

高速引張力を受ける鋼構造接合部の力学的 挙動に関する研究

金多 潔・甲津功夫・木上貴夫・奥田英貴

ON THE STRENGTH AND DUCTILITY OF STEEL STRUCTURAL JOINTS SUBJECTED TO HIGH SPEED MONOTONIC TENSILE LOADINGS

By Kiyoshi KANETA, Isao KOHZU, Takao KIGAMI and Hideki OKUDA

Synopsis

This paper deals with an experimental investigation to estimate the influence of strain rate on the strength and ductility of several steel structural joints due to high speed monotonic tensile loadings.

The galvanized bolted joints used for towers as well as the ordinary joints in buildings, that is, the butt welded joints and the high strength bolted joints, have been tested and the results were compared with those of the base metal of mild steel.

From the test results, it has been concluded that, since the mode of joint resistance and the geometry of the bolted joints can affect remarkably the yield and the ultimate strength under high speed monotonic loadings, the strengths of the joints may not be directly estimated from the result of the base metal.

1. 序

鋼構造物の耐震安全性の評価を目的として、塑性域における材料構成則や部材・接合部の履歴特性に関する実験的あるいは解析的研究が、既に多くなされている。

しかし、これらの既往の研究の殆どは、静的な載荷時における部材や接合部の挙動に基づいているから、現実の地震力が構造物に作用する場合に考慮すべき載荷速度の影響は無視されている。この点に着目して、動的な載荷が鋼素材の力学的特性に及ぼす影響、即ち歪速度による材料の力学的性質の変化に関する研究が渡辺¹⁾、若林・中村ら²⁾、榎本ら³⁾によってなされており、その実験結果から、降伏点や引張強さなど、鋼素材の主たる力学的性質が歪速度の影響を受けることを明らかにしている。

ところで、地震時における鋼構造物の挙動は、部材のみならず接合部の力学的性能に依存することが多いから接合部の力学的性質に及ぼす歪速度の影響を把握することが重要である。一般に、鋼構造物の部材間の接合方法として、ボルトまたは高力ボルト接合や溶接接合などが用いられるが、これらの接合部に高速度で外力が加わる場合に、その力学的挙動を素材の実験結果から予測することは困難である。

このような観点から、本研究では以下に示す各種接合部が高速引張力を受ける場合の力学的性質の変化を、その静的な実験結果との比較の上で論ずることを目的としている。

2. 実験概要

2.1 試験体

本研究で対象とする接合部は、鋼構造物の接合法として通常よく用いられる突合せ溶接接合部、高力ボルト

Table 1 Mechanical properties and chemical compositions of materials

P L A T E	Chemical Compositions					Mechanical Properties		
	C (%)	Si (%)	Mn (%)	P (%)	S (%)	Yield Point (kg/mm ²)	Ultimate Strength (kg/mm ²)	Elongation (%)
2.3mm	----	----	----	----	----	29.3	37.5	29.2
3.2mm	0.19	0.01	0.49	.024	.020	31	47	36
4.5mm	0.15	0.19	0.40	.014	.016	30	46	40
9.0mm	0.15	0.10	0.70	.015	.012	33	46	27

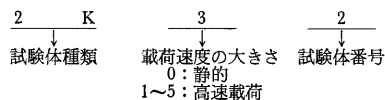
ト接合部, 更に塔状鋼構造物でその使用が認められているメッキ処理された突合せ溶接接合部, ボルト接合部などである。

使用鋼材は SS41 であり, 以下に示す各種試験体の材軸方向が鋼板の圧延方向に一致するようにした。使用鋼材の化学成分並びに力学的性質を **Table 1** に示す。また, 使用されたボルトは SS41, M16, 高力ボルトは F10T, M16 とした。溶接接合法は炭酸ガスアーク溶接法であり, ワイヤ YM 26, 1.2φ, 電流 290 A, 電圧 35 V の条件で溶接を行った。

試験体はその表面状態により, 黒皮材とメッキ処理材の 2 種類からなるが, ボルト及び高力ボルト接合部試験体ではその接合形式により, 1 面せん断型と 2 面せん断型の 2 種類に分けられる。実験に供した試験体は合計10種類となり, 本研究で使用する各試験体の記号と共に以下に示す。

- ① 母材黒皮試験体 : 1 K
- ② 突合せ溶接接合黒皮試験体 : 2 K
- ③ 高力ボルト摩擦接合 1 面せん断型試験体 : 3 K
- ④ 高力ボルト摩擦接合 2 面せん断型試験体 : 4 K
- ⑤ 母材メッキ試験体 : 1 M
- ⑥ 突合せ溶接接合メッキ試験体 : 2 M
- ⑦ ボルト接合 1 面せん断型メッキ試験体 : 5 M
(母材板厚 4.5 mm)
- ⑧ ボルト接合 2 面せん断型メッキ試験体 : 6 M
(母材板厚 4.5 mm)
- ⑨ ボルト接合 1 面せん断型メッキ試験体 : 7 M
(母材板厚 9.0 mm)
- ⑩ ボルト接合 2 面せん断型メッキ試験体 : 8 M
(母材板厚 9.0 mm)

各試験体には, 上に述べた試験体種類や載荷速度の大きさ, 同一試験条件にある個々の試験体を区別するための試験体番号などを合せて示す 4 桁の番号を付けた。その番号の意味は以下の例のように, 上位 2 桁が試験体種類, 3 桁目が載荷速度の大きさ, 下位 1 桁が試験体番号を表わしている。即ち,



のように表記される。なお、載荷速度の大きさを表わす1～5の5段階の数字は、後述する高速載荷実験時の設定速度に対応するが、1が最低速、5が最高速である。

10種類の試験体形状・寸法及びその設計概要を以下に示す。

(1) 母材黒皮試験体 (1 K)

JIS Z 2201 に基づく鋼素材の標準試験体であるが、その形状・寸法を Fig. 1 に示す。試験体両端部にある鋼板 (図のAとB) は、高速引張載荷装置に試験体をセットするためのものであり、Aと試験体間は全周隅肉溶接とし、BはAに対して突合せ溶接してある。なお、同時に行った静的実験では、AとBの鋼板は試験体に取付けていない。

(2) 突合せ溶接接合黒皮試験体 (2 K)

突合せ溶接接合部の試験体は、母材試験体の中央部を切断した状態の鋼片を、I型開先の裏当て金付き突合せ溶接したもので、溶接後に裏当て金を除去し、片側の余盛を残した状態で、Fig. 2 のように仕上げられた。

(3) 高力ボルト摩擦接合試験体 (3 K, 4 K)

日本建築学会「鋼構造設計標準」の高力ボルトの最小ピッチ並びに最小縁端距離の諸規定を満足するように製作・加工した母材を、Fig. 3 及び 4 のように高力ボルトで摩擦接合した試験体である。試験体の設計条件は、1面せん断型試験体 (3 K) が被接合材 (母材) で引張破断するものとし、2面せん断型試験体 (4 K) が接合部の摩擦限界荷重以下でスプライスプレートが引張破断するものとした。

(4) 母材メッキ試験体 (1 M) 及び突合せ溶接接合メッキ試験体 (2 M)

1 M及び2 M試験体の形状・寸法は、それぞれ1 K, 2 K試験体と同一であるが、試験体製作後にメッキ処理を行ったものである。メッキは、一連の前処理の後に行われたが、その条件は通常の塔状鋼構造物の部材のメッキ処理条件と同一とした。

(5) ボルト接合メッキ試験体 (5 M～8 M)

5 M～8 Mの4種類の試験体は、それぞれ Fig. 5～Fig. 8 に示す形状・寸法を有するが、鋼製六角ボルト (通称中ボルト) を含む試験体の各構成要素を予めメッキ処理した後、同図のように組み立てられた。試験体の設計条件は、5 Mが被接合材 (母材) で、6 Mがスプライスプレートでそれぞれ引張破断するものとし、7 M, 8 Mはボルトがせん断破断するものとした。

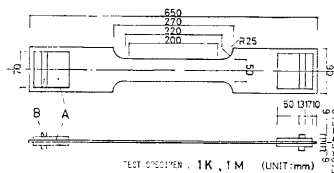


Fig. 1 Test specimen (1K, 1M)

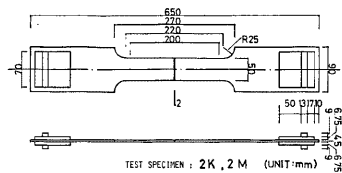


Fig. 2 Test specimen (2K, 2M)

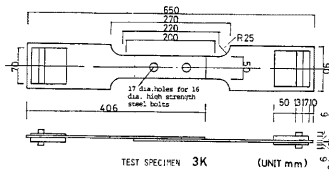


Fig. 3 Test specimen (3K)

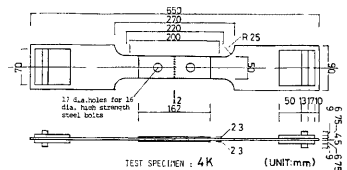


Fig. 4 Test specimen (4K)

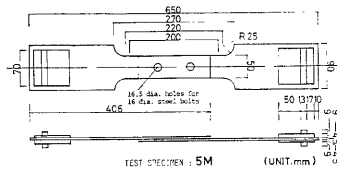


Fig. 5 Test specimen (5M)

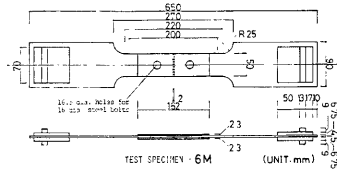


Fig. 6 Test specimen (6M)

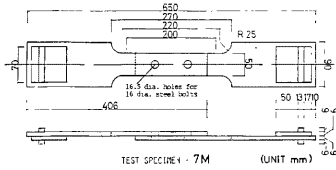


Fig. 7 Test specimen (7M)

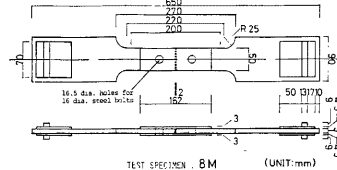


Fig. 8 Test specimen (8M)

2.2 高速載荷実験方法

(1) 載荷装置

実験に用いた載荷装置は、**Fig. 9** に示すようにフライホイール、クランク、載荷アーム、試験体取付け部からなる特殊な機構を有する装置である。その載荷機構を **Fig. 10** に模式的に示すが、まず、図の載荷前状態にある時に、フライホイールの回転数を設定値まで上昇させて定常回転させ、クラッチを入れることによりクランクが上昇して、載荷開始状態になる。そして載荷途中状態の図に示すように、フライホイールのもつエネルギーはクランク→載荷アーム→試験体へと伝達され、試験体に引張力が加えられる。そして一定時間載荷した後に、載荷アーム先端にかみ合ったカムがはずれて、載荷終了状態となり除荷される。なお、試

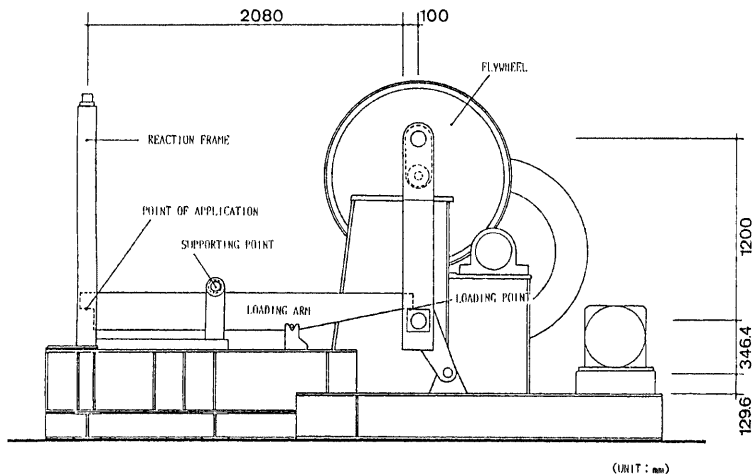


Fig. 9 Loading apparatus used for high speed monotonic tensile loading test

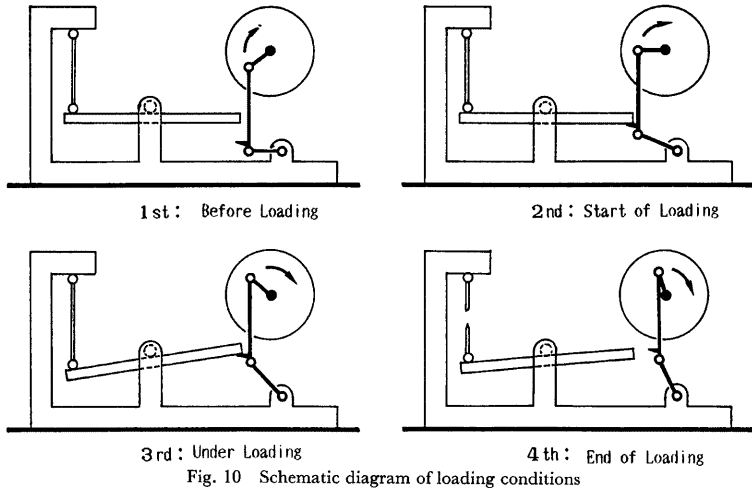


Fig. 10 Schematic diagram of loading conditions

験体は Fig. 11 に示すように、回転治具、ロードセルを介して反力フレームに取り付けられている。

(2) 計測方法

実験中における計測項目は、荷重と試験体標点距離 (200 mm) 間の伸びを主とし、母材や突合せ溶接接合部試験体では試験体中央部の歪も計測した。標点間距離の伸びは、2 本のインダクタンズ式変位計を用いて計測するが、Fig. 12 に示すように変位計取付け治具が試験体を拘束することなく、なおかつ衝撃的な外力に充分耐えて標点間距離の伸びに追従できる機構とした。

ロードセル、変位計及び歪の出力は動歪計を介してデータレコーダーに記録し、実験終了後に AD 変換されてマイクロコンピュータでデータを処理した。

(3) 載荷方法

試験体に高速で引張力を加えるための載荷装置及びその機構は既に述べたが、本方法によると試験体の歪速度の弾塑性域に亘って一定とすることができないから、基準となる他の制御方法が必要となる。本実験では、フライホイールの回転数にある設定値に固定して載荷を行うことが可能であるから、載荷速度の制御をフライホイールの回転数を定めることによって行う方法を採用した。

本実験に入る前に予備実験を行って、フライホイールの設定回転数と載荷速度の関係を調べたが、10種類の試験体は断面積がそれぞれ異なるから、荷重出力から計算した弾性限内応力度速度を評価の基準とすれば、フライホイールの回転数との間にはほぼ線形関係のあることが明らかとなった。従って本実験では、フラ

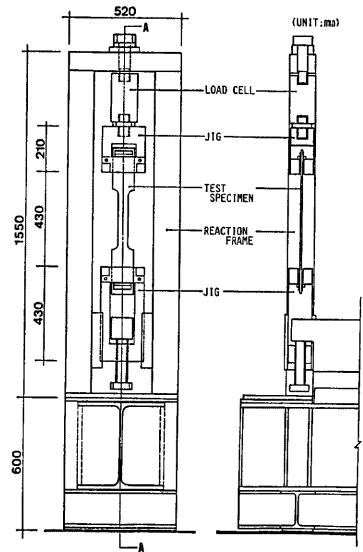


Fig. 11 Test setup of the specimen

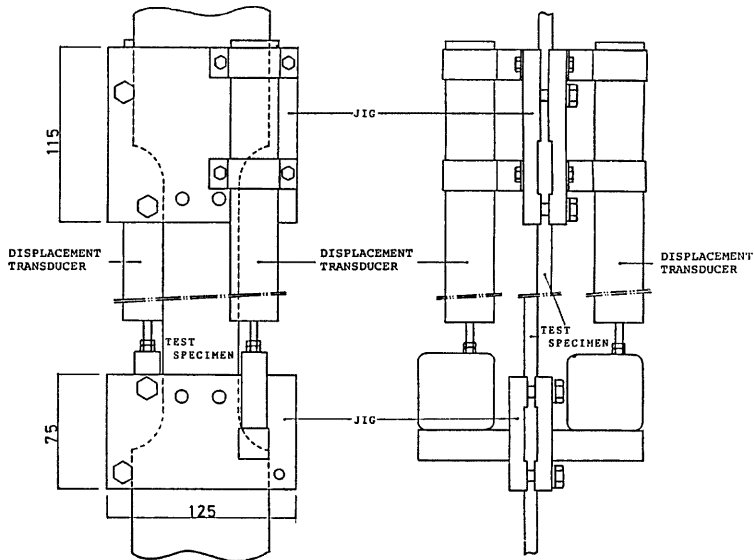


Fig. 12 Installation of extensometers

イホイール回転数を 350 r.p.m., 500 r.p.m., 750 r.p.m., 1000 r.p.m., 1500 r.p.m. の 5 段階に設定して実験を行い、荷重速度の評価は弾性限内応力度速度（以下、応力度速度と呼ぶ）によった。なお、一定回転数で荷重した場合に、試験体が塑性域に至るとその標点間距離の伸び速度は各種の試験体ではほぼ一定となることが、実験結果から明らかとなったので、実験の整理に際しては、前述の応力度速度だけでなく、伸び速度（以下では標点間内の平均的な歪速度を表現しているという意味で、単に歪速度と呼ぶことにする）をも求めた。また、荷重は同一の試験体に対して、破断に至るまで一定のフライホイール設定回転数で行った。

2.3 静的実験方法

各試験体の静的引張試験には容量 30 t の油圧式万能試験機を用い、高速荷重実験の場合と同様に荷重、変位、歪を検出し、荷重と変位は X-Y レコーダーに、歪は多点式デジタル静歪計測器に出力した。変位計及び取付け治具は、高速荷重実験に使用したものと同一である。

3. 実験結果の概要

高速引張荷重実験から得られた各種試験体の結果の概要を以下に述べる。

3.1 母材黒皮試験体（1K）

実験結果の荷重及び変位の時刻歴から、高速引張荷重を受ける場合でも上・下降伏点が明瞭に観察されること、また、第2回以降の荷重時初期の荷重速度はいずれも一定となり、一体の試験体の破断に至るまでの荷重回数は2～4回であるが、各荷重時に収録された諸データを連結させ得ることがわかった。初荷重時から破断に至るまでの荷重と変位の関係を上述のようにして求め、その包絡線を画いた一例が Fig. 13 である。同図から、荷重速度の増大に伴って、降伏荷重・最大荷重は上昇する傾向にあることがわかる。

3.2 突合せ溶接接合黒皮試験体（2K）

1 K 試験体の場合と同様の手法で求めた荷重—変形関係の一例を、Fig. 14 に示す。2 K 試験体において

も、降伏荷重・最大荷重は載荷速度の増大と共に上昇する傾向があるが、降伏荷重に達した以降の荷重－変形曲線は静的載荷時と高速載荷時でその形状が異なる事が観察される。一般に突合せ溶接接合部（継手）の静引張試験においては、溶接熱による素材材質の変化や熱応力等によって、上・下降伏点や降伏棚は明瞭に観察されない場合が多く、本静的実験結果も同様の傾向を示している。しかし、高速載荷時には少なくとも上降伏点は明瞭に観察され、載荷速度の大きさが荷重－変形曲線の形状に影響を及ぼすものと考えられる。

3.3 高力ボルト摩擦接合 1 面せん断型試験体（3K）

3 K 試験体の高速載荷実験では 1 回の載荷で破断した。破断位置は、静的載荷・高速載荷に関わらず母材のボルト穴欠損部付近であった。

荷重－変形関係は Fig. 15 に示されているが、荷重－変位曲線の形状の概略は静的載荷時とはほぼ同様である。高速載荷時の荷重－変位曲線を模式的に描いたのが Fig. 16 であるが、その機構は以下のように考察される。即ち、高力ボルトによる接合部の摩擦抵抗力が限界に達するまで荷重－変位関係はほぼ線形関係を維持し、その後接合面にすべりが生じて急激に耐力が低下する。接合部の機構が摩擦抵抗型から支圧抵抗型に移行するが、ボルト穴欠損による母材の応力集中の影響でボルト穴側面の引張破断に至る。これに対して、静的引張載荷時には、摩擦限界荷重に達する以前に母材が降伏し始めて変形が増大し、接合部近傍の板厚減少に伴う摩擦力の低下によってすべりが発生するものと考えられる。Fig. 15 によると、高速載荷時には接合部の母材の降伏による変形の増大は観察されず、すべりが静的変位時に比べてはるかに小さい変位で発生していることがわかる。このことは、1 K 試験体の実験結果から明らかのように、高速載荷によって接合部母材の降伏耐力が上昇し、接合部の耐力は摩擦抵抗力によって支配されることを意味しているものと推察される。

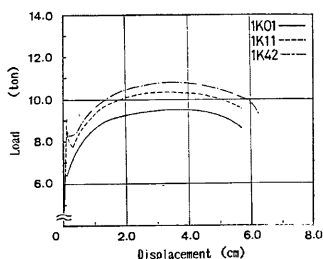


Fig. 13 Load-deflection diagrams of Spec. 1K

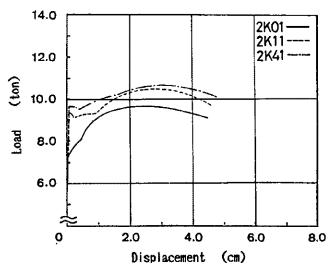


Fig. 14 Load-deflection diagrams of Spec. 2K

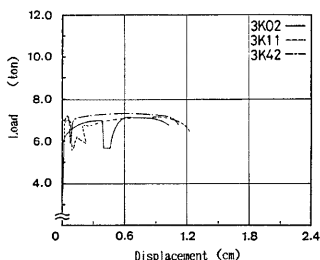


Fig. 15 Load-deflection diagrams of Spec. 3K

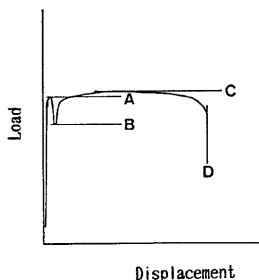


Fig. 16 Schematic diagram of load-deflection relation of Spec. 3K

3.4 高力ボルト摩擦接合 2面せん断型試験体 (4K)

本試験体も3K試験体と同様に、高速載荷実験では各載荷速度域で1回の載荷で破断に至った。破断性状は、静的載荷実験、高速載荷実験共にスプライズプレートのボルト穴欠損部付近での引張破断であった。荷重-変位関係の一例を示す Fig. 17 から、静的載荷時にはスプライズプレートの降伏とその後の歪硬化現象が観察されるが、高速載荷時には3Kの場合と同様に至速度効果によるスプライズプレートの降伏荷重の上昇と摩擦面のすべりが観察される。応力伝達機構が摩擦接合型から支圧接合型に移行した後、図の荷重-変位曲線で観察される二番目の山(最大支圧荷重に対応する)は、載荷速度の大きさに特に依存しないように見うけられる。

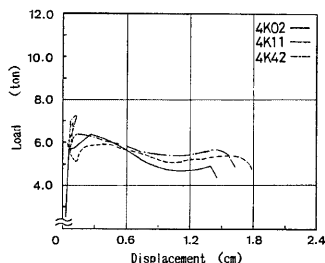


Fig. 17 Load-deflection diagrams of Spec. 4K

3.5 母材メッキ試験体 (1M)

溶融亜鉛メッキされた鋼材は、高温の溶融亜鉛浴によって鋼材表面が硬化し、強度は上昇するけれども脆化する危険性があることが指摘されている⁴⁾。

Fig. 18 は、母材メッキ試験体の荷重-変位関係の一例を示したものであるが、静的載荷時・高速載荷時ともに、その降伏荷重や最大荷重は1K試験体に比べて上廻っていることがわかる。しかし、破断時の伸びは黒皮材に比べて劣っていて、メッキ処理による若干の脆化がうかがわれる。

3.6 突合せ溶接接合メッキ試験体 (2M)

溶融亜鉛メッキ処理を施した突合せ溶接接合部の実験結果を、Fig. 19 に示す。静的載荷時には2K試験体に比べて全般的な耐力の上昇のみならず、降伏点が明瞭に観察されることがわかる。荷重変位曲線の形状並びに降伏荷重・最大荷重は、静的載荷時・高速載荷時共に1Mの実験結果に非常に類似しており、溶接による母材材質の変化が力学的特性に及ぼす影響は、メッキ処理によって見かけ上観察されない。

3.7 ボルト接合 1面せん断型 4.5 mm 厚試験体 (5M)

溶融亜鉛メッキ処理を施したボルトの1面せん断型試験体では、高速載荷時・静的載荷時共に破壊は母材のボルト穴位置での引張破断であった。高速載荷実験ではいずれの載荷速度域でも1回の載荷で破断に至ったが、載荷初期にボルトクリアランス分だけのずれが生じた後に母材が降伏して歪硬化域に入り、その後最大荷重に達する模様は、静的載荷実験時と同様であった。実験結果の荷重-変位関係の一例を、Fig. 20 に示す。なお同図の変位は、上述のボルト穴部分のずれによる変位量を差し引いて示している。

3.8 ボルト接合 2面せん断型 4.5 mm 厚試験体 (6M)

メッキ処理されたボルト接合2面せん断型で母材板厚4.5mmの試験体の実験結果を、Fig. 21 に示す。破断は、載荷速度に関わらず、スプライズプレートのボルト穴欠損部付近で起り、また、高速載荷時の破断に至るまでの載荷回数はそれぞれ1回であった。Fig. 21 から明らかなように、本実験ではまずスプライズプレートの降伏が先行し、その後接合面のすべりが生じて変位が急増し、支圧接合型に移行してスプライズプレートが引張破断するが、荷重-変位曲線の形状や最大荷重等は、載荷速度の影響を大きく受けないことがわかる。

3.9 ボルト接合 1面せん断型 9.0 mm 厚試験体 (7M)

本試験体は母材板厚を9.0mmとした1面せん断型で、ボルトのせん断破壊で耐力が決定されるが、Fig. 22 に示すように、載荷初期にボルトクリアランス分のずれが生じた後、荷重は弾性的に増大し、ボルトのせん断降伏と母材支圧面の局部変形によって接合部の変位は急増して破壊に至る。本接合形式では載荷速度の増大に伴う耐力の上昇が観察される。

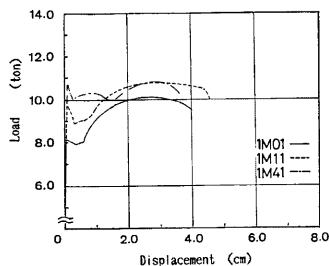


Fig. 18 Load-deflection diagrams of Spec. 1M

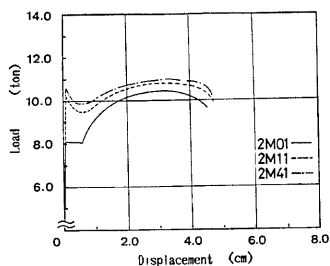


Fig. 19 Load-deflection diagrams of Spec. 2M

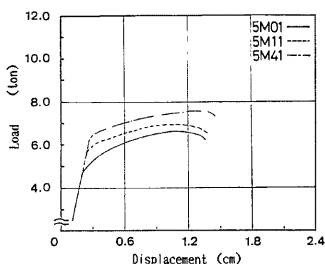


Fig. 20 Load-deflection diagrams of Spec. 5M

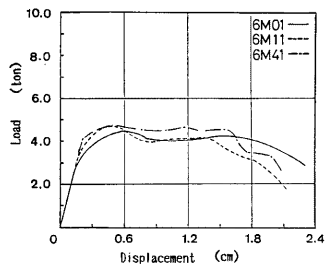


Fig. 21 Load-deflection diagrams of Spec. 6M

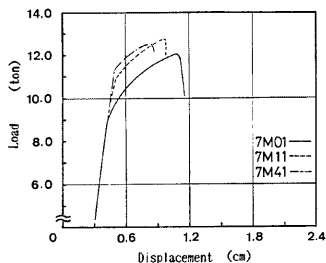


Fig. 22 Load-deflection diagrams of Spec. 7M

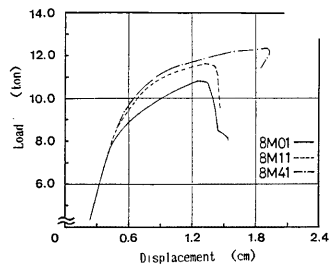


Fig. 23 Load-deflection diagrams of Spec. 8M

3.10 ボルト接合 2面せん断型 9.0 mm 厚試験体 (8 M)

本試験体も 7 M と同様にボルトのせん断破壊で耐力が決定されるが、2 面せん断型でスプライスプレートの板厚が比較的薄いために、7 M 試験体と比較して初期剛性・最大荷重共に低下することが、Fig. 23 からわかる。

4. 鋼素材の力学的性質に及ぼす載荷速度の影響

歪速度が鋼素材の力学的性質に及ぼす影響を調べた研究として、ACI Committee 439 による既往の研究結果のリスト⁵⁾、若林らによる丸鋼 (SR 24)、異型鉄筋 (SD 30) の実験²⁾、Peterson らによる SA-106 炭素鋼管材を用いた実験⁶⁾、榎本らによる STS 42 高圧配管用炭素鋼管材による実験³⁾ などがある。

ここでは、これらの既往の研究結果と筆者らの実験結果（1 K）を、それぞれの静的実験結果を基準とした場合の上・下降伏応力度並びに最大応力度の歪速度依存性について調べる。なお、本実験結果の歪速度とは、2.2 で述べた手法で計算した値を指している。

Fig. 24 は、上降伏応力度に関する結果をプロットしたものである（但し、文献6の結果は0.2%耐力を基準にしている）が、既に指摘されているように、上降伏応力度の歪速度依存性は、いずれの鋼種においても明瞭に観察される。但し、その上昇率は各鋼種間で大きな差があり、その差は歪速度が10%/sec 以上で特に著しい。ただ、静的降伏応力度の高い鋼材では、50キロ級鋼までの鋼材と比較して、その歪速度による影

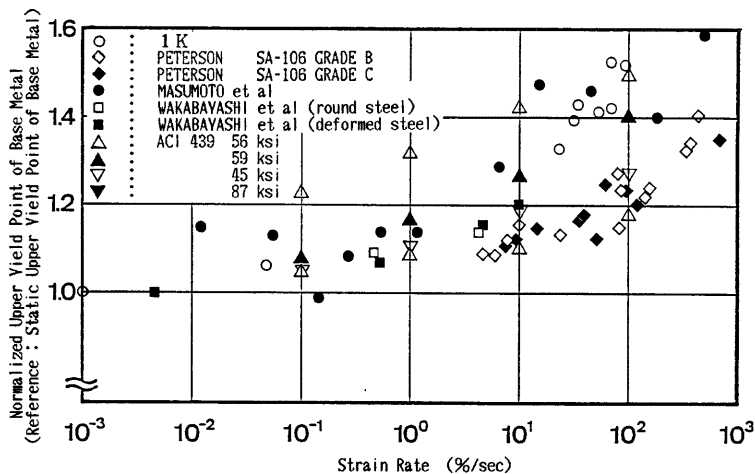


Fig. 24 Normalized upper yield point of base metal vs. strain rate relation

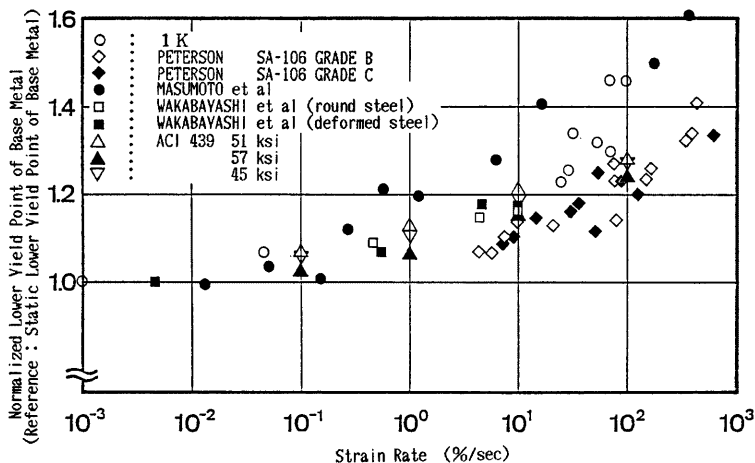


Fig. 25 Normalized lower yield point of base metal vs. strain rate relation

響は小さくなる傾向にある。

Fig. 25 は、下降伏応力度に関する結果を示したものであるが、上降伏応力度の場合と比較して鋼種の違いは特に著しくなく、歪速度が $10^{-2}\%/sec$ 以上になると、一様に上昇する傾向がうかがわれる。

Fig. 26 は、最大応力度（引張強さ）の歪速度依存性を調べたものであるが、前 2 者と比べて最大応力度の歪速度依存性はそれ程顕著ではなく、 $10 \sim 1000\%/sec$ の範囲で静的実験値に対する比は、せいぜい 1.2 倍程度であることがわかる。この現象は、上・下降伏応力度の歪速度依存性が歪速度の大きな領域で顕著であるという Fig. 24, 25 の結果と比較すれば、鋼材の降伏比は歪速度の影響を受け、特に大歪速度域で上昇する

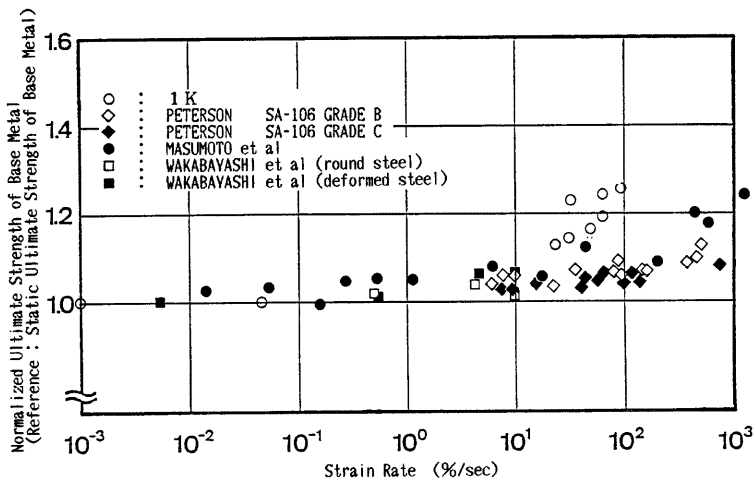


Fig. 26 Normalized ultimate strength of base metal vs. strain rate relation

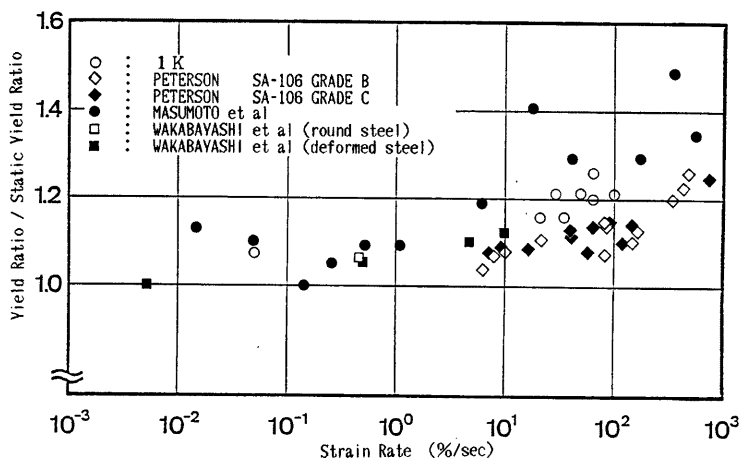


Fig. 27 Yield ratio/static yield ratio of base metal vs. strain rate relation

ものと予想される。

Fig. 27 は、静的実験結果から得られた各鋼種の降伏比を基準とした降伏比の比を縦軸にとって示したものであるが、歪速度が10%/sec 以下では高速載荷時の鋼素材の降伏比は特に大きく変化せず、静的降伏比のせいぜい1.1 倍程度である。しかし、歪速度が10%/sec 以上になると、降伏比は歪速度の大きさに依存して上昇し、鋼種間のばらつきも大きくなる。

5. 鋼素材を基準とした各種接合部の力学的性質の比較

ここでは高速引張載荷を受ける各種接合部の力学的性質のうち、降伏荷重と最大荷重について、母材黒皮試験体の静的実験値を基準にとって比較検討する。このことは、母材の静的力学的性質を1とした場合の、各種接合部の継手としての効率を調べることに対応している。母材の静的降伏荷重は、下降伏応力度に対応する荷重とするが、3 Kの降伏荷重は3.3 節で述べたように静的載荷時と高速載荷時とでその応力伝達機構が異なり、高速載荷時には明確な定義はできない。ここでは荷重と変位が線形関係を維持する最大の荷重即ち摩擦限界荷重を充てる。

5 M, 6 Mの降伏荷重として、実験結果の荷重時刻歴から母材、スプライスプレートの降伏荷重が明瞭に読み取れるので、その値を接合部の降伏荷重と定義した。

7 M試験体では、ボルトのせん断降伏に伴う変形の増大が、実験結果の荷重－変位曲線から観察されるので、荷重－変位曲線をバイリニアに近似し、その交点を降伏荷重とした。8 M試験体の場合は、実験結果の荷重－変位曲線並びに試験体破断後の接合部の観察から、ボルトのせん断降伏が先行した後、スプライスプレートのボルト穴付近の降伏とそれに伴う変形の増大によって、荷重－変位曲線はほぼトリニアな直線群で近似し得るから、7 Mの実験結果を比較検討することにより、その降伏荷重は、荷重－変位曲線の載荷初期弾性部分とボルトのせん断降伏のみによる近似直線部分との交点とした。

なお、7 M, 8 M試験体は母材板厚が9 mm であるので、他の試験体との比較をする上で、降伏荷重・最大荷重を断面積の違いによる補正を行った。

Fig. 28 (a)～(c) は、各種試験体降伏荷重を母材黒皮試験体の静的下降伏荷重で無次元化したものを縦軸に、横軸に応力度速度をとって示したものである。図の(a) は、母材と突合せ溶接接合部の黒皮材とメッキ材の比較を示しているが、メッキ処理を施した試験体では黒皮材に比べてその降伏荷重の上昇が静的載荷時・高速載荷時共に顕著であることがわかる。また、メッキ材の応力度速度の増大に伴う降伏荷重の上昇の傾向は、黒皮材の場合とほぼ同程度である。

図の(b) は、高力ボルト摩擦接合部と母材との比較を示したものであるが、高速載荷時の接合部の降伏荷重は母材に比べていずれも低下し、特に2面せん断型接合部ではこの傾向が著しい。このことは、2面せん断型継手では2枚のスプライスプレートが、高速載荷時において必ずしも同時に抵抗し得ず、結果として見かけ上の降伏荷重が相対的に低下することによるものと考えられる。

図の(c) は、母材とメッキボルト接合部との比較を示したものである。母材またはスプライスプレートの支圧破壊型である5 M, 6 M試験体では、応力度速度の増大に伴う降伏荷重の上昇の傾向は高力ボルト摩擦接合部と同様の傾向を示し、2面せん断型の継手である6 Mではその降伏荷重の上昇は非常に小さいことがわかる。しかし、ボルトせん断破壊型の7 M, 8 Mではこの傾向が逆転していて、接合部の破壊形式だけでなくスプライスプレートの板厚の程度とボルト軸径の関係など接合部の降伏荷重を支配する種々の要因について、今後研究する必要がある。

Fig. 29の(a)～(c) は、母材静的最大荷重に対する各種試験体の最大荷重を縦軸に、横軸に応力度速度をとって示したものである。図の(a) から、メッキ処理された母材及び突合せ溶接接合部の最大荷重は、静的載荷時には黒皮材のその約1.1 倍弱であるが、高速載荷時には、メッキ材と黒皮材の差は殆ど観察されないことがわかる。

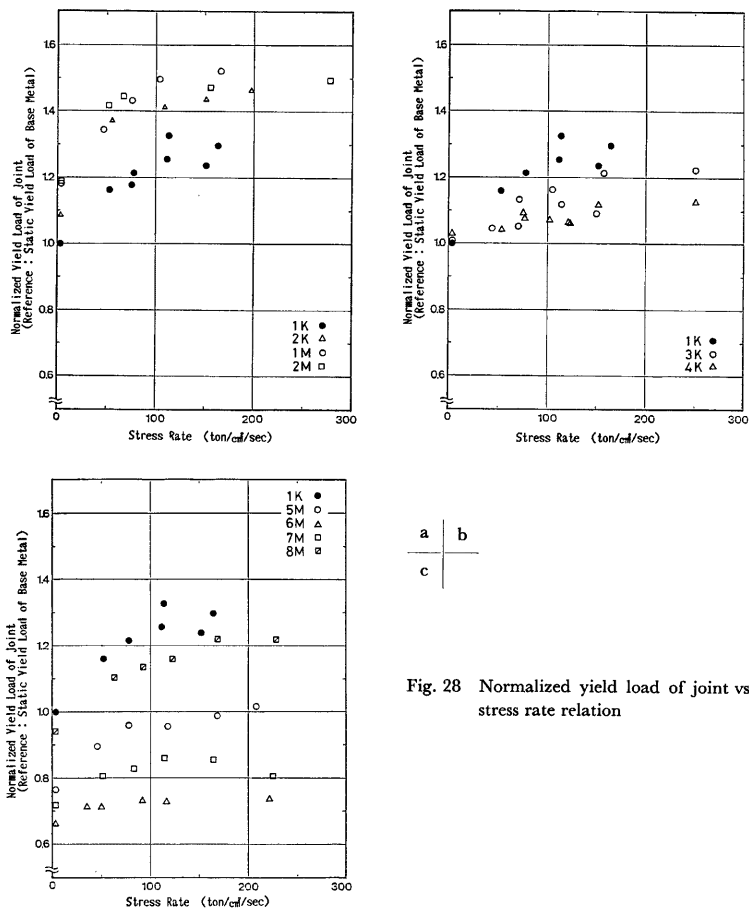


Fig. 28 Normalized yield load of joint vs. stress rate relation

図の (b) は、母材と高力ボルト摩擦接合部の最大荷重を比較したものである。高力ボルト摩擦接合部の最大荷重は、継手型式や応力度速度の大きさに依存せず、ほぼ一定となることがわかる。

図の (c) は、母材とメッキ接合部の最大荷重の比較を示したものであるが、いずれも応力度速度の増大に伴う最大荷重の上昇は緩慢であり、それぞれの静的最大荷重の約 1.1 倍程度が限度であることがわかる。メッキ接合部のうち継手効率が最も低下するのは、2 面せん断型のスプライスプレート降伏先行タイプであり、その最大耐力は母材の 0.5 倍以下となっている。

6. ま と め

鋼構造接合部が高速引張力を受ける場合の力学的挙動を明らかにするための基礎的研究として、最も単純な継手を使用した高速引張荷重実験を行い、その挙動の特徴について調べた。その結果、

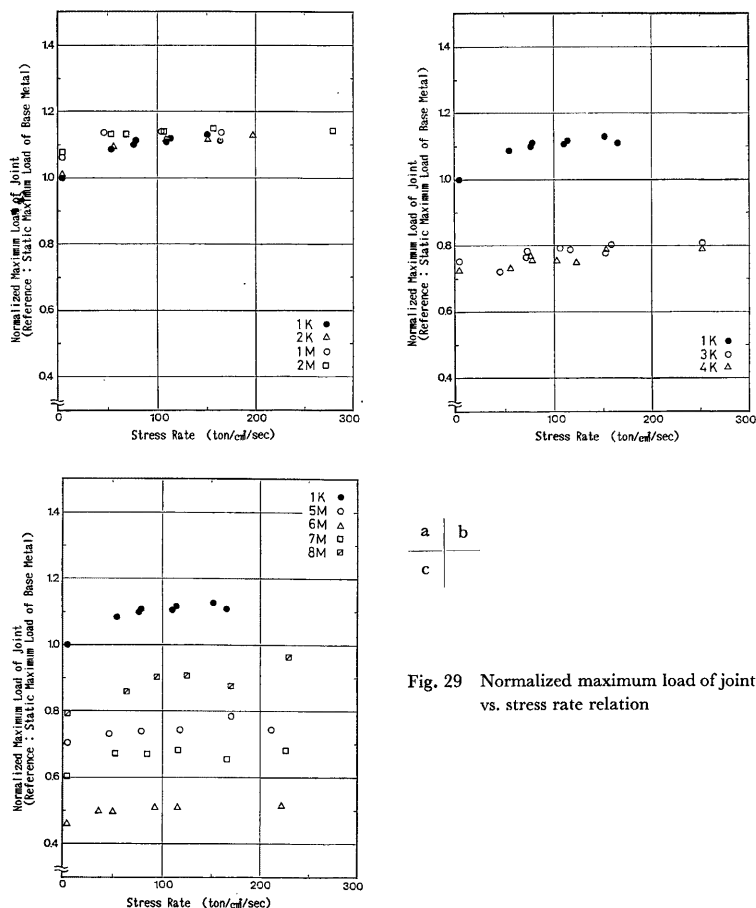


Fig. 29 Normalized maximum load of joint
vs. stress rate relation

- (1) 黒皮付き母材では、高速載荷時においても上・下の降伏点が明確に観察され、本実験の載荷速度範囲内では上升伏応力度で30～50%，下降伏応力度で20～40%，最大応力度で約20%程度静的載荷時に比べて上昇する。
- (2) 突合せ溶接接合部やメッキ処理を施したものでは、高速載荷時の降伏荷重は静的載荷時のその約15～35%程度上昇し、また黒皮付き母材と比べて約20%上廻る。しかし、高速載荷時の最大荷重はメッキ処理による影響を受けず、母材と同程度となる。
- (3) 高速載荷時の高力ボルト摩擦接合部の降伏荷重は継手形式によってその上昇度は異なるものの、いずれも母材降伏荷重に比べて低下する。また最大荷重は載荷速度の影響を殆ど受けずに一定となるから、高速載荷時の継手部の母材に対する最大耐力比は低下する傾向にある。
- (4) メッキボルト接合部のうち、1面せん断型母材引張破断タイプや2面せん断型ボルト破断タイプの試

験体の応力度速度の増大に伴う降伏荷重の上昇の割合は母材と同程度であるが、2面せん断型スプラインプレート引張破断タイプや1面せん断型ボルト破断タイプでは、降伏荷重の上昇率は非常に小さい。高速載荷時の最大荷重は、いずれの接合形式においても、それぞれの静的載荷時の最大荷重の約1.1倍程度である。

と結論づけられるが、今後更に追加実験を行い、載荷速度による接合部の力学的性質の変化を定量的に把握する必要がある。

参 考 文 献

- 1) 渡辺啓行：軟鋼の動的弾塑性復元特性，第3回日本地震工学シンポジウム，1970，pp. 651-658.
- 2) 若林 實・中村 武・吉田 望・岩井 哲：構造部材の挙動に及ぼす載荷速度の影響（その1 コンクリートと鋼材の応力-歪関係に及ぼす歪速度の影響），日本建築学会論文報告集，第314号，昭和57年4月，pp. 102-111.
- 3) 榎本 勉・竹内 守・加藤良一・土本凱士・宮下克彦：高圧配管用炭素鋼管材の高速引張試験，第1回材料の衝撃問題シンポジウム，1983年12月，pp. 41-44.
- 4) 菊地正臣・米井博之・曾我 真：鋼材溶接部溶融亜鉛脆化に関する試験について，鉄塔58号，1983，pp. 19-26.
- 5) ACI Committee 439: Effect of Steel Strength and of Reinforcement Ratio on the Mode of Failure and Strain Energy Capacity of Reinforced Concrete Beams, ACI Journal, March, 1969, pp. 165-173.
- 6) Peterson, D., J.E. Schwabe and D.G. Fertis: Strain Rate Effects in SA-106 Carbon Steel Pipe, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 104, February, 1982, pp. 31-35.