

論文 壁柱・フラットプレート架構の水平荷重に対する力学的特性に関する研究

太田 義弘^{*1}・卜部 藍^{*2}・太田 博章^{*3}・川合 拓^{*4}

要旨：本研究は、直交壁を有する壁柱とフラットプレートからなる架構における地震時を想定した水平荷重を受けた場合の壁柱とフラットプレートの応力伝達機構を明らかにすることを目的とする。本報ではHawkinsらによるStub Beam Model¹⁾を基本としたマクロモデルを提案し、既往の壁柱・フラットプレート部分架構試験体の水平加力実験における水平荷重と層間変形角の関係に対してモデルの妥当性を検証した。

キーワード：壁柱、フラットプレート、マクロモデル

1. はじめに

フラットプレート構造は、梁型が無いことにより室内空間の利用に対する自由度が高いという長所を有している一方で、柱周りのせん断破壊（パンチング破壊）による脆性的な壊れ方をする場合があることや水平剛性が低いことから、日本では建物外周に地震力の大部分を負担する耐震壁を配置することが可能な低層の倉庫や駐車場等に用いられてきた。

しかし近年、ストック型社会への変革に対応可能な室内空間の可変性に対するニーズが高まっていることや免震・制震技術の進歩により、住宅を中心にフラットプレート架構を採用する建物が増加している。図-1にフラットプレート架構を用いた板状集合住宅を示す。本架構では水平力に対して、梁間方向は一般の板状集合住宅と同様に耐力壁で抵抗する一方、桁行方向は壁柱とフラットプレートからなる架構で抵抗する。本架構を設計する際には、壁柱とフラットプレートからなる架構の剛性および耐力を評価する必要がある。

水平力に対するフラットプレート架構の剛性および耐力を定量的に評価する方法は少なく、非線形性を考慮したモデルはDurraniらによるEquivalent Beam Width Model^{2),3)}とHawkinsらによるStub Beam Model¹⁾である。Equivalent Beam Width Modelは、スラブの有効幅を梁幅、スラブ厚さを梁せい、有効幅内の鉄筋を梁の主筋とした梁として取り扱うモデルであり、スラブの有効幅は内柱タイプ40体、外柱タイプ41体の実験結果を基に求めた実験式より算定される。このモデルの基本となる試験体の柱は正方形断面であり、長方形断面である壁柱から構成されるフラットプレート架構への汎用性に乏しい⁴⁾。Stub Beam Modelは、スラブを曲げ要素とねじり要素に分割して各要素の変形の適合性からフラットプレート

架構の水平剛性および耐力を表すことが可能である。

本報では、Stub Beam Modelを参考にマクロモデルを提案し、既往の壁柱・フラットプレート部分架構実験結果^{5),6)}と比較検討し、マクロモデルの妥当性を検証することを目的とする。

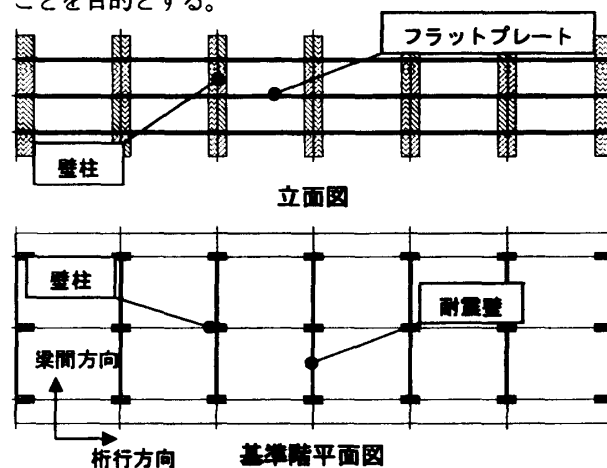


図-1 壁柱・フラットプレート架構

2. 既往実験の概要

マクロモデルと比較検討を行う壁柱・フラットプレート部分架構実験の概要を以下に示す。

2.1 試験体

表-1に対象とする試験体の一覧、図-2に試験体想定位置図を示す。試験体は4体で、パラメーターは対象とする架構の柱位置である。図-3に試験体の配筋図、表-2に材料試験結果を示す。試験体は約1/3の縮尺モデルとし、柱はスラブから上下それぞれ階高の1/2の位置において、スラブは桁行および梁間方向ともにスパン中央位置において切り取った形状とした。壁柱の断面は200mm×500mm、スラブ厚さ85mm、桁行方向と直交する耐震壁の厚さはCW1, SW1では60mm、CW2, SW2

*1 (株) 竹中工務店技術研究所建設技術研究部 主任研究員 工修 (正会員)

*2 (株) 竹中工務店技術研究所建設技術研究部 研究員 工修 (正会員)

*3 (株) 竹中工務店東京本店設計部 構造課長 工修

*4 (株) 竹中工務店東京本店設計部 構造課長代理 工修 (正会員)

では85mmとした。スラブの上端筋と下端筋で同じとし、主筋方向では柱間帯の鉄筋量は柱列帯の1/2、配力筋方向では主筋方向の柱間帯の鉄筋量と同じとした。

2.2 加力方法

図-4に試験体CW1の加力装置図を示す。加力方向と直交するスラブ端部をローラー支持、柱脚部をピン支持となるようにし、柱頭部に油圧ジャッキにより水平力を与えた。また、スラブ自重の影響を打ち消すためにスラブ支持部のロードセル付きターンバックルによりスラブに元応力を与えた。載荷は変位制御により、層間変形角1.0、2.5、5.0、7.5、10、20、30、40、50 $\times 10^{-3}$ radにおいて正負繰返し載荷を行った。

表-1
試験体一覧表

試験体	柱位置
CW1	内柱
CW2	外柱
SW1	側柱
SW2	隅柱

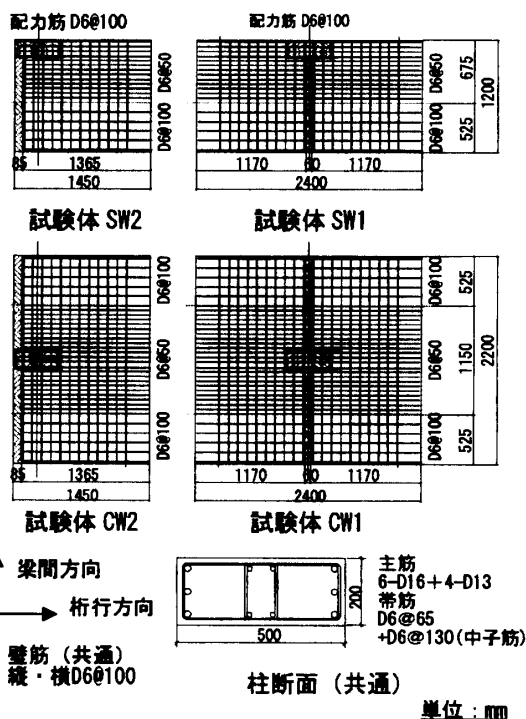
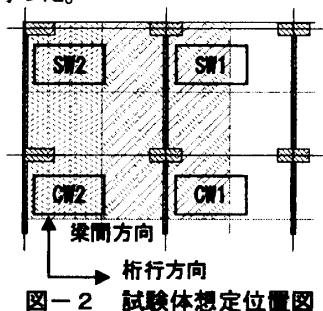


図-3 試験体配筋図

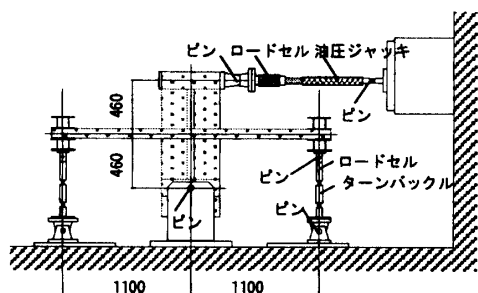


図-4 加力装置図

2.3 実験結果

図-5に各試験体の柱せん断力と層間変形角の関係を示す。各試験体ともほぼ同様な破壊経過となった。以下にその概要を示す。層間変形角 1.0×10^{-3} radの載荷サイクル時において柱とスラブの隅角部においてひび割れが発生し、柱せん断力と層間変形角の関係に線形性は見られない。層間変形角 7.5×10^{-3} radの載荷サイクル時において柱を貫通するスラブ主筋が降伏ひずみに達するが、その後も荷重は緩やかに増加しつづける。層間変形角 20.0×10^{-3} rad時に荷重の上昇は認められなくなるが、層間変形角 50.0×10^{-3} radの実験終了時までほとんど耐力の低下はなかった。

表-2 材料試験結果

<コンクリート>

試験体	圧縮強度 N/mm ²	弾性係数 $\times 10^4$ N/mm ²
CW1, SW1	34.1	2.82
CW2, SW2	36.4	2.95

※
・試験結果は実験時の値を示す。
・弾性係数は1/3割線弾性係数

<鉄筋>

●試験体CW1, SW1

鉄筋種類	使用箇所	降伏強度 N/mm ²	引張強さ N/mm ²	弾性係数 $\times 10^5$ N/mm ²	のび %
D6	壁・スラブ	348	547	1.98	37.0
D13	柱主筋	317	465	1.78	34.1
D16	柱主筋	363	544	1.83	33.6

●試験体CW2, SW2

鉄筋種類	使用箇所	降伏強度 N/mm ²	引張強さ N/mm ²	弾性係数 $\times 10^5$ N/mm ²	のび %
D6	壁・スラブ	404	568	2.00	22.3
D13	柱主筋	351	502	1.86	20.9
D16	柱主筋	334	490	1.84	20.6

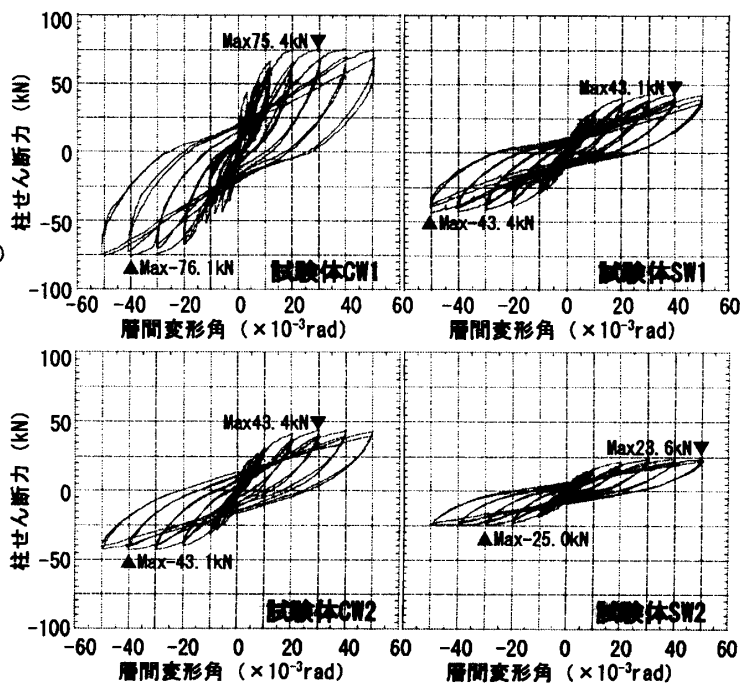


図-5 柱せん断力と層間変形角の関係

3. マクロモデルによる解析

3.1 基本概念と構成

図-6にフラットプレート架構におけるスラブと柱の力の伝達機構、図-7にHawkinsらによるStub Beam Model、図-8に提案するマクロモデルの構成を示す。

図-6に示すように、フラットプレート架構に水平力が加わる場合、柱からの断面力は(a)柱前後面でのスラブの曲げと(b)柱側面でのスラブのねじりによって、柱からスラブへ伝達される。Hawkinsらはこれらの力の伝達機構を表現可能なStub Beam Modelを提案した¹⁾。Stub Beam Modelは、図-7に示すように柱近傍のスラブを曲げ要素(図-7中F1, F2)とねじり要素(図-7中T1, T2)に分割して、各要素の断面力と変形の関係と各要素の変形の適合性によってフラットプレート架構の水平剛性と耐力の関係を表すものである。筆者らは、このStub Beam Modelの基本的な考え方を踏襲しながら(a)Stub Beam Modelでの水平剛性と耐力の関係は柱からスラブに伝達される曲げモーメントと柱とスラブ近傍の接合部の回転角関係に限られていることと(b)ねじり要素の幅が一定であることに対して、改良を加えたマクロモデルを提案する。提案するマクロモデルは、図-8に示すように曲げ要素とねじり要素と先端要素に分割して、部分架構全体の力の釣合いと接合部近傍の変形の適合性からフラットプレート架構の水平剛性と耐力の関係を表すものである。本マクロモデルではねじり要素の有効幅は変形に応じて変動するものとしており、変形の進展につれてスラブのひび割れや主筋の鉄筋応力の広がりを出すものとしている。

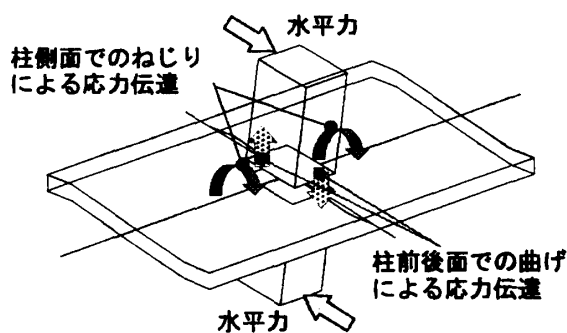


図-6 フラットプレート架構の応力伝達機構

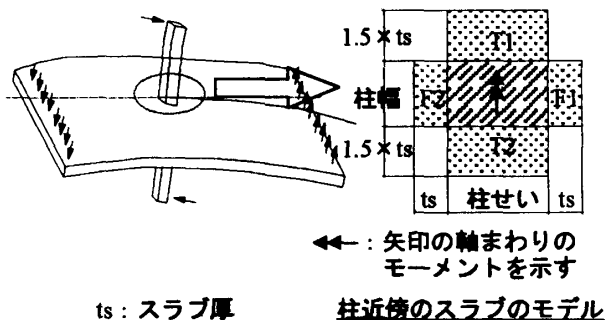


図-7 Stub Beam Model (内柱タイプ)

また、直交壁はその影響を曲げ有効幅に反映させるものとし、具体的にモデルには表さない。

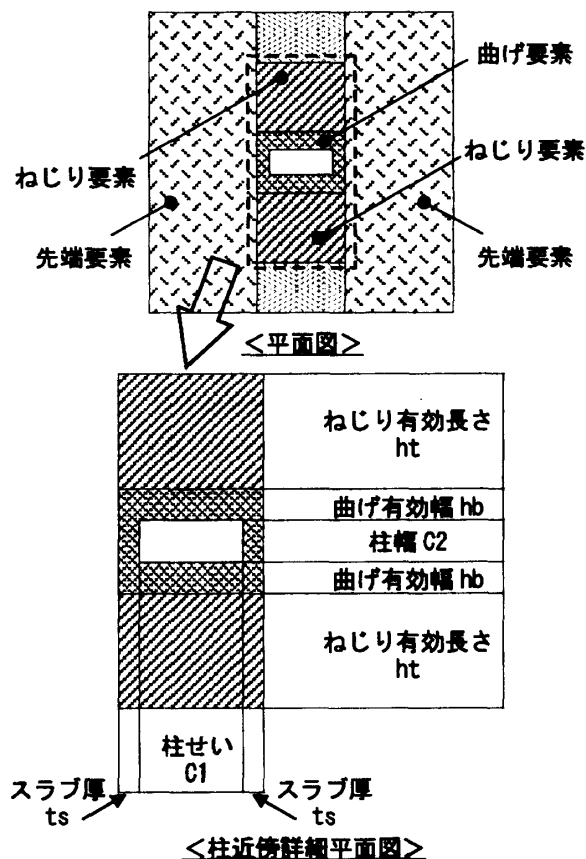


図-8 マクロモデル (内柱タイプ)

3.2 マクロモデルによる解析

図-9にフラットプレート部分架構における解析のフローを示す。以下に解析の概要を示す。

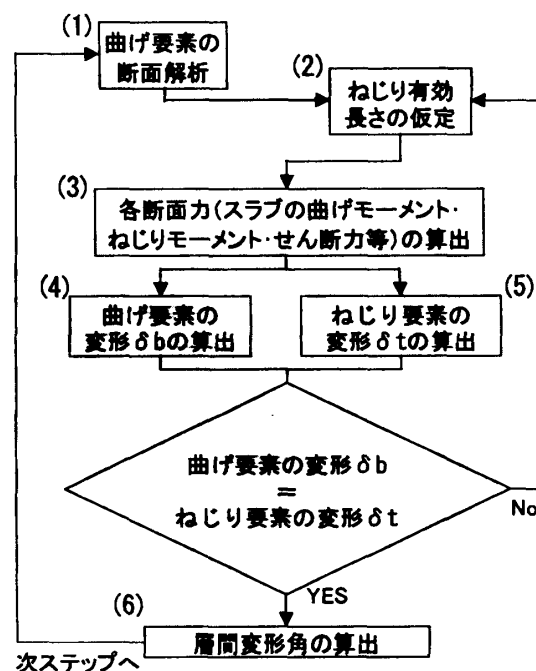


図-9 解析フロー

(1) 曲げ要素の断面解析

曲げ要素は、梁幅を柱幅 $C2 + \Sigma$ 曲げ有効幅 hb 、梁せいをスラブ厚、梁幅内のスラブ主筋を主筋、材軸方向長さをスラブ厚、柱とスラブリの接合面位置を梁端とする梁とする。断面解析はファイバー法により、軸方向の力およびモーメントの釣合いにより中立軸位置、曲率、鉄筋応力、ひずみを算出する。ファイバー法におけるコンクリートの応力とひずみの関係式は NewRC 式⁷⁾を用い、主筋の応力とひずみの関係式は島らによる式⁸⁾を用いる。

(2) ねじり有効長さの仮定

図-10に曲げ要素およびねじり要素にかけての単位長さあたりの曲げモーメント分布を示す。単位長さあたりの曲げモーメントは曲げ要素幅では一定とし、ねじり有効長さの先端では0となるように線形的に分布するものとする。ねじり有効長さ ht を仮定することにより、ねじり要素に加わるねじりモーメントを算出する。

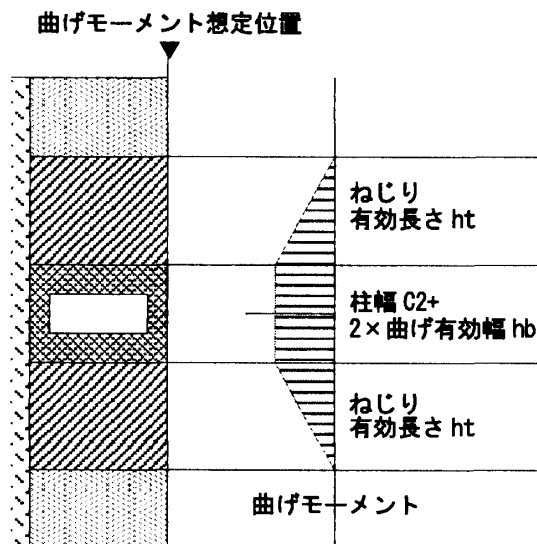


図-10 曲げモーメント分布 (内柱タイプ)

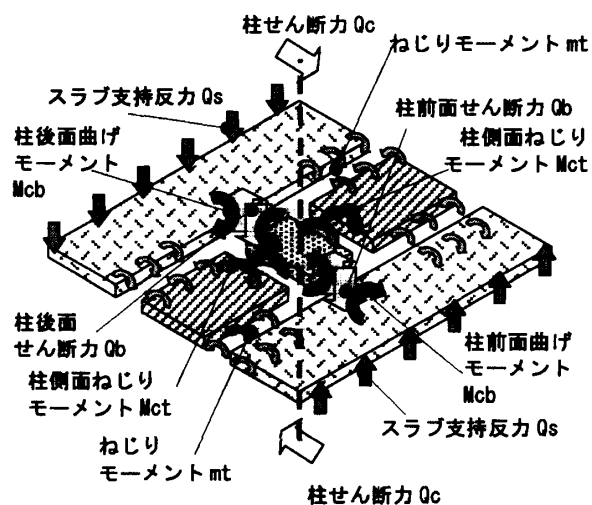


図-11 各断面力の釣合い (内柱タイプ)

(3) 各断面力の算出

図-11に曲げ要素、ねじり要素および先端要素における各断面力の釣合いを示す。以下に各部分での断面力の釣合い式を示す。

- ・曲げ要素の柱中心位置での曲げモーメント

$$2 \cdot Qc \cdot Lc = Qb \times (C1 + 2 \cdot ts) + 2 \cdot Mcb + 2 \cdot Mct \quad (1)$$

- ・先端要素のスラブ支持位置での曲げモーメント

$$Qs \cdot (Ls - 0.5 \cdot C1 - ts) = Mcb + 2 \cdot mt \quad (2)$$

- ・先端要素でのせん断力

$$Qs = Qb \quad (3)$$

- ・部分架構全体での曲げモーメント

$$2 \cdot Qc \cdot Lc = 2 \cdot Qs \cdot Ls \quad (4)$$

- ・ねじり要素での曲げモーメント

$$Mct = mt \quad (5)$$

ここで、

Qc : 柱せん断力 Qb : 柱前面 (後面) せん断力

Qs : スラブ支持反力

mt : ねじりモーメント (単位長さあたりの曲げモーメントをねじり有効長さ ht にて積分した値とする。)

Mcb : 柱前面 (後面) 曲げモーメント

Lc : スラブ中心位置から柱支持位置までの長さ

Ls : 柱中心位置からスラブ支持位置までの長さ

Mct : 柱側面ねじりモーメント

(4) 曲げ要素の変形量 δb の算定

曲げ要素の変形 δb は、式(6)に示すように3つの変形成分の和からなるものとする。

$$\delta b = \delta bb + \delta bs + \delta bslip \quad (6)$$

ここで

δbb : 曲げ変形 δbs : せん断変形

$\delta bslip$: 曲げ要素端部からのスラブ主筋の抜け出しによる変形 (図-12を参照)

曲げ変形 δbb は、(1) 曲げ要素の解析で算出した曲率を材軸長であるスラブ厚に対して積分した値とする。

せん断変形 δbs は、柱前面 (後面) せん断力と曲げ要素のせん断弾性剛性より算出する。

柱からスラブ主筋の抜け出しによる変形 $\delta bslip$ は、式(7)による。変形量の算出にあたっては、(1) 曲げ要素の解析で算出した中立軸位置高さ、鉄筋のひずみおよび島らによる鉄筋の付着応力-すべり-ひずみ関係^{8), 9)}より算出したすべり量 S から算出する。

$$\delta bslip = S \cdot ts / (d - Xn) \quad (7)$$

ここで

S : 曲げ要素端部からの主筋の抜け出し量

d : スラブリの引張側主筋の有効せい

Xn : 中立軸位置高さ

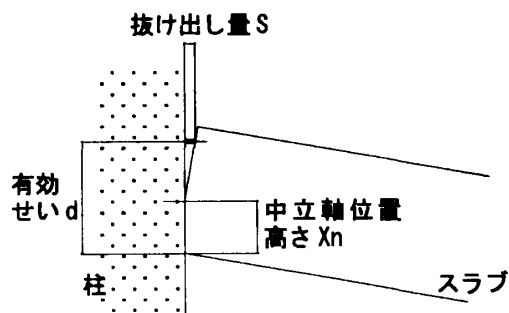


図-12 スラブ主筋の抜け出しによる変形

(5) ねじり要素の変形量 δt の算定

図-13にねじり要素におけるねじりモーメントと曲率の関係を示す。ねじりモーメントと曲率の関係はバイリニア型とし、それぞれの値は式(8)~(15)によって算出する。¹⁾

<ねじりひび割れ時 (ϕ_{cr} , T_{cr})>

ねじりひび割れモーメント T_{cr} は式(8)により算出する。

$$T_{cr} = 0.39 \cdot (ts^2 + 6452) \cdot C1 \cdot fc^{1/3} \quad (8)$$

ここで

T_{cr} : ねじりひび割れモーメント (Nmm)

ts : スラブ厚さ (mm) $C1$: 柱せい (mm)

fc : コンクリート強度 (N/mm²)

ねじりひび割れ時の曲率 ϕ_{cr} は式(9)により算出する。

$$\phi_{cr} = T_{cr} / (Gc \cdot Jc) \quad (9)$$

ここで

Gc : コンクリートのせん断弾性剛性 (N/mm²)

Jc : ねじり剛性 (mm⁴) <式(10)による>

$$Jc = 1/3 \cdot (1 - 0.63 \cdot ts / C1) \cdot ts^3 \cdot C1 \quad (10)$$

<ねじり降伏時 (ϕ_y , T_y)>

ねじり降伏モーメント T_y は式(11)により算出する。

$$T_y = 0.21 \cdot fc^{1/2} \cdot (C1 + 2 \cdot ts) \cdot ts^2 + 1.5 \cdot (C1 + 2 \cdot ts) \cdot (d - d') \cdot ash \cdot fy / p \quad (11)$$

ここで

T_y : ねじり降伏モーメント (Nmm)

d' : スラブ圧縮縁からスラブ圧縮側主筋の重心位置までの距離 (mm)

ash : スラブ主筋の断面積 (mm²/本)

fy : スラブ主筋の降伏強度 (N/mm²)

p : スラブ主筋のピッチ (mm)

ねじり降伏時の曲率 ϕ_y は式(12)により算出する。

$$\phi_y = T_y / (GJ)_{cr} \quad (12)$$

ここで

$(GJ)_{cr}$: ねじり降伏時の割線ねじり剛性 (Nmm²)

<式(13)による。>

$$(GJ)_{cr} = Es \cdot (C1 + 2 \cdot ts)^3 \cdot to^3 / (C1 + 2 \cdot ts + to)^2 \cdot \rho h \cdot \rho l / (\rho h + \rho l) \quad (13)$$

ここで

Es : 鉄筋のヤング係数 (N/mm²)

to : ねじり有効せい (図-14を参照)

ρh : 式(14)による。

$$\rho h = 2 \cdot ash \cdot (C1 + 2 \cdot ts + to) / (C1 + 2 \cdot ts) / to / p \quad (14)$$

ρl : 式(15)による。

$$\rho l = Al / (C1 + 2 \cdot ts) / to \quad (15)$$

Al : ねじり有効幅 (= $C1 + 2 \cdot ts$) 内の全配力筋断面積 (mm²) (図-14を参照)

ここで示したねじりモーメント M_{ct} より求められるねじり曲率を積分して算出したねじり回転角 θ_t より、ねじり変形量 δt は式(16)より算出される。

$$\delta t = \theta_t \cdot (0.5 \cdot C1 + ts) \quad (16)$$

(4), (5) で示したように、図-15における変形適合位置で、曲げ要素変形量 δb とねじり要素変形量 δt の値が一致するようにねじり有効長さ ht を算定する。

ねじりモーメント

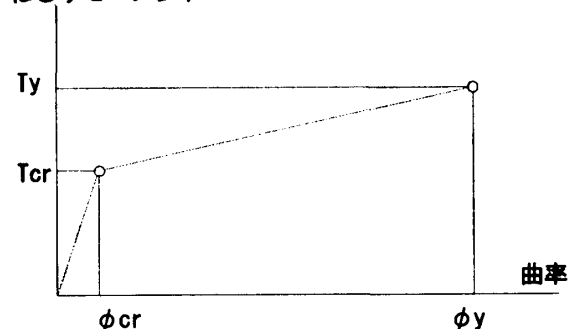
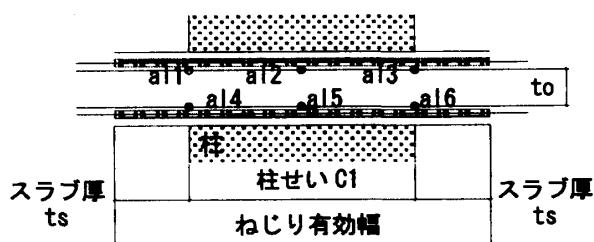


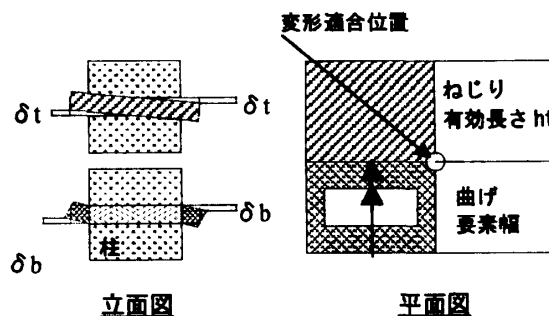
図-13 ねじりモーメントと曲率の関係



$$Al = a11 + a12 + a13 + a14 + a15 + a16$$

スラブ断面図

図-14 ねじり要素に関する諸定数



← : 矢印の軸まわりのモーメントを示す

図-15 曲げ要素とねじり要素の変形の適合

(6) 層間変形角の算出

層間変形角 R は、式(17)により算出する。

$$R = \delta s / L_s + \delta c / L_c \quad (17)$$

ここで

δs : スラブ先端の変形(式(18)による。)

$$\delta s = \delta b + \theta b \cdot (L_s - 0.5 \cdot C1 - t_s) + \delta \text{top} \quad (18)$$

θb : 曲げ要素先端の回転角

δtop : 先端要素の変形量

L_s : 柱中心からスラブ支持位置までの距離

δc : 柱の変形量

L_c : スラブ中心から柱支持位置までの距離

先端要素の変形量 δtop は弾性曲げ変形量とし、柱の変形は弾性曲げ変形量と弾性せん断変形量の和とする。

3.3 実験値とマクロモデルによる解析結果の比較

図-16に各試験体の柱せん断力と層間変形角関係における実験値とマクロモデルによる計算値の比較を示す。計算値は、外柱タイプの試験体 CW2 と隅柱タイプの試験体 SW2 の層間変形角 $5 \sim 15 \times 10^{-3} \text{rad}$ において、多少過大評価となるが、実験値と良く一致する。

4. まとめ

直交壁を有する壁柱とフラットプレートからなる架構の水平荷重を受けた場合の壁柱とフラットプレートとの応力伝達機構を明らかにすることを目的に行った実験に関して、Hawkinsらによる Stub Beam Model を基本としたマクロモデルを提案した。マクロモデルによる計算値は、実験値と良く一致した。

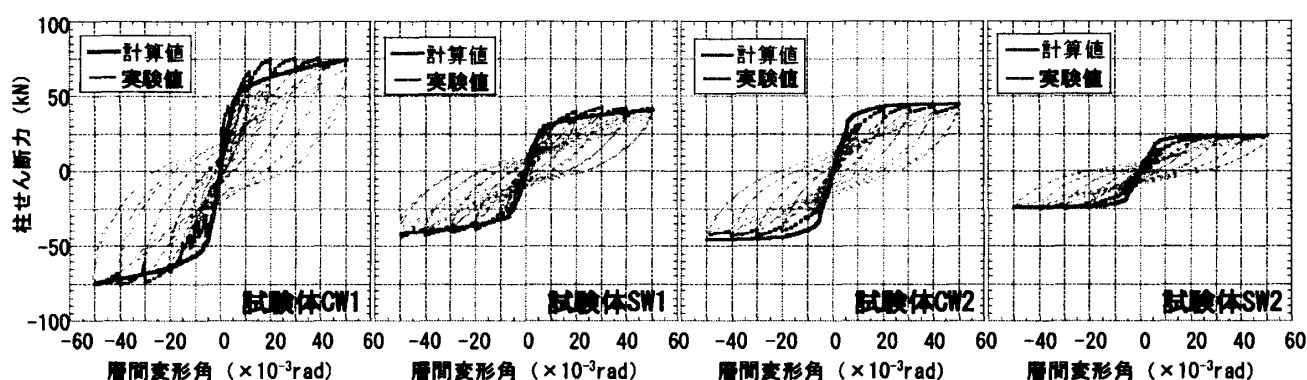


図-16 実験値とマクロモデルによる計算値の比較

参考文献

- 1) Hawkins, N.M, Wong, F.C., Yang, C.H. : Slab-Edge Column Connections Transferring High Intensity Reversing Moments Normal to the Edge of the Slab, SM78-1, Department of Civil Engineering, University Washington, 1978
- 2) Y.H. Luo, A.J. Durrani : Equivalent Beam Model for Flat-Slab Buildings Part 1: Interior Connections, ACI Structural Journal, Vol.92, No.1, pp115-124, 1995
- 3) Y.H. Luo, A.J. Durrani : Equivalent Beam Model for Flat-Slab Buildings Part 1: Exterior Connections, ACI Structural Journal, Vol.92, No.2, pp250-257, 1995
- 4) 太田義弘, 岡本晴彦, 山本正幸, 太田博章 : 水平荷重を受けるフラットプレート架構の力学的挙動に関する研究, コンクリート工学年次大会論文集, Vol.24, No.2, pp.565-570, 2002.6
- 5) 太田義弘, 岡本晴彦, 山本正幸, 室屋哲也 : 壁柱・フラットプレート架構の地震荷重下における履歴復元力特性, コンクリート工学年次大会論文集, Vol.20, No.3, pp.907-912, 1998.6
- 6) 太田義弘, 岡本晴彦, 山本正幸, 室屋哲也, 関光雄 : 壁柱・フラットプレート架構の地震荷重下における層せん断力-層間変形角の包絡曲線に関する研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集, pp.661-662, 1998.9
- 7) 財団法人国土開発技術研究センター : 建設省総合技術開発プロジェクト 鉄筋コンクリート造建築物の超軽量・超高層化技術の開発 平成4年度 New RC 研究開発概要報告書, pp3-2-79-88, 1993.3
- 8) 島 弘, 周 礼良, 岡村 甫 : 異形鉄筋の鉄筋降伏後における付着性状, 土木学会論文集, Vol.378, V-6, pp.213-220, 1987.2
- 9) 島 弘, 周 礼良, 岡村 甫 : マッシブなコンクリートに埋め込まれた異形鉄筋の付着応力-すべり-ひずみ関係, 土木学会論文集, Vol.378, V-6, pp.165-174, 1987.2