

垂直二次元炉心模型による高温ガス炉
の炉心耐震試験と解析

1983年2月

日本原子力研究所

Japan Atomic Energy Research Institute

日本原子力研究所研究成果編集委員会

委員長 森 茂 (理事)

委 員

朝岡 卓見 (原子炉工学部)	鈴木 伸武 (研究部)
飯泉 仁 (物理部)	鈴木 康夫 (大型トカマク開発部)
石川 迪夫 (安全工学部)	田中 正俊 (核融合研究部)
伊藤 彰彦 (環境安全研究部)	沼宮内弼雄 (保健物理部)
梅沢 弘一 (原子炉化学部)	畑田 元義 (大阪支所)
小森 卓二 (原子炉化学部)	半田 宗男 (燃料工学部)
佐藤 一男 (安全解析部)	更田豊治郎 (企画室)
佐藤 雅幸 (材料試験炉部)	瑞穂 満 (研究炉管理部)
佐野川好母 (高温工学部)	安野 武彦 (動力炉開発・安全性研究管理部)
鹿園 直基 (物理部)	横田 光雄 (動力試験炉部)
四方 英治 (製造部)	吉田 健三 (開発部)
下川 純一 (技術情報部)	

Japan Atomic Energy Research Institute

Board of Editors

Shigeru Mori (Chief Editor)

Takumi Asaoka	Toyojiro Fuketa	Muneo Handa
Motoyoshi Hatada	Masashi Iizumi	Michio Ishikawa
Akihiko Ito	Takuji Komori	Mitsuru Mizuho
Takao Numakunai	Konomo Sanokawa	Kazuo Sato
Masayuki Sato	Eiji Sikata	Naomoto Shikazono
Junichi Shimokawa	Nobutake Suzuki	Yasuo Suzuki
Masatoshi Tanaka	Hirokazu Umezawa	Takehiko Yasuno
Mitsuo Yokota	Kenzo Yoshida	

JAERI レポートは、日本原子力研究所が研究成果編集委員会の審査を経て不定期に公開している研究報告書です。

入手の間合わせは、日本原子力研究所技術情報部情報資料課 (〒319-11茨城県那珂郡東海村) へ、お申しこしてください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター (〒319-11 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内) で複写による実費頒布をおこなっております。

JAERI reports are reviewed by the Board of Editors and issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Information Section, Division of Technical Information, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken 319-11, Japan.

垂直二次元炉心模型による高温ガス炉の炉心 耐震試験と解析

日本原子力研究所動力炉開発・安全性研究管理部

幾島 毅⁺, 本間 敏秋^{*}

1982年8月6日受理

要 旨

ブロック型燃料で構成された高温ガス炉の炉心は、地震に対する耐力がまだ十分に明らかにされていないので、地震が頻繁に起きる地域に建設される場合には、十分な耐震研究が必要である。

本報告は炉心の垂直断面1列コラム群から成る2次元炉心1/2縮尺模型による耐震試験と解析結果をまとめたものである。得られた結果は次のとおりである。

- (1) 側方固定反射体を柔支持にした場合、剛支持に比較してコラムの変位は大きくなるが、衝突力は小さくなる。
- (2) ダウエルに加わる力は、剛支持の場合の方が柔支持よりも小さい。
- (3) コラムの変位は炉心周辺よりも炉心中央において大きい。一方、衝撃加速度（衝突力）は炉心周辺よりも炉心中央において小さい。
- (4) ガス圧力差模擬ばねはコラムの変位と衝突力を小さくする。
- (5) コラム上端ブロック間ギャップを小さくすることによってコラムの変位と衝突力は減少する。
- (6) コラムの減衰比は4～10%と推定できる。
- (7) 地震波などのランダム波による衝突力は正弦波の場合の60%以下である。
- (8) コラムの動きと衝突応答特性についての試験結果と解析結果は良く一致した。

+ 現在、安全解析部

* 三菱重工業（株）高砂研究所

Two-Dimensional Vertical Model Seismic Test and Analysis for HTGR Core

Takeshi IKUSHIMA⁺ and Toshiaki HONMA^{*}

Division of Power Reactor Projects,
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun
Ibaraki-ken

(Received, August 6, 1982)

Abstracts

The resistance against earthquakes of high-temperature gas cooled reactor (HTGR) core with block-type fuels is not fully ascertained yet. Seismic studies must be made if such a reactor plant is to be installed in areas with frequent earthquakes.

In the paper the test results of seismic behavior of a half-scale two-dimensional vertical slice core model and analysis are presented. The following results were obtained:

- (1) With soft spring support of the fixed side reflector structure, the relative column displacement is larger than that for hard support but the impact reaction force is smaller.
- (2) In the case of hard spring support the dowel force is smaller than for soft support.
- (3) The relative column displacement is larger in the core center than at the periphery. The impact acceleration (force) in the center is smaller than at the periphery.
- (4) The relative column displacement and impact reaction force are smaller with the gas pressure simulation spring than without.
- (5) With decreasing gap width between the top blocks of columns, the relative column displacement and impact reaction force decrease.
- (6) The column damping ratio was estimated as 4~10 % of critical.
- (7) The maximum impact reaction force for random waves such as seismic was below 60 % that for a sinusoidal wave.
- (8) Vibration behavior and impact response are in good agreement between test and analysis.

Keywords: Seismic Test, Seismic Response, Vibration Test, HTGR Core, Block Type Fuel, Aseismic Design, Impact Response, Seismic Analysis, Nonlinear Vibration, Hardening Characteristic. Two-dimensional Vertical Model.

⁺ Present, Division of Nuclear Safety Evaluation

^{*} Takasago Technical Institute, Mitsubishi Heavy Industries Co., Ltd.

目 次

1. 緒 言	1	4.1.1 反発試験	26
2. 炉心構造と試験模型	2	4.1.2 側方支持構造剛性試験	27
2.1 炉心構造	2	4.1.3 支持棒剛性試験	28
2.2 試験模型	2	4.2 支持棒振動試験	28
3. 試験装置と試験内容	5	5. 振動試験	31
3.1 試験装置	5	5.1 正弦波応答試験	31
3.1.1 相似則	5	5.1.1 変位特性	31
3.1.2 試験模型	6	5.1.2 衝突特性	40
3.1.3 振動試験治具	10	5.1.3 ダウエル力特性	49
3.1.4 振 動 台	14	5.1.4 炉心の減衰特性	53
3.1.5 反発試験治具	14	5.2 地震波応答試験	55
3.1.6 測定装置	16	6. 振動試験後検査	59
3.1.7 データ処理	17	7. シミュレーション解析	61
3.2 試験内容	21	7.1 計算モデルと運動方程式	61
3.2.1 試験前検査	21	7.2 応答解析	61
3.2.2 振動試験	22	8. 考 察	66
3.2.3 試験後検査	22	9. 結 論	67
4. 試験前検査	26	謝 辞	68
4.1 要素試験	26	参考文献	68

List of Tables and Figures

Tables

- Table 3.1** Similarity laws of the model
Table 3.2 Mechanical properties of graphite used on vibration test
Table 3.3 Detectors and measurement position
Table 3.4 Test instrumentation list
Table 3.5 Test scope
Table 4.1 Spring constant for side support
Table 4.2 Resonance characteristic of frame
Table 4.3 Response displacement and acceleration of frame
Table 5.1 Maximum relative displacement
Table 5.2 Maximum impact acceleration
Table 5.3 Contact time
Table 5.4 Maximum impact reaction force
Table 5.5 Maximum impact reaction force as a function of input acceleration
Table 5.6 Maximum dowel force as a function of input acceleration
Table 5.7 Damping ratio
Table 5.8 Damping ratio from impact reaction force
Table 6.1 Number of defect block after test
Table 7.1 Calculation data
Table 7.2 Spring constant of side support structure

Figures

- Fig. 2. 1** Reactor vertical cutaway view
Fig. 2. 2 Core model for vertical two-dimension
Fig. 2. 3 Experimental apparatus of two-dimensional vertical core model
Fig. 3. 1 Graphite block cutaway view
Fig. 3. 2 Graphite block
Fig. 3. 3 Graphite block (Photograph)
Fig. 3. 4 Side support block
Fig. 3. 5 Side support block (Photograph)
Fig. 3. 6 Top block
Fig. 3. 7 Top block (Photograph)
Fig. 3. 8 Two different top gap configuration
Fig. 3. 9 Support block
Fig. 3.10 Test rig and core model
Fig. 3.11 Experimental apparatus
Fig. 3.12 Side block support structure
Fig. 3.13 Column arrangement and gas pressure simulation spring
Fig. 3.14 Tie plate simulating orifice block key and keyway

- Fig. 3.15** Shaking table
Fig. 3.16 Performance of shaking table
Fig. 3.17 Graphite block pendulum collision test rig
Fig. 3.18 Test facility and data acquisition diagram
Fig. 3.19 Instrument locations
Fig. 3.20 Displacement detector
Fig. 3.21 Accelerometer location in graphite block
Fig. 3.22 Method of impact reaction force measurement
Fig. 3.23 Instrumented graphite block for dowel force measurement
Fig. 3.24 Method for side support spring constant measurement
Fig. 3.25 Input wave and response spectrum (El Centro 1940 NS wave)
Fig. 3.26 Input wave and response spectrum (Genken PR wave)
Fig. 3.27 Input wave and response spectrum (White noise wave)
Fig. 4. 1 Coefficient of restitution vs. impact velocity for one-half scale hexagonal block
Fig. 4. 2 Contact time vs. impact velocity for one-half scale hexagonal block
Fig. 4. 3 Load-displacement relationship of hard support spring
Fig. 4. 4 Load-displacement relationship of intermediate support spring
Fig. 4. 5 Load-displacement relationship of soft support spring
Fig. 4. 6 Response acceleration of frame in case of tapping test
Fig. 4. 7 Response acceleration of frame in case of vibration test
Fig. 5. 1 Sinusoidal wave response (2 Hz, Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring)
Fig. 5. 2 Sinusoidal wave response (3 Hz, Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring)
Fig. 5. 3 Sinusoidal wave response (4.5 Hz, Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring)
Fig. 5. 4 Sinusoidal wave response (8 Hz, Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring)

- Fig. 5. 5** Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (Sinusoidal wave 3.0 Hz, Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring)
- Fig. 5. 6** Relative displacement as a function of column position (Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring)
- Fig. 5. 7** Relative displacement as a function of input acceleration (Hard support, No-column spring)
- Fig. 5. 8** Relative displacement as a function of side support stiffness and column spring (Max. acceleration 250 Gal)
- Fig. 5. 9** Top block relative displacement as a function of side support stiffness and column spring (Max. acceleration 250 Gal)
- Fig. 5.10** Relative displacement at resonant frequency
- Fig. 5.11** Effect of top gap width on relative displacement, impact acceleration and impact reaction force (Hard support, Column spring, Max. acceleration 250 Gal)
- Fig. 5.12** Effect of top gap width on relative displacement, impact acceleration and impact reaction force (Hard support, No-column spring, Max. acceleration 250 Gal)
- Fig. 5.13** Effect of top gap width on relative displacement, impact acceleration and impact reaction force (Intermediate support, No-column spring Max. acceleration 250 Gal)
- Fig. 5.14** Effect of top gap width on relative displacement, impact acceleration and impact reaction force (Soft support, No-column spring, Max. acceleration 250 Gal)
- Fig. 5.15** Impact acceleration as a function of column position (Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring)
- Fig. 5.16** Impact acceleration as a function of input acceleration (Hard support, No-column spring)
- Fig. 5.17** Impact acceleration as a function of side support stiffness and column spring (Max. acceleration 250 Gal)
- Fig. 5.18** Impact acceleration at resonant frequency
- Fig. 5.19** Impact reaction force as a function of column position (Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring)
- Fig. 5.20** Impact reaction force as a function of input acceleration (Hard support, No-column spring)
- Fig. 5.21** Impact reaction force as a function of side support stiffness and column spring (Max. acceleration 250 Gal)
- Fig. 5.22** Impact reaction force at resonant frequency
- Fig. 5.23** Impact reaction force as a function of input acceleration
- Fig. 5.24** Dowel force (Max. acceleration 250 Gal, Intermediate support, No-column spring)
- Fig. 5.25** Dowel pin force as a function of input acceleration (Intermediate support, No-column spring)
- Fig. 5.26** Dowel socket force as a function of input acceleration (Intermediate support, No-column spring)
- Fig. 5.27** Dowel pin force as a function of input acceleration (Soft support, No-column spring)
- Fig. 5.28** Dowel socket force as a function of input acceleration (Soft support, No-column spring)
- Fig. 5.29** Dowel force as a function of side support stiffness (Max. acceleration 250 Gal)
- Fig. 5.30** Dowel force as a function of side support stiffness (Top gap 2 mm)
- Fig. 5.31** Seismic wave response (El Centro 1940 NS, Max. acceleration 500 Gal, Hard support, No-column spring)
- Fig. 5.32** Seismic wave response (Genken PR Hall 1964 EW, Max. acceleration 500 Gal, Hard support, No-column spring)
- Fig. 5.33** Seismic wave response (White noise, Max. acceleration 500 Gal, Hard support, No-column spring)
- Fig. 5.34** Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (El Centro 1940 NS, Max. acceleration 500 Gal, Hard support, No-column spring)
- Fig. 5.35** Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (Genken PR Hall 1964 EW, Max. acceleration 500 Gal, Hard support, No-column spring)
- Fig. 5.36** Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (White noise wave, Max. acceleration 500 Gal, Hard support, No-column spring)

- Fig. 5.37** Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (El Centro 1940 NS, Max. acceleration 500 Gal, Soft support, No-column spring)
- Fig. 5.38** Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (Genken PR Hall 1964 EW, Max. acceleration 500 Gal, Soft support, No-column spring)
- Fig. 5.39** Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (White noise wave, Max. acceleration 500 Gal, Soft support, No-column spring)
- Fig. 5.40** Maximum impact reaction force vs. side support stiffness and/or seismic wave (Max. acceleration 500 Gal, No-column spring)
- Fig. 6. 1** Positions of defect block after test
- Fig. 7. 1** Impact model and forces acting on a fuel block
- Fig. 7. 2** Relative displacement, boundary reaction force and dowel pin shear force along column (Sinusoidal wave 3Hz, max. acceleration 250 Gal)
- Fig. 7. 3** Dowel force distribution along column
- Fig. 7. 4** Dowel force distribution along column vs. column position in core
- Fig. 7. 5** Dowel force as a function of side support stiffness
- Fig. 8. 1** Boundary reaction force vs. input acceleration
- Fig. 8. 2** Dowel pin shear force vs. input acceleration

1. 緒 言

ブロック型燃料高温ガス炉の炉心は、六角柱状の黒鉛ブロックを主要構成材料として製作された燃料要素と取り替え可能な六角柱状黒鉛ブロックの可動反射体要素を積み上げて形成されたコラムによって炉心部を構成し、その周辺を種々の形状をした黒鉛ブロックの側方固定反射体要素を積み上げたコラムによって取り囲まれている。側方固定反射体は炉心拘束構造物によってコアパレルに取り付けられ、コアパレルは炉容器壁に取り付けられている。コラム間には、燃料交換を容易にするために、炉心の初期状態において、あらかじめ小さなギャップが設けられている。高速中性子照射によって黒鉛材料は収縮するから、燃料要素と可動反射体要素は中性子照射量に従って収縮し、炉の運転時間によってコラム間ギャップは増加する。炉心周辺支持構造物とコラム間の熱膨張差を考慮して、このギャップを推定すると、炉心の燃焼が最も進んだ状態において最大2~4 mmにもなることがある。

コラム中のブロックはダウエルによって位置決めされている。このダウエルはブロックの水平方向の層間のずれを制限するが、垂直方向の変位とロッキング運動は許容する形状となっている。このようにルーズに結合されたブロックを積み上げたコラム群から構成された炉心は、地震時に、コラムは曲がり、コラム相互間で衝突を繰り返すとともに、ブロックのロッキング運動によって、上下ブロック間で衝突を繰り返す。

炉心内のブロックの総数は、実験炉級の小型炉心では約2千個、実用炉の大型炉心では約8千個あり、地震時にはブロックは相互に衝突を繰り返して、複雑な振動挙動を示す。このような炉心が想定される最大地震動に対して

(a) 炉心構成要素が健全であり、
 (b) 余熱除去が可能な炉心配列が維持され、
 (c) 炉停止機能の保持と炉安全停止状態を維持できる、
 ことが要求される。炉心がこれらの要求を満足していることを評価するためには、次の3つの方法がある。

- (1) 実際の炉心と同じ模型による耐震試験によって耐震性を確認する。
- (2) 相似則を合わせた縮尺模型による耐震試験を実施して、その試験結果に相似則を適用して実際の炉心の耐震性を推定する。
- (3) 炉心地震解析法と計算プログラムの開発、計算プログラムの有効性と入力データの確からしさを縮尺模型による耐震試験によって検証し、そして実証された計算プログラムによって実際の炉心の地震解析を実施して、実際の炉心の耐震性を推定する。

これらの方法のうち第1の方法を採用する場合には、実際の炉心の設計変更が無いこと、使用可能な振動試験装置によって実規模の耐震試験が可能な程度の大きさであることが必要条件となる。第2の方法を採用する場合には、実際の炉心の設計変更が無いことが必要条件となる。第3の方法を採用する場合には、実際の炉心の設計変更を許容できるような耐震試験計画を立案でき、耐震試験成果がかなり広範囲な炉心設計に応用できる。

このように炉心設計に変更がある場合でも研究成果が容易に生かされること、及びブロック型燃料炉心から構成された高温ガス炉一般の炉心耐震研究に寄与できることから第3の方法による炉心耐震試験計画を作成した。そしてこれまでに1本のコラム模型及び7本のコラムから構成された1領域炉心模型による耐震試験と解析を実施した。そして、コラムのソフトスプリング特性とコラム衝突のハードスプリング特性^{1), 2)}及びコラムの振れ回り運動^{3), 4)}などについてのデータを得るとともに地震応答解析プログラム^{5), 6)}を開発した。しかし、実際の炉心の耐震設計には、多数のコラムから構成された炉心の衝突振動挙動、側方固定反射体支持力反力、ダウエルに加わる力、更には側方固定反射体支持剛性の変化による影響などの諸特性を得る必要がある。

そこで、炉心を垂直方向で切り取った2次元炉心模型によるコラム群の耐震試験を実施することとした。コラム群の耐震試験に関しては、武藤ら⁷⁾はゼネラルアトム社(GA)の発電用高温ガス炉炉心の1/5縮尺模型を使用し、Olsenら^{8), 9)}はGA型炉の炉心の1/5縮尺模型を使用して実施し、変位特性、側方固定反射体支持反力、ダウエルに加わる力、側方固定反射体支持の剛支持と柔支持の比較をしている。しかし、これらの耐震試験はGA型炉の炉心を対象としており、他の炉心構成の異なるブロック型高温ガス炉の耐震設計に十分適応できるだけのデータが公開されていない。

そこで多目的高温ガス実験炉炉心の1/2縮尺の垂直2次元炉心耐震試験模型を製作し、これを振動台上に設置して、正弦波と地震波などのランダム波による水平1軸加振試験を実施した。そして、加振加速度、加振振動数、加振波形、側方固定反射体の支持剛性、コラム上端ギャップ幅などの変化による炉心の変位特性、炉心の減衰特性、側方固定反射体支持反力特性、ダウエル反力特性などについて明らかにするとともに、シミュレーション解析を行い、計算値と実験値を比較して解析法の妥当性を明らかにした。

2. 炉心構造と試験模型

2.1 炉心構造

ブロック型燃料から構成された多目的高温ガス実験炉の炉心は Fig. 2.1 に示すように、燃料要素、可動反射体要素、側方固定反射体要素、炉心支持要素、炉心支持ポスト、炉床部などの炉心を構成する黒鉛ブロック群(炭素レンガを含む)及び炉心支持構造物、炉心拘束構造物、コアバレルなどの炉心を支持する鋼構造物から構成される。炉心の下部は原子炉圧力容器内に取り付けられたダイヤグリッド板によって支持される。炉心の側方拘束構造物はコアバレルに取り付けられ、コアバレルはラジアルキーによって原子炉圧力容器内の定められた場所に配置される。

炉心支持要素の黒鉛ブロック上に炉心コラムは配置される。炉心コラムのうち燃料体コラムは、下段の2層の黒鉛ブロックが可動反射体要素、その上の7層のブロックが燃料体要素、更にその上の2層の黒鉛ブロックが可動反射体要素、そして最上段には流量調整用の鋼製のオリフィスブロックから構成される燃料体コラム周辺の可動反射体要素コラムでは、可動反射体要素の黒鉛ブロック11層と最上段のオリフィスブロックから構成される。炉心支持要素下部の炉心支持用の黒鉛ポストは、炉床部の黒鉛ブロック及び炭素レンガによって支持される。炉心支持ポスト部分の空間は炉心から流出する高温のヘリウムガスが合流する高温プレナムを形成する。炉床部は、黒鉛ブロックと炭素レンガなどの断熱効果の良好な耐熱材料によって多重層を形成しており、これらは炉心支持板を介してダイヤグリッドによって炉心の所定の位置に配置される。

炉心は7列のコラム単位で制御棒領域および燃料交換領域を形成しており、7列コラムの中央のコラムは制御棒と後備停止系用のチャンネルとなっている。炉心支持要素ブロック上面の可動反射体要素ブロック、燃料要素ブロック、オリフィスブロックはそれぞれ3個のダウエルによって位置決めされる。このダウエルのせん断面が炉心を横断して同一水平面に揃うことを避けるために、制御棒の挿入コラムのブロック上下境界面は周辺の6列コラムのものよりも少し下方になるようにコラム最下段のブロックを標準の可動反射体要素よりも短く製作する。

7列コラムの1領域単位ごとに1個の炉心支持要素ブロックがあり、このブロックを3本の炉心支持ポストが支える。この支持ポストの両端は球面状に形成されており、炉心支持ポストは炉床部ブロック上面の球面座と炉

心支持要素ブロック下面の球面空間に配置される。

2.2 試験模型

試験模型は Fig. 2.2 に示すように炉心を半径方向にコラム1層分を取り出したもので、炉心中心を通るコラム列ではなく、炉心直径方向の最大12列のコラムを取り出し、炉心支持ポストから上面の炉心をモデル化した。燃料要素と可動反射体要素は同じ試験体の黒鉛ブロックで模擬し、これを炉心燃料ブロックと呼ぶ。以下、実際の炉心と対照しながら試験模型について記述する。

実際の炉心支持要素ブロックは、黒鉛製の支持ブロックと1個の炉心黒鉛ブロックで置き換える。実際の炉心コラムは下端から反射体要素2層、燃料要素7層、反射体要素2層の合計11層を同一の炉心黒鉛ブロックで置き換える。コラム上端のオリフィスブロックは、炉心黒鉛ブロックと同一形状の鋼製ブロックとする。炉心支持ポストは上下端とも球面座で、炉心支持ブロックは水平方向に移動できる構造であるから、試験模型においてこれをローラベアリングによって模擬する。

実際の炉心はコラム7列単位で1つの制御棒領域を形成している。試験模型では3列のコラムで1領域を模擬し、3の中央のコラムの炉心黒鉛ブロックの上下境界面を両側のコラムのものよりも下げる。実際の炉心の1領域炉心中央のコラムには、3個の制御棒と後備停止系の穴が貫通しているため、中央コラムの燃料要素と反射体要素は周辺コラムのものよりも重量及び慣性モーメントは小さいが、試験模型を単純にするために、同一の炉心黒鉛ブロックを使用する。

コラム3列で1領域とし、4領域を合わせて12列のコラムで試験模型の炉心コラム群を構成する。実際の炉心の周辺にある側方固定反射体要素を積み上げて形成している側方固定反射体コラムを模擬して試験模型では、黒鉛ブロック製の側方固定ブロックを積み上げた側方固定コラムを形成する。そして12列の炉心コラムと両端の2列の側方固定コラムを合わせて14列のコラムで試験模型を構成する。側方固定ブロックはコラム1列に対応する側方固定反射体要素の重量と相似になるように寸法を決める。実際の炉心では、側方固定反射体要素は炉心拘束構造物によってコアバレルに取り付けられており、これを模擬して試験模型では側方固定ブロックは4点支持ばねによって支持枠に取り付けられる。

実際の炉心では、冷却ガスは炉心上方から下方へ流れ、

コラムの上下面に圧力差が生じるため、コラムは上方から下方へ押し付けられている。このガス圧力差による圧縮力を模擬するために、試験模型では各コラムの中央にワイヤーを通し、このワイヤーの上端にばねを取り付け

て、このばね力によってコラムに圧縮力を加える。

以上の考慮のもとに製作した試験模型の概念を示すと Fig. 2. 3 のようになる。

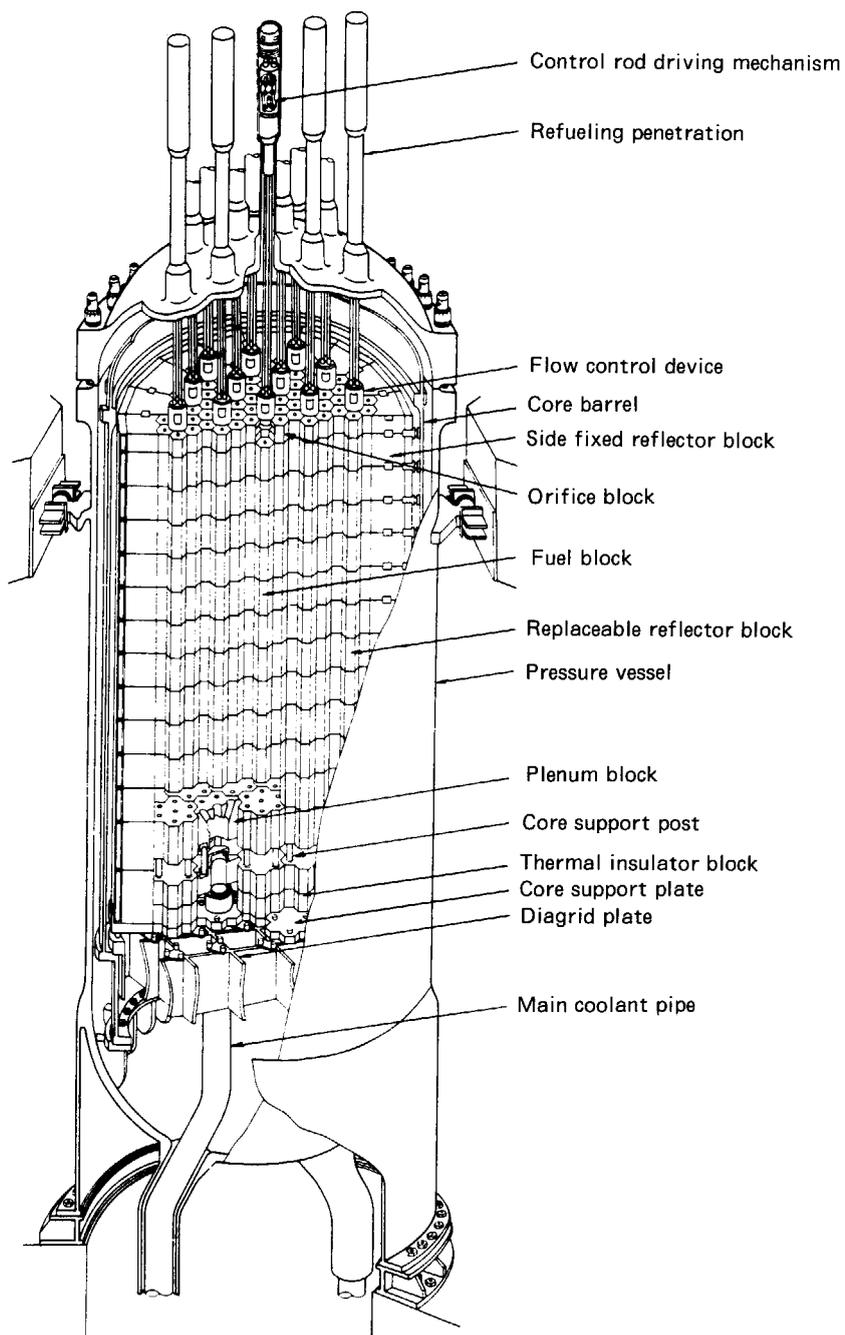


Fig. 2. 1 Reactor vertical cutaway view.

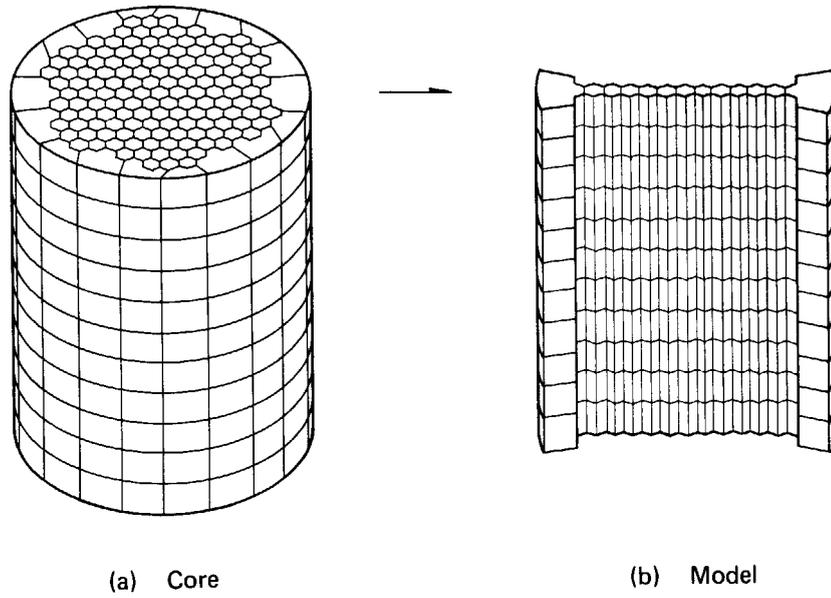


Fig. 2. 2 Core model for vertical two-dimension.

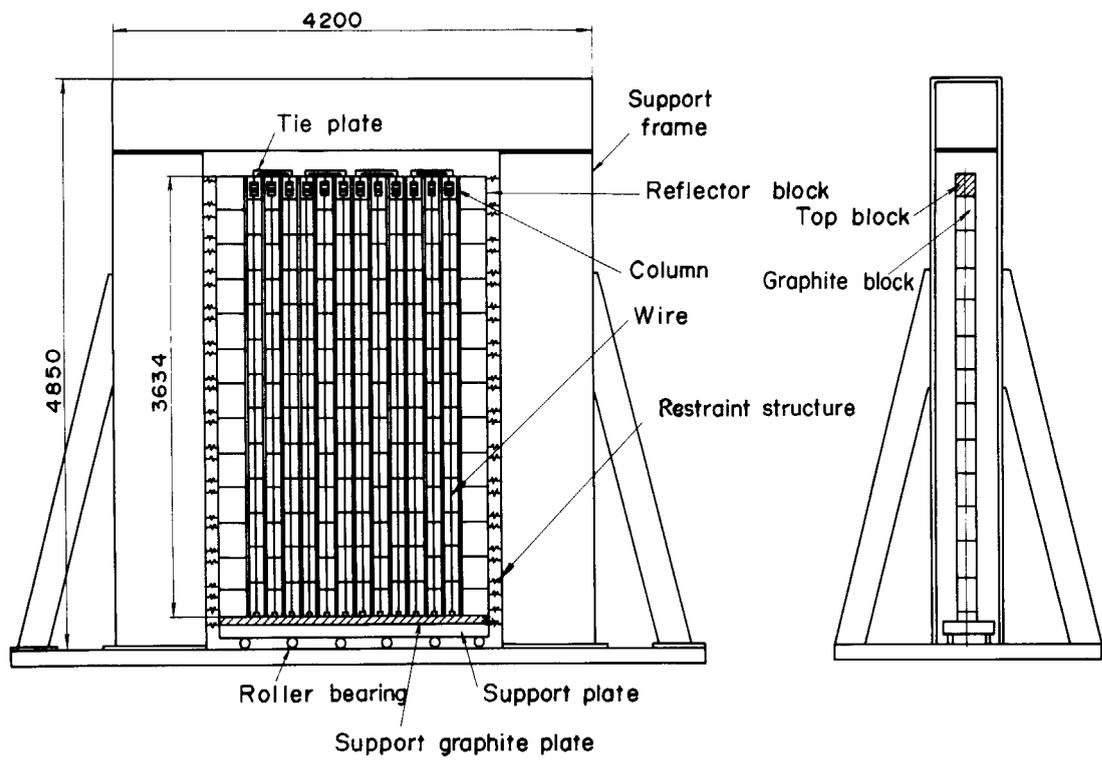


Fig. 2. 3 Experimental apparatus of two-dimensional vertical core model.

3. 試験装置と試験内容

3.1 試験装置

3.1.1 相似則

第1章において記述したように、実際の炉心の地震時の挙動は、模型試験によって検証された計算プログラムを使用して予測することを基本にして、耐震試験計画を立案したが、縮尺模型による耐震試験結果からも、相似則を利用して実際の炉心の応答特性を予測することもできるように計画した。この計画に添うように、試験模型は、実際の炉心との相似則に合わせて製作することにした。このため次のように相似則を求めた。

試験模型(以下模型と呼ぶ)は Buckingham の π 定理

に基づく無次元積が模型と実際の炉心(以下実機と呼ぶ)とで等しいという関係から **Table 3.1** に相似則として示しているように求められる。寸法係数を λ とすると、長さ l と変位 x について模型と実機とで次の関係が成立する。

$$\frac{l_p}{l_m} = \frac{x_p}{x_m} = \lambda \tag{3.1}$$

ここで、添字 m と p はそれぞれ模型と実機を示す。模型と実機に使用する黒鉛材料を同一とすれば、ヤング率 E_m と E_p は等しいから

$$\frac{E_p}{E_m} = 1 \tag{3.2}$$

Table 3.1 Similarity laws of the model

Physical Quantities	Dimension	Similarity Laws	Similarity laws under the condition of $\frac{E_p}{E_m} = 1, \frac{\rho_p}{\rho_m} = \frac{1}{2}, \lambda = 2$
Length	l cm	$l_m = \frac{1}{\lambda} \cdot l_p$	$l_m = \frac{1}{2} \cdot l_p$
Displacement	x cm	$x_m = \frac{1}{\lambda} \cdot x_p$	$x_m = \frac{1}{2} \cdot x_p$
Velocity	v cm/s	$v_m = \sqrt{\frac{\rho_p}{\rho_m} \cdot \frac{E_m}{E_p}} \cdot v_p$	$v_m = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot v_p$
Acceleration	α cm/s ²	$\alpha_m = \lambda \cdot \frac{\rho_p}{\rho_m} \cdot \frac{E_m}{E_p} \cdot \alpha_p$	$\alpha_m = \alpha_p$
Time	t s	$t_m = \frac{1}{\lambda} \sqrt{\frac{E_p}{E_m} \cdot \frac{\rho_m}{\rho_p}} \cdot t_p$	$t_m = \frac{1}{\sqrt{2}} \cdot t_p$
Force	F kg	$F_m = \frac{1}{\lambda^2} \cdot \frac{E_m}{E_p} \cdot F_p$	$F_m = \frac{1}{4} \cdot F_p$
Frequency	f 1/s	$f_m = \lambda \sqrt{\frac{\rho_p}{\rho_m} \cdot \frac{E_m}{E_p}} \cdot f_p$	$f_m = \sqrt{2} \cdot f_p$
Stress	σ kg/cm ²	$\sigma_m = \frac{E_m}{E_p} \cdot \sigma_p$	$\sigma_m = \sigma_p$
Spring constant	k kg/cm	$k_m = \frac{1}{\lambda} \cdot \frac{E_m}{E_p} \cdot k_p$	$k_m = \frac{1}{2} \cdot k_p$
Mass	m kgs ² /cm	$m_m = \frac{1}{\lambda^3} \cdot \frac{\rho_m}{\rho_p} \cdot m_p$	$m_m = \frac{1}{4} \cdot m_p$

suffix m: model, P: prototype, λ : scale factor

となる。ブロックのロッキング運動に主要な影響を及ぼす重力加速度は、模型と実機では変更することはできないから、加速度比は

$$\frac{\alpha_p}{\alpha_m} = 1 \tag{3.3}$$

である。よって Table 3.1 の加速度の相似則は

$$\alpha_m = \lambda \frac{\rho_p}{\rho_m} \cdot \frac{E_m}{E_p} \alpha_p \tag{3.4}$$

であり、この式は次のように書き直すことができる。

$$\frac{\rho_p}{\rho_m} = \frac{1}{\lambda} \cdot \frac{\alpha_m}{\alpha_p} \cdot \frac{E_p}{E_m} \tag{3.5}$$

式 (3.2) と式 (3.3) を式 (3.5) に代入すれば、密度比は

$$\frac{\rho_p}{\rho_m} = \frac{1}{\lambda} \tag{3.6}$$

となる。いま、式 (3.1) の寸法係数 $\lambda = 2$ とすれば、密度比は式 (3.6) から

$$\frac{\rho_p}{\rho_m} = \frac{1}{2} \tag{3.7}$$

となり、模型の材料は実機の 2 倍になるような密度を持つ材料を選べばよい。しかし、模型の使用材料を実機と同じ黒鉛材料とすると式 (3.7) は成立しない。よって、このような場合には、模型に付加質量を取り付けて、模型の平均的な密度が実機の 2 倍になるように工夫する。このようにして、模型を Table 3.1 に示すような相似則に合わせることができる。

相似則から明らかなように、この相似則に基づく試験結果から実機の応答を推定するには、実機の変位は模型の変位を 2 倍すればよい、同様にして、速度は $\sqrt{2}$ 倍、力は 4 倍、振動数は $1/\sqrt{2}$ 倍すればよい。一方、実機に加わる地震波を模擬して模型を加振する場合には、実機の入力地震波の時間軸を $1/\sqrt{2}$ 倍にしなければならない。

3.1.2 試験模型

(1) 炉心黒鉛ブロック

炉心黒鉛ブロックは多目的高温ガス実験炉の炉心燃料

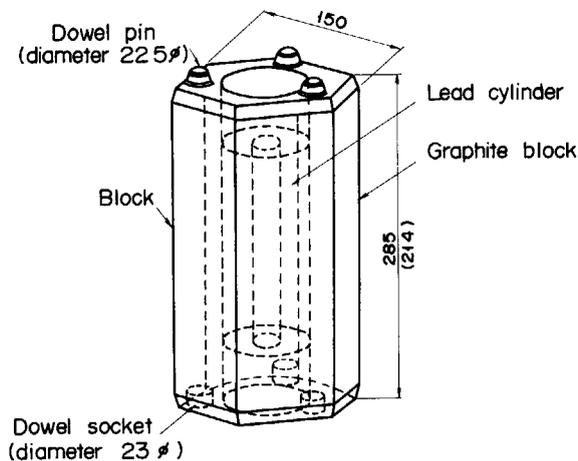


Fig. 3.1 Graphite block cutaway view.

要素を参考にして寸法で 1/2 縮尺模型を使用する。3.1 節で記述したように、縮尺試験模型と実際の炉心燃料要素の相似則を合わせるために Fig. 3.1 と 3.2 及び Fig. 3.3 に示すように炉心燃料ブロックの中央に鉛製の円筒をはめ込み、接着剤で固定した。よって炉心燃料ブロックの重量は実際の燃料要素の約 1/4 になる。炉心黒鉛ブロックの回転慣性は、重量補正用鉛円筒が黒鉛ブロックの中央部に位置するために、実際の燃料要素に対して厳密に相似則を合わせることができない。しかし、Fig. 3.1 に示すように相似則から大きく離れないように試験模型を設計した。炉心黒鉛ブロックの形状は、六角対面距離 150 mm、高さ 285 mm (3 本組中央コラム最下段のものは 214 mm)、重量は 19.1 kg (14.3 kg)、回転慣性は $0.924 \text{ kg}\cdot\text{s}^2\cdot\text{cm}$ ($0.302 \text{ kg}\cdot\text{s}^2\cdot\text{cm}$) である。

炉心燃料ブロックの上面と下面にはそれぞれダウエルピンとダウエルソケットが 3 個ずつ取り付けられている。ダウエルピンは Fig. 3.2 に示すようにテーパ状に加工されるので、炉心コラム中の炉心黒鉛ブロックは水平変位を拘束するが、ロッキング運動は許容の状態にある。炉心コラム下端の炉心黒鉛ブロックは炉心支持要素を模擬

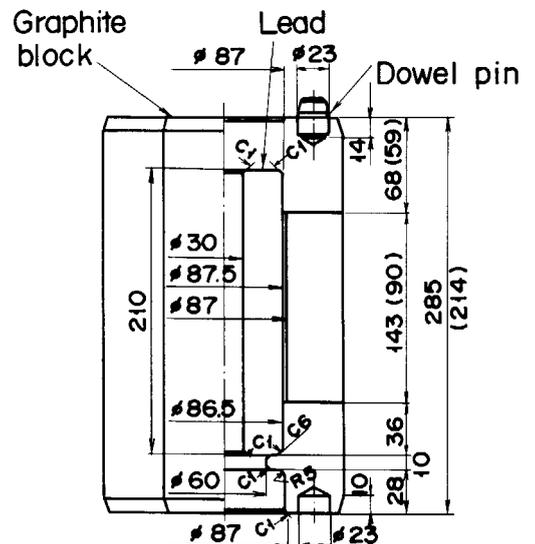
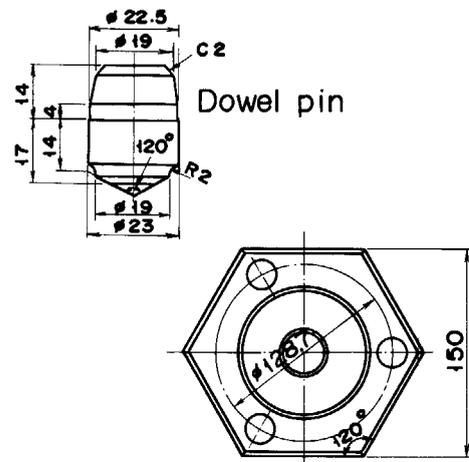


Fig. 3.2 Graphite block.

した支持ブロック上の黒鉛板上のダウエルピンによって、水平変位は拘束の、ロッキング運動は許容の状態にある。ダウエルピンは、実際の炉心の燃料要素のものとせん断剛性についての相似則を満足するように直径を決める。

試験模型に使用する黒鉛材料は原子炉級のものであり、その機械的性質は **Table 3.2** に示されている。

Table 3.2 Mechanical properties of graphite used on vibration test

Item	Value
Material	ASI-F-500 (SIGRI)
Young's modulus	8.67×10^4 kg/cm ²
Compression strength	510 kg/cm ²
Apparent specific weight	1.74 kg/cm ³

(2) 側方支持ブロック

側方固定反射体要素を模擬する側方固定ブロックは、**Fig. 3.4** と **Fig. 3.5** に示すように高さは炉心黒鉛ブロックと同一とし、幅と厚さはブロックコラム1列に対応するように決める。実際の炉心の側方固定反射体要素の高さは燃料要素の約2倍であるが、試験模型の側方固定ブロックの高さは炉心黒鉛ブロックと同一にする。これは、コラムの高さ方向の衝撃反力分布を詳しく求めるためである。実際の炉心の側方固定反射体要素は上下方向にダウエルによって拘束されているが、試験模型の側方固定ブロックでは、コラム高さ方向の衝撃反力分布を詳しく求めるためにダウエルを設けない。よって、上下の側方固定ブロックの境界面には摩擦力だけが作用する。

側方固定ブロックは **Fig. 3.4** に示すように支持構造物によって試験治具に取り付けられている。側方固定ブ

ックの重量は支持構造物のアームを含めて 52.8 kg (短い側方固定ブロックは 39.0 kg)、回転慣性は $2.05 \text{ kg}\cdot\text{s}^2\cdot\text{cm}$ ($1.6 \text{ kg}\cdot\text{s}^2\cdot\text{cm}$) である。側方固定ブロックの材料は炉心燃料ブロックと同じ **Table 3.2** に示した原子炉級黒鉛であり、側方固定ブロックに取り付けられたアームは鋼製である。

(3) 上端ブロック

実際の炉心では、コラムの上端には流量調整用の鋼製のオリフィスブロックが取り付けられている。試験模型では、模擬炉心を単純にして、炉心黒鉛ブロックと同じ形状の鋼製の上端ブロックをコラム上端に配置する。上端ブロックは **Fig. 3.6** と **Fig. 3.7** に示すように外形は炉心黒鉛と同一で、炉心上下間の圧力差を模擬したばね力をコラムに付加するためのばねを収納でき、このばねの締め付け力を調整できる構造とした。

コラム間ギャップは、試験中はすべて 2 mm とするが、上端ブロック間ギャップの影響を調べるため上端ギャップは **Fig. 3.8** に示すように 0.5 及び 2 mm に変化させて試験する。このため、上端ブロックの六角対面距離は 150 及び 151.5 mm の 2 種類のものを用意する。上端ブロックの高さは、3 本組コラムの中央コラムのブロック上下の境界面を両側のコラムのものよりも下げたので、両側コラムの上端ブロックの高さは中央のものよりも短くなる。上端ブロックの高さは 285 mm (短長のは 214 mm)、重量は 15.4 kg (10.2 kg) であるが、上端ブロックにガス圧力差模擬ばね締め付け用のボルトを含めると炉心黒鉛ブロックと同等の重量となる。回転慣性は $1.75 \text{ kg}\cdot\text{s}^2\cdot\text{cm}$ ($0.602 \text{ kg}\cdot\text{s}^2\cdot\text{cm}$) である。

(4) 炉心支持ブロック

実際の炉心の炉心支持要素は 7 列コラムの 1 領域炉心ごとに 1 個の黒鉛ブロックできているので、垂直 2 次元炉心模型では 3 列コラム単位で 1 個の支持ブロックを模擬してもよい。しかし、試験模型を単純にするために、炉心コラム 12 列と両側の側方固定コラム 2 列を合わせた 14 列のコラムを 1 個の支持ブロックによって支持する。支持ブロックは **Fig. 3.9** に示すように鋼製の平板上に黒鉛板を張り付け、試験治具の支持棒基盤上の炉心支持ポストを模擬したローラベアリング上に配置される。支持ブロックの上面に張り付けられた黒鉛材料は炉心黒鉛ブロックと同じ **Table 3.2** に示した原子炉級黒鉛である。支持ブロックの両端は側方固定ブロックと同じように側方支持構造物によって試験治具の支持柱に取り付けられる。支持ブロックの重量は 357.7 kg である。

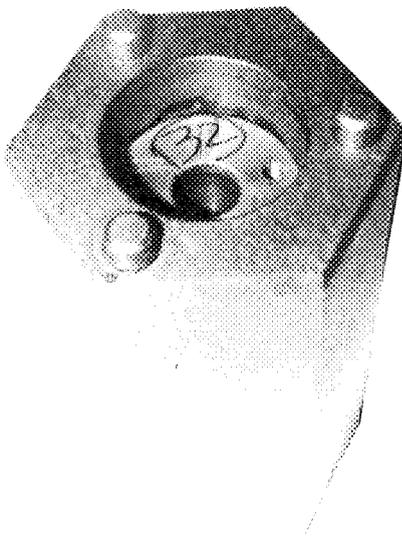


Fig. 3.3 Graphite block (Photograph).

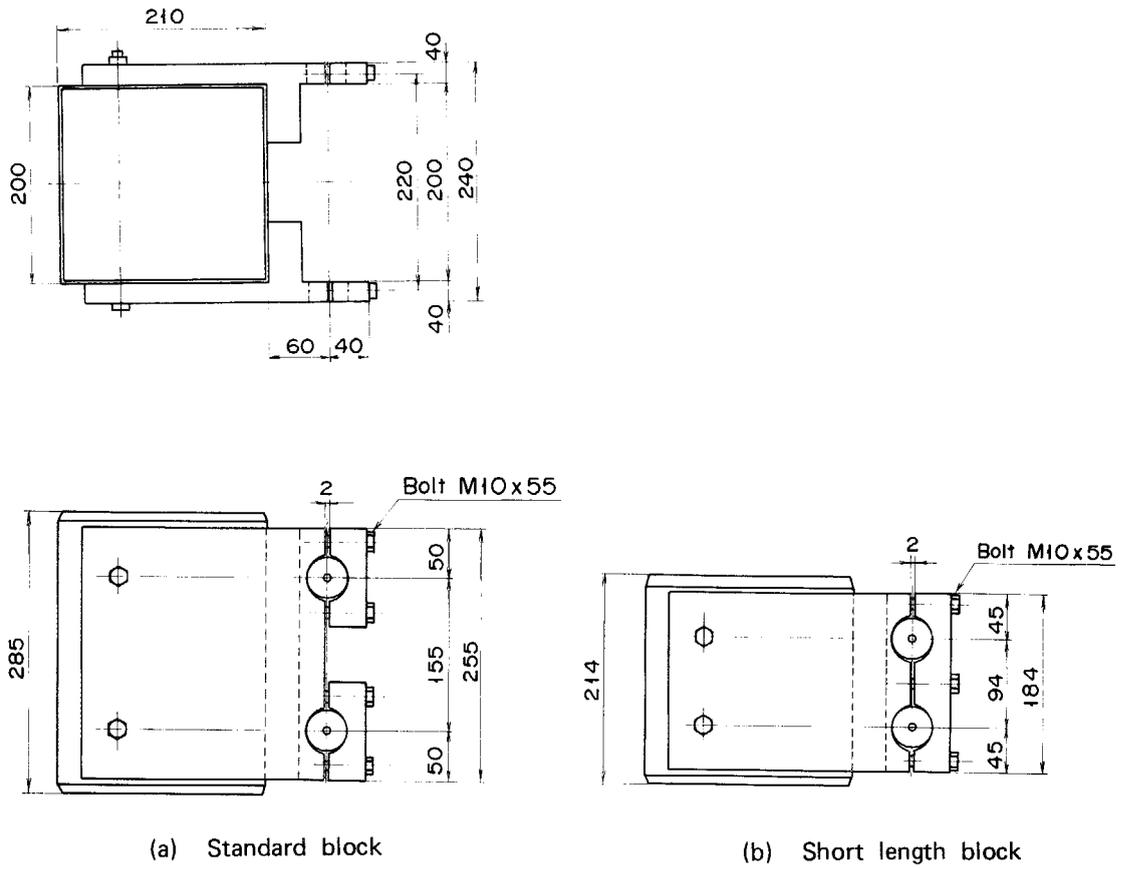


Fig. 3. 4 Side support block.

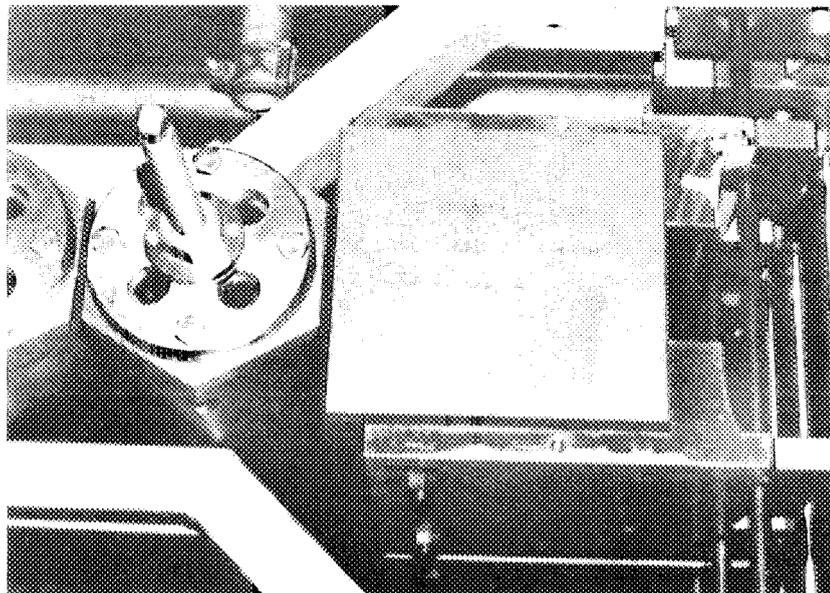


Fig. 3. 5 Side support block (Photograph).

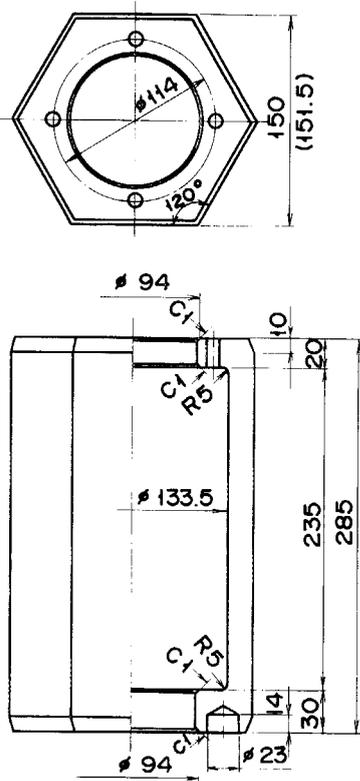


Fig. 3. 6 Tap block.

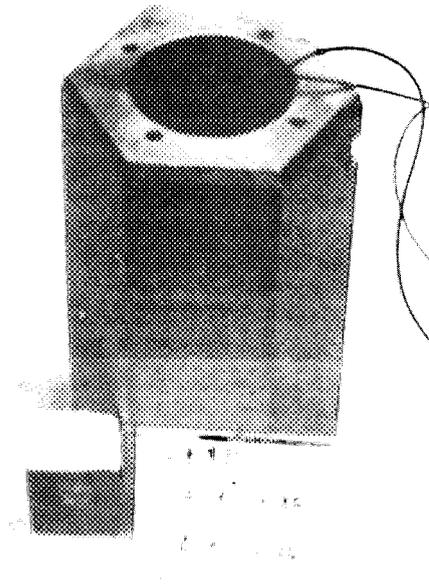


Fig. 3. 7 Top block (Photograph).

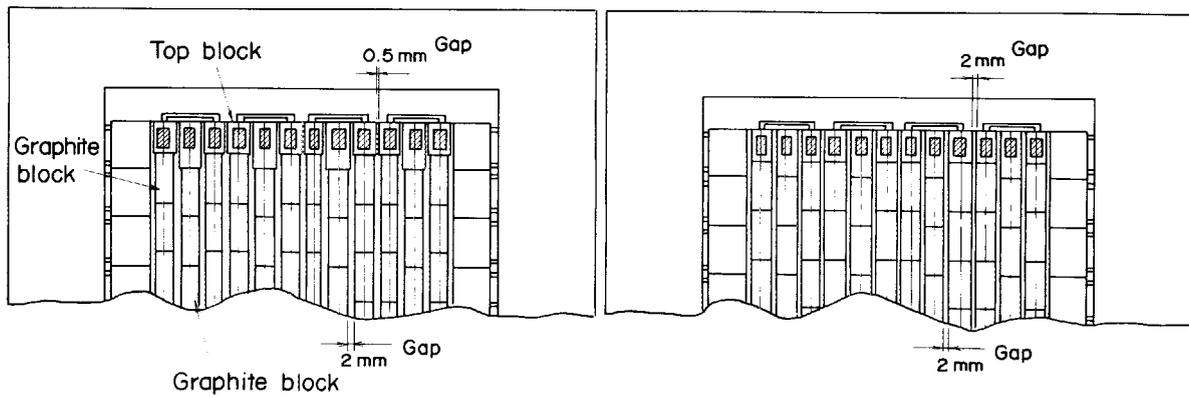


Fig. 3. 8 Two different top gap configuration.

3.1.3 振動試験治具

(1) 支持棒

試験治具の主要構成要素である支持棒は、**Fig. 3.10**と**Fig. 3.11**に示すように鋼製の門型構造物であり、これが振動台上に取り付けられる。両側の支持柱には側方固定ブロックが取り付けられ、この間に炉心コラムが配置される。支持棒は、加振試験の振動数範囲1～10 Hzにおいて、支持棒の振動が試験結果に影響を及ぼさないように十分に剛な箱型の構造とする。振動台床面の変形による影響を無くするために、振動台床面に厚い鋼板を敷き、この上に試験治具を設置する。

(2) 側方固定ブロック支持構造物

実際の炉心の側方固定反射体要素は、炉心拘束構造物によってコアパレルに取り付けられている。炉心拘束構造物の剛性変化による炉心振動特性に及ぼす影響を明らかにするため、試験模型では、側方固定ブロックを試験治具の支持柱に取り付け支持構造物のばね定数を強、中、弱の3種類に容易に変更できるようにする。側方固定ブロック支持構造物を**Fig. 3.12**に示す。

Fig. 3.12(a)の図上半分に示すように、支持構造物の直径14 mmのばね棒の外側の支持点を中央に寄せることによって、支持剛性を強にする。支持剛性を弱にするには、**Fig. 3.12(a)**の図下半分に示すように、支持構造物の直径14 mmのばね棒の外側の支持点を外側へ移動する。支持剛性を弱にするには、**Fig. 3.12(b)**に示すように、直径14 mmのばね棒の前面に直径7 mmのばね棒を通

し、これら2本のばね棒によって2段ばねを構成し、側方固定ブロックの変位が小さい場合には、直径7 mmのばね棒のみの弱支持となり、変位がさらに増加すると2段目の直径14 mmのばね棒が作用して強支持となる。なお、側方固定ブロックの支持反力はばね支持棒に取り付けられたひずみゲージによって測定される。

(3) ガス圧力差模擬ばね

実際の炉心では、冷却ガスは炉心の上方から下方へ流れるので、原子炉の運転時には、炉心コラムの上下面において圧力差が生じ、コラムは上方から下方へ押し付けられる。試験模型では、このガス圧力差を模擬するために**Fig. 3.13**に示すようにコラムの中央部にワイヤを通し、ワイヤの先端にあるばねによって、コラムに圧縮力を与える。実際の炉心の圧力差を 0.5 kg/cm^2 と仮定し、試験模型のコラムに加える圧縮力を相似則に従って決めると、136.5 kgになる。使用するばねのばね定数は 13.79 kg/cm とする。

(4) 上端ブロック結合板

実際の炉心では、コラム上端のオリフィスブロックは1領域炉心7列単位で、キーによって互いに拘束されている。垂直二次元炉心模型では、3列単位でコラムを拘束する必要があり、これを模擬するために**Fig. 3.14**に結合板を設ける。この結合板はコラム間の水平変位を拘束するが、ロッキング運動はできるだけ拘束しないようにするために薄い鋼板によって製作する。

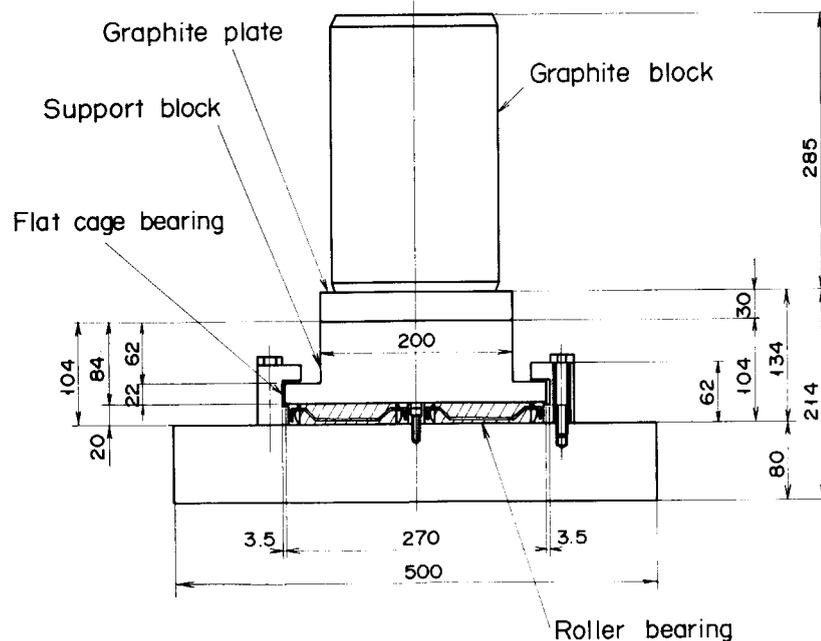


Fig. 3.9 Support block.

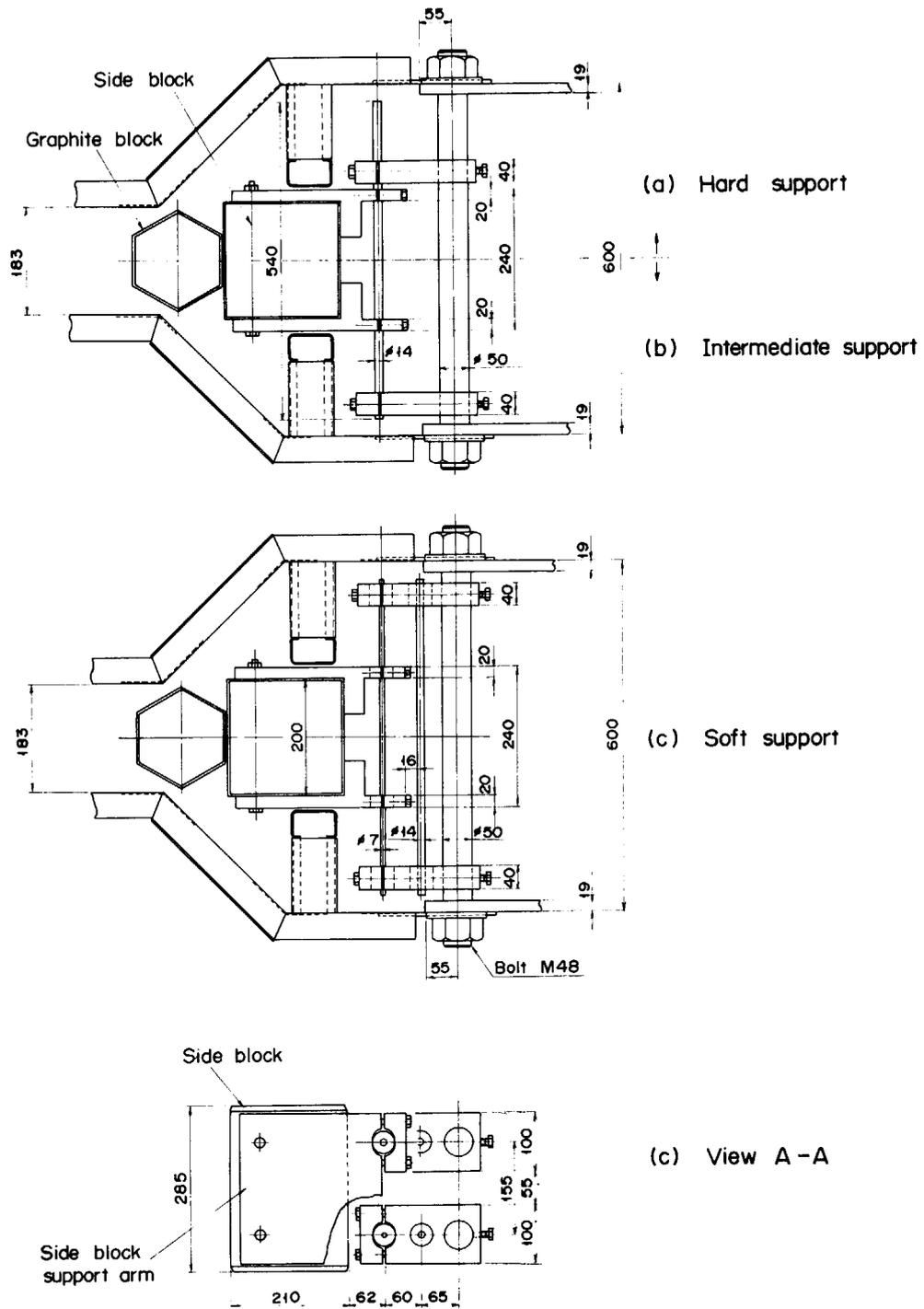


Fig. 3.12 Side block support structure.

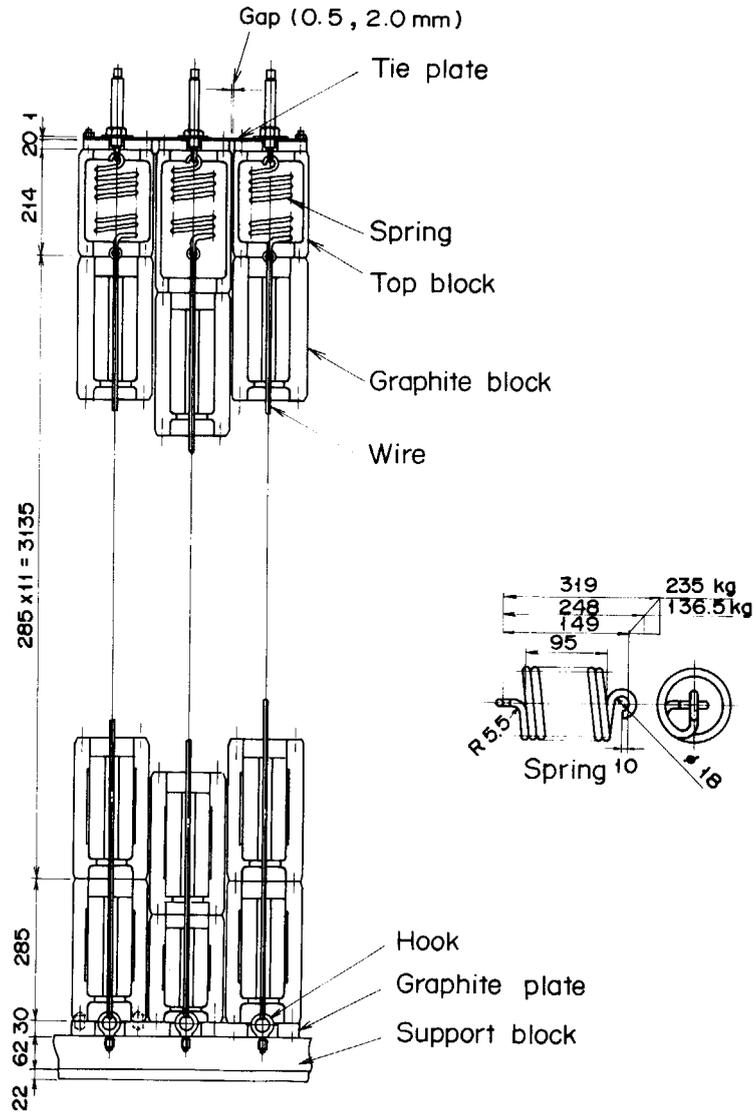


Fig. 3.13 Colum arrangement and gas pressure simulation spring.

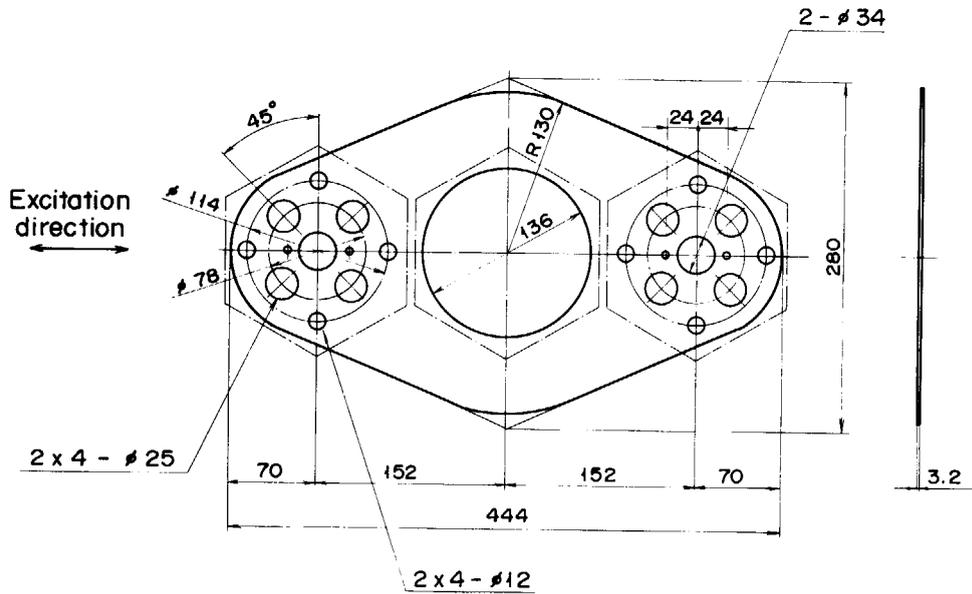


Fig. 3.14 Tie plate simulating orifice block key and keyway.

3.1.4 振動台

振動試験は、三菱重工業株式会社高砂研究所に設置されている大型水平2方向振動台を使用した。振動台の容量は次のとおりである。

- | | |
|-------------|--------------------|
| (1) 加振力 | 水平2方向それぞれ 50 ton・G |
| (2) 最大振幅 | ± 50 mm |
| (3) 載荷台寸法 | 6 m × 6 m |
| (4) 載荷台自重 | 21 ton |
| (5) 載荷重量 | 最大 100 ton |
| (6) 加振振動数範囲 | 0.1 ~ 50 Hz |
| (7) 加振波形 | 任意波形 |

(8) 制御方法 電気・油圧サーボ式

振動台の概略構造と性能曲線を Fig. 3.15 と 3.16 に示す。

3.1.5 反発試験治具

炉心の地震応答解析をする場合、ブロック衝突時のばね定数や減衰係数を知る必要があり、これらのデータを反発係数と接触時間から推定する。このため、Fig. 3.17 に示す反発試験治具によって、2個のブロックによる反発試験を実施する。この反発試験治具によって反発係数と接触時間を求めるには、次の方法による。2個のブロックをワイヤによって吊り下げ、2個のうち1個を静止

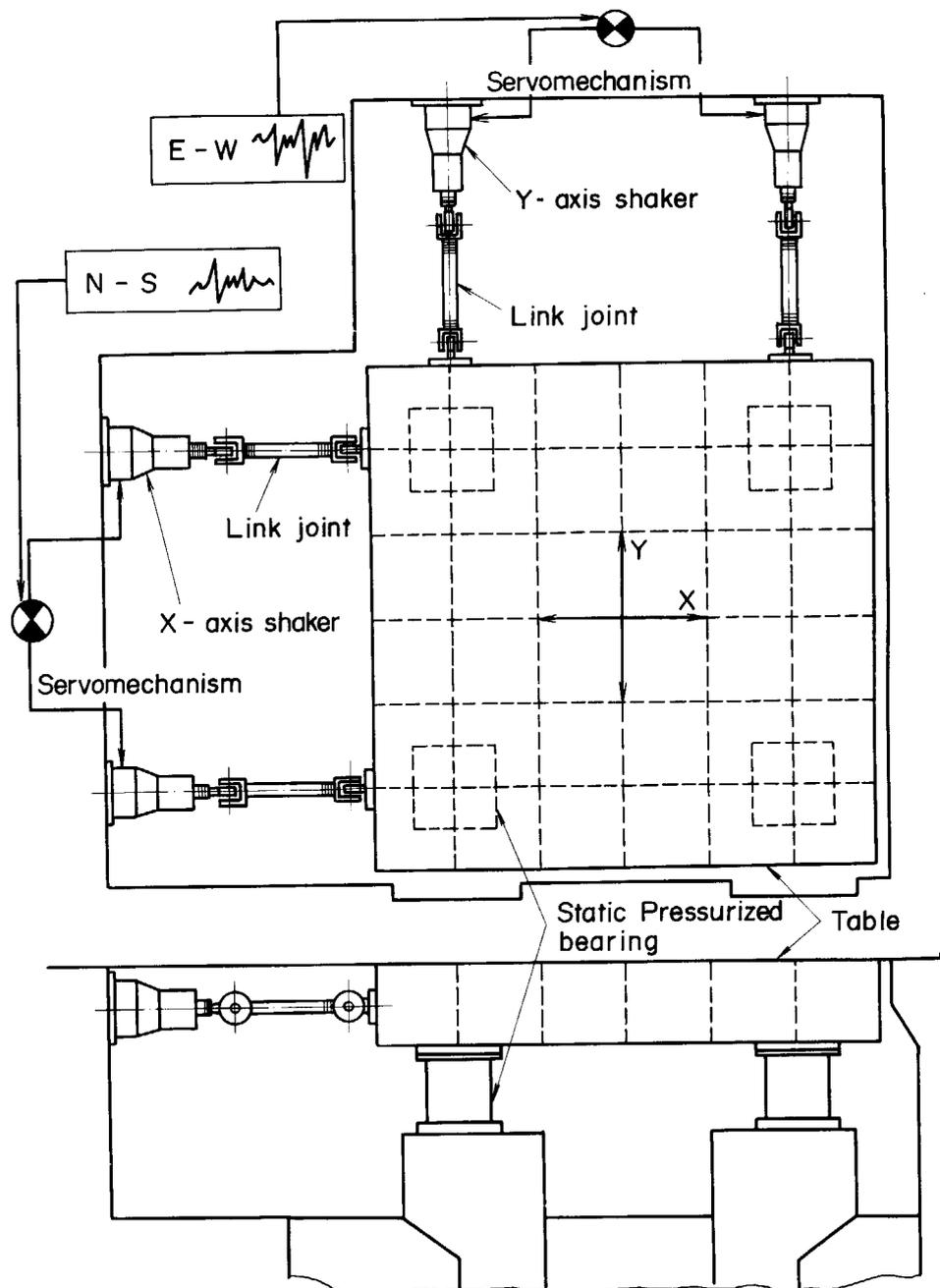


Fig. 3.15 Shaking table.

させ、他の1個を振り上げ、電磁石によって止め、次に、電磁石の電源を切ることによって振り上げられたブロックを静止しているブロックに衝突させる。ブロックの回転半径は1.5 mで、衝突前の速度が13~200 cm/sになるように振り上げ角度を調節できる。2個の衝突前後

の変位を非接触型の渦電流式変位計によって測定し、この変位を微分して2個のブロックの衝突前後の速度を求めて、これらの速度から反発係数を求める。ブロックの接触時間は同じ変位計から求められる。

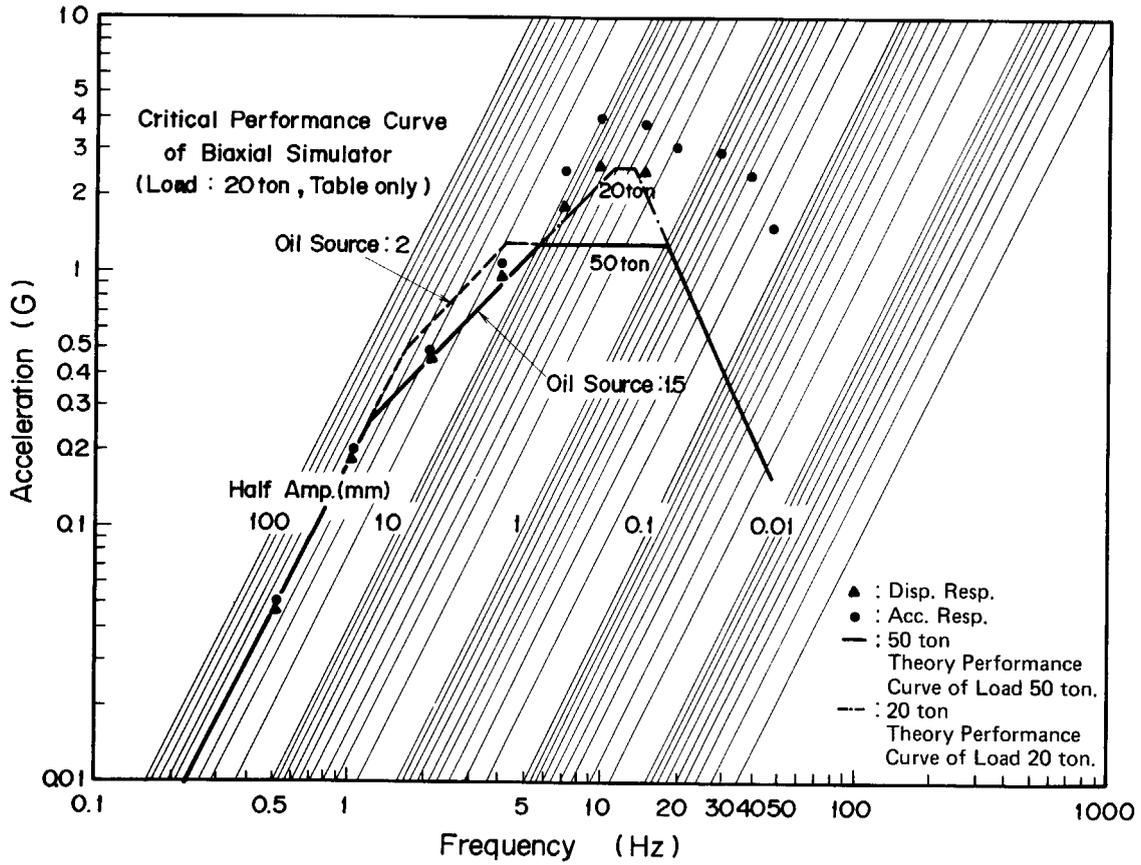


Fig. 3.16 Performance of shaking table.

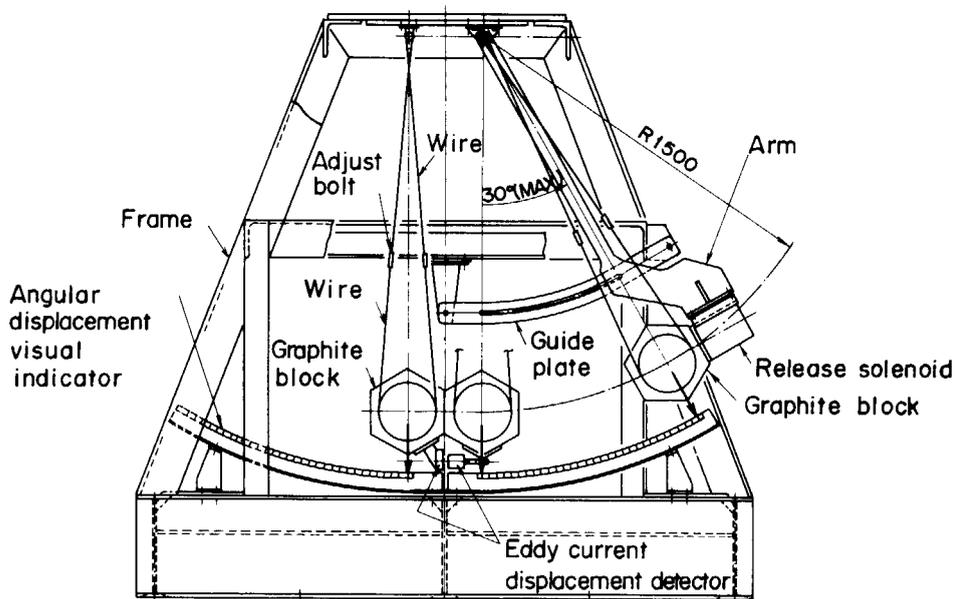


Fig. 3.17 Graphite block pendulum collision test rig.

3.1.6 測定装置

測定装置のブロックダイアグラムは **Fig. 3.18** に示されている。試験における測定項目は、支持枠からの炉心黒鉛ブロックと側方固定ブロックの変位、炉心黒鉛ブロックの衝撃加速度、側方固定ブロックの支持反力及びダウエルピンとダウエルソケットの反力である。検出器の使用個数は **Table 3.3** に示すように、変位計 24 個、加速度計 24 個、側方固定ブロック支持反力測定用ひずみゲージ 28 個、ダウエルピン反力測定用ひずみゲージ 4 個、ダウエルソケット反力測定用ひずみゲージ 4 個及び振動台の入力加速度測定用の加速度計 1 個である。

使用検出器の種類は、変位計は差動トランス型変位計、衝突加速度計は圧電型加速度計、支持反力とダウエル反力はひずみゲージ、振動台加速度計はひずみゲージ型加速度計である。これらの検出器の使用状態と配置図を **Fig. 3.19** に示す。また、計測器の性能は **Table 3.4** に示す。

(1) 変位計

支持枠からの炉心黒鉛ブロックと支持ブロックの変位を測定する差動トランス型の変位計は **Table 3.4** に示したように、最大変位 ± 50 mm まで測定できるものを使用する。炉心黒鉛ブロックは水平方向のみならず垂直方向にも動き、更に、ロッキング運動によって傾く。このような炉心黒鉛ブロックの水平変位をできる限り正しく測定するために、**Fig. 3.20** に示すような 2 個のユニバーサ

ル・ジョイントと比較的長いアームの連結棒を変位計に取り付ける。変位計を取り付けることによって炉心黒鉛ブロックがアンバランスになることを避けるために、変位計取り付け位置と対称な位置に、バランス用の鋼製六角ボルトを取り付ける。変位測定の差動トランスの出力は動ひずみ計によって増幅された後、ペンレコーダと磁気テープに記録される。

(2) 衝撃加速度計

炉心黒鉛ブロックの衝撃加速度測定用の圧電型の加速度計は **Fig. 3.21** に示すように、炉心黒鉛ブロックの上方にボルトとナットを利用して取り付けられる。衝突の際の加速度は、これまでの試験結果³⁾から最大で 500 G 程度であることがわかっているので、測定範囲 1 ~ 10,000 G のものを使用する。加速度検出器の出力はチャージアンプによって増幅された後、電磁オシログラフと磁気テープに記録される。

(3) 側方固定ブロックの支持反力測定

測定固定ブロックの支持反力は **Fig. 3.22** に示すように側方固定ブロック支持構造物の 4 点支持はりに取り付けられたひずみゲージによって測定される。ひずみゲージからの出力は動ひずみ計によって増幅された後、電磁オシログラフと磁気テープに記録される。荷重と変位（あるいは荷重とひずみ）の校正曲線は第 4 章で記述するように静的な荷重試験によってあらかじめ求めておく。

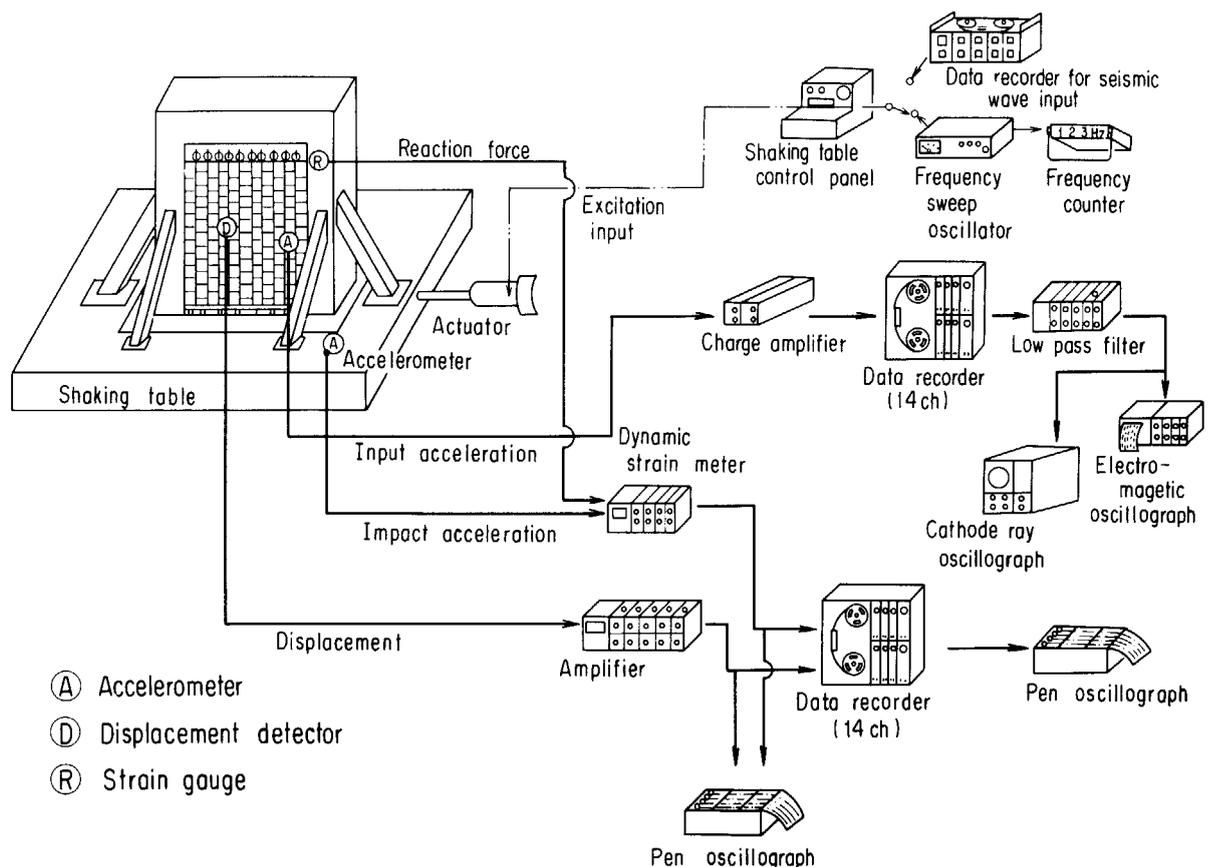


Fig. 3.18 Test facility and data acquisition diagram.

(4) ダウエルピンとソケットの反力測定

ダウエルピンとダウエルソケットに加わる力は、Fig. 3.23に示すように、2本のダウエルピンの根元にそれぞれ左右対称に1個ずつひずみゲージを取り付ける。ひずみゲージの出力はダイナミック・ストレインメータによって増幅された後、電磁オシログラフと磁気テープに記録される。

力とひずみの校正曲線は、3個の炉心黒鉛ブロックを連結させて、ひずみゲージを取り付けた中央のブロックを両端のブロックに対して水平に層ずれをするように油圧シリンダーによって押し、このときの荷重とひずみ量から求める。この校正曲線を使用して、振動試験の際のダウエルピンとダウエルソケットのひずみ量からダウエルピンとダウエルソケットの反力を換算する。

3.1.7 データ処理

Fig. 3.18に示したように測定データは検出器から増幅器を経由して、中継ボックスに至り、データはすべてデータレコーダによって磁気テープに記録される。測定データのうち変位はペンレコーダによっても記録される。加速度と反力は電磁オシログラフによっても記録される。加速度と反力の信号はローパスフィルタを使用して、800 Hz以上の高周波数成分はノイズとみなしてカットする。振動試験時には、オシロスコープによって、振動台の加振振動数と変位及び炉心黒鉛ブロックの変位をモニターする。ペンレコーダと電磁オシログラフに記録されたデータは、読み取って整理する。

Table 3.3 Detectors and measurement position

Measurement item	Detector	Position	Number
		Block number (i, j), i means column number and j row number.	
Relative displacement between block and support frame	Differential transformer type displacement detector	(1, 1), (1, 3), (1, 5), (1, 7), (1, 9), (1,11), (1,13), (5, 7), (5, 9) (6, 1), (6, 3), (6, 5), (6, 7), (6, 9), (6,11), (6,13), (12, 1), (12, 3), (12, 5), (12, 7), (12, 9), (12,11), (12,13), support block	24
Impact acceleration of block	Piezoelectric type accelerometer	(1, 3), (1, 5), (1, 7), (1, 9), (1,11), (1,13), (5, 5), (5, 7), (5, 9), (5,11), (5,13), (6, 3), (6, 5), (6, 7), (6, 9), (6,11), (6,13), (12, 1), (12, 3), (12, 5), (12, 7), (12, 9), (12,11), (12,13)	24
Reaction force due to impact between graphite block and side block	strain gauge	All side blocks and support block	28
Reaction force of dowel pin and socket	Strain gauge	(7,12), (12,10)	8
Input acceleration	Strain gauge type accelerometer	Shaking table	1

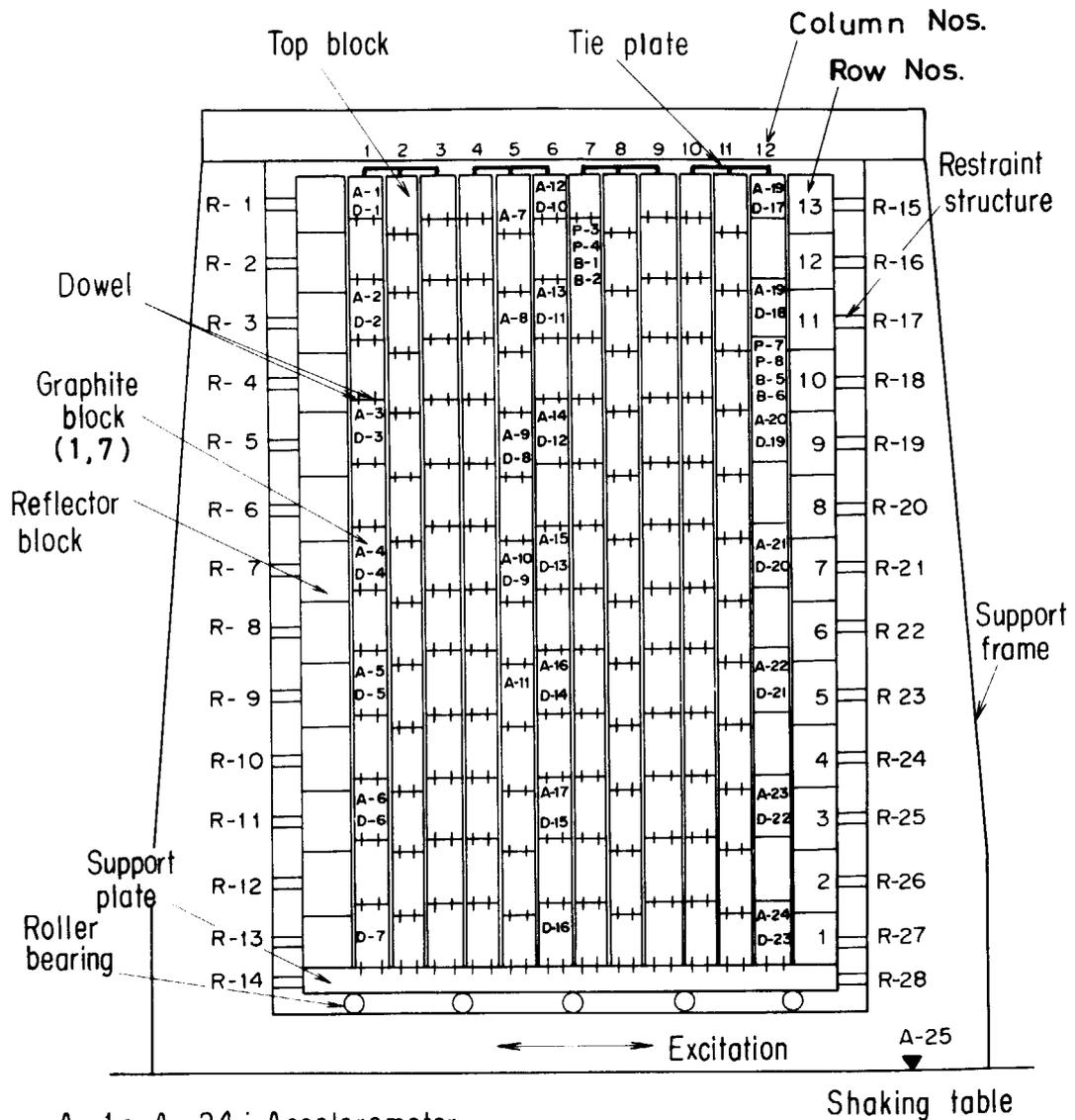


Fig. 3.19 Instrument locations.

Table 3.4 Test instrumentation list

Measurement item	Detector, amplifier or recorder	Manufacturer	Model No.	Range	Number
Relative displacement between block and support frame	Defferential transformer type displacement detector	Shinko Tsushin	IDS-4T	±50 mm 0~ 1 kHz	24
	Amplifier	Shinko Tsushin	DS-6001F	0~ 2 kHz	24
Impact acceleration of block	Piezoelectric type accelerometer	Brüel & Kjaer	4344	1~10,000G 4~10 kHz	24
	Charge amplifier	ENDEVCO	2721 A	0.1~ 3,000G 5~10 kHz	24
Reaction force due to impact between graphite block and side block	Strain gauge	Tokyo Sotsuki	FEL-1-1L		28
	Dynamic strainmeter	Kyowa Dengyo	DMP-6E	0~10000Hz	28
Reaction force of dowel pin and socket	Strain gauge	Tokyo Sotsuki	FEL-2-1L		8
	Dynamic strainmeter	Kyowa Dengyo	DMP-6E	0~ 1000Hz	8
Input acceleration	Strain gauge type accelerometer	Shinko Tsushin	UG 2G	0~2G	2
	Dynamic strainmeter	Kyowa Dengyo	DMP-6E	0~1000Hz	2
Data recording	Data recorder	Kyowa Dengyo	RTP-160A6	DC~10 kHz	2
	Data recorder	TEAC	R200	DC~10 kHz	1
	Electric-magnetic oscillograph	Sanei Sotsuki	5L-33		1
	Pen recorder	Watanabe Sotsuki	WTR-281H	0~80 Hz	4

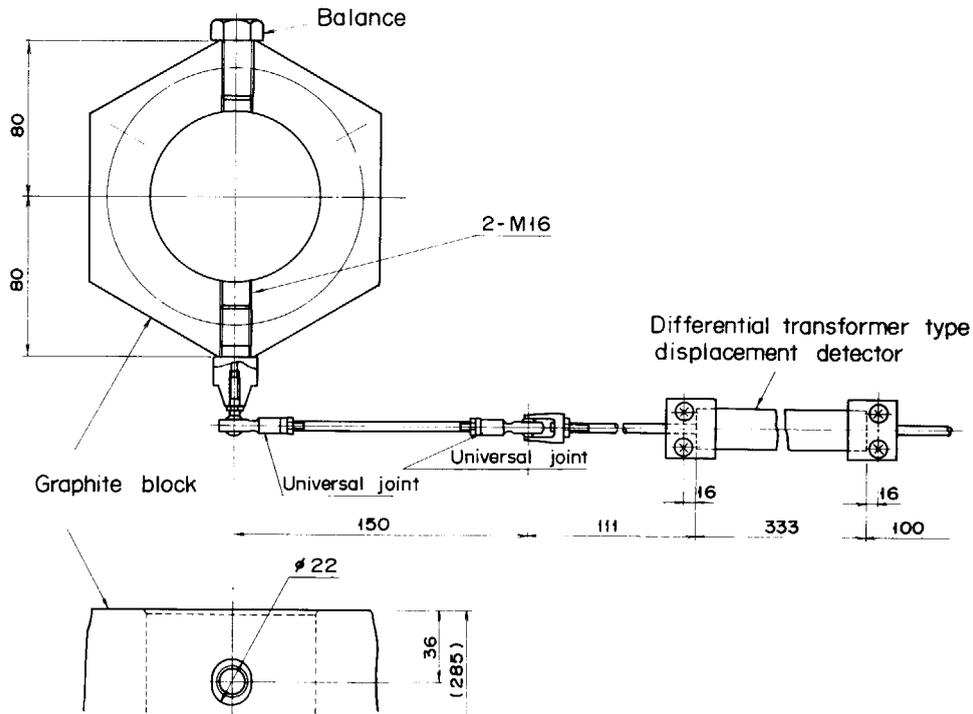


Fig. 3.20 Displacement detector.

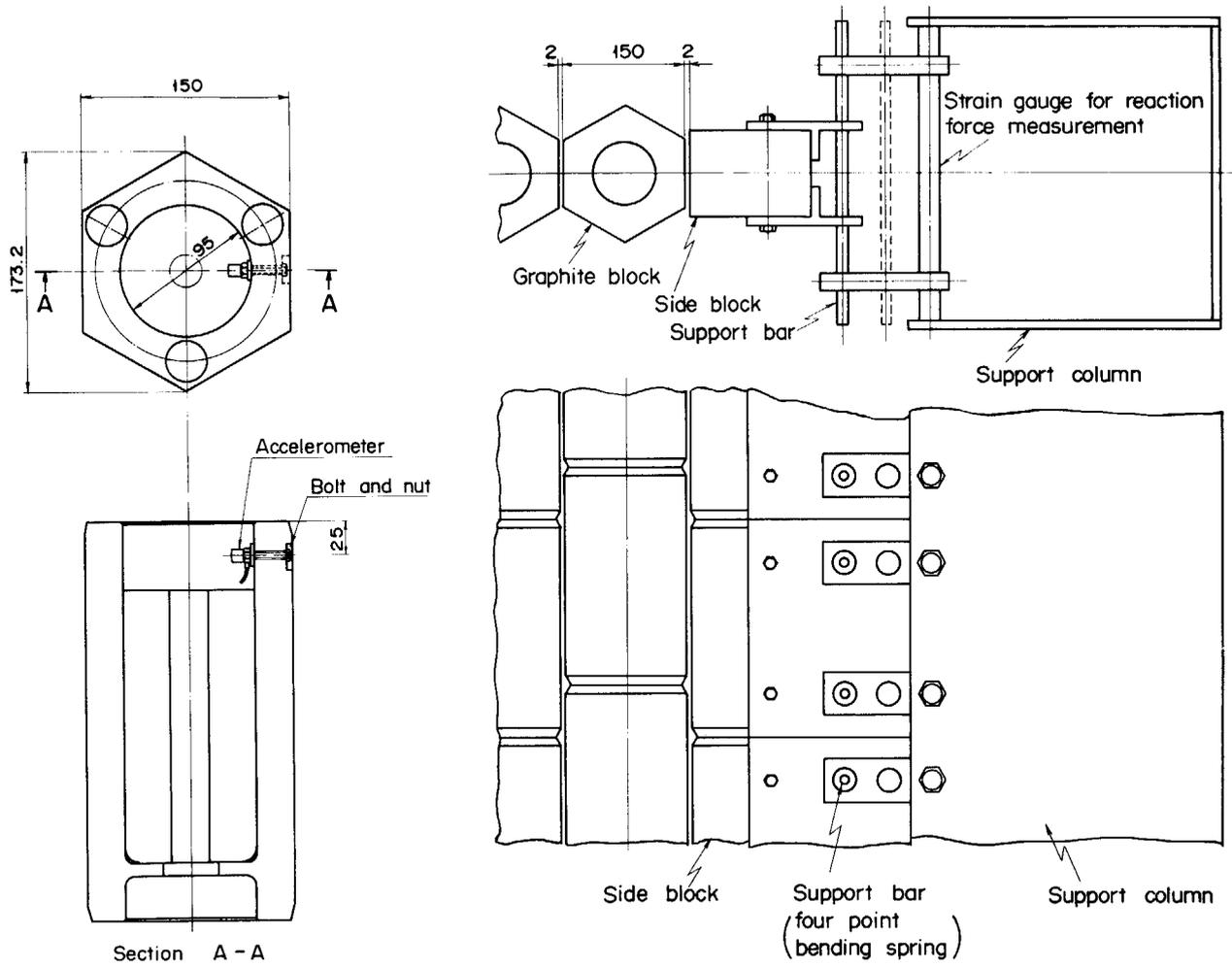


Fig. 3.21 Accelerometer location in graphite block.

Fig. 3.22 Method of impact reaction force measurement.

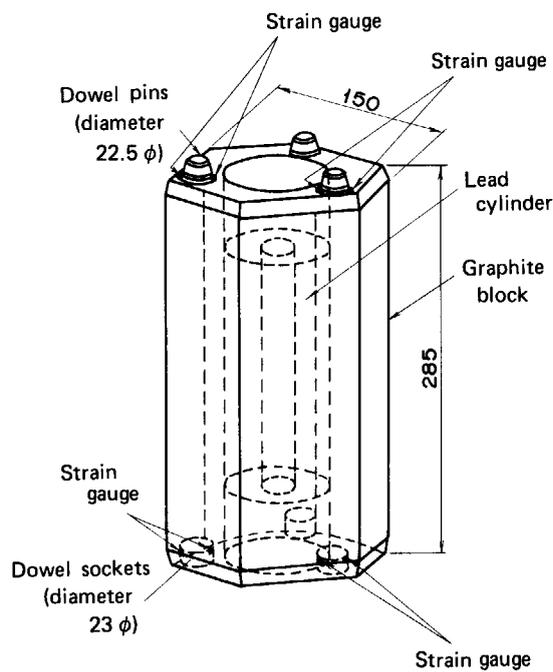


Fig. 3.23 Instrumented graphite block for dowel force measurement.

3.2 試験内容

試験は、反発試験、各種の校正試験、試験治具の特性試験などの振動試験前に実施する試験前検査、振動台上の試験模型を加振する振動試験及び振動試験後の試験模型の異常の有無を調べる試験後検査から構成される。

3.2.1 試験前検査

(1) 反発試験

振子式の反発試験治具を使用して、重量補正鉛円筒付きの炉心黒鉛ブロックによる反発試験及び、重量補正鉛円筒無し炉心黒鉛ブロックによる反発試験をそれぞれ実施する。衝突前の速度を 13 ~ 200 cm/s に変化させて反発係数と接触時間を求めて、これらを衝突速度の関数で整理する。

(2) 側方支持反力測定装置の校正

振動試験において側方固定ブロックの支持反力を測定

するために、側方支持構造物ばね棒の荷重と変位（あるいは荷重とひずみ）校正曲線を作成する。振動試験では側方ブロックに加わる衝突によって生じる支持反力は 10^{-3} 秒オーダーの瞬時に発生する動的荷重であるから、荷重と変位校正曲線の作成において、振動試験を模擬した試験が必要である。しかし、このような試験を実施する適切な装置が無いので、静的に加圧して、荷重と変位（荷重とひずみ）校正曲線を作成する。そして、振動試験の際に得られるひずみ量から側方固定ブロックの支持反力を求める。

この校正曲線を得るための試験方法は Fig. 3.24 に示すように、支持剛性が弱、中、強のそれぞれに応じて Fig. 3.24 の (a), (b), (c) のように油圧シリンダによって荷重を掛け、そのときの変位をダイヤルゲージによって 1 / 100 mm 単位で測定するとともに、ひずみゲージによってひずみ量も測定する。荷重は 0 ~ 600 kg にわたって、変位とひずみ量を測定して、校正曲線を作成する。

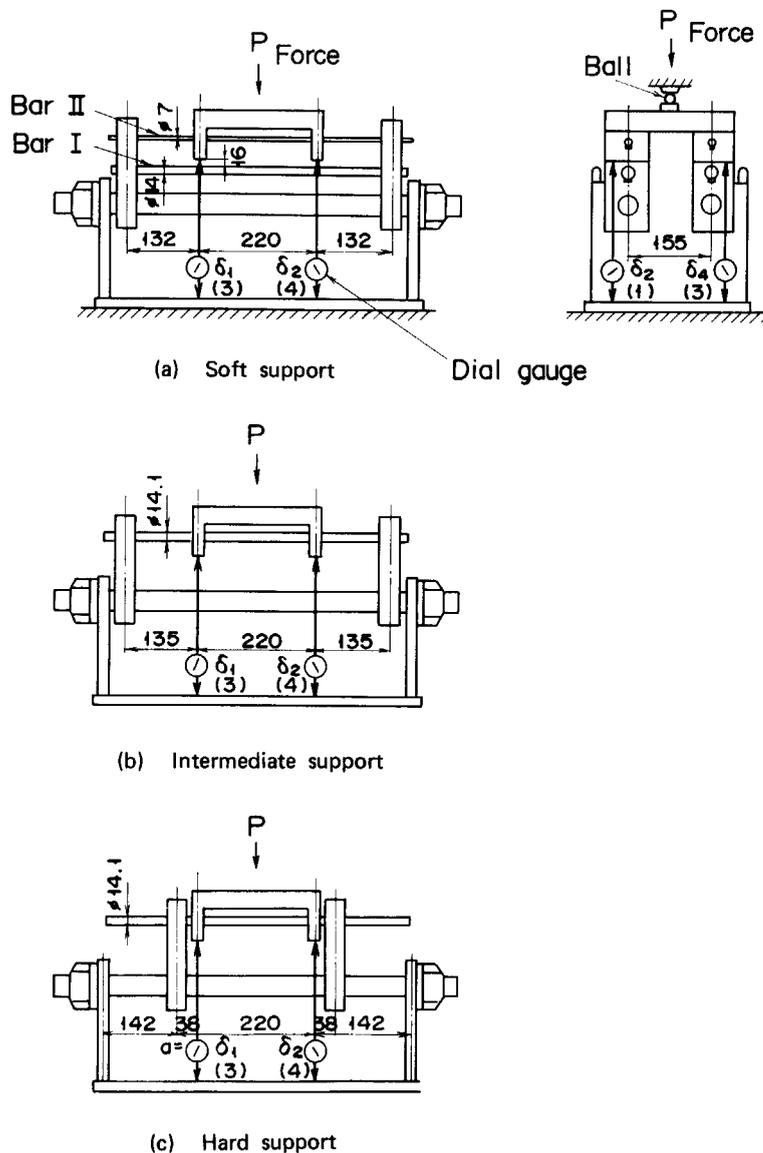


Fig. 3.24 Method for side support spring constant measurement.

(3) 試験治具振動試験

試験治具製作完了時に支持棒を木製ハンマーでタッピングして、試験治具の概略の固有振動数を求める。更に、加振試験によって支持棒の正確な固有振動数、振動モード及び加速度応答倍率を求める。加振振動数は5～40 Hzで加振加速度は50～500 Galとする。

(4) 形状と重量検査

形状、寸法及び重量検査は全部の炉心燃料ブロック、側方固定ブロック、支持ブロック及び上端ブロックについて実施する。

3.2.2 振動試験

振動試験における主要なパラメータは次の3種類である。

- (i) コラムの上端ブロックのギャップ幅を0.5と2 mmの2種類に変化させる。
- (ii) 側方固定ブロックの支持剛性を強、中、弱の3種類に変化させる。
- (iii) コラム上下間ガス圧力差模擬ばねの取り付けあるいは取り付け無しの2種類に変化させる。

上記の(i)～(iii)の試験条件を組み合わせ、Table 3.5のように試験番号1から8までの8種類の模型条件を定め、それぞれの模型条件に対して正弦波応答試験と地震波応答試験をする。

(1) 正弦波応答試験

振動台の加振加速度又は加振変位を一定にして、加振振動数を1～10 Hzの範囲でスイープアップやスイープ

ダウンさせて正弦波応答試験を実施する。そして、試験模型条件、加振加速度（又は加振変位）、加振振動数をパラメータとして、変位、衝撃加速度、支持反力、ダウエル反力特性を調べる。試験模型を正弦波で加振した状態から、急激に振動台を停止させて、炉心を自由減衰振動状態にして、炉心の等価減衰比を求める。

(2) 地震波応答試験

実際の炉心に作用する地震波の特性や大きさを推定することは困難であるが、ある程度予想される地震波のスペクトル範囲を決めることができ、この範囲をカバーできるように地震波を数種類選び、これらの地震波による炉心の応答特性から正弦波と地震波による差を調べてみる。この目的のために、次の3種類のランダム波による応答試験をする。

- (i) E1 Centro 1940 NS 地震波
- (ii) 茨城 1964 EW 地震波（原研 PR ホール 1964 年 2 月 5 日の観測波）
- (iii) 1～10 Hz のスペクトル成分を有するホワイトノイズ波

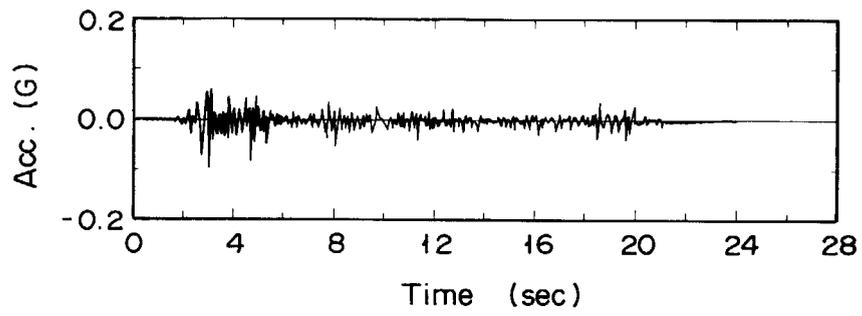
これら3波のうち(i)と(ii)は相似則に従って時間軸を $1/\sqrt{2}$ に縮小したものを使用する。これら3波の波形と応答スペクトルを Fig. 3.25～3.27に示す。

3.2.3 試験後検査

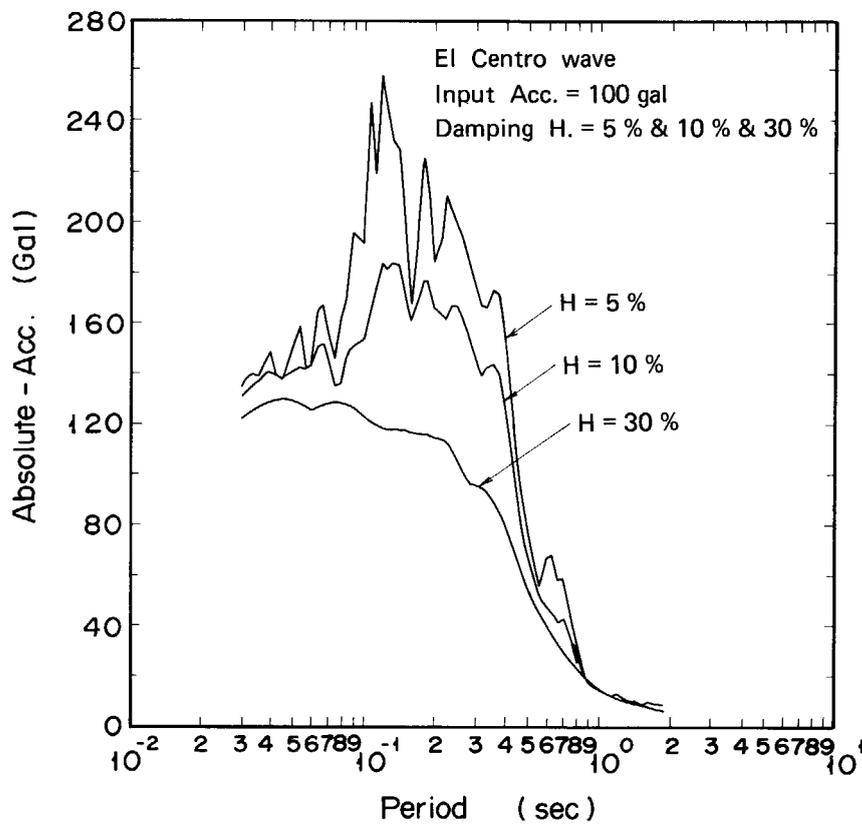
振動試験後、黒鉛製炉心燃料ブロック及び側方固定ブロックの破損状態を調べる。

Table 3.5 Test scope

Test No.	Test model condition			Peak acceleration (Gal)		Note	
	Top block gap (mm)	Side block support stiffness	Gap pressure simulating spring	Sinusoidal 1～10 Hz (*1)	Random (*2)		
1	0.5	Hard	With	100	100 300 500	(*1) Sinusoidal sweep test condition; sweeping time is 17 minute from 1 to 10 Hz. (*2) Random waves are: (1) El Centro 1940NS (2) Genken PR Hall (3) White noise	
2							250
3		Intermediate	Without	50			
4		Soft		100			250
5	2.0	Hard	With	50 100 250			
6							
7		Intermediate	Without				
8		Soft					

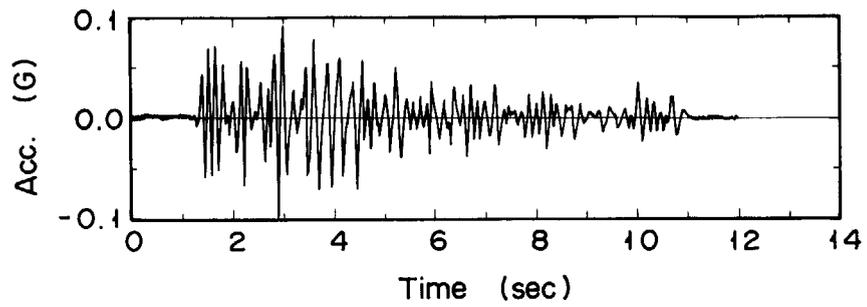


(a) Input wave

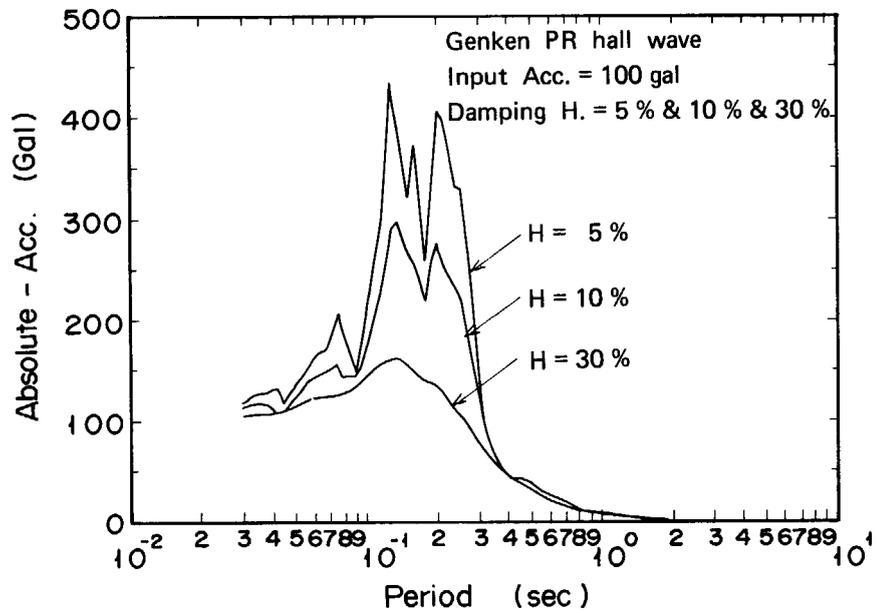


(b) Response spectrum

Fig. 3.25 Input wave and response spectrum (El Centro 1940 NS wave).

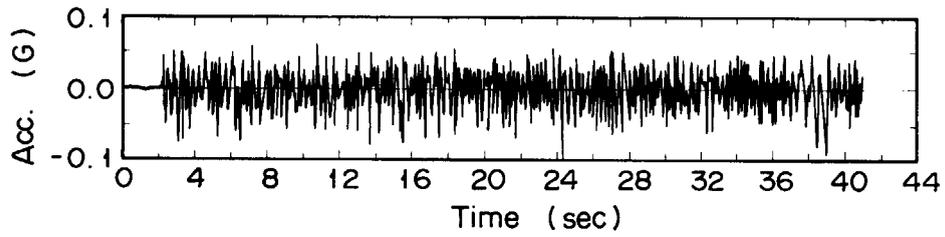


(a) Input wave

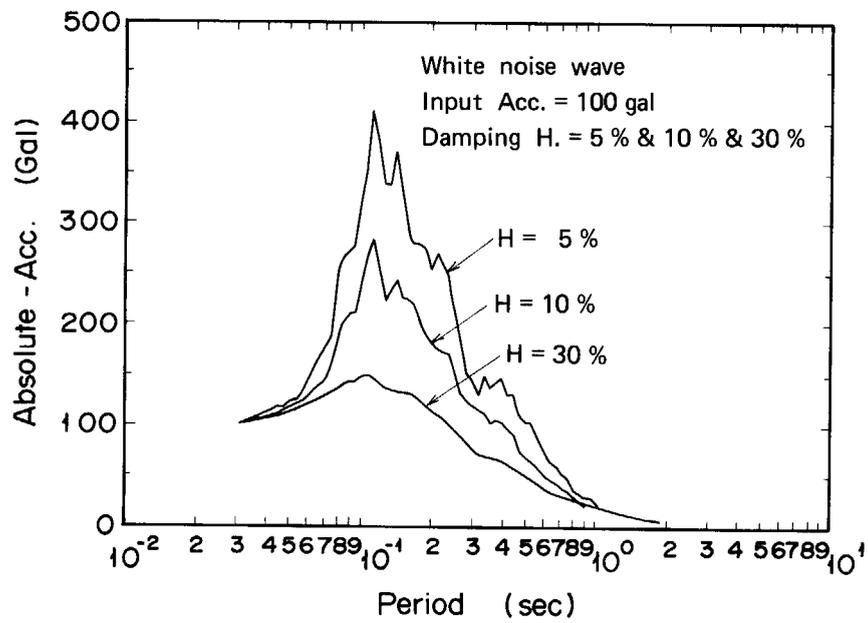


(b) Response spectrum

Fig. 3.26 Input wave and response spectrum (Genken PR wave).



(a) Input wave



(b) Response spectrum

Fig. 3.27 Input wave and response spectrum (White noise wave).

4. 試験前検査

4.1 要素試験

4.1.1 反発試験

(1) 反発係数

2個のブロックの衝突による反発係数は、それぞれのブロックの衝突前の速度 v_1 と v_2 および衝突後の速度 v_1' と v_2' とすると次の式によって求められる。

$$e = - \frac{v_1' - v_2'}{v_1 - v_2} \quad (4.1)$$

ここで、 e は反発係数である。2個のブロックのうち1個は静止しているから $v_1 = 0$ である。反発試験は黒鉛ブロックの中央に鉛の円筒を取り付けた補正質量付きのものと補正質量無しのもの2種類について、それぞれ行った。試験体の重量は補正質量付きのもので19.1 kg、補正質量無しのもので6.7 kgである。

補正質量付きと補正質量無しのブロックについて、それぞれの反発係数を衝突速度の関数としてFig. 4.1に示す。図から明らかなように補正質量付きの黒鉛ブロックの反発係数は0.3~0.5であり、補正質量無しものは0.4~0.7である。補正質量無しのブロックに比較して、補正質量付きブロック反発係数は低い。これは、補正質量付きブロックの衝突において、黒鉛ブロックとその中に取り付けられた鉛円筒との間で減衰効果が付加される

ことによるものと考えられる。

反発係数に及ぼす衝突速度の影響は、Fig. 4.1から明らかなように、本試験の範囲では、ほとんど現われていない。

六角柱状の黒鉛ブロックの反発係数の測定データの確からしさと測定データのばらつきの原因を調べるために、直径40 mmの黒鉛製の球2個を使用して反発係数を求めた。黒鉛製の球の反発係数は黒鉛ブロックによるものよりも高く、その値は0.7~0.85であった。ブロックの衝突では、球の衝突の場合の1点接触ではなくして、ブロックの幾つかの場所で衝突(多重衝突)して行き、見掛けの反発係数が減少するとともに、衝突様式の相違によって反発係数が異なってくるものと考えられる。

(2) 接触時間

衝突の際の接触時間は2個のブロックに取り付けられた非接触型の変位計によって、衝突前後の2個のブロックの変位を測定して、接触時間を求める。Fig. 4.2は衝突速度の関数として接触時間を、補正質量付き黒鉛ブロックと補正質量無し黒鉛ブロックの2種類について示している。補正質量付き黒鉛ブロックの接触時間は0.6~0.68 msecであり、一方、補正質量無しものは0.65~0.82 msecである。補正質量無しブロックに比較して補正質量付きブロックの接触時間は短い。これは、黒鉛ブ

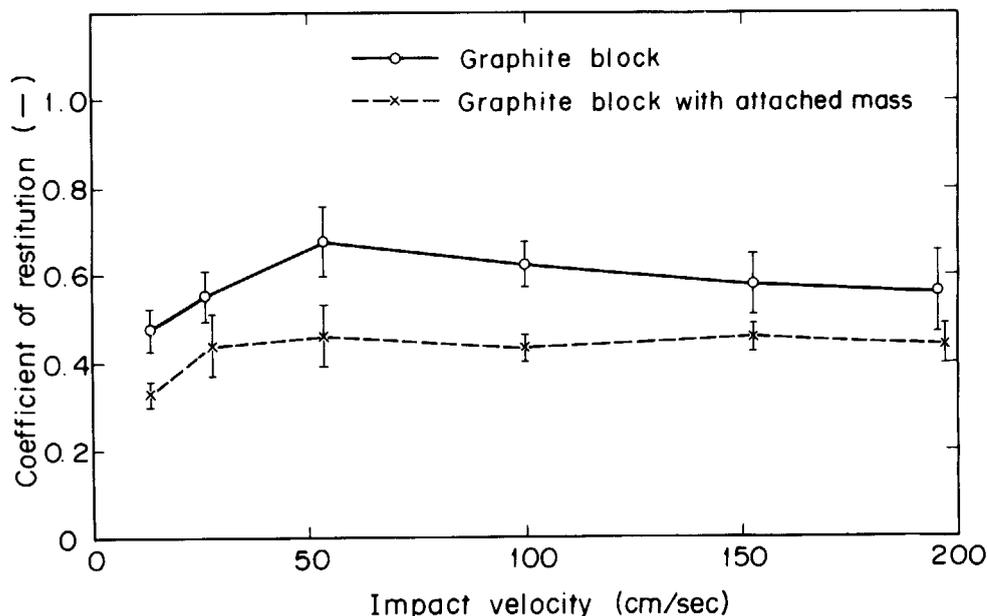


Fig. 4.1 Coefficient of restitution vs. impact velocity for one-half scale hexagonal block.

ロックに補正質量用の鉛円筒を取り付けることによってブロックの剛性が高くなったためと考えられる。

接触時間に及ぼす衝突速度の影響は、Fig. 4.2 から明らかのように、衝突速度の増加とともにわずかに接触時間が減少している。

4.1.2 側方支持構造剛性試験

側方固定ブロック支持構造物の衝突反力測定用の4点支持はりのばね定数の測定結果をTable 4.1 に示す。表には、ばね定数の設計値と測定結果を示している。荷重と変位の関係はFig. 4.3~4.5 に示されている。この図か

ら明らかなように、荷重の増加時と減少時では同一荷重に対して変位量が異なり、いわゆる荷重-変位曲線はヒステリシスループを描くことがわかる。この原因は、4点はりの支持点が完全なナイフエッジの役目を果たしておらず、支持点において、はりが滑り、摩擦力が作用するためと考えられる。このヒステリシスによる荷重測定誤差は±5%程度と予想できる。側方支持構造物の衝突反力測定用の4点支持はりは2本組であり、それぞれにひずみゲージが取り付けられており、2組のはりの荷重-変位(あるいは荷重-ひずみ)曲線には若干の差がある。

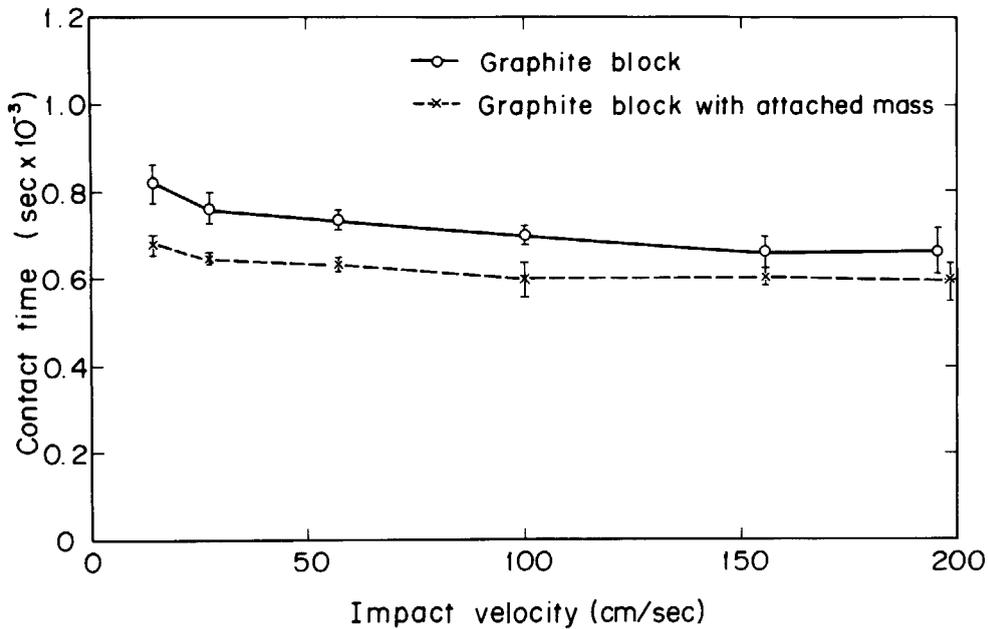


Fig. 4.2 Contact time vs. impact velocity for one-half scale hexagonal block.

Table 4.1 Spring constant for side support

Support	Title	Spring bar	Size of spring bar	Spring constant (kg/cm)		
				Design	Revised design	Test data
Hard	Side block		$d=14^{\#}mm, \ell=22cm, a=3.8cm$	4.5×10^3	/	4153
	Support block		$d=14^{\#}mm, \ell=22cm, a=3.3cm$	6.0×10^3	/	—
Intermediate	Side block		$d=14^{\#}mm, \ell=22cm, a=13.5cm$	280	/	295
	Support block		$d=14^{\#}mm, \ell=22cm, a=12cm$	367	/	—
Soft	1st stage	Side block	$d_1=7^{\#}mm, \ell=22cm, a=13.5cm$	185	/	206
		Support block	$d_1=7^{\#}mm, \ell=22cm, a=1.17cm$	243	/	—
	2nd stage	Side block	$d_1=14^{\#}mm, \ell=22cm, a=13.2cm$ $(\ell'=26cm), (a=11.2cm)$	295	377.3	418
		Support block	$d_2=14^{\#}mm, \ell=22cm, a=11.7cm$ $(\ell'=26cm), (a=9.7cm)$	388.4	518.5	—



4.1.3 支持棒剛性試験

支持棒の固有振動数を測定するために、支持棒を定盤上に固定し、クレーンで吊り下げた 50~60 kg 程度の木製ハンマーを支持棒の加振方向と直角方向(面外水平方向)及び加振方向と同一方向(面内水平方向)にそれぞれ衝突させ、それぞれの方向の固有振動数を求めた。支持棒のタッピング試験における支持棒頂部の応答加速度のフーリエスペクトルを Fig. 4.6 に示す。図から明らかなように、支持棒の加振方向(面内方向)及び加振方向と直角方向(面外方向)のそれぞれの共振振動数はそれぞれ 20 及び 39.2 Hz である。

加振試験の振動数範囲は 1~10 Hz であり、支持棒の 1 次固有振動数は 20 Hz 以上であるから、試験範囲に対して支持棒は十分な剛性を有している。

4.2 支持棒振動試験

炉心黒鉛ブロック、側方固定ブロック、上端ブロックなどを支持棒内に組み込んだ垂直 2 次元炉心模型試験体を振動台上に据え付け、加振加速度 50 Gal, 加振振動数 5~40 Hz の範囲において正弦掃引試験を行い、支持棒の振動特性を求めた。Fig. 4.7 は支持棒頂部の加速度応答曲線を示したものである。支持棒の加振方向と直角方向(面外方向)の 1 次固有振動数が 24.8 Hz で最も低い共振振動数である。この共振振動数における支持棒の応答倍率と減衰比は、Table 4.2 に示すようにそれぞれ 13.2 倍と 3.8 % である。この共振振動数はタッピング試験に

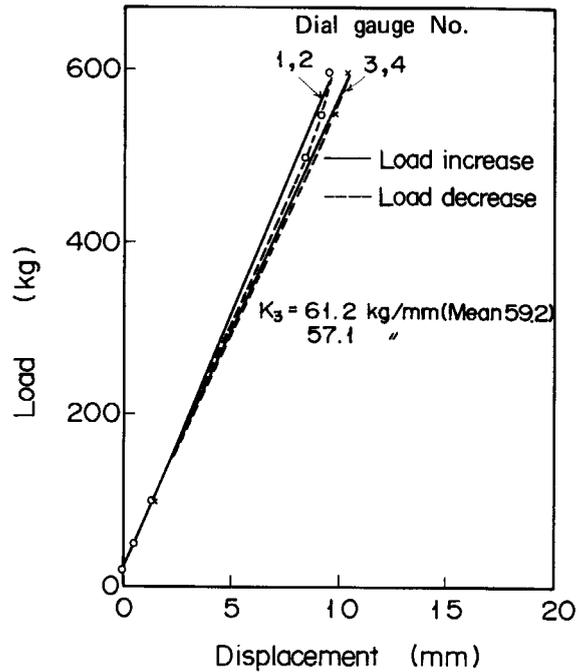


Fig. 4.4 Load-displacement relationship of intermediate support spring.

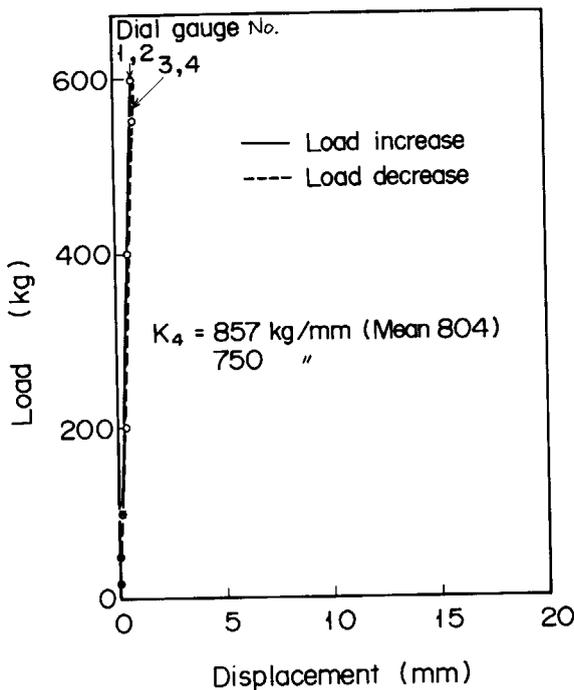


Fig. 4.3 Load-displacement relationship of hard support spring.

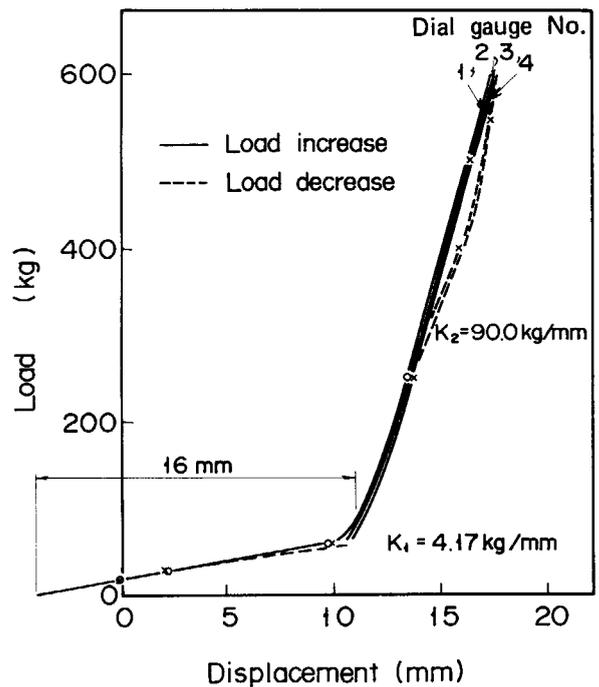


Fig. 4.5 Load-displacement relationship of soft support spring.

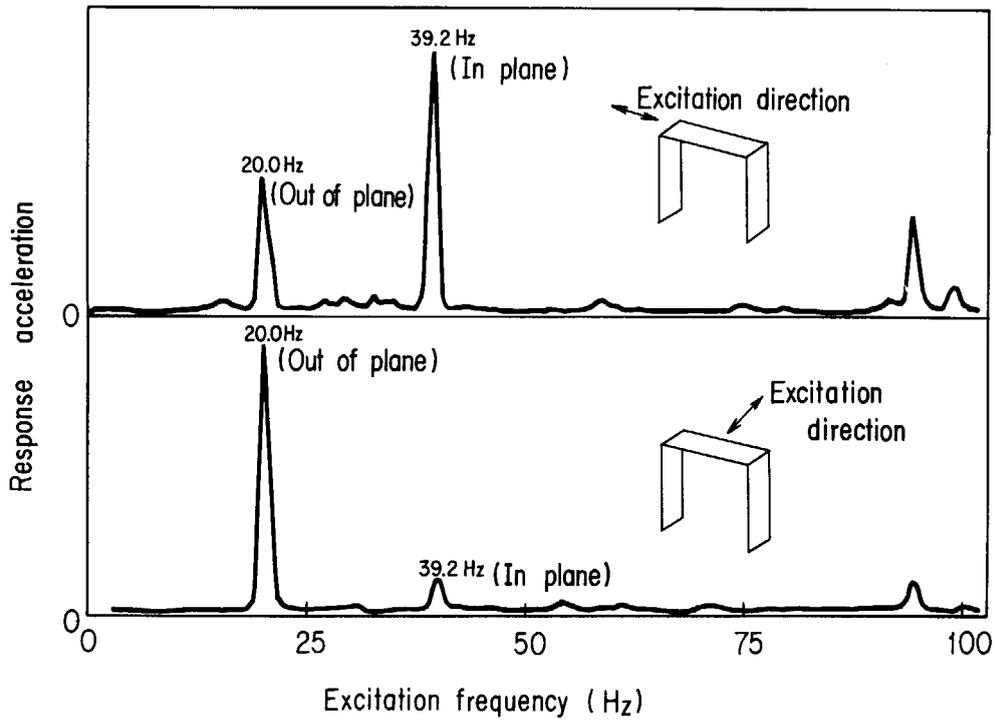


Fig. 4. 6 Response acceleration of frame in case of tapping test.

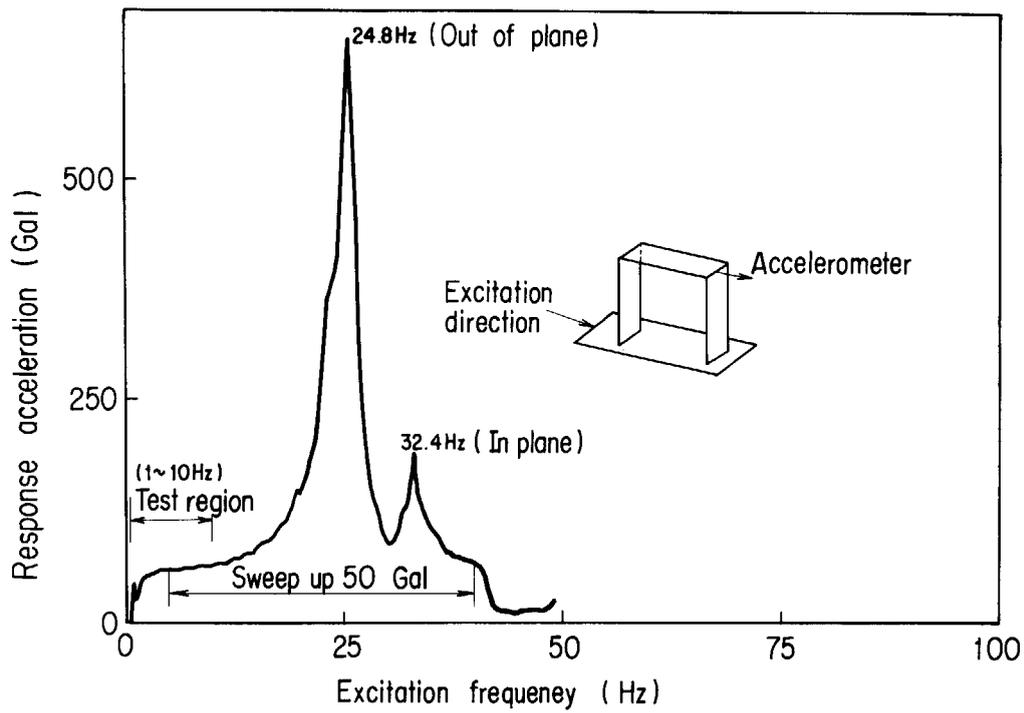


Fig. 4. 7 Response acceleration of frame in case of vibration test.

よる共振振動数よりもわずかに高くなっている。これは、支持棒振動試験では、支持棒内に炉心黒鉛ブロック、側方固定ブロック、上端ブロックなど、試験模型全体を組み込んでおり、これらの影響、特に側方固定ブロックによる影響と考えられる。支持棒の2次固有振動数はFig. 4.7から明らかなように加振方向と同一方向(面内方向)で32.4 Hzである。1次固有振動数と同様に、タッピング試験によるものよりも高くなっている。

Fig. 4.7の加速度応答曲線から明らかなように、振動

試験範囲1~10 Hzにおける支持棒頂部の応答倍率は1.2倍程度で一定であり、振動試験に影響を与えないほど支持棒は十分に剛である。

支持棒の応答特性を詳しく検討した結果をTable 4.3に示す。表中の応答変位は支持棒頂部と振動台との相対変位である。これから、振動試験範囲1~10 Hzにおいて、振動試験に影響を与えないほど支持棒は十分に剛であることがわかる。

Table 4.2 Resonance characteristic of frame

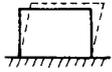
Vibration mode (1st)	Resonance frequency (Hz)	Magnification	Damping ratio
Excitation direction 	24.8	13.2	3.8

Table 4.3 Response displacement and acceleration of frame

Excitation frequency (Hz)	Magnification (-)	Response displacement and acceleration			
		Input acceleration (Gal)			
		50	100	250	500
1	1.15	1.9 mm (57.5 Gal)	3.8 mm (115 Gal)		
2.5	1.15	0.3 mm (57.5 Gal)	0.6 mm (115 Gal)	1.5 mm (287.5 Gal)	3.0 mm (575 Gal)
5.0	1.15	0.076 mm (57.5 Gal)	0.15 mm (115 Gal)	0.38 mm (287.5 Gal)	0.76 mm (575 Gal)
10.0	1.2	0.025 mm (60 Gal)	0.051 mm (120 Gal)	0.13 mm (300 Gal)	0.25 mm (600 Gal)

5. 振 動 試 験

5.1 正弦波応答試験

5.1.1 変位特性

(1) 時刻歴応答曲線

Fig. 5.1 ~ 5.4 は側方支持剛性が強、ガス圧力差模擬ばねが無い場合の時刻歴応答曲線について、加振振動数 2, 3, 4.5, 8 Hz についてそれぞれ示す。図では、変位応答波形と支持反力応答波形を同時に示している。加振振動数が低い 2 及び 3 Hz では、各サイクルごとに炉心黒鉛ブロックは規則正しく衝突を繰り返しており、一方、加振振動数が高い 4.5 及び 8 Hz では、分数調波振動がみられる。このような傾向は、側方支持剛性が中及び弱の場合にもみられる。

(2) 応答値の分布

Fig. 5.5 は側方支持剛性が強、ガス圧力差模擬ばねが無い場合の正弦波加振による炉心の変位、加速度及び支持反力分布を示す。コラムは下端から 2/3 長を腹として弓なりに変形する。衝撃加速度分布と支持反力分布ともに変位分布と類似の傾向を示す。

(3) 炉心位置による差

Fig. 5.6 は炉心の周辺と中央付近の変位分布を示す。右側と左側の炉心周辺の変位特性は同じ傾向を示しているが、中央付近のコラムと周辺のコラムでは少し異なっており、中央付近のコラムは周辺のものよりも大きく変形する。これは、炉心周辺コラムの側方固定コラム側への変形はわずかであるが、炉心中央コラムは側方固定コラムからの累積ギャップ量以上に変形できるからである。**Fig. 5.6** から中央付近のコラムと周辺のコラムの 1 次共振振動数における応答変位を比較すると、これらはほぼ等しく、低加振振動数領域では炉心のコラムは群振動していることがわかる。

(4) 加振加速度の影響

Fig. 5.7 は加振加速度を変化させた場合の変位応答特性を示す。加振加速度の増加に従ってコラムの変位が増加するとともに変位が急激に低下する振動数が上昇する。この図から、中央付近のコラムの変位は周辺のコラムの変位よりも大きいこともわかる。

(5) 模型条件による相違

Fig. 5.8 は試験模型の条件が異なる場合、すなわち側方固定ブロックの支持剛性を強、中、弱の 3 種類に変化させた場合及びガス圧力差模擬ばねの有無の場合による変位特性を示す。図中の変位特性は炉心周辺のブロックと炉心下部の支持ブロックについて示す。高い振動数領域における変位のピーク値は、分数調波共振によるもの

である。

Fig. 5.8 から明らかなように側方固定ブロックの支持剛性の低下とともに炉心の変位が増加する。これは支持剛性の低下に従って、側方固定ブロックと炉心支持ブロックの変位が大きくなり、炉心コラムの変形量が大きくなって、コラム間ギャップ積算量以上に炉心は変形する。支持剛性の低下に従って、炉心支持ブロックは大きく変位するので、低加速度レベルでも炉心は全体として振動するようになる。

Fig. 5.8 から支持剛性が弱の場合、6 Hz を越える振動数では応答変位のピークは現われず、炉心は防振支持構造となっていることがわかる。しかしながら、支持剛性が弱の場合には、地震波の振動数と同じ領域の低振動数領域において炉心の変位が大きくなり、制御棒の挿入を困難にする。

Table 5.1 は **Fig. 5.8** に示した炉心の 1 次共振振動数における最大応答変位を示す。支持剛性が弱の場合を除き応答変位の増加に従って 1 次の共振振動数が上昇しており、炉心はブロック相互間の衝突に基づくハードスプリング系の非線形振動系であることを示している。支持剛性が弱の場合、炉心と炉心支持ブロックの 1 次共振振動数が対応しており、応答量と共振振動数とは比例して増加しない。

Fig. 5.8 からガス圧力差模擬ばねの有無による応答量の差が示されており、圧力差模擬ばねはコラムの変位を小さくする。これは、ばねの圧縮力がブロックのロッキング運動を抑制するとともに上下ブロック間の境界面の摩擦力を増加させるためと考えられる。

Fig. 5.9 はコラム上端ブロックの変位応答特性を示す。上端ブロックの変位特性は、**Fig. 5.8** に示したコラムの炉心黒鉛ブロックと同様の変位特性を示している。

Fig. 5.10 は主共振振動数における応答変位量を試験模型条件に従って示している。これから支持剛性の低下に従って応答変位量が増加することが明らかである。

(6) 上端ギャップ幅の影響

各種の試験条件（支持剛性が強、中、弱及びガス圧力差模擬ばねの有無）ごとにコラムの上端ギャップ幅が 0.5 と 2 mm の場合について、応答変位分布、衝撃加速度分布を **Fig. 5.11 ~ 5.14** に示す。上端ギャップ幅が大きいほど炉心の応答変位量は大きく、コラムは下端支持上端自由の片持はりの変形モードとなる。また、変位量も大きくなり、制御棒の挿入を容易にするには上端ギャップは小さいほど好ましい。

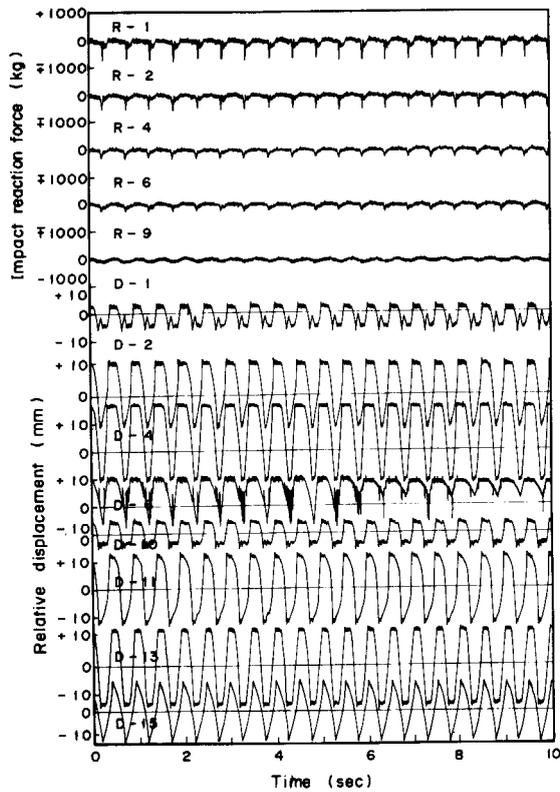


Fig. 5. 1 Sinusoidal wave response (2 Hz, Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring).

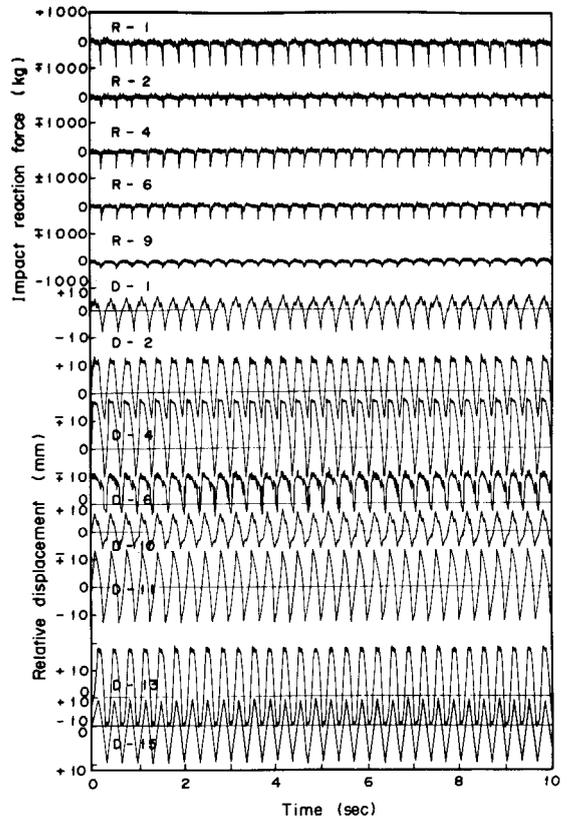


Fig. 5. 2 Sinusoidal wave response (3 Hz, Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring).

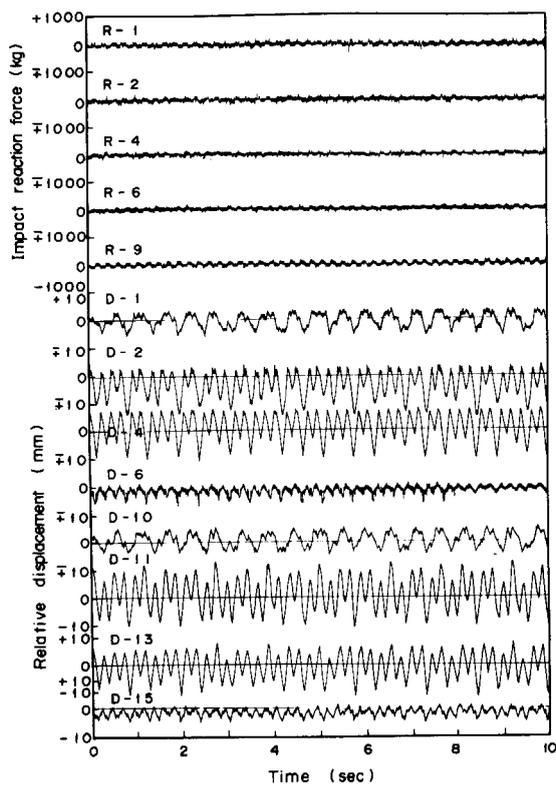


Fig. 5. 3 Sinusoidal wave response (4.5 Hz, Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring).

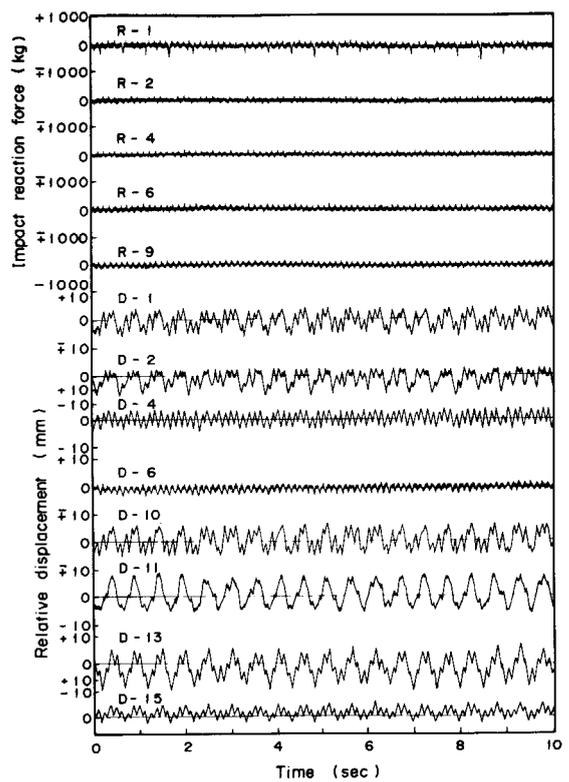


Fig. 5. 4 Sinusoidal wave response (8 Hz, Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring).

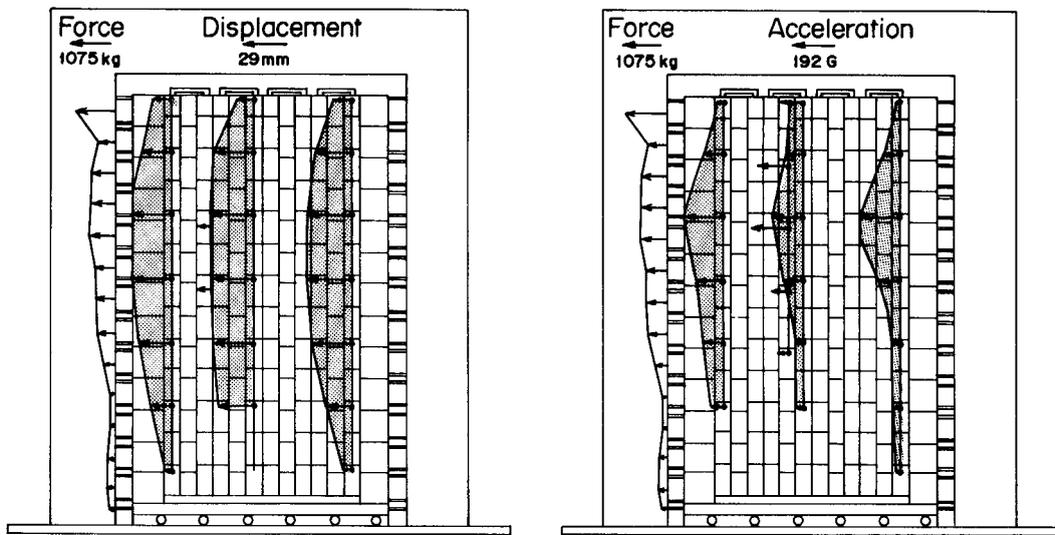


Fig. 5. 5 Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (Sinusoidal wave 3.0 Hz, Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring).

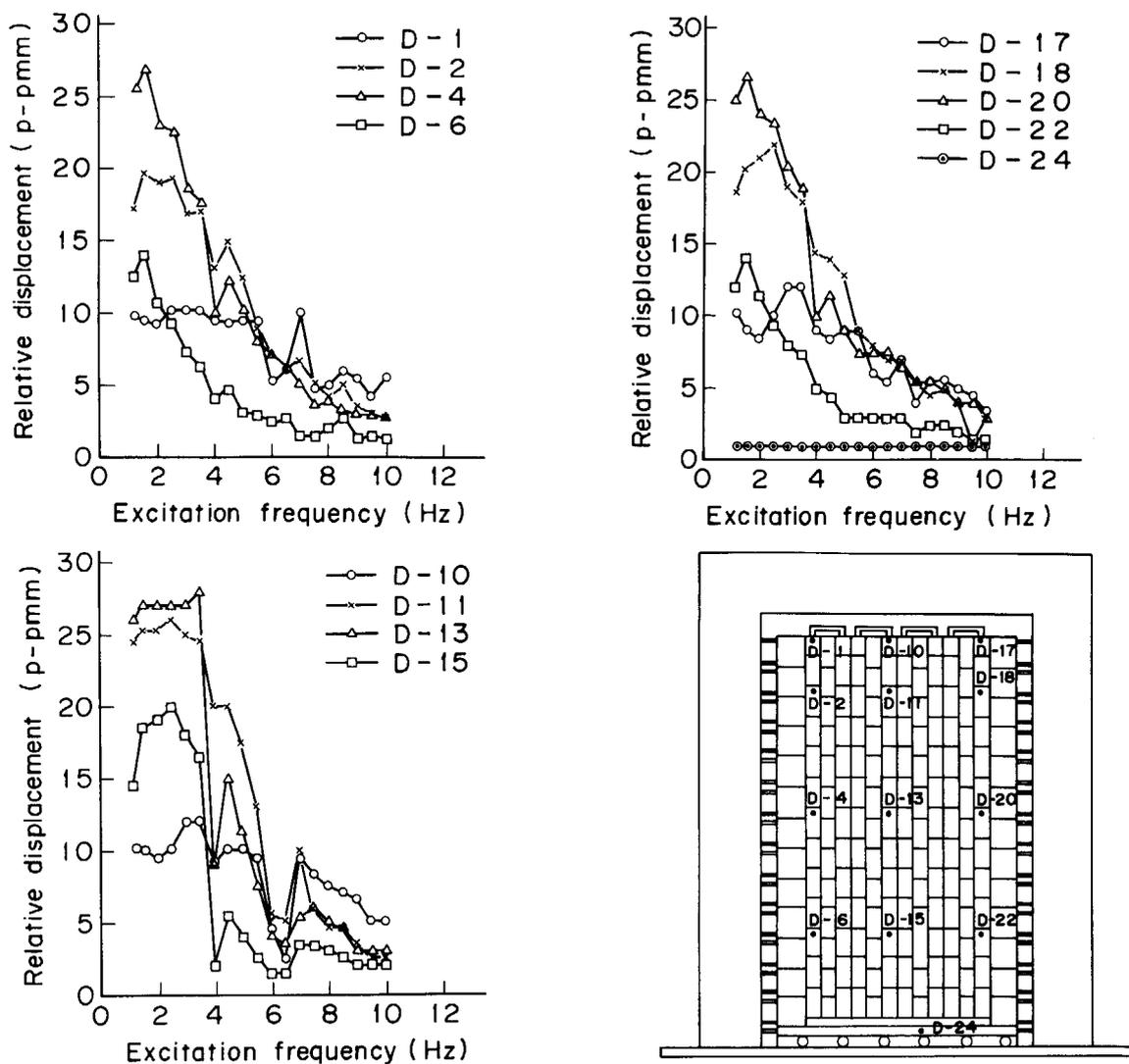


Fig. 5. 6 Relative displacement as a function of column position (Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring).

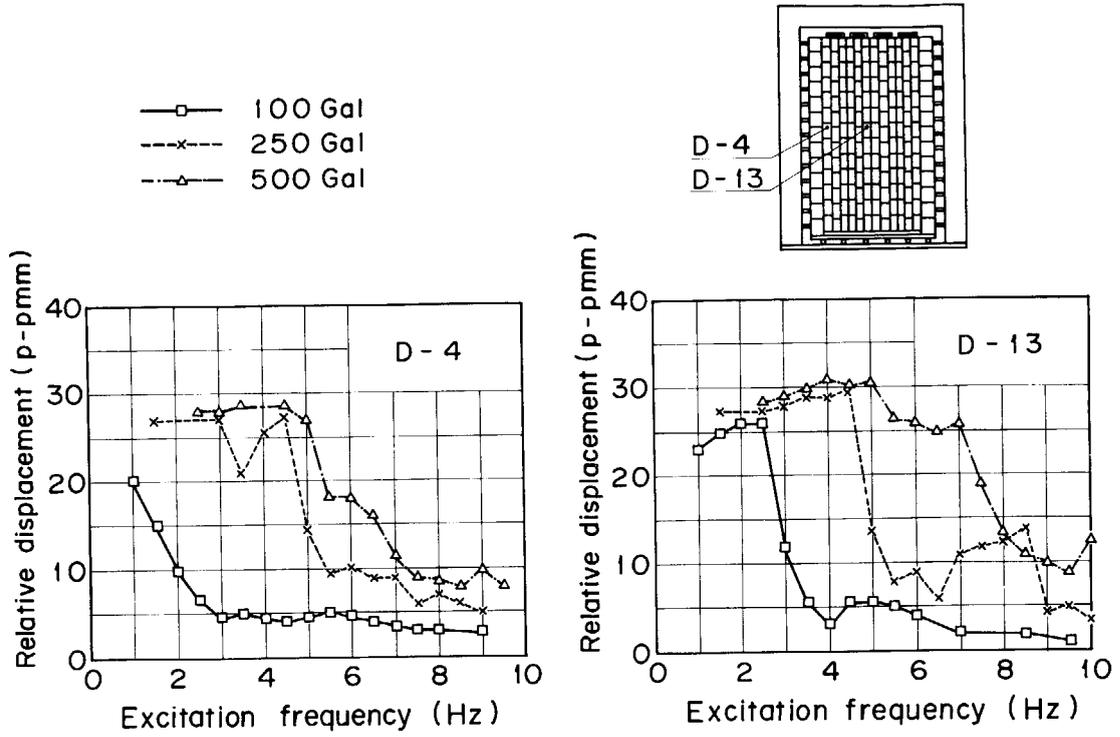


Fig. 5. 7 Relative displacement as a function of input acceleration (Hard support, No-column spring).

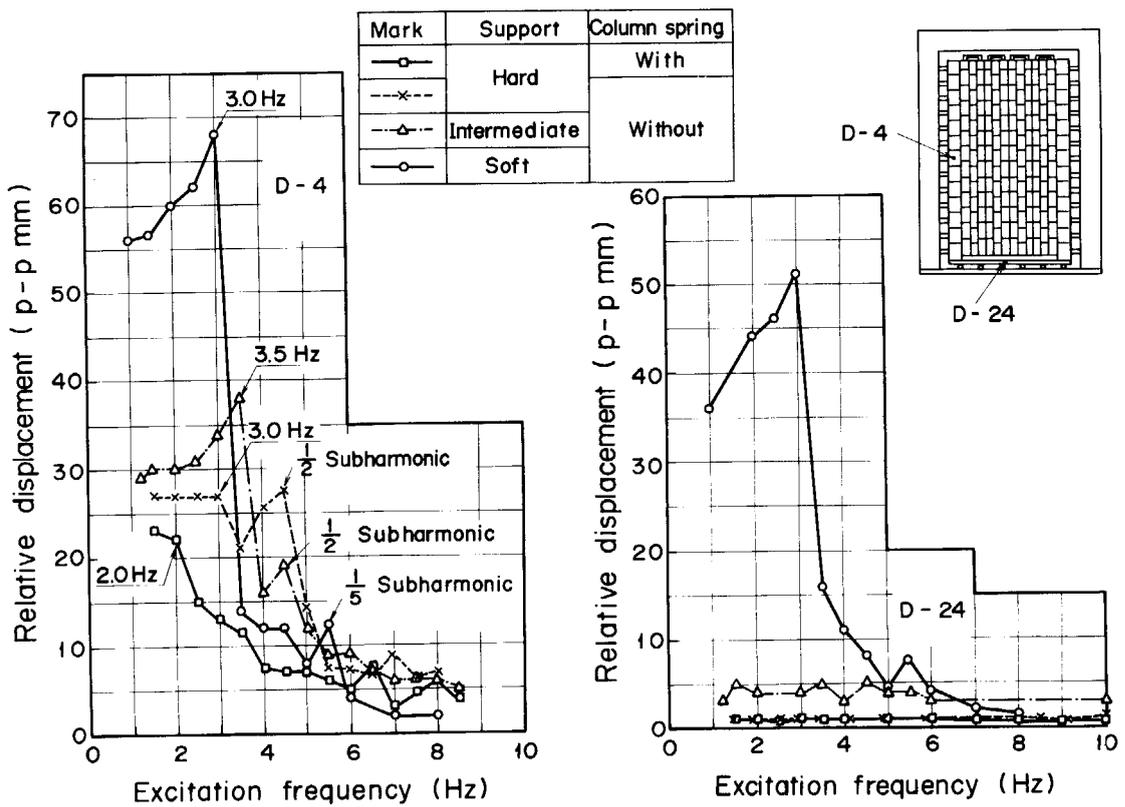


Fig. 5. 8 Relative displacement as a function of side support stiffness and column spring (Max. acceleration 250 Gal).

Table 5.1 Maximum relative displacement

Support	Hard				Intermediate		Soft	
Column spring	With		Without					
Detector	Resonant frequency (Hz)	Relative displacement (p-p mm)	Resonant frequency (Hz)	Relative displacement (p-p mm)	Resonant frequency (Hz)	Relative displacement (p-p mm)	Resonant frequency (Hz)	Relative displacement (p-p mm)
D- 1	4.5 6.0	10	4.5	11	3.5	27	3.0	52
D- 4	2.0	22	3.0	27	3.5	38	3.0	68
D-10	3.5	17	4.5	12	3.5	27	3.0	53
D-13	4.0	25.5	4.5	30	3.5	34	3.0	64

Sinusoidal wave max. acceleration 250 Gal.

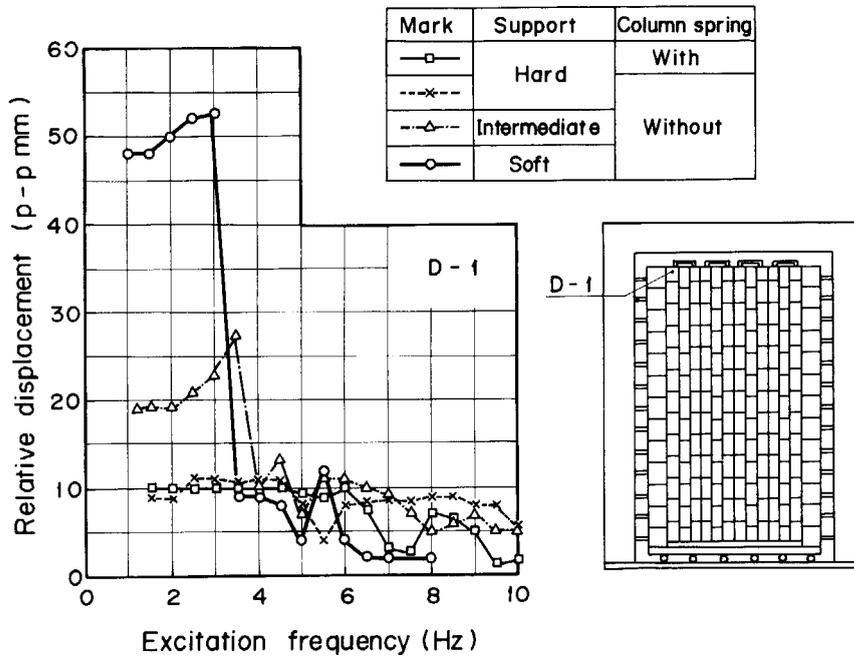


Fig. 5. 9 Top block relative displacement as a function of side support stiffness and column spring (Max. acceleration 250 Gal).

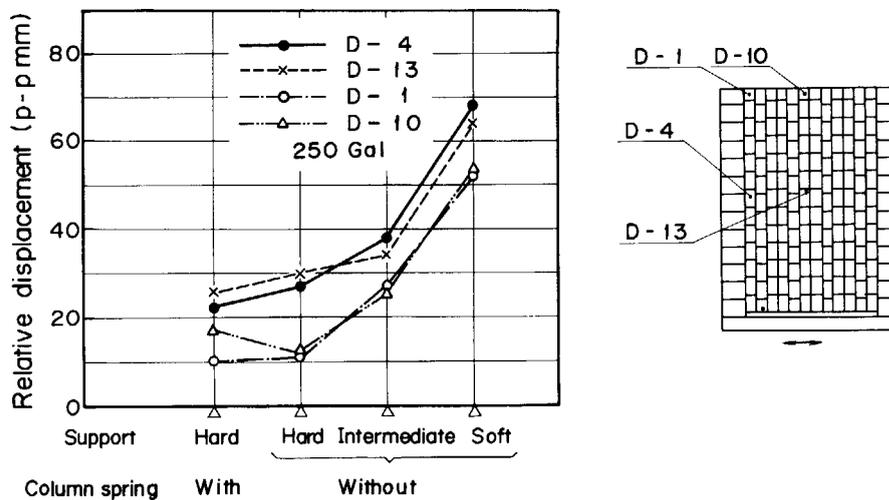
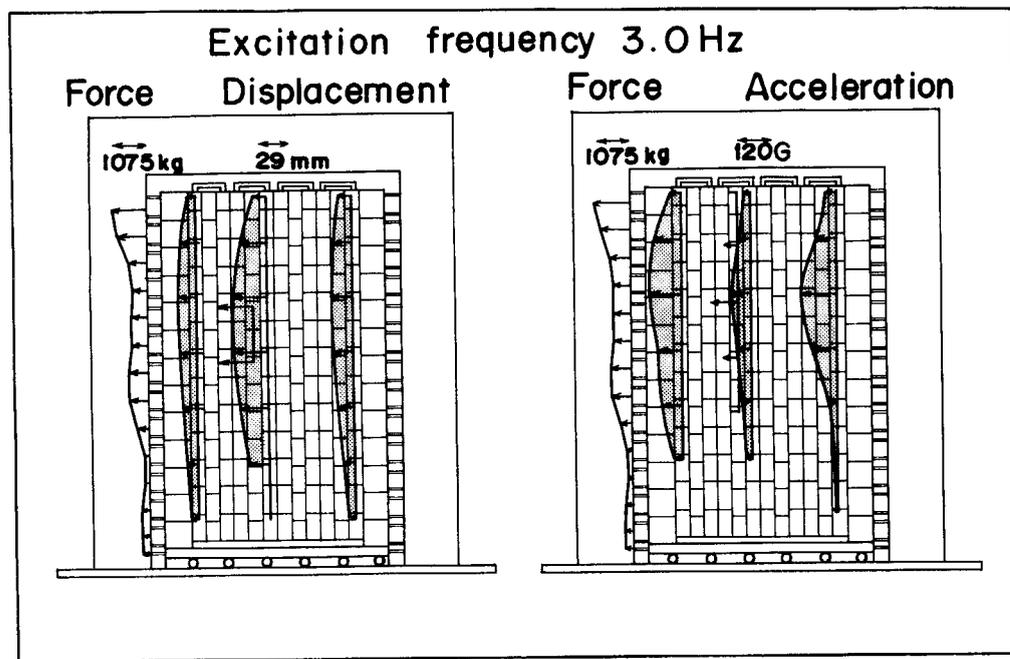
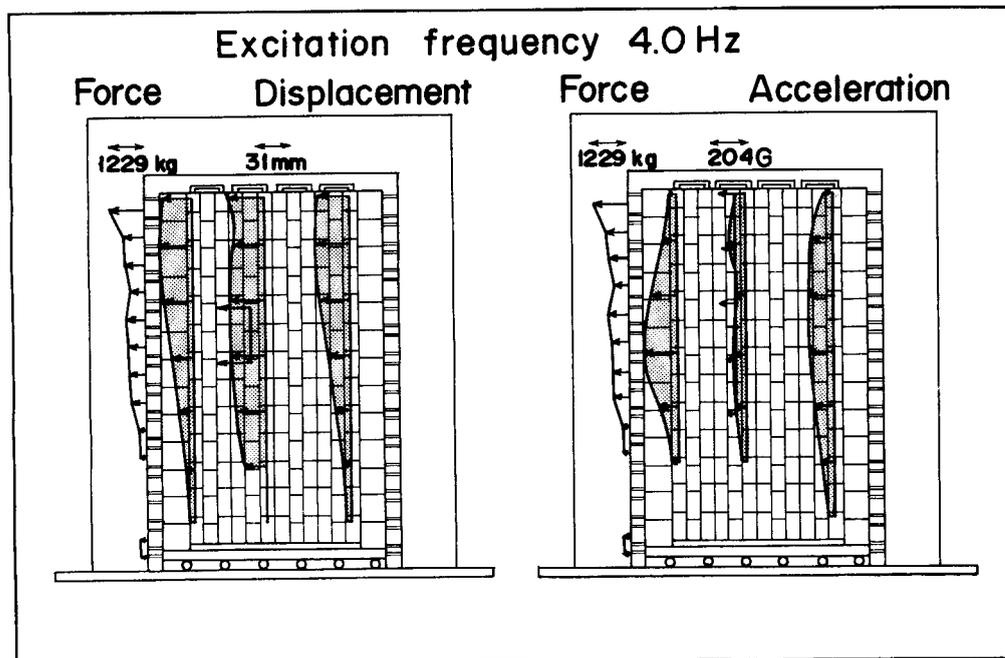


Fig. 5.10 Relative displacement at resonant frequency.

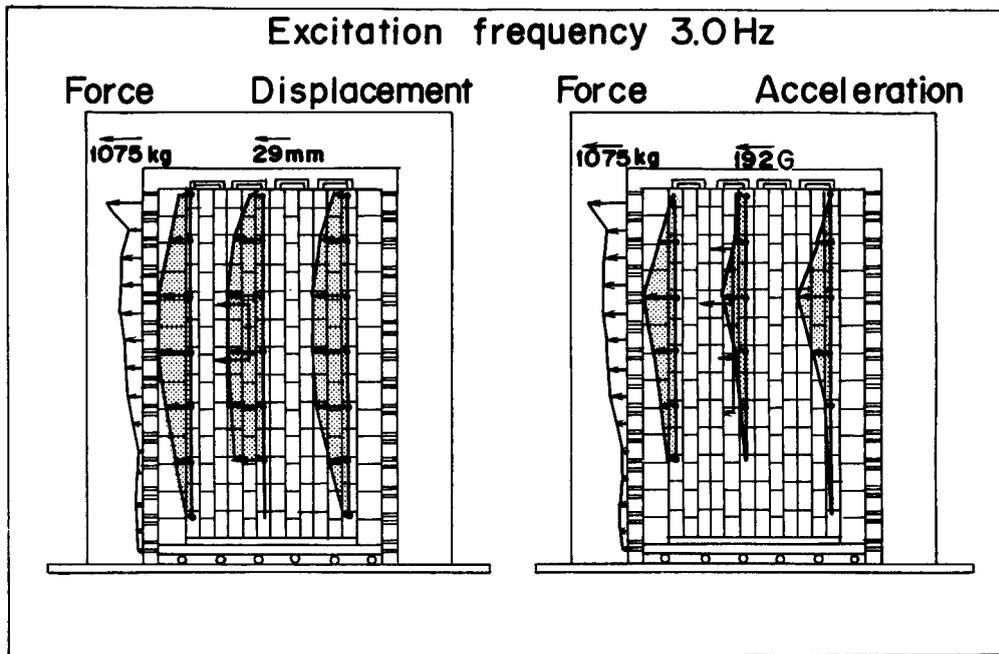


(a) Top gap 0.5mm

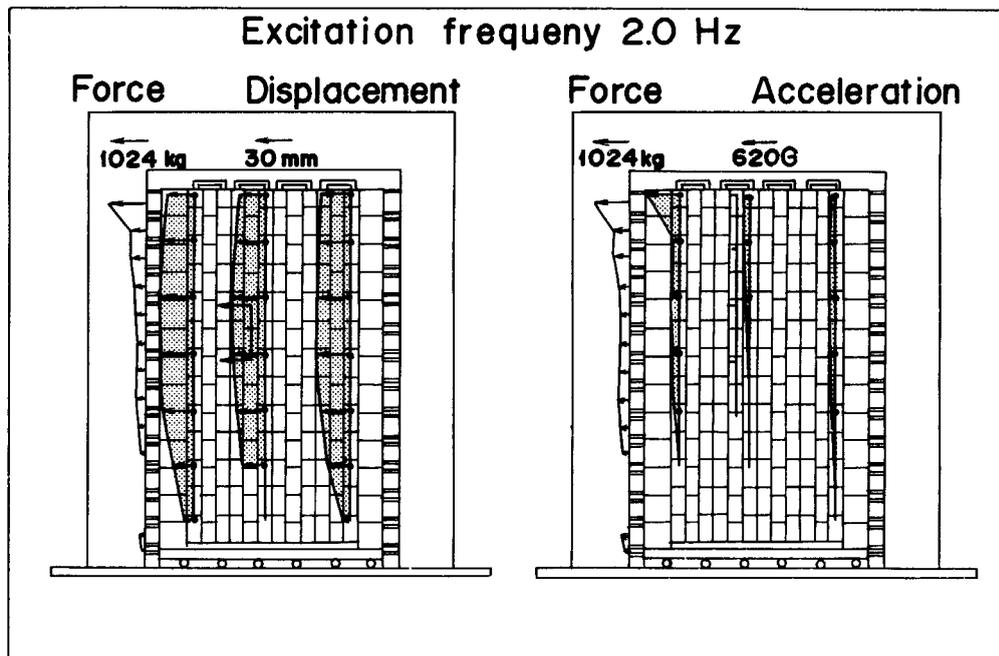


(b) Top gap 2mm

Fig. 5.11 Effect of top gap width on relative displacement, impact acceleration and impact reaction force (Hard support, Column spring, Max. acceleration 250 Gal).

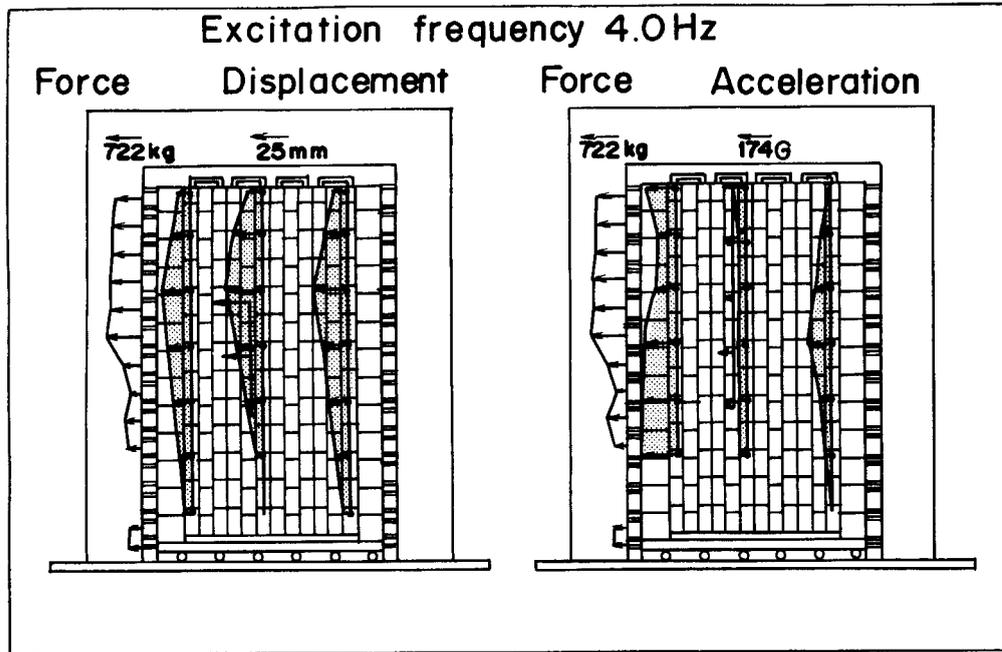


(a) Top gap 0.5mm

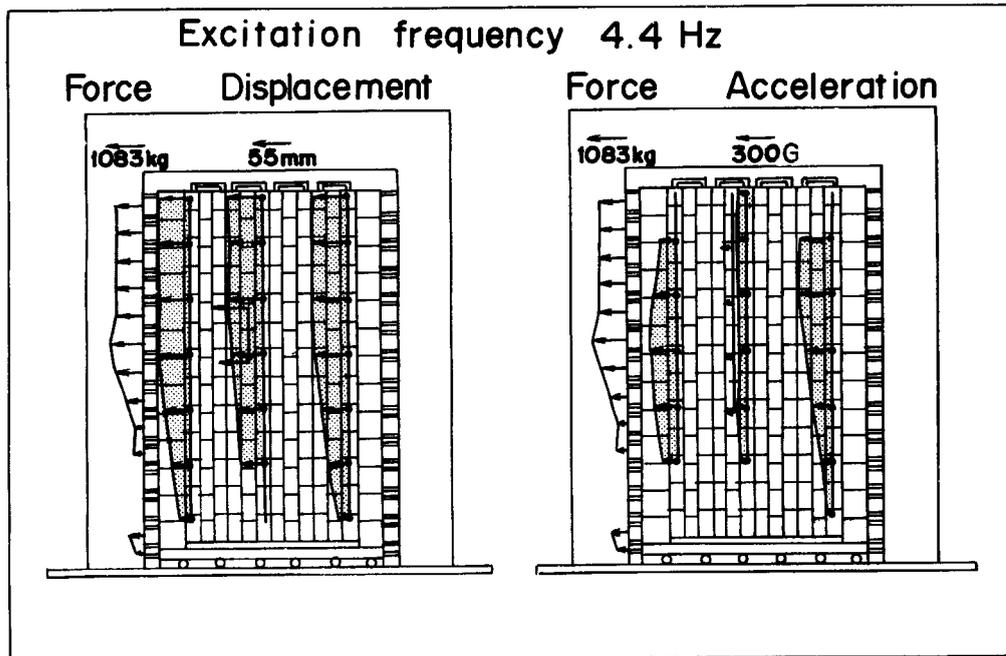


(b) Top gap 2mm

Fig. 5.12 Effect of top gap width on relative displacement, impact acceleration and impact reaction force (Hard support, No-column spring, Max. acceleration 250 Gal).

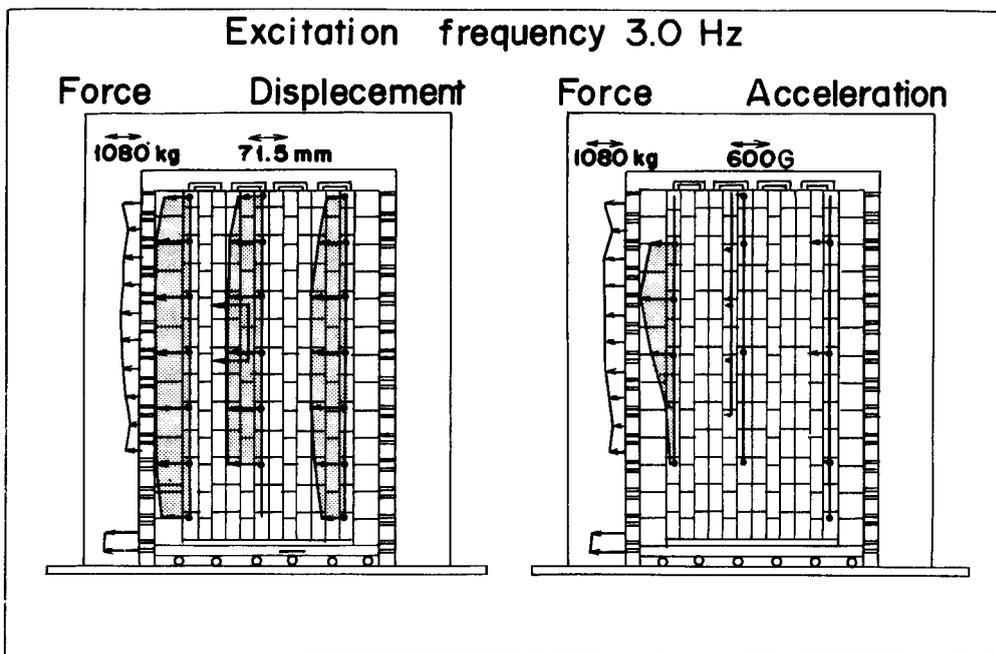


(a) Top gap 0.5mm

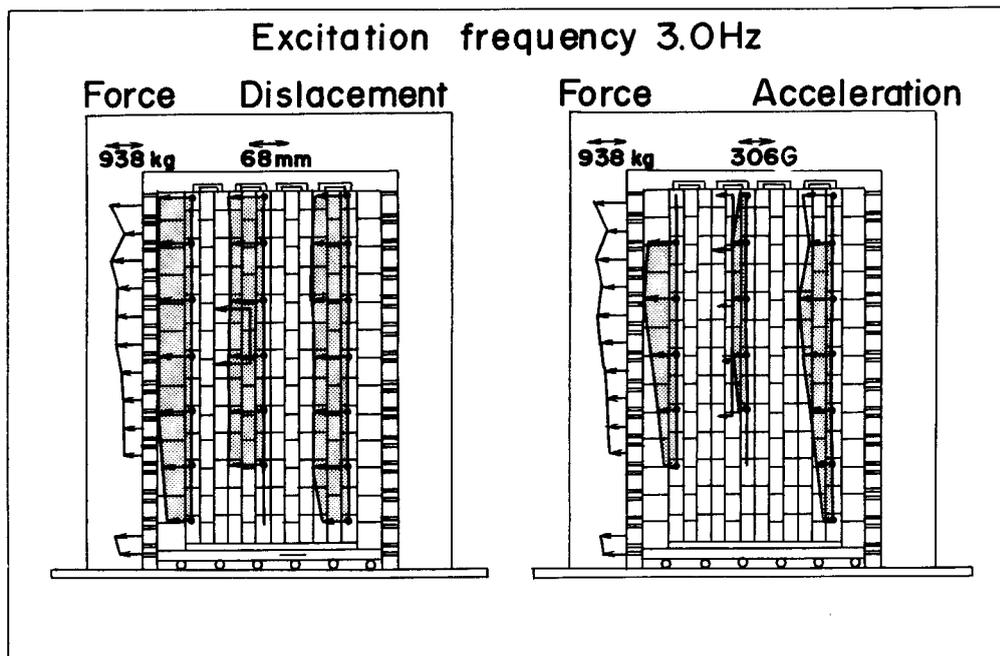


(b) Top gap 2mm

Fig. 5.13 Effect of top gap width on relative displacement, impact acceleration and impact reaction force (Intermedite support, No-column spring Max. acceleration 250 Gal).



(a) Top gap 0.5mm



(b) Top gap 2mm

Fig. 5.14 Effect of top gap width on relative displacement, impact acceleration and impact reaction force (Soft support, No-column spring, Max. acceleration 250 Gal).

5.1.2 衝突特性

(1) 衝撃加速度特性

(i) 炉心位置による差

Fig. 5.15 は炉心の周辺と中央付近におけるブロックの衝撃加速度特性を示す。炉心の両端コラムにおける衝撃加速度特性は類似の傾向が見られる。炉心の周辺と中央付近とでは、加振加速度が低い場合には大きな差は見られないが、加振加速度の増加に従って、炉心の中央付近よりも周辺の方が大きな衝撃加速度となる。これは、炉心中央付近のブロックが衝突する場合、衝突ブロックのコラムは相互に同じ位相で衝突し、一方、周辺の炉心コラムと側方固定コラムの衝突では、逆位相で衝突するからと考えられる。

コラムの垂直方向の衝撃加速度は、コラムの中段付近ないしは上端が最大となる Fig. 5.5 に分布を示す。

(ii) 加振加速度の影響

Fig. 5.16 は加振加速度を変化させた場合の衝撃加速度特性を示す。加振加速度の増加に従って衝撃加速度は増加するとともに、最大値を示す加振振動数も上昇する。

これは典型的なガタを有する構造系の衝突振動時のハードスプリング特性である。Fig. 5.16 は側方支持剛性强、ガス圧力差模擬ばね無しの場合の衝撃加速度特性であるが、側方支持剛性が中、弱及びガス圧力差模擬ばね有りの場合にも同様の傾向を示す。

(iii) 模型条件による相違

Fig. 5.17 は試験模型の条件が異なる場合、すなわち、側方固定ブロックの支持剛性を強、中、弱の3種類に変化させた場合とガス圧力差模擬ばねの有無によるブロックの衝撃加速度特性について、炉心周辺コラムの中段付近と上端のブロックにおける値を示す。

Fig. 5.17 から明らかなように、主共振振動数の衝撃加速度は、支持剛性が弱の場合に最も大きいことがわかる。これは、側方固定ブロックの支持剛性が低下すると炉心黒鉛ブロックの衝突による側方固定ブロックの変位が大きくなり、炉心黒鉛ブロックと側方固定ブロックの衝突時の相対速度が増加するからと考えられる。

側方支持剛性が弱の場合、加振振動数が 3.5 Hz 以上になるとブロック間の衝突は起こらなくなるので、Fig.

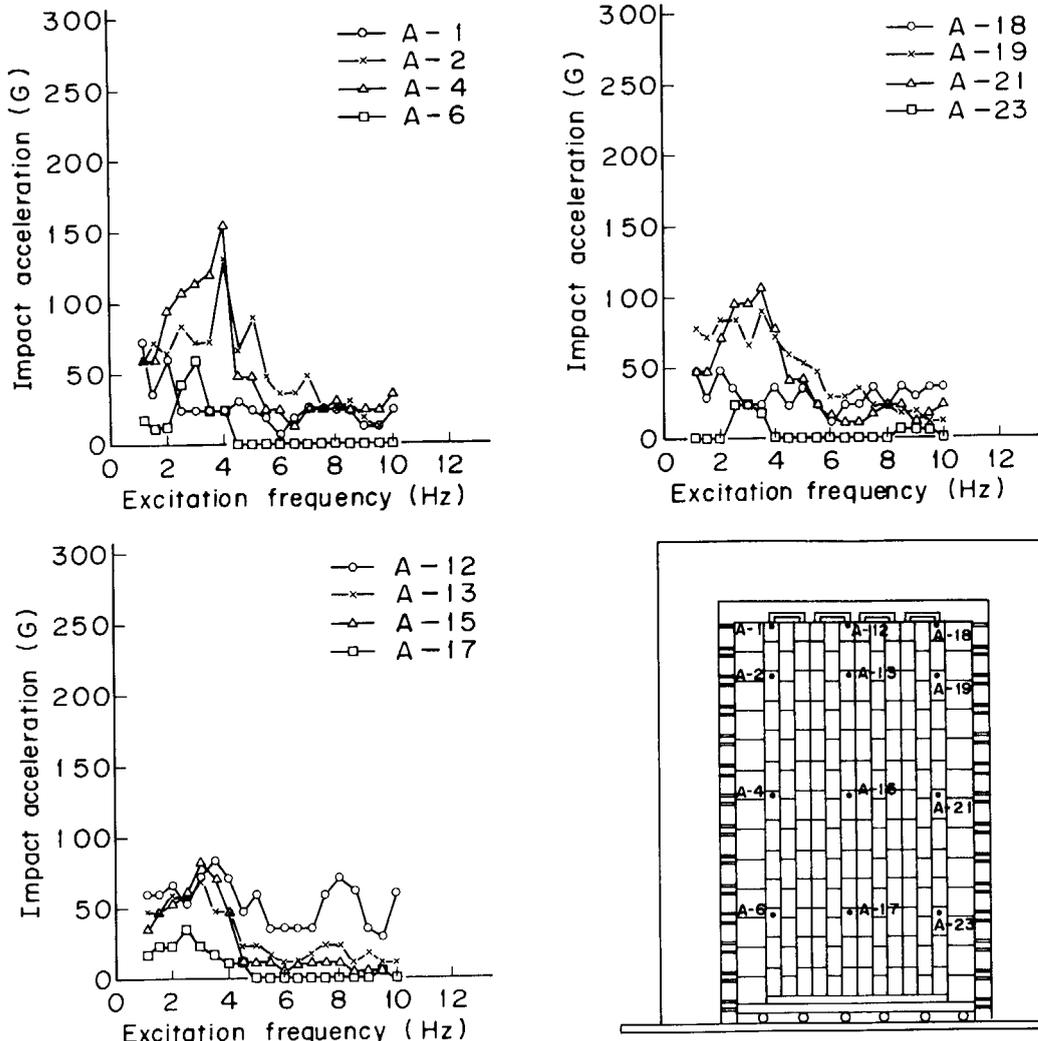


Fig. 5.15 Impact acceleration as a function of column position (Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring).

5.17 の応答曲線は途中で終わっている。これは、炉心が柔支持の状態となっており、この振動数以上では防振構造となっているからである。

Table 5.2 は主共振振動数における炉心黒鉛ブロックの衝撃加速度を主要な加速度計位置ごとに示す。いずれの試験模型条件においても炉心周辺コラムにおけるブロックの衝撃加速度が大きい。炉心コラムの中では、コラム中段付近7段目のブロック、加速度検出器番号 A-4

と A-21 において大きな値を示す。主共振振動数は加速度計取り付け位置によってわずかに異なるが、これはコラムの振動モードと関連するものと考えられる。衝撃加速度が大きくなるブロック (A-4, A-21) の主共振振動数を変位の主共振振動数と比較すると、変位の方が衝撃加速度のよりも近い。これは、主共振振動数の発生する場合の炉心周辺コラムと側方固定コラムの位相差によるものと考えられる。すなわち、衝撃加速度の主共振振動

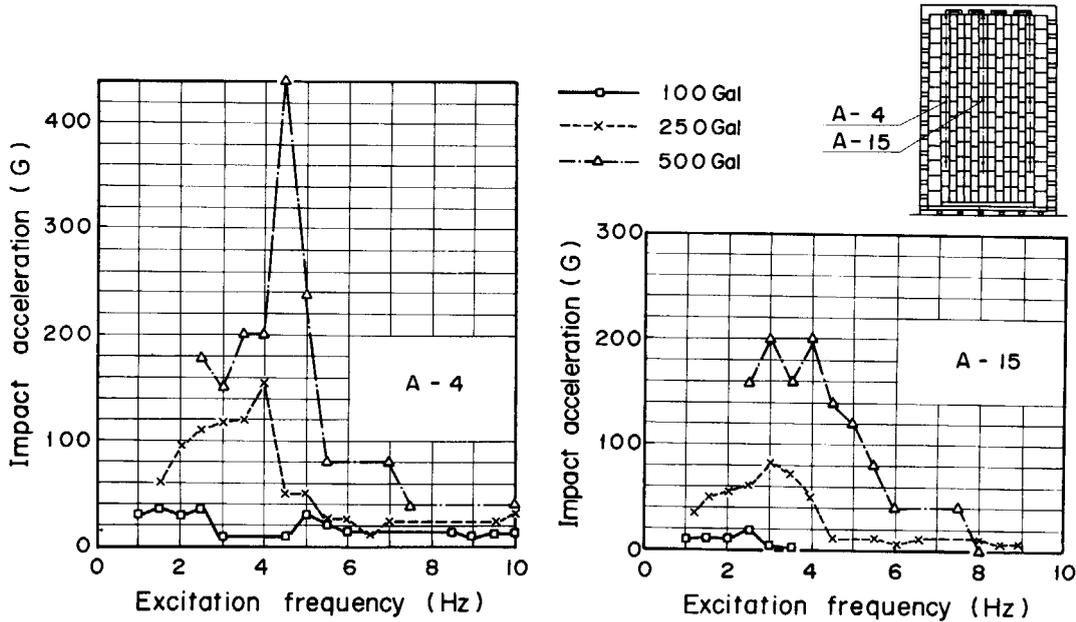


Fig. 5.16 Impact acceleration as a function of input acceleration (Hard support, No-column spring).

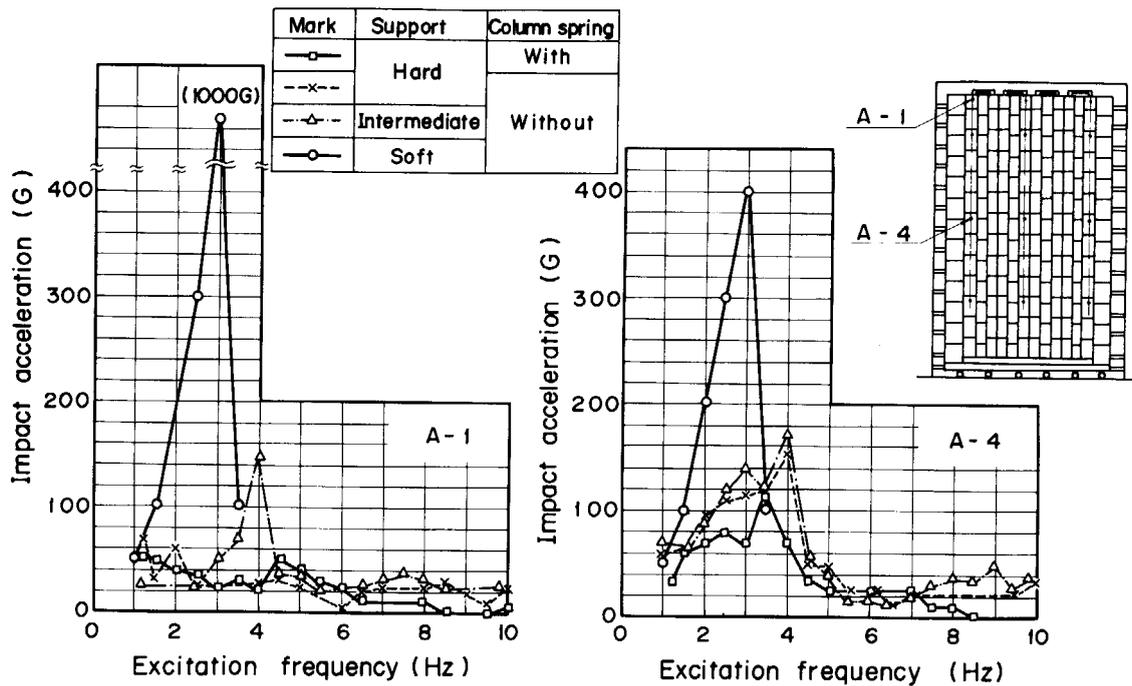


Fig. 5.17 Impact acceleration as a function of side support stiffness and column spring (Max. acceleration 250 Gal).

数が発生する場合、炉心周辺コラムと側方固定コラムの振動位相が逆になるのに対して、変位の主共振振動数では同相となっており、同相で炉心が一体となって振動する加振振動数は低い。

Fig. 5. 18 は Table 5. 2 から抜粋した主共振振動数における衝撃加速度を試験模型条件に従って示している。図から明らかなように側方支持剛性が弱の場合、最も大きな衝撃加速度となっており、特に、炉心コラムの上端ブロックにおいて著しく大きな値となっている。これは、支持剛性が弱の場合、支持ばねは2段ばねを採用し、しかも1段目と2段目のばね定数に大きな差があるからであろう。側方支持剛性が中の場合、炉心高さ方向中央付近のブロックの衝突加速度は低くなっている。これから衝撃加速度を最低にする側方支持剛性があることが予想できる。

これまでに示した試験結果から炉心側方支持剛性を低くして柔支持構造にする、すなわち炉心の共振振動数よりも支持構造物の共振振動数を低くすることによって炉心を防振構造にできることがわかった。しかしながら、対象とした炉心は、耐震上重要ではない高い振動数領域(試験模型で4 Hz 以上、実際の炉心で2.8 Hz 以上)では防震効果を有するが、耐震上必要な低い振動数領域(3 Hz 以下)では有利となっていない。

ガス圧力差模擬ばねの有無による衝撃加速度の差は、Fig. 5. 17 と 5. 18 から明らかなように、圧力差模擬ばねは衝撃加速度を低下させる。これは、ばねの圧縮力がブロックのロッキング運動を抑制するとともに上下ブロック間の境界面の摩擦力を増加させたためと考えられる。

(V) 上端ギャップ幅の影響

Fig. 5. 11 ~ 5. 14 に示したように、コラム上端のギャップ幅が大きくなると、衝撃加速度は大きくなり、特に、上端ブロックの衝撃加速度は大きくなる。

(vi) 衝突時の接触時間

Table 5. 3 は衝撃加速度波形から衝突時の接触時間を求めたものである。Table 5. 3 には衝突の最初の1波の時間とオーバーシュートを含めた時間を示す。これから、ブロックの衝突時の接触時間は0.9~2 msec であることがわかる。この値は第4章で示した反発試験によって得られた値の0.6~0.68 msec と比較的良い対応を示している。

(2) 側方支持反力特性

(i) 炉心位置による差

Fig. 5. 19 は側方固定ブロックの支持剛性が強でガス圧力差模擬ばね無しの場合の支持反力特性を示す。炉心周辺の両側の支持反力は類似の傾向を示している。コラムの垂直方向の反力は Fig. 5. 5 と Fig. 5. 11 ~ 5. 14 に示し

Table 5.2 Maximum impact acceleration

Support Column spring	Hard				Intermediate		Soft	
	With		Without		Without		Without	
Detector	Resonant frequency (Hz)	Impact accelera- tion (G)						
A- 1	4.5	50	2.0	60	4.0	145	3.0	1000
A- 2	3.0	90	4.0	130	4.0	82	3.0	400
A- 4	3.5	115	4.0	155	4.0	170	3.0	400
A- 6	4.0	35	3.0	60	4.0	170	2.5	100
A-12	1.5	70	3.5	85	4.0	70	1.5~3.5	100
A-13	3.5	50	3.0	70	4.0	35	2.0	150
A-15	4.5	55	3.0	85	3.5	55	1.5	150
A-17	4.0	35	2.5	35	4.0	35	1.5	200
A-18	1.5	70	2.0	50	-	-	-	-
A-19	2.5	84	3.5	90	4.0	65	3.0	400
A-21	4.0	130	3.5	110	4.0	130	3.0	300
A-23	4.5	20	3.0	25	4.0	50	2.5	100
Resonant fre- quency of dis- placement	2.0		3.0		3.5		3.0	

Sinusoidal wave max. acceleration 250 Gal.

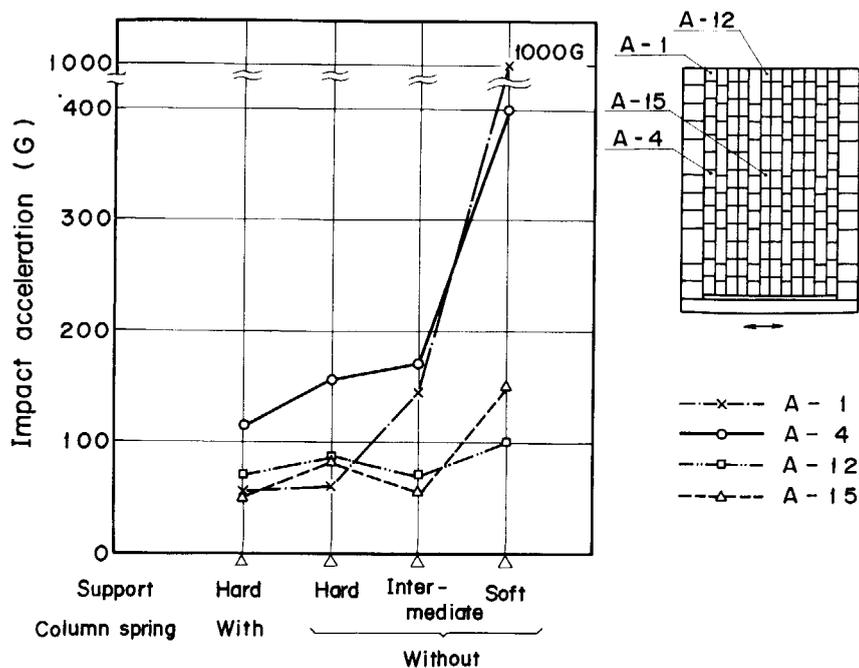


Fig. 5.18 Impact acceleration at resonant frequency.

Table 5.3 Contact time

Test condition	Contact time (msec)					Impact acceleration wave				
	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5
Max. input acc. 100 Gal Hard support No-column spring	0.87 ~1.12	1.5 ~1.87	1.37 ~1.87	2.12 ~2.5	1.5 ~1.75					
Max. input acc. 250 Gal Hard support No-column spring	1.25 ~1.62	1.0 ~1.25	1.37	---	---					
Max. input disp. 4 mm Hard support No-column spring	1.75 ~2.25	1.25 ~1.62	1.62 ~1.87	1.5 ~2.0	---					
Max. input acc. 100 Gal Intermediate support No-column spring	1.37 ~2.0	1.37 ~1.87	2.0 ~2.5	1.75 ~2.25	1.37 ~2.0					
Max. input acc. 250 Gal Intermediate support No-column spring	1.25 ~1.5	1.25 ~1.62	1.0 ~1.25	1.25 ~1.37	---					
Max. input acc. 100 Gal Soft spring No-column spring	1.37 ~1.75	1.87 ~2.25	0.89 ~1.25	1.62 ~1.87	1.5 ~2.0					

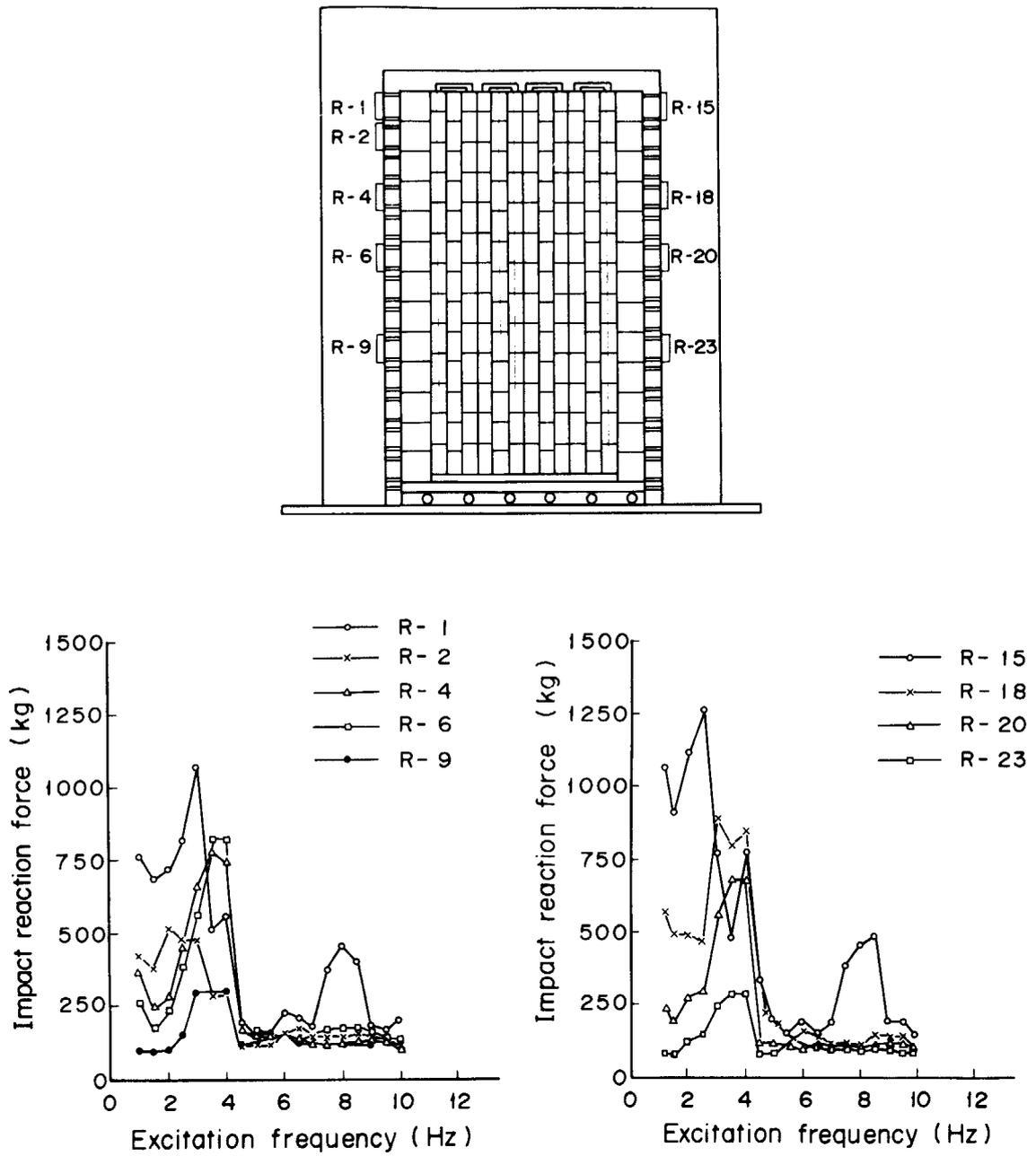


Fig. 5.19 impact reaction force as a function of column position (Max. acceleration 250 Gal, Hard support, No-column spring).

たようにコラムの中段付近と上端において最大となる分布を示す。

(ii) 加振加速度の影響

Fig. 5.20 は側方支持剛性が強で、ガス圧力差模擬ばね無しの場合の加振加速度の変化による支持反力特性を示す。加振加速度の増加に従って支持反力が増加するとともに共振振動数が上昇する。これはハードスプリング特性である。加振加速度が低い場合には、共振のピークは1個であるが、加振加速度が増加して250 Gal 以上になると、共振ピークは2個現われる。この2個のピークは、コラム上端の0.5 mm ギャップとコラム間ギャップ2 mm とによる共振特性に起因すると考えられる。

(iii) 模型条件による相違

Fig. 5.21 は試験模型の条件が異なる場合、すなわち側方固定ブロックの支持剛性を強、中、弱の3種類に変化させた場合とガス圧力差模擬ばねの有無による支持反力特性について、左側側方コラムの中段付近と上端ブロックにおける値を示す。側方支持剛性が強と弱の場合の支持反力特性を比較すると、強の場合は弱の場合よりも支持反力が高くなる。支持剛性が中と弱とでは、中の場合の支持反力が少し低い。支持剛性の低下に従って支持反力の最大となる加振振動数が低下する。

ガス圧力差模擬ばねの有無による支持反力特性につい

て Fig. 5.21 によって比較すれば、圧力差模擬ばねが有ることによって、コラムの変位量が低下するとともに、支持反力も小さくなっていることがわかる。

圧力差模擬ばねの有無にかかわらず、3, 3.5~4 Hz の2個所に支持反力値のピークがある。3 Hz のピーク値において側方コラム中段付近と上端のブロックにおける値を比較すると、上端ブロックの方が中段のものよりも大きい。一方、3.5~4 Hz のピーク値においては、側方固定コラムの中央付近ブロックの支持反力は上端ブロックのものよりも大きい。加振振動数3 Hz では、炉心コラムは片持り形の振動モードとなるから、コラム上端におけるブロックの衝突が最も激しくなる。一方、加振振動数3.5~4 Hz では、コラムは両端支持形の振動モードとなるから、炉心中央付近におけるブロックの衝突が最も激しくなる。

上述の振動形状とガス圧力差模擬ばねの有無の関連を調べてみる。3 Hz のピークでは模擬ばねの有無による支持反力の差はないが、3.5~4 Hz のピークでは模擬ばね無しの支持反力は模擬ばね有りのものよりも大きい。これは、3 Hz ではコラムは片持り形の振動モードとなり、コラム中のブロックはロッキング運動を起こしにくく、よって圧力差模擬ばねの効果が少ない。一方、3.5~4 Hz ではコラムは両端支持り形の振動モードにな

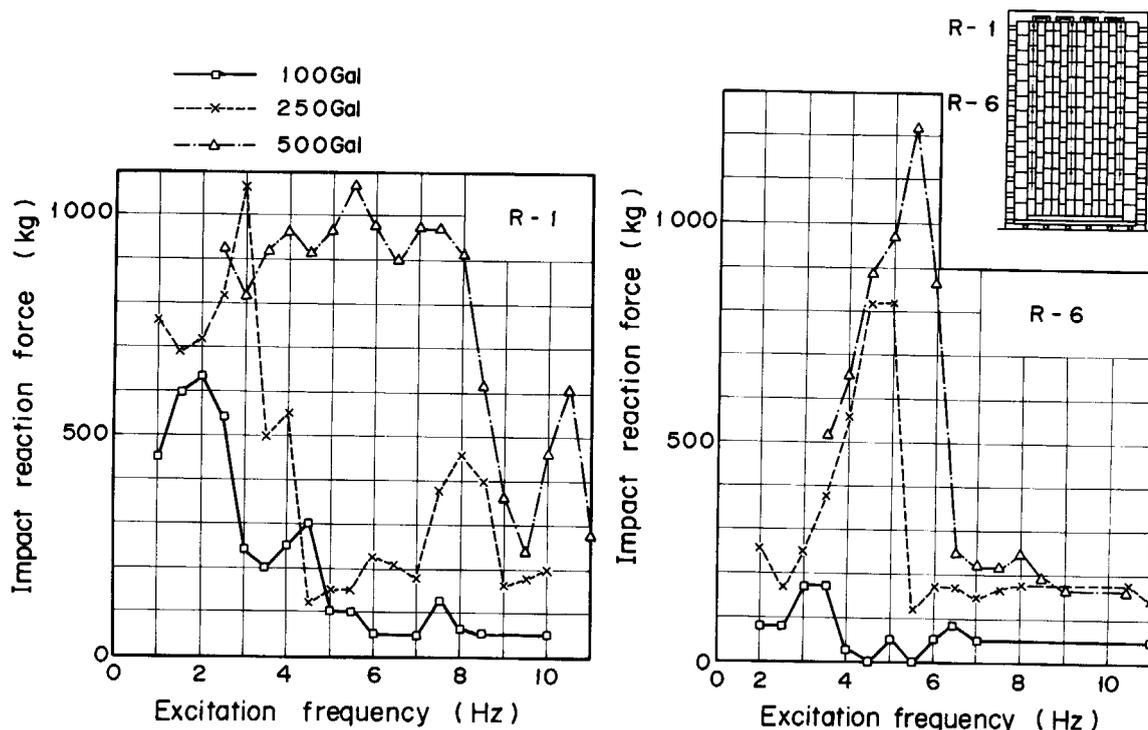


Fig. 5.20 Impact reaction force as a function of input acceleration (Hard support, No-column spring).

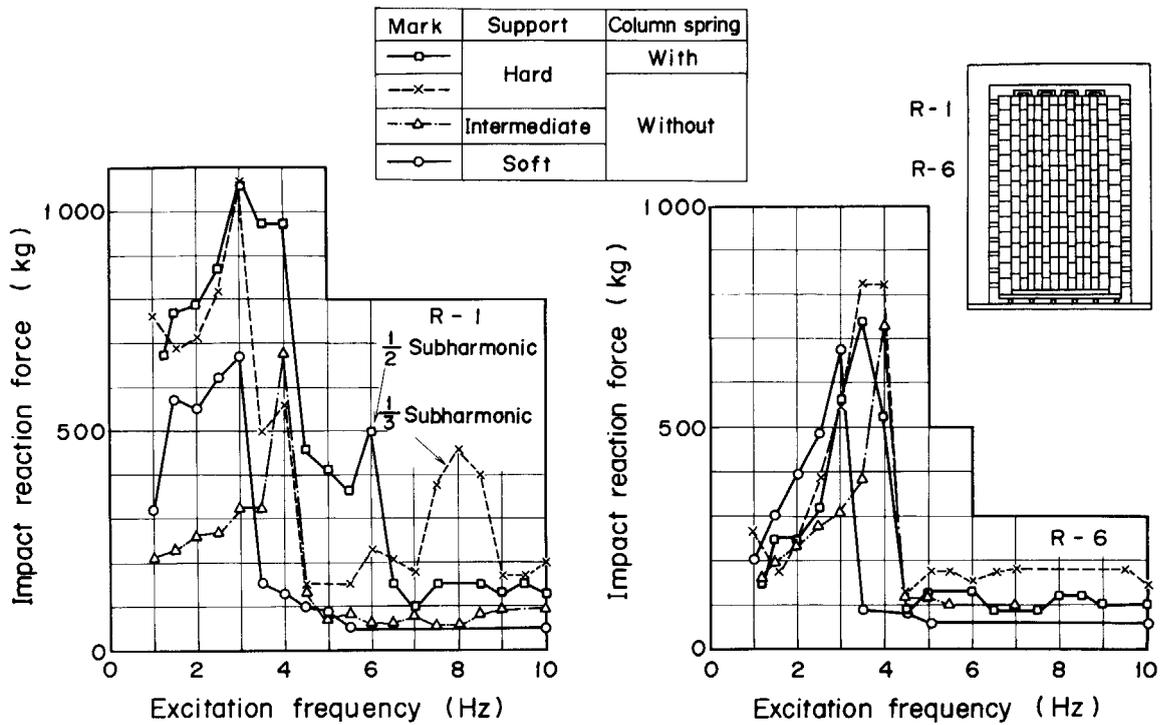


Fig. 5.21 Impact reaction force as a function of side support stiffness and column spring (Max. acceleration 250 Gal).

Table 5.4 Maximum impact reaction force

Support	Hard				Intermediate		Soft	
Column spring	With		Without					
Detector	Resonant frequency (Hz)	Impact reaction force (kg)	Resonant frequency (Hz)	Impact reaction force (kg)	Resonant frequency (Hz)	Impact reaction force (kg)	Resonant frequency (Hz)	Impact reaction force (kg)
R-1	3.0	1075	3.0	1075	4.0	600	3.0	660
R-2	3.0	950	2.0	520	4.0	675	3.0	450
R-4	3.5	600	3.5	800	4.0	675	3.0	580
R-6	3.5	750	3.5	820	4.0	725	3.0	660
R-9	3.5	500	4.0	300	4.0	350	3.0	375
R-15	3.0	1450	2.5	1250	4.0	660	3.0	1100
R-18	4.0	700	3.0	900	4.0	750	3.0	650
R-20	4.0	500	4.0	700	4.0	625	3.0	700
R-23	4.0	330	4.0	300	4.0	475	3.0	440
Resonant frequency of displacement	2.0		3.0		3.5		3.0	
Resonant frequency of impact acceleration	3.5~4.0		3.5~4.0		4.0		3.0	

Sinusoidal wave max. acceleration 250 Gal.

り、圧力差模擬ばね有りのコラムではコラムは曲がりにくくなり、変位が抑制されるとともに衝突による支持反力が小さくなる。

Table 5.4 は、主共振振動数における側方固定ブロックの支持反力を試験模型条件ごとに示す。支持反力は、いずれの試験模型条件においても上端ブロックの支持反力(検出器番号 R-1 と R-15)が大きく、次にコラムの上から2段目のブロックの支持反力(R-2)が大きく、3番目はコラム中段付近のブロックの支持反力(R-6 と R-18)である。上端ブロックの支持反力が中段付近の支持反力よりも高い理由として、次のことが考えられる。コラム間ギャップは 2 mm であるが、コラム上端では 0.5 mm と狭くなっており、振動するコラムは上端ブロックから衝突を開始し、ここで運動エネルギーの大半が費やされ、次にコラム中段付近で衝突する。よって、コラムの上端又は中段付近のブロックの衝突力が最大となる。

支持反力の主共振振動数は衝撃加速度の主共振振動数と類似しており、支持反力のピーク値は炉心コラムと側方固定コラムの衝突に起因することがわかる。

Fig. 5.22 は **Table 5.4** から抜粋した支持反力の最大値を試験模型条件に従って整理したものである。図から明らかなように側方支持剛性が弱の場合、中よりも支持反力が大きい。これは、支持剛性が弱の場合の支持ばね

は2段ばねであり、1段目と2段目のばね定数が極端に変化しているためと考えられる。支持反力を低くするには、極端に変化する2段ばねを避けるとともに、炉心の変形が許される範囲で支持剛性を低くすることによって可能となる。

ガス圧力差模擬ばねの有無による支持反力の差を比較すると、**Fig. 5.22** から明らかなように、コラム上端ブロックでは、模擬ばね有りの場合がばね無しの場合よりも大きい。一方、コラムの中段付近では、模擬ばね有りの場合がばね無しの場合よりも支持反力が小さい。これは、すでに述べたように、圧力差模擬ばねによってコラムは曲がりにくくなることによるものと考えられる。

Table 5.5 は加振加速度をパラメータとして主共振振動数における支持反力を表示し、**Fig. 5.23** は図示している。**Fig. 5.23** から明らかなように、コラム上端ブロックの支持反力は加振加速度が 250 Gal を越えると支持反力は頭打ちとなる。一方、コラム中段付近のブロックの支持反力は加振加速度が 500 Gal を越えても増加の傾向にある。

(V) 上端ギャップ幅の影響

Fig. 5.11 ~ 5.14 に示したように、コラムの上端ギャップ幅が 0.5 mm から 2 mm に大きくなった場合の支持反力の変化はわずかである。

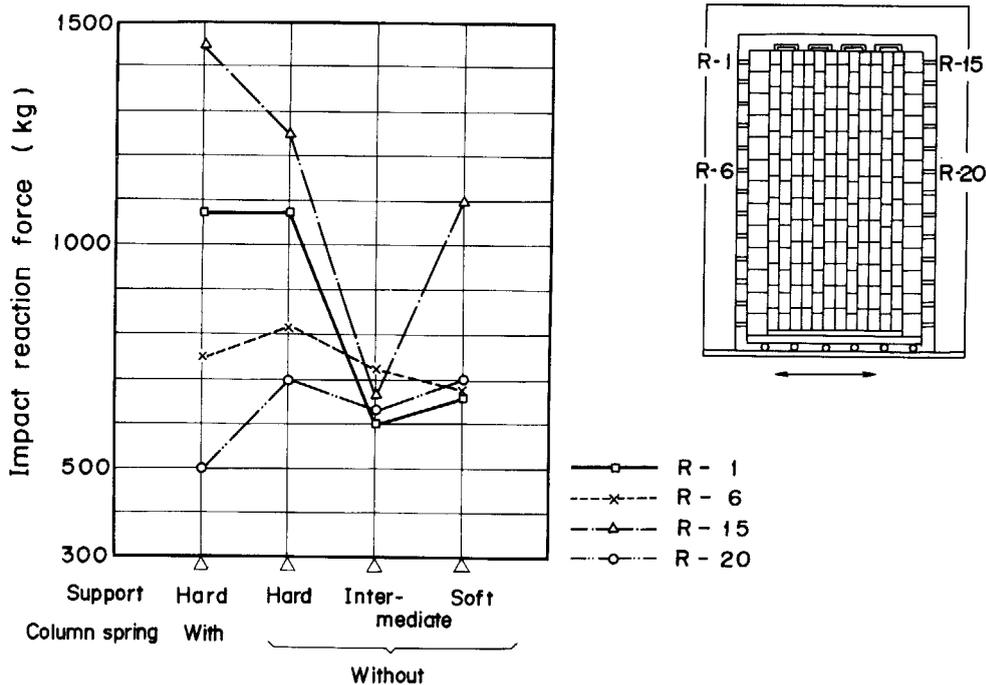


Fig. 5.22 Impact reaction force at resonant frequency.

Table 5.5 Maximum impact reaction force as a function of input acceleration

Position		Left side					Right side					Resonant frequency of displacement (Hz)	Resonant frequency of impact acceleration (Hz)
Detector		R-1		R-6		R-15		R-20					
Support	Column spring	Input acc. (Gal)	Resonant frequency (Hz)	Impact reaction force (kg)	Resonant frequency (Hz)	Impact reaction force (kg)	Resonant frequency (Hz)	Impact reaction force (kg)	Resonant frequency (Hz)	Impact reaction force (kg)			
Hard	With	100	3.0	660	2.5	80	3.0	930	-	40	2.0	3.5~4.0	
		250	3.0	1075	3.5	750	3.0	1450	4.0	500			
		500	3.5	1230	4.5	1170	3.5	1500	5.0	920			
Intermediate	Without	100	2.0	620	2.5	170	2.0	850	2.5	160	3.0	3.5~4.0	
		250	3.0	1070	3.5	820	2.5	1250	4.0	700			
		500	5.5	1070	4.5	1220	5.5	1210	4.5	910			
Soft	Without	50	2.0	85	2.0	60	2.0	235	2.0	60	3.5	4.0	
		100	3.0	230	2.5	180	2.0	280	2.5	235			
		250	4.0	600	4.0	725	4.0	660	4.0	625			
Soft	Without	50	1.5	230	1.5	70	1.5	300	1.5	75	3.0	3.0	
		100	2.0	370	2.0	270	2.0	510	2.0	270			
		250	3.0	660	3.0	660	3.0	1100	3.0	700			

Sinusoidal wave.

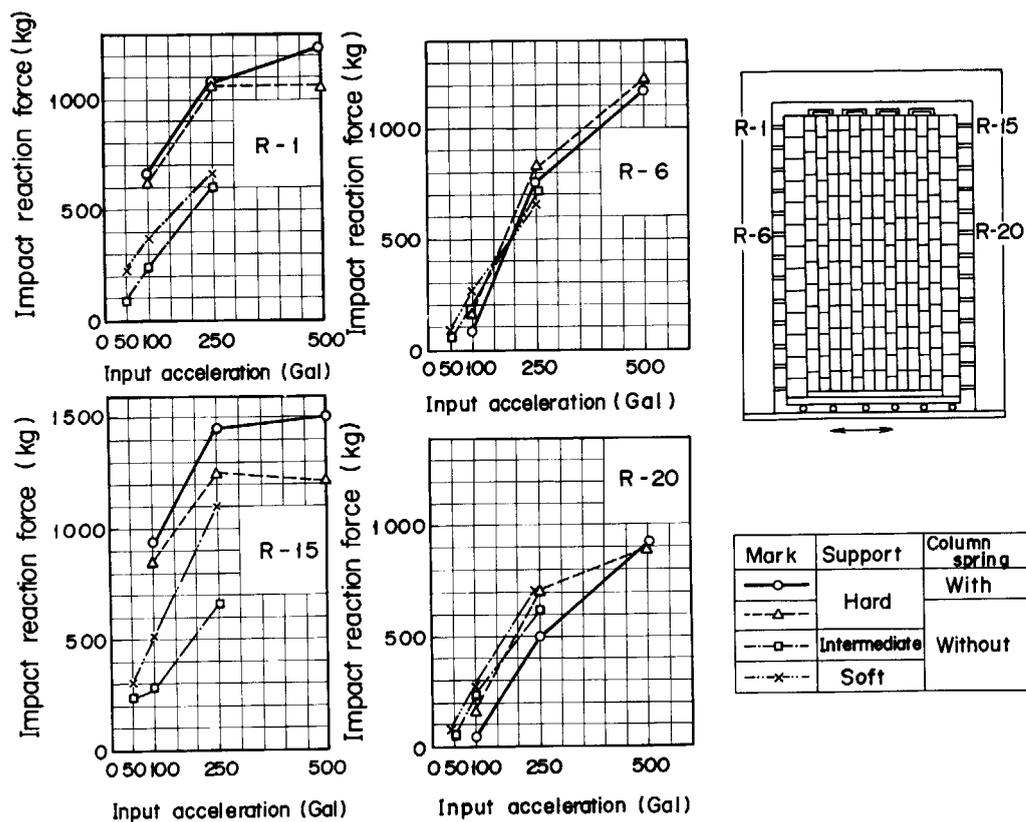


Fig. 5.23 Impact reaction force as a function of input acceleration.

5.1.3 ダウエル力特性

(1) 炉心位置による差

Fig. 5.24 は炉心の中央付近のコラムの上から2段目のブロックと炉心の周辺コラムの上から4段目のブロックにおけるダウエルピン及びダウエルソケットの反力特性を示す。Table 5.6 は主共振振動数におけるダウエルピンとダウエルソケットの反力を示す。ダウエル反力測定は炉心内での位置2箇所は、もともとダウエル反力の最大値が発生するような場所を選んだので、2箇所の値はほとんど同じような傾向を示している。

Fig. 5.24 と Table 5.6 から明らかなように、ダウエルピンの反力よりもダウエルソケットの反力が多い。この理由として次のことが考えられる。ダウエルピンの反力測定値はダウエルピンに加わる力のみであるのに対して、ダウエルソケットの反力測定値はダウエルピンに加わる力と上下ブロック間の衝突に起因する力が重畳されている。

(2) 加振加速度の影響

Fig. 5.25 ~ 5.28 は、側方支持剛性が中と弱でガス圧力差模擬ばね無しの場合のダウエルピンとダウエルソケットの反力を加振加速度をパラメータとして示す。加振加速度の増加に従って共振振動数が上昇する。これまでに示した結果から、ダウエルの反力とブロック衝撃加速度の主共振振動数は同じ傾向を示すことがわかる。よって、ダウエルの反力のピーク値は主としてブロックの水平衝突に起因することが明らかである。

(3) 模型条件による相違

Fig. 5.29 は試験模型の条件が異なる場合、すなわち側方固定ブロックの支持剛性を中と弱に変化させた場合のダウエルピンとダウエルソケットの反力特性を示す。支持剛性が弱から中へ増加するとダウエルの反力は減少する。コラム上端ブロック間のギャップが0.5 mmで支持剛性が強の場合のダウエル反力特性が測定されていないので、ダウエル反力特性に及ぼす支持剛性の影響について詳しく述べることができない。ダウエル反力特性はブロックの衝撃特性と類似していることから、支持剛性

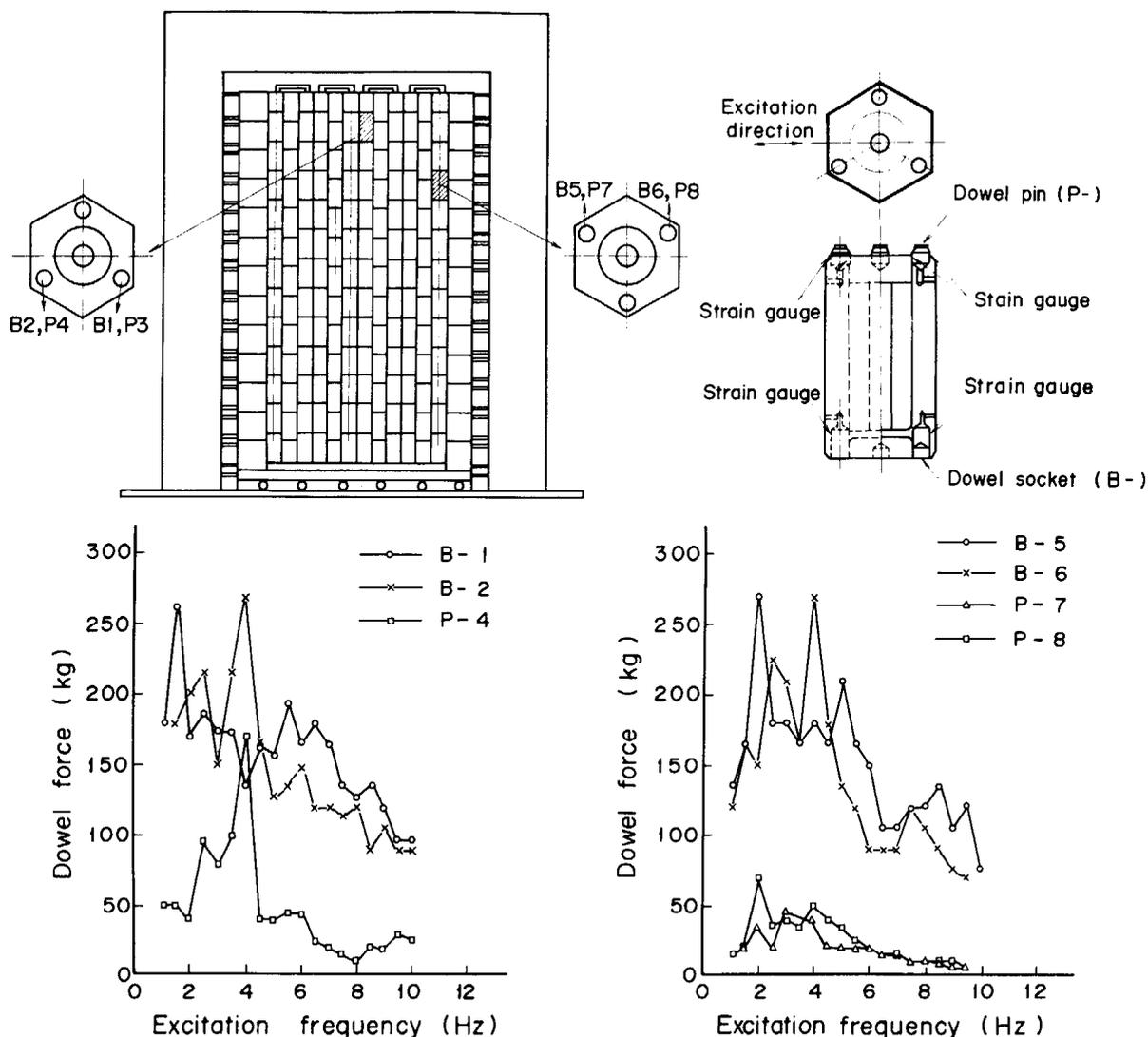


Fig. 5.24 Dowel force (Max. acceleration 250 Gal, Intermediate support, No-column spring).

が強, 中, 弱のうち, 中の場合のダウエル反力が最小になるものと推定できる.

コラム上端ブロック間のギャップ幅が 2 mm の場合のダウエルピンの反力特性を Fig. 5.30 に示す. これから明らかのように, 支持剛性が弱, 中, 強の順にダウエル

反力が大きくなる.

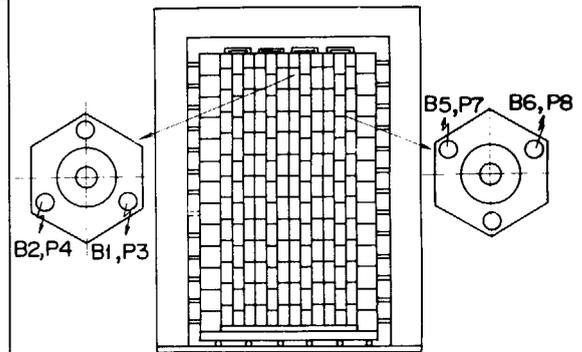
(4) 上端ギャップ幅の影響

Fig. 5.29 と 5.30 を比較すれば明らかのように, 上端ギャップ幅が大きい方がダウエル反力がわずかに大きい.

Table 5.6 Maximum dowel force as a function of input acceleration

Support		Intermediate		Soft		Input acceleration (Gal)
		Resonant frequency (Hz)	Dowel force (kg)	Resonant frequency (Hz)	Dowel force (kg)	
Socket	B-1	2.5	127	1.5	180	50
		3.5	30			
		4.5	65			
Socket	B-2	2.5	127	1.5	100	
		3.5	15	4.0	17	
		4.5	37			
Pin	P-3	-	-	1.5	22.5	
	P-4	-	-	1.5	30	
Socket	B-5	1.5	118	1.5	50	
		2.5	77			
		3.5	30			
	B-6	1.5	87	1.5	130	
		3.5	28	4.0	70	
		5.0	43			
Pin	P-7	-	-	1.0	12	
	P-8	-	-	1.0	20	
Socket	B-1	1.0	211	1.5	70	100
		2.0	200			
		3.0	153			
		4.5	110			
		8.0	117			
	B-2	1.0	258	2.0	200	
3.0		240	3.5	66		
5.0		125				
8.0		142				
Pin	P-3	2.5	82	2.0	65	
		4.5	30			
	7.5	28				
	P-4	3.0	50	2.0	53	
8.0		18				
Socket	B-5	2.0	205	2.0	135	
		3.0	182	3.0	43	
		4.0	140	4.0	43	
		7.0	120			
	B-6	1.2	140	2.0	195	
		2.5	145	4.5	90	
		4.0	152			
		7.0	85			
Pin	P-7	2.5	40	2.0	23	
	P-8	1.5	40	2.0	33	
Socket	B-1	1.5	262	1.5	340	250
		5.6	195	2.5	250	
		6.5	180			
	B-2	2.5	218	1.5	280	
		4.0	270	2.5	280	
		6.0	150			
Pin	P-3			1.0	140	
	P-4	2.5	95	1.0	100	
		4.0	170	3.0	220	
Socket	B-5	2.0	270	2.5	350	
		4.0	180			
		5.0	210			
	B-6	2.5	225	3.0	570	
4.0		270				
7.5		120				
Pin	P-7	2.0	35	2.5	60	
		3.0	45			
	P-8	2.0	70	2.5	60	
		4.0	50			

Sinusoidal wave



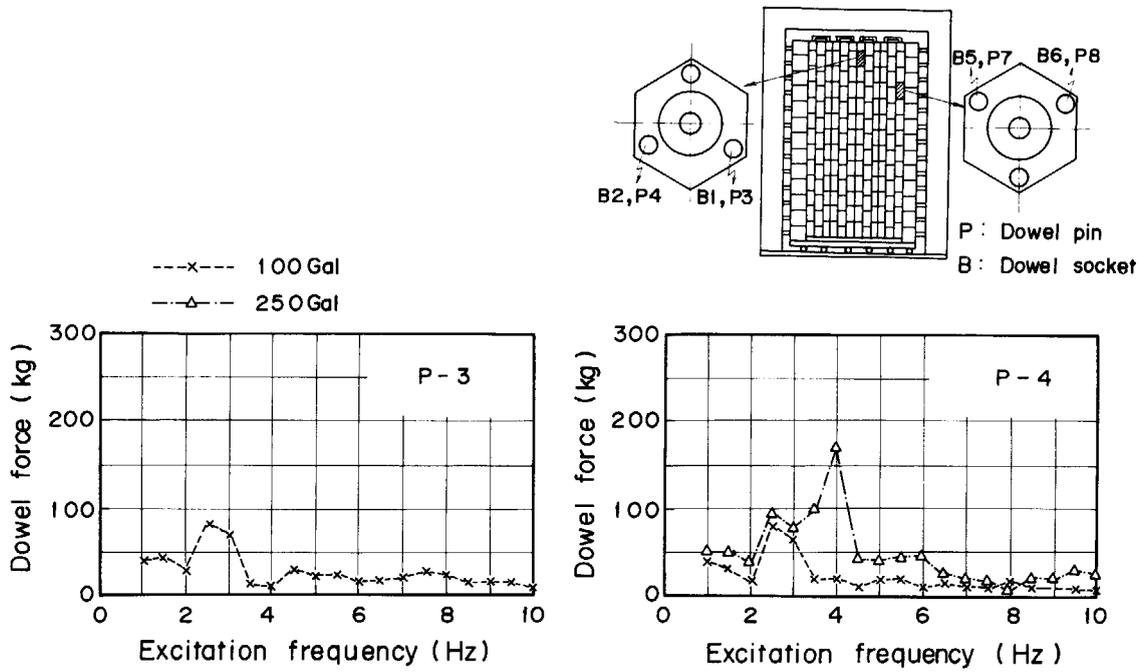


Fig. 5.25 Dowel pin force as a function of input acceleration (Intermediate support, No-column spring).

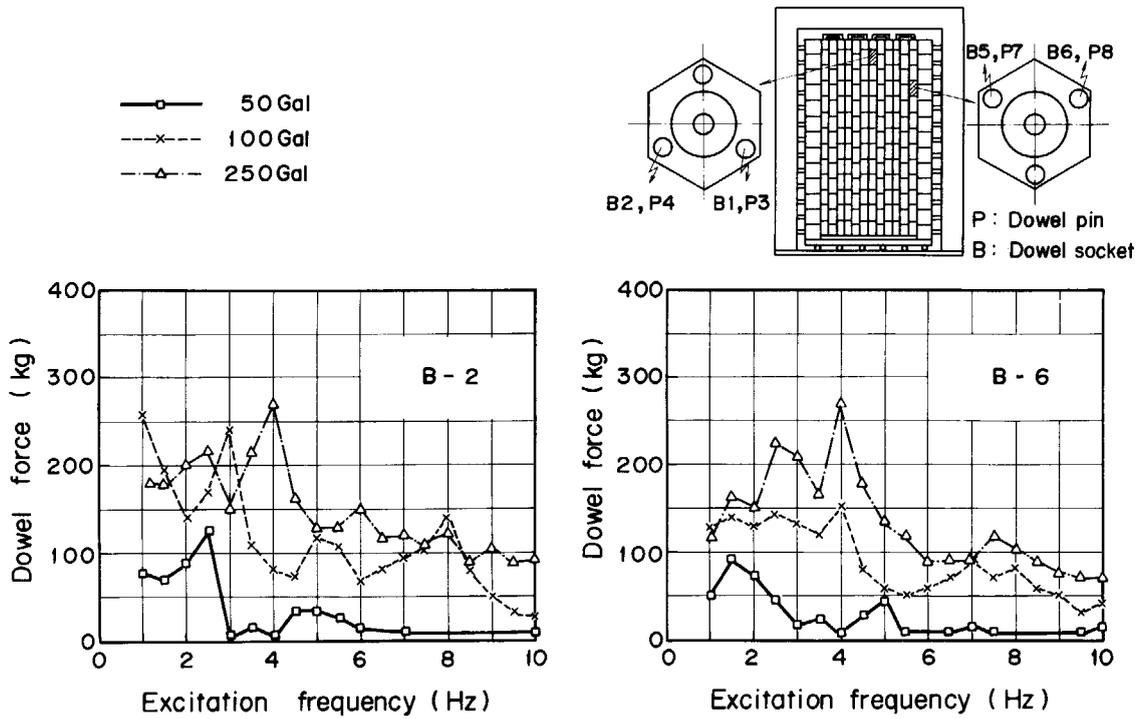


Fig. 5.26 Dowel socket force as a function of input acceleration (Intermediate support, No-column spring).

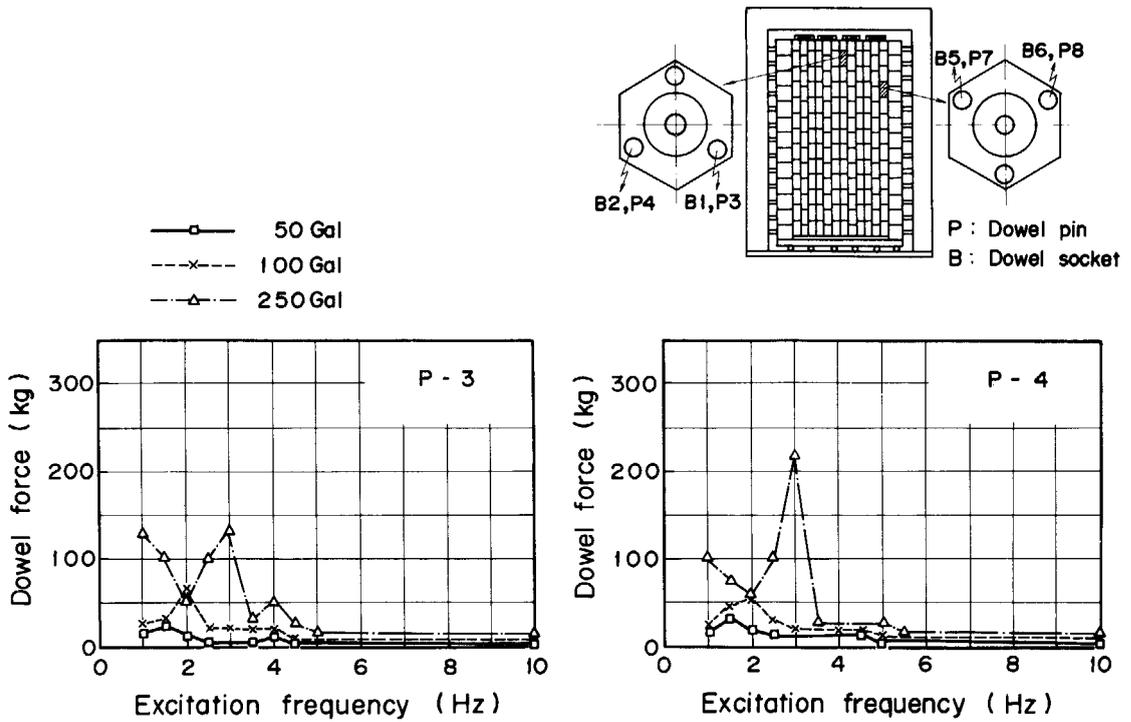


Fig. 5.27 Dowel pin force as a function of input acceleration (Soft support, No-column spring).

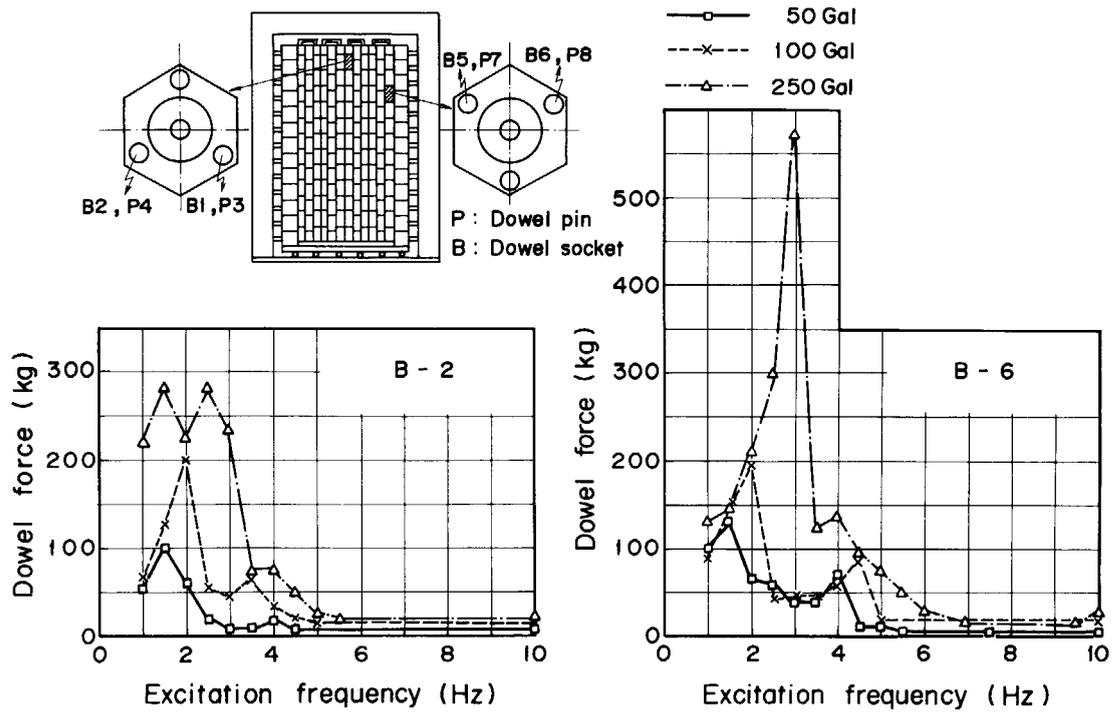


Fig. 5.28 Dowel socket force as a function of input acceleration (Soft support, No-column spring).

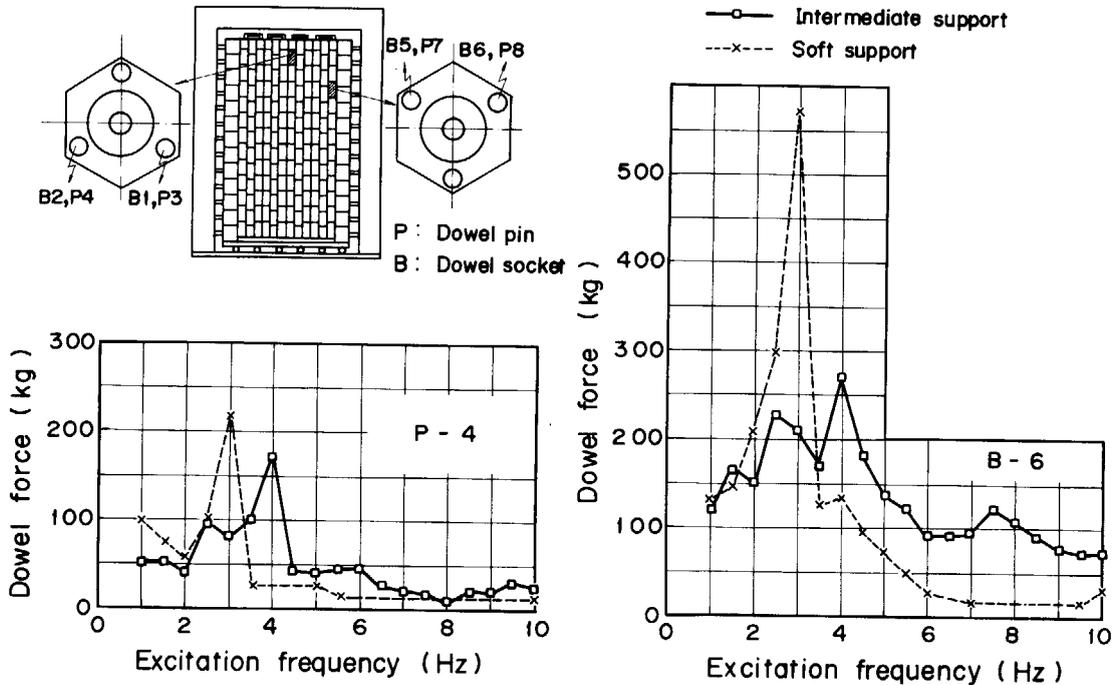


Fig. 5.29 Dowel force as a function of side support stiffness (Max. acceleration 250 Gal).

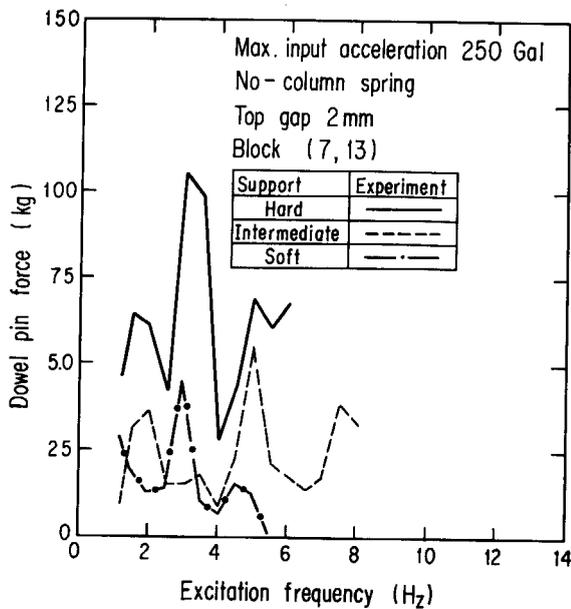


Fig. 5.30 Dowel pin force as a function of side support stiffness (Top gap 2 mm).

5. 1. 4 炉心の減衰特性

(1) 自由減衰波から減衰比の推定

主共振振動数で加振し、振動台を急激に停止した後の側方固定ブロックの自由減衰波形から炉心の減衰比を求めた結果を Table 5.7 に示す。振動台を停止すると、すぐに炉心黒鉛ブロックと側方固定ブロックの衝突は止み、その後、3波程度の自由減衰が継続する。Table 5.7 から明らかなように、第1波目と第2波目、第2波目と第3波目、それぞれの減衰比は異なっている。第2波目と第3波目の値に比較して、第1波目と第2波目の減衰比

は小さく、その値は5~10%の範囲である。

黒鉛ブロック群から構成された炉心の減衰比が大きくばらつく。これは、炉心の減衰は衝突減衰、摩擦減衰、構造減衰などの種々の組み合わせの結果であり、ブロックの変位、速度などによって(どの減衰効果が支配的かによって)、巨視的な減衰比が異なってくるからであろう。

(2) 支持反力応答値から減衰比の推定

支持反力応答値から減衰比を推定するには、12列の炉心コラムの横の1層を取り出し、この部分の応答加速度に基づく慣性力が側方ブロックの支持反力に等しいものと考えて、炉心黒鉛ブロックの応答倍率を算定し、この応答倍率から減衰比を求める。すなわち、共振時の応答倍率と支持反力の関係は次式となる。

$$F = \alpha QW \tag{5.1}$$

ここで、

F : 側方固定ブロック1個の支持反力(kg)

α : 加振加速度(G)

Q : 応答倍率(-)

W : 炉心黒鉛ブロック1層の質量(kg·s²/cm)

応答倍率は式(5.1)から

$$Q = \frac{F}{\alpha W} \tag{5.2}$$

となる。減衰比 h は応答倍率から次式で求められる。

$$h = \frac{1}{2Q} \tag{5.3}$$

このように支持反力から炉心の減衰比を求めた結果を Table 5.8 に示す。これから、炉心の減衰比は4~10%程度と推定される。

Table 5.7 Damping ratio

Detector	Intermediate support, No - column spring						Detector	Soft support, No-column spring			
	50 Gal, 2.3 Hz		100 Gal, 2.9 Hz		Input disp. 1mm 2.3 Hz			50 Gal, 1.6 Hz		250 Gal, 3 Hz	
	Between 1st and 2nd wave	Between 2nd and 3rd wave	Between 1st and 2nd wave	Between 2nd and 3rd wave	Between 1st and 2nd wave	Between 2nd and 3rd wave		Between 1st and 2nd wave	Between 2nd and 3rd wave	Between 1st and 2nd wave	Between 2nd and 3rd wave
R-1	0.065	0.347	0.074	0.146	0.051	0.350	R-1	0.054	0.229	0.058	0.168
R-2	0.110	0.350	0.059	0.239	0.078	0.302	R-2	0.070	0.256	0.071	0.092
R-3	0.109	0.292	—	—	0.088	0.175	R-3	0.147	0.175	0.059	0.140
							R-4	0.161	0.192	0.082	0.204
							R-5	0.120	0.221	0.082	0.221
							R-6	0.110	0.310	0.071	0.248

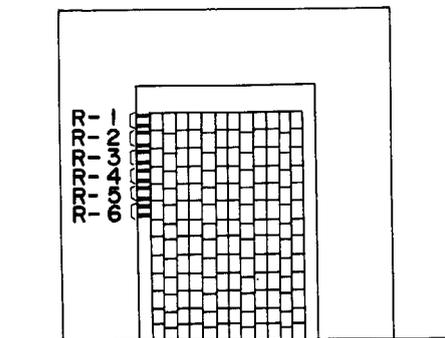


Table 5.8 Damping ratio from impact reaction force

Support	Column spring	Input acc. (Gal)	Resonant frequency (Hz)	Impact reaction force (kg)	Magnification of response Q (-)	Damping ratio h (-)
Hard	With	100	2.5	80	3.42	0.146
		250	3.5	750	12.8	0.039
		500	4.5	1170	10.0	0.05
	Without	100	2.5	170	7.27	0.069
		250	3.5	820	14.0	0.036
		500	4.5	1220	10.4	0.048
Intermediate	Without	50	2.0	60	5.1	0.098
		100	2.5	180	7.7	0.065
		250	4.0	725	12.4	0.040
Soft	Without	50	1.5	70	6.0	0.083
		100	2.0	270	11.5	0.043
		250	3.0	660	11.3	0.044

Detector R-6.

5.2 地震波応答試験

(1) 時刻歴応答波

Fig. 5.31 ~ 5.33 は側方支持剛性が強で、ガス圧力差模擬ばねが無い場合の地震波入力による応答特性を示す。地震波入力による応答値のピークは入力波のピークとはほぼ一致している。しかし、側方支持剛性が中と弱の場合には、入力波のピークと応答波のピークは、必ずしも一致してない。これは、側方支持構造物を含めた試験模型炉心の共振振動数と入力波の卓越振動数との関係によって変化し、支持剛性が強の場合、炉心は一体となって振動する傾向にあると考えられる。

(2) 応答値の分布

Fig. 5.34 ~ 5.36 は側方支持剛性が強で、ガス圧力差模擬ばねが無い場合の地震波入力による炉心の変位、加速度及び支持反力のそれぞれの分布を示す。変位分布は、コラム下端から2/3長を腹となるような弓形となる。衝撃

加速度分布と支持反力分布はともに変位と類似の傾向を示す。

Fig. 5.37 ~ 5.39 は側方支持剛性が弱で、ガス圧力差模擬ばねが無い場合の地震波入力による炉心の変位、加速度及び支持反力のそれぞれの分布を示す。支持剛性が低いので、側方固定ブロック及び炉心支持ブロックの変位が大きくなり、炉心は高さ方向に一様に変形する。衝撃加速度と支持反力はコラム下端から2/3長付近と上端において最大値を示すような分布となる。

(3) 支持反力に及ぼす支持剛性の影響

Fig. 5.40 は側方支持剛性を強、中、弱に変化させた場合の支持反力の変化を示す。図から明らかなように支持剛性が強の場合、最も大きな支持反力となり、次に支持剛性が弱の場合となり、最も小さな支持反力となるのは支持剛性が中の場合である。これから、側方支持剛性の強さを適切に選ぶことによって、支持反力を最小にすることが可能であることがわかる。

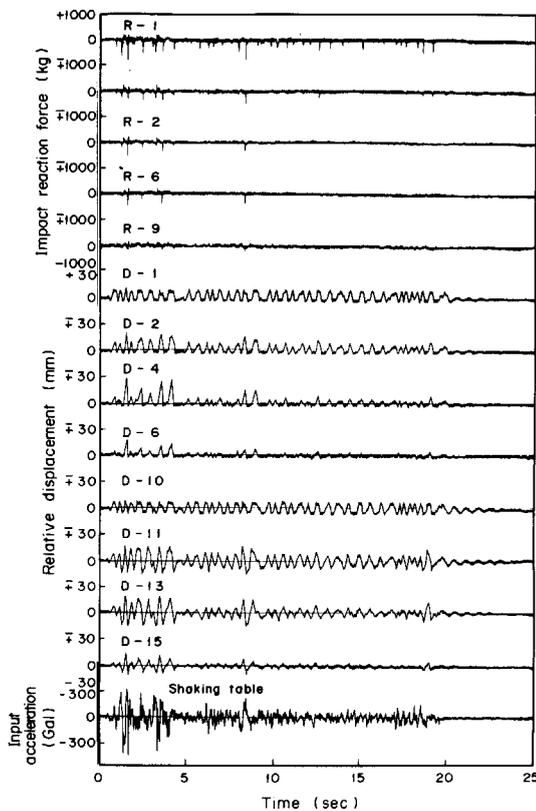


Fig. 5.31 Seismic wave response (El Centro 1940 NS, Max. acceleration 500 Gal, Hard support, No-column spring).

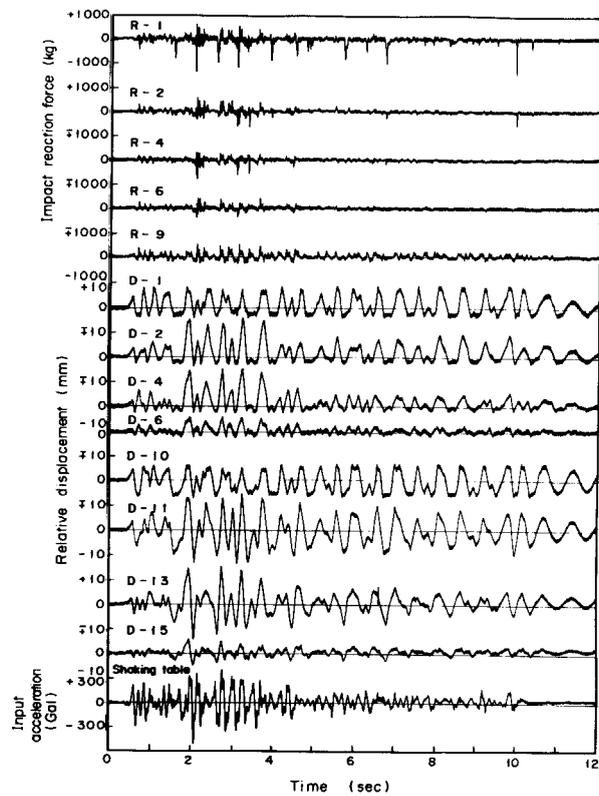


Fig. 5.32 Seismic wave response (Genken PR Hall 1964 EW, Max. acceleration 500 Gal, Hard support, No-column spring).

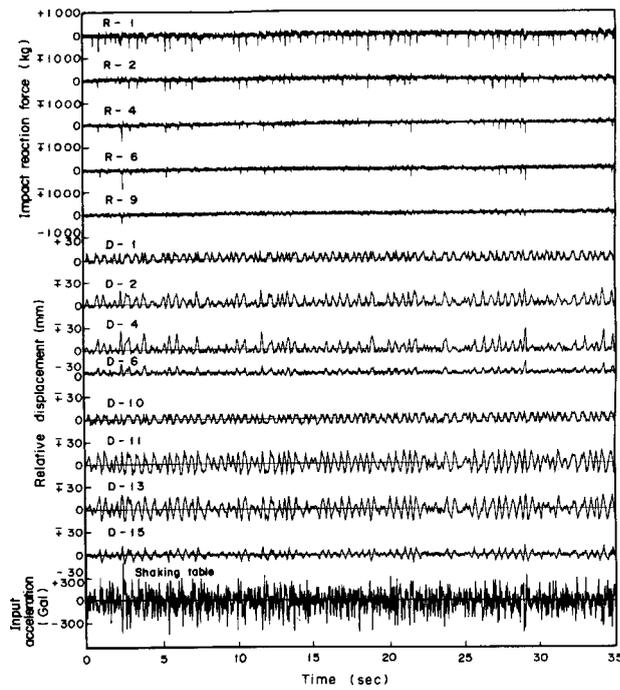


Fig. 5.33 Seismic wave response (White noise, Max. acceleration 500 Gal Hard support, No-column spring).

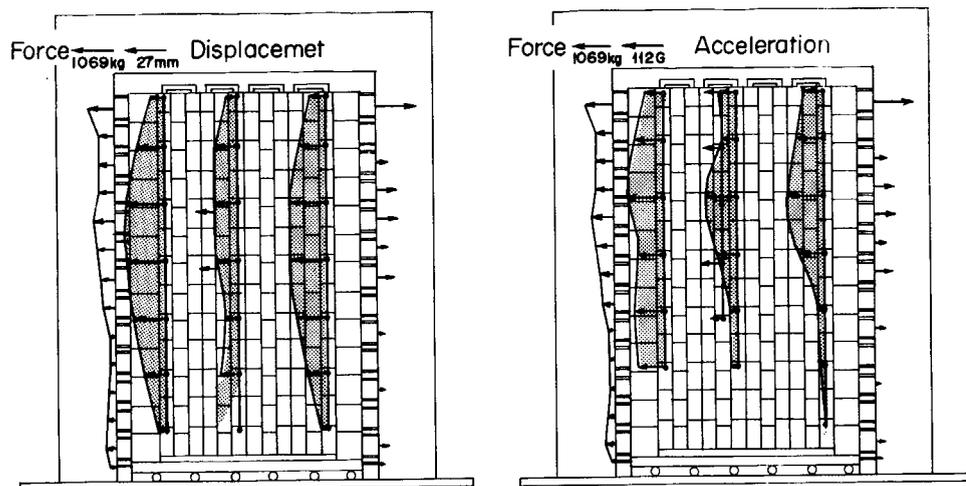


Fig. 5.34 Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (El Centro 1940 NS, Max. acceleration 500 Gal, Hard support, No-column spring).

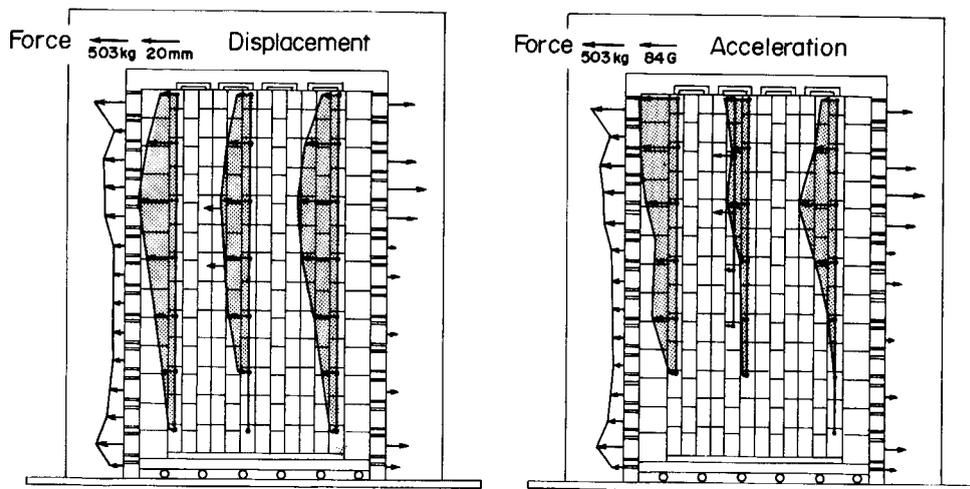


Fig. 5.35 Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (Genken PR Hall 1964 EW, Max. acceleration 500 Gal, Hard support, No-column spring).

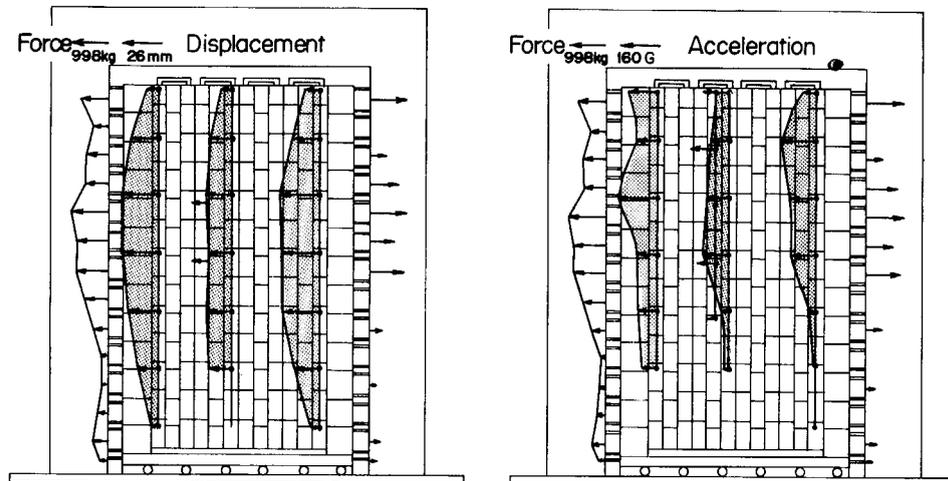


Fig. 5.36 Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (White noise wave, Max. acceleration 500 Gal, Hard support, No-column spring).

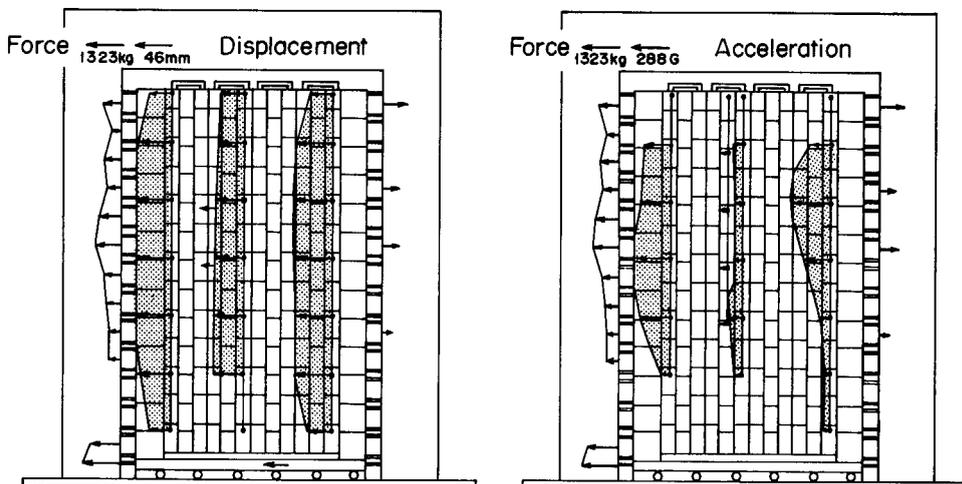


Fig. 5.37 Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (El Centro 1940 NS, Max. acceleration 500 Gal, Soft support, No-column spring).

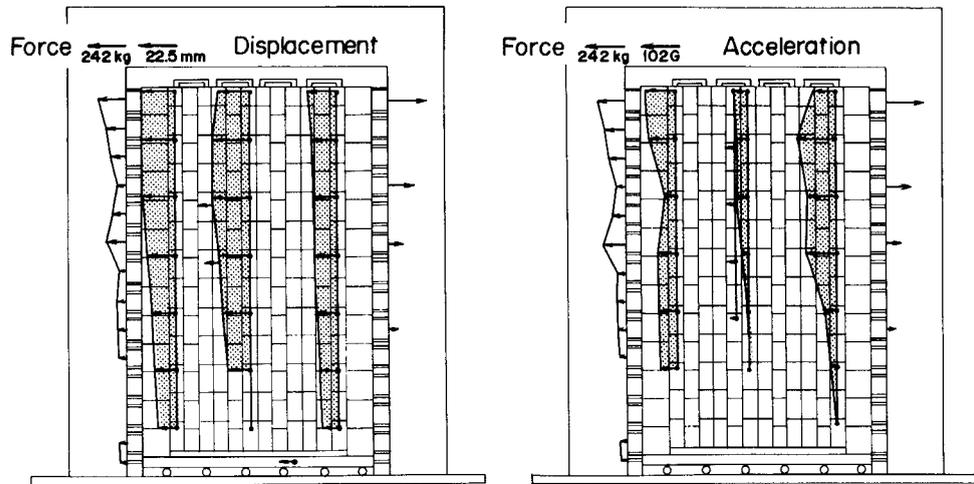


Fig. 5.38 Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (Gengen PR Hall 1964 EW, Max. acceleration 500 Gal, Soft support, No-column spring).

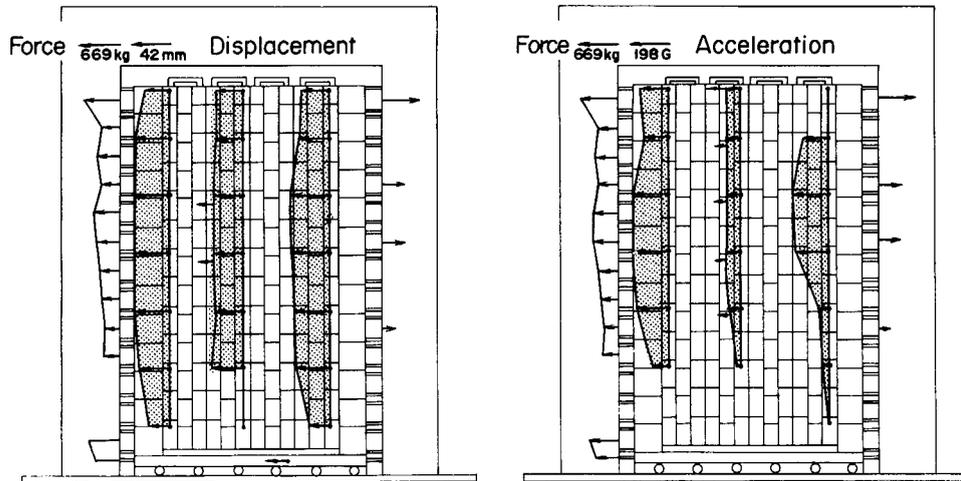


Fig. 5.39 Relative displacement, impact acceleration and impact reaction force distribution along column (White noise wave, Max. acceleration 500 Gal, Soft support, No-column spring).

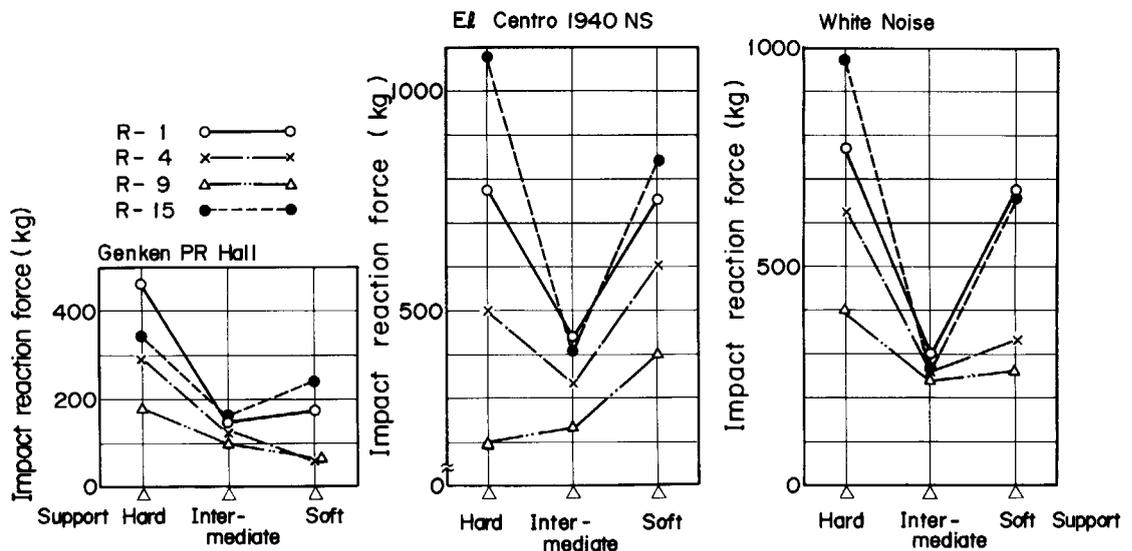
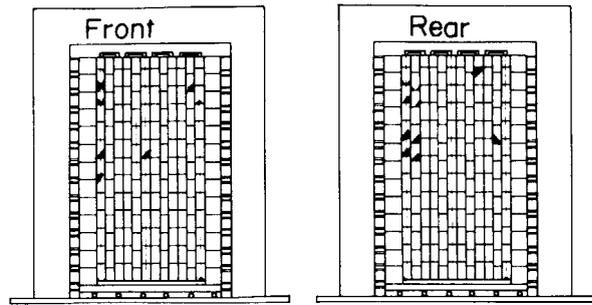


Fig. 5.40 Maximum impact reaction force vs. side support stiffness and/or seismic wave (Max. acceleration 500 Gal, No-column spring).

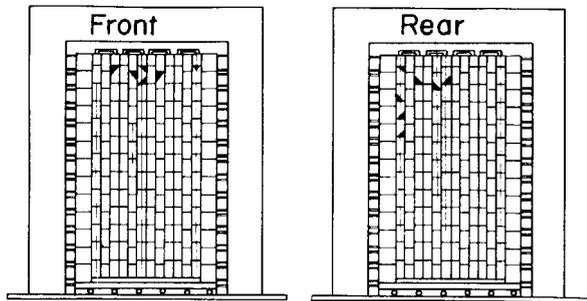
6. 振動試験後検査

振動試験中にダウエルピンとダウエルソケットの損傷が発生した。各試験シリーズの終了後のダウエルピン又はソケットの破損が生じたブロックの位置を Fig. 6.1 (a)と 6.1(b)に示す。また、破損の個数を Table 6.1に示す。

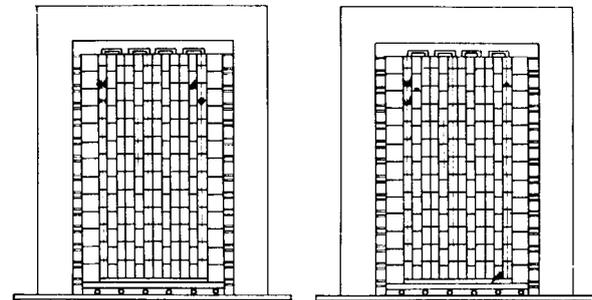
Fig. 6.1(a)と 6.1(b)から明らかなように、ダウエルピンとソケットの破損が生じるブロックは側方反射体コラムに隣接するコラムに集中しており、しかもコラムに



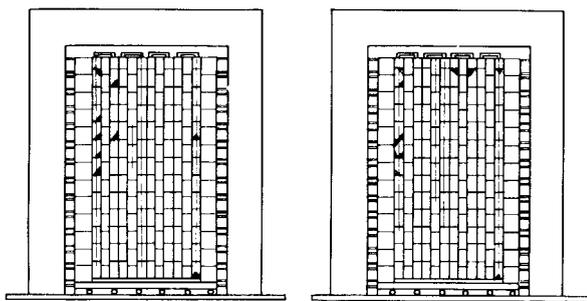
Test No. 5



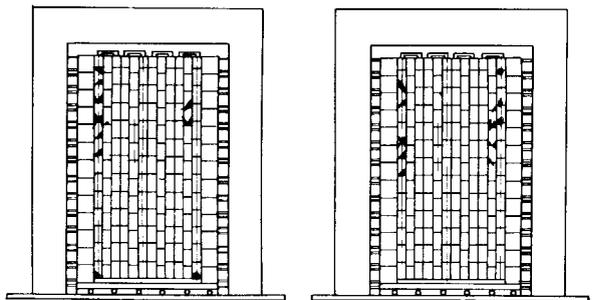
Test No. 2



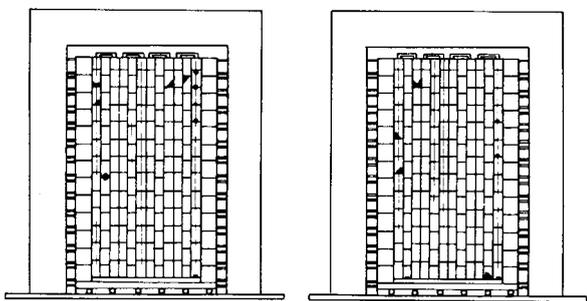
Test No. 6



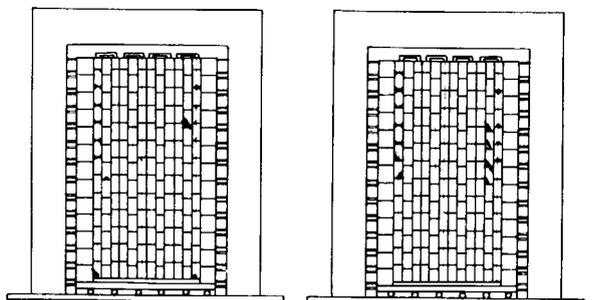
Test No. 3



Test No. 7



Test No. 4



Test No. 8

Fig. 6.1(a) Positions of defect block after test.

Fig. 6.1(b) Position of defect block after test.

Table 6.1 Number of defect block after test

Test series	Number of defect block
1	0
2	11
3	16
4	19
5	18
6	8
7	18
8	20
Total	110

沿う位置は側方支持反力が最大となる部分に多く見られる。これらの破損は次のような原因によるものと考えられる。(1)試験の初期において、最大加速度 500 Galによる正弦波加振を実施したため、過大な力がダウエルピンに加わった。(2)ブロックの衝突は、数万回のくり返し、衝突によってダウエルピンに対して、くり返し荷重が発生し、疲労破損した。

炉心支持ブロックの破損は見られなかった。

7. シミュレーション解析

7.1 計算モデルと運動方程式

ブロック型燃料から構成された炉心の地震時のシミュレーション解析のため、垂直2次元炉心地震応答解析プログラム SONATINA-2V^{10)~14)}を使用する。炉心内の k 列 l 層のブロックに作用する力は Fig. 7.1 に示すようになり、これらの力とそのモーメントの平衡式からブロックの運動方程式は次のように記述できる。

$$m_{k,l} \ddot{u}_{k,l} = F_{k,l}^{TL} + F_{k,l}^{ML} + F_{k,l}^{NL} + F_{k,l}^{BL} + F_{k,l}^{TR} + F_{k,l}^{MR} + F_{k,l}^{NR} + F_{k,l}^{BR} + F_{k,l}^f + F_{k,l+1}^f + F_{k,l}^{DL} + F_{k,l}^{DR} + F_{k,l+1}^{DL} + F_{k,l+1}^{DR} + F_{k,l}^{OP} + C_{k,l}^c \dot{u}_{k,l} \quad (7.1)$$

$$m_{k,l} \dot{w}_{k,l} = F_{k,l}^{VL} + F_{k,l}^{VR} + F_{k,l+1}^{VL} + F_{k,l+1}^{VR} + \mu F_{k,l}^{DL} + \mu F_{k,l}^{DR} + \mu F_{k,l+1}^{DL} + \mu F_{k,l+1}^{DR} + W_{k,l}^L + W_{k,l}^U \quad (7.2)$$

$$I_{k,l} \ddot{\theta}_{k,l} = M(F_{k,l}^{TL}) + M(F_{k,l}^{ML}) + M(F_{k,l}^{NL}) + M(F_{k,l}^{BL}) + M(F_{k,l}^{TR}) + M(F_{k,l}^{MR}) + M(F_{k,l}^{NR}) + M(F_{k,l}^{BR}) + M(F_{k,l}^f) + M(F_{k,l+1}^f) + M(F_{k,l}^{DL}) + M(F_{k,l+1}^{DL}) + M(F_{k,l}^{DR}) + M(F_{k,l+1}^{DR}) + M(F_{k,l}^{VL}) + M(F_{k,l+1}^{VL}) + M(F_{k,l}^{VR}) + M(F_{k,l+1}^{VR}) + M(\mu F_{k,l}^{DL}) + M(\mu F_{k,l}^{DR}) + M(\mu F_{k,l+1}^{DL}) + M(\mu F_{k,l+1}^{DR}) + M(W_{k,l}^L) + M(W_{k,l}^U) \quad (7.3)$$

ここで、 $M(F)$ は力 F によるモーメントを表す。式(7.1)~(7.3)に示した記号の意味は次のとおりであり、下添字 k はコラムの列を、 l はコラムの層を表す。

- a : ブロック中心線からロッキングスプリング位置までの距離
- b : ブロック幅の半分
- C^B, C^C, C^D, C^M, C^V : ブロック水平方向の衝突、変位検出器, ダウエル, 側方ブロックの拘束構造物, ブロック垂直方向衝突それぞれの減衰係数
- d : ブロック中心線からダウエルまでの距離
- $F^{BL}, F^{ML}, F^{NL}, F^{TL}$: ブロック左側の下端, 上中間, 中下間, 上端それぞれの水平衝突力
- $F^{BR}, F^{MR}, F^{NR}, F^{TR}$: ブロック右側の下端, 上中間, 中下間, 上端それぞれの水平衝突力
- F^{DL}, F^{DR} : 左側ダウエルと右側ダウエルに加わる力
- F^f : ブロック上下間の摩擦力
- F^M : 側方ブロック支持構造による力

- F^{OP} : コラム上端ブロック間の拘束力
- F^{RF} : 側方ブロック上下間の摩擦力
- F^P : ガス圧力差による力
- F^{VL}, F^{VR} : ブロックの左側と右側の垂直方向衝突力
- $f(v)$: 摩擦特性係数
- g : 重力の加速度
- h : ブロック高さの半分
- I : ブロックの慣性モーメント
- $K^B, K^D, K^M, K^{OP}, K^V$: ブロックの水平方向衝突, ダウエル, 側方ブロックの支持構造物, 上端ブロック間拘束物, ブロック垂直方向衝突それぞれのばね定数
- m, m_s : ブロックと支持ブロックそれぞれの質量
- n : コラム中のブロック数
- u, w, θ : 水平方向変位, 垂直方向変位, 回転角
- u_o, u_s : 境界および境界下部の水平方向変位
- v : 上下ブロック間の相対速度
- W^L, W^U : ブロックの重量とガス圧力差による下方及び上方からの力
- w_o : 境界の垂直方向変位
- α : ブロック間の相対回転角
- $\beta, \gamma, \varepsilon$: ダウエル水平方向衝突変形量, ブロック垂直方向衝突変形量, ブロック水平方向衝突変形量
- δ : コラム間初期ギャップ幅
- δ_L, δ_R : ダウエルピンとソケット間の左側と右側ギャップ幅
- μ_k, μ_s : 動摩擦係数, 静摩擦係数
- ω : ダウエルピンとソケットの相対速度
- ($\dot{}$): 速度
- ($\ddot{}$): 加速度

式(7.1)~(7.3)数値積分, 例えばルンゲ・クッタ・ギル法によって変位, 速度, 加速度が求められる。計算に使用するデータは Table 7.1 に示すものとし, 計算時刻みは 2×10^{-4} s とする。

7.2 応答解析

コラムの軸に沿って, 変位, 反力及びダウエル力の計算値と実験値とを比較して Fig. 7.2 に示す。変位分布について比較すると, 最大値及び分布ともに計算値と実験値は良い一致を示している。反力について比較すると, コラム上端の反力の計算値は実験値よりもかなり低い。

しかし、コラム中央付近の最大値と分布は良く一致している。

Fig. 7. 3は、コラムに沿ってダウエルのせん断力分布の計算値を炉心全体で平均して示したものである。ダウエルのせん断力はコラムの炉心の位置によって異なり、特に、ブロックの継ぎ目の位置が異なる制御棒コラムと他の標準コラムとにおけるダウエルせん断力には差がある。この差を Fig. 7. 4に示す。この図から明らかなよう

に標準コラムよりも制御棒コラムのダウエルのせん断力は大きい。これは、制御棒コラムの数は標準コラムの半分であるので、少し大きくなるものと考えられる。このように解析によって予想されることが、推測と定性的にも合うことがわかった。Fig. 7. 5は、側方支持剛性の変化によるダウエルのせん断力特性を比較して示す。この図から、計算値と実験値とは大約の一致を示しており本解析法の有効性が示された。¹⁰⁾

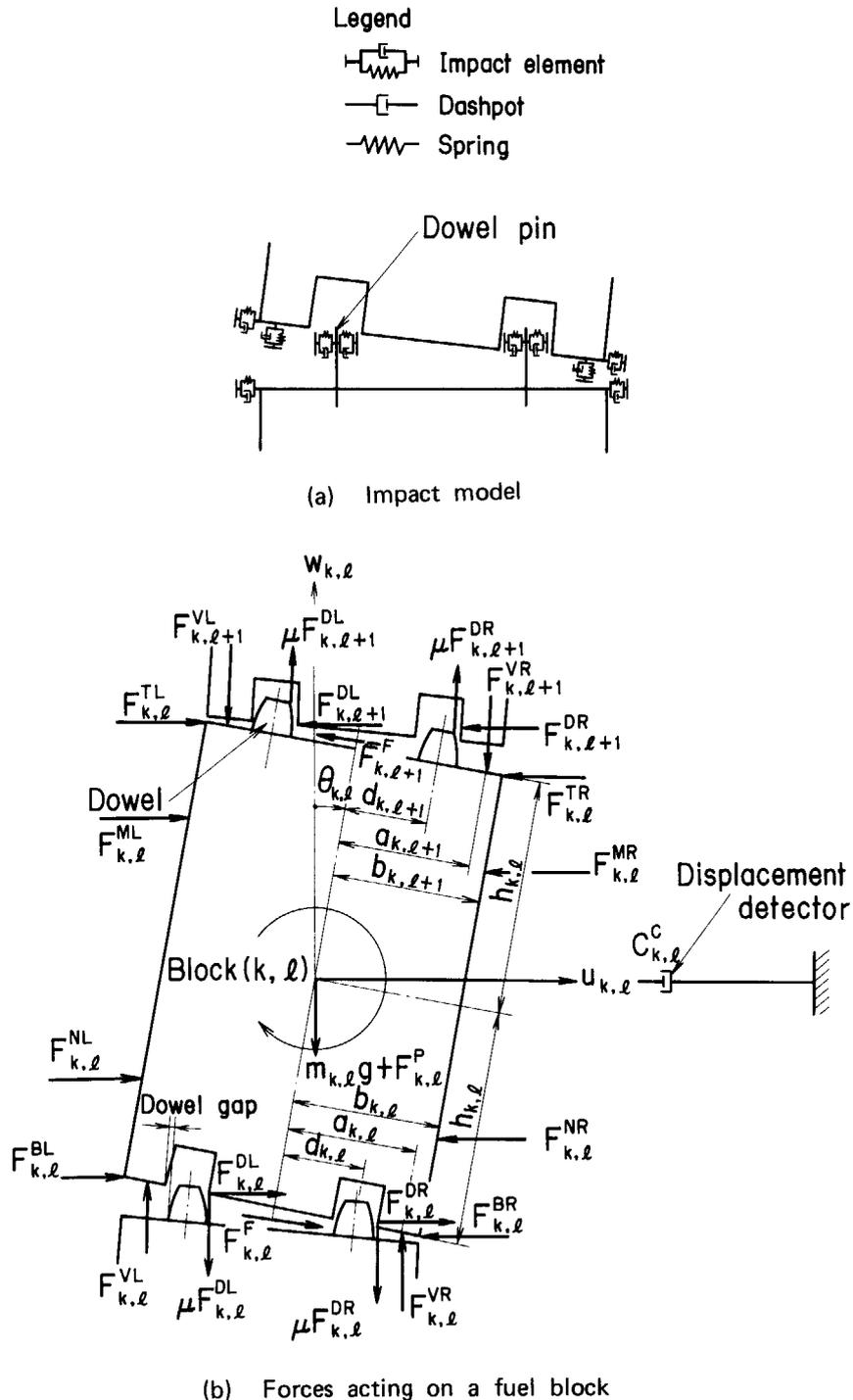


Fig. 7. 1 Impact model and forces acting on a fuel block.

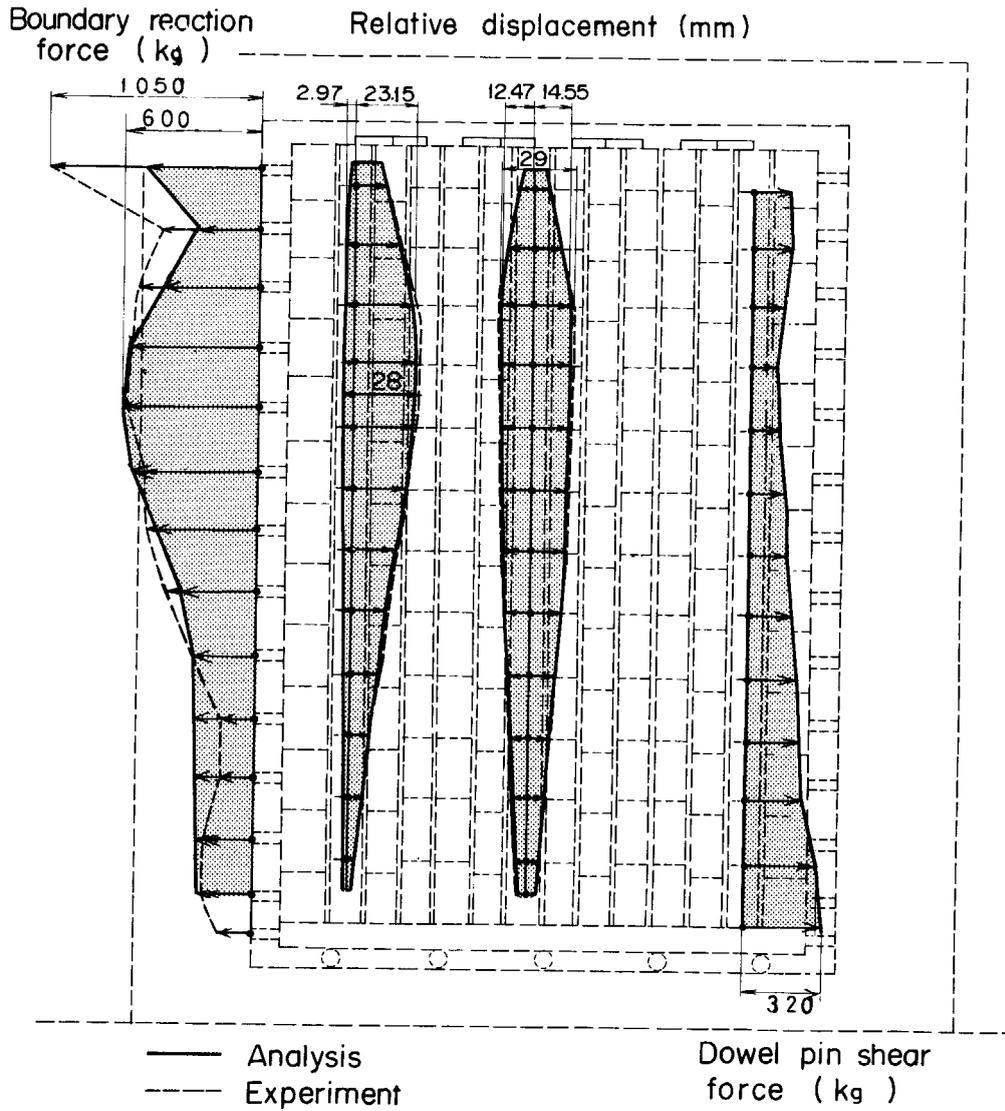


Fig. 7. 2 Relative displacement, boundary reaction force and dowel pin shear force along column (Sinusoidal wave 3Hz, max. acceleration 250 Gal).

Table 7.1 Calculation data

Symbol	Unit	Column		Side reflector column
		Block Nos. 1~12	Top block	
a	cm	5.0		—
b	cm	7.25		—
C^B	kg · s/cm	7.85		—
C^C	kg · s/cm	0.0		—
C^D	kg · s/cm	5.10		—
C^M	kg · s/cm	—		1.96×10^{-2}
C^V	kg · s/cm	9.81		—
d	cm	5.2		—
h	cm	14.25		—
I	kg · s ² /cm	0.924 (0.302)	1.75 (0.62)	—
K^B	kg/cm	1.24×10^4		—
K^D	kg/cm	1.23×10^4		—
K^M	kg/cm	—	—	8300 (Hard)
K^{OP}	kg/cm	98.1		—
K^V	kg/cm	2.45×10^4		—
m	kg · s ² /cm	0.0195 (0.0146)	0.0157 (0.0104)	—
m_s	kg · s ² /cm	—	—	0.054 (0.04)
n	—	13		—
δ	cm	0.2	0.05	—
δ_L, δ_R	cm	0.05		—
μ_k	—	0.2		—
μ_s	—	0.2		—

() shows short length block.

Table 7.2 Spring constant of side support structure

Support spring		Spring constant (kg/cm)	
		Referector block (per one spring)	Support plate
Hard		8300	6000
Intermediate		600	740
Soft	Displace- ment (cm)	$0 < \delta < 1.1$	40
		$1.1 < \delta < 5.5$	800
		$\delta > 5.5$	8300
		6000	

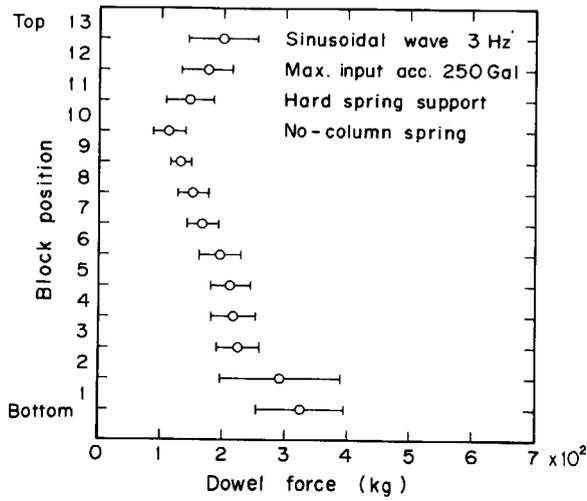


Fig. 7.3 Dowel force distribution along column.

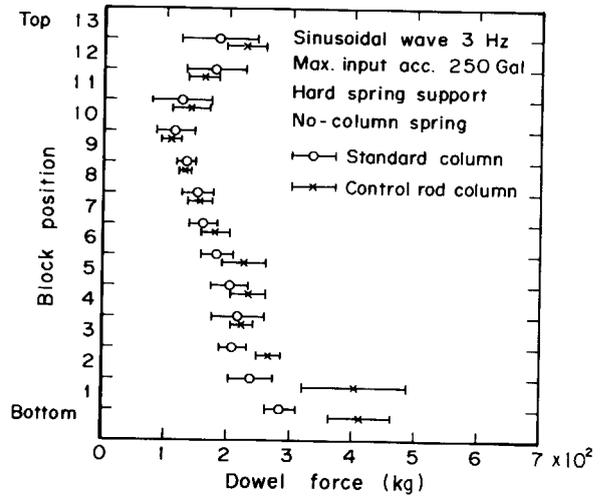


Fig. 7.4 Dowel force distribution along column vs. column position in core.

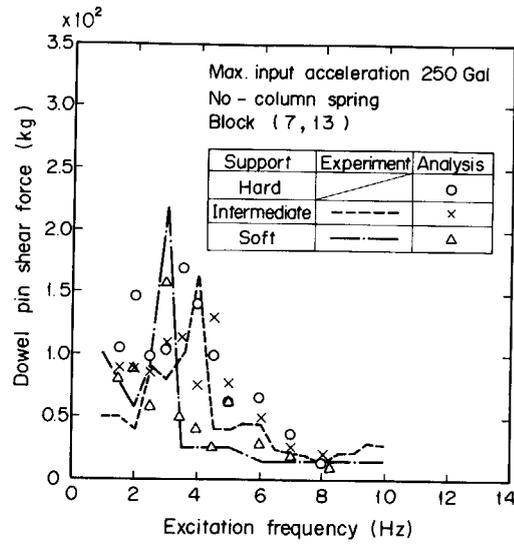


Fig. 7.5 Dowel force as a function of side support stiffness.

8. 考 察

(1) 実際の炉心の支持力とダウエル力

模型炉心の試験結果から実際の炉心の地震応答特性を相似則を使用して推測してみる。試験に使用した炉心要素は実際の炉心要素の寸法で1/2、重量で1/4であるから、第3章で示した相似則に従って、試験結果から実際の炉心の変位と荷重はそれぞれ2倍及び4倍すれば求まる。これに従って、支持反力とダウエルピンの反力について模型試験結果と実際の炉心の推定値を同一のグラフ上に示すと Fig. 8.1 と 8.2 になる。

Fig. 8.1 は加振加速度に対する支持反力を入力波のパラメータで示したものである。入力波としては正弦波と地震波について示している。地震波入力の場合の支持反力は正弦波入力の場合の30~60%程度である。実際の炉心下部の最大入力地震加速度を300~500 Gal とすると、Fig. 8.1 から支持反力は2400~3000 kg と推定できる。

Fig. 8.2 は加振加速度に対するダウエル反力を入力波のパラメータで示したものである。図から明らかなように、地震波入力の場合のダウエル反力は正弦波入力の場合の30%程度である。実際の炉心下部の最大入力地震加速度を300~500 Gal とすると、Fig. 8.2 からダウ

エル反力は140~200 kg と推定できる。

(2) 実際の炉心の最大変位量

第5章に示した試験結果(Fig. 5.31~5.33)から実際の炉心の最大変位量を推定してみる。実際の炉心下部の最大入力地震加速度を300~500 Gal とすると、炉心直径方向のコラム列のギャップ積算量程度の最大変位が発生する。

(3) 炉心のガス圧力差の影響

原子炉運転中の炉心内のガス圧力差によって炉心コラムは上方から下方へ押し付けられ、コラムの見掛けの剛性を増加させ、コラムの共振振動数を上昇させる。また、コラムの変位を小さくさせるとともに衝撃力を減少させ、耐震上有利に働くものと考えられる。

(4) コラム上端ブロック間ギャップ幅

炉心コラム上端ブロック間のギャップ幅が小さい方がコラム上端の変位量が小さい。実際の炉心では製作上および燃料交換上の要求を考慮しながら、可能な限り上端ブロック間ギャップ幅を小さくするか、又はコラム上端を拘束することによって炉心の耐震性を増すことができよう。

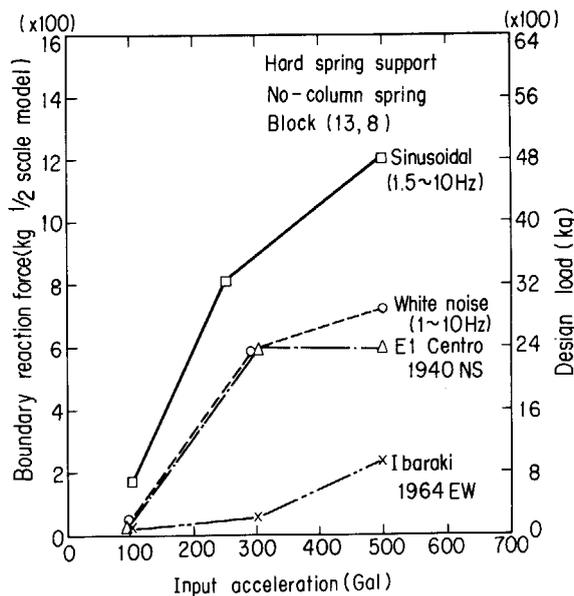


Fig. 8.1 Boundary reaction force vs. input acceleration.

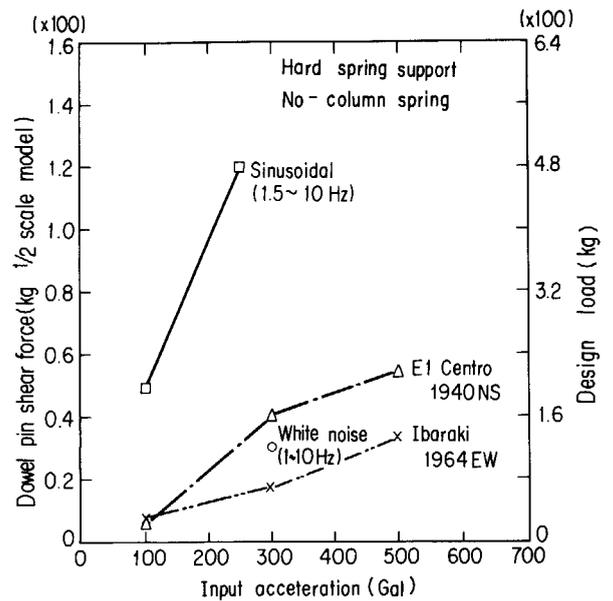


Fig. 8.2 Dowel pin shear force vs. input acceleration.

9. 結 論

ブロック型燃料から構成された多目的高温ガス実験炉の炉心を垂直面で1層取り出したコラム群、すなわち炉心コラム12列と側方固定反射体コラム2列の計14列の垂直2次元炉心模型による耐震試験を実施して、コラムの変位特性、衝撃加速度特性、側方支持反力特性、ダウエル反力特性を明らかにして炉心耐震設計資料を得るとともに、炉心の地震シミュレーション解析を行い、計算値と実験値を比較して解析法と計算プログラムの妥当性を明らかにし、解析法と計算プログラムの開発に役立つ資料を得ることができた。耐震試験と解析によって得られた結果は次のように要約できる。

- (1) 炉心黒鉛ブロックの反発係数は0.3~0.5であり、衝突の際の接触時間は0.6~0.68 msecである。
- (2) 炉心の主共振振動数は2~4Hz(実際の炉心では1.4~2.8Hz)である。この振動数よりも高い振動数において分数調波振動が発生する。
- (3) 側方支持剛性が低下するに従って炉心の主共振振動数は低下する。
- (4) 側方支持剛性が低下するに従って炉心の応答変位量は増加する。これは、側方支持剛性の低下に従って側方固定ブロックの応答変位量が増加するからである。これから、炉心への制御棒の挿入性を悪くしないためには、側方支持剛性を剛にする方がよいことがわかる。
- (5) 側方支持剛性の低下に従って側方支持反力は低下するが、本試験のように側方支持剛性が弱の場合、支持ばねは2段ばねを採用し、第1段目と第2段目のばね定数が極端に変化するような構造では、支持反力が上昇することがある。しかし、ばね定数が極端に変化しない程度の2段ばねの採用あるいは2段ばねを必要としない程度でしかも側方支持剛性を低くすることによって、支持反力を低下させるような、炉心に最適な側方支持剛性が存在する。
- (6) 炉心の変位は左右対称形となる。炉心中央付近のコラムの変位は炉心周辺のものよりもわずかに大きい。
- (7) 炉心中央付近のコラムの衝撃加速度は炉心周辺のものよりも小さい。
- (8) 加振加速度の増加に従って変位、衝撃加速度、側方支持反力が増加するとともに主共振振動数が上昇し、ガタ系構造物特有のハードスプリング特性を示す。
- (9) 衝撃加速度と側方支持反力は同一傾向を示しており、側方支持反力のピークは炉心周辺コラムのブロックと側方固定コラムのブロックの衝突に起因するものと考えられる。
- (10) 加振加速度の増加に従ってダウエル反力は増加するとともに主共振振動数も上昇する。ダウエル反力と衝撃加速度の主共振振動数は同一であり、ダウエル反力のピークはブロックの水平衝突に起因するものと考えられる。ダウエル反力特性はブロックの衝撃特性と類似していることから、側方支持反力を最小にする側方支持剛性がダウエル反力も最小にするものと考えられる。
- (11) 炉心上下間のガス圧力差によるコラム上方からの圧縮力は、炉心の変位量および側方支持反力を減少させるとともに主共振振動数を上昇させる。これは、ガス圧力差によって炉心ブロック上下間の摩擦力を増加させる結果と考えられる。
- (12) 炉心コラム上端のブロック間ギャップが増加すると、炉心の変位量は増加し、特に、コラム上端において増加する。しかし、側方支持反力の増加はわずかであり、また、衝撃加速度の変化もわずかである。
- (13) 炉心の等価減衰比は4~10%と低い。この値は炉心コラムの変位量が小さい場合の値と考えられる。
- (14) 炉心ブロックの衝撃加速度波形から、衝突の際の接触時間を求めると0.9~2 msecであり、反発試験の場合の0.6~0.68 msecと同じオーダーである。
- (15) 地震波などのランダム波入力による場合、側方支持反力は正弦波入力の60%以下であり、ダウエル反力は30%程度である。
- (16) 炉心の地震シミュレーション解析を行い、炉心の変位、側方支持力、ダウエル荷重について、計算値と実験値は良く一致した。本解析に使用した解析法の妥当性を明らかにすることができた。

謝 辞

本研究の耐震試験は日本原子力研究所が計画し、委託研究契約に基づき三菱重工業株式会社において実施した。試験模型の製作と耐震試験を担当した三菱重工業株式会社の関係者の方々に深く感謝します。本研究に際してご

支援をいただいた動力炉開発・安全性研究管理部 青地哲男部長及び本報告書をまとめるに際してご援助いただいた動力炉開発・安全性研究管理部 原 昌雄次長に深く感謝します。

参 考 文 献

- 1) 幾島 毅他：“ブロック型燃料高温ガス炉炉心の地震応答特性(I), コラムの振動実験”, 日本原子力学会誌, **22**, 15 (1980).
- 2) 幾島 毅, 石塚 宏：“高温ガス炉炉心の1コラム模型による耐震試験と解析”, JAERI-M 9265(1981).
- 3) 幾島 毅, 本間敏秋：“1領域炉心模型による高温ガス炉炉心耐震試験と解析”, JAERI-M 9199(1980).
- 4) Ikushima, T. and Honma, T.: “Seismic Response of High Temperature Gas-cooled Reactor Core with Block-type Fuel(II), Three-dimensional Vibration Characteristics of Stacked Block Column”, J. Nucl. Sci. Technol. (Tokyo), **17**, 655 (1980).
- 5) Ikushima, T. and Nakazawa, T.: “A Seismic Analysis Method for a Block Column Gas-cooled Reactor Core”, Nucl. Eng. Des. **55**, 331 (1980).
- 6) Ikushima, T.: “SONATINA-1, A Computer Program for Seismic Response Analysis of Column in HTGR Core”, JAERI-M 9165 (1979).
- 7) 武藤 清他：“HTGR (高温ガス炉)炉心垂直断面モデル衝突実験とそのシミュレーション”, 日本原子力学会誌, **19**, 853 (1977).
- 8) Olsen, B. E., Neylan, A. J. and Gorcholt, W.: “Seismic Test on a One-fifth Scale HTGR Core Model”, Nucl. Eng. Des. **36**, 355 (1976).
- 9) Olsen, B. E. et al.: “Core Seismic Methods Verification Method”, GA -A- 14812 (1979).
- 10) Ikushima, T.: “SONATINA-2V, A Computer Program for Seismic Analysis of Two-dimensional Vertical Slice HTGR Core”, JAERI-1279 (1982).
- 11) Ikushima, T. and Honma, T.: “Seismic Response of High Temperature Gas-cooled Reactor Core with Block-type Fuel(III), Vibration Experiment of Two-dimensional Vertical Slice Core Model”, J. Nucl. Sci. Technol. (Tokyo), **18**, 514 (1981).
- 12) 幾島 毅：“ブロック状燃料高温ガス炉炉心耐震研究(第2報, コラム群の二次元振動解析法)”, 日本機械学会誌, 48-426, 229 (1982).
- 13) Ikushima, T.: “Aseismic Study of High Temperature Gas-cooled Reactor Core with Block-type Fuel (2nd Report, An Analytical Method of Two-dimensional Vibration of Interacting Columns)”, Bulletin of JSME 208 **16**(1982).
- 14) Ikushima, T., Honma, T. and Ishizuka, H.: “Seismic Research on Block-type HTGR Core”, Nucl. Eng. Des. **70**, 194 (1982).