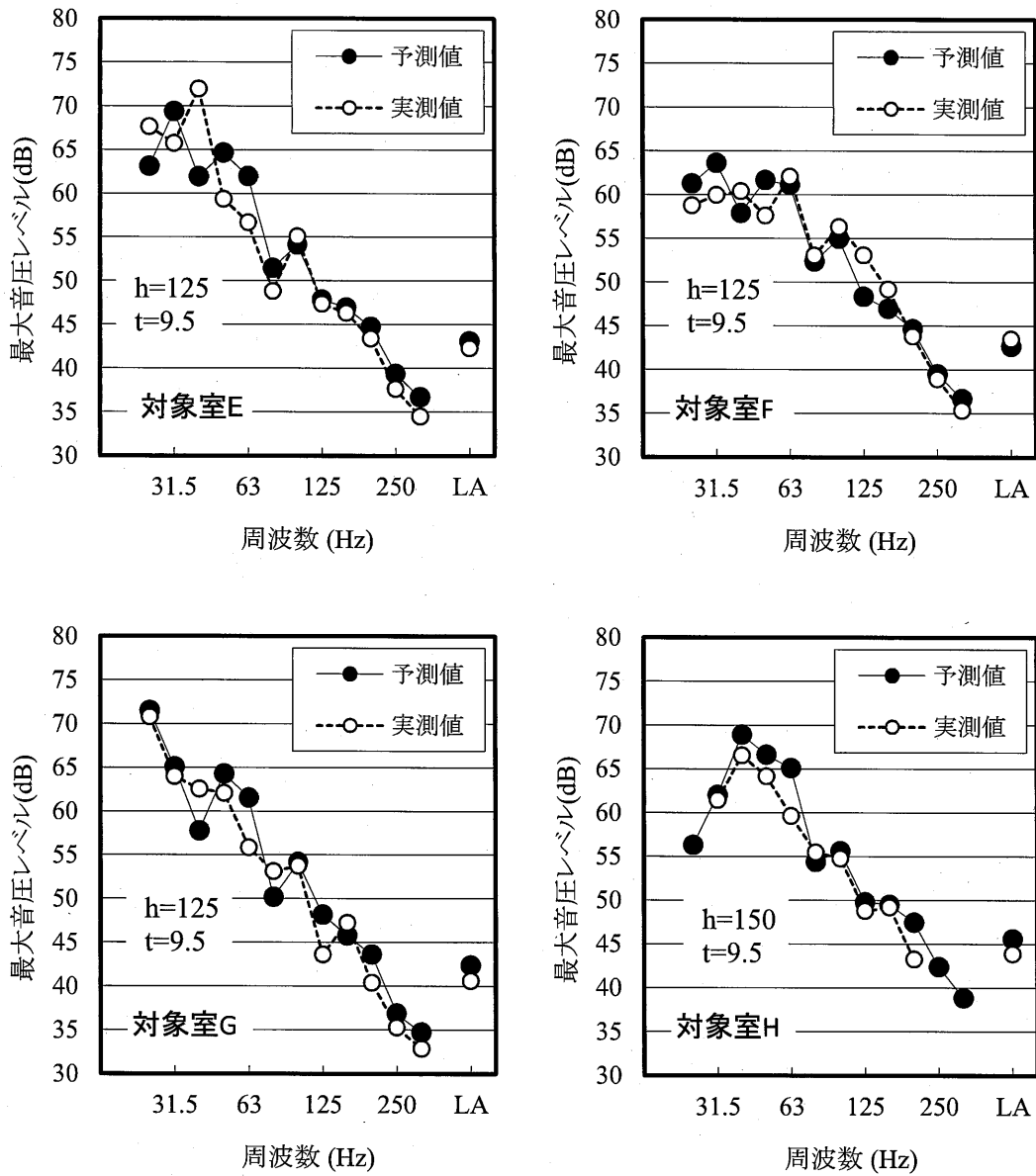
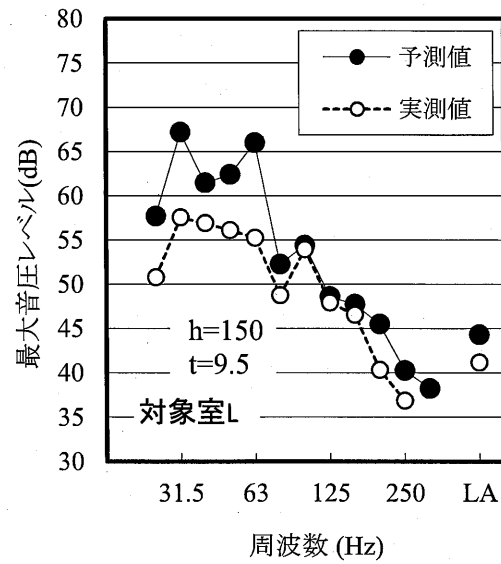
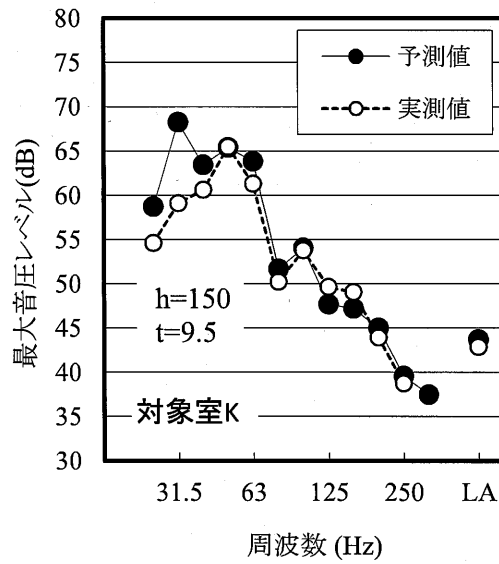
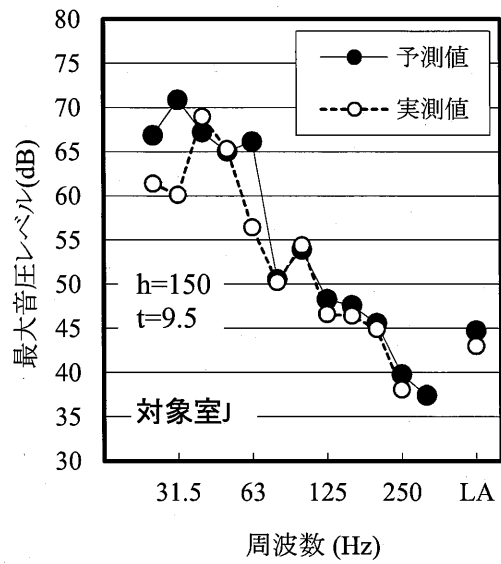
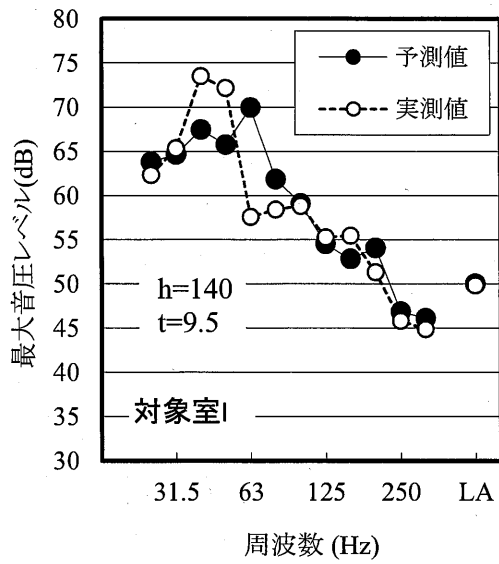


図 5-35(a) 最大 A 特性床衝撃音レベルおよびバンドレベル予測値と実測値の比較
(二重天井の低減量を考慮)



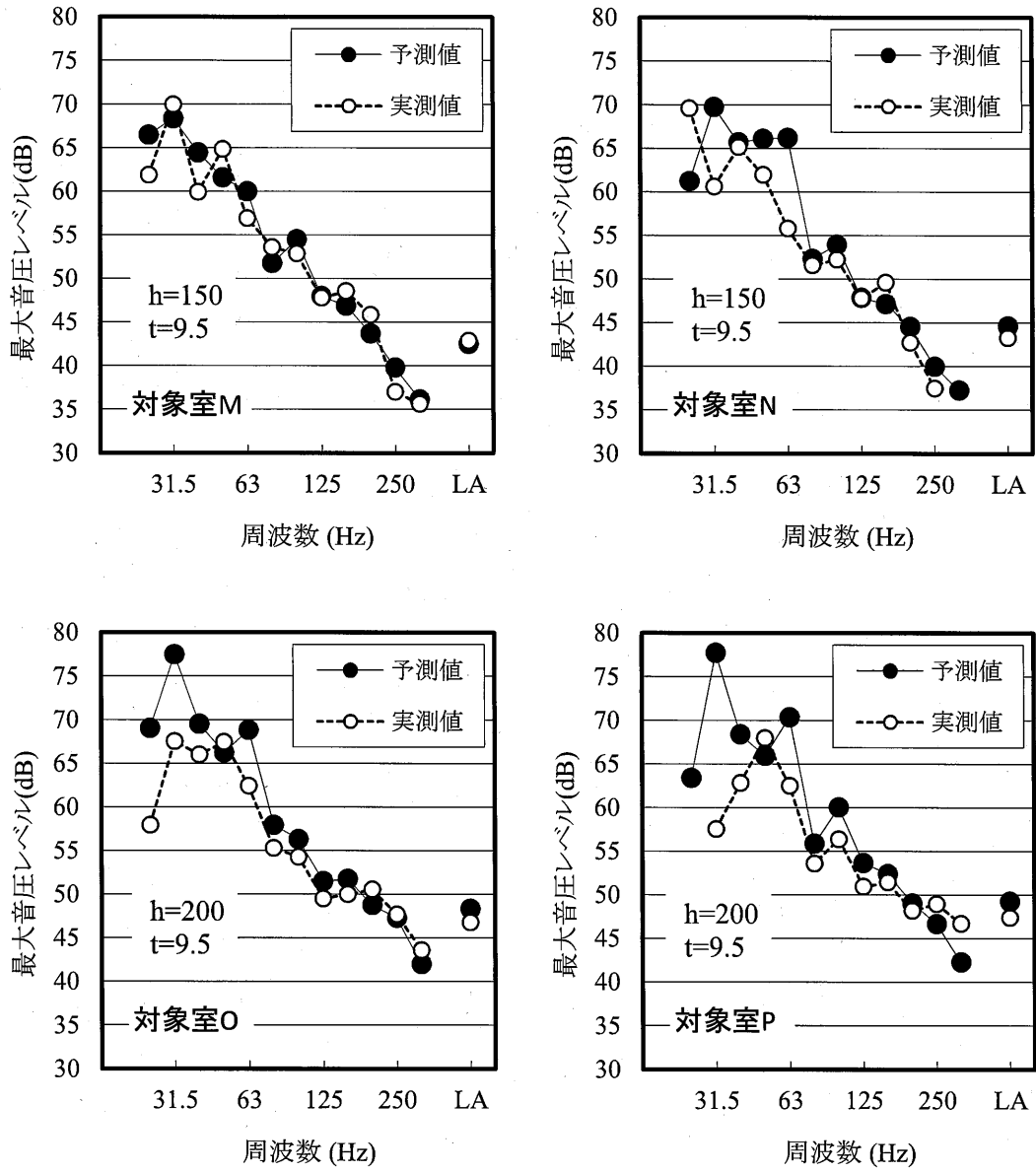


図 5-35(c) 最大 A 特性床衝撃音レベルおよびバンドレベル予測値と実測値の比較
(二重天井の低減量を考慮)

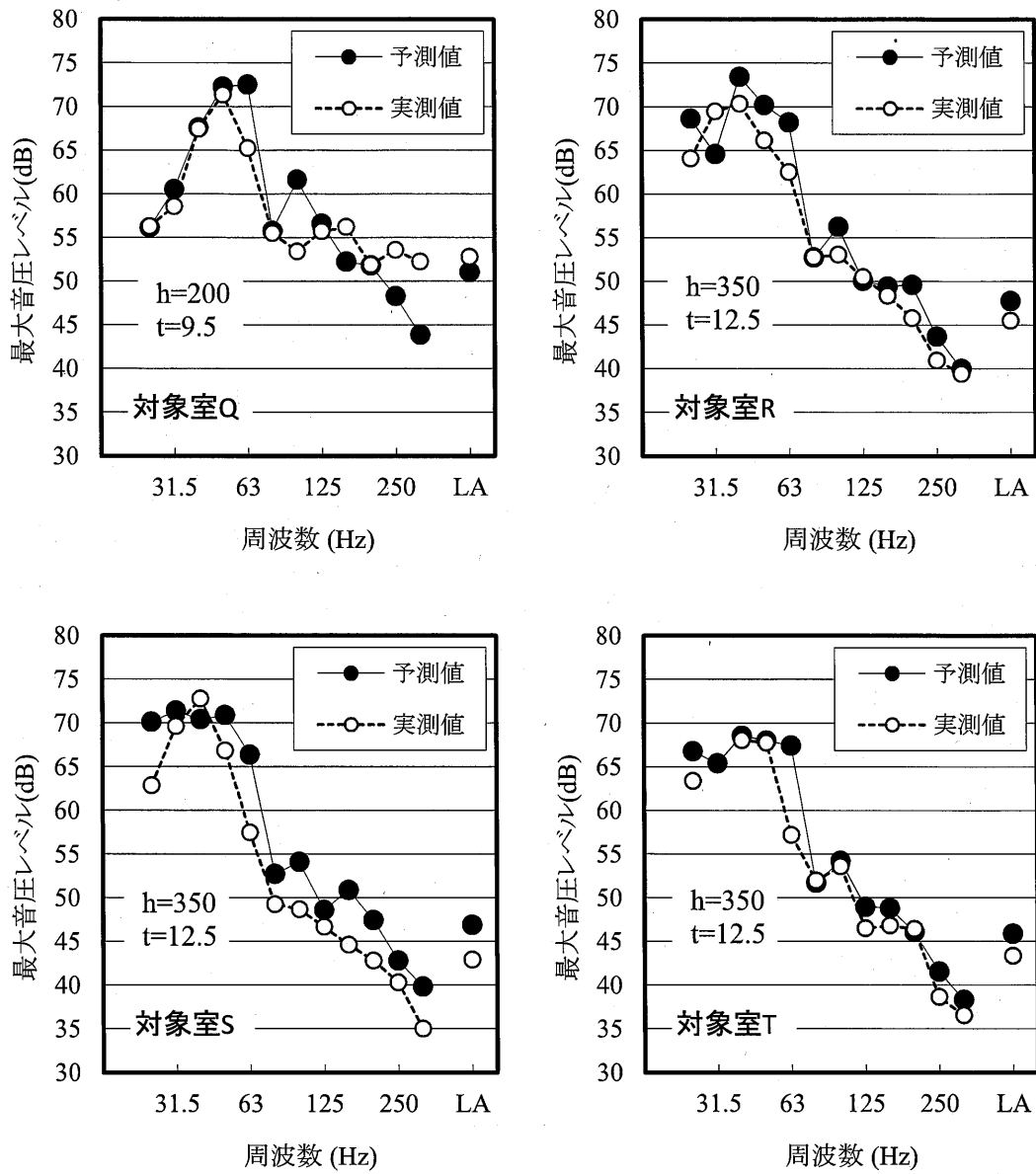


図 5-35(d) 最大 A 特性床衝撃音レベルおよびバンドレベル予測値と実測値の比較
(二重天井の低減量を考慮)

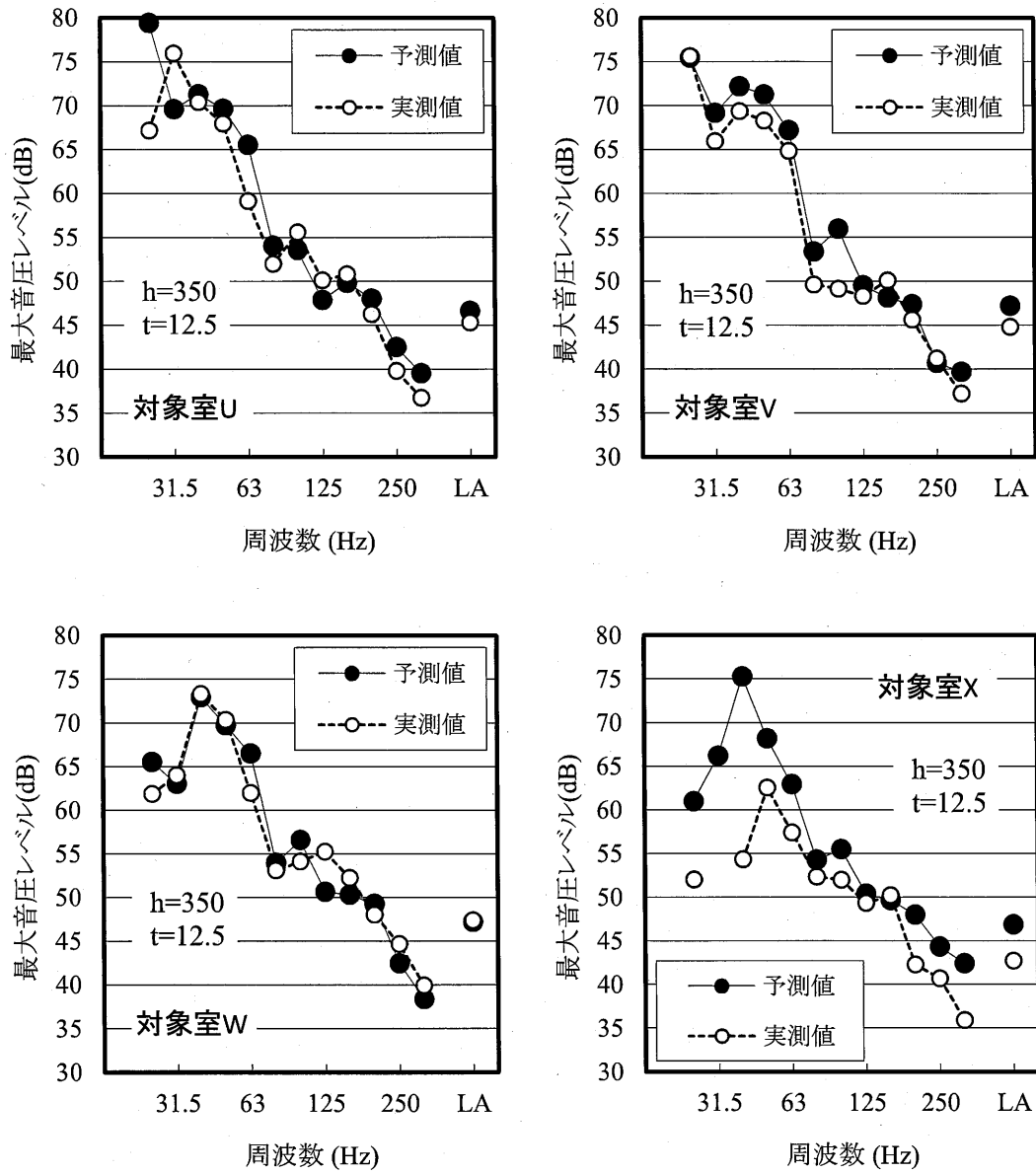


図 5-35(e) 最大 A 特性床衝撃音レベルおよびバンドレベル予測値と実測値の比較
(二重天井の低減量を考慮)

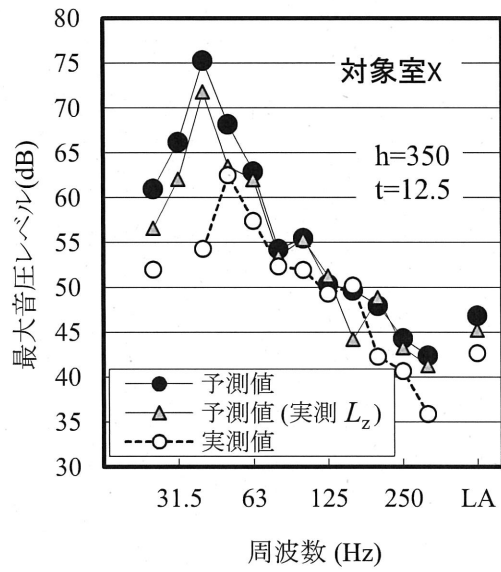


図 5-36 伝達インピーダンスレベル平均値の実測値からの最大 A 特性床衝撃音レベル計算値
(実測値および伝達インピーダンスレベル平均値の計算値からの予測値も比較のため示す)

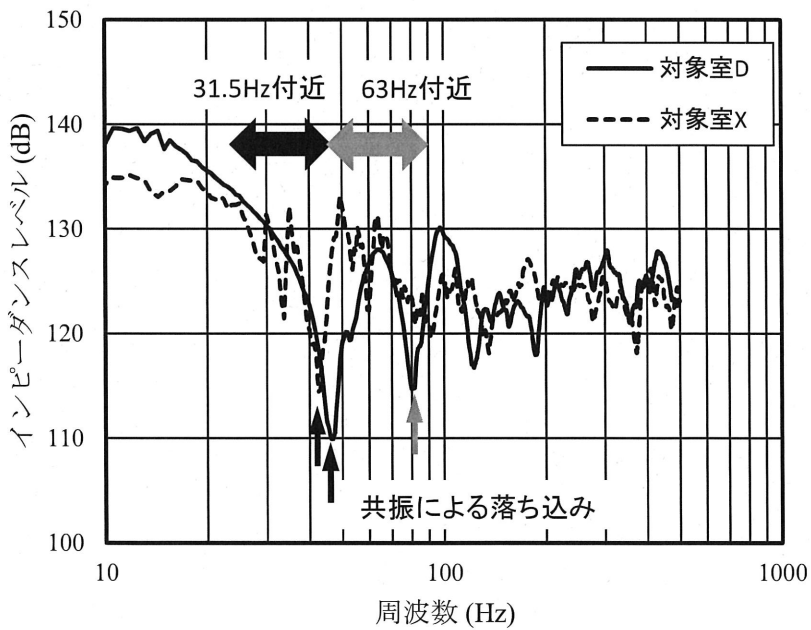


図 5-37 平均インピーダンスレベル実測値
(低域のバンドレベル予測値と実測値の差が大きい対象室)

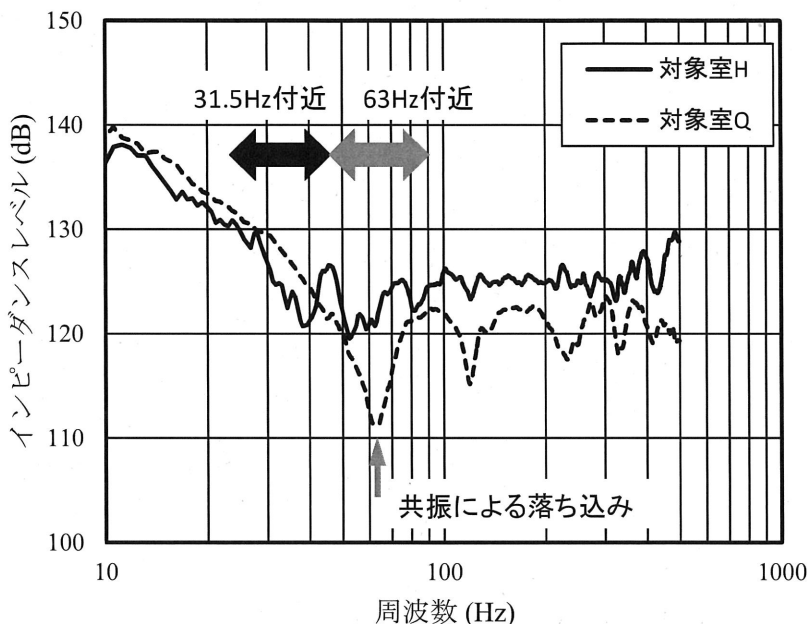


図 5-38 平均インピーダンスレベル実測値
(低域のバンドレベル予測値と実測値の差が小さい対象室)

なお、参考として、低モードあるいはモードが存在しない周波数範囲の補正值 ΔL_{sf} 、および空間の音圧分布に関わる補正值 ΔL_{mp} の有効性を確認するために、 ΔL_{sf} および ΔL_{mp} の補正を施さずに計算した予測値と実測値を比較した結果を図 5-39 に示す。全体として予測値は実測値より大きくなり、その差は補正を施した場合よりも非常に大きい。また、ばらつきも大きくなる。

図 5-40 は予測値と実測値の周波数特性を比較した例である。補正を施さない場合、周波数全体として予測値が大きく、空間の音圧分布に関わる影響が見える。また、25 Hz~31.5 Hz 帯域では実測値より非常に大きく、圧力音場との差の影響が見える。40 Hz から 80 Hz 帯域では実測値と周波数特性が異なり、低次モードの影響が見える。これらの影響を ΔL_{sf} および ΔL_{mp} により補正することで、全体としての周波数特性が実測値と一致する。

このように、補正值の有無の計算結果をそれぞれ実測値と比較することにより、本検討の補正方法が有効であることが確認できた。

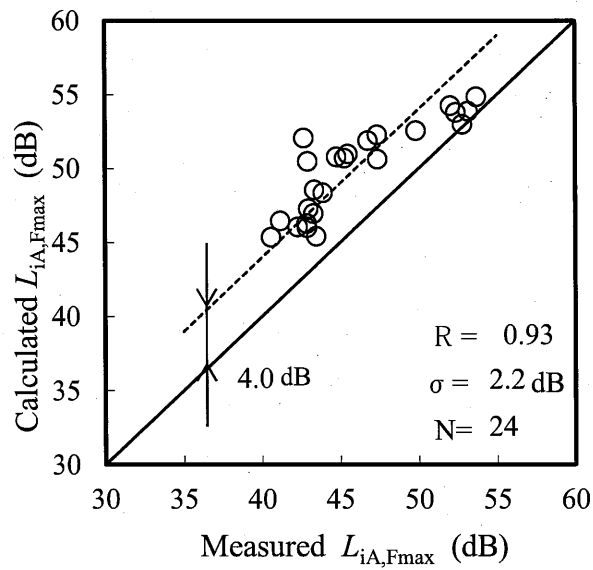


図 5-39 最大 A 特性床衝撃音レベル予測値と実測値の比較
 (参考として、予測値を補正值 ΔL_{sf} および ΔL_{mp} なしで計算)

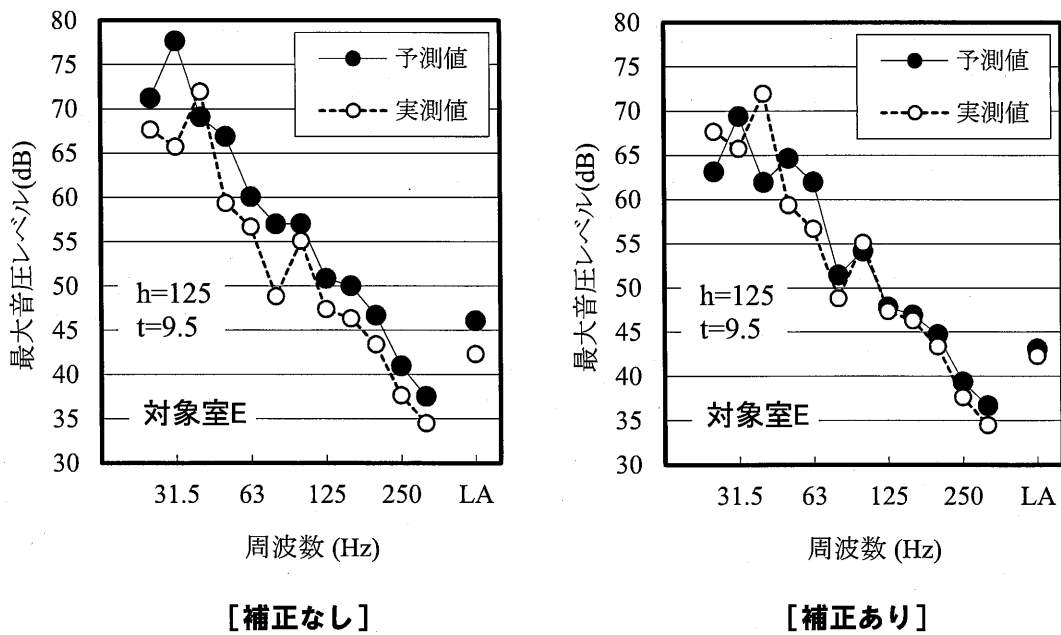


図 5-40 最大 A 特性床衝撃音レベル予測値と実測値の周波数特性の比較例
 ([補正なし] は参考のため補正值 ΔL_{sf} および ΔL_{mp} なしで計算)

5.7 第5章のまとめ

ゴムボールを衝撃源とした最大 A 特性床衝撃音レベルを予測する方法について検討を行い、以下の結論を得た。

バンドレベルの合成によって最大 A 特性床衝撃音レベルを求めるためには、25 Hz 帯域～315 Hz 帯域の周波数範囲で 1/3 オクターブバンド最大音圧レベルに A 特性補正を施し、バンド値を合成すれば、周波数重みづけ特性 A を通して直接測定した値との差を 1 dB 以内にできる。この合成方法を予測においても用いた。

最大音圧レベルと全時間応答の差 ΔC の室による違いは比較的小さい。予測の補正值としては周波数ごとの定数として扱った。

低モード数となる周波数範囲では完全拡散音場を仮定したエネルギー計算値との差は天井高に起因する周波数特性を持ち、一般的な天井高であればこの差は 63 Hz 付近において大きく生じる。この差について鉛直方向に着目した補正式を提案した。

モードを生じない周波数範囲においては圧力音場との差に相当する誤差を持つ。これについて圧力音場との差で補正する方法を提案した。

室内の音圧分布により、実測では室内中央寄りの測定点で観測される値と室内全体の平均の音圧レベルとの間には差が生じる。室寸法の違いによる補正值の違いは小さいため周波数ごとの定数として補正值を提案した。

二重天井の低減量を実測値により検討し補正方法を提案した。

上記の検討結果を考慮し、ゴムボールを衝撃源とした最大 A 特性床衝撃音レベルの予測を行ったところ、予測値は実測値と非常に良い対応を示し、従来には予測方法が無かった、最大 A 特性床衝撃音レベルの予測が可能となった。ただし、周波数ごとの予測値には 63 Hz 未満の低い周波数において実測値との差が大きく生じる場合もある。原因として、床スラブに鋭い共振が生じる場合に実測では加振力の周波数特性が変化することが考えられる。これについては今後の検討課題である。

第6章 床スラブ内の平均的な重量床衝撃音遮断性能の評価

第6章では、構造計画の初期段階において居室の配置や寸法が未設定の条件であっても、できるだけ最適な床スラブ厚を選定できる手法について検討する。これは基本設計時に床スラブ厚等の構造条件を基本設定するための手法であり、この後に実施設計において、より住宅プランなどが詳細に設定された条件で、「FEM 併用法」などを用い、居室ごとの重量床衝撃音遮断性能を予測検討する流れとなる。実施設計における居室ごとの検討によって構造計画の変更が必要となった場合には、適宜、当該する床スラブごとに厚さを変更すればよい。ただし、この場合、床スラブ厚を大きくするといった、構造的な負担が増える変更を行うことは、現実には非常に困難である。またコスト面でも許容され難い。したがって、それらを避けるために、第6章で検討する手法としては、安全側に評価を行って床スラブ厚を選定できるものを考える。

その方針として、床スラブに様々な配置された多数の室の各重量床衝撃音遮断性能の平均的な値の把握を行うこととする。また、その平均的な値が、床スラブ内全範囲の平均振動特性を仮定的な室の床の振動特性として予測される重量床衝撃音遮断性能(床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HAL: Hypothetical Average impact sound pressure Level) で近似できることを示し、HAL を居室の配置に関わらない評価値として提案する。

次に、構造設計で用いることができるデータベースとするため、様々な床スラブに対して HAL を計算する。重量床衝撃音遮断性能は床スラブの平面寸法の影響を大きく受ける^{[1-16],[6-1]}ことから、様々な平面寸法を設定し、第5章までに検討し、改良した「FEM 併用法」を用いて HAL を計算する。そして、その性能と床スラブ寸法との関係について考察する。なお、これらの計算結果は次の第7章において、簡易計算法の導出のための基準データとして用いられる。

本章で検討を行う単一数値評価値としては、従来から多く用いられてきたタイヤ(衝撃力特性(1))^[1-11]を衝撃源とする床衝撃音レベル等級(L数)^[1-12]および、今後広く使用され则认为られるゴムボール(衝撃力特性(2))^[1-11]を衝撃源とした最大A特性床衝撃音レベル^[1-12]の2種類とした。HALのうち、前者については HALH、後者については HALA と呼ぶこととする。

6.1 第6章における検討点

本章では以下に挙げる(1)から(3)の検討を行う。

(1) 床スラブ内の重量床衝撃音遮断性能の分布と平均値の計算

第5章までに検討し、改良した「FEM 併用法」を用い、床スラブ内に様々な配置された多数の室の重量床衝撃音遮断性能を計算し、その分布と平均値を求める。

(2) 床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HAL およびその計算方法の妥当性の検証

上記(1)のように、ある床スラブについて多数の室配置を設定して重量床衝撃音遮断性能平均値を求める場合、非常に多くの計算を行う必要がある。そこで、これを簡略化するため、床スラブの平均的な振動特性を計算し、それを基に重量床衝撃音遮断性能を求める。この手法による重量床衝撃音遮断性能を以降、床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HAL と呼ぶこととする。この方法が妥当であり多数の室の重量床衝撃音遮断性能平均値と同等となるかを検証する。

(3) HAL と床スラブ寸法の関係

様々な床スラブ寸法条件を設定し、HAL を有限要素解析を用いて計算する。HAL の計算結果と床スラブ寸法の関係を考察する。

6.2 床スラブ内に様々な配置された室の重量床衝撃音遮断性能の計算

6.2.1 対象床スラブと室寸法条件

図 6-1 に示すような梁で囲まれた矩形の床スラブが 5 スパン並んだ鉄筋コンクリートラーメン造建物を想定し、中央に位置する床スラブを対象として検討を行った。梁断面寸法はスラブ面積約 30 m^2 から 300 m^2 の実建物で用いられている平均的な梁断面を参考として $600 \text{ mm} \times 900 \text{ mm}$ とした。室の床面積は住宅の居間の寸法を参考として 16 m^2 (10 畳程度) に設定した。また、天井高は 2.55 m とした。

6.2.2 重量床衝撃音遮断性能の計算条件

改良した「FEM 併用法」を用いて重量床衝撃音遮断性能の計算を行った。

(1) 有限要素解析による振動特性

床スラブの振動特性の計算は、「FEM 併用法」のうち、第 3 章で改良した「床スラブ振動特性計算部」の計算方法を用いて行った。ただし、モデル化の床スラブ範囲は、対象とする床スラブを中央とした 5 スパンの床スラブとした。

室は図 6-2(A)の点線で囲まれた範囲に設定した。有限要素モデル (FEM モデル) の 1 節点ずつ室の位置をずらして多数の室を設定し、各室ごとに加振点を 5 点設け、伝達インピーダンスレベル平均値を求めた。

このように、床スラブ内全体に多数の室を設定して平均値を求めることとしたが、実際の集合住宅では、室寸法に対して床スラブ寸法が大きい場合には、居室は床スラブの中央に配置さ

れるよりも、梁に近い位置に配置されることが多い。梁に近い場合には梁の剛性の影響を受けるため、仮に、実計画において設定される居室の重量床衝撃音遮断性能平均値を求めることができたとすれば、その値は床スラブ内全体の平均値よりもやや低いと推定される。しかし、床スラブの中央に配置された居室の割合は少ないものの、しばしば存在する。先述したように、本章で検討するのは、安全側に評価できる手法である。それは基本設計よりも後の段階において構造的な負担が大幅に増加するような構造計画変更を避けるためである。したがって、床スラブ内の全体の平均を行うこととした。

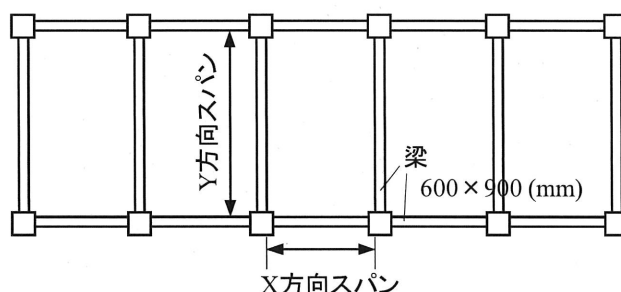


図 6-1 検討対象

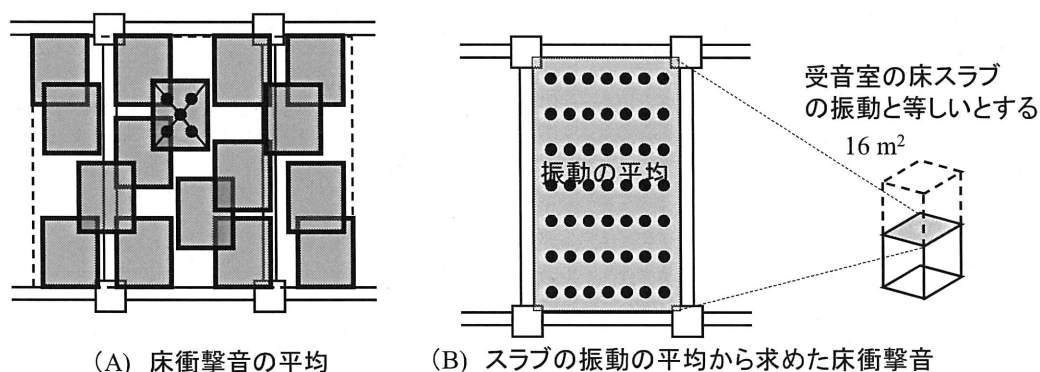


図 6-2 平均化の考え方

(2) エネルギー計算による受音室の音圧レベル

第4章および第5章に述べた「受音室内音圧レベル計算部」の方法を用いて、ゴムボールを衝撃源とした最大A特性床衝撃音レベルの場合は式5-28により、タイヤを衝撃源とする床衝撃音レベル等級(L数)の場合は式4-6によって行った。

6.2.3 重量床衝撃音遮断性能の分布と平均値

表 6-1 に示す床スラブ寸法と室寸法の 4 種類の条件について、重量床衝撃音遮断性能を計算した。

計算結果を図 6-3 に示す。図 6-3(1)は床スラブ寸法 6 m×6 m の最大 A 特性床衝撃音レベル計算結果の分布である。図中に実線で示す平均値を中心として 3~4 dB の幅を持って分布している。また、図 6-3(2)に同床スラブ寸法の L 数の分布を示す。最大 A 特性床衝撃音レベルの場合よりも横軸の分布範囲が広く、平均値を中心として 5~6 dB の幅がある。

床寸法 7 m×10.5 m の場合も床スラブ寸法 6 m×6 m の場合と同様な分布となっている(図 6-3(3)、図 6-3(4))。

表 6-1 平均化の違いの検討対象一覧

モデル		スラブ寸法	室寸法	検討室数
条件 1	1-1	6 m×6 m	4 m×4 m	176
	1-2	厚さ 200 mm	3.5 m×4.6 m	168
条件 2	2-1	7 m×10.5 m	4 m×4 m	552
	2-2	厚さ 200 mm	3.5 m×4.6 m	504

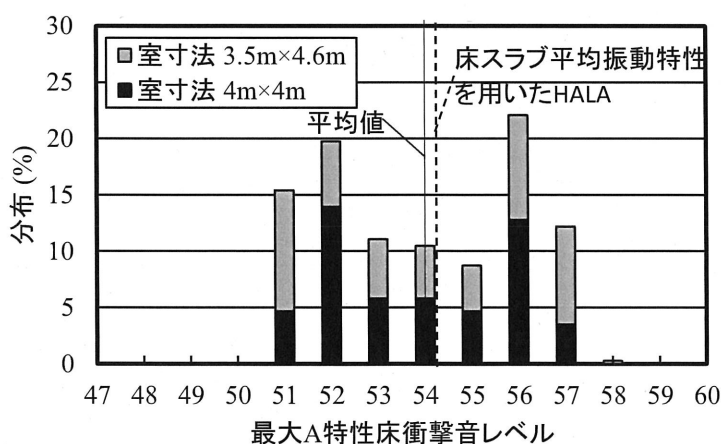


図 6-3(1) 床スラブ上の室の床衝撃音遮断性能分布および平均値
条件 1 (6 m×6 m), 最大 A 特性床衝撃音レベル

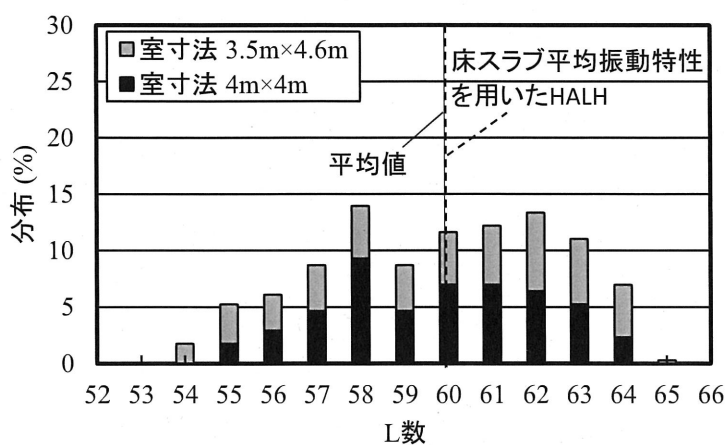


図 6-3 (2) 床スラブ上の室の床衝撃音遮断性能分布および平均値
条件 1 (6 m×6 m), L 数

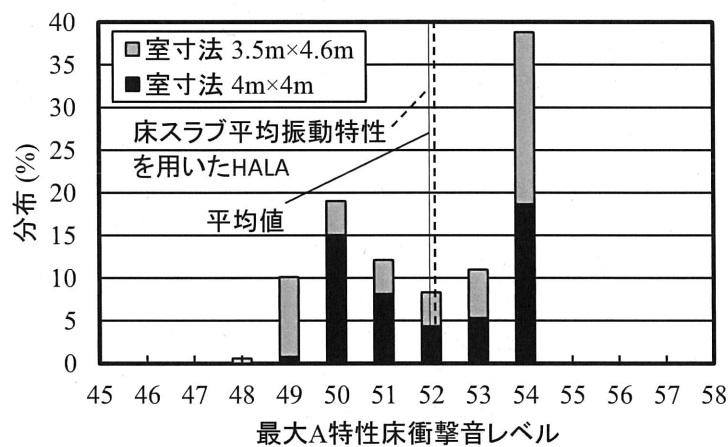


図 6-3 (3) 床スラブ上の室の床衝撃音遮断性能分布および平均値
条件 2 (7 m×10.5 m), 最大 A 特性床衝撃音レベル

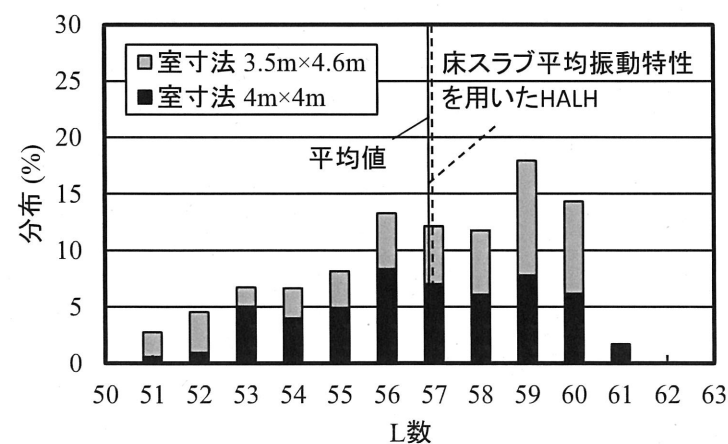


図 6-3 (4) 床スラブ上の室の床衝撃音遮断性能分布および平均値
条件 2 (7 m×10.5 m), L 数

6.3 床スラブ平均振動特性を用いた床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HAL およびその計算方法の妥当性の検証

6.2.2 (重量床衝撃音遮断性能の計算条件) に述べたような、多数の室配置を設定して重量床衝撃音遮断性能平均値を求める方法の場合、非常に多くの計算が必要となる。そこでこれを簡略化するため、床スラブの平均的な振動特性を計算し、それを基に重量床衝撃音遮断性能を求めることとする (図 6-2(B))。しかし、この結果が床スラブに様々に配置される室の重量床衝撃音遮断性能を平均化した結果 (図 6-2 (A)) と一致するかどうか確認を行う必要がある。

6.3.1 平均振動特性を用いた床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HAL の計算方法

HAL の計算のうち、床スラブの振動特性の計算は、6.2.2 と同様に改良した「床スラブ振動特性計算部」の計算方法を用いて行った。ただし、当該床スラブ全体の伝達インピーダンス平均値 $\overline{L_{z,all,HAL}}$ を基に計算を行う点が異なる。当該床スラブ全体の伝達インピーダンス平均値 $\overline{L_{z,all,HAL}}$ は、中央の床スラブ内に加振点を 49 点、等間隔に設け (図 6-2(B)●印)、各加振点から中央スラブ内の全節点への伝達インピーダンスを計算し、それらを平均して求めた。

「受音室内音圧レベル計算部」では、受音室を 4 m×4 m または 3.5 m×4.6 m の平面寸法を持つ仮想的な室とし、室の床の振動特性が $\overline{L_{z,all,HAL}}$ と等しいとして計算を行った。

6.3.2 HAL の計算方法の妥当性の検証

表 6-1 に示す床スラブおよび室寸法の 4 種類の条件について、HALA (ゴムボール衝撃源による最大 A 特性床衝撃音レベル) および HALH (タイヤ衝撃源による床衝撃音レベル等級) を計算し、6.2.3 (重量床衝撃音遮断性能の分布と平均値) に示した複数室の重量床衝撃音遮断性能の平均値と比較した。図 6-3(1)から図 6-3(4)に点線で示す。いずれの条件の場合も複数室の平均値と HAL が一致することを確認できた。

6.4 様々な床スラブ寸法に対する HAL の計算

前節で述べた計算方法を用い、構造設計で参考とできるデータベースとするため、様々な床スラブ寸法を設定して HAL を計算する。これらの計算結果は次の第 7 章における簡易計算法の導出のための基準データとして用いる。

床スラブ厚は 200 mm、250 mm、300 mm、350 mm の 4 種類とした。平面寸法 (梁の内法寸

法)は4 m×4 mから8 m×16 mまでとし、床スラブ厚ごとに約30種類、合計108種類を設定した。梁断面寸法は床スラブ厚および平面寸法に関わらず600 mm×900 mmとした。検討対象とした床スラブ寸法一覧を表6-2に示す。

室の床面積は床スラブ寸法に関わらず16 m²、天井高は2.55 mとした。

表6-2 対象床スラブ寸法

スラブ厚	200 mm						250 mm						300 mm						350 mm						
	X方向スパン (m)																								
	4	5	5.5	6	7	8	4	5	5.5	6	7	8	4	5	5.5	6	7	8	4	5	5.5	6	7	8	
Y方向スパン (m)	16	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	●	
	15	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
	14	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	●	●	-	-	-	-	●	
	13	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
	12.3	-	-	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	
	12	-	-	-	●	-	●	●	-	-	●	-	●	-	-	-	●	-	●	-	-	-	●	-	●
	11	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	
	10.5	-	-	-	-	●	-	-	-	-	●	●	-	-	-	-	●	●	-	-	-	-	-	●	
	10	-	●	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	-	●	-	-	
	9	-	-	-	●	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	●	-	
	8.75	-	-	-	-	●	-	-	●	-	-	●	-	-	●	-	-	●	-	-	●	-	-	-	
	8	●	-	-	-	-	●	●	-	-	●	-	●	●	-	-	-	-	●	●	-	-	-	●	
	7.5	-	●	-	●	-	-	-	●	-	●	-	-	-	●	-	●	-	-	-	●	-	●	-	
	7	●	-	●	-	●	-	●	●	●	●	●	-	●	-	●	●	●	-	-	-	●	●	●	
	6.25	-	●	-	●	-	-	-	●	-	●	-	-	-	●	-	●	-	-	-	●	-	●	-	
	6	●	●	●	●	-	-	●	●	●	●	-	-	●	●	●	●	-	-	●	●	●	●	-	
5.5	-	-	●	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	●	-	-		
5	-	●	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	-	●	-	-		
4	●	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	●	-	-	-	-	-	-	-	●	-	-		

● 計算を行った条件

6.4.1 HALA と床スラブ寸法の関係

図6-4にHALAの計算結果を床スラブ厚ごとに示す。床スラブ厚が一定であってもスラブの平面寸法によって値が異なる。各図の左下に近い寸法の値は大きく、右上に近い寸法の値は小さい傾向がある。

図6-5左に床スラブ厚300 mmの結果から200 mmの結果を引いた値を示す。いずれの平面寸法の床スラブにおいても値が小さくなっている。平均的には-7 dB程度であり、無限大板インピーダンスの比(-7.0 dB)と等しい。また、図6-5右に床スラブ厚350 mmの結果から250 mmの結果を引いた値を示す。この場合もいずれの平面寸法の床スラブにおいても値が小さくなっており、平均的な差の値は無限大板インピーダンスの比(-5.8 dB)と同程度である。

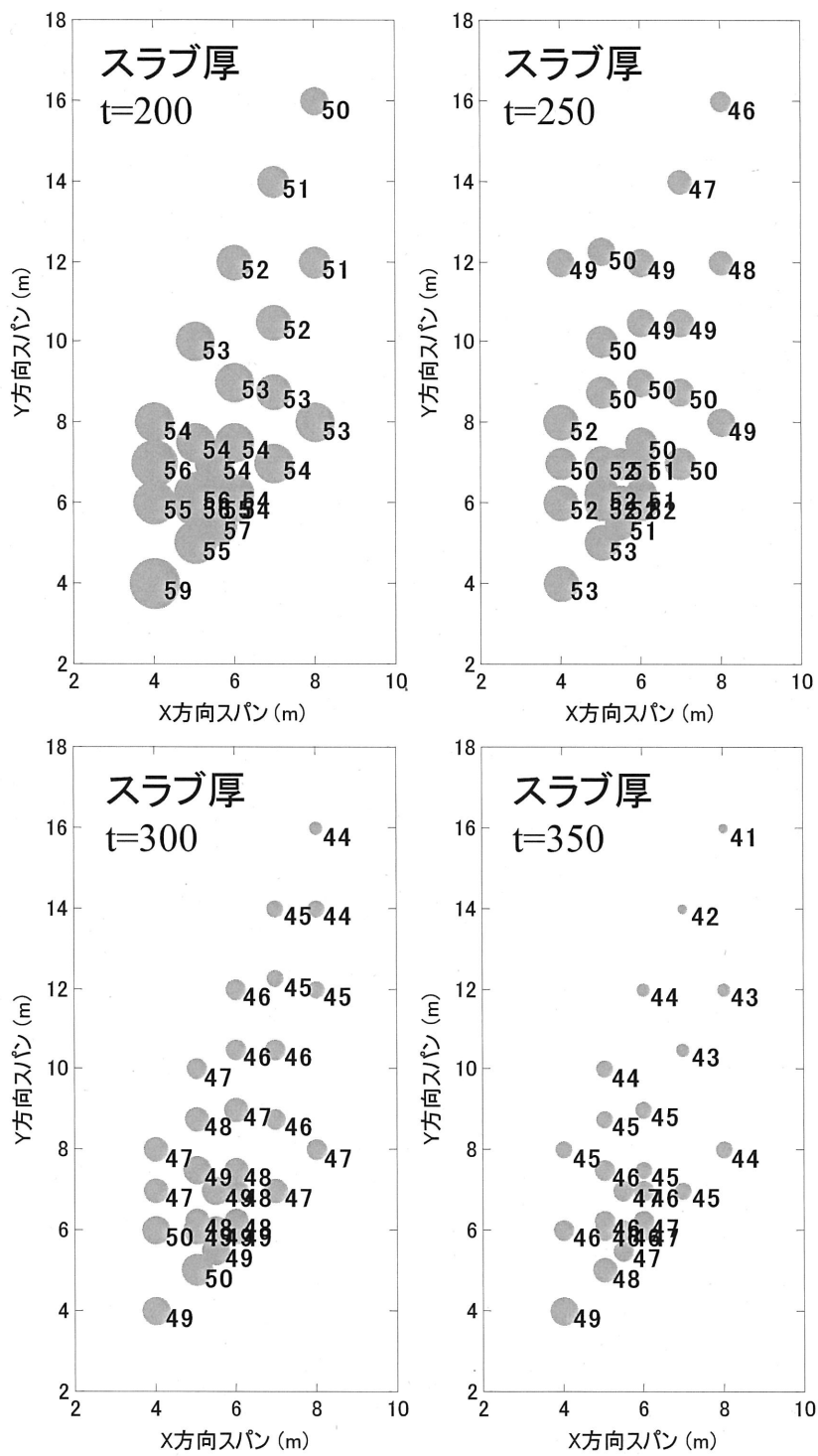


図 6-4 HALA 計算結果

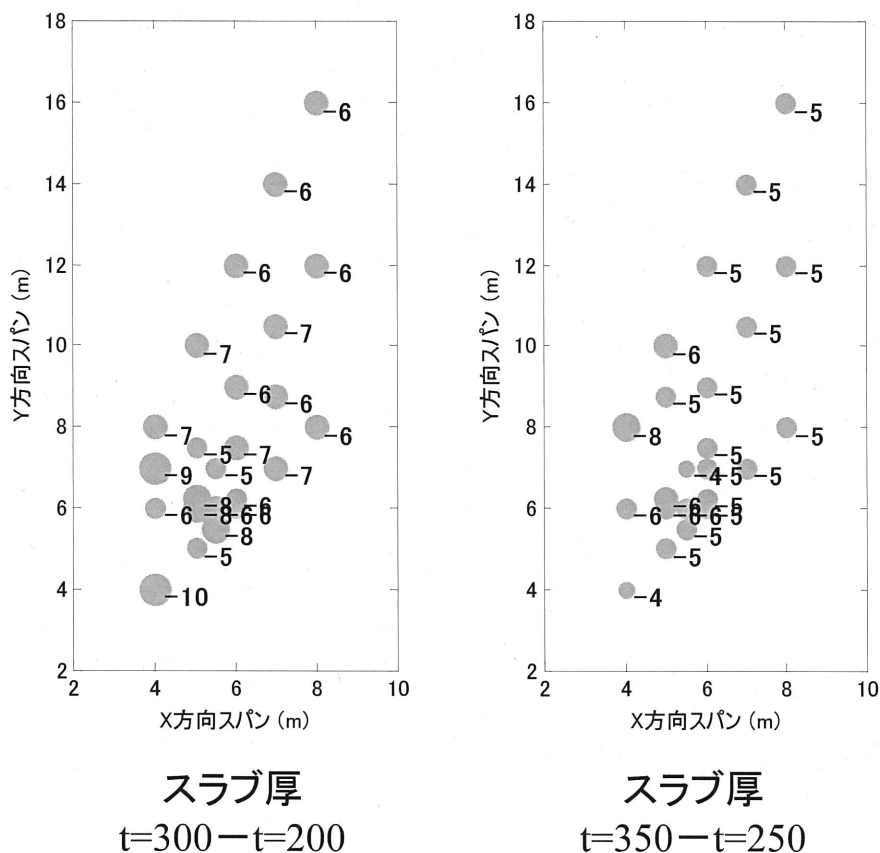


図 6-5 HALA の差

6.4.2 HALH と床スラブ寸法の関係

図 6-6 に HALH の計算結果を床スラブ厚ごとに示す。HALH の場合も床スラブ厚が一定であっても床スラブの平面寸法によって値が異なり、床スラブ平面寸法が大きいほど HALH が小さい傾向がある。ただし、HALA の場合と異なり、床スラブ平面寸法を大きくしても単純に値が減少せず、HALH が特に大きくなる平面寸法が存在する。その結果、床スラブが厚くなっても単純に値は小さくならない。

床スラブ厚 300 mm の結果から 200 mm の結果を引いた値 (図 6-7 左) は、平均的には無限大板インピーダンスの比 (-7.0 dB) に近いが、床スラブの平面寸法によって大きく異なる。また、床スラブ厚 350 mm の結果から 250 mm の結果を引いた値 (図 6-7 右) も平面寸法によって異なり、床スラブ厚を 100 mm 増加させたにもかかわらず、ほとんど効果が得られない寸法もあることがわかる。

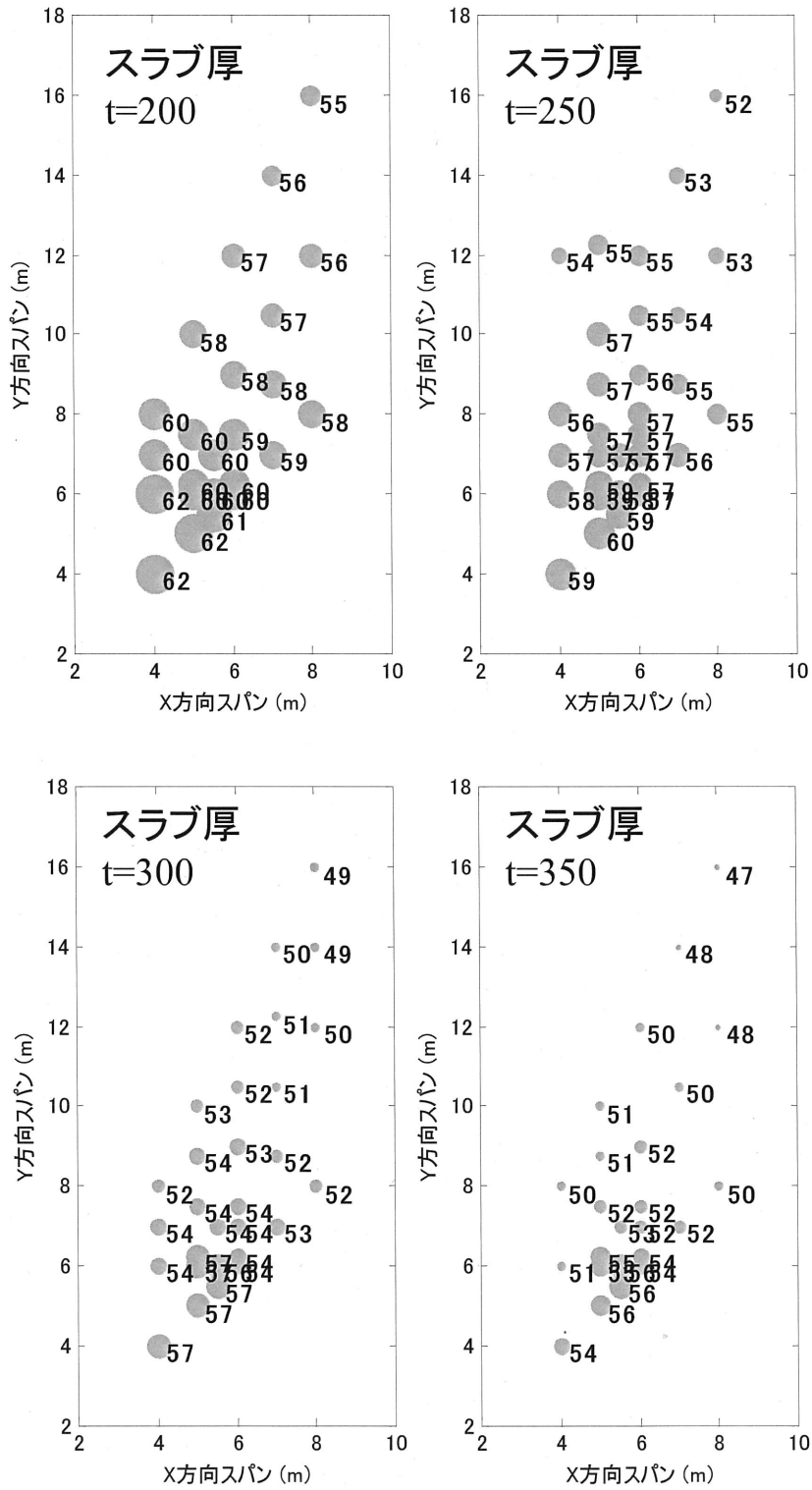


図 6-6 HALH 計算結果

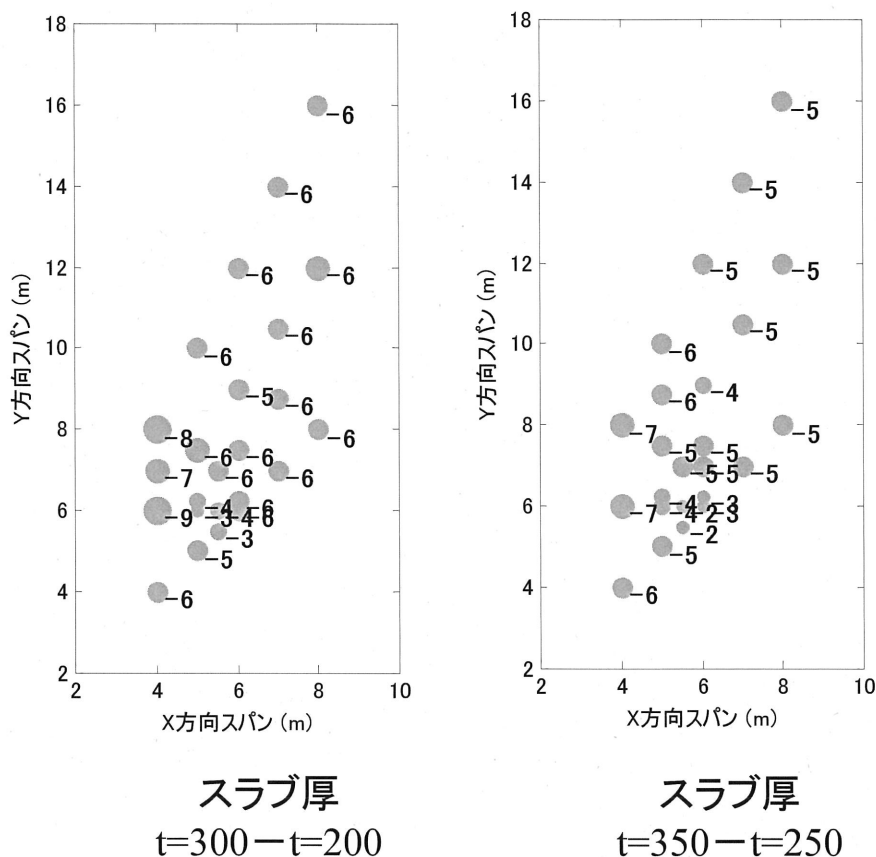


図 6-7 HALH の差

6.5 第6章のまとめ

第6章では、構造計画の初期段階において居室の配置が定まらない条件であってもできるだけ最適なスラブ厚を選定できる手法について検討した。その方針として、床スラブに様々な配置された多数の室の各重量床衝撃音遮断性能の平均的な値を把握することとした。そして、その平均的な値が、床スラブ内全範囲の平均振動特性を仮想的な室の床の振動特性として予測される重量床衝撃音遮断性能（床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HAL）で近似できることを示し、HAL を居室の配置に関わらない評価値として提案した。

様々な床スラブ寸法を設定し、改良した「FEM 併用法」を用い、ただし「床スラブ振動特性計算部」では当該床スラブ全体の伝達インピーダンス平均値を用いて HAL を計算し、床スラブ寸法の影響を調べたところ、以下の知見を得た。

ゴムボールを衝撃源とした最大 A 特性床衝撃音レベルの HALA は、同じ厚さの床スラブであってもスラブの平面寸法によって値が異なり、床スラブ平面寸法が大きいほど小さい傾向がある。また、床スラブ厚が大きくなれば、いずれの平面寸法の床スラブにおいても一様に HALA の値が小さくなる。

タイヤを衝撃源とする L 数の HALH の場合も、床スラブ厚が一定であっても床スラブの平面寸法によって値が異なり、床スラブ平面寸法が大きいほど HALH が小さい傾向がある。ただし、HALA の場合と異なり、床スラブ平面寸法を大きくしても単純に値が減少せず、HALH が特に大きくなる平面寸法が存在する。その結果、床スラブが厚くなっても単純に値は小さくならない。平面寸法とスラブ厚の条件によっては、床スラブ厚を増加させても効果がさほど得られない。

以上の結果から、目標とする床衝撃音遮断性を満たす床スラブ厚が、その平面寸法によって大きく異なることを認識したうえで、床スラブ厚の設定を行うべきであることが分かった。また、L 数の場合には、床スラブを厚くすることが性能向上に必ずしも効果的ではないことも重要である。この章で得られた結果は、次の第 7 章における簡易計算法の導出のための基準データとして用いることとする。

第7章 床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HAL の簡易計算方法の検討

第7章では、構造計画の初期段階において構造設計者が音響専門家によらず適正な床スラブ厚を設定できるように短時間で HAL を計算できる簡易式を構築する。前章では、床スラブの平面寸法が床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HALA および HALH に影響を与えることがわかった。そこで、床スラブの平面寸法および厚さより HALA、HALH を簡易的に求めることとする。

7.1 ゴムボール衝撃源による最大 A 特性床衝撃音レベルの床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HALA の簡易計算法の検討

第6章で示したように、HALA は床スラブの平面寸法と関係がある。床スラブ平面寸法が異なれば固有周波数が異なる。そこで、有限要素解析による床スラブの伝達インピーダンスレベル平均値の周波数特性から1次固有周波数を読み取り、HALA との関係調べたところ、図7-1に示すように、いずれの床スラブ厚の場合にも、床スラブの1次固有周波数の対数表示値と HALA は比例関係となった。これは、A 特性と床スラブのインピーダンスの周波数特性の関係が影響しているためと考えられる。多くの床スラブのインピーダンスの周波数特性は1次固有周波数において落ち込みが大きく、周波数が高くなるにしたがってモード密度が増加してインピーダンスの落ち込みは浅くなる。一方、A 特性は床衝撃音で重要となる低い周波数帯域において周波数が低いほど値が小さい。その結果、A 特性補正後の音圧レベルは1次固有周波数が高いほど大きな値となる。

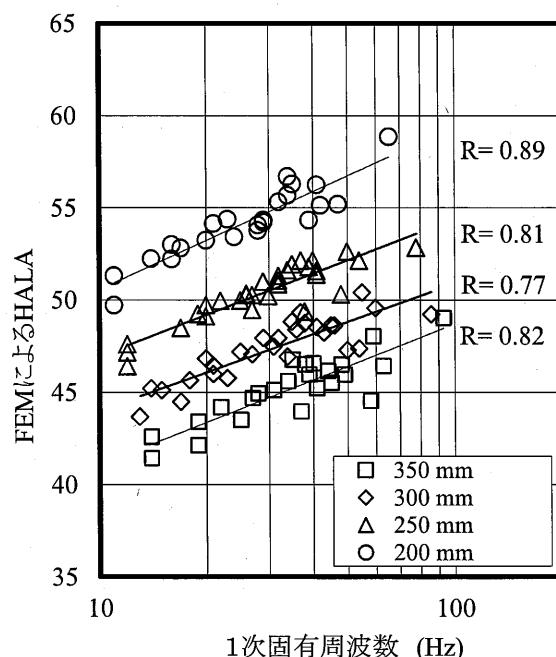


図7-1 床スラブの1次固有周波数と HALA の関係

HALA と床スラブの 1 次固有周波数の対数との相関が高いことから、各床スラブ厚について近似式を式 7-1 に示す 1 次式とおくと、 a_1 、 b_1 の値はそれぞれ表 7-1 のようになる。 a_1 は床スラブ厚による差が小さく、ほぼ一定の値であり、平均値は 9.5 である。

$$y = a_1 \log_{10} f + b_1 \quad (\text{式 7-1})$$

b_1 の値と各スラブ厚 t の関係をグラフに描くと図 7-2 のようになる。ここで、無限大板インピーダンス $L_{z,\infty}$ の計算式は式 7-2 であり、HALA は $L_{z,\infty}$ と比例することから、式 7-3 で近似する。

$$L_{z,\infty} = 20 \log_{10} \left(4 / \sqrt{3} \cdot \sqrt{\rho E t^4} \right) \quad (\text{式 7-2})$$

ただし、

ρ : 床スラブの密度 (kg/m^3)

E : ヤング係数 (N/m^2)

t : 床スラブ厚 (m)

$$b_1 = -20 \log_{10} t^2 + x \quad (\text{式 7-3})$$

図 7-2 において各床スラブ厚の b_1 の値に対して、 $x=13$ とするとよい対応を示すことがわかる。

表 7-1 床スラブ 1 次固有周波数と HALA の関係の近似式の係数

	床スラブ厚 (mm)				
	200	250	300	350	
a_1	9.5	9.1	9.1	10.1	平均値 9.5
b_1	41.0	37.1	33.8	29.7	式 7-3

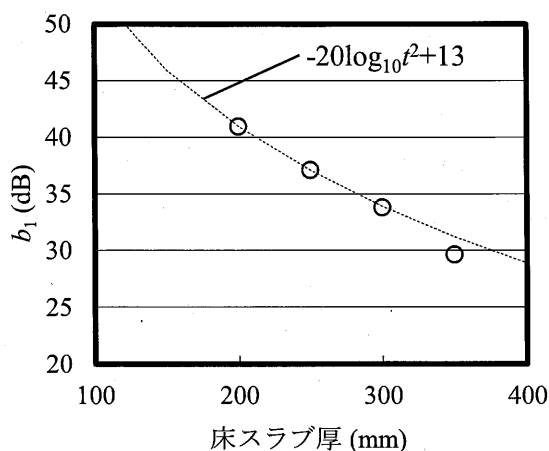


図 7-2 床スラブ厚と b_1 の関係

以上の結果から、近似式を式 7-4 に示す一次関数とし、これを HALA の簡易式とする。

$$L_{A,SHA} = 9.5 \log_{10} f_{s1} + b_1 \quad (\text{式 7-4})$$

$$b_1 = -20 \log_{10} t^2 + 13 \quad (\text{式 7-5})$$

ただし、

$L_{A,SHA}$: 簡易式による HALA (dB)

f_{s1} : 床スラブの 1 次固有周波数

t : 床スラブ厚 (m)

なお、この簡易式は、本検討の範囲である、梁内面積 $4 \text{ m} \times 4 \text{ m} \sim 8 \text{ m} \times 16 \text{ m}$ 、かつ矩形である床スラブに適用するものとする。

7.2 タイヤ衝撃源による床衝撃音レベル等級の

床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HALH の簡易計算方法の検討

HALA の場合と同様に、図 7-3 に床スラブの 1 次固有周波数（有限要素解析による伝達インピーダンスレベル平均値の周波数特性からの読み取り値）と HALH の関係を示す。いずれの床スラブ厚の場合にも床スラブの 1 次固有周波数の対数表示値と HALH は比例関係となるものの、スラブ厚が大きい場合にばらつきが非常に大きい。したがって、1 次固有周波数以外にも影響を与える要因があると考えられる。

L 数は 1 つの周波数バンドの値が評価値を決定する。多くの場合、決定周波数は 63 Hz 帯域

であり、本検討の結果も全て 63 Hz 帯域で決定している。そこで、63 Hz 帯域の床スラブのインピーダンスの周波数特性に着目した。

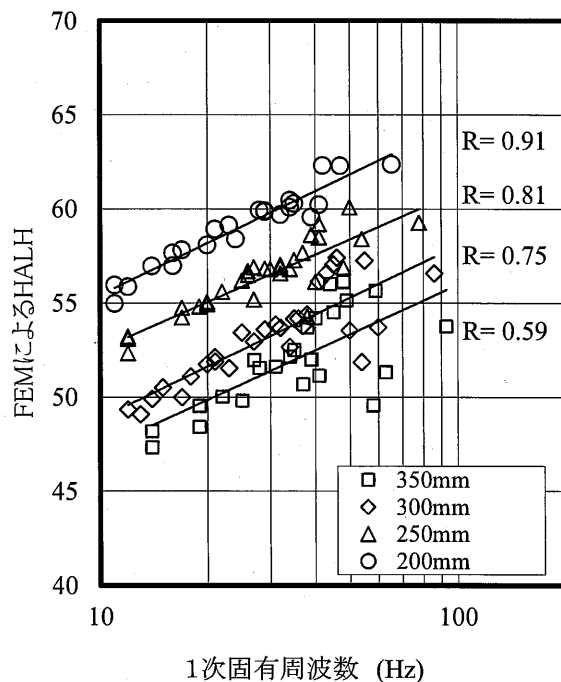


図 7-3 床スラブの 1 次固有周波数と HALH の関係

図 7-4 に床スラブの 1～3 次固有周波数を横軸に、63 Hz 帯域のインピーダンスレベルと無限大板インピーダンスレベルの差を縦軸として示す。図 7-4(a)は 1 次固有周波数が 63 Hz 帯域以上の帯域に含まれる場合、すなわち 44 Hz 以上の場合の値を 1 次固有周波数に対してプロットしている。図 7-4(b)は(a)には含まれず、かつ 2 次固有周波数が 63 Hz 帯域に含まれる場合の値を 2 次固有周波数に対して記している。図 7-4(c)はそれ以外の場合の値を 3 次固有周波数に対して記している。図 7-4(b)および(c)は固有周波数の対数表示との比例関係が見える。近似直線はそれぞれ式 7-6、式 7-7 である。

$$y = 17.31 \log_{10}(f_{s2}) - 25.8 \quad (\text{式 7-6})$$

$$y = 9.4 \log_{10}(f_{s3}) - 13.3 \quad (\text{式 7-7})$$

ただし、 f_{s2} 、 f_{s3} はそれぞれ床スラブの 2 次、3 次固有周波数

一方、図 7-4(a)は 1 次固有周波数との関連がないように見える。しかし、床スラブの寸法比(長辺/短辺)が 1 の条件に着目すると、グラフの上方にプロットされており、さらに 1 次固有周波数が高くなるにしたがって値が低くなる傾向が見える。これについて図 7-5 のモデルを用いて考えることとする。図 7-5(a)は床スラブの n 次固有周波数における振動速度の相対レベ

ル（最大値を 0 dB とする）のモデルであり、式 7-8 で表す。これを 63 Hz バンド値にし、固有周波数を変化させるとバンド値は図 7-5(b) のように変化する。この曲線の $\log_{10}f$ に対する一次近似を行うと、その傾きは $-9.7\log_{10}f$ となる。同じ傾きを持った直線を図 7-4(a) に直線で記すと、床スラブ寸法比が 1 の値の分布とほぼ一致する。

$$L_m = 10 \log_{10} \frac{1}{1 + [(2|f - f_{sn}|) / 2h_0 f]^2} \quad (\text{式 7-8})$$

ただし、

h_0 : 減衰定数 (0.02 とする)

f_{sn} : 床スラブの固有周波数 (Hz)

f : 周波数 (Hz)

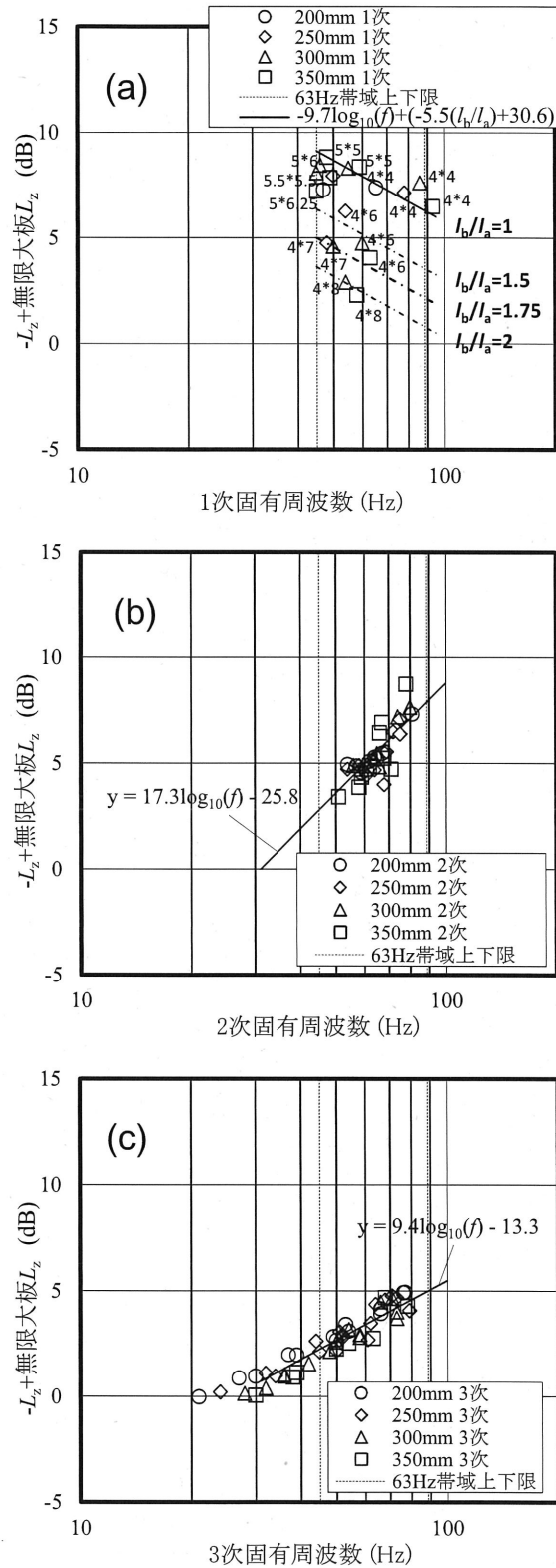


図 7-4 床スラブの1~3次固有周波数に対する63 Hz帯域のインピーダンスレベルと無限大板インピーダンスレベルの差

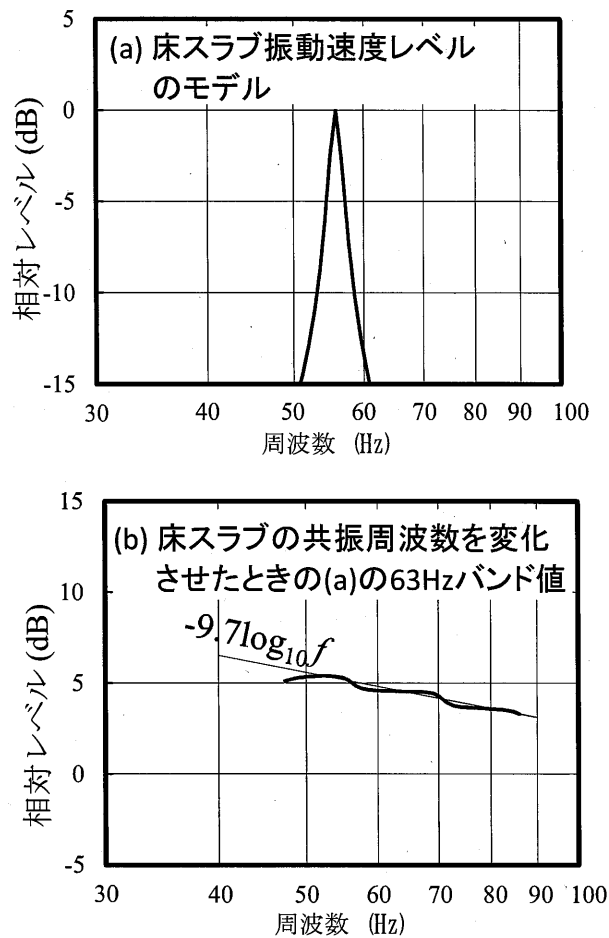


図 7-5 床スラブの固有周波数付近の周波数特性モデルと固有周波数を変化させたときの 63 Hz バンド値の変化

次に、寸法比が異なる床スラブについて、有限要素解析によって計算した床スラブ全体の伝達インピーダンスレベル平均値 $\overline{L_{z,all,HAL}}$ の周波数特性を比較し、図 7-6 に示す。床スラブ平面寸法が 4 m×4 m (寸法比 1) の場合は、1 次固有周波数においてインピーダンスが大きく落ち込むのに対し、床スラブ平面寸法が 4 m×8 m (寸法比 2) の場合は、インピーダンスの落ち込みが浅い。そこで、1 次固有周波数が 63 Hz 帯域以上の帯域に含まれる場合には、基本となる傾きを図 7-5(b)の近似直線の傾きとし、寸法比により補正を行うこととした。式 7-9 に示す。

$$y = -9.7 \log_{10}(f_1) + [-5.5(l_b/l_a) + 30.6] \quad (\text{式 7-9})$$

ただし、

l_a : 床スラブ短辺の長さ

l_b : 床スラブ長辺の長さ

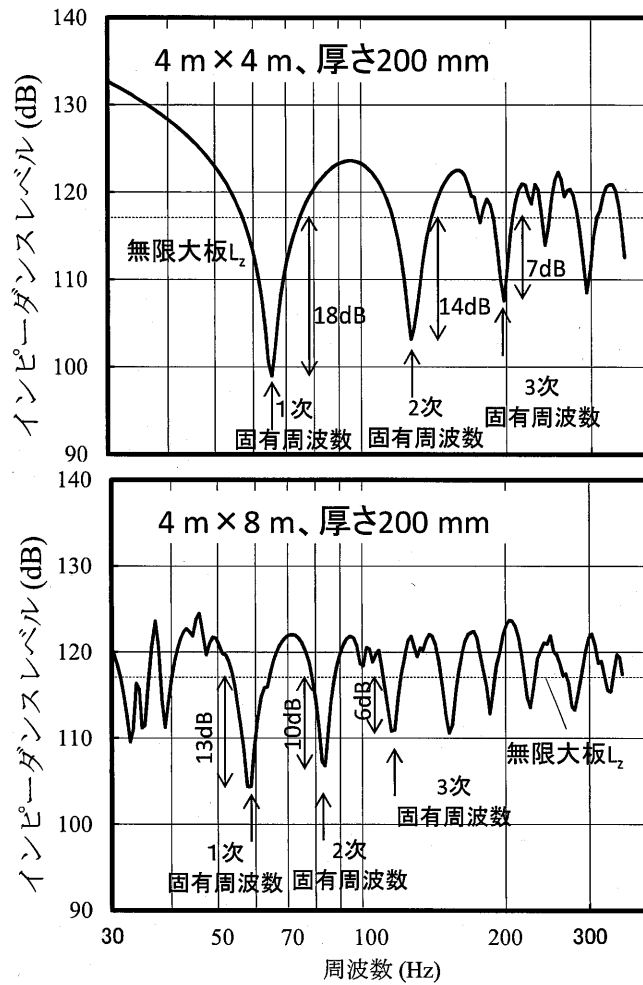


図 7-6 有限要素解析による床スラブの伝達インピーダンスレベルの計算例

以上の影響を考慮し、HALH を求める簡易式を式 7-10 のように定義する。

$$L_{H,SHA} = a_2 \log_{10}(f_{sn}) + b_2 - L_{z,\infty} + L_F + 10 \log_{10}(S/A) + \Delta C - L_w + 152 - 23 \quad (\text{式 7-10})$$

$f_{s1} \geq 44 \text{ Hz}$ のとき

$$f_{sn} = f_{s1}$$

$$a_2 = -9.7$$

$$b_2 = -5.5(l_b/l_a) + 30.6$$

$f_{s1} < 44 \text{ Hz}$, かつ $44 \text{ Hz} \leq f_{s2} \leq 88 \text{ Hz}$ のとき

$$f_{sn} = f_{s2}$$

$$a_2 = 17.3$$

$$b_2 = -25.8$$

それ以外の場合

$$\begin{aligned} f_{sn} &= f_{s3} \\ a_2 &= 9.4 \\ b_2 &= -13.3 \end{aligned}$$

ただし、

- $L_{H,SHA}$: 簡易式による HALH (dB)
- $L_{z,\infty}$: 無限大板のインピーダンスレベル (dB)
- L_F : 63 Hz 帯域の衝撃力暴露レベル (40 dB)
- ΔC : 63 Hz 帯域の騒音計の動特性補正 (=5.2 dB)
- S : 室の床面積 (本研究では 16 m²)
- A : 等価吸音面積 (本研究では室表面積 72.8 m², 吸音率 0.09 のため 6.55 m²)
- L_W : 63 Hz 帯域の Waterhouse 補正值のレベル (本研究では室寸法 4 m×4 m×2.55 m のため 4.0 dB)

なお、本研究では L_F 、 ΔC 、 S 、 A 、 L_W を固定値としているため、これらをまとめると式 7-11 となる。

$$L_{H,SHA} = a_2 \log_{10}(f_{sn}) + b_2 - L_{z,\infty} + 174.1 \quad (\text{式 7-11})$$

なお、この簡易式は、本検討の範囲である、梁内面積 4 m×4 m～8 m×16 m、かつ矩形である床スラブに適用するものとする。

7.3 固有周波数計算式に関する検討

HALA を求める簡易式 7-4 には床スラブの 1 次固有周波数が必要である。また、HALH の簡易式 7-11 には 1 次から 3 次固有周波数が必要である。インピーダンス法^[1-6]では、床スラブの 1 次固有周波数の計算を行う際に、周辺完全固定板に対して 1 次固有周波数を簡易に計算できる理論式による算出値に 0.8 を乗じて近似している。しかし、HALH には 3 次までの固有周波数が必要であるため、周辺完全固定の長方形スラブの固有周波数を高次まで計算できる式 7-12^[7-11]を用い、これに式 7-13 のように係数を乗じて算出することとする。

$$f_{m,n,fix} = \frac{\pi}{2} \sqrt{\frac{D}{M}} \cdot \sqrt{\frac{G(m)^4}{l_a^4} + \frac{G(n)^4}{l_b^4} + \frac{2G(m)^2 G(n)^2}{l_a^2 l_b^2}} P(m)P(n) \quad (\text{式 7-12})$$

$$G(m) = m + 0.5, \quad G(n) = n + 0.5$$

$$P_m = 1 - \frac{2}{\pi G(m)}, \quad P_n = 1 - \frac{2}{\pi G(n)}, \quad D = \frac{Et^3}{12(1-\nu^2)}$$

ただし、

m, n : 振動モードの次数

E : ヤング率 (N/m²)

ν : ポワソン比

M : 床スラブの面密度 (kg/m²)

$$f_{mn} = f_{mn,fix} \cdot w \quad (\text{式 7-13})$$

まず、インピーダンス法における1次固有周波数の計算方法を参考とし、 $w=0.8$ として式7-13により固有周波数を計算した。その計算値と有限要素解析によって計算した伝達インピーダンスの周波数特性から読み取った固有周波数の関係を図7-7に示す。式7-13による計算値と有限要素解析による読み取り値とはおおよそ対応するものの、ばらつきがあり、床スラブが薄い場合には式7-13の計算値のほうが小さく、床スラブが厚い場合には式7-13の計算値が大きい傾向がある。

次に、床スラブ厚ごとに式7-13による計算値と有限要素解析による読み取り値との誤差が最少となる係数 w を最小二乗法により求めたところ、図7-8のようになった。本研究では、検討対象の床スラブを囲む梁の断面寸法を一定としているため、薄い床スラブのほうが梁による拘束が大きく、床スラブが厚いと梁による拘束が小さい。したがって、床スラブの曲げ剛性と梁のねじり剛性の関係によって係数 w を決定することとした。

床スラブと梁の接合部における床スラブの曲げの縁応力度 σ_{max} と梁のねじれによるせん断の縁応力度 τ_{max} が等しいとすると、床スラブの曲げモーメント M_B と梁のねじりモーメント M_T ^[7-2]の比(M_T/M_B)は式7-17となり、床スラブの曲げ剛性および梁のねじり剛性と関係する。図7-9に M_T/M_B の対数表示値と係数 w の関係を示すが、両者は比例関係にある。この関係から w を式7-18によって求めることとする。

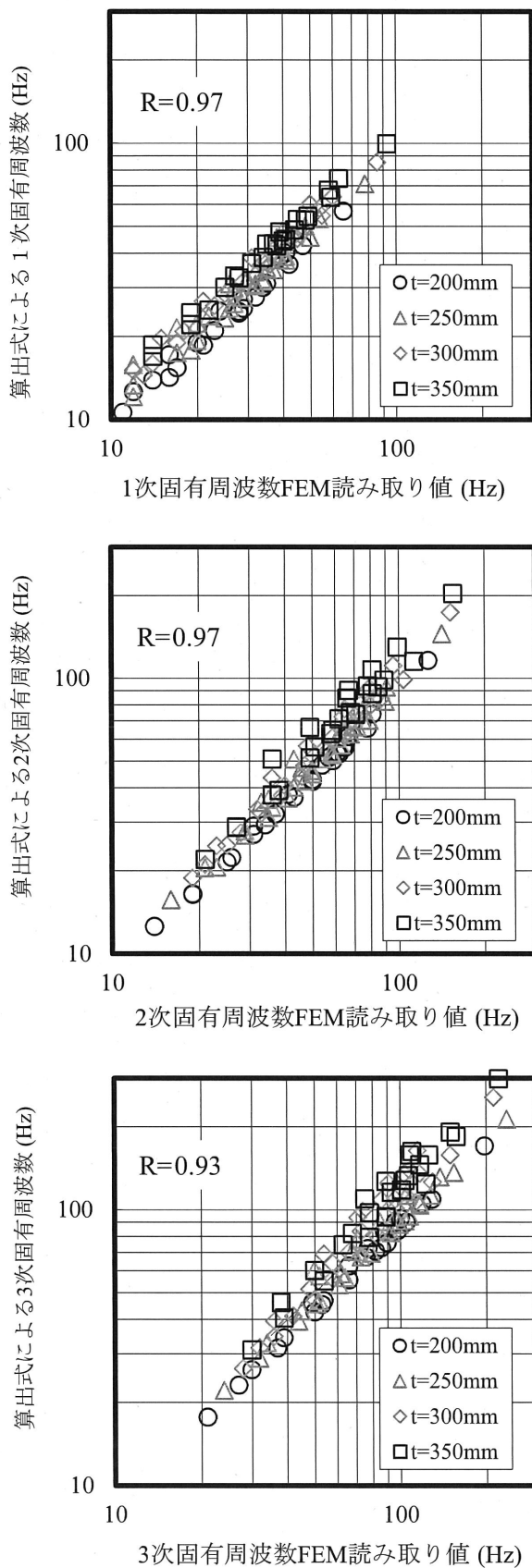


図 7-7 式 7-13 による固有周波数計算値と有限要素解析による読み取り値の関係 ($w=0.8$)

$$\sigma_{\max} = \frac{M_B t}{2I} \quad (\text{式 7-14})$$

$$\tau_{\max} = \frac{M_T}{k_2 h_a^2 h_b} \quad (\text{式 7-15})$$

$$J = \frac{h_a^3 h_b}{3} \quad (\text{式 7-16})$$

$$M_T / M_B = \frac{3k_2 J}{2h_a I} \quad (\text{式 7-17})$$

$$w = 0.56 \log_{10}(M_T / M_B) + 0.17 \quad (\text{式 7-18})$$

ただし、 $w \leq 1$

I : 床スラブの断面 2 次モーメント(m^4)

t : 床スラブ厚(m)、 J : 梁のねじり定数(m^4)

h_a : 梁幅(m)、 h_b : 梁せい(m)

k_2 は h_b / h_a によって異なり以下のとおり 0.2 程度の値である。^[7-2]

$h_b / h_a = 1.2$ のとき $k_2 = 0.219$

$h_b / h_a = 1.5$ のとき $k_2 = 0.231$

$h_b / h_a = 2.0$ のとき $k_2 = 0.246$

式 7-18 による w を使い、式 7-13 で計算した固有周波数と有限要素解析による読み取り値の関係を図 7-10 に示す。いずれの床スラブ厚についても両者は非常によく一致している。

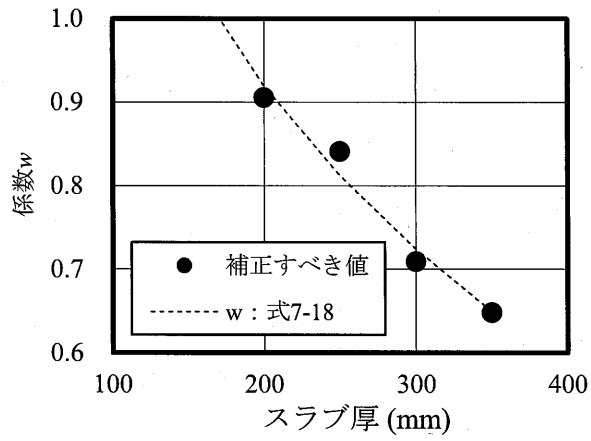


図 7-8 誤差が最少となる w

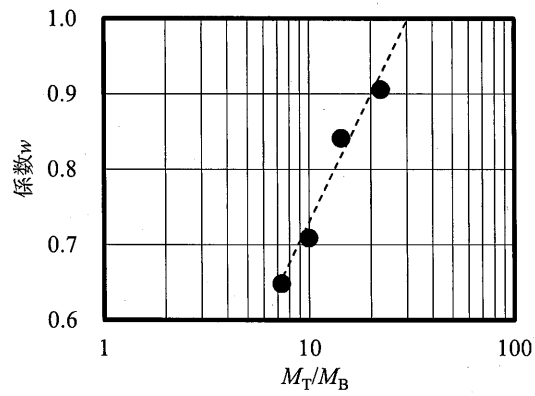


図 7-9 床スラブの曲げモーメントと梁のねじりモーメントの比と w との関係

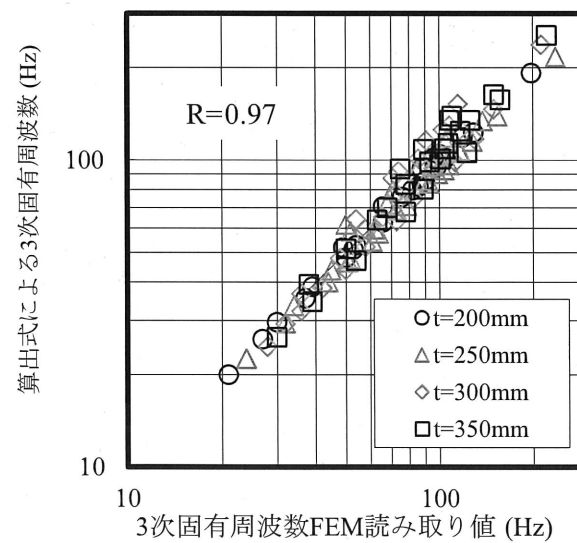
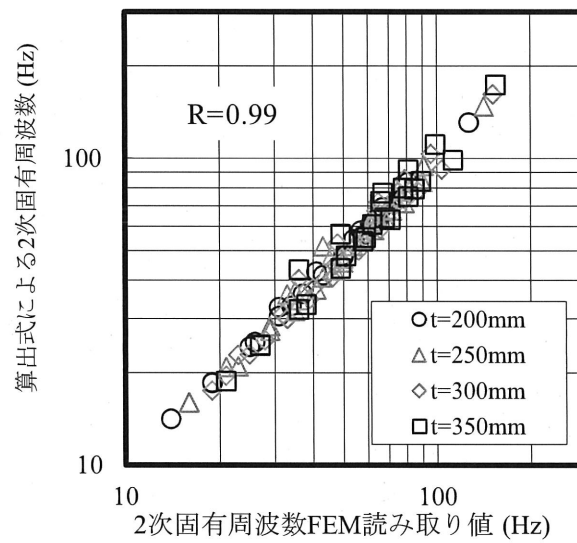
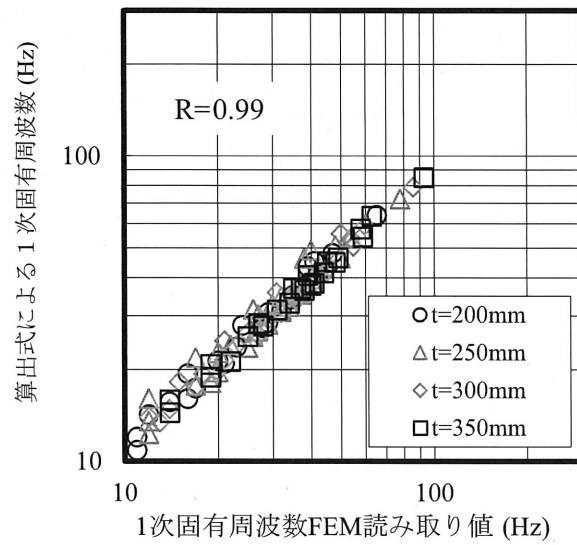


図 7-10 固有周波数計算値と有限要素解析による読み取り値の関係 (式 7-18 により w を決定)

なお、ここまでは式 7-13 による固有周波数計算値と有限要素解析による読み取り値との対応を検討したが、参考として実建物との対応を示す。第3章において床スラブの振動特性の計算精度について検証を行った実建物(表 3-2 および図 3-9)においてインピーダンスを実測し、その周波数特性から読み取った固有周波数と式 7-13 (w は式 7-18) による計算値を比較した。図 7-11 に示したとおり、両者の対応はよく、式 7-13 による計算値が妥当であることがわかる。

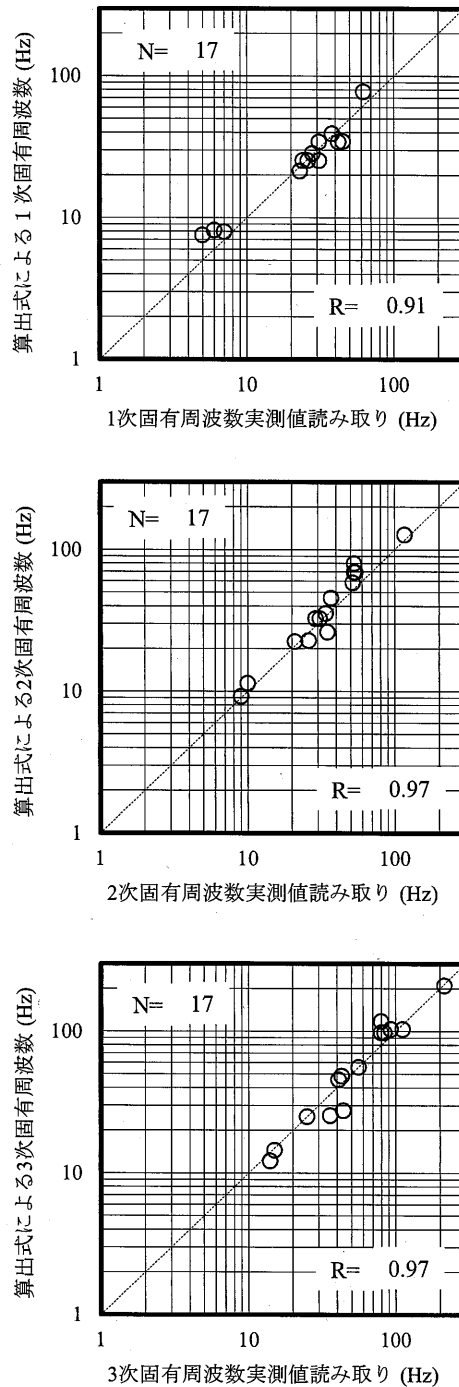


図 7-11 固有周波数計算値と実測値による読み取り値の関係 (式 7-18 により w を決定)

7.4 床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能の簡易計算結果

7.4.1 HALA の簡易計算結果

表 6-2 に示す床スラブ寸法を対象として、HALA を簡易式 7-4 によって計算した。1 次固有周波数の計算は式 7-13 および式 7-18 によって行った。

簡易式による計算結果を有限要素解析による計算結果と比較し、図 7-12 に示す。両者はよい対応を示しており、相関係数は 0.96 である。簡易な式を用いたにも関わらず、有限要素解析による計算結果と同等の計算が行えることが確認できた。

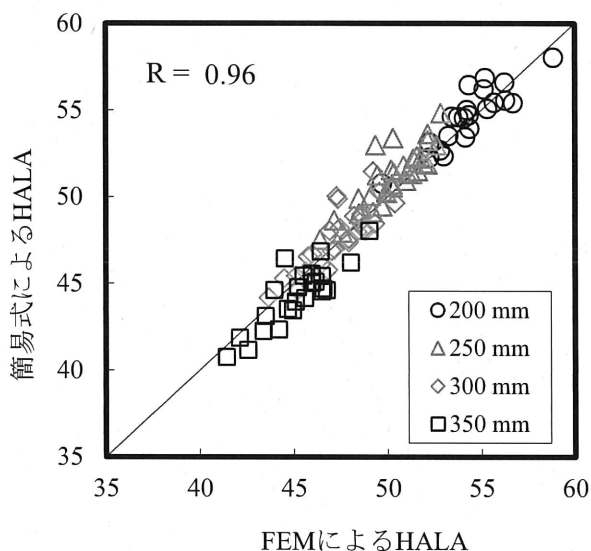


図 7-12 HALA 簡易計算結果と有限要素解析による計算結果の比較

7.4.2 HALH の簡易計算結果

表 6-2 に示す床スラブ寸法を対象として、HALH を簡易式 7-11 によって計算した。1 次から 3 次固有周波数の計算は式 7-13 および式 7-18 によって行った。

簡易式による計算結果と有限要素解析を用いた計算結果を比較し、図 7-13 に示す。両者はよい対応を示しており、相関係数を 0.98 とすることができた。簡易な式を用いたにも関わらず、有限要素解析による計算結果と同等の計算が行えることが確認できた。

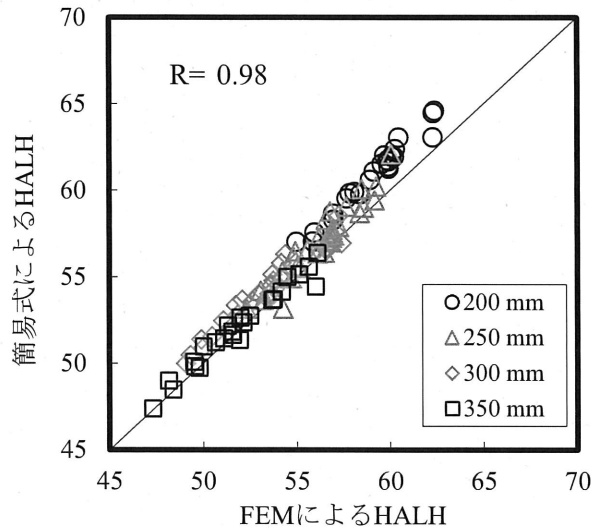


図 7-13 HALH 簡易計算結果と有限要素解析による計算結果の比較

7.5 HAL 簡易計算結果と居室における実測値との比較

床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HAL は、対象とするスラブに様々に配置された居室における重量床衝撃音遮断性能の平均値である。したがって、個々の居室における測定値と比較できない。しかし、簡易式による HAL の計算値に対して個々の居室における測定値がどのように分布するかを把握することは重要である。そこで参考として、HAL の簡易計算結果に対する居室における実測値の分布をみた。

7.5.1 HALA 簡易計算結果と居室における実測値との比較

HALA については、第 5 章においてゴムボールによる最大 A 特性床衝撃音レベルを測定した鉄筋コンクリート造の集合住宅 (図 5-2) のうち、HALA の簡易式の適用範囲である、梁内の面積が $4\text{ m} \times 4\text{ m} \sim 8\text{ m} \times 16\text{ m}$ 、かつ矩形である床スラブに存在する居室 13 室を対象とした。なお、測定対象室の床面積や天井高さはそれぞれ異なるが、HALA の簡易計算では、一様に床面積を 16 m^2 、天井高さを 2.55 m としている。また、実測では 13 室のうち 9 室が二重天井を設置した状況で測定を行っているが、HALA の簡易式では二重天井の影響は考慮していない。したがって、それらはばらつきの要因となる。このうち、二重天井がある場合には天井ボードと天井コンクリートスラブ間の空気による共振系が形成され、共振周波数より高い周波数における低減量が大きく、これが実測値に大きく影響を与える。このため、実測値に第 5 章 (5.4.4) で示した二重天井による低減量の補正方法を用いて、実測値を補正し、二重天井が設置されて

いない場合の最大 A 特性床衝撃音レベルを推定した。図 7-14 に HALA の簡易計算結果に対する居室における実測値の分布を示す。図中には、第 6 章で示した、床スラブ内の様々な居室の計算結果の分布のうち、床スラブ厚 200 mm で床スラブ寸法 6 m×6 m の場合のばらつき範囲(図 6-3(1))を鎖線で、床スラブ寸法 7 m×10.5 m の場合のばらつき範囲(図 6-3(3))を点線で示した。測定対象室に室寸法の違いがあるにも関わらず、簡易計算結果(○印)が点線等で示したばらつき範囲に含まれている。また、実測値と簡易計算値が一致する 45 度の線よりも上側にプロットされる傾向があるが、これは HAL の簡易式が基本設計での使用を前提としており、次段階の実施設計において床スラブ厚を大きくするなどの、構造やコストが増大する変更を避けるために、やや安全側に評価するという意図どおりの結果が得られていると言える。

なお、二重天井の低減効果の影響が含まれた実測値を補正することなく HAL の簡易計算結果と比較した場合には、図 7-15 となる。実測値に補正を行った場合(図 7-14)と比較すると簡易計算値が相対的に大きくなる傾向があるが、安全側の評価である。

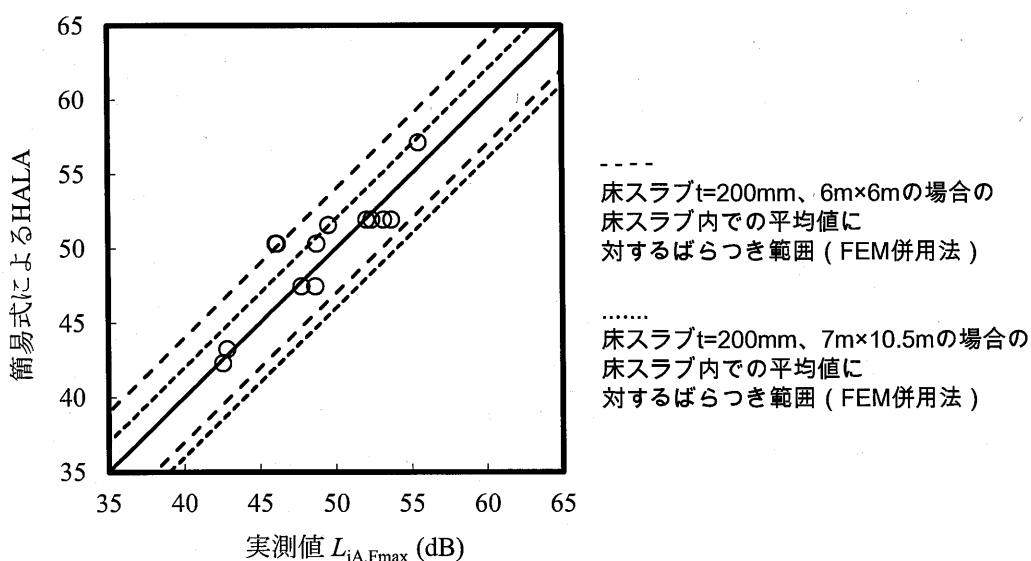


図 7-14 HALA 簡易計算結果と居室における最大 A 特性床衝撃音レベル実測値との対応
(実測値に補正を行い二重天井の影響を除いた場合)

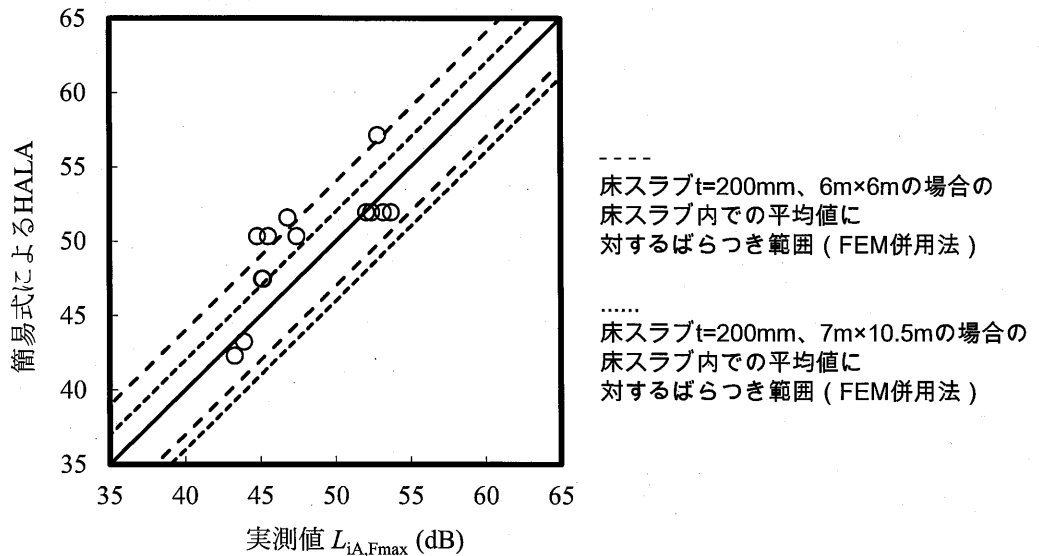


図 7-15 HALA 簡易計算結果と居室における最大 A 特性床衝撃音レベル実測値との対応
(実測値に二重天井の影響が含まれた場合)

7.5.2 HALH 簡易計算結果と居室における実測値との比較

HALH については、第 4 章においてタイヤによる床衝撃音レベル等級 (L 数) を測定した鉄筋コンクリート造の集合住宅 (図 3-9) のうち、HALH の簡易式の適用範囲である、梁内の面積が $4\text{ m}\times 4\text{ m}\sim 8\text{ m}\times 16\text{ m}$ 、かつ矩形である床スラブに存在する居室 12 室を対象とした。なお、測定対象室の床面積や天井高さはそれぞれ異なるが、HALH の簡易計算では、一様に床面積を 16 m^2 、天井高さを 2.55 m としている。したがって、それらはばらつきの要因となる。図 7-16 に HALH の簡易計算結果に対する居室における実測値の分布を示す。図中には、第 6 章で示した、床スラブ内の様々な居室の計算結果の分布のうち、床スラブ厚 200 mm で床スラブ寸法 $6\text{ m}\times 6\text{ m}$ の場合のばらつき範囲 (図 6-3(2)) を鎖線で、床スラブ寸法 $7\text{ m}\times 10.5\text{ m}$ の場合のばらつき範囲 (図 6-3(4)) を点線で示した。測定対象室に室寸法の違いがあるにも関わらず、簡易計算結果 (○印) が点線等で示したばらつき範囲にほぼ含まれている。また、HALA と同様に実測値と簡易計算値が一致する 45 度の線よりも上側にプロットされる傾向があり、意図したとおりの結果が得られていると言える。

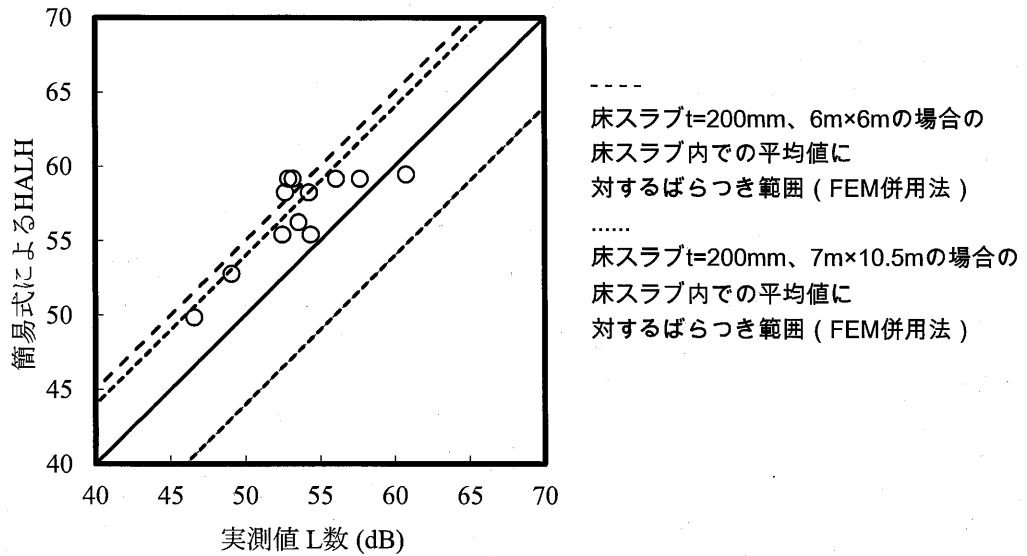


図 7-16 HALH 簡易計算結果と居室における床衝撃音レベル等級 (L 数) 実測値との対応

7.6 第 7 章のまとめ

建物の構造計画の初期段階において居室の配置が定まらない条件であっても、構造設計者が音響専門家によらず適正な床スラブ厚を短時間で設定できるように、床スラブ寸法等の構造条件からその床スラブに存在しうる室の平均的な重量床衝撃音遮断性能を簡易式で求める方法を検討した。

その結果、ゴムボールを衝撃源とした最大 A 特性床衝撃音レベルの HALA の簡易計算式として 1 次固有周波数の対数を変数とした一次関数を提案した。また、タイヤを衝撃源とする L 数の HALH の場合は、床スラブの 1 次固有周波数のみではなく、2 次、3 次のいずれかの固有周波数の対数を変数とした一次関数に補正を加えた簡易計算式を提案した。

これらの簡易式を用いて計算を行ったところ、対象としたスラブ寸法の範囲 $4\text{ m}\times 4\text{ m}\sim 8\text{ m}\times 16\text{ m}$ において、有限要素解析を用いた計算値に対し高い相関で計算することができ、簡易であるにも関わらず有限要素解析による計算結果と同等の計算が行える式を構築することができた。

第8章 総括

コンクリート系の集合住宅に対する重量床衝撃音遮断性能の予測方法として、実施設計時において実用でき、かつ精度良い予測方法を構築すること、また、基本設計において使用できる非常に簡易な予測式を構築すること、この2つを目的として検討を行ってきた。ここでは、第1章から第7章までの研究成果について総括し、今後の課題について述べる。

第1章では集合住宅の重量床衝撃音遮断性能について、その性能が建物の構造条件により決定されるために、設計時における精度良い予測が必要であることを述べた。そして、従来提案されている予測方法では、床スラブの振動特性から受音室の室内音圧レベルに至るまですべての計算を「簡易計算」で行う方法、またはすべての計算を「数値計算」で行う方法があることを紹介した。一方、本研究では、多様な建物構造に対応し、高い精度の予測を目指すとともに簡易計算法の簡便性を取り入れた実用的な方法として、床スラブの振動特性の計算に数値計算を用い、受音室の室内音圧レベルは簡易計算で行う「FEM 併用法」を採用し、この予測精度をさらに向上させ、適用する構造範囲の拡大を目指すことを述べた。また、測定方法に関する動向として、これまで主として用いられてきたタイヤを衝撃源とした床衝撃音レベル等級に加えてゴムボールを衝撃源とした最大A特性床衝撃音レベルによる評価が広まる見通しであり、その予測方法が必要となるため、予測法の構築を行うことを述べた。

また、個々の室を対象とした高精度の予測とは別の視点として、建物の基本設計段階であって住戸プランが未設定な条件において、建物の平均的な床衝撃音遮断性能を非常に短時間で把握する必要があり、そのために、音響専門家によらなくても簡便に適正な床スラブ厚を設定できる非常に簡易な重量床衝撃音遮断性能予測方法が必要とされることを説明した。

第2章では、本研究で採用する予測方法である、従来の「FEM 併用法」について説明した。また、この方法の適用範囲は、鉄筋コンクリートラーメン造建物に限られており、その他の構造への適用が課題となること、そして、受音室内の音圧レベル計算には拡散音場を仮定したエネルギー計算を用いているために、実際の受音室内との間には誤差が生じ、その補正方法が課題であることを述べた。

第3章では「FEM 併用法」の「床スラブ振動特性計算部」について、まず、これまでに検討されていなかった、様々な鉄筋コンクリート造建物にも適用できるモデル化方法に改良し、計算精度が高いことを確認した。また、新たに鉄骨造建物を対象としたモデル化方法についても検討し、振動計算結果が実測値とよく一致することを示した。

第4章では「FEM併用法」の「受音室内音圧レベル計算部」のうち、タイヤを衝撃源とした床衝撃音レベル等級(L数)を計算する方法について述べた。日本建築学会のインピーダンス法と同様の拡散音場を仮定したエネルギー計算を用いつつ、拡散音場仮定であるために生じる差を補正するため、Waterhouse補正を施す方法を提案した。提案した方法を用いた計算結果は実測結果と良く対応することを示し、第3章の検討結果と併せて、改良された「FEM併用法」を構築した。

第3章および第4章の成果により、主に実施設計段階で行う予測において、対象とする構造の範囲が広がり、また予測精度も向上した。精度向上により安全率を大きく考えた床スラブ厚の設計を行う必要がなくなるため、不必要な床スラブ厚増加を防ぐことができる。また、施工時の中間性能確認において、あるいは竣工直前の竣工時性能確認において性能が未達成となる可能性も減少するため、施工の手戻り等も防ぐことができ、実建物の設計および施工に貢献できる。

第5章では「FEM併用法」の「受音室内音圧レベル計算部」のうち、ゴムボールを衝撃源とした最大A特性床衝撃音レベルを計算する方法について述べた。

まず、バンドレベルの合成によって最大A特性床衝撃音レベルを求めるにあたって、必要とされる周波数範囲とバンド幅を実測により検討し、バンドレベルから合成した最大A特性床衝撃音レベルが直接測定した最大A特性床衝撃音レベルと1dB以内の差で求められることを示した。

次に、拡散音場を仮定して、受音室の音圧レベルを計算する際の補正方法について検討した。最大A特性床衝撃音レベルの計算においては床衝撃音レベル等級よりも低い周波数帯域を扱うため、第4章で示したWaterhouse補正は採用せず、実験や数値計算により、別の補正方法を検討した。検討の結果、低モード数となる周波数範囲では完全拡散音場を仮定したエネルギー計算値との差は天井高に起因する周波数特性を持ち、モードを生じない周波数範囲においては圧力音場との差に相当する誤差を持つことを明らかにし、それらの差について補正式を提案した。また、室内の音圧分布により、実測では室内中央寄りの測定点で観測される値と室内全体の平均の音圧レベルとの間には差が生じることを説明し、この差についての補正方法を述べた。提案した方法を用いた計算結果は実測結果と良く対応することを示し、従来は予測が不可であった最大A特性床衝撃音レベルの予測が可能となった。

これにより、従来の床衝撃音レベル等級から最大A特性床衝撃音レベルへ評価方法が移行された後にも、直ちに設計時の予測を行える環境を整えた。

第6章では構造計画の初期段階において居室の配置が定まらない条件であっても、できるだけ最適なスラブ厚を選定できる手法について検討した。その方針として、床スラブに様々な配置された多数の室の各重量床衝撃音遮断性能の平均を把握することを考え、それが床スラブ内全範囲の平均振動特性を仮想的な室の床の振動特性として予測される重量床衝撃音遮断性能

(床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能 HAL) で近似できることを示し、HAL を居室の配置に関わらない評価値として提案した。

様々な床スラブ寸法を設定し、数値計算により HAL への影響を調べたところ、HAL は床スラブ厚が一定であっても床スラブ平面寸法が大きいほど小さい傾向があるという結果であった。

したがって、スラブ厚の設定に際しては、最適な床スラブ厚が床スラブの平面寸法によって大きく異なることを認識すべきであり、また、床スラブを厚くすることが必ずしも性能向上に対して効果的ではないことを理解することが重要であるという知見を得た。

第7章では第6章の結果をふまえ、基本設計段階において、構造設計者が音響専門家によらなくても適正な床スラブ厚を短時間で設定できるように、床スラブ寸法等の構造条件からその床スラブに存在する室の平均的な重量床衝撃音遮断性能を簡易式で求める方法を検討した。

その結果、ゴムボールを衝撃源とした最大 A 特性床衝撃音レベルの HALA の簡易計算式として、床スラブの1次固有周波数の対数を変数とした一次関数を構築した。また、タイヤを衝撃源とする床衝撃音レベル等級 (L 数) の HALH の場合には床スラブの1次から3次のいずれかの固有周波数の対数を変数とした一次関数に補正を加えた式を構築した。

第6章および第7章の成果により、従来は基本設計時の時間不足や居室配置の未決定等の理由によって重量床衝撃音遮断性能の予測を行うことができなかつた集合住宅においても、床スラブの寸法が決定された時点で簡易に平均的な性能を予測することが可能となった。その結果、実施設計での大幅な設計変更を防止することができる。

以上のように、重量床衝撃音遮断性能の予測方法について検討、考察を行ってきた。重量床衝撃音遮断性能は集合住宅の構造条件を決定する要素であるため、より精度が高い予測方法、あるいは非常に短時間で平均的な性能が把握できる予測方法は構造設計者によって高く望まれるものである。このような予測法が提供されることによって、構造計画の初期段階において適切な検討がなされれば、居住者へより快適な音環境の提供が可能となる。

また、本研究で得た振動解析技術や、波長に対し狭い空間における音のふるまいに関する知見は、重量床衝撃音遮断性能以外の音環境予測技術にも十分に役立つものである。例えば、建物内への大型設備機器の設置に伴って生じる固体伝搬音の問題では、振動解析技術および低い周波数帯域の音の予測技術が要求される。また、昨今は高速道路に面して集合住宅が建設されることが増えてきており、居室内の騒音レベルの予測において、これまで対象としていなかった低い周波数帯域の音が重要に関わるようになってきている。これについても本研究の知見は有用である。今後、このような重量床衝撃音遮断性能以外の音環境の予測技術にも本研究の知見を活かし、よりよい音環境の創出に役立てる所存である。

参考文献

- [1-1] 日本建築学会編：建築物の遮音性能基準と設計指針，技報堂出版，1979
- [1-2] S. Kimura and K. Inoue: Practical calculation of floor impact sound by impedance method, Applied Acoustics, 26, pp. 263-292, 1989.
- [1-3] 日本建築学会編：建物の遮音設計資料，技報堂出版，1988
- [1-4] 大脇雅直，高倉史洋，財満健史，宮崎浩司，山下恭弘：大型スラブにおけるインピーダンス法による重量床衝撃音レベル予測手法に関する実験的研究，日本建築学会計画系論文集，第 511 号，pp.23-29, 1998.9
- [1-5] 古賀貴士，田野正典：大型スラブにおける実務的な重量床衝撃音予測手法，日本建築学会計画系論文集，第 520 号，pp.25-32, 1999.6
- [1-6] 日本建築学会編：建物の床衝撃音防止設計，技報堂出版，2009
- [1-7] 橋本典久：拡散度法による重量床衝撃音の予測計算 板振動の拡散度評価指数の構成とその利用に関する研究 その 4，日本建築学会計画系論文集，第 537 号，pp.21-27, 2000.11
- [1-8] 二宮 淳：FEM 床振動解析と BEM 音場解析に基づく床衝撃音シミュレーション解析手法の検証と応用に関する研究，日本建築学会計画系論文集，第 521 号，pp.33-40, 1999.7
- [1-9] 久米智史，石丸岳史，高倉史洋，大脇雅直，山下恭弘：壁面の音響放射を含めた重量床衝撃音レベルの予測に関する研究－振動場・音場の非連成モデルを用いた解析例－，日本建築学会環境系論文集，第 602 号，pp.9-15, 2006.4
- [1-10] 豊田政弘，高橋大弐：FDTD 法を用いた加振位置の違いによる重量床衝撃音の変化についての検討，日本建築学会大会学術講演梗概集，pp.279-282, 2010.9
- [1-11] 田端 淳，平松友孝，河原塚 透，新井昭義：大型スラブの重量床衝撃音の予測について－スラブの伝達インピーダンスに関する検討－，日本音響学会建築音響研究会資料，AA98-43, 1998.12
- [1-12] JIS A 1418-2:2000，建築物の床衝撃音遮断性能の測定方法 - 第 2 部：標準重量衝撃源による方法
- [1-13] JIS A 1419-2:2000，建築物及び建築部材の遮音性能の評価方法 - 第 2 部：床衝撃音遮断性能
- [1-14] 濱田幸雄，平松友孝：日本建築学会環境基準「集合住宅の遮音性能規準」と「集合住宅の遮音設計指針」案の概要，日本音響学会講演論文集，pp.1198-1195, 2012.9
- [1-15] 橋本典久：小梁付床版の音響域振動への FEM の適用とその振動性状について 建築物床版の振動と音響放射に関する研究・その 1，日本建築学会計画系論文集，第 372 号，pp.1-9, 1987.2
- [1-16] 荘 大作，日高孝之，増田定泰：有限要素法による床スラブの振動解析と床衝撃音の計算 その 2，日本音響学会建築音響研究会資料，AA87-22, 1987

- [1-17] 古賀貴士, 田野正典, 安藤 啓: 寸法比に着目した大型スラブにおける重量床衝撃音遮断性能の予測手法の検討, 日本建築学会計画系論文集, 第 537 号, pp.13-19, 2000.11
- [1-18] 安藤 啓: 固体音領域まで考慮した各種の床構造のモビリティ予測方法 その 2. 直行異方性を有する床構造, 日本建築学会計画系論文集, 第 405 号, pp.11-17, 1989.11
- [1-19] 田中ひかり, 増田 潔: 鉄骨造建物の重量床衝撃音遮断性能に関する検討—スラブの振動特性と FEM による予測—, 騒音制御, pp.425-434, 2012.12
- [1-20] 田中ひかり, 増田 潔: ゴムボールを衝撃源とした最大 A 特性床衝撃音レベルの予測方法の検討, 日本建築学会環境系論文集, 第 695 号, pp.45-54, 2014.1
- [1-21] 田中ひかり, 増田 潔: 初期構造計画のための床スラブ内平均重量床衝撃音遮断性能の簡易予測法, 日本建築学会環境系論文集, 第 696 号, pp.149-158, 2014.2
- [3-1] 山本耕三, 赤尾伸一, 田中 学, 漆戸幸雄, 田野正典, 稲留康一: 重量床衝撃音測定法に対する提案, 日本騒音制御工学会秋季研究発表会講演論文集, pp.245-248, 2004.9
- [3-2] 田野正典: 防振効果の測定方法, 騒音制御, vol. 29, No. 3, pp.159-164, 2005.6
- [3-3] Richard H. Lyon and Richard G. DeJong: Theory and application of statistical energy analysis, pp.69-71, Butterworth-Heinemann, 1995
- [4-1] 小池正人, 木村翔, 井上勝夫, 市原卓: 床衝撃時における下室空間の音圧分布測定, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.159-160, 1982.10
- [4-2] 松澤友貴, 木村翔, 井上勝夫, 木村英樹, 中澤真司: 室形状と吸音面を変えた場合の重量床衝撃音に対する下室空間音圧分布の検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.171-172, 1999.9
- [4-3] R. V. Waterhouse: Interference patterns in reverberant sound fields, The Journal of the Acoustical Society of America, 27(2), pp.247-258, 1955.5
- [4-4] S. Uosukainen: On the use of the Waterhouse correction, Journal of Sound and Vibration, 186(2), pp.223-230, 1995.9
- [5-1] 田中ひかり, 増田 潔: 重量床衝撃音予測における音圧分布の影響の検討, 日本音響学会講演論文集, pp.1105-1106, 2012.9
- [5-2] 増田 潔, 田中ひかり: 重量床衝撃音予測における受音室の音圧レベル補正に関する検討 その 1 1次元音場における検討, 日本音響学会講演論文集, pp.1207-1208, 2013.3
- [5-3] 田中ひかり, 増田 潔: 重量床衝撃音予測における受音室の音圧レベル補正に関する検討 その 2 3次元音場における検討, 日本音響学会講演論文集, pp.1209-1210, 2013.3
- [5-4] L. Cremer, M. Heckl: Structure-Borne Sound, Springer-Verlag, 1973, p.183
- [5-5] 古賀貴士, 峯村敦雄, 中澤真司, 石渡康弘, 富澤秀夫: 各種仕上げ構造の床衝撃音レベル低減量に関する実験的検討—天井の各種要因変化による影響—, 日本音響学会講演論文集, pp.811-812, 2006.9

[6-1] 田中ひかり：重量床衝撃音遮断性能に対する床スラブの寸法の影響について，日本音響学会講演論文集，pp.1089-1090，2010.9

[7-1] J. Blevins: Formulas for Natural Frequency and Mode Shape. Krieger, 1979

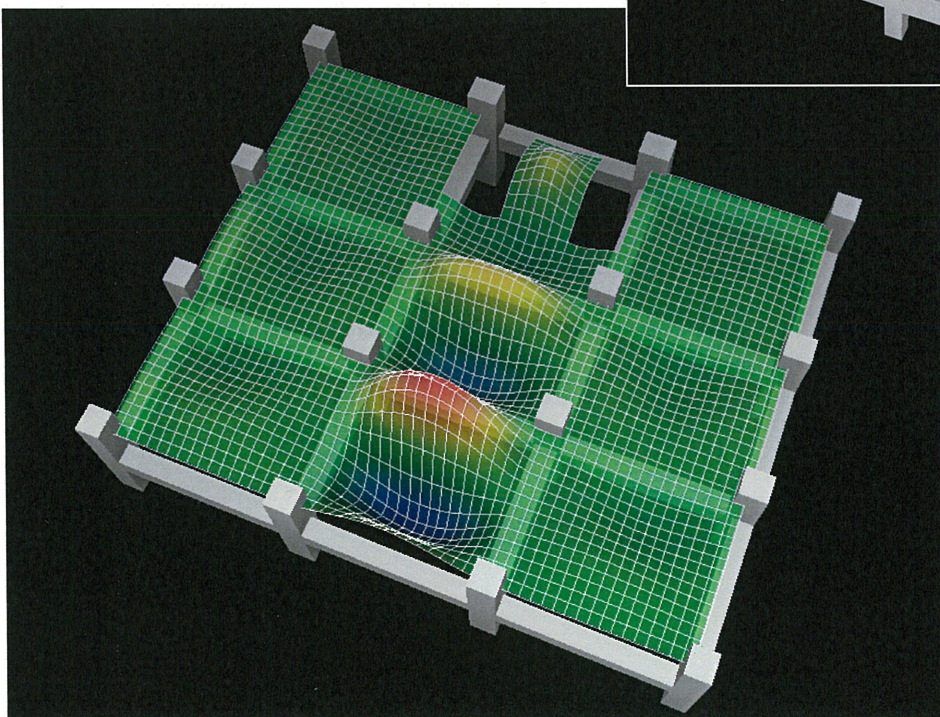
[7-2] 小松定夫：薄肉構造物の理論と計算 I，山海堂，1969

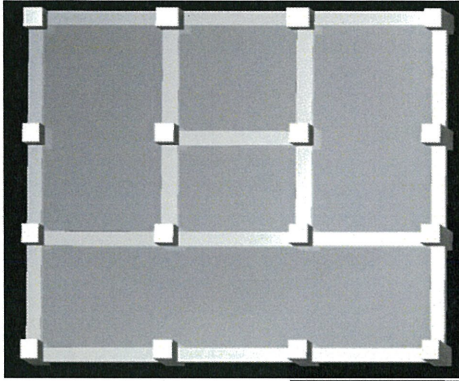
付録 改良した「FEM 併用法」が対象とする構造の例

改良した「FEM 併用法」が対象とする構造の例を示す。

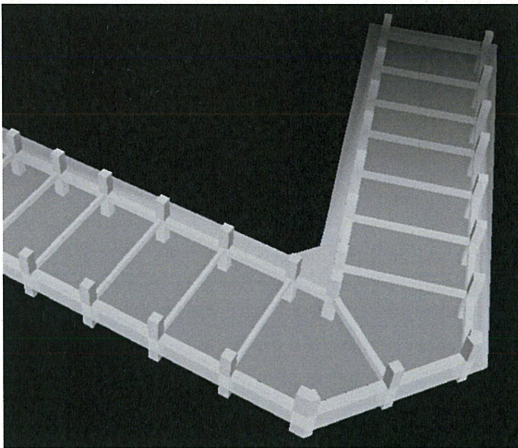
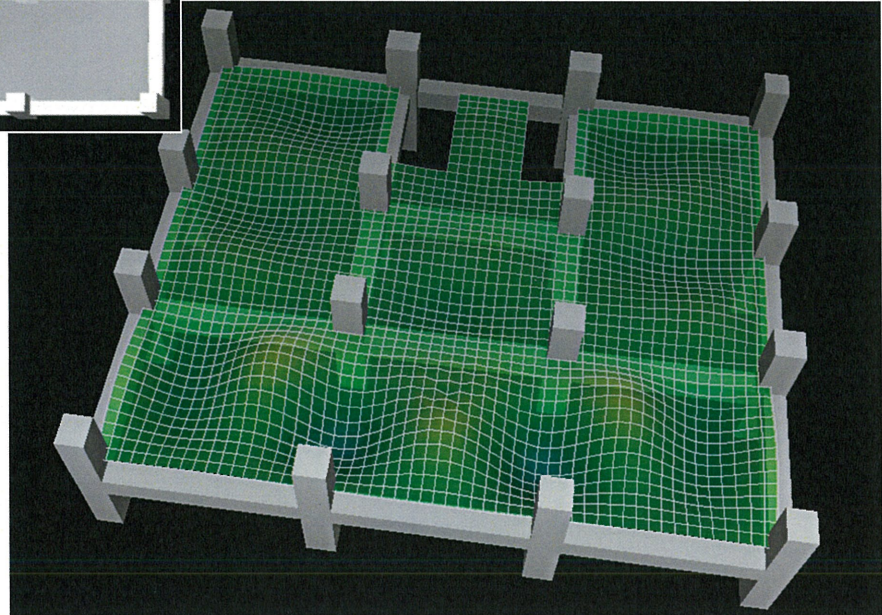
コンター図は「床スラブ振動特性計算部」において有限要素解析によって計算した振動分布の例である（アドミッタンス相対値）。

■鉄筋コンクリート造 ラーメン構造の例

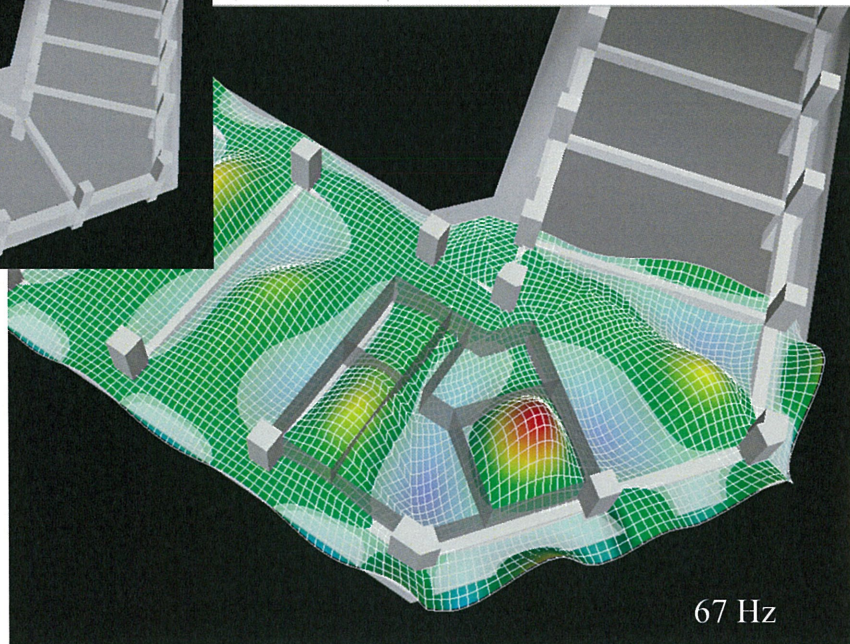




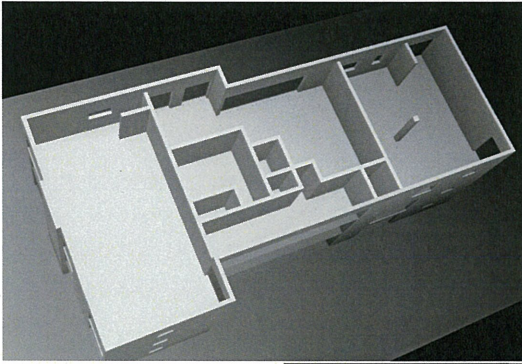
■鉄筋コンクリート造
ラーメン構造の例
床スラブ寸法が非常に大型の場合



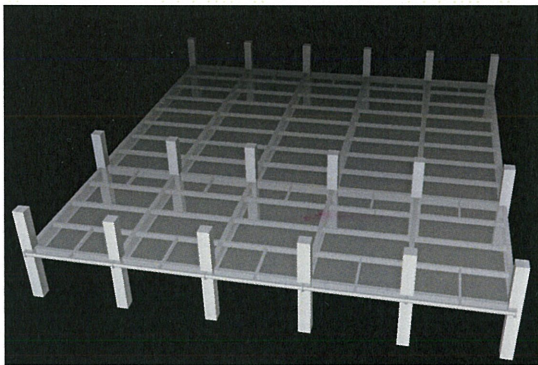
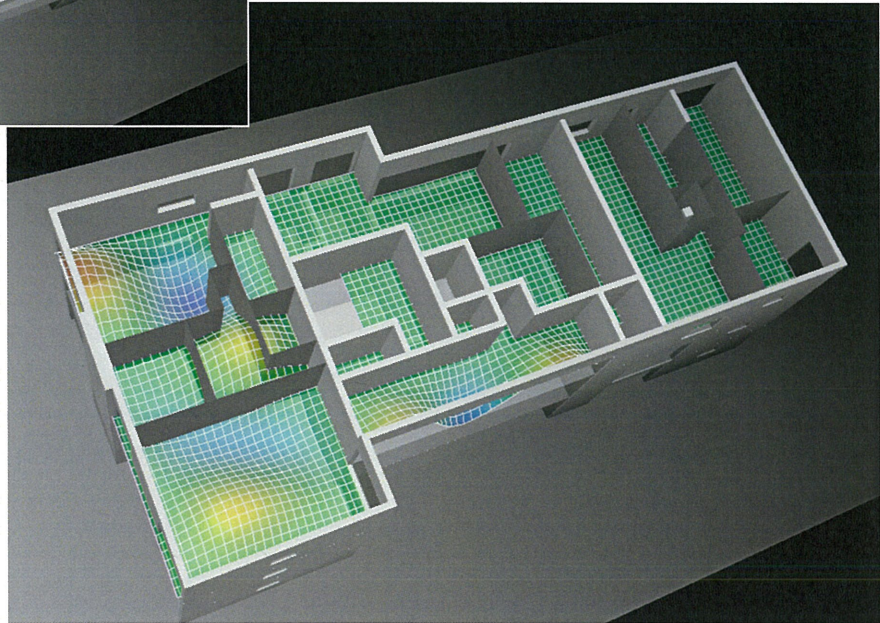
■鉄筋コンクリート造
ラーメン構造の例
床スラブが不整形の場合



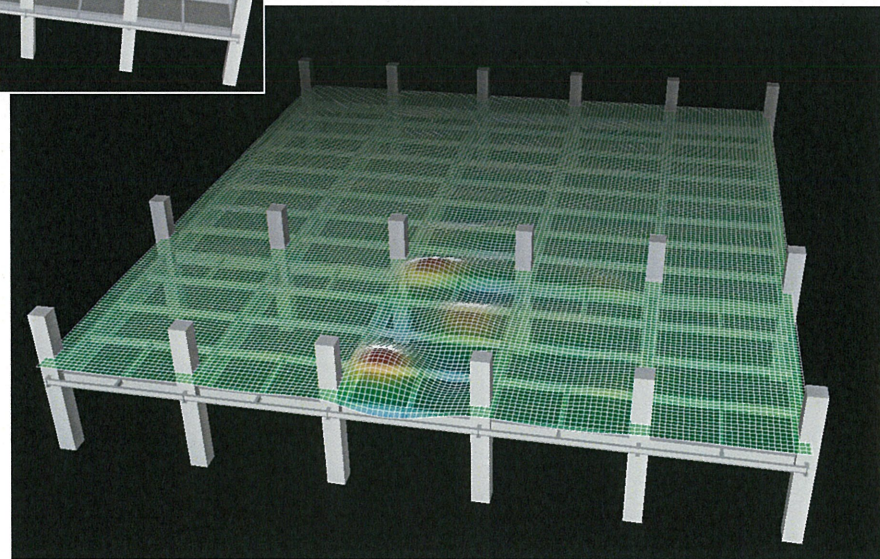
67 Hz



■鉄筋コンクリート造
壁式構造の例



■鉄骨造



謝辞

本研究をまとめるにあたって、適切な助言をいただきました東京大学生産技術研究所の坂本慎一准教授に深くお礼申し上げます。また、東京大学 加藤信介教授、大岡龍三教授、岸利治教授、佐久間哲哉准教授には有益な助言をいただきました。お礼申し上げます。

本研究は予測の方法に関するものですが、その方針の決定や妥当性の検証を行うためには、非常に数多くの実測や詳細な実験が必要でした。それらの測定はひとりで行えるものではなく、株式会社環境調査事務所の皆様のご協力により実施することができました。非常な体力と忍耐力を要する測定にご協力いただき、心よりお礼申し上げます。

大成建設株式会社 建築技術研究所 環境研究室 音環境チームの皆様には、入社以来、実務面と研究面から多くのことをお教えいただきました。特に、チームリーダーの増田 潔氏には研究内容についての多大な議論の時間と、ご助言、そして良いプレッシャーをいただきました。心より感謝いたします。また、室長の田端 淳氏は本研究の予測方法の基礎となる考え方を示されており、その課題を解決し、精度向上や適用範囲拡大を行うことが本研究の目的のひとつとなっています。田端氏のご研究があつてはじめて本研究が成り立っていると思っております。感謝しております。

橘 秀樹 東京大学名誉教授には学生時代から大変お世話になり、卒業後も、その時々の研究などの様子をずっと気遣っていただきました。学会での発表の折にはお忙しいにもかかわらず会場にいらして、コメントをいただきました。お気遣いはとても励みになりました。

株式会社音・環境研究所の平松友孝氏からは、学会発表の折、論文誌へ掲載された折には暖かい反応をいただきました。感謝しております。

また、学会発表の折ごとに、たくさんのご意見をいただいた方々に感謝いたします。本研究を進めるにあたって大変有益なご意見、ご指摘でした。

実務を通じて構造設計者としての視点でご意見いただいた、大成建設株式会社 設計本部 構造設計の皆様にも感謝いたします。本研究では重量床衝撃音の遮断性能が床スラブの平面寸法に大きく関わると述べていますが、これは実際の複数の建物で床スラブの大面積化による性能改善という提案を受け入れて構造設計変更を行っていただき、実測で性能を確認できたからこそ確信をもって述べることができた結論です。また、実務上の問題点、設計の段階ごとのニーズといった情報を体験的に得られたことも重要で、この体験が、本論文の初期設計における簡易予測の検討につながりました。

最後に、夜間の測定や学会等への出張に笑顔で送り出してくれた夫に感謝します。厳しい体調であった時期に、最高の応援だったと思っています。これからもよろしくお願いします。

2014年4月2日

田中ひかり