

スプリット・ティー接合の力学的挙動に及ぼす 溶接角変形の影響

黒田充紀*・増田陳紀**・利守尚久***

スプリット・ティー接合の力学的挙動に及ぼす溶接角変形の影響を実験的・解析的に検討した。構造物の施工において、引張接合の全ての継手面に切削加工を施すことは、作業面・コスト面から不利となる。したがって、できるだけ溶接したままの状態で使用されることが望まれる。実験及び解析を通して、継手面形状が溶接変形を残したままのものであっても引張接合としての性能が低下することはないことを示した。

Keywords: *tension-type connection, high-strength bolt, angular welding distortion, flatness*

1. はじめに

スプリット・ティー接合（以下、ST接合という）部の継手面（＝接合面）形状とボルト軸力、変形などとの関係を実験的および数値解析的に検討した。

ST接合のような短縮め形式の引張接合において、継手面形状が接合部の力学的挙動に著しく影響することは、Bouwman¹⁾、Lacher²⁾の実験的研究、著者らの数値解析的研究³⁾により示されている。

BouwmanはTT形式（2つのT形部材からなる形式）試験体を用いて、フィラー挿入および機械切削によって種々の接触状態を設定し、接触圧をできるだけウェブ位置に近く分布させる継手面形状が疲労強度を高める効果をもつことを示した。また、溶接によってST接合に用いるT部材を製作する場合には、ティーフランジに生ずる溶接角変形により、ウェブ位置にフィラーを挿入した場合に類似な効果もたらされることも示した。Lacherも独立に同様な実験的検討を行っている。これらの研究は実験を主としており数値解析による現象の解明を行っていないのに対し、著者らは角変形量に依存する接合部挙動を数値解析によって追跡し、ボルト軸力の変動量および接合部の変形特性などを調べた。

構造物の施工で、接合部の継手面を切削加工したり、小さなフィラーを挿入したりすると、作業的には工程が増え、コスト的には割高となる。したがって、溶接したままの状態でも接合して問題がないならば、それにこしたことはない。

ところで、Bouwman、Lacher、および著者らも溶接角変形を表わすパラメータとして、ボルト締付け前に

ティーフランジ端部に存在する隙間量のみを考慮しており、継手面のより詳細な形状の影響については配慮していなかった。

製作の現場においては、最終的に残留する溶接角変形量を許容値内に収めるため、①溶接前にティーフランジに逆ひずみを与える方法、②溶接後に矯正する方法、③①と②を併用する方法、などが採用される。これらの方法の選択の自由度が高ければ製作の作業性は向上する。しかし、①の方法と比べ②あるいは③の方法を採用した場合、継手面形状は複雑となり、ティーフランジ端部の浮き上がり量のみをパラメータとすることは十分なモデル化とはいえない。

本論では、まず、溶接によって組み立てられた試験体の継手面形状を3次元座標専用測定機を用いて測定した結果を示し、次に接合部の引張荷重による力学的挙動を実験的に検討した。一方、弾塑性FEM解析を実施し、溶接変形のモードの違いによる接合部挙動の差異についての検討を行なった。さらに、従来検討されていなかったST接合の圧縮荷重に対する挙動についても数値解析的に考察した。

2. 実験概要

(1) 試験体

試験体は、図-1に示すようにフランジに板厚19mmのウェブ（ともにSM490材）を溶接して製作したT形の部材を、二つ組み合わせたTT形式である。T部材はK形グループ溶接の上に脚長10mmの隅肉溶接を行って組み立てた。継手面の状態は、平坦にするために切削加工したものと、溶接変形が残留したままの状態でもショットブラスト処理を施したものと2種類であり、ティーフランジ厚 t_f はともに仕上がりで14mmないし19mmである。切削加工を施す試験体の場合には、16mmまたは22mmの板を溶接組み立て後に切削して溶接

* 学生会員 工修 武蔵工業大学大学院博士後期課程
(〒158 世田谷区玉堤 1-28-1)

** 正会員 工博 武蔵工業大学助教授 工学部土木工学科

*** 正会員 工修 (株) サクラダ 橋梁製造部

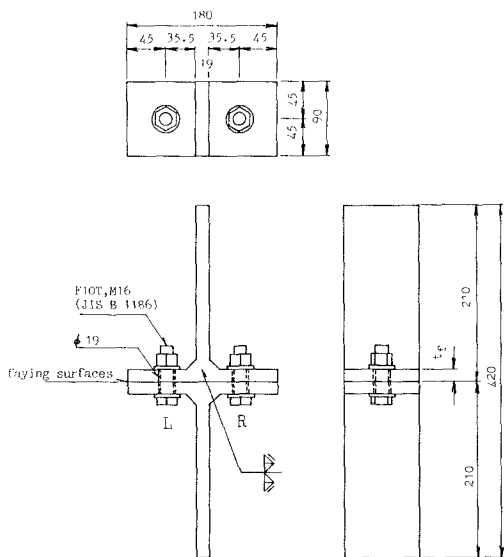


図-1 試験体寸法 (mm)

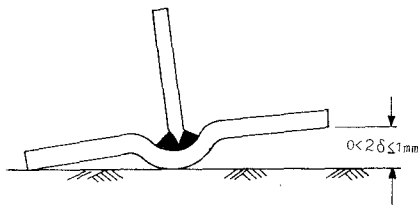


図-2 製作時における浮上がり量 δ の制限

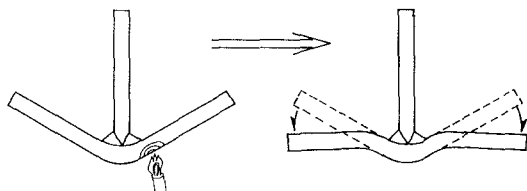


図-3 ティー部材の加熱矯正

フィレット先端部で上記の厚さになるように仕上げた。「表面あらさ」(JIS B 0601に規定)は6.3 S (最大あらさ R_{max} が $6.3 \mu\text{m}$ 以下)に仕上げた。

溶接を施すと T 部材には角変形が生じる。通常、フランジとウェブを T 形に溶接する場合には、フランジにウェブと逆側にそりを与えておき溶接後にほぼ平坦となるようにする方法が採られるが、溶接変形量を予め正確に予測することは難しく、予備的な実験によっておよその逆ひずみ量をその都度求めている。本論では、ショットブラスト処理を施す T 部材の最終的な残留変形の制限として図-2に示す $0 < 2\delta \leq 1 \text{ mm}$ の条件を設定した。

溶接後に上記の条件を満足しない場合には、図-3に示すような加熱矯正を施して、条件を満足させることとした。ここでの δ の許容値 (0.5 mm) は、一般的な品質

表-1 試験体の分類

試験体名	t_f (mm)	初期ボルト軸力 B_0		JIS B 0621 平面度 (mm)	継手面処理	載荷様式
		目標値 (kN)	導入値 (kN)			
AM-1	14	111.1	0.10	切削加工*	単調引張	
AM-2		113.2	0.06			
AS-1		112.2	0.08	ショット	繰返し	
		112.5	0.06			
AS-2		112.0	0.44	ショット	繰返し	
		114.1	0.46			
19	113.2	0.43	切削加工*	単調引張		
	114.9	0.39				
	BM-1	112.2	0.03	ショット	繰返し	
	BM-2	112.7	0.03			
	BS-1	113.5	0.03	ショット	繰返し	
		114.5	0.03			
BS-2	116.6	0.42	ショット	繰返し		
	111.4	0.39				
		113.0	0.17			
		111.4	0.23			

*: 表面あらさは6.3Sとした。

表-2 使用鋼材の材料試験結果

(JIS 1号試験片による)

板厚 (mm)	試験本数	降伏応力 (MPa)	最大応力 (MPa)	破断伸び (%)	ヤング係数 (GPa)
14	4	370	490	27	198
16	4	390	530	26	206
19	4	390	530	27	206
22	5	380	520	27	207

表-3 ボルトの引張試験結果

首下長さ (mm)	製品試験		素材試験			
	本数	最大荷重 (kN)	本数	降伏応力 (MPa)	最大応力 (MPa)	ヤング係数 (GPa)
60	3	166	9	950	1020	210
70	3	165				

管理下ではある程度厳しい値と思われる。負の δ 値はてこ作用を増大させる³⁾ので許容していない。

使用する試験機の載荷能力から、ボルトは JIS B 1186 に規定される F 10 T, M 16 を用いた。首下長さは $t_f=14 \text{ mm}$ の場合には 60 mm, $t_f=19 \text{ mm}$ の場合には 70 mm である。ボルト 1 本あたりの初期ボルト軸力 B_0 は、道路橋示方書⁴⁾に示される考え方にに基づき次式によって定めた。

$$B_0 = \sigma_y A_e \alpha \beta \dots \dots \dots (1)$$

ここで、 σ_y は JIS B 1186 に規定されるボルトから採取した試験片の最小耐力 (F 10 T の場合は 882 MPa (90 kgf/mm^2)), A_e はねじ部の有効断面積 (M 16 の場合は 157 mm^2), α は設計ボルト軸力の降伏点に対する比 (= 0.75), β は増し締め係数 (= 1.1), である。道路橋示方書は M 16 ボルトについて規定していないが、式 (1) によれば、 $B_0=114.2 \text{ kN}$ (11660 kgf) とする。

試験体の分類を表-1に示す。試験体名の最初の“A”は $t_f=14 \text{ mm}$, “B”は 19 mm の試験体であることを示す。続く“M”または“S”は、継手面が切削加工またはショットブラスト処理されていることをそれぞれ表わす。また、使用鋼材およびボルトの引張試験結果を表-2および表-3に示す。

(2) 継手面形状の測定

継手面形状の測定は、3次元座標測定機(マイクロコード CHN 1008, 精度約 0.01 mm)で行った。それぞれの継手面に対し図-4に示す 28 点の 3次元座標を測定し

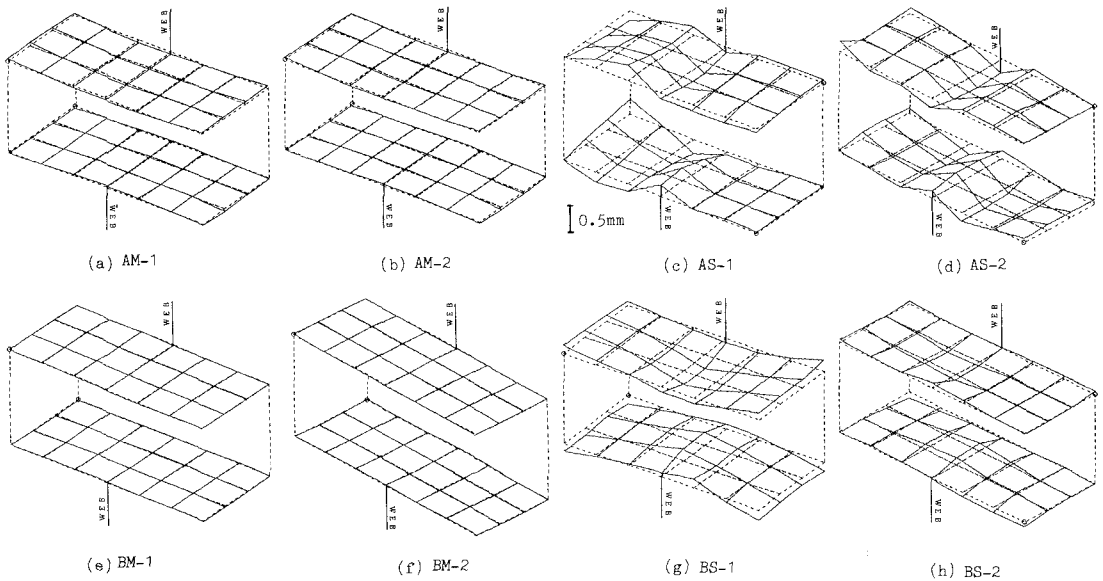


図-5 各試験体の継手面の凹凸（3次元座標値より求めた回帰平面よりの凹凸）

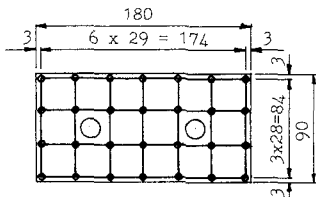


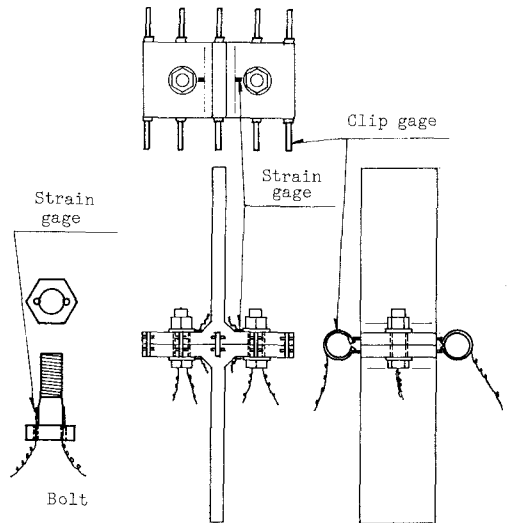
図-4 継手面の3次元座標測定位置

た、測定した座標値を最小2乗法によって求めた回帰平面からの面外方向への凹凸に換算し、その最大値と最小値の差を「平面度」(JIS B 0621に規定される)として表-1に示した。測定した継手面の3次元座標を回帰平面からの面外方向への凹凸に変換した結果を図-5に示す。

AS-系試験体の場合には、継手面形状に折れ曲がりが見られるが、これは図-3に示したように継手面を局部的に加熱した後冷却する方法で矯正を施したためである。

(3) 荷重実験

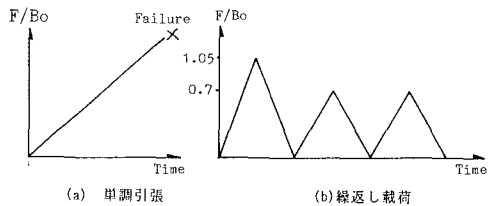
測定項目は、荷重値、ボルト軸部の軸方向ひずみ、ティーフランジの溶接止端部のひずみ、および継手面の離間量である。ボルト軸力は、図-6(a)に示すように軸部に貼付した2枚のひずみゲージの平均値を換算して求めた。離間量測定のためのクリップ形変位計、およびティーフランジのひずみゲージは図-6(b)のように設置した。荷重試験機は武蔵工業大学付設の50 ton 荷重試験機(鳥津製作所製オートグラフ)を用いた。実験における荷重様式は図-7に示す2つであり、それぞれの試験体に適用した荷重様式は表-1中に示した。繰返



(a) ボルト

(b) 接合部

図-6 ひずみゲージおよびクリップ形変位計の設置位置



(a) 単調引張

(b) 繰返し荷重

図-7 実験における荷重様式

し荷重様式は初期ボルト軸力 B_0 を越える荷重が荷重された後、それよりも小さい荷重が荷重される場合の挙動を調べることを目的としたものである。 F はボルト1本

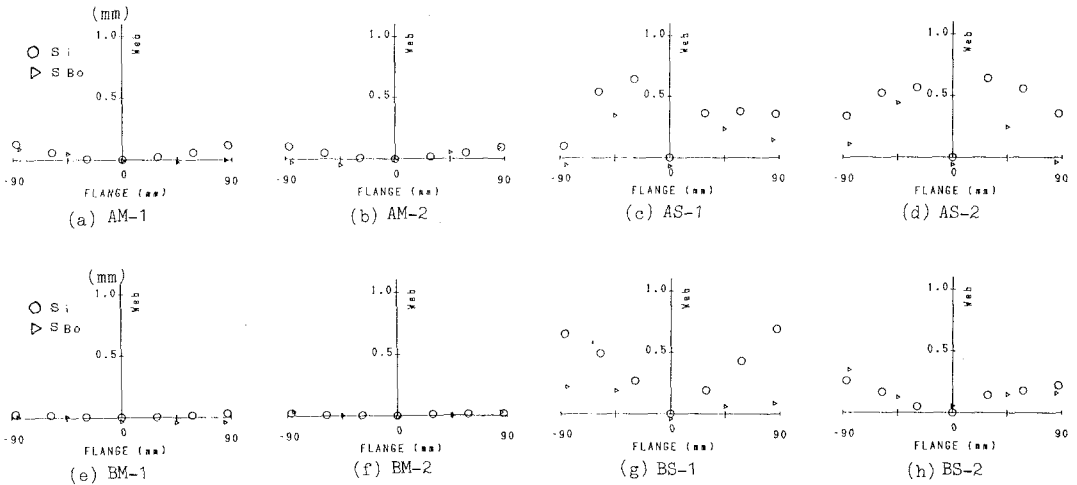


図-9 継手面のボルト締付け前後の隙間

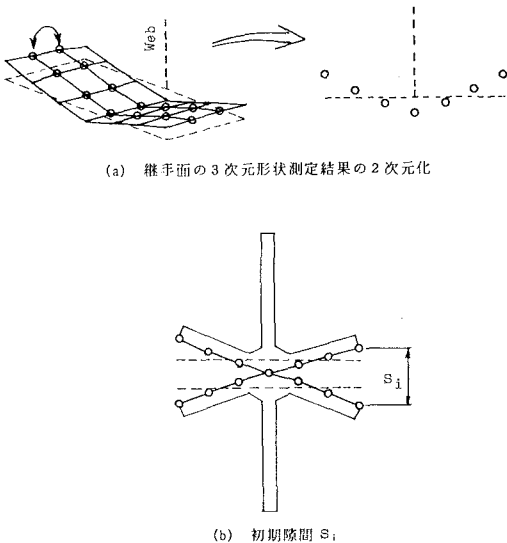


図-8 継手面の初期隙間の評価

当りの荷重を表わす。

3. 継手面形状の評価

接合部では2つの面が相対して接合されるので、継手面の形状は相対する2面の組合せで評価されるべきである。

(1) 継手面の初期隙間

T部材の溶接変形には角変形と縦曲がり変形があるが、本論では前者の影響を検討することを目的とし、図-5に示した継手面形状をティーフランジ幅方向のボルト軸に近い2測点の平均値を用いて、近似的に2次元化した(図-8(a))。図-8(b)に示すように各面の2次元化された測定値のうち最も大きいもの同士が接触した場合の隙間を、ボルト締付け前の初期隙間 s_i として

求めた。それを縦軸にプロットしたものが図-9である。横軸はティーフランジ面における測定点の位置である。

AM系の試験体では、切削加工を施してもなお継手面にやや反りがあることが認められる。BM系ではボルト締付け前の隙間は他の試験体のそれに比べて十分小さい。AS系の試験体では、図-3に示した矯正によって、初期隙間はティーフランジ端部よりもウェブに近い位置で最大となっている。ティーフランジ厚がより大きいBS系試験体では若干の矯正が行われたと見なすこともできるが、その程度はA系列に比べれば小さい。

(2) 初期ボルト軸力導入後の隙間

図-9中の△は初期ボルト軸力導入後の隙間 S_{B0} である。これは、クリップゲージによって測定された初期ボルト軸力導入による隙間の閉じ量を初期隙間に重ね合わせて求めている。重ね合わせる際に、初期隙間は各測点間で線形補間した。 S_{B0} は、上述のようにティーフランジ外側での隙間の閉じ量の測定値を用いて求めているが、試験体のティーフランジ幅が比較的狭いことから、ほぼボルト締付け後のボルト軸線上での隙間を示していると思なすことができる。

AS-系列では初期ボルト軸力導入後もボルト軸位置には0.3~0.4mm程度の隙間がある。BS-1では0.1~0.2mm程度である。BS-2の場合は s_i が小さいもののそれと S_{B0} の差がほとんど無かった。

(3) 角変形量

図-9において、初期隙間の測定点間を直線で補間して、図-10のようにティーフランジ端部における隙間 s_1, s_2 を求め、次のように平均端部浮き上がり量 δ を定義する。

$$\delta = (s_1 + s_2) / 4 \dots\dots\dots (2)$$

溶接変形による各試験体の δ 値を表-4に示す。図-5

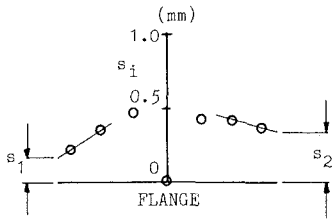


図-10 δ 値の決め方

表-4 溶接変形による δ 値

試験体	δ (mm)
AS-1	0.12
AS-2	0.17
BS-1	0.34
BS-2	0.12

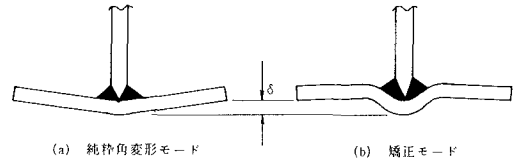


図-11 純粋角変形モードと矯正モード

表-5 数値解析モデル

解析モデル	寸法 (mm)						対応する試験体	継手面の形状図	
	δ	R	ℓ_1	ℓ_2	ℓ_3	h			
AM-F	0	-	-	-	-	-	AM-1 AM-2		
AS-1-P	0.12	14000	21.5	68.5	-	-	-		
AS-1-H		1700			60	0.24	AS-1		
AS-2-P	0.17	10000			-	-	-		-
AS-2-H		1400			60	0.29	AS-2		
BM-F	0	-	-	-	-	-	BM-1 BM-2		
BS-1-P	0.34	5100	21.5	68.5	-	-	BS-1		
BS-2-P	0.12	14000			-	-	BS-2		

および図-9より、大略的にA系は「矯正モード」(図-11 (b))、B系は「純粋角変形モード」(図-11 (a))と見なすことができるが、 δ 値のみによる評価では上記のような残留形状のモードの差異を判別することはできない。これは従来の継手面形状および初期隙間の評価方法の問題点でもあった。

4. 数値解析

(1) 計算法と試験体のモデル化

弾塑性および接触部の取扱などの数値解析法については文献3)と基本的に同じである。すなわち、弾塑性理論にはいわゆるJ2流れ則を、ひずみ硬化則には移動硬化則を、接触部には三角形接合要素を用いている。

モデル化についても、TT形式試験体の1/4部分を対象とする点など、文献3)と同じである。ボルトは軸部とねじ部に分割し³⁾、軸部に対する材料特性は表-3の値を用い、ねじ部に与える材料特性は文献5)に示された全ねじ棒の引張試験結果から求めた。T部材の材料特性は表-2に基づいて決めた。接合要素は継手面の部分と、ティーフランジ表面と座金との部分とに配置している。継手面部分は、モデルの対称条件に対応してすべり接触(接触している場合はすべり状態にある)と仮定し、ティーフランジと座金の接触部は固着接触(接触している場合は固着状態にある)と仮定した。後者に対しては、適当な摩擦係数を与えてクーロン摩擦と仮定する場合と、固着接触と仮定した場合に対して試計算を

行ったが両者に差がなかったため、計算時間が極めて短くなる固着接触を仮定した。実験においてもボルトヘッドまたはナット、座金、ティーフランジの間のすべりは観察されなかった。

(2) 継手面形状のモデル化と解析モデル

既に述べたように、試験体の継手面形状には矯正による変形も含まれている。そこで、検討すべきT部材の初期変形モードとして大略的に図-11 (a) および (b) の2種を考慮した。

設定した解析モデルと試験体との対応を表-5に示す。“-F”モデルは切削して完全に平坦な継手面を持つ場合を想定している。“-P”は純粋角変形モード、“-H”は矯正モードのモデルであり、何れのモデルの δ 値もそれぞれの対応する試験体のそれと等しくした。“-P”と“-H”モデルによる結果を比較することにより、 δ 値が等しく溶接変形モードが異なる接合部の力学的挙動の差異を検討することができる。

ティーフランジの溶接フィレットを含むウェブとの接合部分は、ティーフランジ内の他の部分と比べて極めて剛性が大きく剛域と見なすことができるが、この部分(表-5中の l_1 の部分)の形状は円弧で与えた。“-P”の形状はこの円弧と、これに接してティーフランジ端部で δ の位置を通る直線とで構成した。

“-H”モデルの形状は、図-9に示した初期隙間のウェブを中心とする左右の平均の1/2が、TT形式接合部の1/4対称部分の平均的継手面形状であると見なし、

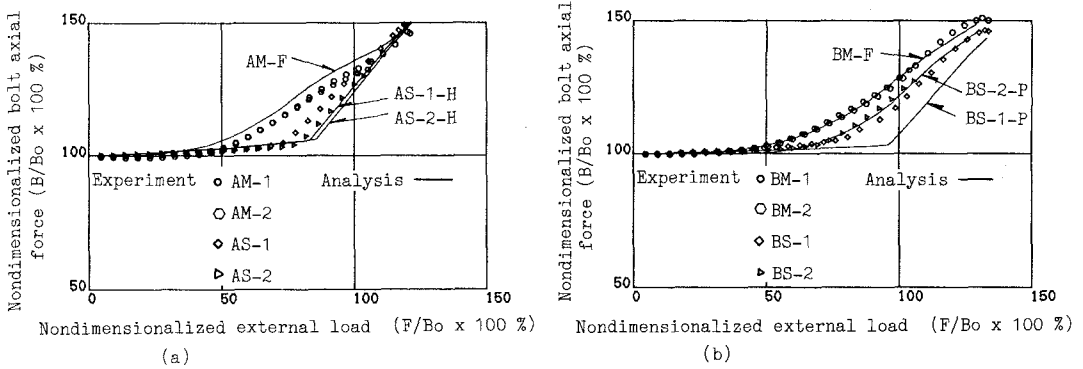


図-12 荷重—ボルト軸力関係（実験結果と解析結果）

試験体	最大荷重 (kN)
AM-1	271
AS-1	271
BM-1	301
BS-1	309

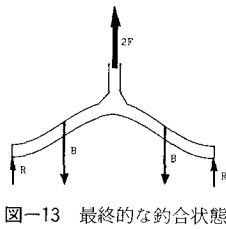


図-13 最終的な釣合状態

これを円弧と直線で近似して決めた。

載荷様式は単調引張と引張・圧縮両振り載荷とした。従来、ST 接合単体の圧縮に対する挙動は検討されていなかったが、構造物中の適用箇所によってはST 接合部は圧縮も受ける場合がある。本論では、継手面に不整がある場合と無い場合で圧縮を受ける場合の挙動に差異があるかどうかをも解析的に調べる。

5. 結果と考察

(1) 実験結果とその考察

a) ボルト軸力

引張試験によって得られた荷重—ボルト軸力関係を数値解析結果とともに図-12 (a) (b) に示す。縦軸、横軸とも初期ボルト軸力 B_0 (ここでは、2本の平均値) で無次元化している。ボルト軸力 B としては2本のボルトの平均軸力を用いた。繰返し載荷様式で実験された試験体については上限荷重 ($F/B_0=1.05$) までを示した。

AS系のボルト軸力は、荷重に対して直線的にゆるやかに増加しある点で急激な増加が始まっており、 $F/B_0=0.5\sim 1.0$ の間でAM系に比べて小さくなっている。AS系の継手面形状は矯正モードであるが、この場合では矯正モードは切削加工した場合に比べてボルト軸力の観点からは不利にはならない。B系列の場合も角変形がボルト軸力に対して有利に働くことが確認された。

AM-1とAS-1、およびBM-1とBS-1は、すべてボルトの破断で破壊したが、表-6に示すように最大荷重は切削加工の有無によらずほぼ同じ(A系で約270 kN、

B系で約300 kN)であった。したがって、矯正モード、純粋角変形モードによらず δ 値は、最大荷重に対しては影響を及ぼしていない。これは、終局的状態においては荷重 (F)、ボルト軸力 (B)、およびティーフランジ端部に達したてこ反力 (R)、の3者のみの釣合状態(図-13)となり、継手面あるいはティーフランジの初期形状の差異の影響がほとんど消滅してしまったためと理解できる。

数値解析結果と実験結果を比較すると、継手面に切削を施したBM系は非常によく一致している。一方、AM系の解析結果は実験結果よりもやや高めになっているが、試験体AM-1およびAM-2には、図-9に示したように切削加工を施してもなお反りが残留していたためと考察する。溶接変形が残留したままの試験体の場合には、AS系ではボルト軸力が急激に増加し始める荷重値が解析結果のほうがやや大きくなっているが、解析モデルが試験体のさらに細かい継手面の凹凸を含んでいないことや、2次元化されていることを考慮すれば、解析は、実験結果と良く対応しているといえる。実験結果では、BS-2 ($\delta=0.12$ mm)とBS-1 ($\delta=0.34$ mm)を比較すると、 δ が大きい後の方がボルト軸力が小さくなっているものの両者の差は小さいが、解析ではその差がさらに大きく計算された。

図-14に繰返し載荷様式(図-7 (b))による荷重—ボルト軸力関係を示す。最初の除荷後の履歴はいわゆるシェイクダウン状態であり弾性的である。荷重 F を除いたときのボルト軸力の減少量は、切削加工したものに比べて溶接変形が残ったままのものの方が小さい。また、図中に ΔB で示したボルト軸力の振幅も溶接変形有りのものの方が小さい。

以上では、2本のボルト軸力の平均値で論じたが、図-15は、ボルト1本ずつについて荷重—ボルト軸力関係を示したものである。載荷様式は、繰返し載荷であり、1回目の除荷までを示した。切削加工を施した試験体の場合には、2本のボルトの軸力挙動に有意な差は認められ

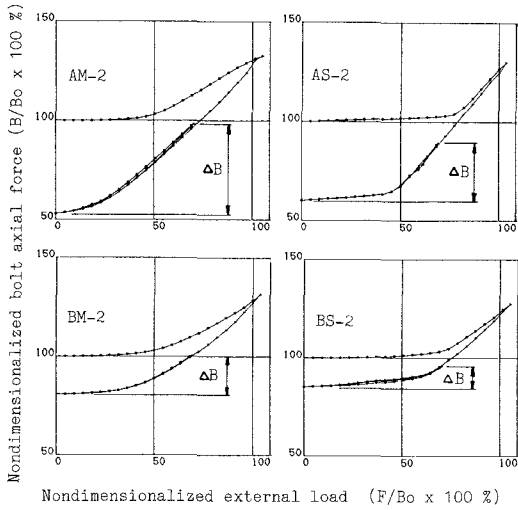


図-14 繰返し载荷による荷重-ボルト軸力関係(実験結果)

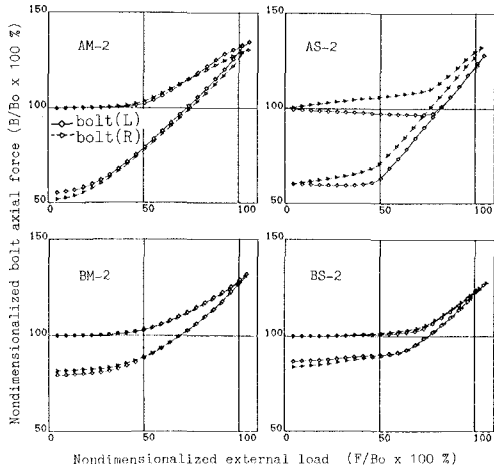


図-15 各ボルトごとの荷重-ボルト軸力関係(実験結果)

ない。ここには示していないがAM-1とBM-1の場合も同様であった。切削加工を施していない場合は、BS-2のように2本のボルト軸力に差がない場合もあるが、全試験体中で最も差が大きかったAS-2の場合では1本は軸力が増加し、もう1本は減少している。他の試験体ではAS-1では差が見られず、BS-1では2本とも軸力が増加したものの、 $F/B_0=0.7$ で他方のボルトがもう1本のボルトの約3倍の軸力の変動量を示した。このように、溶接変形が残留している場合のほうが各ボルトの軸力の変動量にばらつきが生じやすいといえるが、AS-2の大きい軸力変化を示したほうのボルトとAM-2のボルトの軸力挙動を比較すれば、 $F/B_0=0.6\sim 1.0$ の領域では依然として前者の方が軸力は小さく、この軸力変動のばらつきが接合部としての力学的特性を大きく損ねることはないと考えられる。

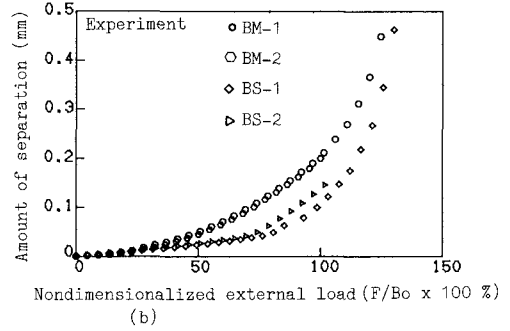
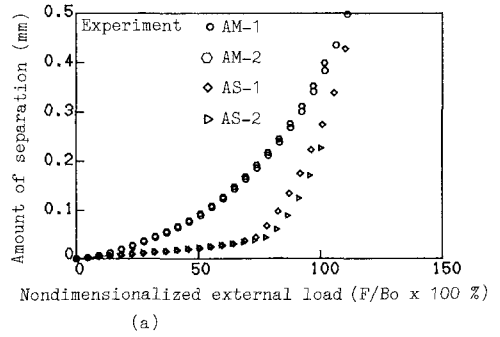


図-16 荷重-離間量関係(実験結果)

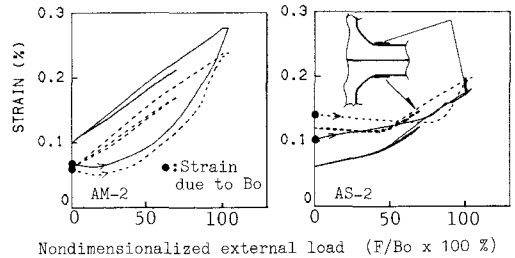


図-17 荷重-ティーフランジ溶接止端部のひずみ関係

b) 離間量

荷重とウェブ位置での離間量の関係を図-16に示す。ただし、測定された値の1/2を離間量としている。溶接変形が残留したままの試験体では、ある荷重に達するまでは離間量は小さく、その後急激に増加する。切削加工を施した試験体では荷重を載荷し始めるのと同時に離間が始まっている。この現象が起こるメカニズムについては既に解析的に説明した³⁾が、実験からもこの現象が明瞭に認められた。

c) ティーフランジのひずみ変動

図-17に、切削加工を施した試験体AM-2とそれを施していない試験体AS-2のティーフランジ溶接止端部の、繰返し载荷様式による荷重とひずみの関係を比較して示す。明らかに溶接変形が残留しているAS-2の場合のほうが、荷重によるひずみの変動が小さいことがわかる。他の試験体についても調べたが全く同様な傾向で

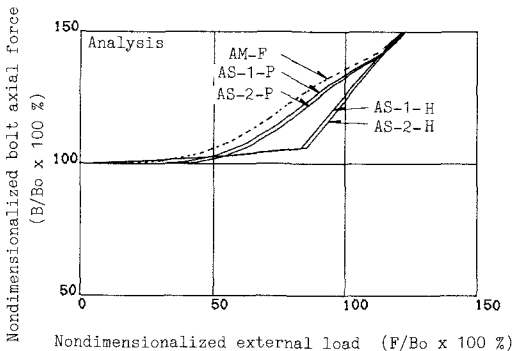


図-18 純粋角変形モードと矯正モードによる荷重-ボルト軸力関係 (解析結果)

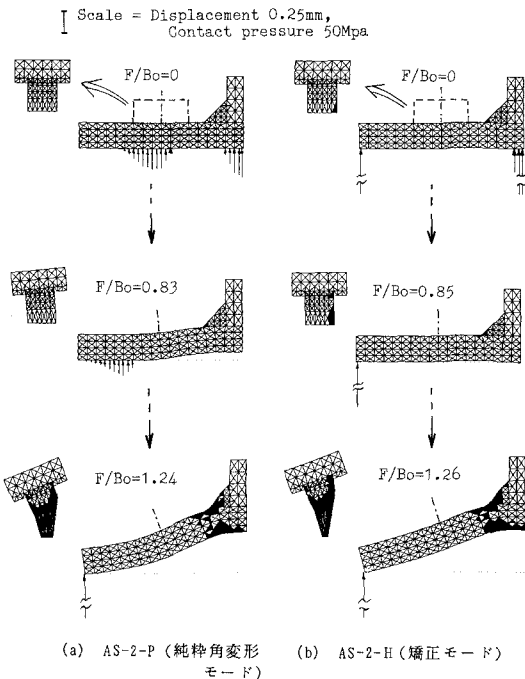


図-19 純粋角変形モードと矯正モードによる接触圧力分布, 変形の相違 (解析結果)

あった。荷重が零の場合に存在しているひずみ (図中に●で示した) は初期ボルト軸力によって生じたひずみである。

(2) 角変形モードの相違による力学的挙動の解析的検討

用いた試験体を対象として、 δ 値が等しく溶接変形モードが異なる接合部の力学的挙動の相違について数値解析結果を通して考察した。

純粋角変形モード (“-P” の付くモデル) と矯正モード (“-H” の付くモデル) による荷重-ボルト軸力関係の解析結果を比較して図-18 に示す。継手面が完全に平坦な場合の解析結果も比較のために示した。この場合では、 $F/B_0=0.55 \sim 1.2$ の範囲では矯正モードのほ

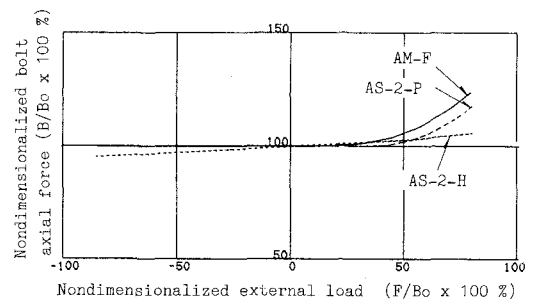


図-20 両振り載荷に対する荷重-ボルト軸力関係 (解析結果)

うが純粋角変形モードに比べてボルト軸力が小さくなっている。

図-19 は解析による AS-2-P と AS-2-H の変形および接触圧力分布を示したものである。黒くぬった部分は塑性域である。初期ボルト軸力導入時には“-P”ではウェブ直下とボルト軸付近に接触圧が分布している (図-19 (a) 上段) が、“-H”ではボルト部分は密着しておらず接触圧はウェブ直下とティーフランジ端部に分布している (図-19 (b) 上段)。“-P”ではウェブ直下に分布していた接触圧が、漸増する引張荷重によって消滅すると、ボルト付近に分布していた接触圧がティーフランジ端部へと移動を始める (図-19 (a) 中段)。この接触圧分布の移動の状況は、完全に継手面が平坦な場合^{3),6)}と非常に似ている。“-H”では接触圧分布の移動はなく、ウェブ直下の接触圧が使い果たされると、接触圧はティーフランジ端部のみとなり釣合状態はこの時点で急変する (図-19 (b) 中段)。これが、荷重-ボルト軸力関係の折れ点 (図-18 参照) に相当する。しかし、最終状態を見ればどちらのモードでも変形状態は“-P”のほうがややティーフランジがたわんでいる程度で似ており、何れも図-13 に示したような $B=F+R$ という釣合状況になっている (図-19 (a) (b) 下段)。接合部の初期変形の相違は最終状態にはほとんど影響していない。

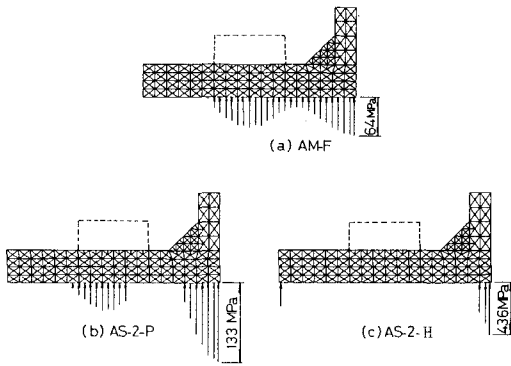
接触圧の分布状況に支配される接合部挙動は、継手面の初期形状、ティーフランジの剛性に加えて初期ボルト軸力の大小 (あるいはボルト径の大小) などに左右される接触問題であるため、全ての要因を広範囲にわたって詳細に検討することは難しいが、少なくとも引張領域においては継手面は平坦でなくても引張接合の性能が十分に発揮される。

(3) 圧縮領域での接合部挙動

図-20 は、荷重とボルト軸力関係の両振り載荷の解析結果を A 系列について示したものである。AM-F および AS-2-P は圧縮側ではボルト軸力はほとんど変化しない。一方、AS-2-H の場合には、圧縮領域でボルト軸力の線形的な減少が見られる。このボルト軸力の減少

表一 継手面が平坦な場合と溶接変形が残留している場合の力学的な得失

比較項目	比較		力学的にどちらが好ましいか?	解説
	①切削して平坦	②溶接変形残留		
a) 引張荷重によるボルト軸力の平均変動量	大	小	②	実験結果では $F/B_0=0.5$ ~最大荷重までは②のほうが小さかった。また、繰返し載荷では、初期ボルト軸力の減少量およびその後のボルト軸力の変動量も②の方が小さい。
b) 引張荷重によるボルト軸力の変動量の1本ごとのばらつき	小	大	①	ばらつきは、①のほうが小さいが、本実験では②の場合で変動量の大きい方のボルトの軸力は、①の場合のボルト軸力より小さかった。この軸力のばらつきは力学的性状を低下させるにはおよばない。
c) 引張荷重による接合部の剛性	小	大	③	明らかに②のほうが大きい。
d) 引張荷重によるティーフランジのひずみ変動量	大	小	②	明らかに②のほうがひずみ変動量は小さく、有利である。
e) 最大引張荷重	等しい		同 等	継手面の形状の影響は最大荷重時にはほとんど消滅してしまうと考えてよい。この現象は解析的に説明することができる。
f) 圧縮荷重によるボルト軸力の変動量	小	大	①	②の場合のほうが大きくなるが、荷重によるボルト軸力の減少は直線的であり、変動量は初期ボルト軸力の数%程度と考えてよい。
g) 圧縮荷重による接触圧力(支圧応力)	小	大	①	最大の接触圧力は②のほうが大きくなるが、支圧降伏には及ばないと考えてよい。



図一21 圧縮荷重 ($F = -0.85 B_0$) 載荷時の接触圧力分布

は、“-H”モードでは初期ボルト軸力導入後にもボルト軸部付近の継手面に隙間が存在しており、その隙間が圧縮荷重によって閉じる方向に変形することによって生じている。引張領域のみを対象とする限り、明らかに“-H”の結果のほうが“-F”に比べてボルト軸力の変動量が小さいが、両振り状態を考慮する場合には必ずしもそうとはいえない。しかし、この場合では、圧縮荷重 $F = -0.85 B_0$ におけるボルト軸力の減少量は初期ボルト軸力の5%程度である。圧縮領域でのボルト軸力の減少状況が直線的であることからボルト軸力の変動量は問題とするほど大きくはならないと判断できるが、圧縮荷重を受ける継手面のみに切削を施すことも一つの策である。

圧縮荷重 $F = -0.85 B_0$ 載荷時の接触圧力分布を図一21に示す。(c)図のみ圧力値が他と比べて大きいので縮尺を変えている。それぞれの最大値は、継手面が平坦なAM-Fの場合で64 MPa、純粋角変形モードのAS-2-Pで133 MPa、矯正モードのAS-2-Hで436

MPaである。AS-2-P、AS-2-Hの2モデルのウェブ直下の接触圧力分布は、この部分が円弧で理想化されていることに対応して、古典的なヘルツ理論⁷⁾で仮定される楕円形分布に近い。また、AM-Fは平面同士の接触である。道路橋示方書では、SM 490材に対しヘルツ理論に適合する場合の許容支圧応力度⁸⁾を686 MPa (7000 kgf/cm²)、鋼板と鋼板(平面と平面)の接触の場合のそれを274 MPa (2800 kgf/cm²)としているが、解析によって得られた数値はそれらより十分に小さい。

6. まとめ

加熱矯正による継手面の初期変形を含めて、溶接角変形がST接合部の力学的性状に及ぼす影響を実験的および数値解析的に調べた。得られた主な結論を以下に述べる。

(1) 継手面が平坦な場合と溶接変形が残留している場合の力学的性状について比較すると、表一7のようである。ただし、溶接変形が残留している場合とは δ が正值の場合である。

これらの得失を総合的に判断すると、本論で得られた結果は溶接変形が残留したままのST接合部の使用を妨げるものではないと考える。

(2) さらに、純粋角変形モードと矯正モード(図一11)の接合部を比較すると、それらの δ 値が等しい場合、引張領域では矯正モードのほうが荷重によるボルト軸力の変動量が小さくなった。本解析の結果は、現実的なT部材の継手面形状として純粋角変形モードに加えて矯正モードも許容することを支持するものであった。

謝辞：武蔵工業大学 土木工学科 西脇威夫教授に多くのご指導とご助言を頂いたことを記し謝意を表します。

す。

実験の実施に対し、伊東高士君(平成3年卒、現・三菱建設勤務)に卒業研究として協力を得た。謝意を表す。

記号

本論で用いた主な記号を以下に示す。

- δ : 溶接角変形によるティーフランジ端部の浮き上がり量。
- B : ボルト軸力(1本当り)。
- B_0 : 初期ボルト軸力(1本当り)。
- F : 荷重(ボルト1本当り)。
- s_i : ボルト締付け前の継手面の隙間。
- s_{B_0} : 初期ボルト軸力導入後の継手面の隙間。

参考文献

- 1) Bouwman, L.P.: Fatigue of bolted connections and bolts

loaded in tension, Stevin Laboratory Report, Delft Univ. of Tech., No.6-79-9, 1979.

- 2) Lacher, G.: Dauerschwingversuche an axialebeanspruchten Schrauben 10.9, i. T-Verbindungen, STAHLBAU 9, pp.257~266, 1987.
- 3) 黒田充紀・増田陳紀・皆川 勝・西脇威夫・接触面平坦度を考慮したスプリット・ティー接合部挙動の解析的検討, 土木学会論文集, No.416/1-13, pp.365~374, 1990.
- 4) 日本道路協会: 道路橋示方書・I 共通編・II 鋼橋編, p.130, pp.404~405, 1990.
- 5) 橋本篤秀: ナット回転法に関する実験的研究(その11) F 10 T 全ネジ棒の荷重-変形関係, 日本建築学会大会学術講演概要集(北海道), pp.1235~1236, 1978.
- 6) Nair, S.R., Birkemoe, P.C. and Munse H.W.: High strength bolts subject to tension and prying, Proceedings of ASCE, Vol.100, No.ST2, pp.351~372, 1974.
- 7) 例えば, Johnson, K.L.: Contact Mechanics, Cambridge University Press, pp.85~106, 1984.
- 8) 4) の p.115 および pp.122~123

(1991.6.6 受付)

EFFECTS OF ANGULAR WELDING DISTORTION ON MECHANICAL BEHAVIOURS OF SPLIT-TEE CONNECTIONS

Mitsutoshi KURODA, Nobutoshi MASUDA and Naohisa TOSHIMORI

In this paper, effects of actual angular welding distortion on the split-tee connection behaviours are investigated experimentally and analytically. Generally, machining in order to make the faying surfaces flat is disadvantageous from view points of costs and works. Therefore, it is desired to use the connection with non-machined surfaces. Through experiments and finite element analyses, it is shown that the load transmitting ability of the connection is not reduced even if the angular distortion remains in the tee-stub.