

有限要素法によるアンボンドブレースの弾塑性挙動解析と 実験結果との比較

ANALYTICAL STUDY BY FINITE ELEMENT METHOD AND COMPARISON WITH EXPERIMENT RESULTS CONCERNING BUCKLING-RESTRAINED UNBONDED BRACES.

佐伯 英一郎*, 岩松 浩一**, 和田 章***

Eiichiro SAEKI, Kouichi IWAMATU and Akira WADA

It became possible to predict and trace elasto-plastic behaviors of unbonded braces by the finite elements method taking the material and geometrical non-linearity into consideration in which unbonding effect was modeled by "tying method". (1) Regarding the relationship of the load and the axial displacement and of the load and the horizontal displacement, there is good agreements between analytical and experimental results in the characteristics of hysteresis curves, although analytical values give larger values than experimental values because ① Bauschinger's effect of steel was disregarded, ② stiffness of mortar after the occurrence of cracking was evaluated on the stiffer side, ③ local fracture of end mortar was disregarded, and ④ steel's yield point after large cyclic strain was evaluated on the high side in the mixed hardening rule of steel material. (2) There is good agreement between analytical and experimental results regarding the characteristics in stress and strain distribution and hysteresis characteristics of core steel plates.

Keywords : unbond, brace, finite element method, non-linear, hysteresis characteristics
アンボンド, ブレース, 有限要素法, 非線形, 復元力特性

1. まえがき

「ブレース」は建築構造物の耐震要素として効果的であり、低層から高層建築物まで幅広く使用されている。しかしながらブレースは圧縮力が作用すると座屈現象を起こし耐力低下を生じる欠点がある。これは設計時の断面算定が複雑になるだけでなく、建築物の剛性と耐力をコントロールすることが困難となり耐震設計に多くの労力を必要とする。加えて、耐力低下を起こす部材に地震エネルギー吸収を期待する事は設計上困難なことが多い。筆者らはこれらの欠点を解決するブレースとして、芯材を座屈拘束した「アンボンドブレース」を提案し、現在多くの建築物に使用されている。

近年建築物が大型化、高機能化、複雑化する中で、アンボンドブレースの利用のされ方も単に耐震要素という受動的な使用方法ではなく、むしろ積極的に振動性状をコ

ントロールするためのツールとして使用されている。従って従来以上の精緻な挙動の分析と安全性の確認が必要となり、特に芯材の塑性歪みの分布及び累積量の研究が必要となってきた。このような背景の中で、大型実大のアンボンドブレースの加力実験を実施し、復元力特性に関する小型モデルとの相違点の有無及びブレースに作用するモーメントの影響等について分析を試みた(文献18)。

本研究はこの実大実験結果と有限要素法による解析結果の比較検討を行うことにより、

(1) アンボンドブレースの実挙動が解析的に再現できる数値解析モデルの提案及び(2) 数値解析によるアンボンドブレースの弾塑性挙動の分析、を目的とする。

* 新日本製鉄株式会社建築事業部 室長・工修
** 日鉄プラント設計株式会社 C.A.グループ
*** 東京工業大学 教授・工博

Nippon Steel Corporation, M. Eng.
Nittetsu Plant Designing Corporation
Prof., Tokyo Institute of Technology, Dr. Eng.

2. アンボンドプレースの概要と既往の研究

2-1 アンボンドプレースの概要

アンボンドプレースとは、軸方向力を伝達する鋼板（以下、芯材と称す）を鋼管とモルタルによって拘束することによって座屈を起こさないようにしたプレースである（図2-1参照）。鋼管とモルタルに軸力を伝えないことと、ポアソン比による影響を排除するために、モルタルと芯材の間には、摩擦力の発生を防止するために特殊な緩衝材（以下、アンボンド材と称す）を用いている。この組み合わせにより、引張、圧縮加力共に安定した復元力特性を持つ耐震部材として利用できる。

アンボンドプレースには、芯材が平板断面、十字断面の2種類があり、それぞれ一タイプ、+タイプと称すことにする。試験体端部では芯プレースが露出しているが、一タイプの場合この部分の局部座屈を防止するために、芯プレースの両端での断面形状を十字型にし、鋼管にくい込ませている。この座屈止めが鋼管とモルタルに軸力を伝えないように、座屈止めの材軸方向の内側は発砲スチロールにより隙間を設けている。

2-2 実大実験の概要

実大実験は図2-2に示すような基本モデルと偏芯モデルの試験体を作成し、1000t構造物試験機を（写真2-1）を使用して交番繰り返し実験を行った。基本モデルは模型実験と実物大実験の相違点の確認を目的とし、全長モデルの載荷試験を実施した。偏芯モデル実験は荷重変形曲線に及ぼす曲げモーメントの影響を分析することを

目的とし、逆対象モーメントを想定して、長さ方向1/2モデルで両端を偏芯させた状態で載荷した。

2-3 既往の研究

藤本, 和田, 佐伯ら¹¹⁾は上述したアンボンドプレースの模型実験を行い、鋼管のオイラー座屈荷重が芯プレースの降伏耐力より大きければ製造上想定しうる初期たわみが存在しても全体座屈しない事及びプレース降伏後も耐力低下を起こさず安定した履歴性状が得られることを明らかにした。解析的には有限要素法を用いて、芯材と座屈拘束部材を梁要素に置換し、材軸に直行する方向の変位を一致させることによりアンボンド効果を再現できるモデルを提案している。

長尾, 高橋ら^{12), 13)}は角形鋼管プレースをパラフィンで絶縁し、鉄筋コンクリートで座屈拘束したプレースの研究を行っている。角形鋼管が十分な塑性変形能力を有するために必要なRC座屈拘束材の剛性或強度の必要条件を解析的に求め、実験結果と比較検討を行うことによりアンボンドプレースの設計法の提案を行っている。

安藤と高橋^{14), 15)}も座屈拘束部材としてRCを用いフラットバーの芯材にグリースを塗布することにより芯材をRCより絶縁したアンボンドプレースを考案し、RCの厚みや強度が座屈荷重に及ぼす影響について研究を行っている。解析的には非線形性を考慮した有限要素法を用

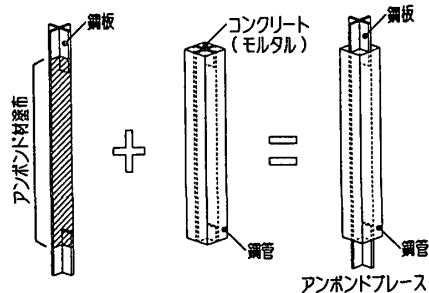
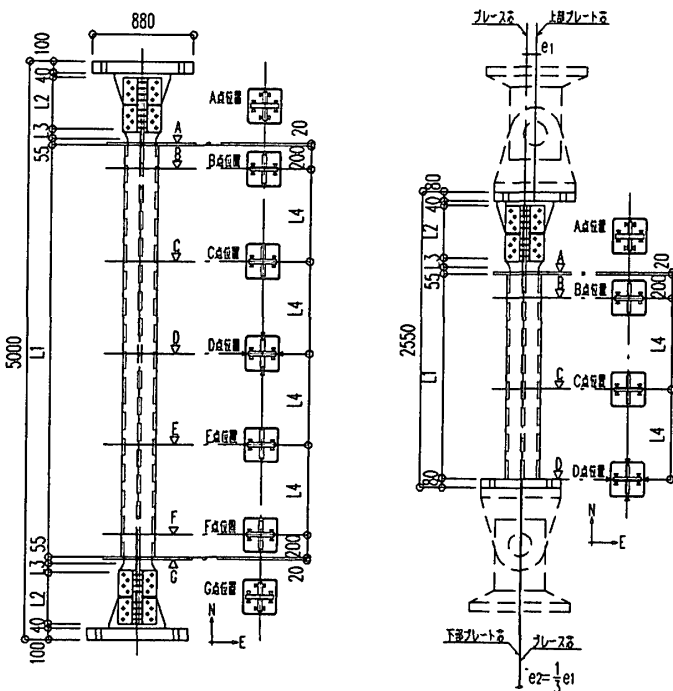


図2-1 アンボンドプレースの構成



(a) 基本モデル (b) 偏芯モデル

図2-2 実大実験の試験体

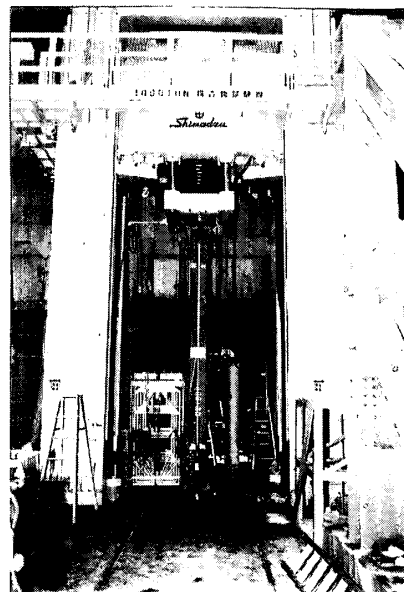


写真2-1 載荷装置

いて座屈挙動を分析することにより設計式の提案を行っている。

いずれの研究もプレースの全体座屈に関する研究でありプレース芯材と座屈拘束材の局所的な歪分布、応力分布及び累積塑性歪み等に関する研究は存在しない。

3. 解析方法

3-1 解析プログラム

解析には有限要素法による汎用非線形構造解析プログラムを使用し、その概要を以下に示す。

3-1-1 非線形方程式の解法

本解析は幾何学的及び材料的非線形性を考慮しており、非線形方程式の解法としてNewton-Raphson法を用いる。解の収束判定は残差力もしくは変位の変化量をもとに行い、インクリメント終了時に残る残差力は次のインクリメントでの荷重項に加える事により誤差の累積を防ぐ。

3-1-2 鋼材の材料特性

1) 応力・ひずみ関係

弾塑性材料の応力・ひずみ関係は相当塑性歪みを区分点として加工硬化係数を指定することで区分的に線形近似する。

2) 降伏条件

本解析では、金属材料で一般的に用いられるMisesの降伏条件を採用し、(1)式にその条件式を示す。

$$f = \sigma_{eq} - \bar{\sigma} = 0 \quad (1)$$

ここに、

σ_{eq} : 相当応力

$\bar{\sigma}$: 一軸引張降伏応力

3) 流れ則

(2)式に示すPrandtl-Reussの流れ則に従う。

$$d \epsilon_{ij}^p = d \epsilon_{eq}^p \frac{\partial \sigma_{eq}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (2)$$

ここに、

$d \epsilon_{ij}^p$: 塑性歪み増分

$d \epsilon_{eq}^p$: 相当塑性歪み増分

4) 加工硬化則

加工硬化則は降伏後の降伏曲面の動きを規定するもので、一般的に等方硬化則、移動硬化則および混合硬化則の3つの硬化則が用いられている。本解析で使用する混合硬化則は降伏曲面の膨張と中心の移動を同時に考えるもので繰り返し荷重において最も現実的な挙動を表現できる。

3-1-3 モルタルの材料特性

コンクリート、モルタルのような低張力材料をモデル化する場合、クラックや圧壊の取り扱いが重要となり、本研究では以下のような取り扱いを行う。(図4-2参照)

- 1) 要素の積分点における最大引張主応力がクラック発生応力より大きくなると、最大主応力方向に垂直にクラックが発生する。
- 2) 1つの積分点において3つの主応力方向にクラックの発生は可能である。
- 3) クラックの発生後は応力がゼロになるまで軟化する。
- 4) せん断力保持率によりクラック発生面におけるせん断力の伝達低下率を考慮する。
- 5) クラックは閉じる事が可能で、閉じた場合には応力の伝達機能は完全に回復する。
- 6) 圧縮側の応力・歪み関係は弾塑性材料と同様であり、圧縮降伏はMisesの降伏条件を採用する。
- 7) 圧縮力が大きくなり圧壊ひずみに達すると圧壊する。圧壊が発生すると剛性は完全にゼロとなる。

3-1-4 使用要素

本解析ではプレースの芯材にはシェル要素、鋼管及びモルタルにはソリッド要素を用いており、以下にその概要を述べる。(図3-1参照)

1) シェル要素

三次元全体座標系での変位 (u, v, w) と回転角 ($\theta_x, \theta_y, \theta_z$) を自由度として有する4節点の厚肉線形シェル要素である。変位および回転角には双1次の変位関数を用いられている。積分点の数は4である。板厚方向の積分はシンプソン則による。

2) ソリッド要素

8節点の立体要素で三次元全体座標系での変位 (u, v, w) を有する。変位関数は双1次、積分点の数は8である。

3-2 アンボンド効果のモデル化

芯材と座屈拘束材(鋼管、モルタル)は軸方向には独立して変形するものとし、軸方向と直行する方向(図3-2に示すW, W'方向)には「タイピング」により変位を一致させる事によりアンボンド効果をモデル化する。

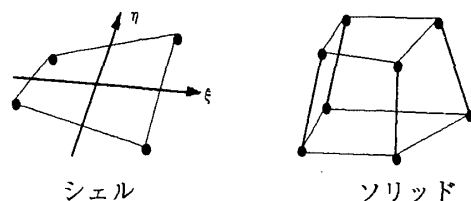


図3-1 要素形状

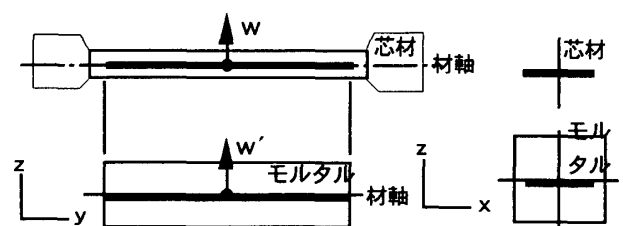


図3-2 タイピング

4. 構成材料のモデル化

4-1 芯材および鋼管

芯材および鋼管は図4-1に示すように、処女載荷時に発生する上下降伏点や降伏棚及びバウシinger効果を見逃したバイリニア型応力-ひずみ特性を有するものと仮定し、混合硬化則を用いてモデル化する。混合硬化則の移動勾配は正負両サイドに対称に増加する繰り返り荷重下において、引張、圧縮共に一定の応力 (σ_1) で降伏し、かつ降伏後の勾配が一定 (E_2) となるように与える。このモデル化は荷重が対称に増加する場合には上述したように σ_1 はほぼ一定となる。しかしそうでない場合、 σ_1 は変動するが鋼の特性を良く近似している。表4-1に材料試験より得られた解析用物性値を示す。

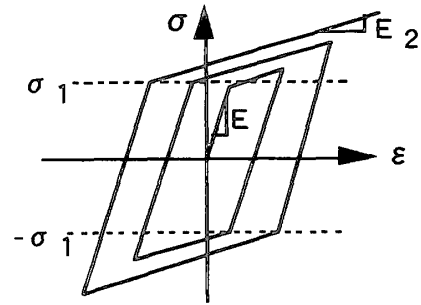


図4-1 鋼の応力歪み関係

表4-1 芯材の物性値

ヤング率 (E)	21000 kg/mm ²
降伏応力 (σ_1)	25 kg/mm ²
第二勾配 (E_2)	0.02E
加工硬化係数	428 kg/mm ²
移動勾配	350 kg/mm ²
ポアソン比	0.3

4-2 モルタル

モルタルは材料試験を参考に図4-2に示す材料特性を有するものと仮定する。材料は引張側で応力がクラック発生応力 ($\sigma_1 = 0.1 F_c$) に達するとクラックが発生しその後一定の勾配 (E_s) で応力がゼロになるまで軟化する。圧縮側では応力が降伏応力 ($\sigma_2 = 1/3 F_c$) に達すると降伏する。降伏後は一定の勾配 (E_2) で応力は増加し塑性ひずみが圧壊ひずみ ϵ_{crush} に達する (応力は F_c に達する) と圧壊し、剛性はゼロとなる。表4-2に材料試験より得られた解析用物性値を示す。

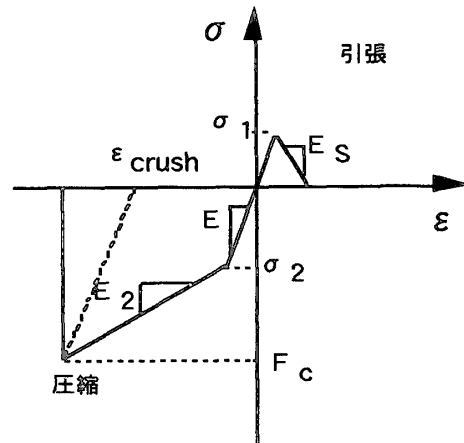


図4-2 モルタルの応力歪み関係

表4-2 モルタルの物性値

F_c	3kg/mm ²
クラック発生応力 (σ_1)	0.3kg/mm ²
降伏応力 (σ_2)	1 kg/mm ²
ヤング率 (E)	1500 kg/mm ²
第二勾配 (E_2)	706kg/mm ²
ソフトニング係数 (E_s)	5000 kg/mm ²
加工硬化係数	1333.3kg/mm ²
圧壊ひずみ (ϵ_{crush})	0.15%
ポアソン比	0.15
せん断力保持率	0.05

5. 解析の種類と解析モデル

文献18) に示す実験モデルを参考にして、「基本モデル」と「偏芯モデル」を解析する。

5-1 基本モデル

表5-1に示す二種類の基本モデルについて解析を行う。

5-1-1 メッシュ分割

図5-1にメッシュ分割図を示す。芯材はシェル要素、鋼管およびモルタルをソリッド要素でモデル化している。モデルは対称性を利用して実験の1/4モデルとした。要素数は400-36が678, 400+28が750である。節点数は400-36が971, 400+28が1043である。

5-1-2 境界条件

図5-1に境界条件を示す。タイニングはAB線上の節点とA'B'線上の節点のz方向の変位をタイニングする。

5-1-3 初期たわみ

芯材は初期たわみを考慮した形状とした。初期たわみは(3)式に示すようにサインカーブで与え、たわみの最大は中央で部材長の1000分の1とした。

$$e(y) = e_0 \sin(\pi y/L) \quad (3)$$

ここに、

e : たわみ量, e_0 : $L/1000$, L : 部材長, y : 部材端からの距離

5-1-4 荷重方法

図5-2に示す荷重パターンに従って芯材端部に強制変位を与える。図中の()内の数値は増分ステップ回数を示

表 5-1 解析モデル (基本モデル)

モデル名称	芯材		鋼管サイズ (mm)	L (mm)
	タイプ	サイズ (mm)		
400-36	-	36×250	□-300×300×6	4340
400+28	+	28×250	□-300×300×6	4140

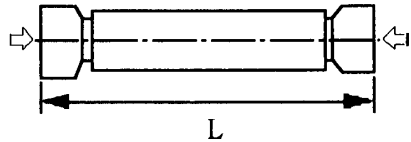
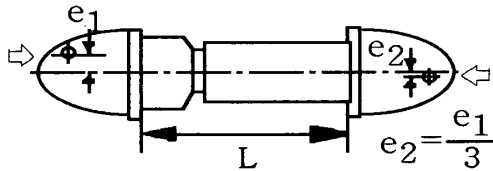


表 5-2 解析モデル (偏芯モデル)

モデル名称	芯材		鋼管サイズ (mm)	L (mm)	e1 (mm)
	タイプ	サイズ (mm)			
400-36E30	-	36×250	□-300×300×6	2170	30
400-36E80	-	36×250	□-300×300×6	2170	80
400+28E20	+	28×250	□-300×300×6	2070	20
400+28E50	+	28×250	□-300×300×6	2070	50



す。(実験の変形量は本図の値の2倍に相当する。)

5-2 偏芯モデル

表 5-2 に示す 4 種類の偏芯加力モデルについて解析を行う。

5-2-1 メッシュ分割

図 6-3 に示すように、芯材、鋼管およびモルタルは基本モデルと同様にシェル要素およびソリッド要素でモデル化する。対称性を考慮して実験の 1/2 モデルとした。(偏芯モデル実験は実ブレースの 1/2 モデルとしたため、本解析は実ブレースの 1/4 モデルといえる。) 荷重のためにとりつけられた両端のピン治具はシェル要素でモデル化し剛体 (芯材の 100 倍のヤング率) とする。要素数、節点数はそれぞれ 400-36E30, E80 が 704 と 967, 400+28E20, E50 が 734 と 997 である。

5-2-2 境界条件

境界条件を図 5-3 に示す。ピン A からピン B に向かう方

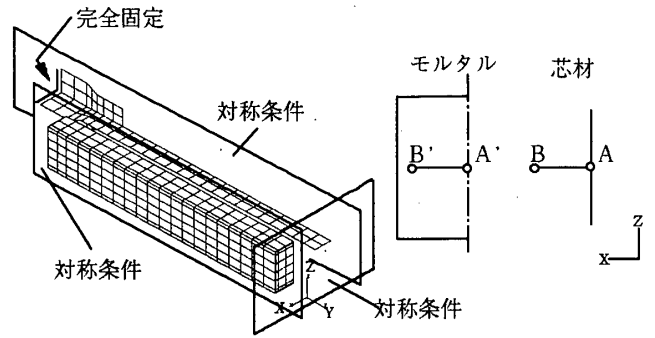


図 5-1 メッシュ分割図 (400-36) 及び境界条件

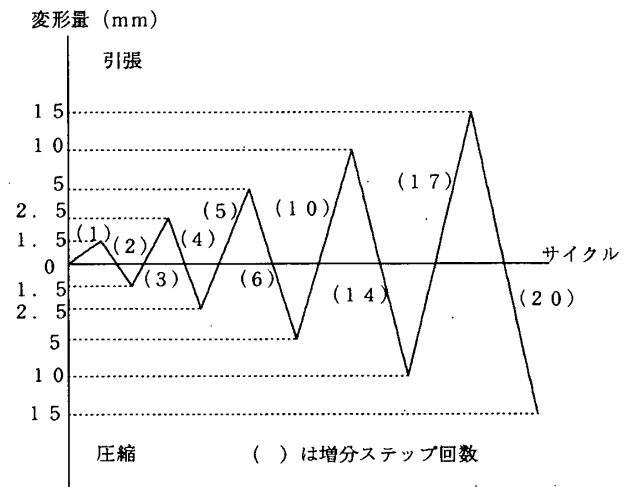


図 5-2 荷重パターン

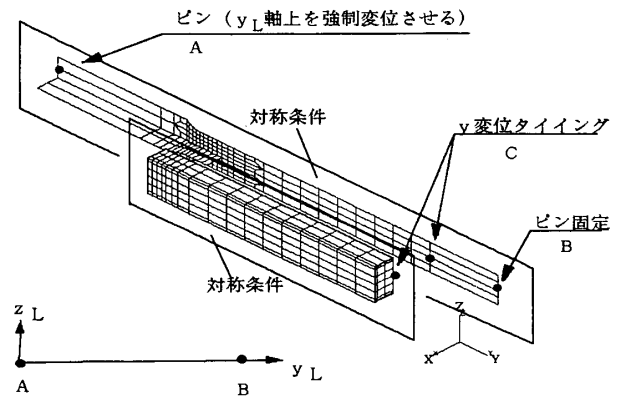
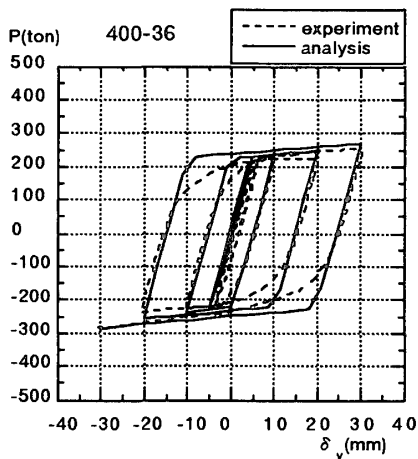


図 5-3 メッシュ分割図 (400-36E80) 及び境界条件

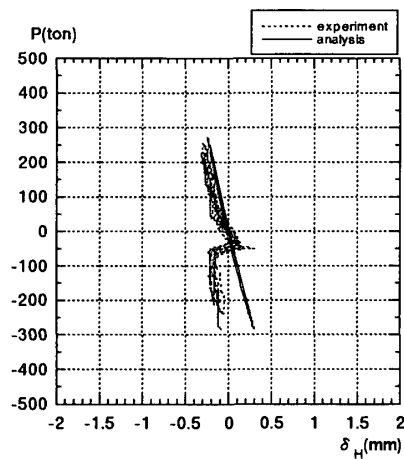
向を y_L とする局所座標を設定し、ピン A の z_L 方向の変位を拘束する。すなわち、ピン A は y_L 軸上を変位する。芯材とモルタルは前述の基本モデルと同様に z 方向についてタイニングを行い、同図に示す C 点は y 方向の変位もタイニングする。

5-2-3 荷重方法

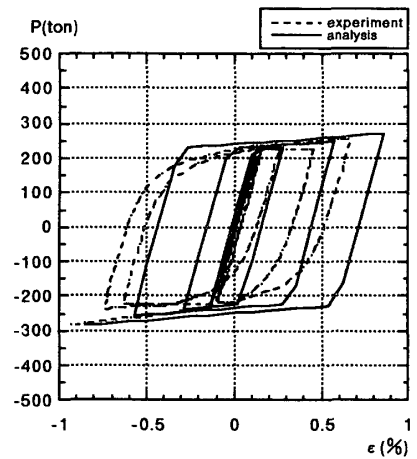
図 5-3 に示すピン A に y_L 方向に沿って強制変形を与える。荷重パターンは図 5-2 に示すものと同一である。



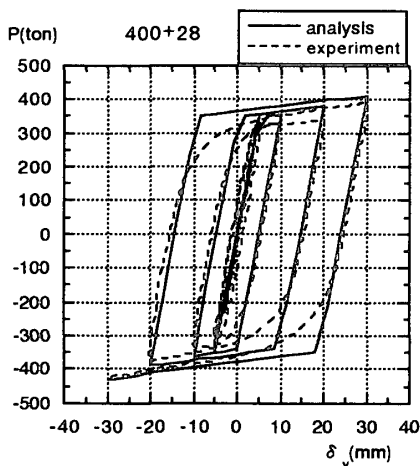
(a) 400-36



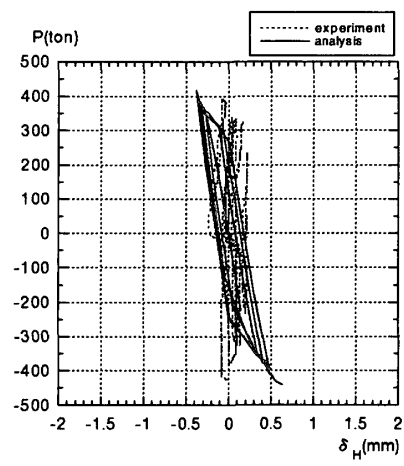
(a) 400-36



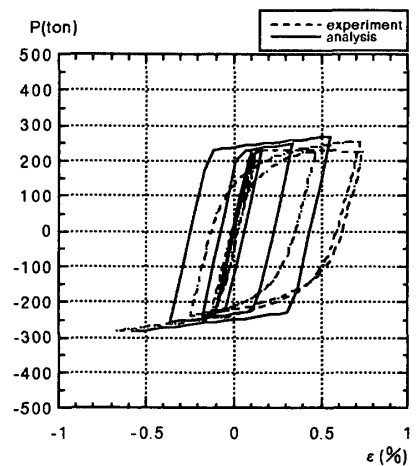
(a) 400-36 (B点)



(a) 400+28



(b) 400+28



(b) 400-36 (C点)

図 6-1 荷重 (P) - 軸方向変位 (δ_v) 関係

図 6-2 荷重 (P) - 水平方向変位 (δ_H) 関係

図 6-4 荷重 (P) - 芯材の軸方向ひずみ (ϵ) 関係

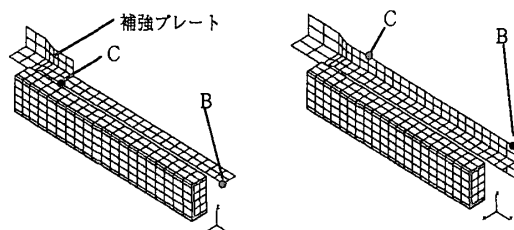


図 6-3 歪み測定点

引張試験と同様なヒステリシスカーブが得られている。解析モデルの材料特性はパウシンガー硬化を無視しているためにヒステリシスカーブの形状はやや異なるが、実挙動を良く追跡している。

6-2 荷重 - 水平方向変位関係

400-36, 400+28における荷重 (P) とプレース中央の水平方向変位 (δ_H) の関係を図 6-2 (a), (b) に示す。水平変位は初期たわみ量に影響される数値であるが、解析結果、実験結果ともその値は±1mm以下であり、中央たわみは極めて小さい。

6-3 荷重 - 芯材の軸方向ひずみ関係

400-36, 400+28について、B, C点 (図 6-3 参照) における荷重 (P) と軸方向のひずみ (ϵ) の関係をそれぞれ図 6-4 (a) (b), 図 6-5 (a) (b) に示す。

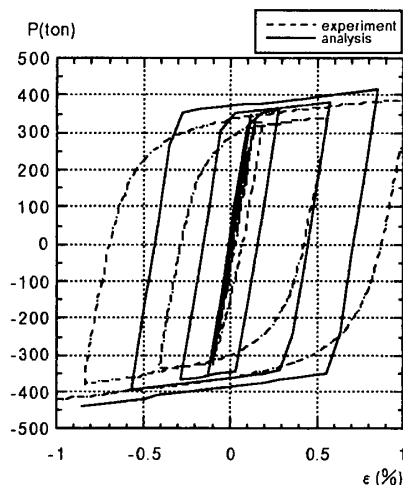
いずれの曲線も荷重 - 変位関係と同様に極めて安定したヒステリシスカーブを示しており、実験結果ともその傾向は良く一致している。400-36モデルのC点の歪みがB

6. 解析結果 (基本モデル)

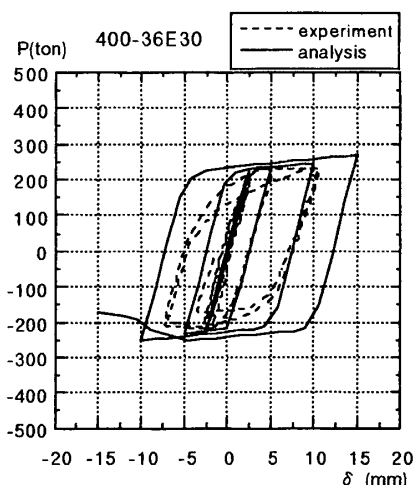
6-1 荷重 - 軸方向変位関係

400-36, 400+28における荷重 (P) と軸方向変形 (δ_v) の関係を図 6-1 (a), (b) に示す。基本モデルの δ_v は実大実験の変形量に対応させるために解析値を2倍した値を用いる。実線は本解析結果を示し、破線は文献18) に示す実験結果を示す。(以下同様)

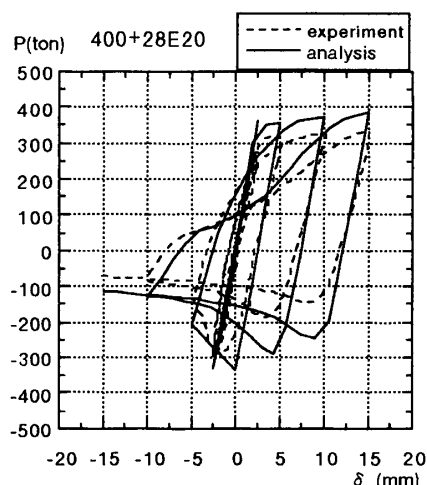
いずれのケースも座屈現象は生じておらず、短柱の圧縮



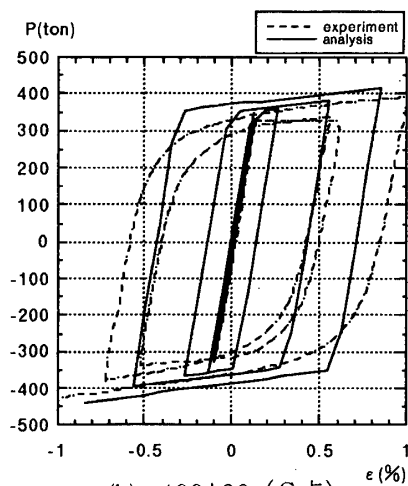
(a) 400+28 (B点)



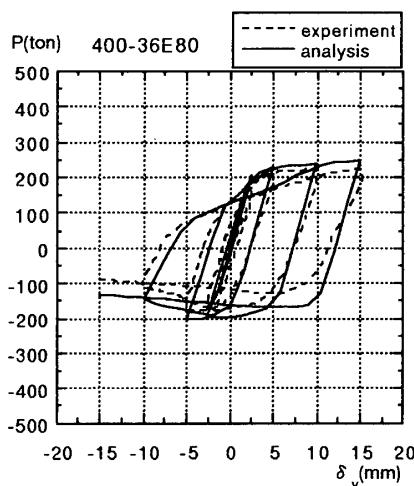
(a) 400-36E30



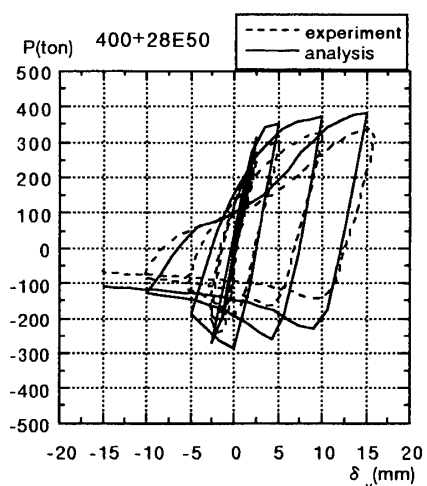
(c) 400+28E20



(b) 400+28 (C点)



(b) 400-36E80



(d) 400+28E50

図 6-5 荷重 (P)

芯材の軸方向ひずみ (ε) 関係

図 7-1 荷重 (p) · 軸方向変位 (δ v) 関係

点の歪みより小さいのは補強プレートが応力分布に与える影響である。400+28モデルでは解析結果と実験結果の歪みの絶対値がやや異なる。これは+タイプの実験結果は芯材の降伏点や断面積のばらつきに起因する芯材軸方向歪み分布の変化が大きくなり、解析にはそのばらつきが考慮されていないためである。(図 7-6 (a) (b) 参照)

7. 解析結果 (偏芯モデル)

7-1 荷重・軸方向変位関係

400-36E30, 400-36E80, 400+28E20 及び 400+28E50 における荷重 (P) と軸方向変位 (δ_v) の関係を図 7-1 (a) ~ (d) にそれぞれ示す。いずれのモデルも芯材の応力が弾性範囲である小変位 (±2mm 以下) においては耐力低下は生じず、その傾向は実験結果と一致している。芯材が塑性化を開始する ±2mm 以上の領域においては、解析結果が実験結果より高い荷重を示しており、その理由として、1) 解析モデルは、バウシinger 効果を見

していること、2) クラック発生後のモルタルの剛性を高めに評価していること、3) 大変形時の端部モルタルの局部破壊が考慮できていないこと、4) 本解析で採用した鋼の混合硬化則は塑性変形が一方に大きくなると高めの二次剛性と降伏点を与えること、が上げられる。しかしいずれのケースもヒステリシスカーブの特徴及び傾向は良く一致しているといえる。(400-36E30 は圧縮は 7mm, 引張は 10mm で中断)

7-2 荷重・水平方向変位関係

400-36E30, 400-36E80, 400+28E20 及び 400+28E50 における荷重 (P) と A 点 (図 7-2 参照) の水平方向変位 (δ_H) の関係を図 7-3 (a) ~ (d) に示す。ここで水平方向とは z 方向を示す。いずれの結果も芯材の応力が弾性範囲を超える大変形領域においては、荷重・軸方向変位関係と同様の理由で、解析結果が実験結果より大きな水平変位を示している。しかしながら曲線の特徴及び傾向は良く一致しているといえる。

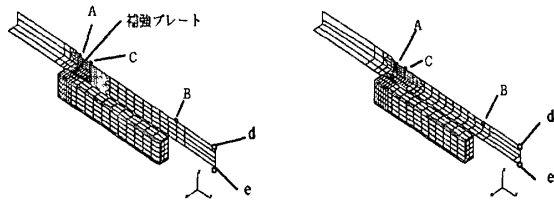
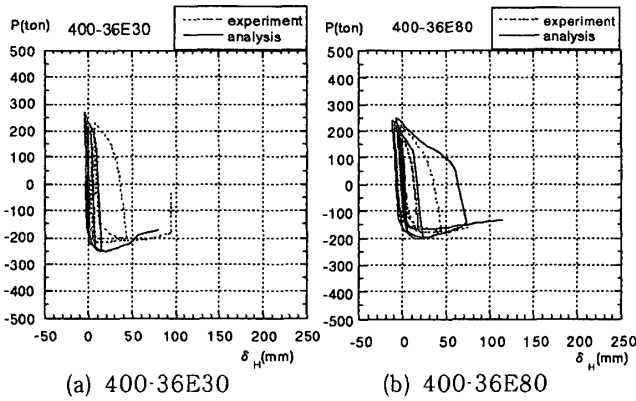
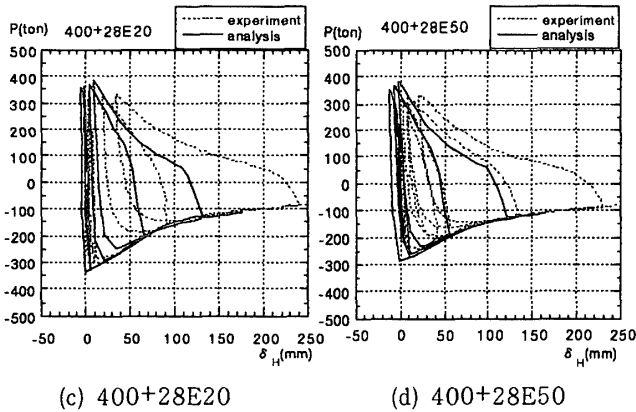


図 7-2 変位測定点



(a) 400-36E30 (b) 400-36E80



(c) 400+28E20 (d) 400+28E50

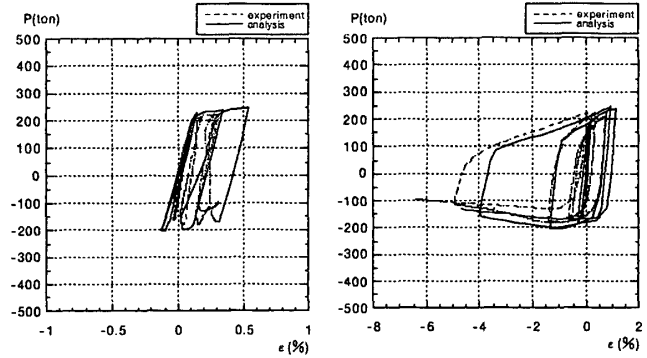
図 7-3 荷重 (P) - 水平方向変位 (δ_H) 関係

7-3 荷重 - 芯材の軸方向ひずみ関係

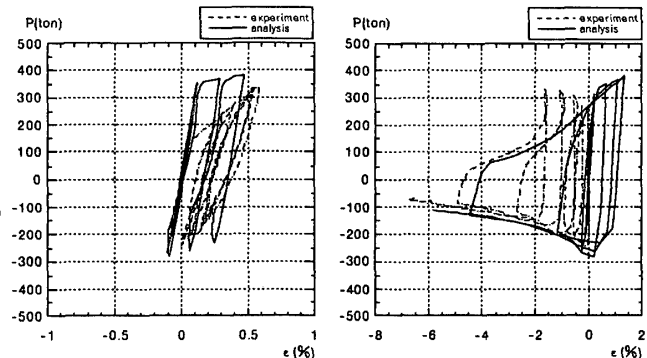
400-36E80, 400+28E50について, B, C点(図7-2参照)における荷重(P)と軸方向のひずみ(ϵ)の関係をそれぞれ図7-4(a), (b), 図7-5(a), (b)に示す. いずれのモデルもC点はB点に比較して大きな歪みが発生している. 又, B点は引張側に, C点は圧縮側に歪みが累積しており, 実験結果ともその傾向は良く一致している.

7-4. 芯材の軸方向歪み分布

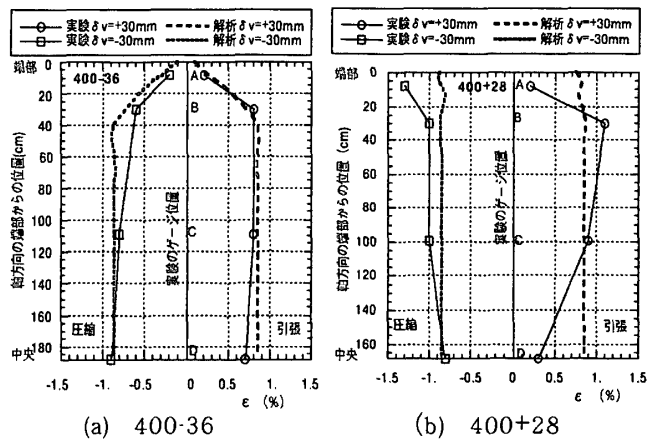
図6-3に示す基本モデルのBC線上の軸方向歪み分布の解析結果と実験結果を図7-6(a), (b)に示す. 400+28モデルは400-36モデルと比較して実験結果のばらつきが大きい解析結果と実験結果はほぼ一致している. 同図(c) (d)に偏心モデルの $\delta v = \pm 15\text{mm}$ 時の「d, e点を含む軸方向線」上(図7-2参照)の軸方向歪み分布の解析結果を示す. (実験はゲージ破断のためにデータ採



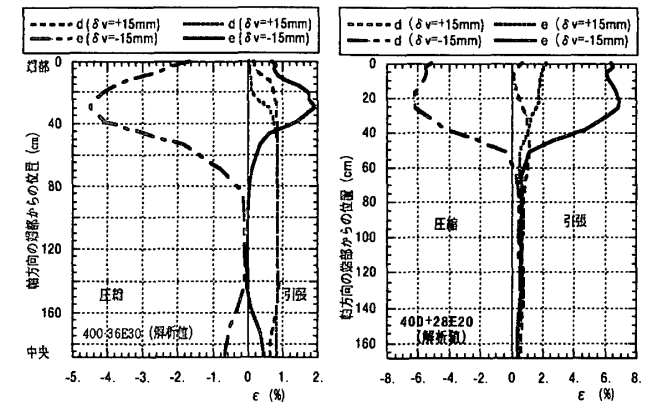
(a) 400-36E80 (B点) (b) 400-36E80 (C点)
図 7-4 荷重 (P) - 芯材の軸方向ひずみ (ϵ) 関係



(a) 400+28E50 (B点) (b) 400+28E50 (C点)
図 7-5 荷重 (P) - 芯材の軸方向ひずみ (ϵ) 関係

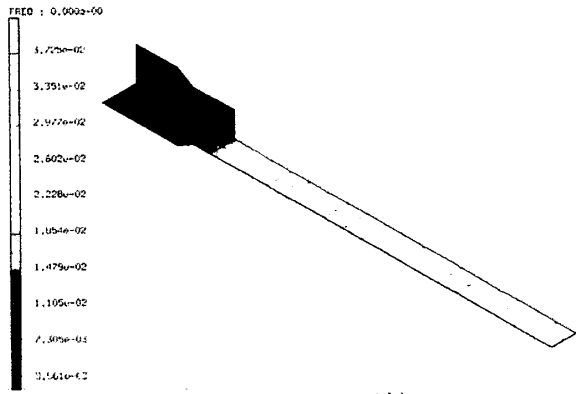


(a) 400-36 (b) 400+28

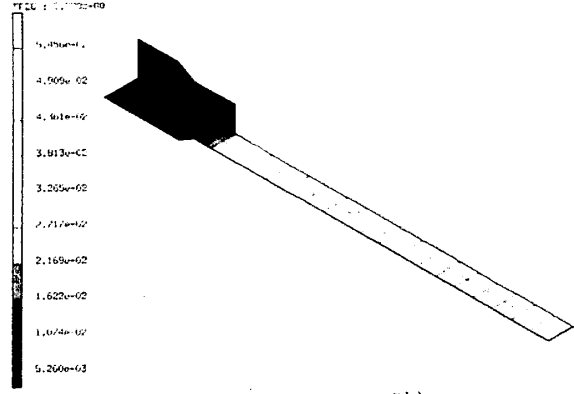


(c) 400-36E30 (d) 400+28E20

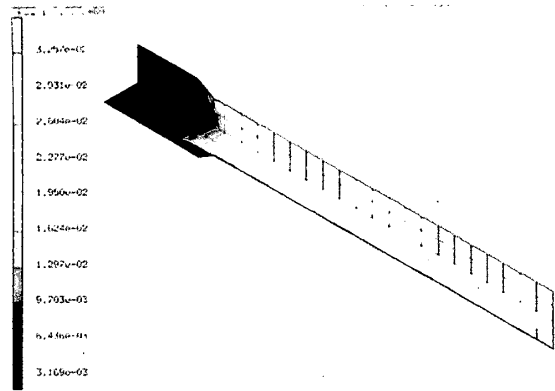
図 7-6 芯材の軸方向歪み (ϵ) 分布



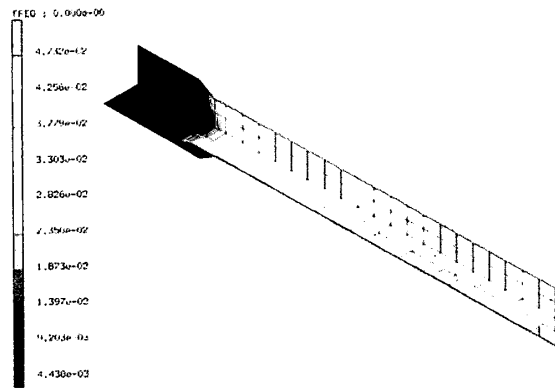
(a) 400-36 ($\delta v = +30\text{mm}$ 時)



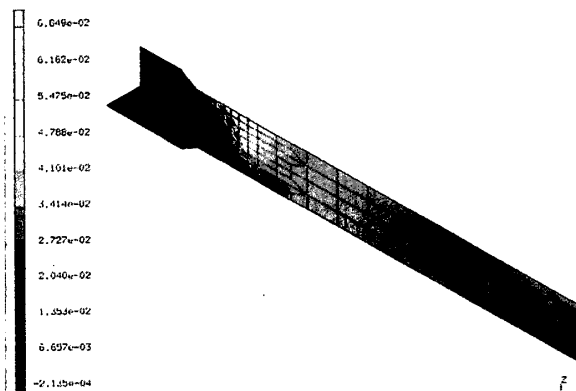
(b) 400-36 ($\delta v = -30\text{mm}$ 時)



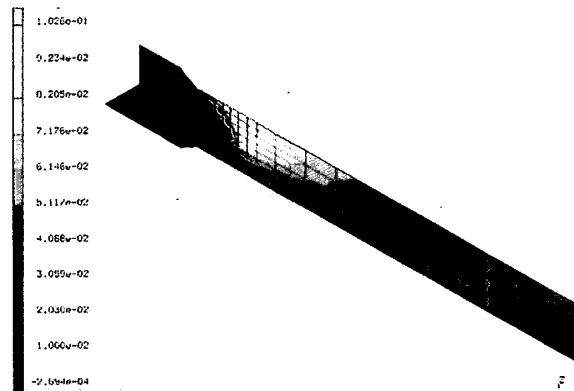
(c) 400+28 ($\delta v = +30\text{mm}$ 時)



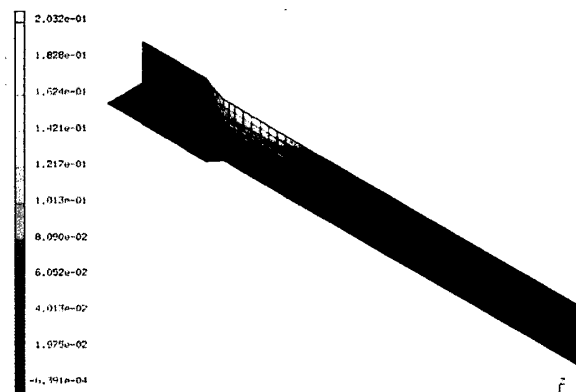
(d) 400+28 ($\delta v = -30\text{mm}$ 時)



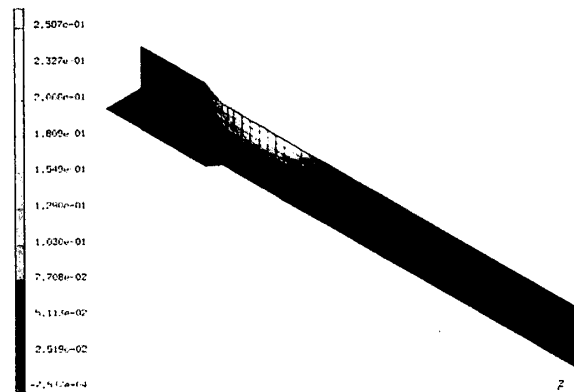
(e) 400-36E30 ($\delta v = +15\text{mm}$ 時)



(f) 400-36E30 ($\delta v = -15\text{mm}$ 時)



(g) 400+28E20 ($\delta v = +15\text{mm}$ 時)



(h) 400+28E20 ($\delta v = -15\text{mm}$ 時)

図 8-1 芯材の相当塑性ひずみ分布

取できず。) 圧縮時 ($\delta v = -15\text{mm}$) は引張時 ($\delta v = +15\text{mm}$) と比較して芯材端部に著しく歪みが集中しており、その傾向は実験後の芯材の観察からも確認できた。

8. 相当塑性歪み分布

図8-1 (a) ~ (h) に最大変形時の芯材の相当塑性歪み分布図の一例を示す。基本モデルは圧縮、引張時とも、一様に歪みが分布しているが、偏芯モデルは芯材端部に偏芯モーメントによる大きな曲げ歪みが発生している。この塑性歪みの集中度合いは-タイプより+タイプの方が、又引張時より圧縮時の方が顕著である。

9. 結論

本研究より以下の結論を得た。

- 1) 鋼材及びモルタルの材料非線形性及び幾何学的非線形性を考慮し、「タイピング」によりアンボンド効果をモデル化した有限要素法によりアンボンドプレースの大変形弾塑性挙動を追跡することが可能となった。
- 2) 基本モデル及びモルタルに発生するクラックの少ない小変形領域の偏芯モデルについては、本解析結果と実験結果は良く一致する。
- 3) モルタルのクラック発生が激しい大変形領域に於ける、荷重-軸方向変位関係および荷重-水平変位関係については、①パウシンガー効果を見逃していること、②モルタルのクラック発生後の剛性を高めに評価していること、③大変形時の端部モルタルの局部破壊が十分に考慮できていないこと、④本解析で採用した混合硬化則は塑性変形が一方に大きくなると鋼の降伏点及び二次剛性を高めに評価する傾向があることにより、解析値は実験値より大きめの値を与えているが、履歴曲線の特徴は良く一致している。
- 3) 本解析より得られた芯材の歪み分布、履歴曲線等も実験結果とその特性は良く一致している。

10. 今後の課題

本研究により検証された数値解析モデルを用いて、実際の柱、梁フレームに組み込まれたアンボンドプレースの挙動の解析が可能となった。フレーム内に装着されたアンボンドプレースの履歴曲線、全体座屈現象及び局所的な累積塑性歪みと低サイクル疲労問題等の研究を今後の課題としたい。

参考文献リスト

- 1) 武田寿一、竹本靖、高橋泰彦：新しい鉄骨プレース、建築技術、No.250, pp.121-128

- 2) 武田寿一、竹本靖、高橋泰彦、古屋則之：鉄骨プレース付きラーメンの実験的研究(その3)鉄骨特殊プレースの研究、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和47年10月、pp.1389-1390
- 3) 尾路義一、竹本靖、古屋則之：合成繊維入り発砲モルタルで被覆したプレース、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和48年10月、pp.1559-1560
- 4) 木村耕三、吉岡研三、武田寿一、古屋則之、竹本靖：角鋼管およびモルタルで被覆したプレースの部材実験、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和51年10月、pp.1041-1042
- 5) 木村耕三、竹本靖、武田寿一：プレキャスト耐震壁の実験的研究(その3)、(その4)、日本建築学会関東支部研究報告集、昭和51年度、pp.257-264
- 6) 若林實、中村武、櫻原章雄、森岡哲朗、横山宏明：繰返し水平力を受ける絶縁プレース内蔵のPC壁板の弾塑性性状に関する実験的研究(その1)、(その2)、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和48年10月、pp.1041-1044
- 7) 望月重、村田義男、安藤信義、高橋春蘭：中心圧縮力を受けるアンボンドプレースの座屈に関する実験的研究(1)~(4)、日本建築学会大会学術講演梗概集【構造系】、昭和54年~昭和57年
- 8) 望月重、村田義男、安藤信義、高橋春蘭：RC被覆による鉄骨プレース材の弾塑性性状、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和59年10月、pp.41-51
- 9) 安藤信義、高橋春蘭：アンボンド合成材における座屈挙動の研究、日本建築学会関東支部研究報告集<構造系>、昭和62年度、pp.5-8
- 10) 田川健吾、坂井正美、岡本春仁：平鋼の圧縮強さにおよぼす鉄筋コンクリートの補強効果について(動的繰返し載荷を受ける場合)、日本建築学会大会学術講演梗概集、昭和48年10月、pp.1557-1558
- 11) 藤本盛久、和田章、佐伯英一郎、渡辺厚、人見泰義：鋼管コンクリートにより座屈を拘束したアンボンドプレースに関する研究、構造工学論文集 Vol.34B、昭和63年3月
- 12) 長尾直治、御厨孝二、他：アンボンドプレースの耐震性能に関する実験的研究(その1~4)、日本建築学会大会学術講演梗概集、1989年10月
- 13) 長尾直治、高橋茂治：角鋼管を鉄筋コンクリートで被覆したアンボンドプレースの弾塑性性状(その1)、(その2)、日本建築学会論文報告集、第415号、1990年9月、pp.105-115、第422号、1991年4月、pp.45-56
- 14) 安藤信好、高橋春蘭：鉄筋コンクリートによりプレースを拘束したアンボンドプレースの基礎的研究、構造工学論文集 Vol.36B、1990年3月、pp.219-232
- 15) 安藤信好、吉田鏡人：アンボンドプレースの座屈荷重(設計のための近似式)、構造工学論文集 Vol.40B、1994年3月、pp.419-224
- 16) 井上一郎、沢泉伸一、他：アンボンド平鋼プレース内蔵コンクリート壁の座屈補剛設計、日本建築学会論文報告集、第432号、1992年2月、pp.41-49
- 17) 井上一郎、沢泉伸一、他：アンボンド平鋼プレース内蔵コンクリート壁端部の補剛設計、日本建築学会論文報告集、第443号、1993年1月、pp.137-146
- 18) 佐伯英一郎、前田泰史、中村秀司、緑川光正、和田章：実大アンボンドプレースに関する実験的研究、日本建築学会論文報告集1995年10月

(1995年8月14日原稿受理、1996年1月17日採用決定)