

鋼構造建物における方杖材を用いた簡易耐震補強の開発に関する実験的研究

中原 浩之*・陳 逸鴻*・川添 法明**・下村 崇人**

Test on Development of Simple Seismic Retrofit by Knee Braces for Steel Building

by

Hiroyuki NAKAHARA *, Iathong CHAN *, Noriaki KAWAZOE ** and Takato SHIMOMURA **

The authors have developed a new method of seismic retrofit for steel structures by adding knee braces which are jointed to the existing structures by the vices made of high hardness metal screw bolts. The strength and behavior of the connection by the vice had been already studied in our previous papers. The features of the connection by the vice are easy set up and providing the strength as much as that by the normal bolts joint. An experimental study has been conducted for the specimens of steel frames retrofitted by the knee braces. The knee braces were jointed to the specimen by the vices. Two types of failure modes were investigated. The former was slipping behavior of the connection and the later was buckling at the knee braces. The strengths of the specimens were estimated by simple calculations for the two types of failure modes.

Key words : *frictional strength, buckling strength, combined stress states, seismic reinforcement,*

1 はじめに

1995年の阪神淡路大震災の折に見られた、鋼構造の被災状況の特徴は、近年の2016年の熊本地震においても変わっていない。写真1は文献1)と2)から引用した、阪神大震災の時の梁の下フランジの破断現象である。同様に、写真2は、文献3)から引用した熊本地震の時の接合部の被害である。阪神大震災から20年以上経過しているが、溶接部の破断による構造物の被災状況に大きな改善はみられていない。

柱梁接合部の破断は、構造物の早期な倒壊につながり、人命に重大な危害を及ぼすことから、極めてまれに生じる地震があった場合にも許容されていない。既存鋼構造建築物において、柱梁接合部に曲げモーメントが集中することを避けるため、耐震ブレースや方杖材等を用いて耐震補強する方法が考えられる。しかしながら、補強材の追加工事において、高力ボルト接合を採用すると、柱梁にボルト孔を開ける必要がある。一方で、溶接接合を採用した場合は、溶接熱に対する養生や、技術者の溶接経験による品質にばらつきの問題がある。つまり、鋼構造耐震補強においては、施工上解決すべき接合の課題が存在する。



(a) 被害 1

(b) 被害 2

写真 1 阪神淡路大震災の鋼構造建物地震被害^{1), 2)}



(a) 被害 3

(b) 被害 4

写真 2 熊本地震の鋼構造建物地震被害³⁾

* システム科学部門 (Division of System Science)

** 工学研究科 (Graduate School of Engineering)

本研究では、先に挙げた問題点を改善するために、図1に示すねじ込み式挟締器具を用いた接合法を耐震補強に適用する手法を考案し、研究を進めてきた^{4),5)}。文献4)では、接合挙動に関する基本性能について実験的に検討している。文献4)での知見に基づき、文献5)では、この耐震補強が実際に用いられる状況を模擬した、鉄骨組試験体を作製し、繰返し載荷実験を行い、接合設計法を提案している。

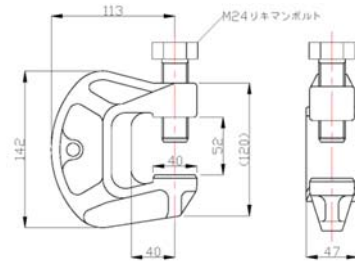


図1 ねじ込み式挟締器具概略寸法図

本報では、上記の結果を踏まえ、文献5)と同様の鉄骨組試験体を作製し、次の2点について調べる。

表1 機械的性質

材質	引張試験(4号試験片)				硬さ試験
	降伏点(N/mm ²)	引張強さ(N/mm ²)	伸び(%)	絞り(%)	硬さ(HB)
SCM440H	834	980.7	12以上	45以上	285

1) 補強材の接合部すべり強度と変形挙動

2) 補強材の母材の座屈強度と変形挙動

性能調査実験の区別をするために、接合部のすべり破壊が先行する試験体を摩擦面すべり先行型とし、方杖材の破壊を先行させる試験体をダンパー降伏先行型と名付ける。前者は、方杖材の設置角度がことなる2通りの実験を実施した。後者は、方杖材を履歴エネルギー吸収ダンパーとして使用することを意図したものであり、その弾塑性変形状をFEM解析によって性能を評価することを試みた。

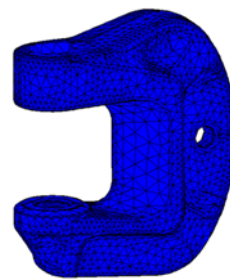


図2 FEM解析モデル

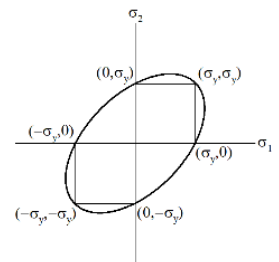


図3 降伏条件

2 ねじ込み式挟締器具の強度

2.1 解析概要

はじめに、ねじ込み式挟締器具本体の力学的性能を確認するためにFEM解析を行う。表1にねじ込み式挟締器具の機械的性質について示す。有限要素法解析は、汎用有限要素プログラムMarcを使用した。図2に10節点ソリッド要素でメッシュ分割したFEM解析モデルを、図3に解析で用いたMisesの降伏条件を、図4に解析で用いた材料モデルを示す。材料モデルは、バイリニア型の弾塑性モデルを用い、表2にその諸定数を示す。加工硬化係数は鋼材に20%のひずみが生じた際に引張強さとなるように設定した。

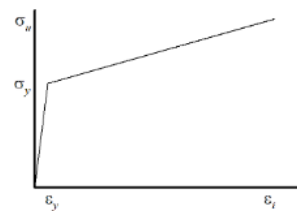


図4 バイリニア型弾塑性モデル

表2 材料モデルにおける諸定数

σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	ϵ_{st} (%)	ϵ_i (%)
834	980.7	0.11	20

解析では、器具本体のボルトの軸方向及びボルト軸に直交方向に強制変位を与えた。具体的には、加力前に設定した2標点の相対変位がそれぞれ5mmに達するまで載荷を実施した。ねじ込み式挟締器具を実際使用する際には、図5に示すような力が器具本体にかかる。施工時にボルトにトルクを入れると、ボルトに圧縮軸力導入され、器具本体には図の青矢印のようにボルト軸方向に開く方向の力が作用する。その後、母材に引張力が作用すると、器具本体は図の赤矢印のような力を受けて、本体がねじれる変形を起こす。本体部分が開く方向の載荷を(a)、本体がねじれる方向の載荷を(b)とする。

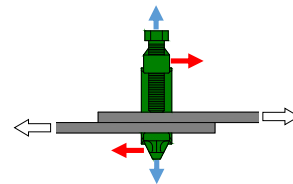
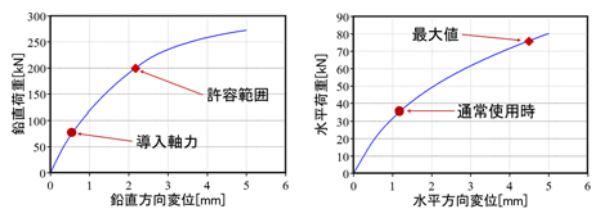


図5 変形図

2.2 解析結果

図6(a), (b)に解析によって得られた荷重-変形関係を示す。図から分かるように、同一の相対変位の場合、(a)は(b)よりも荷重が大きい。つまり、本体はボルト軸方向よりもボルト軸直交方向に変形しやすい。



(a) 軸方向

(b) せん断方向

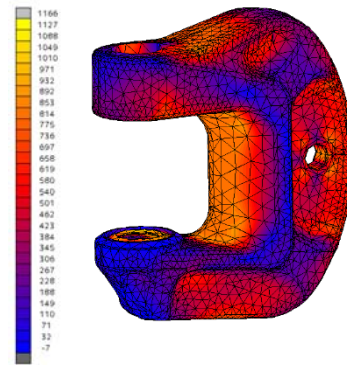
図6 荷重 変位関係

図 6(a)を見ると、200kN を超えるあたりで、軟化傾向が著しくなる。この挟締器の通常使用時のボルトトルクは 300Nm に設定されており、この時にボルト軸力が 75kN となる。200kN を使用限界と考えると、これは導入軸力 75kN に比して 2 倍以上であるとなる。つまり軸力が 2 倍となったとしても使用性に問題がないと考えられる。

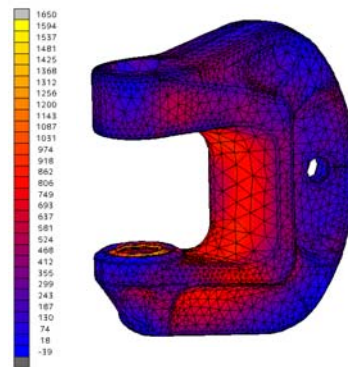
図 6(b)において、文献 4) で得られた摩擦接合強度である 35kN 時の変形を見ている。この時の挟締器具上下の相対変位は 1mm 程度である。実際には起こらないが、これは挟締器具本体に、摩擦面が滑って、保持していたすべり荷重が導入された場合に相当する。文献 4) の実験では、このすべり強度を超えても、接合強度は上昇し続けて、理論的には導入軸力 75kN と同じ掘り起し強度⁶⁾がすべり荷重に加算され、結果 $35+75=110\text{kN}$ を保持できるとされている。これがこの接合部の終局強度にあたり、挟締器具本体には、ボルトからの反力 75kN が、ボルト直交方向に载荷されている状態になる。図 6(b)における 75kN 荷重時変形は、おおよそ 4.5mm である。この時点においても、荷重 - 変形関係は上昇傾向を維持している。したがって、期待している接合終局強度発揮時においても、本体の強度は保証されているといえる。

図 7(a), (b)にねじ込み式挟締器具のボルト軸方向に 2mm、ボルト軸直交方向に 4mm 変形した際の Mises 応力コンター図をそれぞれ示す。

図 7(a)は、通常のボルト導入軸力 75kN の 2 倍以上の 200kN 荷重時の変形である。本体内側に応力が集中し、一部が塑性域に達していることが分かる。しかしながら、リブの部分は弾性に留まっている。図 7(b)は、図 7(a)に比して降伏領域は小さい。接合部が終局強度に達した場合でも、器具全体としての使用性は確保できると考えられる。

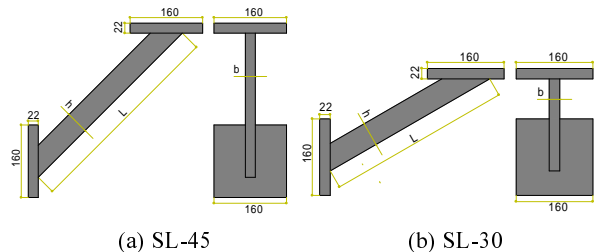


(a) 軸方向 2mm



(b) せん断方向 4mm

図 7 応力コンター図



(a) SL-45 (b) SL-30
図 8 摩擦面すべり先行型の試験体形状

3 耐震補強実験

3.1 実験概要

(a) 試験体及び試験装置

図 8 に摩擦面すべり先行型の試験体形状、図 9 にダンパー降伏先行型の試験体形状を示す。各シリーズの試験体では、同一の材料を使用している。エンドプレートの接合表面は鍍加工を施している。

摩擦面すべり先行型の試験体の実験パラメーターは、载荷梁と方杖材のなす角度 θ で、それぞれ 45° 、 30° の 2 種類とし、SL-45、SL-30 と名付ける。パイロット実験に相当する SL-45-0 の結果は、文献 5) にすでに掲載している。SL-45-0 にて基礎的な確認した後、同一試験体 SL-45-1、SL-45-2、SL-45-3 を用意し、3 回実験を実施した。

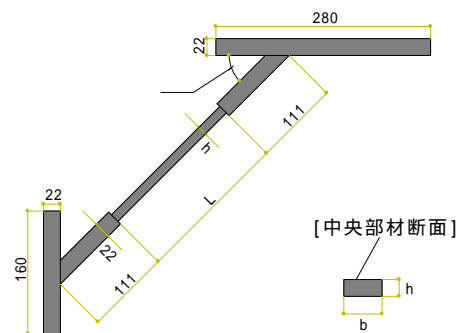


図 9 ダンパー降伏先行型の試験体形状

ダンパー降伏先行型の試験体は図 9 に長さ L で示している中央部材断面の幅 b は 22mm とし、板厚 h を変数として 6, 9, 12, 15mm の 4 種類とした。試験体名をそれぞれ nSL-6, nSL-9, nSL-12, nSL-15 と名付ける。

表 3 に試験体一覧を示す。

図 10 に試験装置を示す。試験装置は門型ラーメンを半分にしたもので、柱と梁をピン結合としている。梁に油圧ジャッキで鉛直方向の繰返し載荷を行う。摩擦面すべり先行型は梁接合部にねじ込み式挟締器具を 2 個、柱接合部に 4 個用いて方杖材を角度 $\theta=45^\circ, 30^\circ$ で固定する。梁と柱の接合面にも錆加工を施している。摩擦面すべり先行型の実験では、梁接合部のねじ込み式挟締器具使用個数を 2 個にすることにより、方杖材を降伏させることなく梁接合部がすべるような設計になっている。ここでは、すべりが発生した時の荷重を「すべり荷重」とする。すべり荷重理論値 Q_A は以下の式で求められる⁵⁾。

$$Q_A = \frac{B\mu}{1 + \mu \tan \theta} \quad (1)$$

ここに、 B : ボルト導入軸力 (1 本当たり 75kN), μ : 赤錆表面の摩擦係数 (0.45) である⁴⁾。後述する実験結果と比較する計算値は 2 通りで、一つは $\theta=45^\circ, \theta=30^\circ$ であり、いま $B=150\text{kN}$ なので、 Q_A は、それぞれ 46.6kN と、53.6kN になる。

ダンパー降伏先行型の実験装置は摩擦面すべり先行型と同様であるが、ねじ込み式挟締器具の使用個数を、柱接合部・梁接合部ともに 4 個とし、接合部がすべる前に方杖材が引張降伏または曲げ座屈するよう設定した。

表 4 に試験体及び試験装置に用いた鋼材の機械的性質を示す。表 4 の、 t は板厚、 σ_y は降伏応力、 σ_u は引張強さ、 ε_{st} は加工硬化開始歪を示す。

(b) 計測方法

載荷位置に設置している 200kN ロードセルにより荷重を計測する。方杖材の梁接合部と柱接合部にパイゲージを設置しており、これらより接合部のずれ変位を計測する。また、方杖材には、一軸ひずみゲージを 4 枚貼り付けて、方杖材の軸方向ひずみを計測している。ダンパー降伏先行型のみ、方杖材の材軸に沿って変位計を 2 台取付け、その平均から方杖材の軸方向変位を計測した。

(c) 載荷方法

まず、図 11 に既に報告した文献⁵⁾の実験試験体のせん断力 Q -ずれ変位関係を示す。図の縦軸は梁接合部に作用するせん断力、横軸は方杖材と梁接合部に設置している 2 個のパイゲージにより測定したずれ変位の平均を示している。図 11 のせん断力は、方杖材が引張となるときに正、圧縮になるときに負で表示している。図のせん断力は、2 通りの方法で求めた方杖材の負担軸力から算出して示している。黒線は、図 10 に示したロードセルの値を用いて、ピン周りの力のモーメントの釣

表 3 試験体一覧

	L (mm)	b (mm)	h (mm)	θ (°)
SL-45-0	450	22	50	45
SL-45-1	450	22	50	45
SL-45-2	450	22	50	45
SL-45-3	450	22	50	45
SL-30	384	22	50	30
nSL-6	200	22	6	45
nSL-9	200	22	9	45
nSL-12	200	22	12	45
nSL-15	200	22	15	45

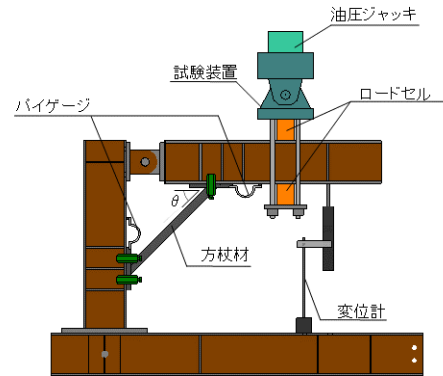


図 10 試験装置

表 4 機械的性質

	鋼種	t (mm)	σ_y (N/mm ²)	σ_u (N/mm ²)	ε_{st} (%)
SL-45	SM400	21.8	279	428	1.89
SL-30	SM400	21.5	271	434	1.85
nSL	SM490	8.9	392	520	2.83
載荷梁	SM490	8.9	392	520	2.83
柱	H-SA700	9.0	795	862	—

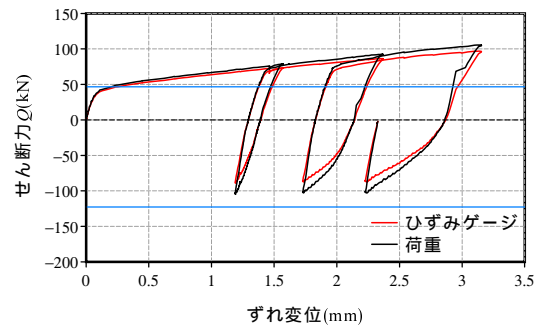


図 11 せん断力 Q -ずれ変位関係

合いから計算した値である。赤線は、方杖材に貼り付けたひずみゲージの値を用いて計算した軸力の水平分力である。独立した観測データから、ほぼ一致したせん断力 Q -ずれ変位関係が得られ、実験の精度を保証している。図の青線は(1)式により算出した引張 + せん断と圧縮 + せん断のすべり荷重理論値を示している。圧縮側では、理論値に達するまでの実験は実施していないが、引張側の 2 倍以上のせん断力に耐えうることが分かる。このことより、摩擦面すべり先行型のすべり荷重の検討において、方杖材が引張となる実験を主に行う。ダンパー降伏先行型の載荷方法は、方杖材の軸方向変形により制御した。方杖材の軸引張方向から載荷を開始し、最大軸方向変位を引張、圧縮ともに 5mm とし、5 サイクル行った。

3.2 実験結果

(a) 摩擦面すべり先行型

既に報告した文献⁵⁾の実験を含み、SL-45 は、同一の試験体の実験を 4 回実施している。実際の補強では、取り付け角度 θ は変化する可能性があるので、 $\theta=45^\circ$ から $\theta=30^\circ$ に変化した SL-30 試験体の実験も実施した。図 11 より、ロードセルのデータと、ひずみゲージのデータから計算したせん断力がほぼ一致していたので、図 12 では、ロードセルで測定した力から計算したせん断力 Q とずれ変位関係を示している。図 12(a)-(c) は SL-45-1, SL-45-2, SL-45-3 を示しており、図 12(d) は SL-30 を示している。図の青実線は、(1)式より算出した引張方向のすべり荷重理論値を示している。実験のすべり荷重は、SL-45-1 では 47.9kN, SL-45-2 では 53.4kN, SL-45-3 では 48.8kN, SL-30 では 54.0kN となった。この実験結果から、すべり荷重理論値を上回る結果が得られていることが確認できる。

表 5 において挟締器具のすべり荷重理論値と実験値のすべり荷重を比較する。表の SL-45 の実験値の値は SL-45-0, 1, 2, 3 のすべり荷重の平均を示している。

表 5 より、SL-45 よりも SL-30 の方がすべり荷重の理論値、実験値ともに大きくなっている。梁と方杖材のなす角が小さいほど、引張時のすべり荷重が増大することが分かった。

図 12 では、すべり荷重を上回った後に、変位は増えつつも耐力が上昇している傾向がある。これは、既報⁴⁾で報告した、接合部の一軸引張実験と同じである。このように、すべりが発生しても、急激な強度低下は起こさないため、すべりを許容する接合部設計も可能と考えている。

(b) ダンパー降伏先行型

図 13(a)-(d) に実験値と各試験体の降伏強度・座屈強度の計算値を併せて示す。

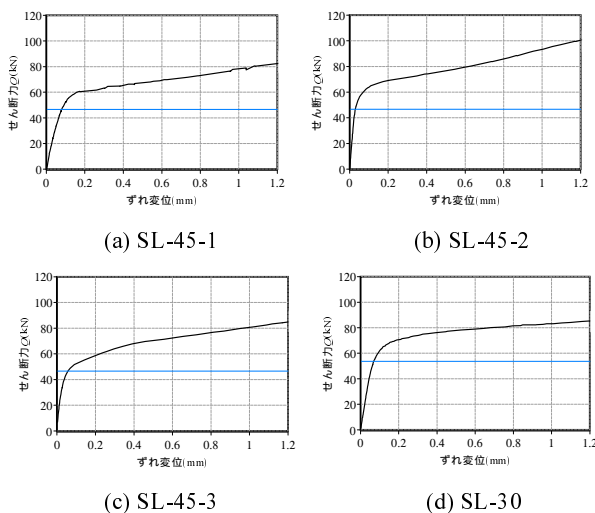


図 12 せん断力 Q -ずれ変位関係

表 5 すべり荷重の比較

	実験値 (kN)	Q_d (kN)
SL-45	49.1	46.6
SL-30	54.0	53.6

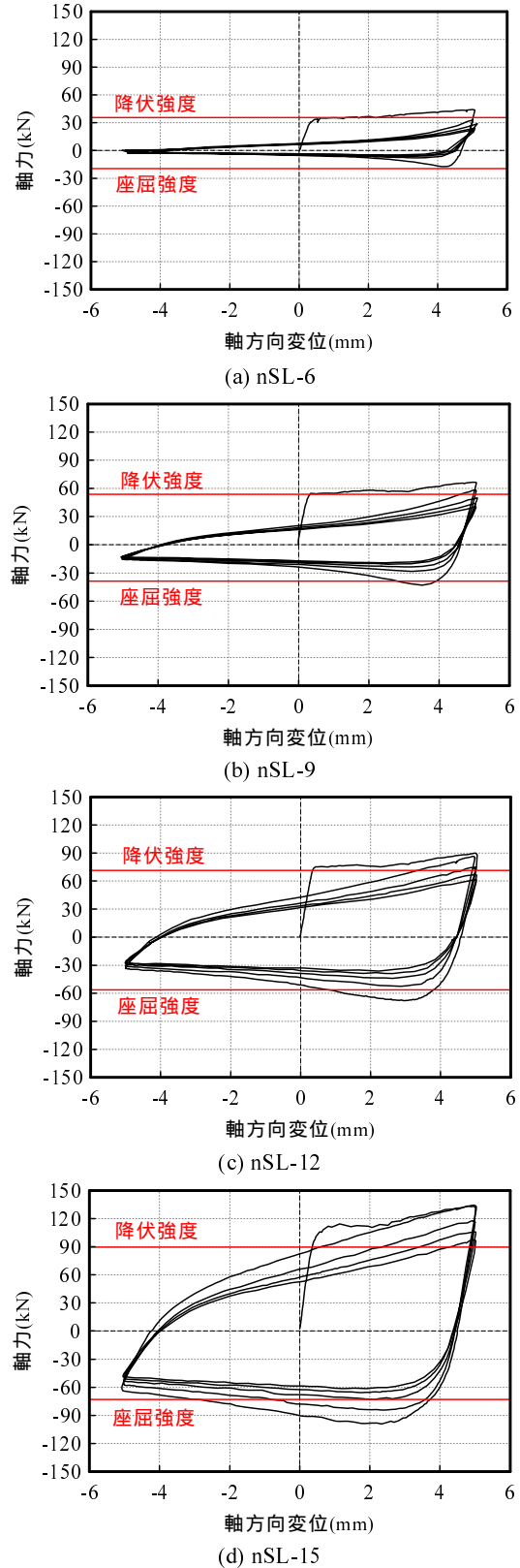


図 13 軸力 軸方向変位関係

また、表 6 において各試験体の降伏強度と座屈強度の実験値、計算値の比較を行う。降伏強度 N_y と座屈強度 N_{cr} の計算値は以下の式を用いて算出した。

$$N_y = A\sigma_y \quad (6)$$

$$N_{cr} = A\sigma_{cr} \quad (7)$$

ここで、

$$\sigma_{cr} = \left\{ 1 - 0.4 \left(\frac{\lambda}{\Lambda} \right)^2 \right\} F \quad (8)$$

ここに、 A ：方杖材の中央部材の断面積、 σ_y ：方杖材の中央部材の降伏応力、 σ_{cr} ：塑性座屈応力 (Johnson 式)、 λ ：細長比、 Λ ：限界細長比、 F ：材料の基準強度 (今回は試験体の降伏応力 271N/mm^2 を用いた) である。

表より、実験値、計算値がほぼ一致していることが分かる。しかしながら、表の降伏強度の実験値/計算値では nSL-6 の値が 1 を下回っている。これは方杖材の中央部材の端部を溶接する際の断面欠損によるものだと考えられる。また、座屈強度でも nSL-6 の実験値/計算値が 1 を下回っている。これは試験体の自重や溶接接合の影響による、初期たわみが生じていたためだと考えられる。

引張時のすべり荷重理論値に対応する方杖材軸力は、(1)式より 135kN となる。表 6 の降伏強度の値は、すべてこれを下回っており、計画通りすべり荷重に到達する前に方杖材の破壊を先行させることができた。

図 17 から分かるように、引張側と圧縮側でエネルギー吸収能力に大きな差がある。本補強は対で使用するため、引張側が圧縮側を補完する形でエネルギー吸収を行い、水平外力の方向に依存しない履歴性能が期待できると判断できる。

(c) ずれ変位

図 14(a)-(d) にパイゲージにより計測されたずれ変位の履歴を示す。方杖材の厚さが大きくなるにつれて、ずれ変形が大きくなるものの、各試験体の最大ずれ変位の値は一軸引張試験におけるすべり荷重時のずれ変位 0.5mm ⁴⁾ の $1/5$ 以下となっている。これらの実験結果から、方杖材が降伏を伴う繰返しの変形を受けても、接合部のずれはほとんど起こらず、方杖材がダンパーとして機能している場合でも接合性能は担保されているものと考えられる。

3.3 解析概要

ダンパー降伏先行型は、引張に対しては安定した弾塑性挙動を示すが、圧縮に対しては不安定な座屈挙動が起こる。ダンパー降伏先行型の方杖材について FEM 解析を実施した。解析は、材料および幾何非線形を考慮できる有限要素法解析プログラム Marc を用いて解析を実行する。

表 6 降伏軸力・座屈耐力

	降伏強度 (kN)			座屈強度 (kN)		
	実験値	計算値	実/計	実験値	計算値	実/計
nSL-6	31.1	35.8	0.87	17.4	20.4	0.85
nSL-9	51.8	53.7	0.96	43.1	43.4	0.99
nSL-12	73.8	71.5	1.03	67.9	63.9	1.06
nSL-15	96.4	89.4	1.08	99.1	83.3	1.19

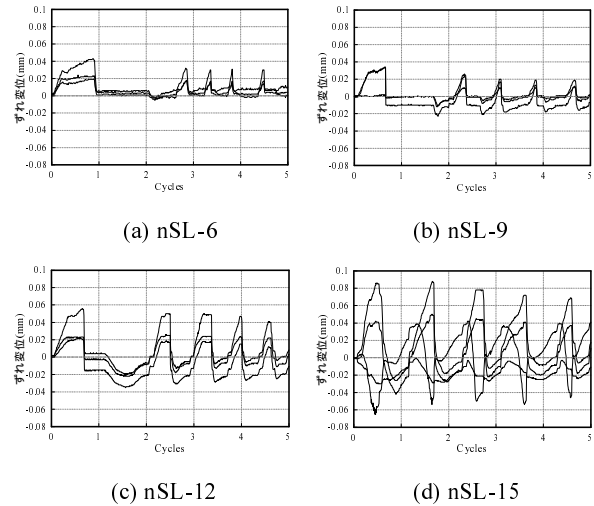


図 14 ずれ変位

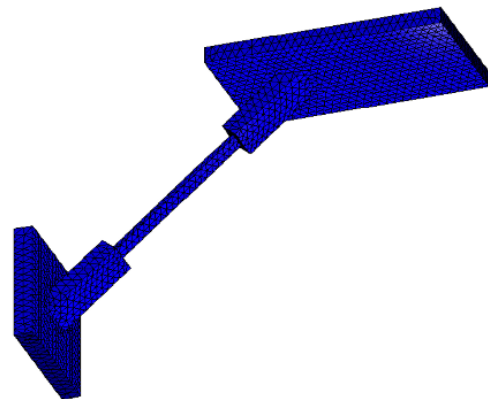


図 15 要素分割解析モデル

摩擦面すべり先行型は、引張と圧縮に対して弾性挙動を示すが、一方で、そのために本研究で提案する設計法の妥当性を立証するために解析を実施した。

解析の概要について以下に示す。

(a) 解析モデル

図 15 に解析モデルについて示す。解析モデルには 10 節点ソリッド要素を採用した。方杖材には初期不整が存在として、中央部材の弱軸方向に初期変位 $L/1000$ (L : 試験体の中央部材長さ) を与えた。境界条件は、両端のエンドプレート部をねじ込み式挟締器具で締め付けた 4 点固定支持とし、一方に実験同様の強制変位を与えた。

降伏条件は図 3 に示す Mises の降伏条件を用いる。

(b) 載荷プログラム

図 16 に載荷プログラムを示す．軸方向に引張方向から計 5 サイクル実施する．

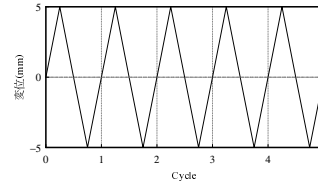


図 16 載荷プログラム

(c) 真応力 対数塑性歪関係

本実験の方杖材は，載荷による大変形が予想されるため，正確な挙動を把握する必要がある．そこで，解析には真応力 対数塑性歪関係を採用し，解析モデルには以下の n 乗硬化則を用いた．

降伏棚を除く加工硬化領域における真応力 対数塑性歪関係は，次式の n 乗硬化則が良好に成立することが知られている．

$$\epsilon_p^* \geq \epsilon_{pst}^* \text{ のとき, } \sigma^* = \sigma_y^* \cdot C \cdot (\epsilon_p^* - \epsilon_0^*)^n \quad (2.a)$$

ここに， σ_y^* : 降伏応力， ϵ_p^* : 塑性歪， ϵ^* : 修正歪， ϵ_{pst}^* : 加工硬化開始歪の塑性成分
また，降伏棚の領域は次式より表せる．

$$0 \leq \epsilon_p^* \leq \epsilon_{pst}^* \text{ のとき, } \sigma^* = \sigma_y^* \quad (2.b)$$

塑性歪の定義より，

$$\epsilon^* = \epsilon_e^* + \epsilon_p^* = \frac{\sigma^*}{E} + \epsilon_p^* \quad (3)$$

ここに， ϵ_e^* : 対数弾性歪

真応力 σ^* と公称応力 σ ，対数歪 ϵ^* と公称歪 ϵ には，以下の変換則が成立する．

$$\sigma^* = \sigma(1 + \epsilon) \quad (4.a)$$

$$\epsilon^* = \ln(1 + \epsilon) \quad (4.b)$$

ϵ_p^* を定めれば，(4.a)式より真応力 σ^* が決定され，対応する対数歪は(4.b)式で得られる．(4.a,b)式より，対応する真応力 対数歪関係が弾性範囲を除いて得られる．

材料試験で降伏応力 σ_y ，引張強さ σ_u ，一様伸び ϵ_i が求まれば，材料定数 n ， C は以下のように決定できる．

$$n = \ln(1 + \epsilon_i) - \epsilon_i^* \quad (5.a)$$

$$C = \frac{\exp(n + \epsilon_0^*)}{\frac{\sigma_y}{\sigma_u} \cdot n^n} \quad (5.b)$$

修正歪 ϵ_0^* は，材料試験をもとに次式で与える．

$$\epsilon_0^* = \epsilon_{pst}^* - m \cdot \frac{\sigma_y}{E} \quad (5.c)$$

ここに， m : 修正係数

表 7 解析用の n 乗硬化則

板厚 (mm)	部位	鋼種	σ_y	ϵ_{pst}^*	ϵ_0^*	m	C	n
			(N/mm ²)	-	-	-	(N/mm ²)	-
21.5	方杖材	SM400	271	0.017	0.012	5.0	2.640	0.180

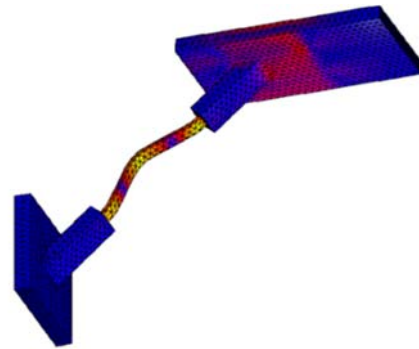


図 17 圧縮最大変位の変形状況

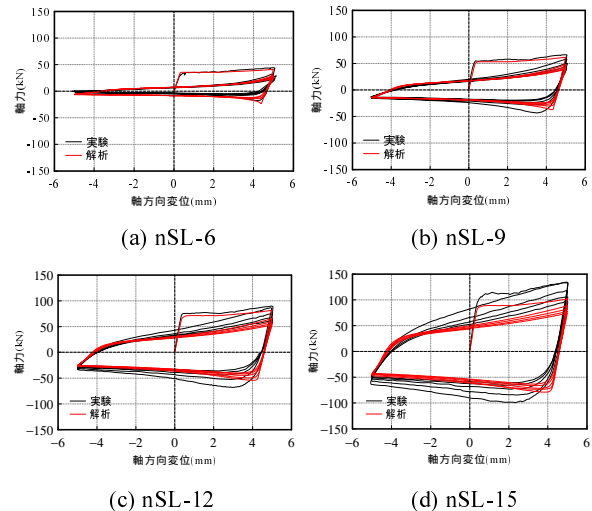


図 18 軸力 軸方向変位関係

表 7 に解析に用いた真応力 対数塑性歪関係の n 乗硬化則モデルの諸定数を示す．

3.4 解析結果

図 17 に，圧縮最大変位時の解析による変形状況を示す．圧縮力作用時の面内方向への座屈が確認できる．この形状は，実験とよく対応している．

図 18(a)-(d)に板厚の異なる nSL-6, 9, 12, 15 の実験及び解析の軸力-軸方向変位関係を各試験体の降伏強度と座屈強度を併せて示す．

図 18 の黒色実線は実験結果を表し、赤色実線は解析結果を表す。図から、引張側では、降伏後にひずみ硬化による耐力上昇がおり、加力方向が逆転すると座屈が発生して耐力低下を起こす挙動が観測された。4 体の試験体のそれぞれのグラフから分かるように、実験・解析ともに板厚が大きくなると、引張強度、座屈強度、耐力低下後の値すべてにおいて大きくなること分かる。実験と解析はおおむね一致しているが、板厚が大きくなるにつれて、実験の方が解析よりも強度が大きくなっている。この傾向は、nSL-15 試験体において著しい。これは、nSL-15 試験体は一度実験を行った際に、弾性域内で中央部材端の溶接接合部（隅肉溶接）の破断が生じた。この時点で試験体を外し、再度溶接して実験を行った。図 18 (d)の結果は、2 回目の実験結果である。同じ部材ではあるが再加熱したため、焼き入れ効果がおこり、その鋼材の強度が上昇したことが原因と考えている。

4 まとめ

- 1) 接合部すべり荷重算定式(1)は、摩擦面すべり先行型実験において、10%以下の誤差で、安全側に設計が可能である。
- 2) 摩擦面すべり先行型は、補強対象骨組みと補強部材とのなす角度を変化させることで、接合部のすべり耐力を調整することが可能である。
- 3) 摩擦面すべり先行型のせん断力 Q - ずれ変位関係において、すべり荷重を上回った後、耐力の漸増が確認できた。このような、すべりが発生しても耐力低下は起こさない特性を考慮して、すべりを許容する接合部設計も可能といえる。
- 4) ダンパー降伏先行型の試験体は、すべり荷重を超える前に降伏が確認された。
- 5) ダンパー降伏先行型の試験体は、引張側では弾塑性挙動を示し、圧縮側では座屈挙動を示した。その際の接合部すべり変位は、既往の研究で定義したすべり変位 0.5mm の 1/5 以下にとどまった。
- 6) ダンパー降伏先行型の履歴特性は、FEM 解析において精度よく評価できた。

5 今後の予定

本報で、提案している耐震補強法の設計はほぼ確立できた。本手法を実際の既存鋼構造建物に適用する際の問題点は、次の点にある。本報の実験では、方杖材の角度は、 $\theta=45^\circ$ と $\theta=30^\circ$ に設定しているが、実際の骨組はいろいろなバリエーションがある。また、骨組にそのものの初期変形が生じているなど、取り付け角度を自由に設定できる手法を開発する必要がある。

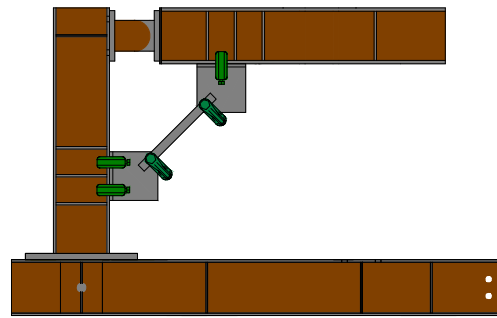


図 19 設置図

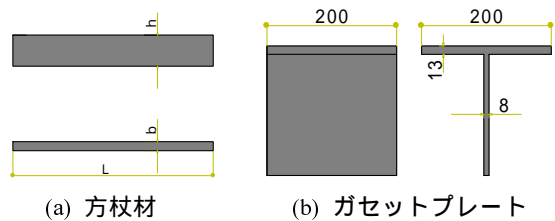


図 20 試験体形状

そこで、図 19 のようにねじ込み式挟締器具で、方杖材も接合する手法を考案した。これに必要な部材は、図 20 のように方杖材そのものの鋼板と H 型鋼をウェブ中心で切断して製作する T 形断面のガセットプレートのみである。接合にはすべてねじ込み式挟締器具を使用する。各部の接合強度はすでに実験により確認済みであるので、図 20 の実験で、性能が確認されれば、より柔軟に現状に対応できる鋼構造耐震補強が開発できることになる。

参考文献

- 1) 建築震災調査委員会，平成 7 年阪神・淡路大震災建築震災調査委員会報告書 - 集大成版 - ，1996
- 2) 日本建築学会，阪神・淡路大震災調査報告，共通編 - 1（総集編），2000
- 3) 国立研究開発法人 建築研究所，平成 28 年（2016 年）熊本地震建築物被害調査報告（速報）建築研究資料 No.173 号，第 5 章，2016
- 4) 中原浩之，川添法明，廣田周一郎：ねじ込み式挟締器具を用いた摩擦接合性能に関する実験的研究，長崎大学工学研究科研究報告，第 49 巻 93 号，pp.1-7，2019
- 5) 中原浩之，川添法明，廣田周一郎：方杖材をねじ込み式挟締器具で接合する鋼構造建物の耐震補強法の開発に関する研究，長崎大学工学研究科研究報告，第 49 巻 93 号，pp.8-13，2019
- 6) 宇野暢芳，井上一朗，志村保美，脇山広三：硬さが異なる鋼材間の摩擦係数に関する基礎的研究，日本建築学会構造系論文集，第 494 号，pp.123-128，1997