

R. C. 超高煙突の弾塑性応答に関する研究 (第2報)

— 模型振動実験 —

表 佑太郎
武 田 寿 一

Non-linear Earthquake Response Study on Tall Reinforced Concrete Chimney (Part 2)

—Model Vibration Tests by Earthquake Simulator—

Yutaro Omote
Toshikazu Takeda

Abstract

The authors have already reported on an analytical method for the non-linear responses of reinforced concrete (RC) chimneys (Part 1). In order to examine the propriety of the analysis method, this report (Part 2) presents the results of model vibration tests of RC chimneys by an earthquake simulator and discusses the simulation analysis and the experimental results. As these test results are in good coincidence with the analysis, the authors are convinced that application of the sub-element method at the non-linear stage under proper assumption of the value of damping can be expected to produce good predictions of actual response behaviors of RC chimneys subjected to strong earthquake motions.

概 要

本報告は R. C. 造模型煙突を用いて行った各種の実験のうち、特に振動実験とその解析について述べたものである。実験を解析した結果、第1報で示した弾塑性応答解析法のうち、分割断面のモーメント～曲率に関する復元力特性を修正し応答計算を行う場合の減衰として内外減衰系を用い、弾性時に対して1次、2次減衰とも等しく2～4%を仮定すれば、弾塑性域にわたってかなり良く実験値と解析値が近似することを示すと共に、振動実験における両者の近似度を判断する方法についての一提案を行なったものである。

1. 序

現在 R. C. 造煙突の設計は剛性に対しては弾性計算で行い、断面配筋に対してはコンクリートのひびわれを無視しているのが実状であるが、実際に強震時にはコンクリートにひびわれが入り、場合によっては倒壊にまで至ることは過去の震害例¹⁾をみても十分予想されることである。本研究は、鉄筋コンクリート造煙突の地震時における応答性状をできるだけ適確に評価し、安全かつ経済的な設計の一助となることを目的としたもので、第1報²⁾および関連論文^{3),4)}で弾塑性応答解析法について紹介してきた。しかし、それらの中で再三にわたり述べたように、そこで示した弾塑性々状の扱い方はあくまでも計算上の仮定であって、はたして実状に見合ったものであるかどうかは、煙突に限らず構造物の弾塑性解析を進める上では最も重要な問題であ

り何らかの裏付けが必要である。そのためには、既応の解析的研究や実験例を参考にするのが一番手取り早いのが、現在までに発表されている R. C. 造煙突についての研究は熱応力の問題⁵⁾は別として、地震応答解析についてはすべて弾性範囲内であり^{6),7)}、また実験的にも実存煙突に対して、固有周期、モード、減衰などを調べた微入力弾性範囲内の実験例が数例あるだけで⁸⁾、破壊にまで至る実験は模型実験も含めて皆無である。そこで前報告で提案した弾塑性応答解析法の妥当性を検討し同時にひびわれ以後の応答性状を調べるために模型実験を行ったので、ここではその結果のうち主に振動実験とその解析について述べ今後の検討資料とした。

2. 試験体と実験方法

2.1. 試験体概要

実験に用いた試験体は図-1のような R.C. 造模型煙突で、概略は下記の通りである。

- (1) 寸法；全高3m 頂部外径18cm, 肉厚2.5cm
底部外径28cm, 肉厚2.5cm
筒身勾配比 1/60
- (2) 配筋；主筋4φ-16 (シングル等分布)
底部での全鉄筋比=1.04 (%)
補強筋 1.6φ-@40 補強筋比0.2 (%)
- (3) コンクリート；最大粒形2.5mm 川砂モルタル
- (4) 質点系置換；鋼製円環による4質点系 (図-1)
頂部円環 (150kg) その他 (300kg)
(付加重量0.4t/m に相当する)
底部軸力 $\sigma_N=5.75 \text{ kg/cm}^2$

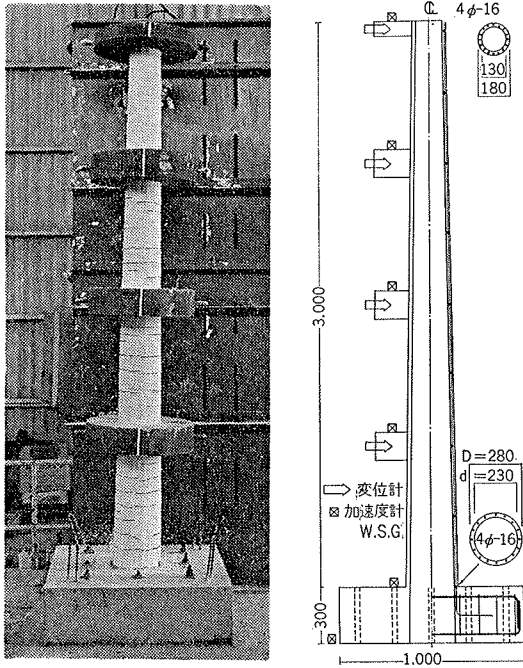


図-1 模型煙突

2.2. 材料の力学的性質

試験体に用いた主筋(4φ焼き鈍し鉄線)およびモルタルの力学的性質は下記の通りである。

試験体*		$E(\times 10^6 \text{ kg/cm}^2)$	$\sigma_y(\text{kg/cm}^2)$	$\sigma_{\text{max}}(\text{kg/cm}^2)$
鉄筋	CSF, CSR-1	1.75	2174.	3289.
	CSR-2,3	1.58	2715.	3707.
試験体*		$E(\times 10^6 \text{ kg/cm}^2)$	$\sigma_{\text{max}}(\text{kg/cm}^2)$	$\cot(\text{kg/cm}^2)$
モルタル	CSF	1.34	292	16.3
	CSR-1	1.77	259	16.4
	CSR-2	1.80	445	22.4
	CSR-3	1.90	337	25.7

表-1 材料の性質 (※表-2 参照)

2.3. 模型則

本実験を解析する上では模型則そのものを特に問題とする必要はないが、模型と実物とが大略どのような

対応にあるかを念頭に置いて実験を行なうことは必要なことである。

今、この模型が実物に対して長さの縮尺率で $1/\mu$ になっていると考え、2.1.項(4)で示したように μ^2 の付加重量があるとするれば

$$\text{固有周期 } T_m = T_p / \sqrt{\mu} \text{ (sec)} \quad (m; \text{模型}, p; \text{実大})$$

$$\text{降伏モーメント } yM_m = yM_p / \mu^3 \text{ (t}\cdot\text{m)}$$

$$\text{軸方向応力度 } N\sigma_m = N\sigma_p \text{ (kg/cm}^2)$$

$$\text{ライニング重量 } w_m = w_p / \mu \text{ (t/m)}$$

となる。

本模型の場合は $T_m \doteq 0.24 \text{ (sec)}$,
 $yM_m \doteq 60 \text{ (t}\cdot\text{cm)}$ $N\sigma_m \doteq 5.75 \text{ (kg/cm}^2)$,
 $w_m \doteq 0.4 \text{ (t/m)}$ である。

長さの縮尺率 $\mu=12$ とすれば

$$T_p \doteq 0.83 \text{ (sec)}, yM_p \doteq 1040 \text{ (t}\cdot\text{m)},$$

$$N\sigma_p \doteq 5.75 \text{ (kg/cm}^2), w_p \doteq 4.8 \text{ (t/m)} \text{ となり,}$$

スティールライニングを用いた 40m クラスの煙突に相当することになる。

そこでこの模型を用いて、あとで述べる振動実験を行う場合には、入力地震波の時間軸を $1/\sqrt{\mu}$ に縮めて実記録を入力すれば、40m級の煙突が実地動を受けた場合と比較して

加速度 $\ddot{Y}_m = \ddot{Y}_p$, 速度 $\dot{Y}_m = \dot{Y}_p / \sqrt{\mu}$, 変位 $Y_m = Y_p / \mu$ の対応で実物実験を行ったのと同じの意味をもつことになるが、振動台の能力と入力波のスペクトルを検討した結果、ここでは模型を確実に破壊させるためと、ある程度長周期成分の地動を実存煙突が受けた場合のことも想定して実時間記録波を入力し、実験で得られた地動に対する応答解析を主眼とした。

2.4. 実験方法

試験体は総計4体で、1体を静加力実験に、3体を振動実験に用いた。各試験体の実験項目の概略を表-2に示した。(詳細は文献(9), 参照)

尚、振動実験で用いた振動台は、当社の保有の電気油圧式大型振動台である¹⁰⁾。

試験体名	実験項目	記号	実験方法
CSF	静加力 自由振動	S	頂部水平繰返し荷重
		F	S実験中に強制変位を解除して行う
CSR	自由振動 定常微振動 ランダム振動	F	頂部極微小入力
		S	正弦波微小入力0.5~50Hz
		R	下記入力波を入力レベルを変えて数回繰返す

CSR-1 El Centro 1940 NS波 (R-1~R-5)

CSR-2 十勝沖 1968 八戸湾港 NS波 (R-1~R-2)

CSR-3 正弦波大入力(3.0Hz; R-1) (1.5Hz; R-2.3)

表-2 実験項目

3. 実験結果と解析

表一2に示したように4体の試験体それぞれについて行った各種の実験結果を主に以下の項目について検討した。

- (1) 各破壊段階での1次固有周期の弾性時に対する割合(固有周期の伸び)と変形との関係
- (2) 1次固有周期の伸び, または変形と1次減衰定数との関係
- (3) 塑性域を含めて高次周期と高次減衰の関係, および1次減衰と高次減衰の関係
- (4) 塑性域にわたる固有振動モードおよびランダム応答中における変位振動形について
- (5) 静加力実験における破壊性状ならびに荷重～変形との関係と解析結果との比較検討
- (6) 弾塑性域にわたるランダム応答と弾塑性地震応答解析結果との比較検討

このうち(4)を除いて(1)～(5)までは参考文献(9)にその一部を報告し, その後更に検討した結果, すべての試験体について同様の傾向がみとめられたのでここでは省略して, 以下には(6)の応答解析について示すこととした。

3.1. ランダム応答解析

一般に R. C. 構造物の弾塑性域にわたる振動実験を解析する時には主に以下の点に主眼がおかれる。

- (1) 解析上のモデル化と弾性剛性の評価はよいか?
- (2) ひびわれ点, 降伏点などを規定するスケルトンカーブの設定は妥当か?
- (3) 仮定した復元力特性(ループ形状)はよいか?
- (4) 減衰はどう扱ったらよいか?
- (5) 数値計算上の問題点はないか?

以上の点について十分吟味しながら実験と解析を行い, 実験結果がある程度計算上でも追跡できれば, R. C. 構造物の強震時における挙動を弾塑性応答解析として扱う場合の一つの目安となり, また, 振動実験結果そのものの精度も考慮すれば, 必ずしも完全な一致をみなくても, 基本的に重要な点さえ抑えられればそれなりの価値があると考えてよい。

そこで今回行った R. C. 煙突模型の振動応答解析に対しては主に上記の各項目に解析の主眼をおいて検討し第1報で述べた弾塑性応答解析法の妥当性について考察したものである。

(尚, 本報告で以下に示したのは3体ある振動実験のうち, 八戸入力による CSR-2 の場合についてである)

3.2. 解析上の仮定

- (1) 計算上のモデルは試験体と同様4質点系とした。
- (2) 弾塑性々状を決定する各断面のモーメント～曲率の算定は, 表一1の材料試験結果を用いて第1報の算定方法に従った。
- (3) モーメント～曲率の履歴形状は第1報を修正して通称“武田ループ¹¹⁾”と呼ばれる TRI-3型⁹⁾とした。
- (4) 試験体 CSR-2 の解析対象入力波は表一2中に示した R-1, R-2 を二波連続して解析し, R-2 入力時の初期条件は, 地動加速度, 応答加速度, 速度を零として, R-1 終了時の残留変位, 剛性, および M～φ 関係はそのまま R-2 へ継続した。
- (5) 振動方程式での減衰項の扱いは第1報を修正して, 内外減衰を考慮した次式によった。

$$[M]\{\Delta \ddot{Y}\} + (C_e[M] + C_i[K])\{\Delta \dot{Y}\} + [K]\{\Delta Y\} = -[M]\{\ddot{y}_0\} \quad \dots\dots\dots(1)$$

ここに C_e は外部減衰係数, C_i は内部減衰係数で C_i にかかる剛性マトリックス $[K]$ は塑性域に入った後は修正した $[K]$ を用いるものと仮定した☆。また, C_e, C_i は R-1, R-2 に共通な弾性時の定数とした。

3.3. 入力波

本報告に示した CSR-2 試験体の入力波は 1968 年十勝沖地震の際, 八戸港湾で記録された NS 方向波で東工大, 小林研究室でデジタル化されたものである。

図一2にこの原記録波形と, 振動台上での記録波形を示し, 図一3に両者の加速度応答スペクトルを示した。(継続時間は主要部分の約25秒間とした)

CSR-2 試験体は参考文献(9)に示した CSR-1 試験体とは異なり, 処女試験体から一気に大入力により降伏させることを目的としたので, 第1回目の R-1 で振動台上加速度 823GAL で脚部鉄筋が降伏した。その後更に入力レベルを若干あげて R-2 を行い振動台加速度 993GAL を記録した。

☆ 式(1)の減衰項に含まれる $[K]$ の扱いは(i)塑性に入っても弾性剛性を用いる場合と (ii)塑性時剛性を用いる場合があり定説はない。前者の場合は塑性時でも速度に比例する減衰は一定であるが, 後者の場合は $C_i [K]$ が減少することになる。但し, みかけ上は外部減衰項の占める割合が増大し, またここで用いたようにエネルギー吸収の可能な履歴形を使う場合には, 大きく塑性に入ると実際は速度に比例する減衰項の応答に及ぼす影響は少ないと考えてよい。

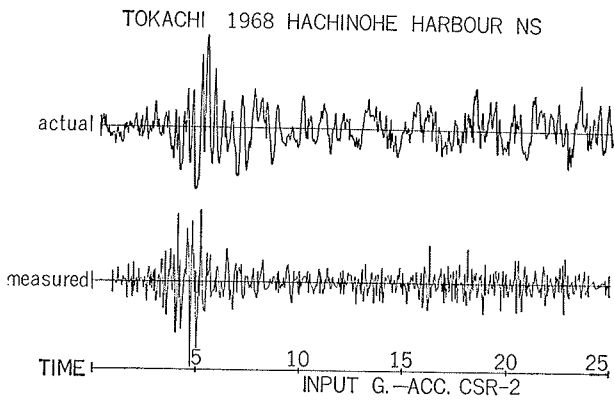


図-2 入力波形

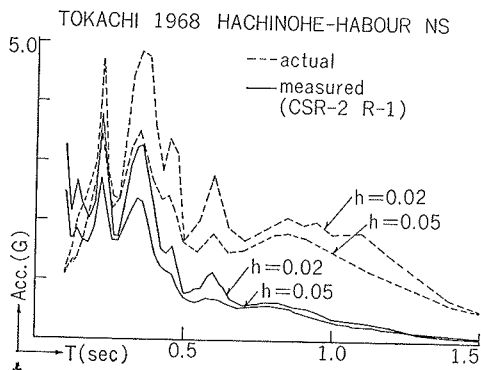


図-3 加速度応答スペクトル

3.4. 応答解析結果

3.2. 節の解析仮定にもとづいて減衰項のみを表-3のように種々変化させて計7CASEの解析を行った。解析結果のうち各質点での応答加速度、変位の最大応答値を、実験結果とあわせて表-3に示してこのうち代表的なCASE-1, 2の第4質点応答変位の波形を実験波形と比較して図-4に示した。

3.5. 応答結果の検討

一般的には R. C. 構造物模型の弾塑性域にわたる振動実験結果に対して応答シミュレーションを行うことはかなりむづかしいことである。その主な理由は、(1)コンクリートのひびわれと鉄筋の降伏という異なった性質があること、(2)鉄筋の付着に関する情報が適確に握めないこと、(3)塑性域にわたる減衰性能の評価がはっきりしないこと、などが考えられる。従ってどうしてもある実験対象に対して一つの応答解を求めるというその場限りの解析になりやすく、また場合によっては数多くのシミュレーション解析を行った中から適当に実験値と合致する解を見つけ出す思考錯誤的方法が普通である。しかし逆に考えれば、何を判断の基準として合致しているかいないかを定める方法は、例えば応答最大値のみに着目したり、実験の波と解析の波を重ねてみて視覚にたよった主観的見方で判断する場合

が多く、かなりあいまいな所がある。そこで少しでも定量的に実験波と解析波の比較を行う方法の一案として、本実験の解析例を基にして検討してみた。

まず応答シミュレーションを行う場合普通問題にするのは、(1)応答最大値の比較、(2)波の周期性、(3)変形の流れと残留変位、(4)全体的な波形の感じなどである。

このうち(1)については表-3で実験値と解析値の比をとれば明確であるから(2)、(3)、(4)について考える。

図-5のように、比較する二つの波のそれぞれ対応する山ごとに順番に番号をつけ、それぞれの全振幅(A) 零線より上(正側)の振幅(+a)、下(負側)の振幅(-a)、次の山までの距離(T) (周期に相当する)を波形の最初から終りまで読み取り、これを平面上にプロットしてグラフ化することを試みた。

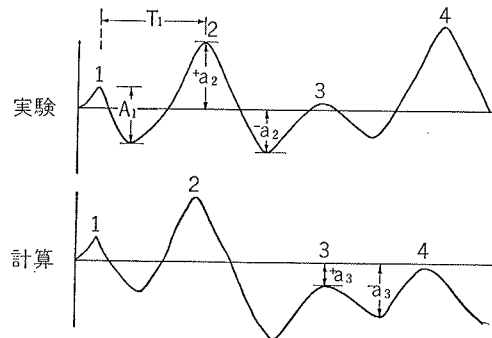


図-5 波形解析法

今、例題として図-4のR-1の場合について実験値とCASE-1計算値の比較を行った結果が図-6, 7である。図-6は横軸に計算値、縦軸に実験値をとり、第1象限は全振幅(A)について、第3象限は周期(T)について示したものである。従って45°線上は実験値と計算値が全く一致していることになり、その両側の二本線に挟まれている区間が誤差範囲内と考えた。

図-7は同様にして第1, 第4象限で(+a)振幅を、第2, 第3象限で(-a)振幅をあらわしている。

このような表現方法をとると、この二つの図から、(1)全振幅(A)、波の周期性(T)はかなり良く一致していること、(2)計算値の変形は実験値にくらべて負側に流れていること、(3)波の卓越周期は0.3~0.6secまで移動していることなどがわかり、ただ漠然と波形をながめているよりは、良否を判断するときの一つの目安になると考える。

以上のまとめ方を各CASEについて行い、例えば誤差範囲にない点の数を不合格率として全体を整理すれば表-3で示した減衰の差による応答傾向が更に一層はっきりする。

	減衰	RuN	応答最大変位(cm)				応答最大加速度(gal)			
			Y ₄	Y ₃	Y ₂	Y ₁	ÿ ₄	ÿ ₃	ÿ ₂	ÿ ₁
実験値	(ÿ ₀ =823 GAL) (ÿ ₀ =993 GAL)	R-1	4.194	3.150	1.800	0.885	1225	731	539	744
		R-2	5.418	4.451	2.422	1.112	2177	794	—	—
CASE-1	内部・外部 h ₁ =h ₂ =0.02	R-1	4.532	3.145	1.822	0.634	1557	682	1056	1104
		R-2	6.044	3.860	2.212	0.747	2508	1112	1648	1815
CASE-2	内部・外部 h ₁ =0.02 h ₂ =0.05	R-1	5.053	3.505	2.020	0.699	1442	562	978	963
		R-2	7.041	4.557	2.329	0.739	2011	806	1373	1346
CASE-3	内部のみ h ₁ =0.02	R-1	5.535	3.826	2.182	0.751	1295	492	902	922
		R-2	7.812	5.191	2.752	0.848	2199	661	1401	1336
CASE-4	外部のみ h ₁ =0.02	R-1	4.531	3.116	1.826	0.671	1845	1115	1451	1667
		R-2	8.793	5.324	2.108	0.880	2900	1687	2032	2546
CASE-5	内部・外部 h ₁ =h ₂ =0.04	R-1	4.203	2.915	1.677	0.629	1395	602	933	951
		R-2	4.901	3.460	2.335	0.957	2200	678	1513	1275
CASE-6	内部・外部 h ₁ =0.04 h ₂ =0.10	R-1	4.101	2.853	1.659	0.593	1256	496	853	909
		R-2	5.989	4.335	2.715	0.990	1654	650	1128	1584
CASE-7	内部のみ h ₁ =0.04	R-1	5.065	3.543	2.074	0.749	1077	481	748	859
		R-2	9.260	6.153	3.110	0.855	1697	532	1079	1191

表-3 応答最大値比較

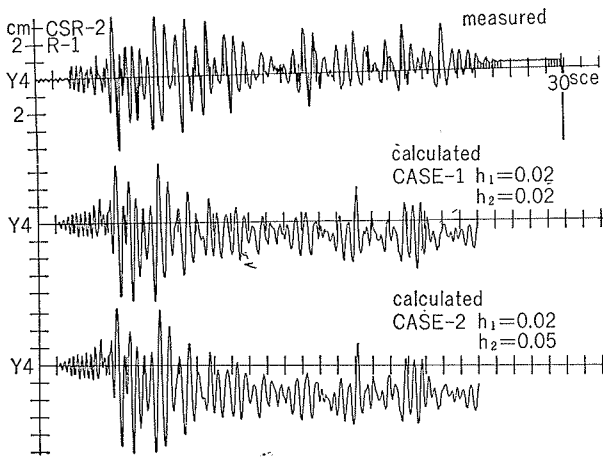


図-4 (a) 実験波と解析波 (R-1Y4)

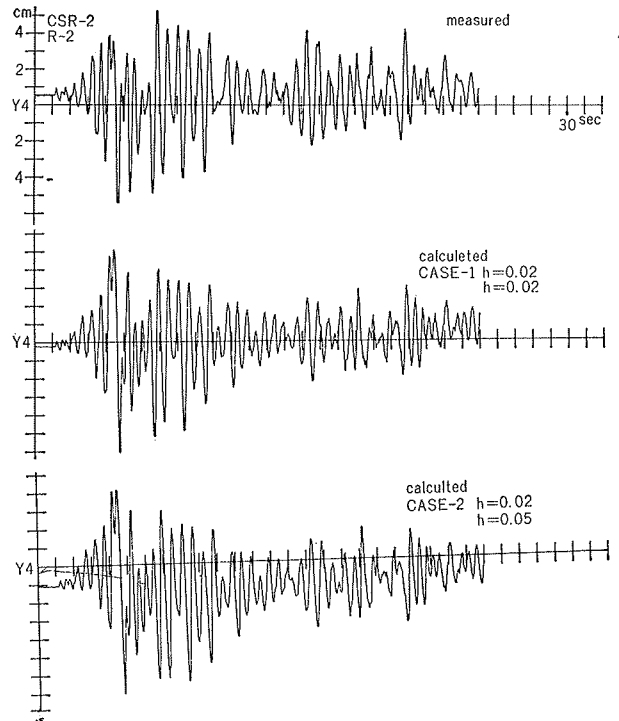


図-4 (b) 実験波と解析波 (R-2Y4)

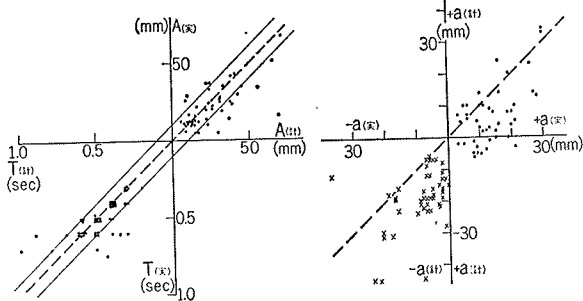


図-6

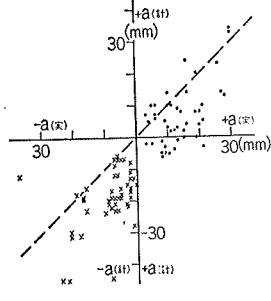


図-7

4. 結び

本報告で示した R.C. 造模型煙突の振動実験とその解析結果をまとめると以下ようになる。

- (i) R.C. 造煙突の弾塑性剛性の評価は第1報の分割法を用い、分割断面のM-φ履歴特性に“武田ループ”を用いれば実験値をほぼ満足する解析ができる。
- (ii) その時用いる減衰は内外減衰系とし、1次、2次

減衰共に等しく弾性に対して2~4%を与えれば比較的良好な応答結果が得られる。

- (iii) 実験値と解析値の波形近似度の判断基準の1例として3.5項に示した方法によれば定量的に良否を判断することができる。

謝辞 本研究を進めるにあたり、貴重な御助言をいただきました東京大学梅村教授、青山助教授に深く感謝いたします。

参考文献

- 1) 「昭和23年福井地震 震害調査報告」 1950 北陸
震災調査特別委員会
- 2) 武田・表 「同題(第1報)」 1972 大林組技研報
No. 6
- 3) 表・武田 「同題(第1報)」 昭46建論報号外
- 4) 表・武田 「同題(第2報)」 昭47建・関東支部42
回
- 5) H. J. Brettle 「Theory and ultimate strength de-
sign of reinforced concrete chimneys」 1971 UNI-
CIV REPORT NO. R-61
- 6) 武藤・津川他 「鉄筋コンクリート造煙突の地震応
答解析」 昭41建・関東支部37回 他関連論文
- 7) 武藤・内田他 「偏微分方程式による塔状構造物の
振動解析法」 昭41建論報号外 他関連論文
- 8) 武藤・小山他 「R. C. 煙突の振動実験」 昭47建 大
会
- 9) 表・武田 「同題 (第5報, 第6報)」 昭48建・関
東支部43回
- 10) 角田 「地震振動台による模型実験と当研究所振動
台について」 昭1966大林組技研報 No. 1
- 11) T. Takeda 他 「Reinforced concrete response to
simulated earthquake」 1970・12 A.S. C. E.