

# 論文 梁主筋に機械式定着工法を用いたト形接合部の形状が構造性能に与える影響に関する実験的研究

三浦耕太\*1・趙敏洙\*1・迫田丈志\*2・前田匡樹\*3

**要旨**：接合部形状(柱せいと梁せいの大小)の異なるト形部分架構の静的加力実験を行った。正方形及び横長接合部では建築学会の靱性指針式による計算値以上の耐力を示したが、縦長接合部では計算値の0.9倍であった。ストラット機構を主要な接合部せん断抵抗機構と考え、コンクリートの有効圧縮強度及びストラット形状(幅と角度)をパラメータとした耐力評価式を提案した。実験データを基に各パラメータの値を求め、接合部耐力を算定した結果、接合部が縦長になるに従ってストラット角度が立ち、耐力が減少するという傾向が確認できた。一方、コンクリート強度によるストラット形状の違いは見られなかった。

**キーワード**：機械式定着、ト形接合部、接合部せん断耐力、ストラット機構、コンクリート有効圧縮強度

## 1. はじめに

近年、鉄筋コンクリート構造物の柱梁接合部の配筋を簡素化し、コンクリートの充填性や施工性を向上させることを目的として、接合部内主筋の定着に機械式定着工法が用いられ、中高層建物を中心に普及している。機械式定着は、従来型の折り曲げ定着に対し、主筋端部にプレート付きのナットを付けるなどして定着性能を高め、直線定着とするものである。梁主筋に機械式定着を用いたト形接合部に関する既往の研究では、柱・梁せいのほぼ等しい(以下正方形)接合部について、構造性能が確認されている。しかしながら、図-1に示すような、柱・梁せいの大きく異なる(以下長方形)接合部に関する研究例は少なく、また、建築学会の靱性指針<sup>1)</sup>における現行の接合部せん断耐力式には、形状による影響は考慮されていない。そこで本研究では、正方形接合部を持つ試験体及び柱せいと梁せいが大きく異なる長方形接合部を持つ試験体について静的加力実験を行うことで、接合部形状が破壊性状と耐力に及ぼす影響を検討した。

## 2. 実験計画

### 2.1 実験概要

本研究で想定する建物は、鉄筋コンクリート構造純ラーメン架構とし、その柱梁ト形部分架構を研究対象として静的加力実験を行った。基準試験体であるJ4045\_21の部材寸法は柱断面800×800、梁断面700×900の縮尺1/2として、柱断面400×400、梁断面350×450とした。スパンは3.8m、階高は2.2mとした。

### 2.2 試験体の設計

試験体は4体である。試験体一覧を表-1に、配筋図を図-2に示す。基準試験体となるJ4045\_21試験体は、

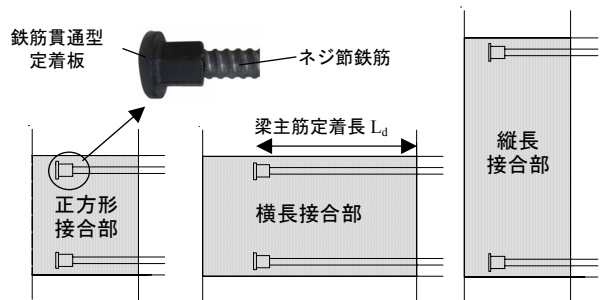


図-1 接合部形状と機械式定着

表-1 試験体一覧

試験体	J4045_60	J4045_21	A8045_21	J4090_21	
破壊形式	接合部せん断		定着	接合部せん断	
コンクリート強度	60N/mm <sup>2</sup>	21N/mm <sup>2</sup>			
スパン(mm)	3800				
階高(mm)	2200				
上柱軸力(kN)(軸力比)	10(0.0)		336(0.1)		
梁	断面(mm)	350×450		350×900	
	引張主筋	4-D25(SD980)			
	引張主筋比(%)	1.5	0.7		
	横補強筋	2-D10@60(SPR785)			
	横補強筋比(%)	0.68			
	定着長(mm)	300	600	300	
柱	断面(mm)	400×400	400×800	400×400	
	全主筋	12-D22(SD490)			
	全主筋比(%)	2.9	1.45	2.9	
	横補強筋	4-D10@100(SPR785)			
横補強筋比(%)	0.71				
接合部	横補強筋	2-D10@100(3組)(SD295)		2-D10@100(7組)(SD295)	
	横補強筋比(%)	0.31			

接合部せん断破壊型とし、コンクリートは目標圧縮強度を21N/mm<sup>2</sup>とした。J4045\_60試験体は、J4045\_21試験体に対してコンクリート目標圧縮強度を60N/mm<sup>2</sup>とした。

\*1 東北大学 大学院工学研究科都市・建築学専攻 (正会員)

\*2 東北大学 大学院工学研究科都市・建築学専攻 助手 修士(工学) (正会員)

\*3 東北大学 大学院工学研究科都市・建築学専攻 准教授 博士(工学) (正会員)

A8045\_21, J4090\_21 試験体は, J4045\_21 に対して柱せいはあるいは梁せいを2倍とした横長及び縦長接合部の試験体である。A8045\_21 は定着破壊型の設計とした。接合部せん断耐力の算定には, 下に示す靱性指針式を用いた。

$$V_{ju} = \kappa \phi F_j b_j D_j \quad (1)$$

$\kappa$  は接合部の種類による係数でト形接合部では 0.7,  $\phi$  は直交梁の有無による係数で両側直交梁つき以外では 0.85 であるが, 下限値を評価するための係数であり, 平均値を算定する場合には 1.0 となる。本論文では基本的に平均値を用いることとする。 $F_j$  はコンクリート強度  $\sigma_B$  から定まる数値で,  $F_j = 0.8\sigma_B^{0.7}$ ,  $b_j$  は接合部有効幅で本実験では 375mm,  $D_j$  は機械式定着を用いた場合, 梁主筋の定着長  $L_d$  である。

### 2.3 加力計画

加力装置図を図-3 に示す。水平ジャッキにより柱の鉛直を維持し, 梁反曲点位置に取り付けた加力ジャッキ (A8045\_21, J4090\_21 試験体では並列で2本使用) により正負交番繰り返し漸増载荷を行った。梁反曲点を押し下げる方向を正加力とし, 梁反曲点位置の鉛直変位を柱心-梁反曲点間距離で割った層間変形角に対して,  $\pm 1/800\text{rad}$  を1サイクル,  $\pm 1/400, 1/200, 1/100, 1/67, 1/50, 1/33, 1/25$  を2サイクルずつ加力した後, ジャッキのストローク限界である正側  $1/23\text{rad}$  まで加力した。軸力ジャッキにより, 上柱の軸力を 10kN に制御した。但し, J4090\_21 試験体のみ, 下柱主筋の降伏を防ぐため, 一定軸力 336kN (軸力比 0.1) を加えた。

### 2.4 材料特性

表-2 に使用材料及び材料試験結果を示す。各材料試験結果は3体の供試体の平均である。

## 3. 実験結果

破壊状況を図-4 に, 荷重変形角関係を図-5 に, 実験結果一覧を表-3 に示す。

### 3.1 破壊経過

いずれの試験体においても, 層間変形角  $\pm 1/400\text{rad}$  ~  $1/200\text{rad}$  において機械式定着部を基点とした接合部せん断ひび割れが発生した。J4045\_60, J4045\_21 試験体では,  $\pm 1/50\text{rad}$  時に最大耐力に達した後, 接合部のひび割れが柱背面にまで貫通すると共に接合部中央付近のコンクリートが剥落し, 最終破壊に到った。A8045\_21 試験体では,  $\pm 1/33\text{rad}$  時に最大耐力を迎えた後, 接合部ひび割れはそれほど進行せず, 代わって梁危険断面のひび割れが開くと同時に梁主筋の抜け出しが進み, 最終的に定着破壊に到った。J4090\_21 試験体では, 圧縮主筋定着部付近から, 中央部分へと徐々にひび割れの範囲が広がって行き,  $-1/100, +1/67\text{rad}$  時に最大耐力を迎え, 最終的には接合部の被りコンクリートが完全に剥落した。他の試

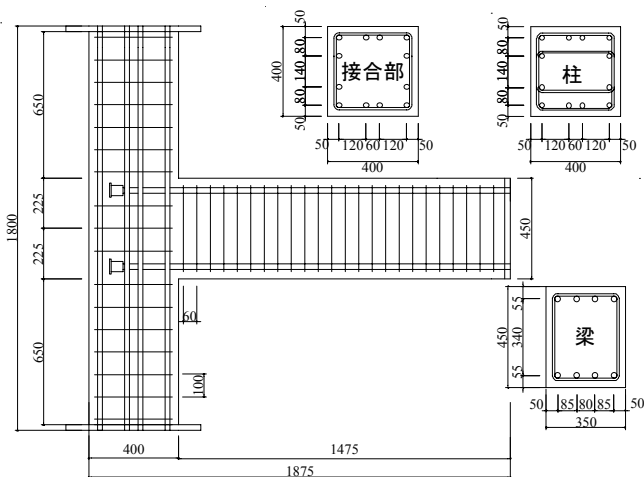


図-2 試験体配筋図(J4045\_60, J4045\_21)

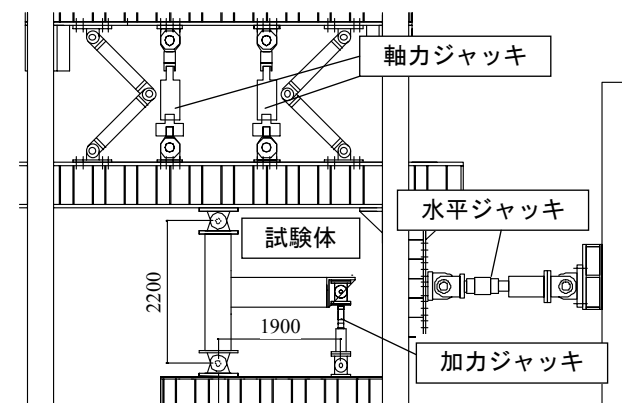


図-3 加力装置図

表-2 材料特性

鉄筋径 (材種)	降伏強度 (N/mm <sup>2</sup> )	引張強度 (N/mm <sup>2</sup> )	降伏歪 (μ)	ヤング係数 (N/mm <sup>2</sup> )
D10(SD295)	367	489	2040	180100
D10(SPR785)	891	1031	4220	209700
D22(SD490)	540	706	2870	188000
D25(SD980)	1142	1260	7950	192200

※D25(SD980)は0.2%オフセット耐力を用いた

コンクリート	圧縮強度 (N/mm <sup>2</sup> )	圧縮強度時歪 (μ)	ヤング係数 (N/mm <sup>2</sup> )	割裂強度 (N/mm <sup>2</sup> )
J4045_60	58.4	2410	32900	3.90
J4045_21	23.8	1710	26600	2.16
A8040_21	23.5	1700	26100	2.29
J4090_21	24.7	1780	27100	2.15

※ヤング係数は1/3割線ヤング係数

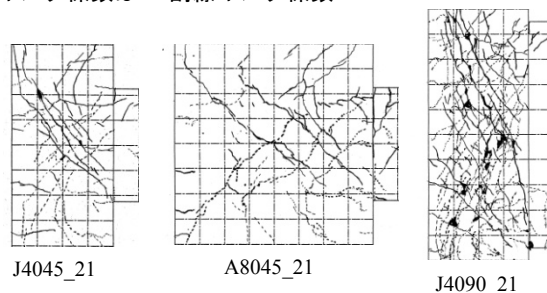


図-4 破壊状況(層間変形角 1/50rad.)

験体に比べるとひび割れは分散しており、角度が縦方向に傾いていた。

### 3.2 靱性指針による耐力計算値と実験値の比較

J4045\_60 試験体では接合部せん断耐力計算値に対し、実験値が正側負側共に 0.8 倍程度の値にとどまった。J4045\_21 試験体は正側負側ともに計算値とほぼ等しい耐力を示した。A8045\_21 試験体では定着耐力の計算値を大きく上回り、接合部せん断耐力計算値に対しても正側で 1.1 倍の値を示した。一方 J4090\_21 試験体では正側負側ともに耐力は計算値を大きく下回り、靱性指針式が危険側の評価を与える結果となった。

### 3.3 柱主筋の歪分布

図-6 に正側最大耐力時の柱主筋の歪分布を示す。梁面側では、いずれの試験体においても梁主筋との交差部において柱主筋が引張降伏していた。一方自由面側では、引張側の歪は小さかったが、正方形接合部の J4045 シリーズにおいて、上柱危険断面での局所的な歪の増大が見られた。これは、機械式定着部を基点としたひび割れが上柱まで進展した影響と考えられる。また、A8045\_21 試験体では自由面側の全域で、他の試験体でも接合部中央から下の範囲で歪がほぼ一定となっており、その範囲では付着力が発生していないことがわかる。

## 4. 接合部せん断耐力の評価

### 4.1 ストラット機構のモデルと耐力算定方法

#### (1) ストラット機構のモデル

図-7 に示すように、柱、梁危険断面のコンクリート圧縮領域で囲まれた部分(圧縮ストラット)により、接合部のせん断力が伝達されると考える。尚、上下柱の危険断面から、水平せん断力反転位置(上柱は梁主筋位置、下柱はコンクリート圧縮合力作用位置)までのストラット幅は一定とする。また、上柱ではフープ心を圧縮領域の端部とする。接合部せん断耐力の決定要素は、ストラット幅  $w_s$ 、ストラット角度  $\theta$ 、コンクリートの有効圧縮強度  $v_j\sigma_B$  の 3 つである。

#### (2) ストラット幅 $w_s$

接合部中央を破壊面とし、ストラット幅  $w_s$  を取る。

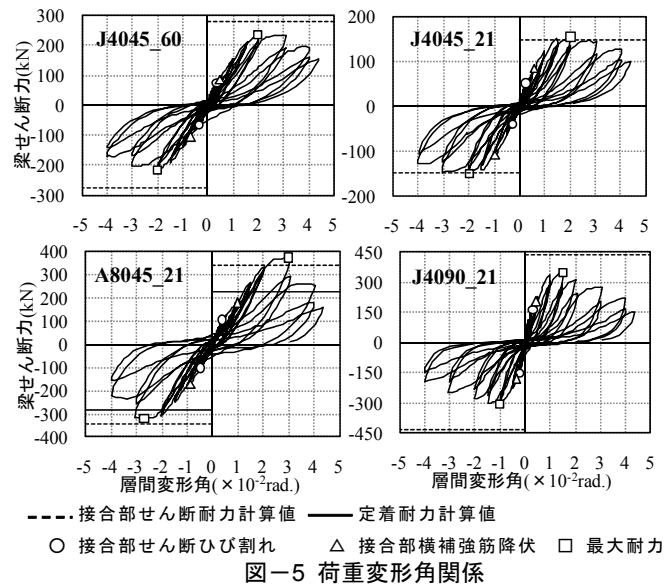


図-5 荷重変形角関係

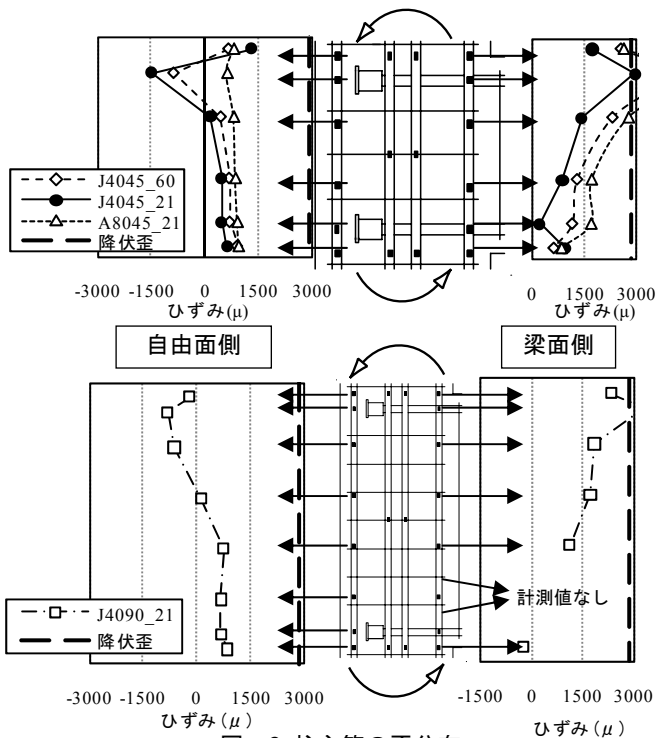


図-6 柱主筋の歪分布

表-3 実験結果一覧

試験体	破壊形式 <sup>※1</sup>	梁せん断力計算値(kN)				実験結果(kN)		実験値/計算値 <sup>※4</sup>			
		梁曲げ終局時 <sup>※2</sup>	接合部せん断破壊時	定着破壊時 <sup>※3</sup>		正側最大耐力	負側最大耐力	正側		負側	
				正側	負側			$bQ_{max}/bQ_{vju}$	$bQ_{max}/bQ_{au}$	$bQ_{max}/bQ_{vju}$	$bQ_{max}/bQ_{au}$
J4045_60	$V_j$	484	236	279	349	237	217	1.00	0.85	0.92	0.62
J4045_21	$V_j$	484	126	200	250	155	149	1.23	0.78	1.19	0.60
A8040_21	$T_a$	549	291	225	282	373	319	1.28	1.66	1.10	1.13
J4090_21	$V_j$	1036	368	435	543	347	306	0.94	0.80	0.83	0.56

※1  $V_j$ :接合部せん断破壊  $T_a$ :定着破壊

※2 梁曲げ終局強度略算式<sup>1)</sup> $M_u=0.9a_s\sigma_y$ より計算

※3 定着耐力式<sup>2)</sup>(村上式) $P_{au}=\Sigma(\sigma \cdot A_b \cdot \beta)$ より計算

※4 網掛け部分は最大耐力についての 実験値/計算値

※ 計算値には材料強度を使用

### (3) ストラット角度 $\theta$

図-7における線分 ab の中点 a' と cd の中点 c' を結んだ直線の水平方向からの傾きをストラット角度  $\theta$  とし、圧縮ストラット内において、角度  $\theta$  で一様な主応力  $\sigma_1$  が生じていると考える。

### (4) 有効圧縮強度 $v_j\sigma_B$

最大耐力時には  $\sigma_1$  が有効圧縮強度  $v_j\sigma_B$  に達している。接合部の有効係数  $v_j$  は、柱のせん断耐力算定に用いる有効係数  $v$  を基にして式(3)により求める。

$$v = (0.7 - \sigma_B / 200)(1 - 20R_p) \quad (2)$$

$$v_j = \alpha(0.7 - \sigma_B / 200)(1 - 20\gamma_p) \quad (3)$$

ここで、式(2)の柱の塑性ヒンジ回転角  $R_p$  に対応するものとして、図-8に示す接合部のせん断変形角  $\gamma_p$  を用いる。また、梁が取りつくことで拘束効果が増し、ひび割れが開きづらくなることで、接合部では柱よりも有効圧縮強度が高くなることを考慮し、補正係数  $\alpha$  を乗じる。

### (5) 接合部せん断耐力評価式

図-7に示すモールの応力円の理論より、 $\sigma_1$  を水平方向のせん断応力度  $\tau_h$  に換算する。接合部せん断耐力は、 $\tau_h$  に  $w_s$  及び接合部有効幅  $b_j$  からなるストラット面積をかけ、式(4)によって求める。ここで、ストラットは柱・梁双方からの力によって構成されるため、柱幅と梁幅の平均値として、接合部有効幅  $b_j$  を用いることとした。

$$V_{jsu} = \tau_h w_s b_j = (v_j \sigma_B / 2) \sin 2\theta w_s b_j \quad (4)$$

### 4.2 圧縮領域の算定方法

図-7のモデルでは、柱・梁危険断面のコンクリート圧縮領域及び合力作用位置が決まれば、ストラット領域が定まる。以下に実験データを用いた算定方法を示す。

柱・梁危険断面の応力状態を図-9に示す。歪ゲージにより計測した歪  $\varepsilon_s$  は全て弾性範囲に収まっていたため、引張力  $T_s$  は、鉄筋の断面積  $a_s$  とヤング係数  $E_s$  を用いて、 $T_s = a_s E_s \varepsilon_s$  により求める。 $Q_c$ 、 $Q_b$  はロードセルで計測したせん断力を用いる。上柱における算出方法を以下に示す。

#### (1) コンクリート圧縮力 $C_{cc}$ の算出

軸力に関する釣り合いから、式(5)によって求める。

$$C_{cc} = \sum_{i=1}^4 T_{sci} + N_t \quad (5)$$

#### (2) コンクリート圧縮合力作用位置 $d_5$ の算出

危険断面位置でのモーメントは式(6)で表される。 $M_c$  は、鉄筋引張(圧縮)力によるモーメント  $M_{cs}$  とコンクリート圧縮力によるモーメント  $M_{cc}$  の和となる。

$$M_c = Q_c H_0 \quad (6)$$

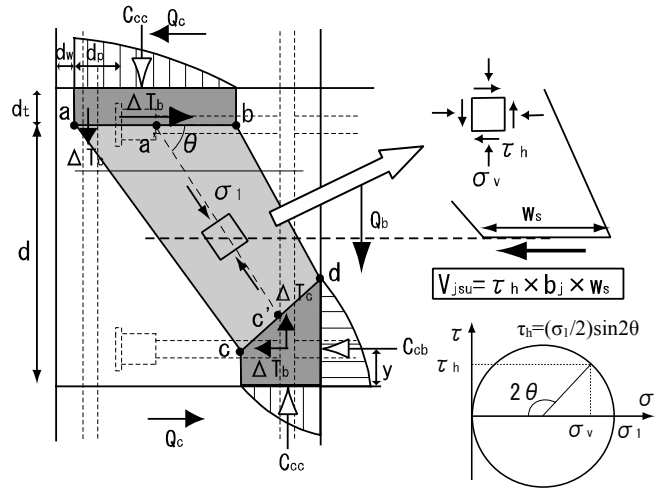
$$M_{cs} = \sum_{i=1}^4 T_{sci} d_i \quad (7)$$

$$M_{cc} = C_{cc} d_5 \quad (8)$$

$$M_c = M_{cs} + M_{cc} \quad (9)$$

以上より、材軸からコンクリート合力作用位置までの距離  $d_5$  は式(10)によって求められる。

$$d_5 = (M_c - M_{cs}) / C_{cc} \quad (10)$$



$Q_c, Q_b$ : 柱・梁せん断力  $C_{cc}, C_{cb}$ : コンクリート圧縮力  
 $\Delta T_c, \Delta T_b$ : 柱・梁主筋付着力  $d$ : 梁有効せい  
 $y$ : コンクリート圧縮領域端から合力作用位置までの距離  
 $d_j$ : コンクリート表面から上端梁主筋心までの距離  
 $d_w$ : コンクリート表面からフープ心までの距離  
 $d_p$ : 定着板から圧縮領域端までの距離

図-7 ストラット機構のモデル

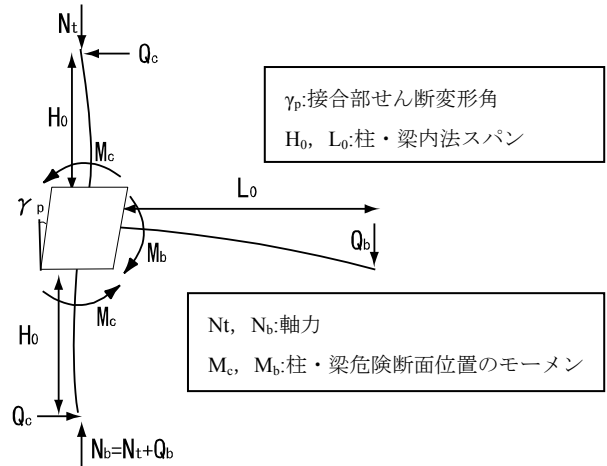


図-8 架構の応力状態と接合部せん断変形角

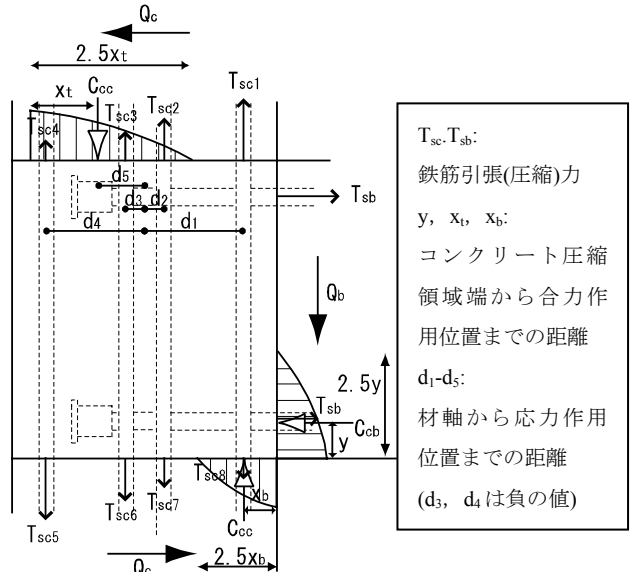


図-9 柱・梁危険断面の応力状態

### (3) 圧縮領域幅 $2.5x_t$ の算出

圧縮応力は三角形分布と終局状態の中間として図-9のような分布を想定し、最大点から合力  $C_{cc}$  作用位置までの距離  $x_t$  の 2.5 倍を圧縮領域の幅と仮定する。下柱、梁についても同様にして求める。

### 4.3 ストラット領域とひび割れの対応

図-10 に実験データより求めた正側最大耐力時のストラット領域とひび割れ状況を示す。ただし、A8045\_21 試験体は最大耐力時に定着破壊が起こっていたため、その前サイクル(1/50rad.)において算定した。また、フープ心を上柱の圧縮領域端すると、圧縮領域幅が柱せいより大きくなるという矛盾が生じたため、定着板からの距離  $d_p$  が他の試験体と等しくなるように圧縮領域端を定めた。

J4045 シリーズ及び A8045\_21 試験体では、接合部のせん断ひび割れがほぼ圧縮ストラットの中に収まっており、また、角度も主応力の流れに一致している。一方 J4090\_21 では、ストラット内での角度の対応は見られるが、ストラット外にもひび割れが広がっている。従って、横補強筋を介し、ストラット外でもせん断力の伝達が行われていると考えられる(以下トラス機構とする)、ひび割れが内側に比べ軽微であったことから、ここではいずれの試験体においてもストラットが主要な抵抗機構であるとして、耐力算定を行う。

### 4.4 接合部せん断耐力の検討

4.3 の結果から、ストラット幅と角度を求め、式(4)によって接合部せん断耐力を評価した。計算結果の一覧を表-4 に、接合部形状と耐力の関係を図-11 に示す。ここで、 $\gamma_p$  は実験で計測したせん断変形角の値を用いた。 $\alpha$  は、J4045\_21 試験体において実験値と計算値が等しくなるよう、 $\alpha=1.74$  とした。ストラット機構による接合部最大せん断応力計算値  $\tau_{jsu}$  は式(11)により算定した。

$$\tau_{jsu} = V_{jsu}/b_j D_j = V_{jsu}/b_j L_d \quad (11)$$

$d/L_d$  が大きくなる、つまり接合部形状が縦長になるに従って耐力が低くなるという実験結果の傾向を、ストラット機構による耐力算定によって捉えることができている。A8045\_21 では計算値が実験値を上回っており、定着破壊を起こさなければ耐力がさらに上がったと予想される。また、靱性指針式において危険側の評価となった J4090\_21 については、計算値が実験値をやや下回り、安全側に評価できた。実験値と計算値の差は 4.3 で予想したトラス機構による負担分であると考えられる。

### 4.5 ストラット幅と角度の検討

図-12 に示すように、ストラット幅の定着長に対する比は、正方形及び横長接合部に比べて縦長接合部の J4090\_21 試験体ではやや大きくなっており、統一的な傾向は得られなかった。

一方、図-13 に示すように、接合部形状(定着長  $L_d$  と

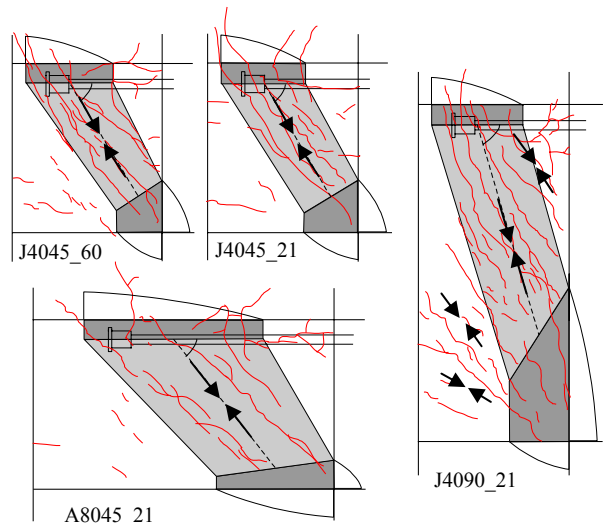


図-10 圧縮ストラット領域

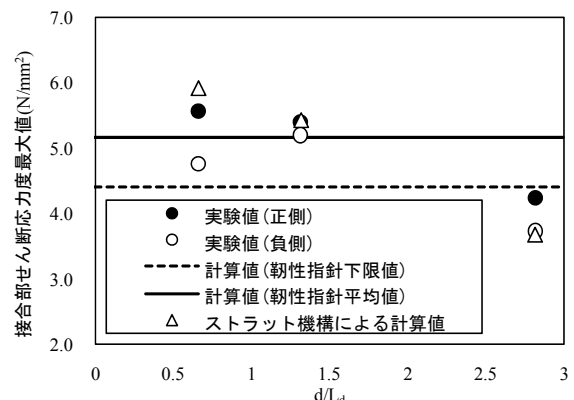


図-11 接合部形状と耐力の関係

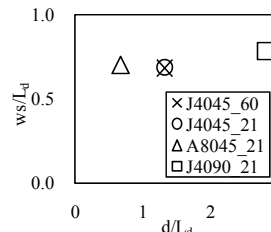


図-12 ストラット幅と接合部形状の関係

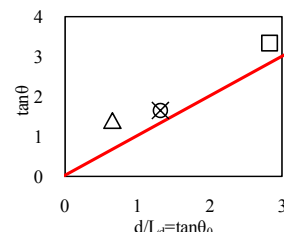


図-13 ストラット角度と接合部形状の関係

表-4 ストラット機構による接合部せん断耐力計算結果

試験体名	J4045_60	J4045_21	A8045_21	J4090_21
$\sigma_B$ (N/mm <sup>2</sup> )	58.4	23.8	23.5	24.7
接合部せん断変形角 $\gamma_p$ ( $\times 10^{-2}$ rad.)	1.10	1.30	1.25	1.56
有効係数 $v_j$	0.55	0.75	0.76	0.69
有効圧縮強度 $v_j \sigma_B$ (N/mm <sup>2</sup> )	32.3	17.8	17.8	17.0
ストラット角度 $\theta$ (度)	58.7	58.6	54.4	73.2
$\sin 2\theta$	0.89	0.89	0.95	0.55
ストラット幅 $w_s$ (mm)	203	205	420	235
接合部有効せい $b_j$ (mm)	375	375	375	375
ストラット機構による耐力計算値 $\tau_{jsu}$ (N/mm <sup>2</sup> )	9.72	5.42	5.91	3.68
靱性指針による耐力計算(平均)値 $\tau_{ju(av.)}$ (N/mm <sup>2</sup> )	9.66	5.15	5.10	5.28
実験値 $\tau_{jmax}$ (N/mm <sup>2</sup> )	8.25	5.40	5.56	4.23
$\tau_{jmax}/\tau_{jsu}$	0.85	1.00	0.94	1.15
$\tau_{jmax}/\tau_{ju(av.)}$	0.85	1.05	1.09	0.80

梁有効せい  $d$ )で決定される角度  $\theta_0(\tan\theta_0 = d/L_d)$  が大きくなるに従ってストラット角度  $\theta$  も大きくなるという傾向が確認できた。今回の実験では、いずれの試験体においても  $\theta > 45^\circ$  となったため、 $\theta$  が大きい程  $\sin 2\theta$  は小さくなる。つまり、縦長接合部では  $\theta$  が大きくなることで耐力低下し、横長接合部では  $\theta$  が小さくなることで耐力が上昇していることがわかる。

また、コンクリート強度によるストラット幅及び角度の違いは見られなかった。従って、J4045\_60 の耐力を適切に評価するには、残りの影響要素である有効圧縮強度の算定方法を再検討する必要があると言える。

#### 4.7 曲げ解析による圧縮領域算定

実験結果を用いた検討により、ストラット機構によって接合部形状による耐力の差を評価できることが確認された。従って、柱梁危険断面の圧縮領域が解析的に求められれば、式(4)を一般的な接合部せん断耐力式として用いることができると考えられる。そこで、曲げ解析を用いて圧縮ストラット領域の算定を行った。基準試験体における結果を図-15に示す。また、危険断面の鉄筋の歪を図-16に示す。ここで、鉄筋の応力-歪関係は完全弾塑性とし、コンクリートは図-14のモデルを用いた。

図-10と比べると、曲げ解析では上柱の圧縮領域が狭くなっており、ひび割れがストラット外に出ている。これは、接合部ひび割れに抵抗する形で鉄筋歪が全体的に引張側にシフトすることや、自由側面で引張の歪が出にくくなるといった、曲げ解析では考慮されていない現象が実際には生じているためと考えられる。

#### 4.8 今後の課題

一般的な耐力式の提案に向け、曲げ解析と実験結果の違い、あるいは、図-12、図-13に示した接合部形状とストラット形状の関係を定量的に把握する必要がある。また、縦長接合部の耐力をより正確に評価するためには、ストラット以外のせん断抵抗機構(トラス機構)の評価が要求される。さらに、コンクリートの圧縮強度と有効圧縮強度の関係についても検討の余地があると言える。

### 5. まとめ

- (1) 正方形接合部の J4045 シリーズ及び縦長接合部の J4090\_21 試験体は共に接合部せん断破壊したが、縦長接合部ではひび割れの本数が多く、角度が縦方向に傾いていた。横長接合部の A8045\_21 試験体は定着破壊した。
- (2) 正方形及び横長接合部では靱性指針による計算値とほぼ等しい耐力を示したが、縦長接合部では計算値の0.8倍程度であり、危険側の評価となった。
- (3) ストラット機構を接合部せん断抵抗機構と考え、コンクリート有効圧縮強度及びストラット角度、幅をパラメータとする接合部せん断耐力式を提案した。

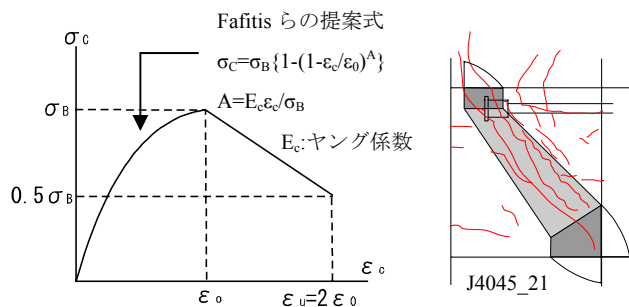


図-14 コンクリートの応力-歪関係

図-15 曲げ解析による圧縮ストラット領域算定

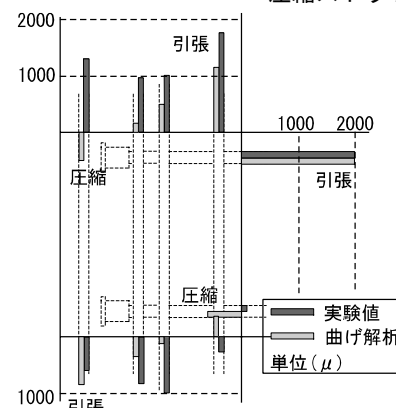


図-16 危険断面の鉄筋歪(J4045\_21)

(4) 実験における鉄筋の歪と柱・梁せん断力から各パラメータを算出し、各試験体において接合部耐力を評価した結果、縦長になるに従ってストラットの角度が立ち、耐力が下がるという傾向を捉えることができた。一方、コンクリート強度によるストラット形状の違いは見られなかった。

### 謝辞

本研究は、(財)日本建築防災協会に設置された高炉鉄筋に適用する機械式定着工法研究委員会(窪田敏行委員長)のもとに設置された実験担当WGの研究プロジェクトの一環として実施されたものである。また、新日本製鐵(株)及び東京鉄鋼(株)より鉄筋等の材料を提供して頂いた。ここに記して関係各位に謝意を表す。

### 参考文献

- 1) 日本建築学会：鉄筋コンクリート造建物の靱性保証型耐震設計指針・同解説，2001.9
- 2) 東京鉄鋼株式会社：プレートナット工法設計施工指針，2008
- 3) 藤井栄，森田司郎：鉄筋コンクリート外部柱・梁接合部のせん断抵抗機構，日本建築学会構造系論文報告集，第398号 pp.61-71，1989.4
- 4) 田中信也，小林宗悟，林静雄，上村智彦：鉄筋コンクリート造内部梁・柱接合部の破壊性状への接合部アスペクト比の影響，コンクリート工学年次論文集，vol26, No.2, pp.433-438, 2004