

半剛接合を活用した中低層鋼構造建築物の 合理的な耐震設計の可能性

(課題番号 13555153)

平成 13 年度～平成 14 年度 科学研究費補助金 (基盤研究(B)(2)) 研究成果報告書

平成 15 年 3 月

研究代表者 森田 耕次
(千葉大学工学部教授)

はしがき

平成 13 及び 14 年度の科学研究費補助金・基盤研究(B)(2) (課題番号: 13555153)を得て、研究課題「半剛接合を活用した中低層鋼構造建築物の合理的な耐震設計の可能性」に 2 年間にわたり取組んで得られた研究成果を研究報告書として報告する。

研究組織

研究代表者: 森田 耕次 (千葉大学 工学部 教授)

研究分担者: 原田 幸博 (千葉大学 大学院自然科学研究科 助教授)

研究分担者: 宇野 暢芳 (新日本製鐵(株) 鋼構造研究開発センター 主幹研究員)

研究分担者: 田中 浩史 (新日本製鐵(株) 鋼構造研究開発センター 主任研究員)

研究協力者: 江波戸 和正 (千葉大学 工学部 技官)

研究経費

平成 13 年度	3,500 千円
平成 14 年度	4,100 千円
計	7,600 千円

研究発表

(1) 学会誌等

1) 坂梨美弥, 原田幸博, 田中浩史, 森田耕次: 鋼構造骨組柱梁接合部における方杖補強方法に関する実験的研究, 鋼構造年次論文報告集, 第 9 巻, 481-488, 2001 年 11 月

2) Yukihiro Harada, Tadashi Arakaki, Koji Morita (2003), "Structural Behaviour of RHS Column-to-H Beam Connection with High Strength Bolts", International Journal of Steel Structures, Volumn 2, Number 2, 111-112, December 2002

3) 原田幸博, 中川治彦, 森田耕次: 角形鋼管柱-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部における角形鋼管管壁の面外変形挙動に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第 567 号, 173-180, 2003 年 5 月

(2) 口頭発表

1) 照沼美穂, 原田幸博, 長谷川秀和, 坂梨美弥, 江波戸和正, 森田耕次: スプリットティ

形式引張接合部を有する H 形断面材の局部変形挙動 その 1 実験の概要と結果, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), C-1 構造 III, 661-662, 2002 年 8 月

2) 長谷川秀和, 原田幸博, 照沼美穂, 坂梨美弥, 江波戸和正, 森田耕次: スプリットティ形式引張接合部を有する H 形断面材の局部変形挙動 その 2 降伏および最大耐力の評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), C-1 構造 III, 663-664, 2002 年 8 月

3) 新垣忠志, 原田幸博, 中川治彦, 江波戸和正, 森田耕次: 高力ボルトを用いた角形鋼管柱-スプリットティ形式接合部の局部耐力 その 1 実験概要, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), C-1 構造 III, 665-666, 2002 年 8 月

4) 中川治彦, 原田幸博, 新垣忠志, 江波戸和正, 森田耕次: 高力ボルトを用いた角形鋼管柱-スプリットティ形式接合部の局部耐力 その 2 耐力評価, 日本建築学会大会学術講演梗概集(北陸), C-1 構造 III, 667-668, 2002 年 8 月

5) 野本篤史, 照沼美穂, 江波戸和正, 原田幸博, 森田耕次: 高力ボルト接合を用いた H 形鋼柱-H 形鋼梁接合部の力学的挙動に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), C-1 構造 III, 2003 年 9 月 (掲載予定)

半剛接合を活用した中低層鋼構造建築物の
合理的な耐震設計の可能性

目次

1. 研究目的	1
2. 研究計画	3
3. 研究成果	5
(1) 鋼構造骨組柱梁接合部における方杖補強方法に関する実験的研究	7
(2) 角形鋼管柱-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部における角 形鋼管管壁の面外変形挙動に関する研究	15
(3) Structural Behaviour of RHS Column-to-H Beam Connection with High Strength Bolts	23
(4) H 形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部の力学 的性能に関する研究	35
(5) 高力ボルト接合を用いたH形鋼柱-H形鋼梁接合部の力学的挙動に関 する実験的研究	43
4. 研究報告会 「半剛接合を活用した中低層鋼構造建築物の合理的な 耐震設計の可能性」	45
5. あとがき	71

1. 研究目的

現在のわが国における鋼構造建築物では、工場や体育館などのやや特殊なものを除き、冷間成形角形鋼管を柱材として用いて二方向の平面骨組をともに剛接骨組とする設計が大半を占める。それに伴い、柱フランジを完全溶込み溶接とする剛接柱梁接合部が多用されている。1995年の兵庫県南部地震において、このような剛接接合部の溶接部近傍が起点となった脆性破壊による被害が多く発生した。この事実を受けて、数多くの研究者や設計者により接合部の設計の改善や改良についての活発な議論が行われてきている。

一方、建物の耐震性を高めるための研究は溶接接合部のみでなく多方面にわたって活発に行われており、多様な考え方に基づく構造設計を個々の構造設計者が創意工夫により考えることができるようになりつつあるのが現状である。そのような流れの一つに、剛接でない接合部(半剛接接合部)を組み込むことで耐震安全性と経済性を実現させるという考え方が提案されている。

本研究の目的は、耐震安全性や経済性の観点に主に着目して、鋼構造建築物において半剛接接合部を活用することでいかなる耐震設計が可能であるのかを検討することである。欧米諸国では、アングルなどの金物とファスナーを介して接合するディテール、つまり半剛接接合が多用されている。このような接合部は施工及び品質管理が比較的容易であるという長所がある。この点は、経済性の向上という点から評価することができる。一方、半剛接接合を取り入れることにより、骨組の剛性が低下し変形が過大になってしまうという短所がある。しかし、この種の接合部の剛性や耐力はそのディテールに応じて様々であり、これらを全て採用しないということは、設計の自由度を大幅に狭めてしまう。

本研究においては、部分骨組を用いた載荷実験と数値シミュレーションにより半剛接接合部を含む鋼構造骨組の構造性能を正確に把握して、半剛接接合部を含む鋼構造骨組の多様な構造計画を検討するための有益な基礎資料の蓄積を行い、併せて中低層鋼構造建築物の合理的な構造計画へ向けての指針を提示することを目指す。

2. 研究計画

本研究課題で行う内容は、大きく以下の三つに分けられる。

1. 半剛接接合部及び半剛接柱梁接合部を含む骨組の載荷実験

半剛接接合部及び半剛接接合部を含む骨組の力学的挙動を実験的に明らかにするために、半剛接接合部局部の引張試験と半剛接柱梁接合部を含む部分骨組の繰返し載荷実験を行う。対象とする半剛接接合部は、溶接接合を用いずに高力ボルトのみで構成されるスプリットティ形式の接合部である。柱部材としては角形鋼管及びH形断面材の双方を対象とし、半剛接接合部を含む骨組の構造性能を広く探るための網羅的な試験計画を行った。

2. 数値計算による半剛接接合部の力学的挙動の評価

半剛接接合部の降伏耐力及び最大耐力が、適切な降伏機構または崩壊機構を仮定することにより、既往の研究でも広く用いられている降伏線理論に基づく数値計算によって精度良く評価できることを確かめる。また、汎用有限要素解析プログラムを用いて種々の半剛接接合部を含む骨組載荷実験結果を精度良く再現できていることを確かめ、併せて実験を行っていない骨組についてもその力学的挙動を推定した。そして、以上の数値計算結果に基づいて、半剛接接合部を材端バネモデルとしてモデル化を行うための手法について検討を行う。

3. 半剛接接合部を含む鋼構造骨組の多様な耐震設計を実現させるための性能マトリクスの作成

1., 2.の課題の成果に基づいて、半剛接接合部を採り入れた骨組の耐震設計を行うための性能マトリクス(地震レベルと設計クライテリアの関係を示す表)を作成する。本マトリクスの特徴は、接合部の設計を全強設計とするか部分強度設計とするかという点と地震入力レベルに応じて接合部設計のクライテリアを具体的に提示している点にある。

以上の本研究課題の成果については、広く実務者に公開し意見交換をしたいと考える。そこで、本研究課題の最終年度末において、本研究課題の成果を発表する研究報告会を開催し、実務者に情報を広く公開する予定である。同研究報告会では、実務者との議論を深め、本研究課題を今後さらにどのように発展させていくべきかについて方向性を探りたい。

3. 研究成果

- (1) 鋼構造骨組柱梁接合部における方杖補強方法に関する実験的研究
(注) 鋼構造年次論文報告集, 第9巻, 481-488, 2001年11月(掲載論文)

- (2) 角形鋼管柱-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部における角形鋼管管壁の面外変形挙動に関する研究
(注) 日本建築学会構造系論文集, 第567号, 2003年5月(掲載論文)

- (3) Structural Behaviour of RHS Column-to-H Beam Connection with High Strength Bolts
(注) International Journal of Steel Structures, Vol. 2, No. 2, December 2002 (掲載論文)

- (4) H形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部の力学的性能に関する研究

- (5) 高力ボルト接合を用いたH形鋼柱-H形鋼梁接合部の力学的挙動に関する実験的研究
(注) 日本建築学会大会学術講演梗概集(東海), C-1 構造 III, 2003年9月(掲載予定論文)

H形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部の力学的性能に関する研究 STRUCTURAL PERFORMANCE OF FLANGE PLATE OF H-SECTION MEMBER-TO-SPLIT-T TENSILE CONNECTION WITH HIGH-STRENGTH BOLTS

原田幸博*, 江波戸和正**, 野本篤史***, 森田耕次****

Yukihiro HARADA, Kazumasa EBATO, Atsushi NOMOTO and Koji MORITA

In order to design H-section column-to-H-section beam connection with split-T stubs, out-of-plane deformation of flange plate of H-section column should be considered, which causes semi-rigidity of the connection, especially in the connection detail without transverse stiffener. Estimation of yield and ultimate strengths of the connection is derived from plastic analysis by assuming yield and collapse mechanisms concerning out-of-plane deformation of the flange plate of H-section column and stretch of high-strength bolts. The assumed mechanisms and analytical estimation of strength of the connection are verified by comparing with the results of experimental studies by tensile tests of the connection.

Keywords: H-section member, high-strength bolt connection, plastic analysis, out-of-plane behavior
H形断面材、高力ボルト接合、塑性解析、面外変形挙動

1. 序

既往の大地震時に、数多くの中低層鋼構造物において溶接接合部の破断による被害が観察されている。このことは、溶接施工はこれまで考えられてきた以上に材料選定や施工管理に注意が必要なることを意味する。溶接施工に関わるそのような問題を回避する方法の一つとして、接合部を管理の容易な高力ボルト接合とすることが考えられる。高力ボルト接合のみで中低層鋼構造建築物を構成することを考える場合、大きな応力が発生する柱梁接合部をどのような形式とするかは重要な課題である。本研究では、スプリットティ形式高力ボルト接合部によりH形鋼梁とH形柱が接続される柱梁接合部を対象として、同接合部局所の力学的挙動及び同接合部を含む部分骨組の力学的挙動を明らかにすることを目的とする。

本研究では溶接接合を全く用いないでH形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部を構成することを目指し、溶接によりスチフナなどを取り付けないディテールを対象とする。このような接合部の力学的性能を主に支配するのはH形鋼フランジの面外変形挙動だが、アングルなどの補強材を用いて面外剛性と耐力を補強することも可能である^{1, 2)}。このような接合部では、H形鋼フランジの面外変形を拘束するためのスチフナが溶接接合により取り付けられる³⁾のが通例だが、本研究ではそのようなディテールは対象としない。

本研究では、始めに塑性解析の手法によりH形鋼フランジ-スプ

リットティ形式高力ボルト引張接合部の全塑性耐力及び最大耐力評価式を導き、同接合部の詳細が同接合部の耐力に及ぼす影響を解析的に明らかにする。本論文における耐力評価方法は、既往の角形鋼管柱-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部における角形鋼管管壁の面外変形に関する研究⁴⁾において用いた手法と同様の方法である。水平スチフナによる補強を行わないH形鋼フランジの面外変形挙動に関する既往の研究^{1, 2)}でも本研究と同様の論考が行われているが、それらでは接合部の降伏耐力(全塑性耐力)に言及するに留まっている。本研究では、H形鋼フランジに取り付ける補強アングル材(以下、単にアングルと呼ぶ)に発生する降伏機構及び崩壊機構についても詳細な考察を行い、接合部の最大耐力も導出している点が既往の研究と異なる。耐力評価式の導出の際に仮定した降伏機構及び崩壊機構(すなわちH形鋼フランジの面外曲げ変形挙動及び高力ボルト周辺部の局所変形挙動)の妥当性と耐力評価式の精度は、接合部局所の引張実験結果と比較することで検証する。

2. 降伏線理論によるH形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部の耐力評価

本研究で対象とするH形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部を図1に示す。ここでは、スプリットティのフランジは十分に厚く、同接合部の局所変形においてH形鋼フランジ(及びアン

本論文の一部は、2002年度日本建築学会大会⁵⁾で発表している。

*千葉大学大学院自然科学研究科 助教授・博士(工学)

**千葉大学工学部デザイン工学科建築系 技官

***千葉大学大学院自然科学研究科 博士前期課程

****千葉大学工学部デザイン工学科建築系 教授・工博

Assoc. Prof., Graduate School of Science and Technology, Chiba Univ., Dr. Eng. Technician, Dept. of Design and Architecture, Faculty of Eng., Chiba Univ.
Graduate Student, Graduate School of Science and Technology, Chiba Univ.
Prof., Dept. of Design and Architecture, Faculty of Eng., Chiba Univ., Dr. Eng.

グ)の面外変形または高力ボルト周辺部の局部変形が卓越する場合のみを想定する。本章では、降伏線理論により接合部の全塑性耐力と最大耐力を導出する。

アングルを取り付けた接合部の耐力は、(アングルを取り付けない) H形鋼フランジの局部変形挙動による耐力とアングルの局部変形挙動による耐力の和として得られるとする。つまり、接合部の全塑性耐力 P_y 及び最大耐力 P_u は、H形鋼フランジの全塑性耐力 P_{Fy} 及び最大耐力 P_{Fu} とアングルの全塑性耐力 P_{Ay} 及び最大耐力 P_{Au} から以下のように得られるとする。

$$\text{(補強材のない場合)} \quad P_y = P_{Fy}, \quad P_u = P_{Fu}$$

$$\text{(補強材のある場合)} \quad P_y = P_{Fy} + P_{Ay}, \quad P_u = P_{Fu} + P_{Au}$$

本研究では、H形鋼フランジ及びアングルに生じる降伏及び崩壊機構は、相互の幾何学的な適合性を満たしてさえいればそれぞれに任意の機構を取り得ると考える。つまり、本研究ではH形鋼フランジとアングルフランジとで異なる形状の機構が生じることを許容しており、この点が既往の同様の研究¹⁾と異なる。ここで、H形鋼フランジの耐力とアングルの耐力は、両者に発生する機構の幾何学的な適合性に関わる条件のため、独立には決定され得ないことに留意する必要がある。

2.1 全塑性耐力

H形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部の全塑性耐力は、H形鋼フランジ及びアングルフランジの面外変形により発生する降伏機構に応じて定まる。

2.1.1 H形鋼フランジに想定される降伏機構(Y-F)

H形鋼フランジに想定される降伏機構を図2に示す。図2に示した降伏機構においてH形鋼フランジがなす内部仕事 E_{in} とスプリットティに作用する引張力 P のなす外部仕事 E_{ex} は、接合部局部の変形 δ_{ex} を用いてそれぞれ以下のように表される。

$$E_{in} = 4(h_b + F X_y) F M_p \cdot F \theta_1 + 4(D_F - d_F) F M_p \cdot F \theta_2 + 4\sqrt{F X_y^2 + d_F^2} F M_p \cdot F \theta_3 \quad (1)$$

$$E_{ex} = P \cdot \delta_{ex} \quad (2)$$

ここで

B_F : H形鋼フランジの幅

t_f, t_w : H形鋼フランジ, ウェブの板厚

r_f : H形鋼ウェブファイレットの半径

D_F : H形鋼のウェブファイレット中心からフランジ端までの幅の2倍

$$(\quad = B_F - t_w - r_f)$$

h_b : H形鋼材軸方向のボルト間隔

d_F : ファイレット中心からボルト孔中心までの距離

$$F \theta_1 = \frac{\delta_{ex}}{F X_y}, \quad F \theta_2 = \frac{\delta_{ex}}{d_F}, \quad F \theta_3 = \frac{\delta_{ex}}{\sqrt{F X_y^2 + d_F^2}} \left(\frac{d_F}{F X_y} + \frac{F X_y}{d_F} \right)$$

$F M_p$: H形鋼フランジの単位長さ当たりの全塑性モーメント

$$(\quad = F \sigma_y \cdot t_f^2 / 4)$$

$F \sigma_y$: H形鋼フランジにおける鋼材の降伏応力度

である。内部仕事と外部仕事を等値することにより、図2の降伏機構による全塑性耐力 P_y を以下のように得る。

$$F P_y = 4 F M_p \left\{ \frac{D_F}{F X_y} + \frac{2 F X_y + h_b}{d_F} \right\} \quad (3)$$

上界定理より、降伏機構の形状に関する変数 X_y は P_y の最小値を与え

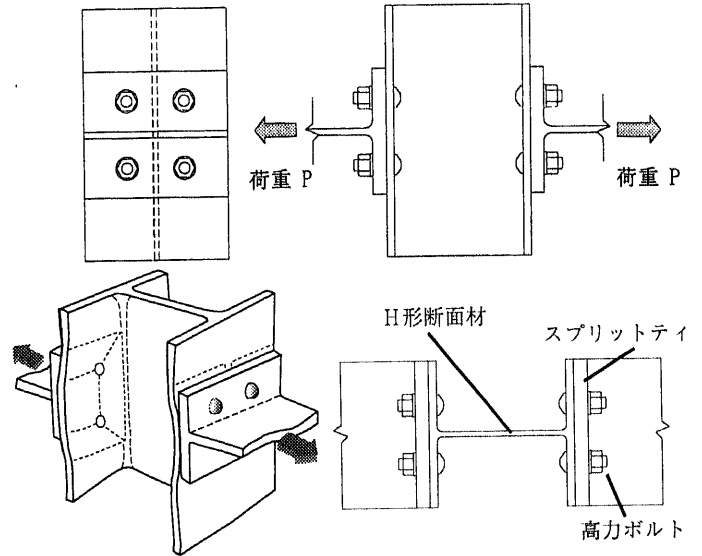


図1 本研究で対象とするH形鋼-スプリットティ形式引張接合部

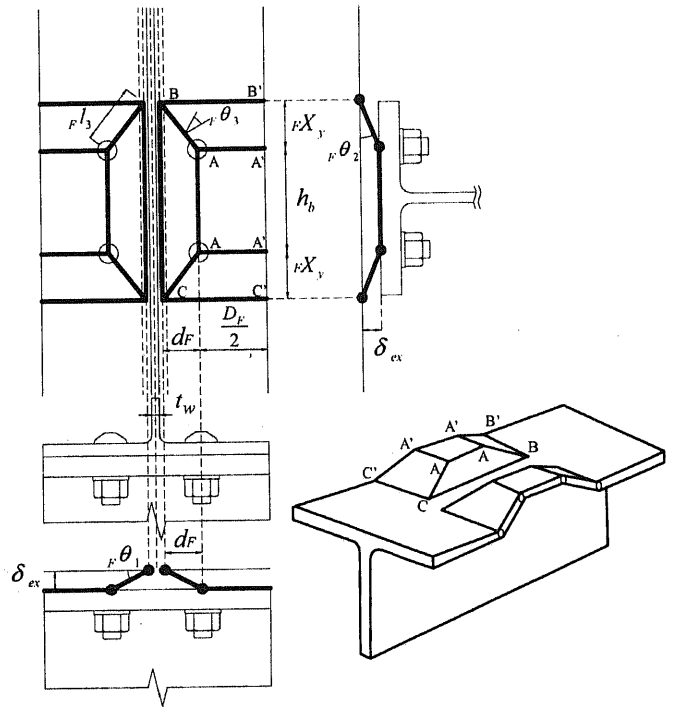


図2 H形鋼フランジに想定される降伏機構(Y-F)

るとき値として得られる。したがって、全塑性耐力を与える変数 X_y は $d_F P_y / d_F X_y = 0$ を X_y について解くことにより以下のように求まる。

$$F X_y = \sqrt{D_F d_F / 2} \quad (4)$$

すなわち、アングルを取り付けない接合部の全塑性耐力 P_y は、(4)式の X_y を(3)式に代入することにより得られる。

2.1.2 アングルに想定される降伏機構

本研究で対象とするH形鋼フランジ補強方法は、H形鋼フランジの内側にアングルを取り付ける方法である(図3, 4)。このアングルのH形鋼フランジと接合されない側のフランジは、H形鋼ウェブと高力ボルト摩擦接合される。その際、アングルがH形鋼ファイレットにかかるのを避けるために、アングルフランジとH形鋼ウェブの間に鋼板を挿入している。

アングルに生じる降伏機構はH形鋼フランジの面外変形に伴い形成されると考えると、アングルフランジに生じる降伏機構は図3に示すような二つの降伏機構Y-R、Y-RSが想定される。これらは、H形鋼材軸に垂直な降伏線の位置と補強材の全長 L_R との相互の大小関係によって定まり、それぞれの機構について降伏機構の形状に関わる変数 ${}_R X_y$ は以下の条件を満たさなければならない。

$$(Y-R) \quad L_R \geq 2{}_R X_y + h_b \quad (5)$$

$$(Y-RS) \quad L_R < 2{}_R X_y + h_b \quad (6)$$

さらに、変数 ${}_R X_y$ はH形鋼フランジと補強材の面外変形が相互に幾何学的に矛盾がないという条件、つまり

$$0 \leq {}_R X_y \leq {}_R X_y \quad (7)$$

という条件を満たさなければならない。また、アングルはH形鋼ウェブに摩擦接合されているため、両者のフィレット部における塑性回転量は異なっており、アングルのフィレット部における塑性回転量のほうが大きいことにも留意する必要がある(図4)。

(a) 降伏機構 Y-R

降伏機構Y-Rは、2.1.1節に示したH形鋼フランジに生じる降伏機構と同様の形状である。したがって、この降伏機構に対応するアングルの全塑性耐力も2.1.1節と同様に得ることができる。以下、その結果のみを示す。降伏機構Y-Rによるアングルの全塑性耐力は、(9)式の ${}_R X_y$ を(8)式の右辺に代入することにより得られる。

$${}_R P_y = 4{}_R M_p \left\{ \frac{D_R}{{}_R X_y} + \frac{2{}_R X_y + h_b}{d_R} \right\} \quad (8)$$

$${}_R X_y = \sqrt{D_R d_R / 2} \quad (9)$$

ここで、

D_R : アングルフィレット中心からアングル端までの幅の2倍

d_R : アングルフィレット中心からボルト孔中心までの距離

${}_R M_p$: アングルフランジの単位長さ当たりの全塑性モーメント
($= {}_R \sigma_y \cdot t_R^2 / 4$)

${}_R \sigma_y$: アングルフランジにおける鋼材の降伏応力度

t_R : アングルフランジの板厚

r_R : アングルフィレットの半径

である。なお、(9)式により得られる ${}_R X_y$ は、一般的な接合部詳細による寸法に対しては(5)、(7)式を満足する。

(b) 降伏機構 Y-RS

降伏機構Y-RSにおいてアングルがなす内部仕事 E_{in} は以下のよう表される。

$$E_{in} = 2(L_R + h_b) {}_R M_p \cdot {}_R \theta_1 + 2(D_R - 2d_R) {}_R M_p \cdot {}_R \theta_2 + 4 {}_R l_3 \cdot {}_R M_p \cdot {}_R \theta_3 \quad (10)$$

ここで

$${}_R l_3 = \sqrt{d_R^2 + {}_R X_y^2}, \quad {}_R l_3 = {}_R l_3 \cdot (L_R - h_b) / 2{}_R X_y$$

$${}_R \theta_1 = \delta_{ex} / d_R, \quad {}_R \theta_2 = \delta_{ex} / {}_R X_y, \quad {}_R \theta_3 = \delta_{ex} / {}_R l_3 \cdot (d_R / {}_R X_y + {}_R X_y / d_R)$$

である。内部仕事と外部仕事を等値することにより、降伏機構Y-RSによる降伏荷重 ${}_{RS} P_y$ を以下のように得る。

$${}_{RS} P_y = 2{}_R M_p \left\{ \frac{2L_R + D_R - 2d_R}{d_R} + \frac{d_R(L_R - h_b)}{{}_R X_y^2} \right\} \quad (11)$$

上界定理より、降伏機構に関する変数 ${}_R X_y$ は ${}_{RS} P_y$ の最小値を与えるときの値として得られる。ここで、 ${}_{RS} P_y$ の変数 ${}_R X_y$ に関する微分は

$$d_{RS} P_y / d {}_R X_y = 2{}_R M_p \left\{ (D_R - 2d_R) / {}_R X_y^2 - 2d_R(L_R - h_b) / {}_R X_y^3 \right\} \quad (12)$$

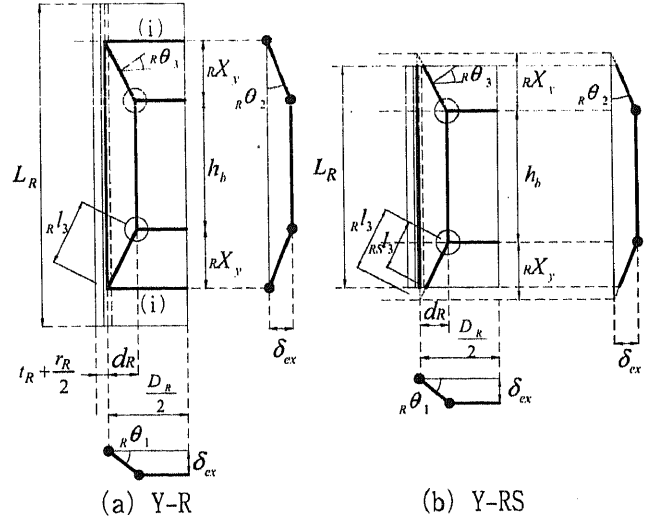


図3 アングルフランジに想定される降伏機構

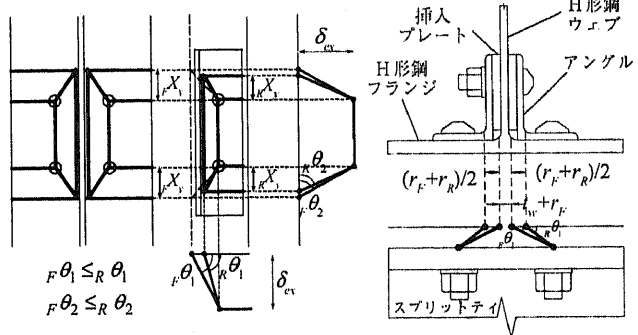


図4 アングルに想定される降伏機構の変形に関する諸条件

となり、 $D_R - 2d_R > 0$ 、 $L_R - h_b > 0$ なのでこの式の右辺は負となる。したがって、 ${}_{RS} P_y$ は ${}_R X_y$ に関する減少関数となり、 ${}_{RS} P_y$ は ${}_R X_y$ のとりうる範囲 $0 \leq {}_R X_y \leq {}_R X_y$ において極値をもたない。したがって、降伏機構Y-RSによるアングルの全塑性耐力は、 ${}_R X_y = {}_R X_y$ とすることで得られる。

2.2 最大耐力

H形鋼フランジ-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部の最大耐力は、H形鋼フランジ及びアングルの面外変形により発生する崩壊機構に応じて定まる。ここで、崩壊機構においては最大耐力線は最大曲げ耐力に達すると仮定する。

2.2.1 H形鋼フランジに想定される崩壊機構(U-F)

H形鋼フランジに想定される崩壊機構を図5に示す。この崩壊機構では、ボルト孔周りの(H形鋼フランジの曲げ変形でない)局部変形挙動としてボルトの伸び変形またはボルト孔外周のパンチングシヤーによる変形を考慮している。

図5に示した崩壊機構において、H形鋼フランジがなす内部仕事 E_{in} は以下のように表される。

$$E_{in} = 4(D_F - x_F) {}_F M_u \cdot {}_F \theta_1 + 2(2{}_F X_u + h_b) {}_F M_u \cdot {}_F \theta_2 + 4 \cdot \alpha_F \cdot l_3 \cdot {}_F M_u \cdot {}_F \theta_3 + 4B_u \cdot h \cdot \delta_F \quad (13)$$

ここで、

$${}_F X_u = \frac{d_F \cdot h_b}{2(x_F - d_F)}, \quad {}_F l_3 = \sqrt{\left\{ \frac{h_b \cdot x_F}{2(x_F - d_F)} \right\}^2 + x_F^2}$$

α_F : ボルト孔欠損分の低減係数($= 1 - D_h / {}_F l_3$, D_h : ボルト孔径)

$${}_F \theta_1 = \frac{2(x_F - d_F)}{x_F \cdot h_b} \cdot \delta_{ex}, \quad {}_F \theta_2 = \frac{\delta_{ex}}{x_F}, \quad {}_F \theta_3 = \frac{\delta_{ex}}{{}_F l_3} \left\{ \frac{h_b}{2(x_F - d_F)} + \frac{2(x - d_F)}{h_b} \right\}$$

M_u : H形鋼フランジの単位長さ当たりの終局モーメント

$$(\sigma_t \cdot I_F^2 / 4)$$

σ_t : H形鋼フランジにおける鋼材の最大応力度

δ_F : ボルト孔まわりの局所変形量 $(= (1 - d_F/x_F) \cdot \delta_{ex})$

B_u^F : H形鋼フランジにおけるボルト孔まわりの局所耐力

$$(\sigma_t \cdot \min\{b \cdot A \cdot b, B_{su}\})$$

B_{su} : パンチングシヤー変形による局所耐力

(アングルのない場合 $B_{su} = \pi D_h t_F \cdot \sigma_t / \sqrt{3}$, アングルのある場合 $B_{su} = \pi D_h (t_F \cdot \sigma_t + t_R \cdot \sigma_t) / \sqrt{3}$)

A : 高力ボルトねじ部の有効断面積

σ_t : 高力ボルト素材の最大応力度

D_h : トルシア型高力ボルト頭部の直径

である。ここで、 B_u^F はH形鋼フランジにおけるボルト孔周辺の局所的な変形に関わる耐力を意味し、ボルトの伸び変形またはボルト孔周辺の鋼板のパンチングシヤー変形による耐力のうち小さい方として定まる。内部仕事と外部仕事を等値することにより、図5の崩壊機構による最大耐力 P_u を以下のように得る。

$$P_u = 2 \cdot F \cdot M_u \cdot \frac{h_b}{x_F - d_F} + 8 \cdot F \cdot M_u \cdot (D_F - x_F) \cdot \frac{x_F - d_F}{h_b \cdot x_F} + 4 \cdot \alpha_F \cdot F \cdot M_u \cdot \left\{ \frac{h_b}{2(x_F - d_F)} + \frac{2(x_F - d_F)}{h_b} \right\} + 4 B_u^F \cdot \left(1 - \frac{d_F}{x_F} \right) \quad (14)$$

上界定理より、接合部の最大耐力は P_u の最小値として与えられ、崩壊機構に関する変数 x_F は P_u の最小値を与えるときの値として得られる。最大耐力を与える変数 x_F の値は $dP_u/dx_F = 0$ を x_F について解くことにより得られるが、陽な形では得られないため数値計算により求める必要がある。

2.2.2 アングルに想定される崩壊機構

アングルに想定される崩壊機構は、崩壊機構の形状とアングルの寸法との関係(図6)に応じて、図7に示す4通りの崩壊機構(U-R1, U-R1S, U-R2, U-R2S)が考えられる。それぞれが成立するためのアングルの寸法に関わる条件は、図6を参照することにより次式のように表される。

$$(U-R1) \frac{D_R}{2} \geq x_F - (d_F - d_R), L_R \geq (2F X_u + h_b) \cdot \frac{x_F - (d_F - d_R)}{x_F} \quad (15-1)$$

$$(U-R1S) \frac{D_R}{2} \geq x_F - (d_F - d_R), L_R \leq (2F X_u + h_b) \cdot \frac{x_F - (d_F - d_R)}{x_F} \quad (15-2)$$

$$(U-R2) \frac{D_R}{2} \leq x_F - (d_F - d_R), L_R \geq (2F X_u + h_b) \cdot \frac{x_F - (d_F - d_R)}{x_F} \quad (15-3)$$

$$(U-R2S) \frac{D_R}{2} \leq x_F - (d_F - d_R), L_R \leq (2F X_u + h_b) \cdot \frac{x_F - (d_F - d_R)}{x_F} \quad (15-4)$$

崩壊機構U-R1, U-R1Sにおいては、アングルの崩壊機構の形状を支配する変数 x_R は次式を満足しなければならない。

$$x_F - (d_F - d_R) \leq x_R \leq \frac{D_R}{2} \quad (15-5)$$

ただし、崩壊機構U-R2, U-R2Sにおいてはアングルのフランジ端がH形鋼フランジ面上になければ幾何学的に成立しない(アングルフランジ端が図5中の面ABC上に存在しなければならない)ため、変数 x_R の値は以下のように x_F に対して一意に定まる(図6)。

$$x_R = x_F - \frac{(d_F - d_R) \cdot x_F}{(d_F - d_R) + D_R/2} \quad (15-6)$$

アングルフランジにおける高力ボルト周辺部の局所耐力 B_u^R は、H形鋼フランジとアングルとの崩壊機構の整合性を考えて、H形鋼

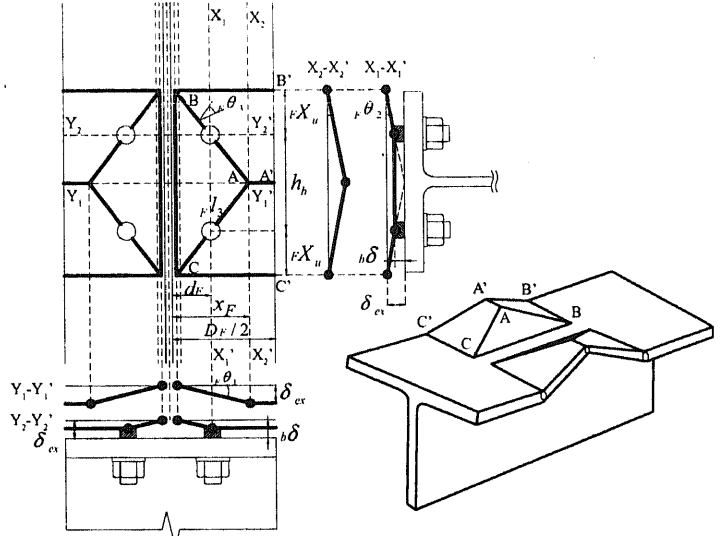


図5 H形鋼フランジに想定される崩壊機構(U-F)

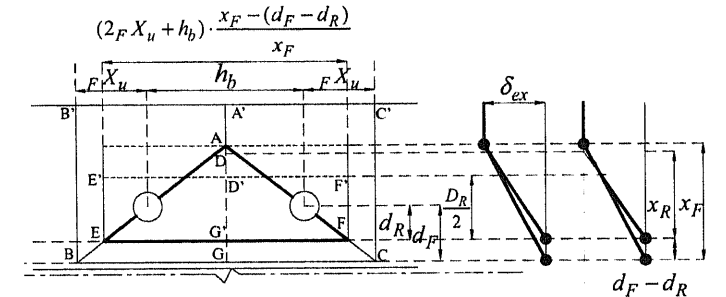


図6 H形鋼フランジに生じる崩壊機構と補強アングル材の寸法の関係

フランジの局所耐力 B_u^F に応じて以下のように定まる。

$$B_u^R = \begin{cases} \min\{b \cdot A \cdot b \cdot \sigma_t, \pi D_h t_R \cdot \sigma_t / \sqrt{3}\} & (B_u^F = b \cdot A \cdot b \cdot \sigma_t) \\ \min\{b \cdot A \cdot b \cdot \sigma_t, \pi D_h t_R \cdot \sigma_t / \sqrt{3}\} & (B_u^F = B_{su}) \end{cases} \quad (16)$$

これは、 B_u^R がアングルフランジのパンチングシヤー変形による耐力となるならば、 B_u^F がH形鋼フランジのパンチングシヤー最大耐力となる場合にはそれに伴い B_u^R がアングルフランジのパンチングシヤー最大耐力となり、 B_u^F がボルトの引張最大耐力となる場合は(降伏線が形成されるための最小の耐力として) B_u^R がアングルフランジのパンチングシヤー降伏耐力となることを意味する。

(a) 崩壊機構 U-R1 (図7(a))

アングルのなす内部仕事 E_{in} は、ボルト孔まわりの局所変形による塑性変形も考慮して、以下のように表される。

$$E_{in} = 4(D_R - x_R) M_u \cdot R \theta_1 + 2(2F X_u + h_b) M_u \cdot R \theta_2 + 4 \cdot \alpha_R \cdot l_3 \cdot R M_u \cdot R \theta_3 + 4 \cdot B_u^R \cdot (b \delta_F^B - b \delta_R^B) \quad (17)$$

ここで、

$$R \theta_1 = \frac{\delta_{ex}}{x_R}, R \theta_2 = \frac{2(x_R - d_R)}{x_R \cdot h_b} \cdot \delta_{ex}, R \theta_3 = \frac{\delta_{ex}}{R l_3} \left\{ \frac{h_b}{2(x_R - d_R)} + \frac{2(x_R - d_R)}{h_b} \right\}$$

$$R X_u = \frac{d_R \cdot h_b}{2(x_R - d_R)}, R l_3 = \sqrt{\left\{ \frac{h_b \cdot x_R}{2(x_R - d_R)} \right\}^2 + x_R^2}, \alpha_R = 1 - D_h / R l_3$$

M_u : アングルフランジの単位長さ当たりの終局モーメント

$$(\sigma_t \cdot I_F^2 / 4)$$

σ_t : アングルフランジにおける鋼材の最大応力度

δ_F^B : H形鋼フランジボルト孔近傍の局所変形量 $(= d_F / x_F \cdot \delta_{ex})$

δ_R^B : アングルフランジボルト孔近傍の局所変形量 $(= d_R / x_R \cdot \delta_{ex})$

である。ここで、ボルト孔周辺の局部変形量は崩壊機構U-Fと異なり、H形断面材フランジと補強材の面外変形量の差 $\delta_{F-R}^u, \delta_R^u$ であることに留意する(図8)。(13)式右辺第4項と(17)式右辺第4項が異なるのは、そのためである。(17)式の内部仕事と外部仕事を等値することにより、崩壊機構U-R1による最大耐力を以下のように得る。

$${}_R P_u = 2 \cdot {}_R M_u \cdot \frac{h_b}{x_R - d_R} + 8 \cdot {}_R M_u \cdot (D_R - x_R) \cdot \frac{x_R - d_R}{h_b \cdot x_R} + 4 \cdot \alpha_R \cdot {}_R M_u \left\{ \frac{h_b}{2(x_R - d_R)} + \frac{2(x_R - d_R)}{h_b} \right\} + 4 \cdot B_u^R (d_F/x_F - d_R/x_R) \quad (18)$$

崩壊機構U-R1によるアングルの最大耐力は、(15-1)式を満たすような変数 x_R の範囲における(18)式右辺の最小値として得られる。

(b) 崩壊機構U-R1S (図7(b))

アングルのなす内部仕事 E_m は以下のように表される。

$$E_m = 2 \cdot L_R \cdot {}_R M_u \cdot \theta_1 + 4 \cdot \left(\frac{D_R}{2} - x_R \right) \cdot {}_R M_u \cdot \theta_2 + 4 \cdot \alpha_R \cdot {}_{RS} I_3 \cdot {}_R M_u \cdot \theta_3 + 4 \cdot B_u^R ({}_b \delta_{F-R}^u - {}_b \delta_R^u) \quad (19)$$

ここで、 ${}_{RS} I_3 = \frac{L_R}{2R X_u + h_b} \cdot R I_3$ である。内部仕事と外部仕事を等値することにより、崩壊機構U-R1Sによる最大耐力を以下のように得る。

$${}_R P_u = 2 \cdot {}_R M_u \cdot \frac{L_R}{x_R} + 4 \cdot {}_R M_u \cdot \frac{(D_R - 2x_R)(x_R - d_R)}{h_b \cdot x_R} + 4 \cdot \alpha_R \cdot L_R \cdot {}_R M_u \left\{ \frac{1}{2x} + \frac{2x \cdot (x_R - d_R)^2}{h_b^2 \cdot x_R^2} \right\} + 4 \cdot B_u^R (d_F/x_F - d_R/x_R) \quad (20)$$

崩壊機構U-R1Sによる最大耐力は、(a)の場合と同様に、(15-2)式を満たすような変数 x_R の範囲における(20)式の最小値として得られる。

(c) 崩壊機構 U-R2 (図7(c))

アングルのなす内部仕事 E_m は以下のように表される。

$$E_m = (2R X_u + h_b) \cdot {}_R M_u \cdot \theta_1 + 2 \cdot D_R \cdot {}_R M_u \cdot \theta_2 + 4 \cdot \alpha_R \cdot {}_{RS} I_3 \cdot {}_R M_u \cdot \theta_3 + 4 \cdot B_u^R ({}_b \delta_{F-R}^u - {}_b \delta_R^u) \quad (22)$$

ここで ${}_{RS} I_3 = \frac{D_R}{2x_R} \cdot R I_3$ である。内部仕事と外部仕事を等値して、崩壊機構U-R2による最大耐力を以下のように得る。

$${}_R P_u = 2 \cdot {}_R M_u \cdot \frac{h_b}{x_R - d} + 4 \cdot {}_R M_u \cdot D_R \cdot \frac{x_R - d_R}{h_b \cdot x_R} + 2 \cdot \alpha_R \cdot {}_R M_u \cdot \frac{D_R}{x_R} \left\{ \frac{h_b}{2(x_R - d_R)} + \frac{2(x_R - d_R)}{h_b} \right\} + 4 \cdot B_u^R (d_F/x_F - d_R/x_R) \quad (23)$$

(15-6)式より変数 x_R の値が定まるため、崩壊機構U-R2による最大耐力は(23)式右辺の値として得られる。

(d) 崩壊機構 U-R2S (図7(d))

アングルのなす内部仕事 E_m は以下のように表される。

$$E_m = 2 \cdot L_{RS} \cdot {}_R M_u \cdot \theta_1 + 4 \cdot \alpha_{RS} \cdot {}_{RS} I_3 \cdot {}_R M_u \cdot \theta_3 + 4 \cdot B_u^R ({}_b \delta_{F-R}^u - {}_b \delta_R^u) \quad (24)$$

ここで、 ${}_{RS} I_3 = R I_3 \cdot \left(\frac{L_R}{2R X_u + h_b} + \frac{D_R}{2x_R} - 1 \right)$ である。内部仕事と外部仕事を等値して、崩壊機構U-R2Sによる最大耐力を以下のように得る。

$${}_R P_u = 2 \cdot {}_R M_u \cdot \frac{L_R}{x_R} + 4 \cdot B_u^R (d_F/x_F - d_R/x_R) + 4 \cdot \alpha_R \cdot {}_R M_u \left\{ \frac{L_R(x_R - d_R)}{h_b \cdot x_R} + \frac{D_R}{2x_R} - 1 \right\} \left\{ \frac{h_b}{2(x_R - d_R)} + \frac{2(x_R - d_R)}{h_b} \right\} \quad (25)$$

(15-6)式より変数 x_R の値が定まるため、崩壊機構U-R2Sによる最大

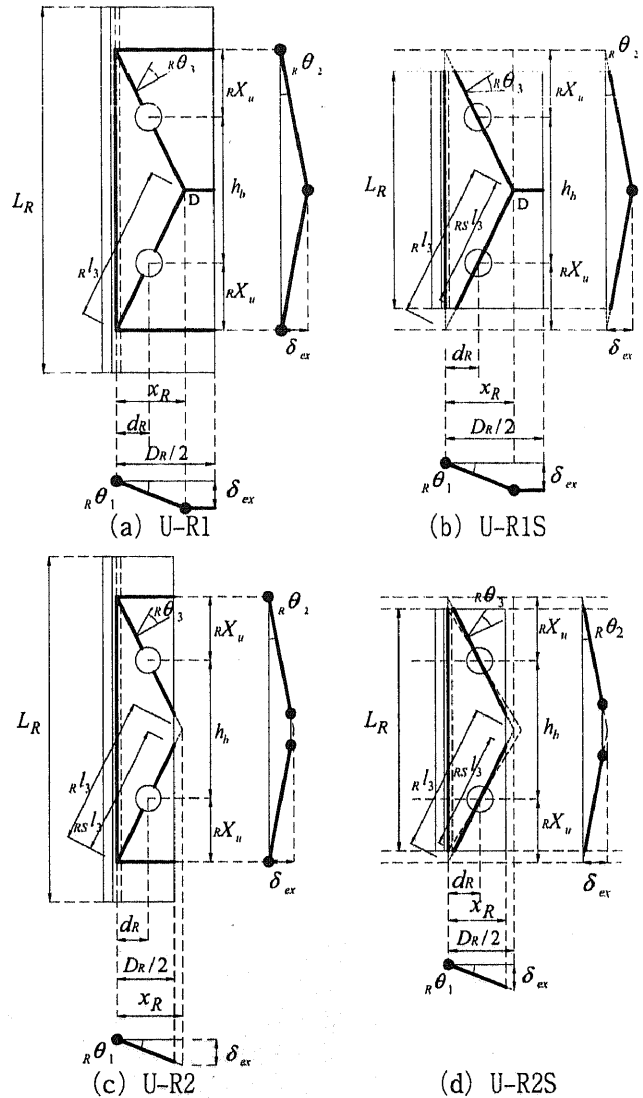


図7 アングルフランジに想定される崩壊機構

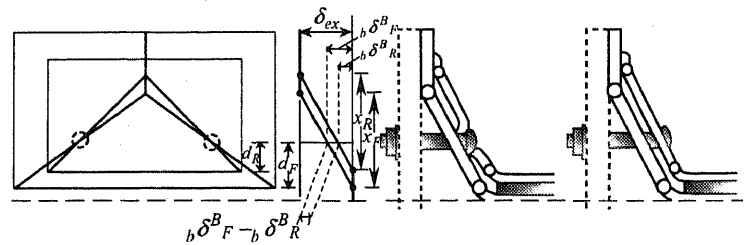


図8 ボルトの伸び変形とH形鋼フランジ及びアングルの面外変形量の関係

耐力は(25)式右辺の値として得られる。

3. 接合部局部引張実験による局部変形挙動の検証

本章では、スチフナを有しないH形鋼フランジースプリットティ形式高力ボルト引張接合部の局部変形挙動を明らかにするために行った接合部局部引張実験の結果を述べる。そして、その実験結果を用いて2章に示した耐力評価式の妥当性を検証する。

3.1 試験体

接合部局部引張試験体の形状を図9に、試験体の一覧を表1に、使用した鋼材の機械的性質を表2, 3に示す。実験パラメータはH形鋼

の断面寸法、鋼種、ボルト径、ボルト強度及び補強法であり、試験体は全9体である。なお、H形鋼フランジの面外変形を卓越させるため、スプリットティのフランジは十分厚いものを用いる。H形鋼フランジに取り付けるスプリットティの向きは、細幅断面のH形鋼を用いた試験体(試験体名がHBで始まるもの、以下HBシリーズと呼ぶ)と等幅断面のH形鋼を用いた試験体(試験体名がHCで始まるもの、以下HCシリーズと呼ぶ)とで異なる。これは、それぞれのシリーズで想定するスプリットティの用途が異なるからであり、HBシリーズではH形鋼梁に水平力抵抗要素を取り付けるための補助材として用いることを、HCシリーズではH形鋼柱-H形鋼梁接合部でH形鋼梁フランジをH形鋼柱に接合する際に用いることを想定している。

全試験体について、接合部の詳細を図10に示す。H形鋼フランジにアングルが取り付けられた試験体では、そのアングルはH形鋼ウェブにも高力ボルト接合により接合されている。この高力ボルト接合部では、H形鋼のフィレットを避ける目的でアングルとH形鋼ウェブの間に鋼板を挿入している。このアングルと挿入された鋼板がH形鋼ウェブの補強の役割をすることも期待できると考えられるため、挿入される鋼板がH形鋼ウェブを覆う面積がより大きくなるような試験体も製作した(試験体HBR-S22(W))。

接合部局所の変形を計測するための変位計は、2つのスプリットティ間の距離の変化量を計測するよう2台設置した(図9)。接合部局所の変形量としては、変位計を試験体の上下に取り付け、H形鋼フランジの面外変形を測定している。

3.2 耐力評価式の妥当性の検証

各試験体の荷重-変形関係を図11に、表4に耐力の実験値と耐力評価式による解析値を示す。図中に実験値および計算値それぞれの全塑性耐力及び最大耐力を示す。なお、全塑性耐力の実験値は、荷重-変形関係曲線における初期剛性勾配を有する接線と第2勾配を有する接線の交点で示される荷重を全塑性耐力とするGeneral Yield Point法により求めた。ここで、初期剛性は載荷開始より最大耐力の1/3の荷重に達するまでの計測データより得られる回帰直線の傾きとして、第2勾配は最大耐力時の変形の1/2の変形における荷重-変形曲線の接線の傾きとして定義した。

3.2.1 全塑性耐力

表4に示した初期剛性の実験値によると、アングルを取り付けた有する試験体すべてにおいて初期剛性が上昇している。このことから、アングルは接合部の剛性を上昇させる効果があることが確認できる。

全塑性耐力の実験値 P_u と全塑性耐力の計算値 P_y を比較すると(表4)、試験体の種類に関わらず全塑性耐力の実験値と計算値は良い対応を示していることがわかる($P_u/P_y=0.95\sim 1.23$)。HBシリーズでは計算値 P_y が実験値 P_u をやや過小に評価しているが($P_u/P_y=1.21\sim 1.23$)、この場合でも全塑性耐力の計算値は荷重-変形曲線上において剛性が低下する点を捉えており十分妥当と言える。アングルによる補強を行った試験体と補強を行わない試験体とで全塑性耐力を比較すると、いずれも補強を行った試験体の方が全塑性耐力が大きい。このことより、アングルが接合部の全塑性耐力の向上に有効であることが確かめられた。

アングルの降伏機構を見ると、試験体HCR-T27のみY-RSでその他の試験体はいずれもY-Rである。H形鋼の断面が同じだがアングルの降伏機構の異なるHCR-S22とHCR-T27に着目すると、両者の接合

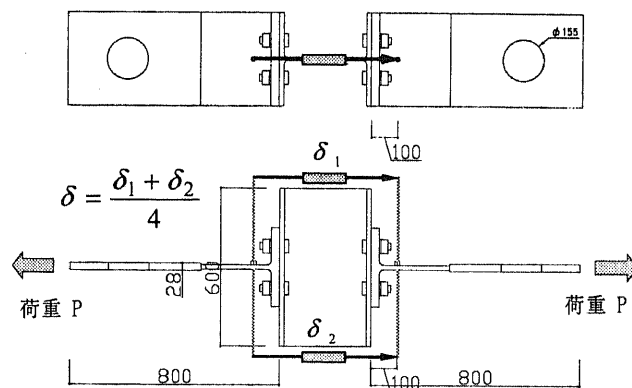


図9 H形鋼フランジスプリットティ形式高力ボルト引張接合部局所引張試験体

表1 試験体の諸元

試験体	H形鋼	鋼種	アングル	鋼板	高力ボルト	
					フランジ	ウェブ
HB-T20	H-400×200×8×13	SN400B	なし	なし	S10T-M20	なし
HB-S22					SHTB-M22	
HC-S22					S10T-M27	
HC-T27						
HCR-T27(M)	H-350×350×12×19	SN490B				
HBR-S22	H-400×200×8×13	SN400B	L-90×75×9	PL-16×75	SHTB-M22	
HBR-S22(W)				PL-16×150		
HCR-S22						
HCR-T27						
	H-350×350×12×19		L-125×90×10	PL-12×110	S10T-M27	

表2 鋼部材の機械的性質

試験片			σ_y (N/mm ²)	σ_t (N/mm ²)	Y.R (%)	破断伸び (%)	
H形断面材	H-400×200×8×13	SN400B	Flange 13	285.9	433.8	65.9	26.4
			Web 8	318.3	450.4	70.7	24.9
	H-350×350×12×19	SN490B	Flange 19	285.7	433.4	65.9	32.9
			Web 12	310.3	455.8	68.1	28.8
アングル	L-90×75×9	SS400	HBR-S22	313.2	442.1	70.8	28.9
			HBR-S22(W)				
	L-125×90×10			307.5	440.0	69.9	28.9
鋼板	PL-16×75	SS400	HBR-S22	285.0	422.2	67.5	32.7
			HBR-S22(W)	281.6	429.9	65.5	31.9
	PL-12×110			303.1	442.6	68.5	27.3
スプリットティ	H-800×300×16×32	SN490B	Flange 32	386.3	501.1	77.1	29.9
			Web 16	419.6	528.4	79.4	22.6

表3 トルシア型高力ボルト素材の機械的性質

高力ボルト種類	ねじ部有効断面積 bA (mm ²)	ボルト頭部直径 D_h (mm)	素材引張試験		最大耐力 (kN)
			$b\sigma_y$ (N/mm ²)	$b\sigma_t$ (N/mm ²)	
S10T-M20	245	40(*)	1010.7	1042.4	255.4
SHTB-M22	303	41.5	1326.7	1447.5	438.6
S10T-M27	459	49	1016.6	1036.6	475.8

$b\sigma_y$: 高力ボルト素材の0.2% off-set 耐力

(*)...ボルト頭部がスプリットティ側に来ているため、パンチングシア一耐久算出の際のワッシャー外円の直径の寸法を使用した。

ディテールではボルト間隔が異なっており、その違いが降伏機構の違いとして現れていることがわかる。

3.2.2 最大耐力

表4に示す通り、各試験体の最大耐力に関する実験値 P_u と計算値 P_u の比 P_u/P_y は0.89~1.14の範囲の値をとり、2.2節に述べた方法により精度の良い耐力評価ができることがわかる。同表には、H形鋼フランジボルト孔まわりの局部耐力 B_u^F をボルトの伸び変形による耐力とした場合($B_u^F = bA \cdot b\sigma_t$)とパンチングシア一変形による耐力と

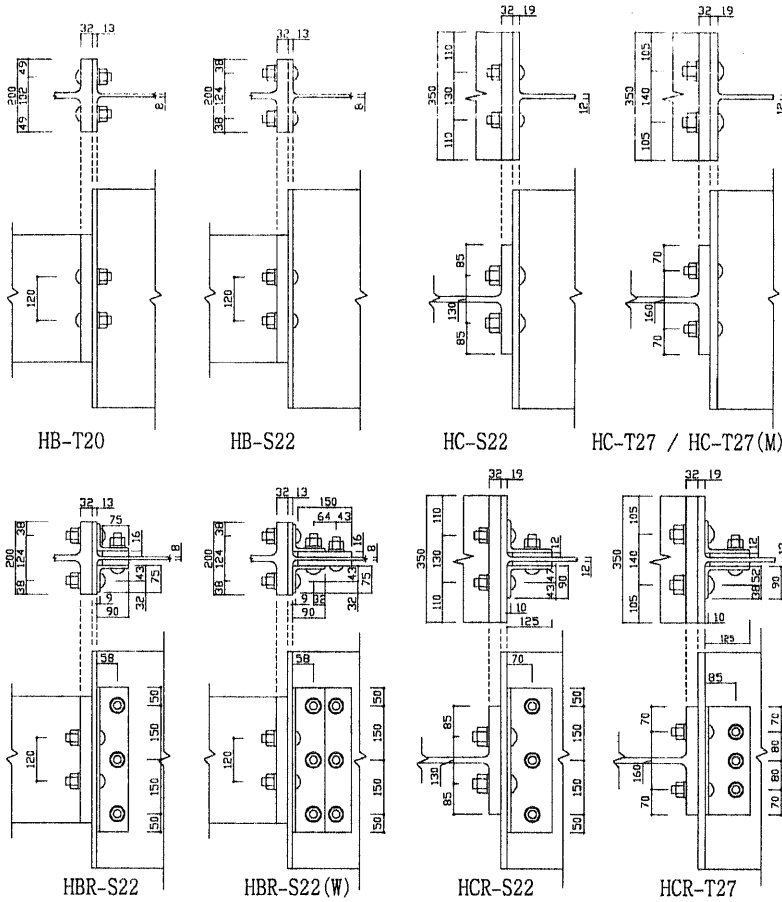


図10 各試験体の接合部詳細

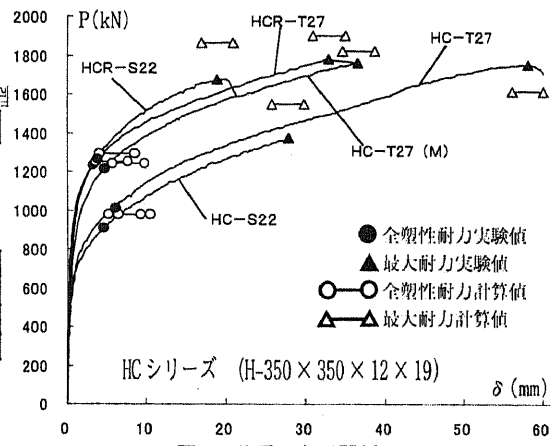
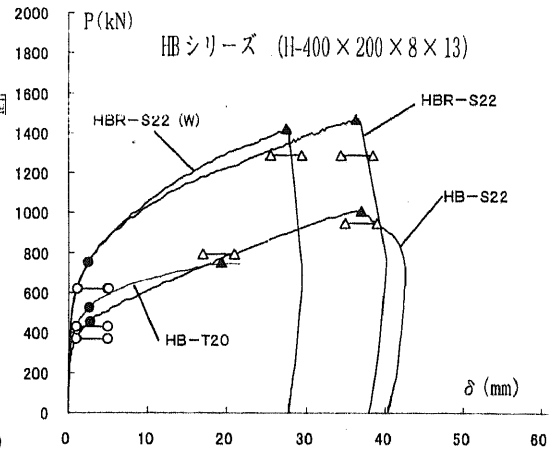


図11 荷重-変形関係

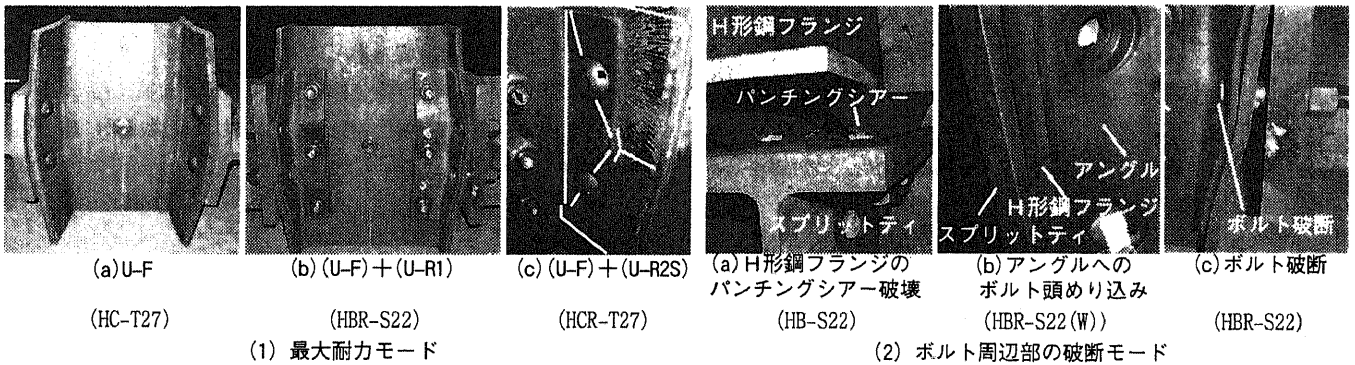


図12 試験体の破壊状況

表4 実験結果と耐力評価値の一覧

試験体	初期剛性 K_i (kN/mm)	jP_y (kN)	eP_y (kN)	$\frac{eP_y}{jP_y}$	FX_y (mm)	RX_y (mm)	降伏 モード flange angle	jP_u^b (kN)	jP_u^p (kN)	eP_u (kN)	$\frac{eP_u}{jP_u}$	X_F (mm)	X_R (mm)	最大耐力 モード flange angle	ボルト 周辺部 破断 モード	備考		
HB-T20	1615	431	524.7	1.22	60.2	-	Y-F	-	795	931	750	0.94	69.2	-	U-F	-	(i)	
HB-S22	1094	367	452.6	1.23	67.9	-	Y-F	-	965	948	1013	1.07	72.8	-	U-F	-	(a)	-
HC-S22	1345	981	908	0.93	92.4	-	Y-F	-	1546	1723	1371	0.89	85.8	-	U-F	-	(c)	(ii)
HC-T27	895.1	981	1012	1.03	96.7	-	Y-F	-	1614	1985	1751	1.08	97.5	-	U-F	-	(c)	-
HC-T27(M)	1411	1243	1214	0.98	96.7	-	Y-F	-	1821	2420	1762	0.97	103.8	-	U-F	-	(c)	-
HBR-S22	1162	620	753	1.21	67.9	42.1	Y-F Y-R	1290	1500	1472	1.14	72.8	50.3	U-F U-R1	(b)+(c)	-		
HBR-S22(W)	1300	620	754	1.22	67.9	42.1	Y-F Y-R	1290	1500	1422	1.10	72.8	50.3	U-F U-R1	(b)+(c)	-		
HCR-S22	3419	1294	1234	0.95	92.4	49.0	Y-F Y-R	1864	2090	1674	0.90	85.8	65.3	U-F U-R1	(b)+(c)	-		
HCR-T27	1764	1250	1265	1.01	96.7	96.7	Y-F Y-RS	1901	2273	1778	0.94	97.5	76.57	U-F U-R2S	(b)+(c)	-		

(i)・・・ボルトの曲げ変形が著しい (ii)・・・ボルト1本だけ破断

した場合 ($B_u^F = \pi D_{HF} \cdot F \sigma_t / \sqrt{3}$) のそれぞれに対する最大耐力の計算値 P_u^B 及び P_u^F を示している。2.2.1節及び2.2.2節に示した B_u^F , B_u^B の定義より、 P_u^B と P_u^F のうち小さい方が最大耐力の計算値 P_u となる。これらの結果より、H形鋼フランジのボルト孔外周の局所変形機構がH形鋼フランジのパンチングシヤー変形となる場合は試験体HB-S22のみで、他の試験体ではボルトの伸び変形となることわかれる。なお、本実験の試験体について(16)式の B_u^B の算定をすると、ボルトの伸び耐力 ($b A_b \sigma_t$) がパンチングシヤー耐力よりも大きいため、アングルの局所変形機構はすべての試験体においてパンチングシヤー変形となる。

アングルの崩壊機構を見ると、試験体HCR-T27のみU-R2Sでその他の試験体はいずれもU-R1である。このような崩壊機構の違いは、降伏機構の場合と同様である。

P_u/P_u^B の値が0.89~0.94と最大耐力の計算値 P_u^B が過大評価となった試験体HB-T20, HCR-S22, HC-S22では、終局時の変形が他の試験体よりも著しく小さい(図11)。参考までに、最大耐力の計算値 P_u^B の算定の際にH形鋼フランジ及びアングルフランジの単位長さ当たりの終局モーメント $M_{u, R} M_{u, F}$ の代わりに単位長さ当たりの全塑性モーメント $M_p, R M_p, F$ を用いると、試験体HB-T20, HCR-S22, HC-S22の最大耐力の解析値 P_u (kN) はそれぞれ668.4 ($P_u/P_u^B=1.12$), 1251.2 ($P_u/P_u^B=1.10$), 1507.5 ($P_u/P_u^B=1.11$) となることを付記する。

3.3 破壊状況

図12(1)に、解析により推定された崩壊機構(U-F), (U-F)+(U-R1), (U-F)+(U-R2S)ごとに、試験体の最終破壊状況を示す。各試験体を観察した結果、接合部の変形状況から2章に述べた解析法により予測された崩壊機構が実際に発生したことが確認できた。

図12(2)には、ボルト孔周辺部の最終局所変形状況を示す。その結果、H形鋼フランジのパンチングシヤー破壊(図12(2)(a))が観察されたのは試験体HB-S22のみであること、アングルを取り付けた試験体ではいずれもボルト頭部がアングルにめり込み(図12(2)(b))、ボルトの破断(図12(2)(c))が観察された。このことは、H形鋼フランジ-スプリットティ間はボルトの伸び変形(試験体HB-S22のみH形鋼フランジのパンチングシヤー変形)により、アングル-H形鋼フランジ間はアングルフランジがパンチングシヤー変形により崩壊機構が形成されたことを示している。これらの現象は、3.2.2節で P_u^B と P_u^F を比較しながら行った考察により推定される局所変形の崩壊機構と符合しており、2章に述べたボルト孔周辺の局所耐力 B_u^F , B_u^B に関する考え方が妥当であることを意味する。

4. まとめ

本研究では、スチフナを有しないH形鋼フランジ-スプリットティ高力ボルト引張接合部の耐力について解析的かつ実験的な考察を行った。本研究の特徴は、H形鋼フランジに取り付けたアングルが接合部の耐力を増加させる効果についても詳細な検討を行っていることである。本研究により得られた知見は、次のようにまとめられる。

1. スチフナを有しないH形鋼フランジ-スプリットティ高力ボルト引張接合部におけるH形鋼フランジの局所変形挙動について、その全塑性耐力と最大耐力を評価するための計算式を降伏線理論に基づいて導いた。H形鋼フランジにアングルを取り付ける場合には、H形鋼フランジの局所変形による耐力とアングルの局所変形による耐力との和

として接合部の耐力が与えられると仮定した。ただし、H形鋼フランジに発生する機構とアングルに発生する機構とは独立に定まらず、両者が幾何学的に相互に矛盾しないという制約がある。全塑性耐力を求める際に仮定した機構(降伏機構)及び最大耐力を求める際に仮定した機構(崩壊機構)は、H形鋼フランジについてはそれぞれ種類(Y-F及びU-F)のみ想定するが、アングルについてはH形鋼フランジに生じる機構の形状とアングルの寸法との関係の考えをそれぞれ2及び4種類(Y-R1, Y-RS及びU-R1, U-R1S, U-R2, U-R2S)が想定される。

2. 上記1.に述べたH形鋼フランジの面外変形挙動時における降伏機構及び崩壊機構について、H形鋼フランジ-スプリットティ高力ボルト引張接合部を含む接合部局部試験体の引張実験を行い、その妥当性を検証した。その結果、同接合部の全塑性耐力及び最大耐力が、補強アングル材を有する接合部試験体も含めて、想定した降伏及び崩壊機構により正確に評価できることが確かめられた。また、実験終了後の試験体の破壊状況からも、想定した崩壊機構が発生していることが確かめられた。

今後は、本研究において対象としたH形鋼フランジ-スプリットティ高力ボルト引張接合部を含む柱梁接合部から構成された骨組の力学的性能を検証する研究を行う予定である。特に、アングルを取り付けたときにH形鋼フランジの補強と同時に進行されるH形鋼ウェブへの補強については、H形鋼ウェブのクリッピングの防止やパネルゾーンへの補強の役割を担うことが期待される。そのような効果を部分骨組を用いた載荷実験により実験的に検証する予定である。

謝辞

本研究は文部科学省科学研究費補助金基盤研究(B)(2)(課題番号:133555153、研究代表者:森田耕次)によった。また、本論文における知見の一部は、千葉大学大学院自然科学研究科博士前期課程における坂梨美弥、長谷川秀和の両氏の修士論文における研究成果に基づく。ここに、両氏への謝意を表します。

参考文献

- 1) P. Zoetemeijer: A design method for the tension side of statically loaded, bolted beam-to-column connections, Helon, Vol. 24, No. 1, 1974
- 2) 松本勉, 河村昌俊, 荒家正之, 上遠野明夫, 大場高秋: 高力ボルト引張接合による柱フランジ耐力に関する実験的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集 構造系, 1201-1206, 1977. 10
- 3) 狩野直樹, 吹田啓一郎, 井上一朗: 高力ボルト接合を用いたパネル崩壊型のH鋼接合部に関する研究, 日本建築学会近畿支部研究報告集, pp. 233-236, 2001
- 4) 原田幸博, 中川治彦, 森田耕次: 角形鋼管柱-スプリットティ形式高力ボルト引張接合部における角形鋼管管壁の面外変形挙動に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, 第567号, 173-180, 2003.5
- 5) 長谷川秀和, 照沼美穂, 原田幸博, 坂梨美弥, 江波戸和正, 森田耕次: スプリットティ形式引張接合部を有するH形断面材の局所変形挙動(その1, 2), 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1, 661-664, 2002. 8

柱梁接合部、鋼構造、高力ボルト接合、スプリットティ形式

正会員 ○ 野本篤史^{1*} 同 照沼美穂^{1*}
 同 江波戸和正^{2*} 同 原田幸博^{3*}
 同 森田耕次^{4*}

1. 研究目的

現場溶接形式に対し高力ボルトを用いた半剛接合部は安定した品質管理を確保でき、さらに近年、多くの実験的研究により高い塑性変形能力を有することも明らかになってきた。また高力ボルトによる接合部は着脱が可能であり、建築物の部材交換を容易にし、建物にサステナビリティを与えることになる。本論は、同接合部の力学的特性を仕口引張試験及びT字形部分骨組架構の地震時水平載荷実験により検証した。

2. 実験計画

試験体は、柱梁接合部を含む平面T字形部分骨組架構であり、柱の強軸方向に梁が取り付くTSR-T27試験体を計画している。柱梁接合部はスプリットティ引張合形式であり、柱梁接合部の補強材としてアングル (L-125×90×10,SS400) と鋼板 (PL-12,SN400) を用いている。アングルはH形断面材のフランジおよび、鋼板を介してウェブにとりつく。なお、強軸試験体柱梁接合部引張側フランジの挙動を把握するために同接合部をモデル化した局部引張試験体を計画した。

1) 強軸方向試験体(TSR-T27)

柱は圧延H形鋼 H-350×350×12×19 (SN400B)、梁は圧延H形鋼 H-400×200×9×19 (SN490B) で、4本の高力ボルト (F10T-M27) とスプリットティを介して梁部材を柱部材に接合する。スプリットティは H-800×300×16×32 (SN490B) より切り出す (図1)。

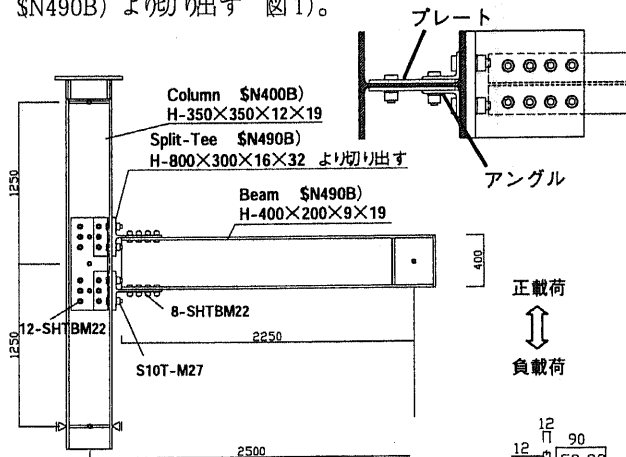


図1 TSR-T27試験体ディテール

2) 仕口引張試験体モデル(HCR-T27)

対象とする仕口引張試験体モデルは、補強材としてアングルと鋼板を用い、使用材料及び接合ディテールはT字形試験体TSR-T27と同一となっている。

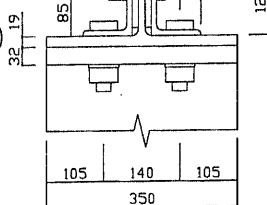


図2 HCR-T27

3. T字形部分骨組試験体載荷実験

3.1 実験結果

試験体は層間変形角の1/100まで安定した履歴挙動を示し、以後、梁フランジ-スプリットティ接合部のすべり現象が観察された。また、正載荷の層間変形角1/14の地点で油圧ジャッキのストロークが限界となったため、載荷を終了した。

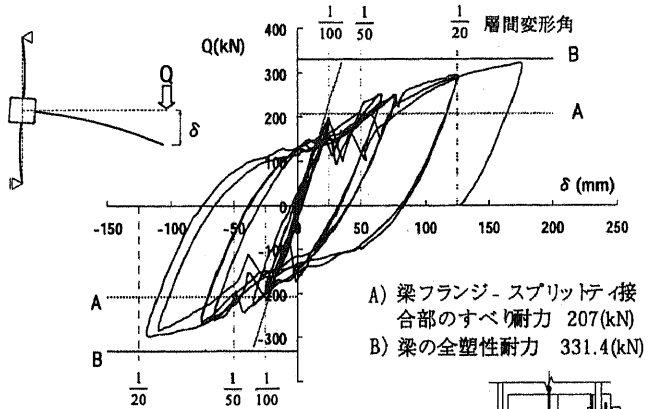


図3 荷重-全体変形履歴曲線

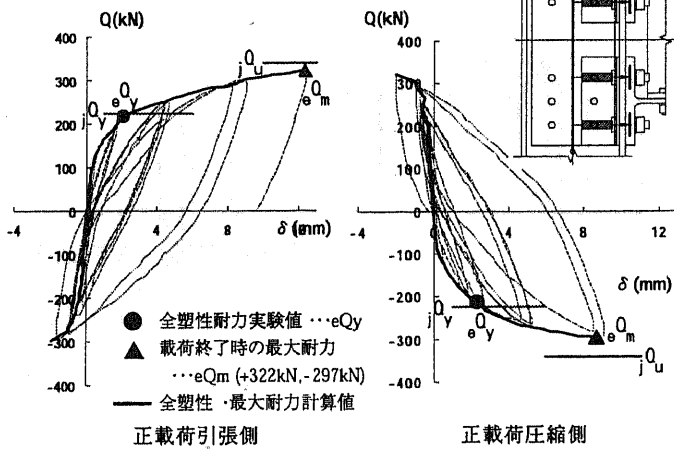


図4 荷重-局部変形履歴曲線

表1 全塑性耐力及び初期剛性

初期剛性 K_1 (kN/mm)			
正載荷		負載荷	
引張側	圧縮側	引張側	圧縮側
1787	2839	1778	2978

全塑性耐力 (kN)				最大耐力
eQ_y	jQ_y	eQ_y / jQ_y		jQ_u
正載荷	負載荷	正載荷	負載荷	341
217.1	213.8	223.7	0.97 / 0.96	

接合部局部は最大耐力まで達していないため、最大耐力の計算値 jQ_u を参考として示す。

eQ_y ...実験値 jQ_y ...計算値

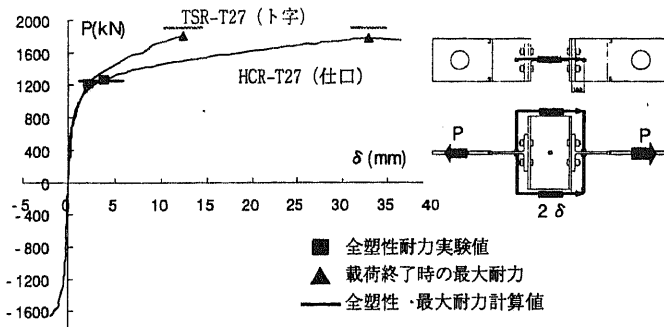


図5 仕口引張試験との比較 接合部荷重-変形曲線

3.2 試験体の挙動に関する理論解析

3.2.1 接合部の局部耐力

TSR-T27の接合ディテールは仕口引張試験体HCR-T27と同一であることから接合部の局部耐力を算出する際、引張側においてHCR-T27で想定した降伏及び崩壊機構を用いた降伏線理論により、全塑性及び最大耐力を算出した(図6~9)。なお、算出した局部耐力を梁先端入力荷重に変換し、表1に示している。また、接合部の初期剛性も併せて表1に示す。表1より、実験値 Q_y と計算値 Q_c との比較は0.96~0.97であり、概ね両者は一致している。

初期剛性はHCR-T27($K_1=1764.3\text{kN/mm}$)とほぼ一致している。仕口引張試験との比較を図5に示す。全塑性耐力までは仕口モデルの変形曲線とほぼ同じ曲線を描いており、以降、仕口モデルの変形の方が進んでいることが確認できる。

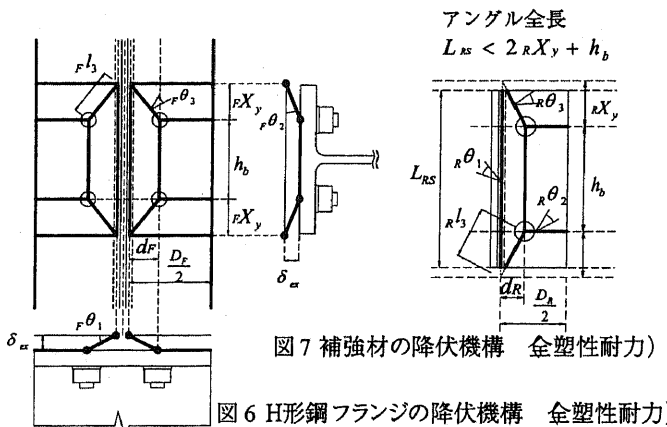


図6 H形鋼フランジの降伏機構(全塑性耐力)

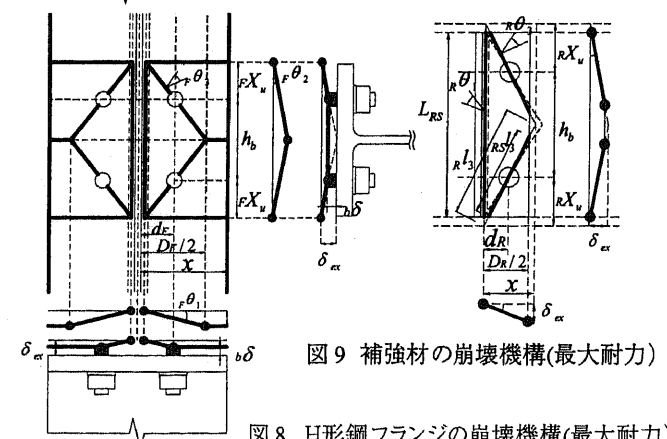


図7 補強材の降伏機構(全塑性耐力)

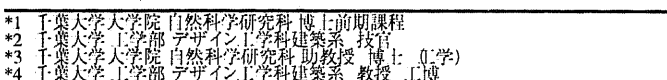


図8 H形鋼フランジの崩壊機構(最大耐力)

3.2.2 柱梁接合部パネルの補剛効果

柱梁接合部パネルの保有する降伏せん断耐力は、a)補剛プレートの耐力寄与を考慮しない場合、b)補剛プレートのせん断応力度分布の不均一性を考慮した耐力を累加する場合、c)接合部パネルと補強プレート間の高力ボルト摩擦抵抗を累加する場合について検証する。荷重-接合部パネル変形関係及び計算結果を図12に示す。接合部パネルの補剛効果が確認でき、耐力評価値(b)は接合部パネルのせん断変形角が急激に増加する荷重とほぼ対応している。

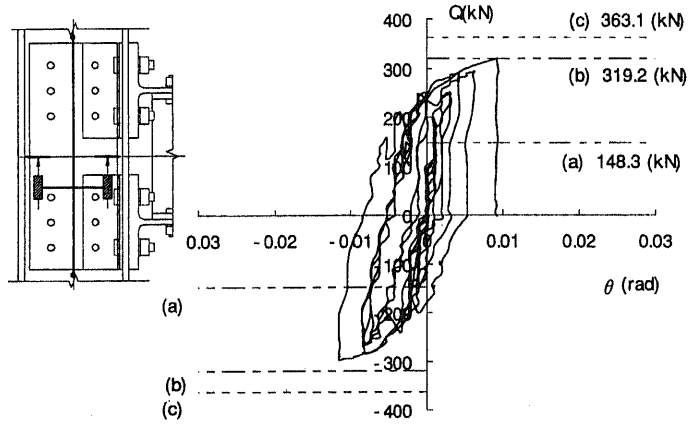


図12 荷重-接合部パネル変形関係

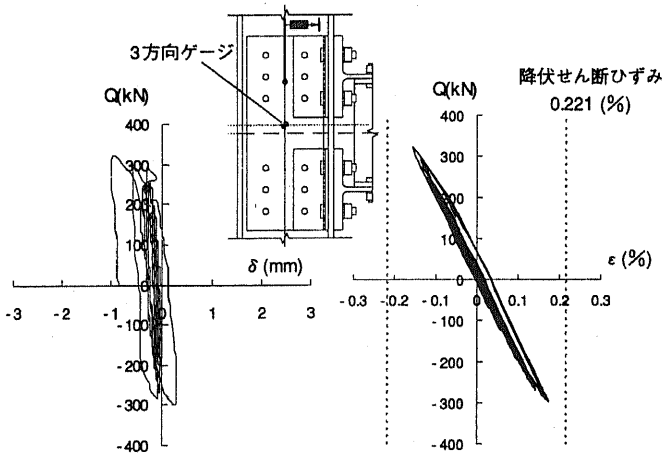


図10 補強鋼板のずれ現象 図11 補強プレート(荷重-せん断ひずみ関係)

5. まとめ
スプリットT形式引張接合部を有するH形断面材平面T字形部分骨組架構の接合部変形挙動を検討するにあたり、以下の知見が得られた。

1. 接合部局部の初期剛性、全塑性耐力及び最大耐力は仕口引張実験により推測することができる。
2. 接合部パネルに設けた補強プレートは接合部パネルの降伏せん断耐力の上昇に寄与する。

【参考文献】
1)長谷川秀和, 照沼美穂, 原田幸博, 坂梨美弥, 江波戸和正, 森田耕次: スプリットT形式引張接合部を有するH形断面材の局部変形挙動 その1, その2, 日本建築学会大会学術講演梗概集 C-1, 661-664, 2002.
2)鋼構造接合部設計指針, 日本建築学会 2002
Graduate Student, Chiba Univ.
Technical Officer, Design and Architecture, Faculty of Eng. Chiba Univ.
Associate Professor, Graduate School of Science and Technology, Chiba Univ., Dr. Eng.
Prof., Dept., Design and Architecture, Faculty of Eng. Chiba Univ., Dr. Eng.

*1 千葉大学大学院 自然科学研究科 博士前期課程
*2 千葉大学 工学部 デザイン工学科建築系 技官
*3 千葉大学大学院 自然科学研究科 助教授 博士(工学)
*4 千葉大学 工学部 デザイン工学科建築系 教授 工博

4. 研究報告会「半剛接合を活用した中低層鋼構造建築物の合理的な耐震設計の可能性」

・開催要領

文部科学省科学研究費
研究課題「半剛接合を活用した中低層鋼構造建築物の合理的な耐震設計の可能性」
(基盤研究(B)(2), 課題番号 13555153)
研究報告会

日時: 2003年2月4日(火) 13:30-17:00 (終了後、17:00-19:00 懇親会)

開催場所: 千葉大学 工学部 松韻会館

議事次第:

- | | |
|-------------|---|
| 13:30-14:00 | 開会の挨拶, 基調講演
(工学部デザイン工学科建築系 森田耕次 教授) |
| 14:00-14:25 | H形柱-H形梁接合部を含む部分骨組の構造性能
(大学院自然科学研究科デザイン科学専攻 博士前期課程 長谷川秀和) |
| 14:25-14:50 | 無補強角形鋼管柱-H形梁接合部の局部変形挙動
(大学院自然科学研究科デザイン科学専攻 博士前期課程 中川治彦) |
| 14:50-15:15 | 半剛接合部を含む骨組の構造性能の解析的検証
(大学院自然科学研究科人間・地球環境科学専攻 原田幸博 助教授) |
| 15:15-15:25 | 質疑 |
| 15:25-16:00 | 構造実験棟見学、休憩 |
| 16:00-16:30 | 無補強角形鋼管柱-H形鋼梁ボルト接合骨組の設計と実用化例
(新日本製鐵(株) 鋼構造研究開発センター 主任研究員 澤泉紳一) |
| 16:30-16:50 | 質疑 |
| 16:50-17:00 | 結び (森田耕次 教授) |
| 17:00-19:00 | 懇親会 |

以上

研究報告会 出席者 (敬称略)

市原 嗣久	(有)市原建築構造設計事務所
服部 信章	(有)陽建設計
斉藤 利彦	京成建設
真崎 雄一	(有)MASA 建築構造設計室
苫谷 修作	(有)トマタニ構造設計
園部 隆夫	(株)SPC 設計コンサルタント
飯島 宏治	(有)飯島建築構造事務所
相山 誠治	(株)相山建築都市総合事務所
安田 良一	(有)アルファ技研設計
小林 直樹	(有)アルファ技研設計
向後 勝弘	(株)向後構造設計事務所
石井 満	(株)東京建築研究所
坂梨 美弥	(株)東京建築研究所
横山 幸夫	駒井鉄工株式会社
山口 正雄	駒井鉄工株式会社
加納 郁夫	駒井鉄工株式会社
香取 修治	駒井鉄工株式会社
寺田 岳彦	清水建設株式会社
渡辺 仁	株式会社 久米設計
李 在純	株式会社 東京事務所
村上 行夫	川崎製鉄株式会社
藤沢 清二	川崎製鉄株式会社
石井 匠	川崎製鉄株式会社
宇野 暢芳	新日本製鐵株式会社
田中 浩史	新日本製鐵株式会社
澤泉 紳一	新日本製鐵株式会社
佐藤 鋭治	日鐵建材工業
山本 芳勝	日鐵建材工業株式会社
永易 正光	
森田 耕次	千葉大学
原田 幸博	千葉大学
江波戸 和正	千葉大学
中川 治彦	千葉大学
長谷川 秀和	千葉大学
高木 正紀	千葉大学
照沼 美穂	千葉大学
新垣 忠志	千葉職業能力開発短大 (千葉大学)
宇野 正浩	千葉大学
岡崎 俊孝	千葉大学
鷲坂 功	千葉大学
野本 篤史	千葉大学

半鋼接合部

固定度	全強	半剛
強度		部分強度

部分強度(Partial Str)接合部の採用
 有利性を明らかにする。
 a) 初期剛性
 b) 変位及び第3層性
 c) 変位変形能力

鋼材 : 低 降伏比
 必要最小限の剛性
 (ボルト孔からの脆性破壊の防止)
 高カポルト : 高強力化
 (遅れ破壊の防止)
 施工条件
 (腐蝕係数の安定確保)
 ↓
 中低層建築物への適用拡大

ウエルドレス接合への挑戦

脱着型接合部の可能性
 (高カポルト引張接合の活用)
 鋼板の面外補剛法の確立
 (基礎研究(B)(展開研究)の紹介)

期待される成果(目標)

- 適正な品質と価格(①)
- 施工性の向上
- 持続可能性(Sustainability)
 脱着可能性
 (腐食
 ↓
 地震による損傷)

(注1)構造体Totalとして考える必要がある。

角形鋼管柱-H形梁接合部

- 柱-スプリアット接合部の局部挙動
 - 腐蝕阻害層による耐力降伏
 - FEM解析による局所挙動の解明
- 柱梁部分骨組接合実験
 - 実用的には柱フランジの面外補剛の効果
 - 平面骨組実験、立体骨組実験による柱梁接合部の履歴挙動
 - 柱梁力の接合部局所の履歴挙動に与える影響
 - 柱軸力はN/N_{pl}、S_{0.5}までは影響無し
 - 柱軸力はN/N_{pl}、S_{0.5}までは影響無し

無補強角形鋼管柱-H形鋼梁ボルト接合骨組の設計と
 適用化例 (新日本建設㈱ 主任研究員 栗原純一)

H形柱-H形梁接合部

- 柱(強軸側)スプリアット接合部
 - 柱フランジの面外補剛の効果
 - 腐蝕阻害層による耐力降伏
- 柱(弱軸側)・梁部分骨組接合実験
 - 柱梁接合部の履歴挙動
 - 接合部パネルの補剛効果
- 柱(弱軸側)・梁部分骨組接合実験
 - 柱梁接合部局所の履歴挙動
 - 実用的には柱梁補強部へ展開

溶接接合

鋼材 : 低 降伏比 (降伏比) = (降伏点)/(引張強さ)
 高 剛性 (母材、熱影響部) ($\sigma_{F0} \geq 70 \text{Joule}$)
 溶接性
 溶接 : 強度
 高 剛性 (溶接金属) ($\sigma_{F0} \geq 70 \text{Joule}$)
 施工条件
 ↓
 品質保証

半鋼接合部

固定度	全強	半剛
強度		部分強度

部分強度(Partial Str)接合部の採用
 有利性を明らかにする。
 a) 初期剛性
 b) 変位及び第3層性
 c) 変位変形能力

角形鋼管柱-H形梁接合部

- 柱-スプリアット接合部の局部挙動
 - 腐蝕阻害層による耐力降伏
 - FEM解析による局所挙動の解明
- 柱梁部分骨組接合実験
 - 実用的には柱フランジの面外補剛の効果
 - 平面骨組実験、立体骨組実験による柱梁接合部の履歴挙動
 - 柱梁力の接合部局所の履歴挙動に与える影響
 - 柱軸力はN/N_{pl}、S_{0.5}までは影響無し
 - 柱軸力はN/N_{pl}、S_{0.5}までは影響無し

無補強角形鋼管柱-H形鋼梁ボルト接合骨組の設計と
 適用化例 (新日本建設㈱ 主任研究員 栗原純一)

高力ボルトを用いたスプリットタイプ形式引張結合部を有するH形断面材の高剛度挙動に関する研究

千原 大 学 自 然 科 学 研 究 科 機 械 工 学 研 究 室
 橋 田 啓 宏 兼 東 谷 川 隆 司

はじめに

本研究はH形鋼柱とH形鋼梁をスプリットタイプ形式の高力ボルト結合部で接合するH形鋼接合部の力学的挙動を解明するための基礎的研究である。

研究の中心課題である接合部の耐力評価を単純化及び標準化した荷重方法の提案について、降伏線理論により系統的に行い、H形鋼各部の力学的特性を圧入引張試験及びT字形部分管組立部の短周期水平載荷試験により把握した。

スプリットタイプ形式の高力ボルト接合部で接合するH形鋼接合部

仕ロモデルの対象

無補強仕ロモデル 仕ロモデル 補強仕ロモデル

仕ロ断面材 スプリットタイプ アングル 鋼板 トルシア型高力ボルト

降伏線理論に基づく接合部耐力の評価

全塑性耐力 \Rightarrow ボルト孔まわりの高剛度挙動を考慮しない降伏線

最大耐力 \Rightarrow ボルト孔まわりの高剛度挙動を考慮する降伏線

仕ロフランジ 降伏線 鋼板降伏線

全塑性耐力の評価

内部応力 $E_c \cdot \Delta_c$ (引張), $E_c \cdot \Delta_c$ (圧縮), $E_c \cdot \Delta_c$ (引張), $E_c \cdot \Delta_c$ (圧縮)

外力の分布等 $E_c \cdot \Delta_c$ (引張), $E_c \cdot \Delta_c$ (圧縮)

降伏線発生後の耐力 $E_c \cdot \Delta_c$ (引張), $E_c \cdot \Delta_c$ (圧縮)

仕ロフランジに設定される降伏線

補強材に設定される降伏機構 ①

変形の条件 $\sigma_s \leq \sigma_s$

① 降伏線の関係 ② フレレット部の塑性回転量

補強材に設定される降伏機構 ②

H形鋼断面材 補強材(アングル) Type I Type II

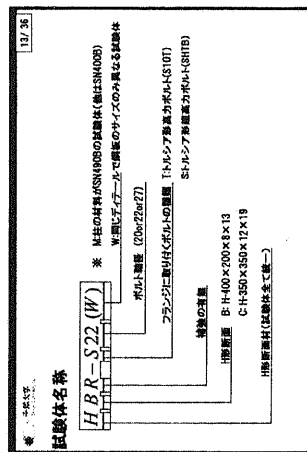
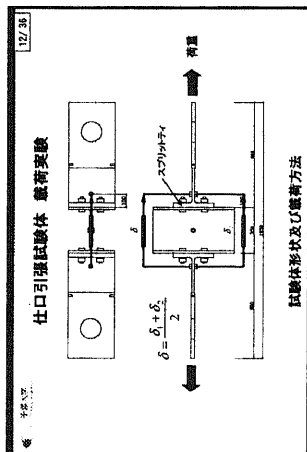
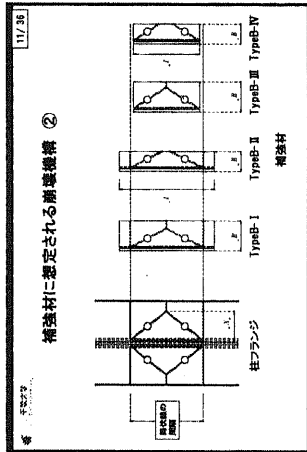
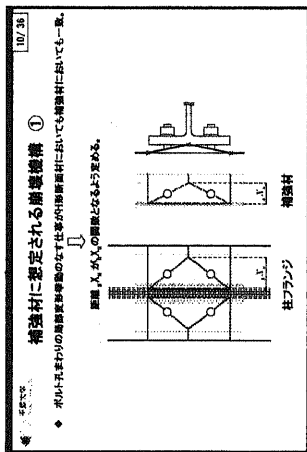
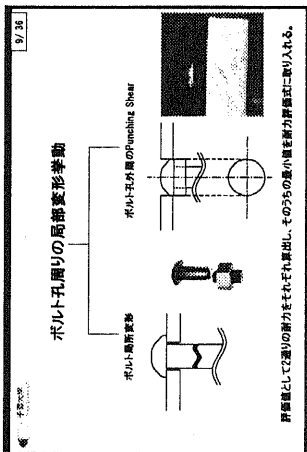
最大耐力の評価

Case(a) ①②③ 全て最大曲げ耐力

Case(b) ① 全塑性モーメント ②③ 最大曲げ耐力

※ 全塑性モーメント $M_p = \frac{1}{4} \cdot \sigma_s \cdot A_s \cdot d$
 最大曲げ耐力 $M_u = \frac{1}{4} \cdot \sigma_s \cdot A_s \cdot d$

仕ロフランジに設定される降伏線



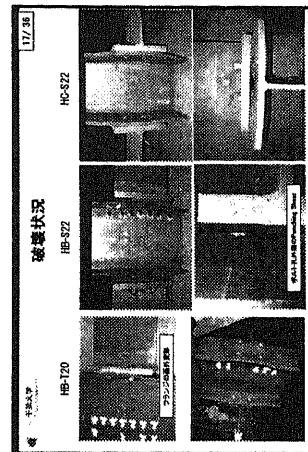
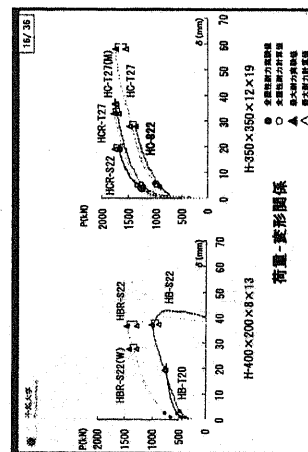
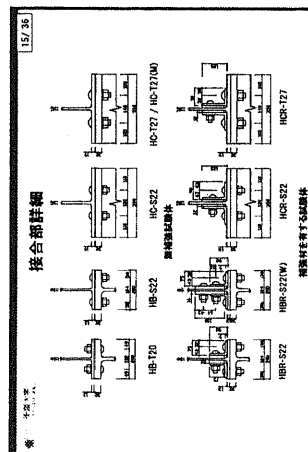
14/36

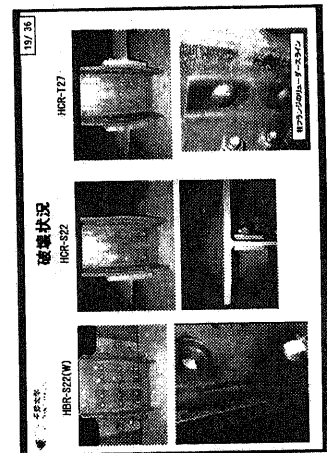
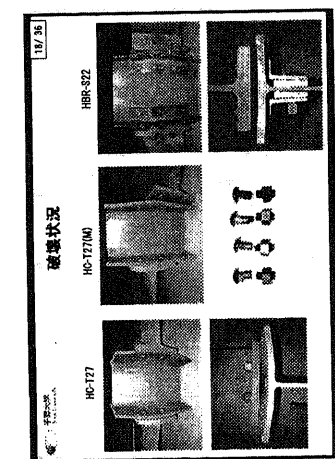
試験体一覧

◆ 試験体は計4体 (補強材試験体 補強材を有する試験体)

◆ 目的の補強材はHC-T2/100を標準とする

試験体	寸法	質量	フランジ	鋼材	補強材	質量	フランジ
HBR-T20	H-400×200×8×13	SN490B	なし	なし	なし	なし	なし
HBR-S22	H-400×200×8×13	SN490B	なし	なし	なし	なし	なし
HC-T2/100	H-400×200×8×13	SN490B	なし	なし	なし	なし	なし
HBR-S22(W)	H-400×200×8×13	SN490B	あり	なし	なし	なし	なし
HBR-S22	H-350×350×12×19	SN490B	あり	なし	なし	なし	なし
HBR-T20	H-400×200×8×13	SN490B	あり	あり	なし	なし	なし
HBR-S22	H-350×350×12×19	SN490B	あり	あり	なし	なし	なし





20/35

耐力評価 - 全断面耐力 -

単位(N/㎜)

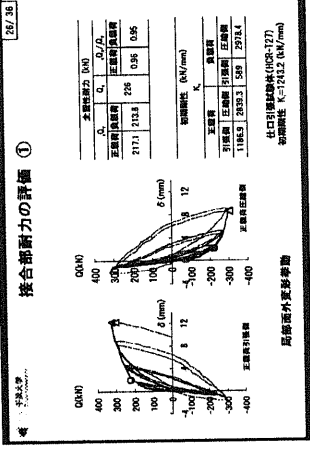
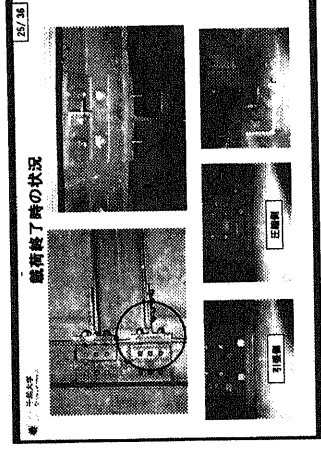
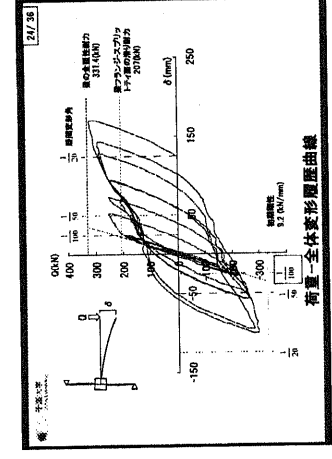
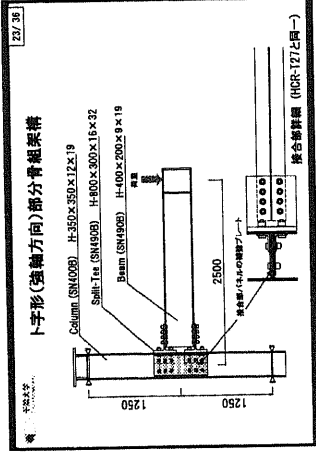
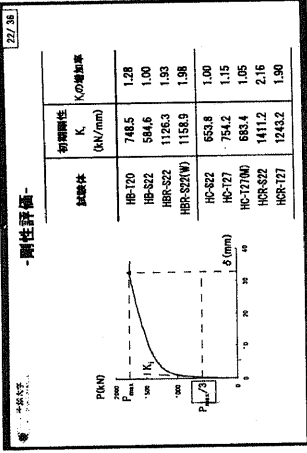
試料名	全断面耐力		P _{1/2}		P _{1/4}	
	P _{1/2}	P _{1/4}	P _{1/2}	P _{1/4}	P _{1/2}	P _{1/4}
-HCR-120	431	324.7	1.22	1.29		
HBR-S22	367	173	0.94			
HCR-S22	981	909	0.94			
HC-127	981	1012	1.03			
HC-127(W)	1285	1214	0.98			
HBR-S22	637	753	1.18			
Type A-I						
HBR-S22(W)	1334	754	1.18			
Type A-I						
HCR-S22	1334	1224	0.93			
Type A-I						
HCR-127	1263	1265	1.00			
Type A-II						

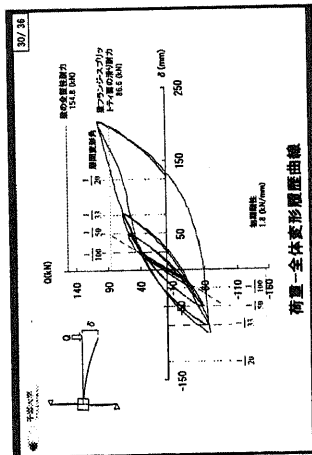
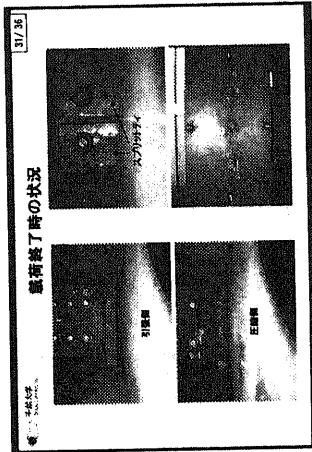
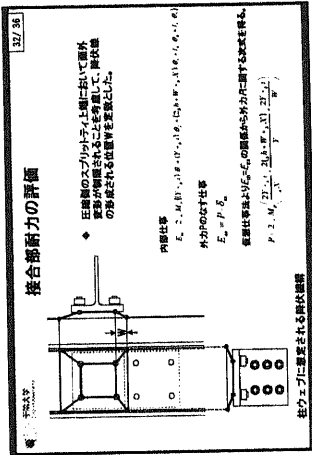
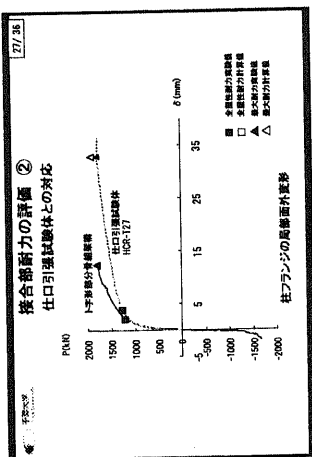
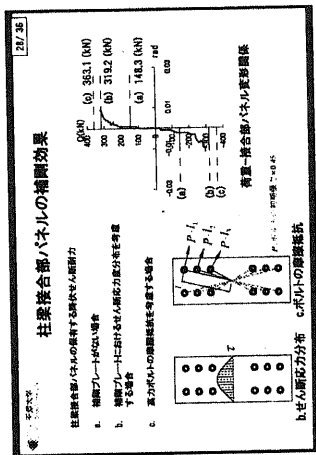
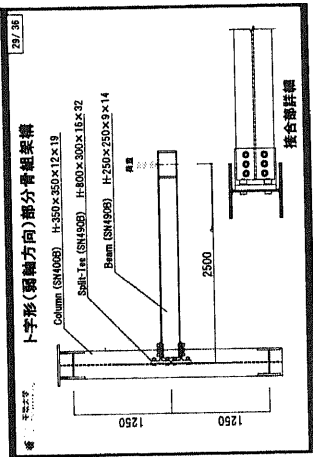
21/35

耐力評価 - 最大耐力 -

単位(N/㎜)

試料名	最大耐力		P _{1/2}	P _{1/4}
	P _{max}	P _{max}		
HBR-S20	105	105	1.00	0.94
HBR-S22	146	152	1.03	1.15
HC-S22	156	175	1.12	1.12
HC-127	1821	1894	1.04	1.04
HC-127(W)	1749	2271	1.29	1.29
HBR-S22	1262	1481	1.18	1.12
HBR-S22(W)	1292	1461	1.18	1.12
HCR-S22	1857	2231	1.21	1.21
HCR-S22	1748	2232	1.28	1.28
HCR-127	1748	2232	1.28	1.28





35/38

ト字形(頸軸方向)部分骨組集積

まとめ②

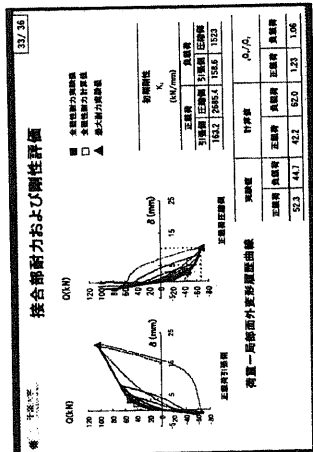
- ト字形部分骨組集積の接合部ハネルの補剛材は接合部ハネルの降伏せん断耐力の上昇に寄与する。
- ト字形(頸軸方向)部分骨組集積における断面外方向の初期剛性及び全周耐力は、仕口引張試験により推測することができる。しかし、全周耐力以後の挙動は異なる。

34/38

まとめ①

仕口引張試験

- 接合部の保有する全周耐力及び最大耐力は降伏曲線 (TypeA) 及び漸進曲線 (TypeB) より求めることができる。
- 補剛材を有する場合、柱フランジに発生される引張及び圧縮状態に対応する断面外方向の補剛材において、引張及び圧縮状態は接合部が保有する耐力として妥当な目安を与える。
- 柱フランジにアンクル等で面外制剛した場合、補剛材は初期剛性及び全周耐力の上昇に寄与する。

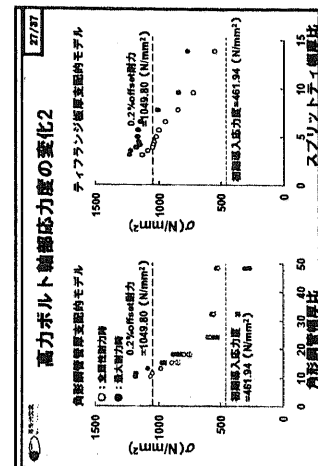
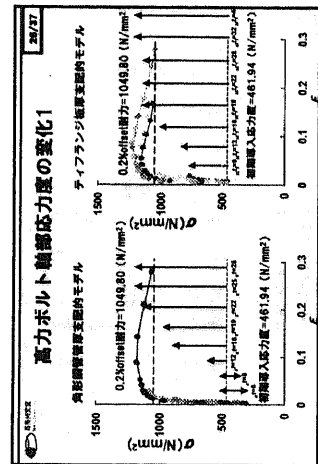
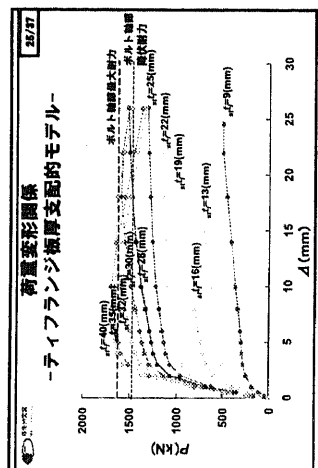
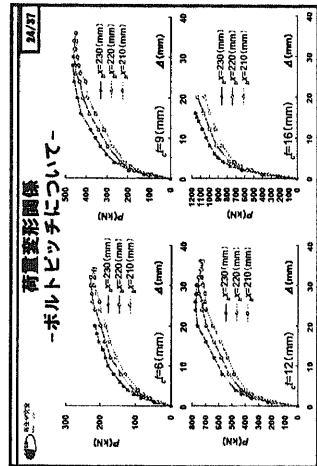
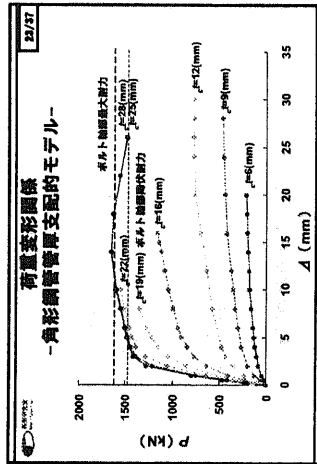
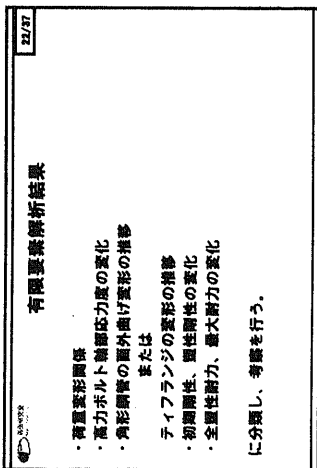
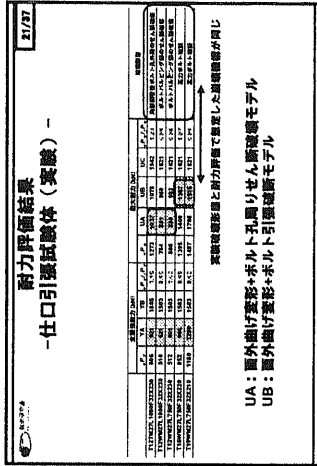
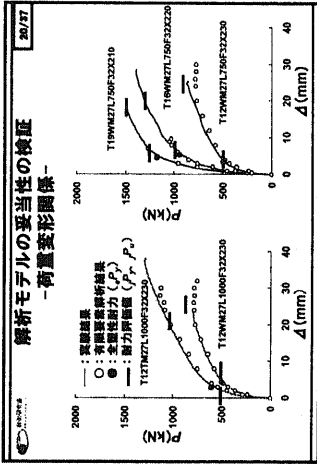
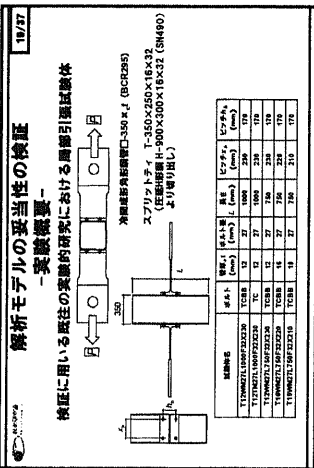


36/38

まとめ ③

「字形」(書体)方向の部分骨組案

1. 漢字の骨格する至型性骨力、漢字組置において柱ウェブの
骨格構造を型定することにより求めることができる。



まとめ1

角形側面管支配的モデル

角形側面管支配的モデルは、結合側面管の側面管に高力ボルトの引張変形が与える程度が大きくなることから導き出された。このことは、角形側面管の厚さによって結合側面管の全周性耐力及び最大耐力を支配する降伏状態及び脆断状態が異なることを意味する。

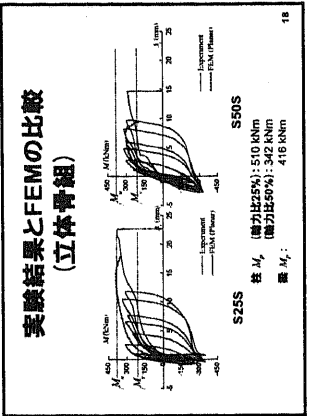
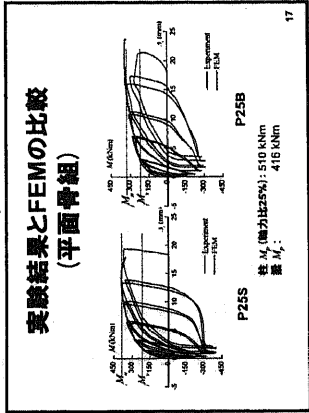
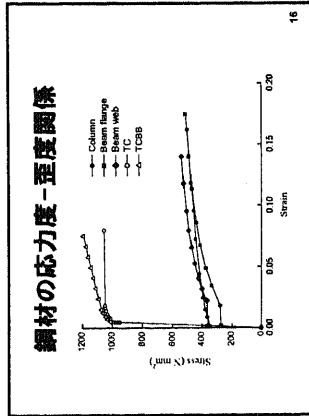
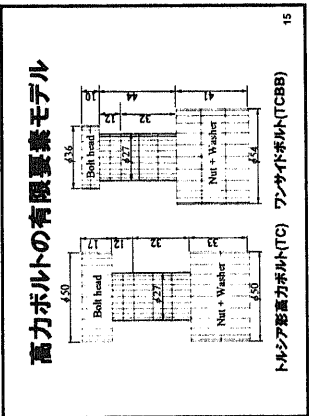
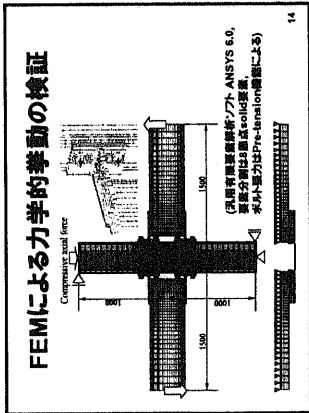
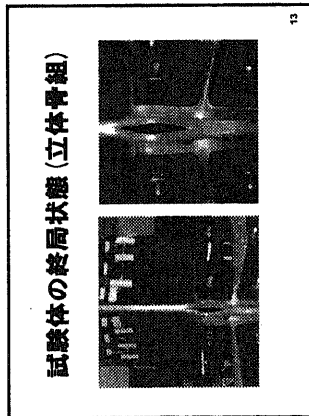
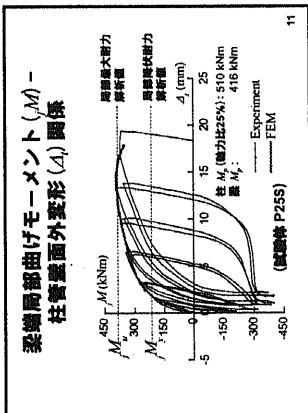
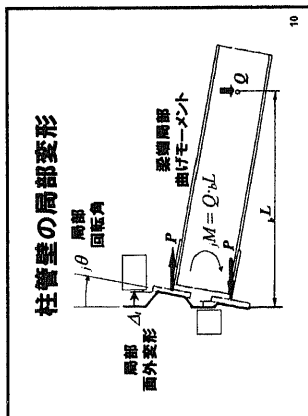
有周縁接合による側面管引張試験は、既往の角形側面管にスプリットボルト側面管引張試験結果により、荷重-変形関係においても破断形態においても概ね良く両面できている。

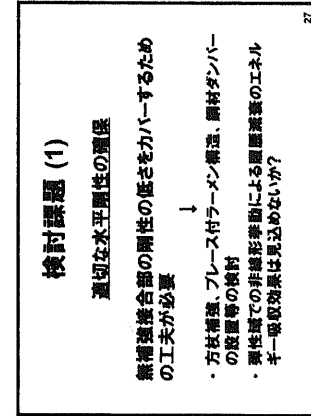
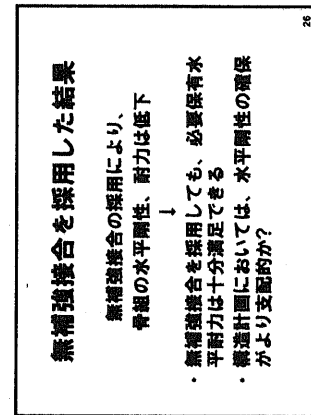
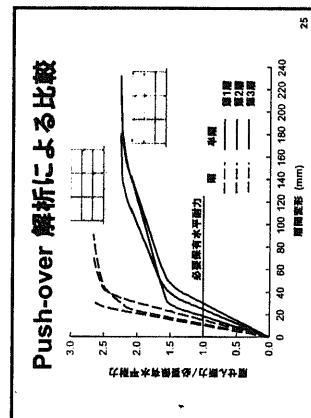
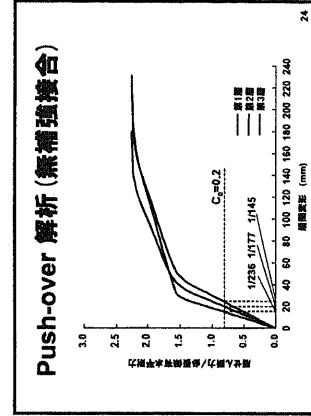
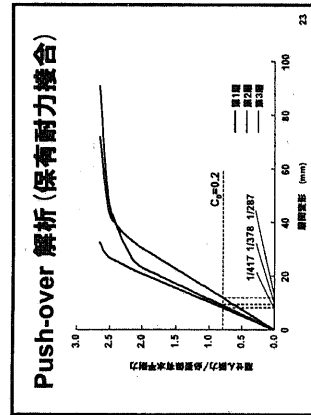
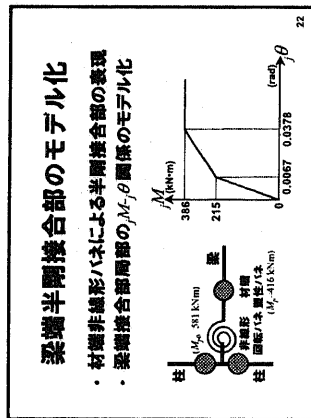
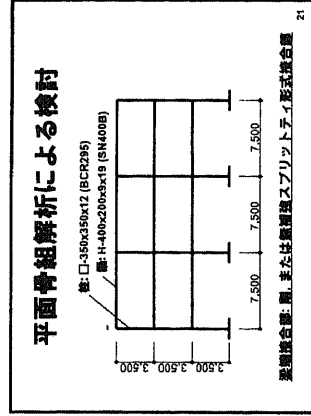
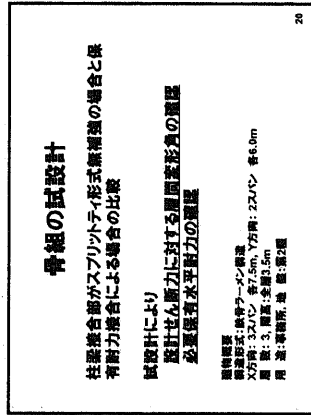
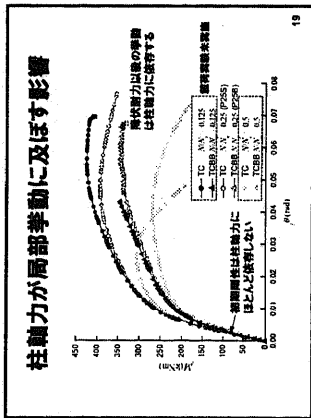
まとめ2

スプリットボルト側面管支配的モデル

スプリットボルト側面管支配的モデルは、結合側面管の側面管に高力ボルトの引張変形が与える程度が大きくなることから導き出された。このことは、スプリットボルト側面管の厚さによって結合側面管の全周性耐力及び最大耐力を支配する降伏状態及び脆断状態が異なることを意味する。

スプリットボルト側面管が13.89以上のモデルの脆断状態では、確認されている脆断状態と異なることが確認できた。





検討課題 (2)

エネルギー吸収装置 (ダンパー) の併用

無補強角形鋼管柱 + エネルギー吸収装置

↓

中小地震の際にはエネルギー吸収装置の剛性により層間変形の大幅な低減が期待でき、優れた耐震性能を有する構造が可能だろう

28

検討課題 (3)

柱間モデルによる骨組解析

例えば、柱軸力の変動に伴う周縁非対称回転ハネの回転剛性変化を反映したモデル化、等

29

無補強角形鋼管柱-H形鋼梁接合部の解析
今までの課題

- FEMによる立体骨組の力学挙動の解明 (計算時間の問題、モデル化の工夫)
- 周縁引張実験に対するFEMの結果と骨組に対するFEMの結果との対応
- より多くの試験を行い、中低層骨組の構造計画の多様な可能性を検証する (水平剛性、鋼材量、製作コストのバランス)

30

後付け施工方杖部材を用いた鋼構造柱梁接合部の耐震補強

31

後付け方杖部材 詳細

32

載荷実験の実施状況

33

平面骨組解析モデル (方杖なし)

34

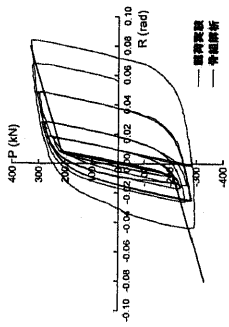
柱梁接合部パネルゾーンモデル化

35

平面骨組解析モデル (方杖あり)

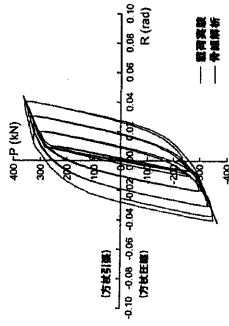
36

荷重-層間変形角関係(方杖なし)



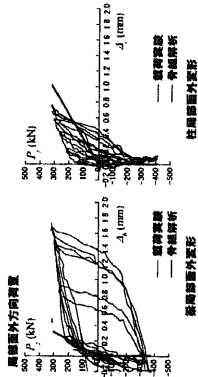
37

荷重-全体変形角関係(方杖あり)



38

骨組解析結果(方杖接合部局部変形)



39

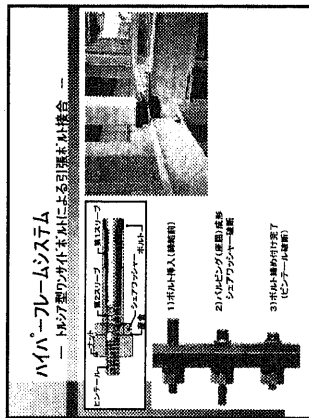
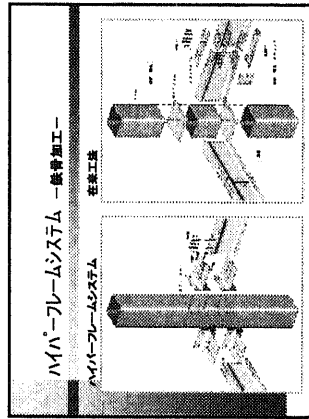
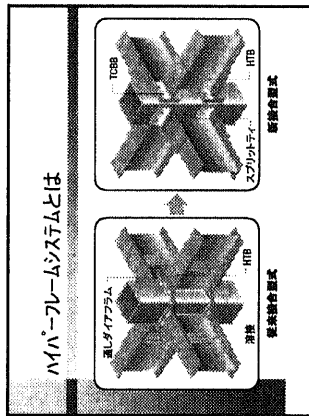
方杖部材による耐震補強
今後の課題

- ・ディテールの改良
 既設体の方杖の寸法は、梁端接合部を現場溶接形式とする場合を想定
 → 工場溶接形式に対応するための改良
- ・骨組パラメータの影響
 柱と梁の耐力バランス、方杖傾斜角、方杖長さなど

40

無補強角形鋼管柱-H形鋼梁
ボルト接合骨組の設計と実用化例
～ハイパーフレームシステム-V2～

平成15年2月4日
新日本建設(株)

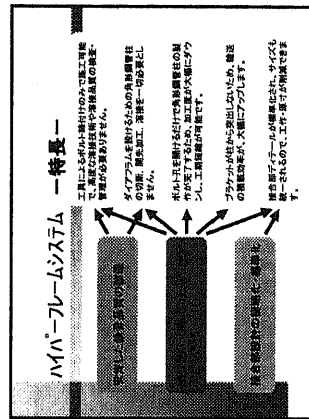


ハイパーフレームシステムの適用範囲

部材	材質	サイズ	規格
柱	水筒形角形鋼管	□250×12 ~ □400×21 (BCP295) □400×18 ~ □500×19 (BCP235)	J/A17 JISY47
梁	断面圧延H形鋼	H250×125×6.9 ~ H600×300×9.9 (SMA400相当)	JISY47 JISY47
梁	断面圧延H形鋼	H400×200×6.9 ~ H750×250×12.2	外注一式

材料

部材	材料
ボルト	鋼材
ナット	鋼材
ワッシャー	鋼材
スペアライナー	鋼材
引張ボルト	鋼材
鋼材接合部	鋼材



ハイパーフレームシステムの課題とV2の開発

ハイパーフレームシステムの課題

- 鋼材の強度不足による引張ボルトの破断
- 引張ボルトの締め付け作業が困難
- 鋼材の強度不足による引張ボルトの破断
- 引張ボルトの締め付け作業が困難

ハイパーフレームシステム-V2の開発

- 引張ボルトの強度を向上させるための設計
- 引張ボルトの締め付け作業を容易にするための設計
- 鋼材の強度を向上させるための設計
- 引張ボルトの締め付け作業を容易にするための設計



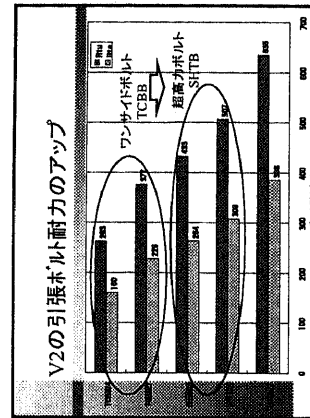
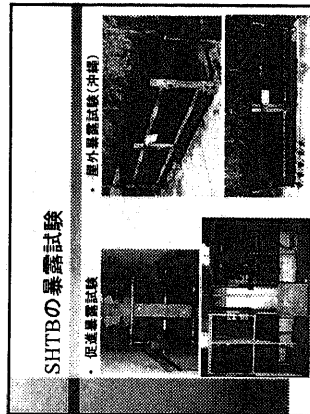
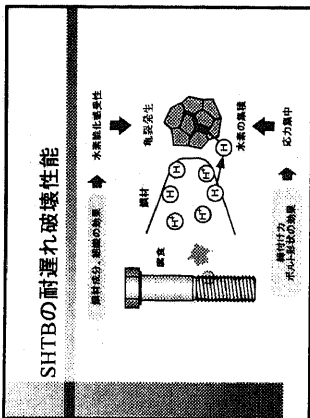
SHTBの機械的性質

■ボルトの機械的性質

種類	耐力 (N/mm ²)	耐力 (kgf/cm ²)	伸び (%)	伸び (%)	単位: kN
SHTB	1260以上	1400~1490	14以上	40以上	
F10T	900以上	1000~1200	14以上	40以上	

■SHTBの設計耐力(引張力) (単位: kN)

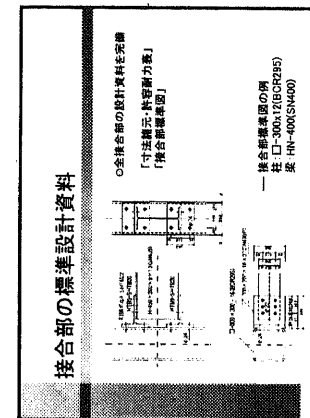
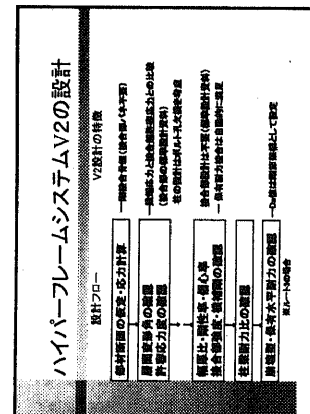
ボルト呼び径	設計耐力	最大引張耐力
M16	155 (1.06)	230 (1.57)
M20	242 (1.65)	358 (2.45)
M22	299 (2.05)	442 (3.03)
M24	349 (2.38)	517 (3.53)



ハイパーシステムV2の適用範囲

径 (mm)	250	300	350	400	450
H-250 × 125 × 6 × 9	○	○	○	○	○
H-300 × 150 × 6.5 × 9	○	○	○	○	○
H-350 × 175 × 7 × 11	○	○	○	○	○
H-400 × 200 × 8 × 13	○	○	○	○	○
H-450 × 200 × 9 × 14	○	○	○	○	○
H-500 × 200 × 10 × 16	○	○	○	○	○
H-600 × 200 × 11 × 17	○	○	○	○	○

○ 仕様耐力ホルルト SHTBにSHTB-2適用可能
 ○ 仕様耐力ホルルト SHTBにのみ適用可能
 ○ 適用範囲外



研究報告会 質疑応答

質問 (真崎氏)

1. 溶接に頼らないでボルトだけで設計することは管理面においてもある種「制御設計」と言えようが、「損傷制御設計」の観点から見ると従来のエネルギー吸収では柱・梁本体に負わせることを前提としており、損傷レベル1(中小地震)及び2(大地震)に対してどのくらいのレベルを目標としているのか。
2. 将来的に部材の取り替えが容易であるということであるが、やはり高力ボルトないしスプリットティの交換を考慮すると本体の角形鋼管・大梁などの仕口部分にはひずみ損傷を起ささないようにするのが適当であろう。そのためにダンパーを用いてエネルギー吸収させようとするのだが、先ほどの話(報告)だと従来の保有耐力設計の思想の延長で本体にエネルギー吸収を持たせようとするように見受けられるがいかがであろうか。

回答 (森田)

1. 方杖部分は剛性が高いので、ダンパーを用いればエネルギー吸収の効果がある。通常の振動計算(応答解析)では、ダンパーを考慮しないと剛性が弱くなり層間変形角も厳しい。原田の解析例では柱脚固定としていたのでまだましであるが、半剛接(semi-rigid)となるともっと厳しくなる。レベル1 くらいの地震波に対してどれだけの減衰効果が得られるのかを検討することが、今後の研究課題となる。
2. 接合部の弾性→降伏に至る状態として基礎的なデータを持っている。今後、実験の試験体の作成にあたって諸先生方にどのような研究を行っていくことが必要かというアンケートを取りたい。ただ「着脱」という観点から見れば、柱部材の面外変形による凹凸(局部変形)は取り替えるのに好ましくないだろうと考えている。その他に例えば合成ばりであったりすると(部材を取り)替えにくいので、床の水平剛性をスラブに頼らないで床組みだけでどれだけ持たせられるかが重要になるだろう。Replaceable としては大きく2つに分けて考えていくことになる。すなわち、地震により損傷した部材を交換するのか、あるいは用途変更による交換かということである。やはり(前者の立場では)地震時に柱にエネルギー吸収を負わせてしまうと本体の取り替えは厳しくなるだろう。

質問 (真崎氏)

3. 制御レベル2 というのは決してレベル1 の延長ではない。中小地震に対しては弾性設計(レベル1)を、大地震に対しては多少の損傷を許容する(レベル2)という設計方針以外に、例えばレベル2 に対しても本体は少しも損傷せずパーツだけ壊すことを狙うというのも考えられる。実際の設計に用いるにあたっては、コンセプトというかターゲットを絞っていかないと...

回答 (森田)

3. やはりその辺りの議論としては目標とする(制御)レベルと Replaceable の組み合わせが課題となってくるように思う。

質問 (横山氏)

4. 中低層建築物を対象としているが、どの程度の規模を考えているのか。

5. H形柱を強軸及び弱軸方向で設計しようとする、設計上ディテールが複雑になるように考えられるが...?

6. 角形鋼管の面外変形が卓越すると言うが、想定する降伏機構・崩壊機構について、例えば柱幅と同程度の(大きさの)スプリットティを用いかつボルトにより締め付けられていると、コーナー部では曲げよりせん断が卓越するのでは?

回答 (森田)

4. 一応5層くらいを考えているが、考えによっては(柱の面外変形が起きにくい)超高層建築にも利用できるのではないだろうか。ただし現在は中低層建築物における溶接の管理が難しい面があるので...もう少し煮詰めていかないといけない。

5. 例えばH形柱の場合、強軸ではパネルゾーンが弱まるので板を当てることで弱軸に対して曲げ剛性が高まり補剛効果が認められる。(今後ディテールについて十分に詰めて考えていかなければならないだろう。)

6. 降伏機構としてはウェブ側にピッチを大きく取ることは(接合部の)耐力を上昇させるためには重要であり、したがってスプリットティはできるだけフランジ側に寄せていくことになる。ただ、柱には冷間成形角形鋼管を用いており、R部にボルトの頭が来ないように内側に寄せることになる。また、局所的にはパンチングシヤーに対しても検討している。

質問 (園部氏)

7. 骨組の梁端剛性を落としてエネルギーを吸収させるというのは言わば制震構造と言えるが、実際の設計現場でも、例えば梁中央部の断面を絞るなどこれまでに考えられないような対応を迫られる場面もあり、その辺りについて(先生は)どのように考えておられるのか。

8. 日本鋼構造技術者協会 JSCA にて溶接の欠陥、冷間成形角形鋼管とH形鋼を用いた柱梁接合部におけるウェブの効き方など議論されているのだが、(現状として)設計のディテールが確立されておらず、ものの作り方、設計指針をわかりやすく性能表示していかなければならない。それらについて(先生は)どのようにお考えになっているのか。

回答 (森田)

7. 剛性のコントロール方法としてはいろいろ考えられるように思うが...例えば接合部の semi-rigid の調整、あるいは全体的な骨組とすれば(部材を)細くして剛性を下げる、ドッグ・ボーンなどの方法もある。ボルト接合の利点としては施工性の向上や溶接を使わない(ことで不確定要素が減少する)など挙げられるが、今後は電炉の圧延温度を上げて降伏比の低い材料を作ることができると良い。その際(真崎氏の質問にもあったように)目標とすべき制御レベルをどこに据えるかにもよるが、接合部はできるだけ靱性を確保するようにすべきであろう。

8. 破断防止ガイドライン(にもあるか)角形鋼管柱では、特に幅厚比の大きい場合には梁ウェブが効きにくい。実情として Deep Beam を使用するケースが多いようだ。梁の全塑性モーメントの中でウェブの占める割合が大きい場合、その一部が効きにくくなると梁端接合部としては厳しい。梁幅に対してせいが2.5~3倍となるともう保有耐力接合にならない。

文部科学省科学研究費
研究課題「半剛接合を活用した中低層鋼構造建築物の合理的な耐震設計の可能性」
研究報告会についてのアンケート

ご所属 _____ ご氏名 _____

1. 本日の研究報告会の内容全般について、率直なご感想をお知らせください。

.....
.....
.....

2. 本研究課題の内容を実際の設計業務に役立てていくためには、今後さらにどのような研究テーマに取り組むことが必要と思いますか?(下記のキーワードをご参考にお書きください)

.....
.....
.....
.....
.....

キーワード: 接合ディテールの多様化, 接合部の剛性評価法, 骨組解析法, 地震応答解析, 設計フロー, 設計例

3. 地域における実務者と大学との連携のためには、(本日の研究報告会のような企画以外に)どのような企画があると望ましいと思われますか?

.....
.....
.....

ご協力ありがとうございました。

研究報告会についてのアンケート結果の概要

1. 本日の研究報告会の内容全般について、率直なご感想をお知らせください。

「有意義であった」、「最新の技術を知る良い機会であった」と積極的に評価する意見が大半を占めた。本研究課題の方向性については、多くの出席者が鋼構造建築物における柱梁接合部の信頼性の向上と施工の簡素化を両立しようとする方向性を肯定的に評価していることがわかった。その一方で、「施工性までを視野に入れたより現状に則した研究へ発展して欲しい」とのご意見も多数の出席者よりいただいた。また、一部の出席者からは、「研究発表と配布資料がわかりやすかった」、「試験体の見学が研究発表の理解の助けになった」との評価もいただいた。

2. 本研究課題の内容を実際の設計業務に役立てていくためには、今後さらにどのような研究テーマに取り組むことが必要と思いますか？

大半の出席者が、施工性と経済性に着目する必要性を指摘している。具体的には、「施工誤差や製作誤差を考慮したディテールを検討する必要がある」、「ウェルドレス工法が普及するためには、溶接接合を使用しないことによってコストが明確に下がることを検証する必要がある」などの意見が述べられた。また、構造設計に携わっている出席者は、設計ツールの整備(半剛接合部に対応した構造設計プログラムの整備、設計フローの提示、実用的な設計式、簡便な設計・施工マニュアルの整備、設計例の提示)の必要性を指摘している。

3. 地域における実務者と大学の連携のためには、(本日の研究報告会のような企画以外に)どのような企画があると望ましいと思われますか？

大半の出席者から公開実験を望む意見が出された。大半の実務者にとって実験を見る機会はほとんどないことがその理由であろう。他には、実務者向けに開放した講義、実務者と大学(または複数の大学共同)の研究者の定期的な交流会の開催を望む声が多かった。また、より大規模な全学部参加の研究の文化祭の企画の提案も出された。

研究報告会の内容についての議論

研究報告会における議論の内容を受けて、次ページのマトリクス「半剛接合部 損傷制御設計の可能性(試案)」を作成した。本マトリクスは、地震入力レベルに対応した性能設計を行う上での半剛接合部設計の考え方を提案するものである。

本研究課題及び半剛接合部性能マトリクスについては、JSCA 千葉のメンバーと個別に議論が交わされた。以下にその議論の概要を記す。

園部隆夫氏(株式会社 SPC コンサルタント)の意見は、以下のようにまとめられる。

建築工事業界における鉄骨価格は底値安定の状況である一方、柱梁接合部の溶接の品質確保や精度確保に関する諸問題がコスト上昇要因となっている。このような現状のもとで鉄骨工事全体の90%以上を占める中低層建築物の品質を向上させていくためには、溶接工の技量と人間性だけに期待するのではなく、高力ボルト接合を用いることで安全性の確認が容易なシステムの開発が現実的な品質向上策の一つであろう。

研究報告会で紹介された半剛接合部ディテールが普及するためには、(1)半剛接合部の特性を評価するためのツールが整備されて一貫計算プログラムで利用可能となることが必要不可欠である、(2)全強設計でない部分強度設計を行うことのメリットとデメリットを設計者がよく認識する必要がある、(3)制震デバイスの併用などによる性能設計の実現のためには審査する行政側の受け入れ態勢が整わなければならない。

研究報告会での研究発表における今後の課題としては、(1)立体骨組における半剛接合部柱梁接合部の剛性評価(平面骨組と比較しての剛性上昇)、(2)Sustainability の確保のための床スラブを含めた鉛直荷重システムの改良、などが挙げられるだろう。

真崎雄一氏((有)マサ建築構造設計室)の意見は、以下のようにまとめられる。

日本で従来採用されてきた弾塑性設計法に基づく2段階設計法は、レベル1以上の地震の際には骨組の各部位が漸次塑性域に達することにより入力エネルギーを吸収し建物が倒壊を免れる、という考え方に基づく。これに対し、損傷制御設計法は、主要骨組を弾性設計し塑性化部材を別に配置させることにより最大級の地震の際にも損傷部の塑性化部材のみを交換することで骨組を更新できる、という設計思想である。動的時刻歴応答解析の成果を振動解析なしに計算できる耐震性能検証法である限界耐力法も、ダンパーなどを用いた損傷制御設計法に対応することはできない。現在、日本においては建築構造物の耐震検証法は混乱した過渡期にあると言えるだろう。

半剛接合部損傷制御設計性能マトリクスについて、JSCA 性能メニューにおける耐震グレードなどに基づき、各レベルのクライテリアを以下のように定めることを提案する。

- ・ 主体構造が弾性範囲内であれば接合部も弾性範囲内にあることが必要。除荷時に残留歪がないと考えられる $2/3 M_p$ を梁端モーメントの弾性限とする。
- ・ レベル1においては、全強設計・部分強度設計ともに主体構造や履歴ダンパーは降伏させない、層間変形角は 1/200 以内。
- ・ レベル2においては、全強設計・部分強度設計ともに主体構造は降伏させないが、履歴ダンパーは降伏を許容する。層間変形角は 1/100 以内。
- ・ レベル3においては、全強設計・部分強度設計ともに主体構造は塑性化を許容、接合部は最大耐力以下、履歴ダンパーは降伏させる。層間変形は 1/30 以内。

真崎氏からは、自ら開発された制振工法を活用した構造設計事例についても意見交換の中で併せてご紹介いただいた。

5. あとがき

本研究では、局部引張試験体や部分骨組を用いた載荷実験と数値シミュレーションにより半剛接合部を含む鋼構造骨組の構造性能を正確に把握して、半剛接合部を含む鋼構造骨組の多様な構造計画を検討するための有益な基礎資料の蓄積を行い、併せて中低層鋼構造建築物の合理的な構造計画へ向けての指針を提示することを目指した。この研究課題に対し、下記の通り取り組んだ。

研究成果(1)では、鋼構造建築物の耐震補強に高力ボルト接合による半剛接合を活用する一例として角形鋼管柱-H形梁接合部に方杖部材を後付け施工し耐震補強を施す手法を考え、そのための基礎的研究としてH形鋼梁-スプリットティ接合部局部の力学的性能を載荷実験及び数値計算により明らかにした。本研究により、H形鋼梁フランジの面外変形によるH形鋼梁-スプリットティ接合部の局部引張力-面外変形関係における降伏耐力と最大耐力が降伏線理論を用いて正確に評価できることが明らかになった。

研究成果(2)では、角形鋼管柱-スプリットティ接合部局部の力学的性能を載荷実験及び数値計算により明らかにした。本研究では、同接合部の降伏耐力と最大耐力が降伏線理論を用いて正確に評価できることを明らかにし、併せてその耐力評価式を用いて角形鋼管の板厚による角形鋼管柱-スプリットティ接合部局部の降伏機構と崩壊機構の変化を正確に予測できることを示した。

研究成果(3)では、スプリットティを用いた角形鋼管柱-H形鋼梁無補強接合部を含む部分骨組の載荷実験を行い、同接合部を含む骨組の力学的挙動を載荷実験及び数値計算により明らかにした。本研究では、同接合部を含む骨組が大変形を起こすまで安定した紡錘形の安定した履歴挙動を示すことが実験的に確認でき、骨組の降伏耐力及び最大耐力が降伏線理論による接合部局部の耐力から評価できることが明らかになった。また、同接合部を含む平面骨組の力学的挙動が有限要素解析によっても正確に再現できることが明らかになった。ただし、同接合部を含む立体骨組の挙動を解析的に正確に予測することはできておらず、今後のさらなる課題としたい。

研究成果(4)では、H形鋼部材-スプリットティ接合部及び同接合部を含む骨組の力学的性能を載荷実験と数値計算により明らかにした。本研究では、同接合部の降伏耐力と最大耐力が降伏線理論を用いて正確に評価できることを明らかにした。本研究成果については、H形鋼部材-スプリットティ接合部を有限要素解析により再現するための有限要素解析モデルの構築が今後の課題として残されている。

研究報告会では、研究成果(1)~(4)の成果を一般に公開するための研究報告会を開催した。同研究報告会には、学外より構造設計者・ファブリケータ・製鉄会社に所属する研究者など学外より総計29名にご出席いただき、本研究課題について有意義な議論を行うことができた。そして、研究報告会当日及びその後の参加者との個別の議論の成果をもとに、接合部性能(全強または部分強度)と地震入力レベルの関係を示すマトリクス「半剛接合部 損傷制御設計の可能性(試案)」とを作成した。同マトリクスにおいて、本研究課題を今後さ

らに展開させるにあたっての方向性を明確に示すことができたと考える。

末尾にあたり、科学研究費補助金(基盤研究(B)(2))による本研究が遂行できたことにつき関係各位に謝意を表します。

損傷制御設計の可能性(試案)

接合部性能	耐力		部分強度	
	剛性	全強	中	低(耐震要素(デバイス)の併用)
レベル1地震	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $M_j \leq M_{jp}$ ▪ $R < R_{s1}$ 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $M_j < M_{jp}$ ▪ $R < R_{s1}$ 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $M_j < M_{jp}$ ▪ $R < R_{s1}$ ▪ 耐震要素は弾性範囲 ▪ 制震デバイスの降伏は許容 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $M_j < M_{jp}$ ▪ $R < R_{s1}$ ▪ 耐震要素は弾性範囲 ▪ 制震デバイスの降伏は許容
レベル2地震	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $M_j < M_{ju}$ ▪ $R < R_{s2}$ 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $M_j < M_{ju}$ (* M_{jp}) ▪ $R < R_{s2}$ 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ 履歴減衰の効果을期待 ▪ 履歴減衰の効果을期待 (* 制震デバイスの併用) 	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $M_j < M_{jp}$ ▪ 耐震要素は降伏
レベル3地震	—	—	—	<ul style="list-style-type: none"> ▪ $M_j < M_{ju}$ ▪ 耐震要素の終局状態

M_j : 接合部に作用する曲げモーメント, M_{jp} : 接合部の全塑性耐力(モーメント), M_{ju} : 接合部の最大耐力(モーメント)

R : 層間変形角, R_{s1} : レベル1地震の層間変形角の許容値 [ex, 1/200, (1/120)], R_{s2} : レベル2地震の層間変形角の許容値