



薄鋼板材料の高速変形特性の実験的評価と定式化に関する研究

メタデータ	言語: jpn 出版者: 公開日: 2010-07-26 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: 小嶋, 啓達 メールアドレス: 所属:
URL	https://doi.org/10.24729/00000032

大阪府立大学博士論文

薄鋼板材料の高速変形特性の
実験的評価と定式化に関する研究

2010年2月

小嶋啓達

目次

第 1 章 序論

1.1	研究の背景	
1.1.1	自動車の軽量化と高張力薄鋼板	1
1.1.2	高精度な衝突解析の必要性	2
1.2	従来の研究	
1.2.1	本研究に関わる研究分野	2
1.2.2	高速材料試験方法	3
1.2.3	材料構成式	4
1.2.4	薄鋼板の高速変形特性	5
1.3	本研究の目的と内容	5
	参考文献	6

第 2 章 薄鋼板の高速引張試験方法

2.1	緒言	11
2.2	各種試験方法	
2.2.1	動的試験の課題	11
2.2.2	応力測定方法	12
2.2.3	負荷方法	14
2.3	検力ブロック式高速材料試験機	
2.3.1	試験機の基礎となる検討	15
2.3.2	試験機の構造	16
2.3.3	工業的有用性の検証	20
2.3.4	ひずみ補正	23
2.4	結言	27
	参考文献	28

第 3 章 軟鋼の高速引張および高速圧縮特性の評価

3.1	緒言	31
3.2	実験方法	
3.2.1	供試材	31
3.2.2	準静的引張試験	32
3.2.3	高速変形試験	33

3.3	実験結果	
3.3.1	準静的引張試験	34
3.3.2	動的圧縮試験	34
3.3.3	動的引張試験	37
3.4	考察	
3.4.1	加工硬化挙動	38
3.4.2	数値解析	39
3.4.3	高ひずみ速度における加工硬化率の低下	43
3.5	結言	45
	参考文献	45
第 4 章	各種薄鋼板の高速変形特性とその定式化	
4.1	緒言	47
4.2	実験方法	
4.2.1	供試材	48
4.2.2	高速引張試験	51
4.3	実験結果と考察	
4.3.1	応力-ひずみ曲線	52
4.3.2	谷村-三村モデルによる定式化	59
4.3.3	破断応力および破断ひずみ	62
4.3.4	くびれ形状の影響	64
4.4	結言	67
	参考文献	68
第 5 章	ひずみ時効の影響の評価と定式化	
5.1	緒言	71
5.2	実験方法	
5.2.1	供試材の調製	72
5.2.2	準静的引張試験とひずみ時効処理	73
5.2.3	高速引張試験	74
5.2.4	転位組織観察	74
5.3	実験結果と考察	
5.3.1	準静的引張試験	75
5.3.2	高速引張試験	75
5.3.3	転位組織	79
5.3.4	ひずみ時効を考慮した構成方程式	

5.3.4.1	構成方程式の提案	82
5.3.4.2	パラメータの決定と実験結果との比較	83
5.4	結言	84
	参考文献	85
第 6 章	薄鋼板部品の衝突特性および数値シミュレーションとの対比	
6.1	緒言	87
6.2	材料構成式の特徴	88
6.3	実験および解析方法	
6.3.1	実験方法	
6.3.1.1	高速引張試験	89
6.3.1.2	動的 3 点曲げ試験	90
6.3.2	解析方法	
6.3.2.1	有限要素モデリング	92
6.3.2.2	解析条件	93
6.4	実験結果	
6.4.1	高速引張結果と材料定数	93
6.4.2	曲げ試験結果	96
6.5	解析結果と実験との比較	
6.5.1	荷重-変位曲線	98
6.5.2	座屈形状	98
6.6	考察	
6.6.1	材料モデルの影響	104
6.6.2	T-M モデルのパラメータの影響	105
6.7	結言	107
	参考文献	107
第 7 章	結論	
7.1	本研究のまとめ	109
7.2	今後の課題	111
	参考文献	111
	本論文の基礎となる発表論文	113
	謝辞	115

第 1 章 序論

1.1 研究の背景

1.1.1 自動車の軽量化と高張力薄鋼板

地球温暖化現象の対策として温室効果ガス排出量の削減が急務であり、世界的な取り組みが行われている。1997年の地球温暖化防止京都会議（COP3）において採択された京都議定書¹⁾は、2008年から2012年の約束期間中に1990年（基準年）の水準から先進国全体で5%以上（日本は6%）のCO₂排出量削減を求めている。2005年の発効に伴い、日本では「京都議定書目標達成計画」が定められ、様々な施策が取られてきた。現在、第一約束期間が終了する2013年以降の中期目標等が国際的に検討されており、日本は2020年までに1990年比で25%の削減を目指すとの中期目標を表明している²⁾。

運輸部門からのCO₂排出削減のため、交通流の円滑化、モーダルシフト・物流の効率化、公共交通機関の利用促進などの施策が取られているが、自動車の燃費向上は最も有効性が高い手段である。燃費基準については、「エネルギーの使用の合理化に関する法律（省エネ法）」の改正により、トップランナー方式による2010年度燃費基準が1999年に策定された。2010年度基準は、2004年度末時点で約8割（出荷ベース）の自動車で達成されたため、2004年度実績値に対して23.5%改善を求める2015年度基準が2007年に策定された³⁾。欧州では、域内27ヶ国で販売される新車に対し、2012年までに1km当たりのCO₂排出量120g（ガソリン燃費換算20km/l）という目標を義務づける提案がなされている⁴⁾。これらの目標を達成するため、自動車メーカーにおいては様々な開発がなされているが、燃費向上の手段として、車両軽量化は大きな効果がある⁵⁾。

一方、衝突安全向上に対しても強い社会的要請があり、衝突安全基準やアセスメントは厳しくなりつつある⁶⁾。自動車ボディーの強化のため、使用する鋼板の板厚を増やし、補強部品を追加するため、ボディー重量は増加傾向にある。ボディー（エンジン、駆動系、内装等を除いたもの）は、車両総重量の30%程度を占めており、その軽量化は重要な課題になっている。

軽量化の手段として、材料置換（例えば、鋼板からアルミニウム、樹脂への置換）は有力な手段であるものの、コストが非常に高くなるため、高級車にしか採用できない選択肢である。大衆車においては、高張力薄鋼板（ハイテン）の使用と構造最適化の組み合わせで、衝突安全性と軽量化の両立を達成することが求められている。また、生産台数が多い大衆車での軽量化は、CO₂排出総量

の削減に大きく寄与するものである。以上のような背景から、ボディー重量を低減、または衝突対策に伴う重量増を最小化するために、高張力薄鋼板（ハイテン）の採用率が急速に高くなっている。

1.1.2 高精度な衝突解析の必要性

自動車用ハイテンは、1970年の実験安全車—ESV (Experimental Safety Vehicle) プログラム⁷⁾の頃から開発が始まり、現在では引張強さが980MPaまたはそれ以上の強度のものが開発されている。しかし、ハイテンの性能は、準静的な強度とプレス成形性で専ら評価され、衝突特性という視点で研究がされていなかった。衝突時に鋼板は $10^2/s$ 以上の高いひずみ速度で変形しており、通常の引張試験での歪み速度より4~5桁大きい。一般に、鋼の流動応力は正の歪み速度依存性を持っているので、準静的な流動応力から衝突特性を直接的に推定することはできない。従来は、準静的な特性と衝突特性の経験的な相関を利用するに留まっていたが、ハイテン化が進むと従来材料での経験則が適用できなくなるという問題も生じてきている。ハイテンの高速引張特性を調査した例⁸⁾は古くにあるが、系統的な整理はあまりされてこなかった。

一方、近年のコンピュータの進歩と開発期間短縮のニーズによって、自動車開発のデジタルエンジニアリング化が進められている。衝突試験は、試作車の製造および試験自体に多大なコストと時間が費やされており、CAEを活用して試験回数を削減する経済効果が大きい。しかし、ハイテンの高ひずみ速度での機械特性が明らかでないため、CAEの精度が十分でなく、ハイテンを活用したボディー設計が十分行われているとはいえない。特に、コンピュータの進歩により、解析自体の精度が向上し、解析結果が材料データの精度に大きく依存するようになってきている。こうした背景より、衝突CAEに必要な高精度な材料データの整備が強く求められている。

1.2 従来の研究

1.2.1 本研究に関わる研究分野

本研究は、実用材料である薄鋼板の高速変形特性に関わるものであり、その基礎となる研究分野は多岐にわたっている。多くの金属材料について、高速変形特性を評価する実験手法や、その結果を記述し汎用化するための材料構成式が、古くから研究されている。一方、鉄鋼材料については、純鉄に近い材料の基礎的研究または非常に高強度の材料の破壊靱性の研究は古くからされている

ものの、薄鋼板の高ひずみ速度における塑性変形についての関心は薄かった。しかし、前節に述べた社会的、工業的背景のため、近年多くの研究がされるようになってきた。本節ではそれぞれの分野について従来の研究をレビューする。

1.2.2 高速材料試験方法

高速変形挙動や材料構成式を議論する上で、広範囲のひずみ速度における応力-ひずみ曲線の取得は不可欠であり、様々な試験法が開発されてきた。動的試験では、静的試験と比較し単に試験速度が速くなっただけでなく、試験を実施する上で、荷重計測と負荷方法において多くの課題を伴う。本研究が対象とする速度範囲では、試験機の機械的共振と弾塑性波の伝播による外乱を防いで、正しく荷重を測定することが課題になる。

動的試験法には、応力棒を用いる方法として、Split Hopkinson Bar 法⁹⁾や One Bar 法¹⁰⁾がある。これらは、Hopkinson 応力棒¹¹⁾を用い、応力棒の一端に入力された動的荷重が、応力棒中を一次元の弾性波として伝播することを利用するものである。計測可能な時間の上限は応力棒の長さに制約を受け、計測可能なひずみ速度としては、数 100/s が現実的な下限である。

一方、準静的試験で行われるように、試験片と荷重検出器を直列に配置した試験方法では、試験速度が高くなるにつれて弾性波の伝播が無視できなくなり、計測可能なひずみ速度の上限がある。より高いひずみ速度まで荷重計測をするためには、試験片と荷重検出器を接近させることが有効であり、試験片の一部を荷重検出器として利用する方法がある^{12,13)}。

谷村らは、ひずみゲージを貼付した検力板 (Sensing plate) をブロックに密着させたコンパクトな荷重検出器で衝撃荷重を精度良く測定できることを示し¹⁴⁾、その改良形として検力ブロック (Sensing block) を開発した¹⁵⁾。この方式では、ひずみ速度の下限 (すなわち、計測時間の上限) に制約はなく、従来方法より十分高いひずみ速度まで計測が可能である。

試験片に負荷する方法としては、打撃を用いる方法、フライホイール¹⁶⁾を用いる方法、カムプラスチック¹⁷⁾を用いる方法などがあるが、動的領域の試験速度に限定されている。広範囲のひずみ速度の試験を 1 台で行うためには、油圧サーボによる負荷機構を持った試験機が用いられる。

荷重の計測時間に制約がない検力ブロック方式の荷重検出器と、広範囲のひずみ速度を負荷できる油圧サーボ機構を備えた検力ブロック式高速材料試験機¹⁸⁾が開発され、工業的に利用され始めている。1 台の試験機で広範囲のひずみ速度の試験が可能であることは、単に利便性が向上するだけでなく、ひずみ速度が異なる応力-ひずみ曲線を、同一の試験片形状での直接的な比較が行えると

ともに、複数の試験機の較正が不要になるため、高精度のデータを得ることができる。後述するように、本研究においては、この試験機を使用している。

1.2.3 材料構成式

高ひずみ速度において、材料の機械特性は劇的に変化し、流動応力は作用するひずみ速度に影響される。そのような材料の動的特性を明らかにするため、多くの実験的、理論的調査がなされてきた。一般に、鋼材の流動抵抗は、ひずみ速度が高くなると大きくなることが知られている¹⁹⁻²⁷⁾。

ひずみ速度感受性のメカニズムは、しばしば転位運動の観点で議論されている。障害物（たとえば、介在物や不動転位）を通過する可動転位の単位時間の本数が、ひずみ速度の増加にともない増加する。一方、転位がそれらの抵抗に打ち勝つために、材料の外部から余計な力または熱的エネルギーが供給されねばならない。ひずみ速度感受性（および温度依存性）を記述する初期の試みは、鉄について Zener-Hollomon の式がよく知られている¹⁹⁾。この式は、前述した熱活性流動理論に対するアレニウス関係と一致する。より転位運動を考慮した精巧な式が Lindholm²¹⁾と Tanaka-Nojima²⁸⁾から提案されている。しかし、熱活性化流動に基づいたこれらの式は、比較的低いひずみ速度、すなわち $10^5 \sim 10^2/s$ で有効である。一方、 $10^3 \sim 10^4/s$ 以上の非常に高いひずみ速度においては、Peierls ポテンシャルやフォノン抵抗のような短範囲障害物が、転位運動に対する主要な抵抗になっている。ひずみ速度感受性の上記メカニズムは、Viscous drag と呼ばれ、この領域では、流動応力の上昇はひずみ速度に比例することが知られている。この領域でのひずみ速度感受性を表現するため、Clifton ら²⁹⁾は、アレニウス関係に代えて Johnston-Gilman 関係を適用した。さらに、谷村ら³⁰⁾は、Johnston-Gilman タイプを広範囲のひずみ速度に適用できるように改善した式を提案した。同様の関係式は、低炭素鋼について放生ら³¹⁾により、いくつかの bcc および fcc 金属について Follansbee³²⁾により提案されている。また、谷村らは、個々の材料についてパラメータを決める必要がなく、鉄系、銅系等の金属グループ毎に共通なパラメータを使用できる谷村-三村の式³³⁾を提案している。

後続の塑性流動におよすひずみ速度履歴効果の観点では、Lindholm³⁴⁾が最初にアルミニウムで準静的-動的負荷試験を実施し、Klepaczko³⁵⁾は準静的予負荷に引き続く動的負荷の応力は、単純に動的負荷を加えたときの同じひずみにおける応力とは異なることを発見した。この差異は、動的変形で形成される変形組織が、準静的変形とは異なっているという事実起因していると考えられている。実際、Gray と Morris³⁶⁾は、応力波の立ち上がり速度が転位セルの形成に影響することを指摘している。また、hcp 金属では高ひずみ速度ではツインが増加

するという報告もある³⁷⁾。

流動抵抗のひずみ速度履歴効果について初めて系統的精力的に研究したのは、Campbell らのグループであった^{38,39)}。彼らの実験は、除荷をしないひずみ速度ジャンプ試験またはひずみ速度増減試験として知られている。その結果から、ひずみ速度を急変した時の構成関係式を定式化した。しかし、その構成関係が有効なのは、正のひずみ速度履歴効果（例えば、準静的負荷の後の動的応力が、単に動的負荷された応力より低い場合）を記述する場合のみであった。すなわち、それらは鉄や鋼で観察される負のひずみ速度履歴効果に対して有効ではない。後継の研究は Senseny⁴⁰⁾と最近では Klepaczko と Cheim⁴¹⁾によってなされ、熱活性化流動理論に基づいたひずみ速度、温度履歴の記述方法が提案された。また、三村ら⁴²⁾は、谷村-三村モデルを拡張し、ひずみ速度履歴の正負両方の効果を記述できる式を提案している。

1.2.4 薄鋼板の高速変形特性

薄鋼板の高速変形特性に関心が高まり集まり始めたのは、自動車の衝突安全が社会的に注目された 1990 年代であり、その時期に鉄鋼メーカーにより精力的に調査された⁴³⁻⁵⁵⁾。各種試験法による高速引張試験が行われ、高強度鋼板ほどひずみ速度依存性が小さくなることが報告された。自動車の衝突安全性の指標としては、薄鋼板で作製した筒状の部材を軸方向に動的に崩壊させ、所定ストロークまでの吸収エネルギーが用いられるようになった。1997 年から 4 年間にわたり、日本鉄鋼協会に「自動車用材料の高速変形に関する研究会⁵⁶⁾」が設置され、大学、鉄鋼および自動車メーカーの研究者により、鋼板に求められる特性の明確化や変形特性の金属学的解明がなされた。その後、本分野の重要性が世界的にも認知され、The International Iron and Steel Institute – Automobile Committee により、自動車用鋼板の高速引張の推奨試験方法の協議およびラウンドロビンテストが実施された⁵⁷⁾。これらの活動は、日本が世界をリードして進められきており、日本鉄鋼連盟において、「自動車用鋼板の高速引張試験方法」の ISO 規格化が進められている⁵⁸⁾。

1.3 本研究の目的と概要

本研究の目的は、自動車用ハイテンを含む各種薄鋼板材料の高ひずみ速度での機械特性を実験的に評価し、材料構成式の定式化を行うことによって、自動車衝突解析に供する材料データを利用者にとって利便性が高い形で提供することである。

る。以下に、各章の概要を述べる。

第2章では、各種の高速変形試験法をレビューし、本研究で用いた検力ブロック式材料試験機の特徴と工業的な有用性を述べる^{59,60)}。本試験方法で引張試験を行い、得られる応力-ひずみ曲線の信頼性を検討する。また、試験片外で測定した変位から、試験片のひずみを精度よく求める手法について検討する。

第3章では、極低炭素軟鋼の圧縮試験および引張試験を行い、両者を比較する。高ひずみ速度において引張試験の一樣伸びが小さくなる現象を、圧縮試験で得られたデータを用いたFEM解析により考察する⁶¹⁾。

第4章では、自動車用鋼板をはじめとする種々の薄鋼板の高速引張特性を実験的に評価し、谷村-三村モデルを用いて定式化する。また、衝突解析における破断クライテリアの設定に役立てるため、破断応力および破断ひずみを調査し、それらのひずみ速度依存性を検討する⁶²⁾。

第5章では、固溶炭素を含む極低炭素軟鋼板と含まない鋼板について、ひずみ時効前後の高速引張特性を調査し、時効処理を行った鋼板の応力-ひずみ関係のひずみ速度依存性を記述し得る構成則を検討する。試験後の転位組織を観察し、提案する構成則が転位論的に妥当であることを裏付ける^{63,64)}。

第6章では、極低炭素軟鋼板をスポット溶接して作製した中空部材の動的3点曲げ試験⁶⁵⁾を行い、荷重-変位曲線および座屈形態について、3種類の材料モデルを用いた数値解析結果と実験結果を比較検討する。谷村-三村モデルを使用した解析結果が実験と最も一致することを示し、第4章の定式化の有用性を検証する⁶⁶⁾。

第7章では、本論文の各章で得られた成果についてまとめ、今後の課題を述べる。

参考文献

- 1) 気候変動に関する国際連合枠組条約の京都議定書, (1997).
- 2) 鳩山: 国連気候変動首脳会議, New York, 2009.9.22.
- 3) 総合資源エネルギー調査会省エネルギー基準部会自動車判断基準小委員会, 交通政策審議会陸上交通分科会自動車交通部会自動車燃費基準小委員会: “自動車のエネルギー消費効率の性能の向上に関する製造事業者等の判断の基準等の改正について”, (2007).
- 4) The European Commission: “Commission plans legislative framework to ensure the EU meets its target for cutting CO₂ emissions from cars”, IP/07/155, (2007).
- 5) 国土交通省: “乗用車の燃費・CO₂排出量”, 自動車燃費一覧, (2009)

- 6) 国土交通省, 独立行政法人自動車事故対策機構: 自動車アセスメント, (2009).
- 7) アメリカ合衆国運輸省, 日本国通商産業省, 運輸省: “実験安全車の開発についての協力に関するアメリカ合衆国運輸省と日本国通商産業省および運輸省との間における覚書”, (1970).
- 8) 高野, 佐野, 大下: “高速引張試験による金属材料の引張特性におよぼす歪速度の影響”, スバル技報, No.5 (1975), 36-41.
- 9) H. Kolsky: “A investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading”, Proc. Phys. Soc. London B, **62B** (1949), 676-700.
- 10) K. Kawata, S. Hashimoto, K. Kurokawa and N. Kanayama: “A new testing method for the characterization of materials in high velocity tension”, Mechanical properties at high rates of strain, ed. J. Harding, Institute of Physics, (1979), 71-80.
- 11) B. Hopkinson: “A method of measuring the pressure produced in the detonation of high explosives or by the impact of bullets”, Phil. Trans. R. Soc. London A, **213** (1914), 437-456.
- 12) Z. M. Sun, T. Kobayashi, H. Fukumasu, I. Yamamoto and K. Shibue: “Tensile properties and fracture toughness of a Ti-45Al-1.6Mn alloy at loading velocities of up to 12m/s”, Metall. Trans. A, 29A (1998), 263-277.
- 13) 渡辺, 岩谷, 岡野: “高強度薄鋼板の衝撃圧壊特性の評価”, 第 48 回塑性加工連合講演会, (1997), 257-258.
- 14) 谷村, 饗庭: “高感度衝撃端検出法の開発の試み”, 日本機械学会論文集 A 編, **49** (1973), 1565-1571.
- 15) 中馬, 古藤, 海津, 谷村: “衝撃端力検出装置の改良とその応用”, 日本機械学会論文集 A 編, **59** (1993), 2947-2952.
- 16) H. C. Mann: “High velocity impact tests”, Proc. ASTM, 36 (part 2) (1936), 85-109.
- 17) N. Loizou and R. B. Sims: “The yield stress of pure lead in compression”, J. Mech. Phys. Solids, **1** (1953), 234-243.
- 18) S. Tanimura and K. Mimura: “Newly developed dynamic testing methods and dynamic strength of some structural materials”, Proc. 4th Intentional Symposium on Impact Engineering, Elsevier Science, (2001), 57-64.
- 19) C. Zener and J. H. Hollomon: “Effect of strain rate upon plastic flow of steel”, J. Appl. Phys., **15** (1944), 22.
- 20) W. G. Johnston and J. J. Gilman: “Dislocation velocities, dislocation densities and plastic flow in lithium fluoride crystals”, J. Appl. Phys., **30-2** (1959), 129-144.
- 21) U. S. Lindholm: Mechanical behaviour of materials under dynamic load, Springer Press, New York, (1968).
- 22) J. D. Campbell: “Dynamic plasticity: macroscopic and microscopic aspects”, Mat.

- Sci. Engr., **12** (1973), 3-21.
- 23) J. Harding: "The temperature and strain rate sensitivity of α -titanium", Arch. Mech., **27**, 5-6, (1975), 715-732.
 - 24) A. M. Mleche and J. Duffy: "Effect of temperature on the state and dynamic stress-strain characteristics of 1100-O Aluminum", J. Mech. Sci., **17** (1975), 85-95.
 - 25) 岸田, 中川, 西土井: 塑性と加工, **16**-171 (1975), 313-318.
 - 26) G. L. Wulf: "The high strain rate compression of 7039 aluminum", J. Mech., **20** (1978), 609-615.
 - 27) G. R. Johnston, J. M. Hoegfeldt, U. S. Lindholm and A. Nagy: "Response of various metals to large torsional strains over a large range of strain rate", J. Engr. Materials Technol., **105** (1983), 42-53.
 - 28) K. Tanaka and T. Nojima: "Dynamic and static strength of steel", Inst. Phys. Conf. Ser. No.47, Bristol, (1979), 166-173.
 - 29) J. C. C. Hsu and R. J. Clifton: "Plastic wave in a rate sensitive material", J. Mech. Phys. Solids, **22** (1974), 233-256.
 - 30) 谷村, 井垣: "広ひずみ速度域に適用し得る弾性/粘塑性体構成式的具体形", **29**-317 (1980), 137-142.
 - 31) 放生, 茶谷, 佐々木: "広いひずみ速度範囲における炭素鋼の構成式", 34-387 (1985), 1400-1405.
 - 32) P. S. Follansbee: "Analysis of the strain-rate sensitivity at high strain rate in fcc and bcc metals", Inst. Phys. Conf. Ser. No.102, Bristol, (1989), 213-220.
 - 33) 谷村, 三村, 楳田: "広ひずみ速度域を対象とした各種材料グループに適用し得る実用構成式", 材料, **50**-3 (2001), 210-216.
 - 34) U. S. Lindholm: "Some experiments with the split Hopkinson pressure bar", J. Mech. Phys. Solid. **12** (1964), 317-335.
 - 35) J. Klepaczko: "Strain rate history effects for polycrystalline aluminum and theory of intersections", J. Mech. Phys. Sold, **16** (1968), 255-266.
 - 36) G. T. Gray III, C. E. Morris: "Influence of loading paths on the mechanical response and substructure evolution of shocked-loaded copper", Journal de Physique IV, C3-1 (1991), 19-202.
 - 37) S. Leclercq, C. Nguy and P. Bensussan: "Microstructure transformations in pure polycrystalline α -titanium under static and dynamic loading", Inst. Phys. Conf. Ser. No.102, Bristol, (1989), 299-306.
 - 38) J. D. Campbell and A. R. Dowing: "The behaviour of materials subjected to dynamic incremental shear loadong", J. Mech. Phys. Solid, **18** (1970), 43-63.
 - 39) J. Lipkin, J. D. Campbell and J. C. Swerengen: "The effects of strain rate variations

- on the plastic flow stress of OFHC copper”, J. Mech. Phys. Solid., 26 (1978), 251-268.
- 40) P. E. Senseny, J. Duffy and R. H. Hawley: “Experiments on strain rates history and temperature effects during the plastic deformation of close-packed metals”, J. Appl. Mech., Trans ASME, 45 (1978), 60-67.
- 41) J. R. Klepaczko and C. Y. Cheim: “On rate sensitivity of f.c.c. metals, instantaneous rate sensitivity and rate sensitivity of strain hardening”, J. Mech. Phys. Solid., 34-1 (1986), 29-54.
- 42) K. Mimura and S. Tanimura: “Strain and Strain History Dependent Constitutive Model and Its Application to Large High Speed Deformation”, Proc. of the 2nd Asia-Pacific Conference on Shock and Impact Loads on Structures, CI-Premier (1997), 369-376.
- 43) 中西, 板橋, 河田: “車体用材料の高速変形について”, 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集, 920-72 (1992), 519-520.
- 44) 水井, 福井, 小嶋, 山本, 川口, 岡本: “高張力鋼板の適用による車体の正面衝突安全性向上の基礎検討”, CAMP-ISIJ, 9 (1996), 1100-1103.
- 45) 佐藤, 吉武, 大北, 横山: “ハット成形部材の崩壊エネルギーに及ぼす材料特性の影響”, CAMP-ISIJ, 9 (1996), 1104-1107.
- 46) 高木, 三浦, 古君, 谷村: “高張力鋼板の高速変形挙動”, CAMP-ISIJ, 9 (1996), 1108-1111.
- 47) 上西, 末広, 栗山, 臼田: “高強度薄鋼板の高速変形特性と衝撃エネルギー吸収能”, CAMP-ISIJ, 9 (1996), 1112-1115.
- 48) 渡辺, 田村, 岩谷, 岡野, 白沢, 高橋: “ハット型部材の衝撃圧壊特性評価指標の検討(高強度薄鋼板の衝撃変形特性)”, CAMP-ISIJ, 9 (1996), 1381.
- 49) 小嶋, 水井, 山本, 福井: “自動車用鋼板の引張特性に及ぼす歪み速度と変形条件の影響”, 第 48 回塑性加工連合講演会, (1997), 249-250.
- 50) 渡辺, 小田, 佐藤, 菅沼, 富沢, 則岡, 三上: “ハット型曲がり部材の高速変形特性”, 第 48 回塑性加工連合講演会, (1997), 251-252.
- 51) 比良, 三浦, 坂田, 古君, 谷村: “FEM による薄鋼板の高速変形挙動の解析”, 第 48 回塑性加工連合講演会, (1997), 253-254.
- 52) 佐藤, 吉武, 三上: “自動車部材の衝撃変形解析”, 第 48 回塑性加工連合講演会, (1997), 255-256.
- 53) 渡辺, 岩谷, 岡野: “高強度薄鋼板の衝撃圧壊特性の評価”, 第 48 回塑性加工連合講演会, (1997), 257-258.
- 54) 上西, 栗山, 臼田: “高強度鋼板の角筒クラッシュ挙動に及ぼす材料特性の影響”, 第 48 回塑性加工連合講演会, (1997), 259-260.

- 55) 中西, 館野, 柴田: “590MPa ハイテン鋼及び高強度アルミ押し出薄肉中空部材の潰れ特性”, 第 48 回塑性加工連合講演会, (1997), 261-262.
- 56) 自動車用材料の高速変形に関する研究会: “自動車用材料の高速変形に関する研究会成果報告書”, 日本鉄鋼協会, (2001).
- 57) B. Yan, K. Kuriyama, A. Uenishi, D. Cornette, M. Borsutzki and C. Wong: “Recommended practice for dynamic testing for sheet steel – development and round robin tests”, SAE paper 2006-01-0120, (2006).
- 58) 日本鉄鋼連盟: 平成 21 年度事業計画, (2009).
- 59) S. Tanimura, M. Uemura, N. Kojima and T. Yamamoto: “Recently developed testing techniques and dynamic tensile properties of steel sheets for automobile”, MS&T 2004 Conference Proceedings, AIST, (2004), 481-490.
- 60) S. Tanimura, N. Kojima, T. Yamamoto and K. Yamaji: “Dynamic tensile properties of steel sheets for automobiles”, Materials Science Forum, **465-466** (2004), 35-43.
- 61) N. Kojima, Y. Nakazawa and N. Mizui: “Compression flow stress of ultra low carbon mild steel at high strain rate”, Impact Engineering and Application, Ed. A.Chiba et.al., Elsevier Science, (2001), 439-444.
- 62) N. Kojima, H. Hayashi, T. Yamamoto, K. Mimura and S. Tanimura: “Dynamic tensile properties of iron and steels for a wide range of strain rates and strain”, International Journal of Modern Physics B, **22** (2008), 1255-1262.
- 63) N. Kojima, K. Mimura and T. Umeda: “Dynamic tensile properties of mild steel sheets after strain aging”, Proceedings of the 9th International Conference on the Mechanical and Physical Behaviour of Materials under Dynamic Loading, DYMAT, (2009), 733-739.
- 64) 小嶋, 三村, 榎田: “軟鋼板の高速引張試験における流動応力と転位組織に及ぼすひずみ時効の影響”, 実験力学 (掲載決定) .
- 65) N. Kojima, K. Fukui and N. Mizui: “Improvement in bending crashworthiness of hat-shape columns by using high strength steel sheets”, 40th MWSP Conference Proceedings, ISS, (1998), 17-24.
- 66) 小嶋, 三村, 榎田, 中澤: “薄鋼板中空部材の動的曲げ座屈解析に及ぼす材料構成式の影響”, 材料 (掲載決定) .

第2章 薄鋼板の高速引張試験方法

2.1 緒言

高速変形挙動や材料構成式を議論する上で、広範囲のひずみ速度における応力-ひずみ曲線の取得は不可欠であるが、標準化された試験法はなく様々な試験法が実施されているのが実情である。そのため、本研究を始めるにあたり、使用する試験方法の有用性、信頼性を見極めておくことが重要となる。

本章では、各種試験方法についてレビューし、本研究に使用した検力ブロック式高速材料試験機の概要について述べる。また、本試験機で得られた試験結果の信頼性について検証をおこなう。

2.2 各種試験方法

2.2.1 動的試験の課題

動的試験では、静的試験と比較し単に試験速度が速くなっただけでなく、試験を実施する上で、荷重計測と負荷方法において多くの課題を伴う。Fig.2.1は、Lindholm¹⁾の分類をベースに本研究に関係する領域を加筆したものである。

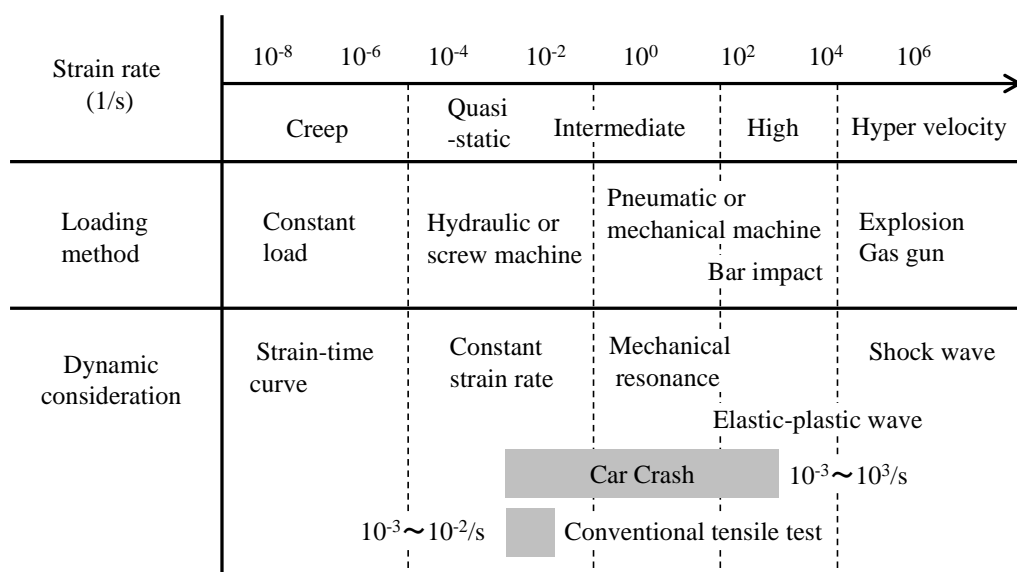


Fig.2.1 Dynamic aspects of mechanical testing.

薄鋼板の使用において関心の対象となるひずみ速度は、自動車の衝突では最大で $10^3/s$ 、通常の品質管理に用いる準静的引張試験は $10^{-3}/s$ であるので、 $10^{-3} \sim 10^3/s$ の 6 桁におよぶ広範囲である。したがって、試験技術としては、機械共振が問題になる速度域と弾性波の伝播が問題になる速度域の両方にまたがっている。

動的試験機には多様なバリエーションがあるため、要素技術の観点から、応力測定方法と負荷方法に分け、次節以降で説明する。

2.2.2 応力測定方法

応力測定は、応力棒を使用した試験法に代表される弾性波の伝播を考慮した方法と、試験系（試験片と荷重検出器）が平衡状態であることを前提とする方法の 2 つに大別される。

Hopkinson²⁾は、水平に吊した応力棒の一端で火薬を爆発させ、応力棒及びもう一端に取り付けた"time piece"の運動量を測定することによって、火薬により発生した応力を観測した。Hopkinson の方法では、応力-時間関係を直接測定できなかったが、Davies³⁾は、静電タイプ速度計を応力棒に取り付け、それを可能にした。さらに、Kolsky⁴⁾は、弾性棒を分割して試験体を挟み込むことにより、圧縮の応力-ひずみ曲線を測定し、材料試験に適用できることを示した。この方法は、Split Hopkinson Bar 法または Kolsky Bar 法と呼ばれている。現在では、ひずみゲージを使った Fig.2.2 のようなセッティングが一般的である。Fig.2.2 において、応力の計測は Strain Gage 2 のみで行えるので、Fig.2.3 のような応力棒を一本だけ使用する One bar 法が、Kawata ら⁵⁾により開発されている。

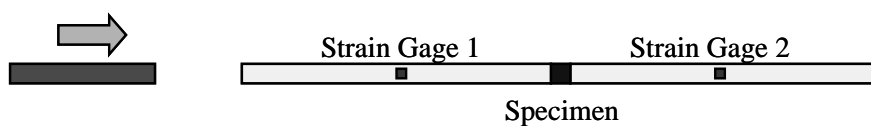


Fig.2.2 Schematic illustration of split Hopkinson bar method.

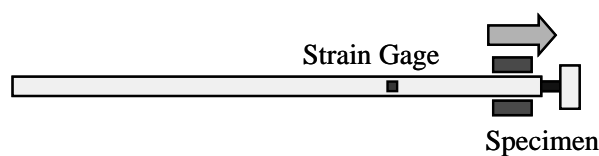


Fig.2.3 Schematic illustration of one bar method.

Fig.2.2 において、出力棒を右方向に伝播する弾性波は、ひずみゲージで観測された後、自由端で反射され、再びひずみゲージで観測される。反射波の重畳を避けるため、出力棒を十分長くすることがポイントである。例えば、ひずみ速度 $10^3/s$ で試験片をひずみ 0.5 まで変形させるとき、試験時間は $500 \mu s$ であり、鋼製応力棒中では応力波は約 $2.5m (=5000m/s \times 500 \mu s)$ 伝播する。したがって、ひずみゲージと自由端の距離は少なくとも $1.25m$ (往復で $2.5m$) 必要となる。すなわち、持続時間の長い弾性波を計測するためには、応力棒が比例して長くなるため、設備の大きさでひずみ速度の下限は制限され、数 $100/s$ が現実的な下限である。

準静的試験で行われるように、試験片と荷重検出器を直列に配置した試験方法では、試験速度が高くなるにつれて弾性波の伝播が無視できなくなる。より高速まで荷重計測をするためには、試験片と荷重検出器を接近させることが有効であり、試験片の一部を荷重検出器として利用する方法がある^{6,7)}。Fig.2.4 のように、試験中に塑性変形する平行部と、弾性変形のみであるつかみ部にそれぞれひずみゲージを添付し、前者からは平行部のひずみを計測し、後者からは荷重を計測することができる。ただし、荷重の換算には、試験片ごとにヤング率を予め求めておく必要がある。

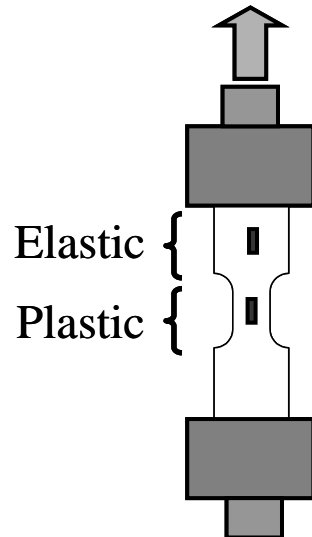


Fig.2.4 Schematic illustration of test piece with strain gauges.

谷村らは、ひずみゲージを貼付した検力板 (Sensing plate) をブロックに密着させたコンパクトな荷重検出器で衝撃荷重を精度良く測定できることを示し⁸⁾、その改良形として検力ブロック (Load sensing block) を開発した⁹⁾。検力ブロッ

クは、鋼製のブロックと小突起からなり、小突起の側面にひずみゲージが貼付された構造である。小突起に入力された衝撃荷重は、ブロック内部からの反射波の影響を受けることなく、長時間にわたり計測することができる。この方法の計測精度については、解析により検証されている¹⁰⁾。後述するように、本研究においては、本原理に基づいた試験機を使用している。

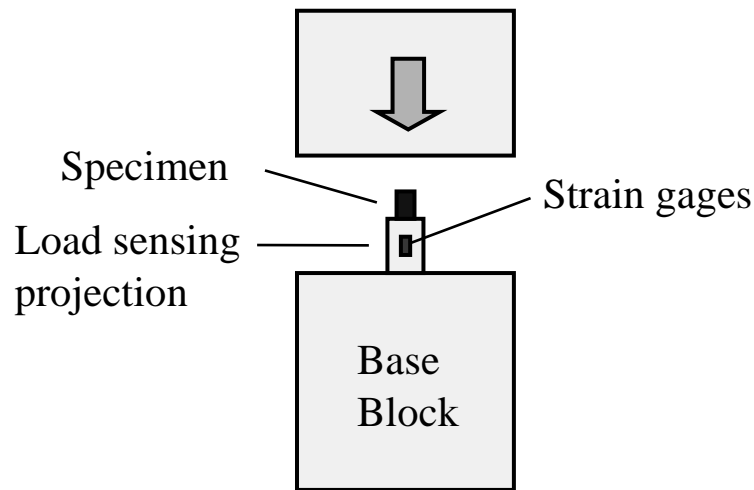


Fig.2.5 Schematic illustration of load sensing block.

2.2.3 負荷方法

Split Hopkinson Bar 法では、Fig.2.2 に示したように、圧縮ガス、バネ等で打撃棒を発射し、入力棒に衝突させて圧縮の入射波を発生させ、圧縮試験を行う。圧縮の入力波により引張試験を行う場合には、2本の応力棒を棒端が重なるように非共軸に配置して棒端の間で引張を行う方法¹¹⁾、棒端にかご形のアタッチメントを取り付ける方法¹²⁾がある。

引張の入力波を発生させて引張試験を行う方法としては、入力棒端にフランジを設け Fig.2.2 とは逆方向に打撃する方法¹³⁾、Fig.2.2 において試験片周囲にカラーを設置して圧縮波をバイパスさせ、出力棒端から反射された引張波によって引張方法¹⁴⁾がある。入力棒の中間をクランプで固定して棒端からクランプまでを静的に引っ張っておき、クランプを瞬間的に開放することによって、引張波を発生させる方法もある¹⁵⁾。

応力棒を使用しない動的負荷の方法として、試験片を直接打撃する方法⁵⁾や、フライホイール¹⁶⁾やカムプラストメータ¹⁷⁾を用いる方法もある。

上述の負荷方法はいずれも動的のみであり、準静的に負荷することはできな

いので、1台の試験機で広範囲の試験速度をカバーするためには、油圧サーボ機構が利用される^{6,7)}。

2.3 検力ブロック式高速材料試験機

2.3.1 試験機の基礎となる検討

検力ブロック式高速材料試験機は、前述の検力ブロックを動的荷重検出装置として採用し、動的負荷機構と変位（ひずみ）測定機構をパッケージにした材料試験機である。本研究では、株式会社鷺宮製作所製 TS-2000¹⁸⁾を試験に用いた。まず、この試験機が市販品として完成するまでになされた多くの技術的検討について述べる。

最初に開発されたのは、圧縮空気で加速したインパクトブロックを試験体に衝突させる方式を負荷機構に採用し、 $\phi 15$ の小突起を有する検力ブロックを用いた試験機である¹⁹⁾。この試験機により、ひずみ速度 1000/s での軟鋼の円柱圧縮試験では、Hopkinson 棒試験機と同等の応力-ひずみ曲線が得られること、および、Hopkinson 棒試験機より数倍長時間である $1200 \mu s$ の荷重パルスが検出できることが検証された。また、鉄、銅、アルミニウム、チタンの応力-ひずみ曲線が取得され、300~1000/s の範囲で数段階にひずみ速度を変えて試験ができることが検証された²⁰⁾。さらに、 $\phi 50$ の小突起を備えた検力ブロックが開発され、アルミニウム円管の衝撃座屈試験が行われた²¹⁾。この試験では、15ms もの長時間の荷重パルスが計測できること、荷重の増減の数と座屈リンクル数が一致していることが確認され、高精度に荷重計測できることが検証された。

加速したインパクトブロックを衝突させる負荷方式では、ひずみ速度が遅い試験を行うことが困難である。すなわち、インパクトブロックの運動エネルギーによって試験片を変形させるため、運動エネルギーが小さい低速の場合は、大ひずみまで変形させることができない。そこで、準静的から動的まで試験が実施できるように、負荷機構として油圧サーボを用いたものが開発された^{22,23)}。油圧サーボ方式は、圧縮空気で加速する場合と比較して試験機がコンパクトになる利点もある。荷重検出部を取り替えることにより、円柱試験片の圧縮試験、丸棒および薄板試験片の引張試験が実施できる^{24,25)}。

本試験機と既存の他の試験機で、同じ材料について動的引張試験を行い、得られた応力-ひずみ曲線が互換性を有していることが確認されている^{26,27)}。現在では、本試験機は多くの分野で使用されており^{28,29,30)}、測定対象は金属材料だけでなく、樹脂材料にも及んでいる^{24,25)}。

2.3.2 試験機の構造

本論文で用いた試験機の外観を、Fig.2.6 に示す。テーブル上に固定された門型のフレームの上部に油圧サーボアクチュエータを備え、下方向に負荷できる。フレームの内部には、検力ブロックを設置し、アクチュエータの先端に負荷治具が取り付けられている。検力ブロックおよび治具を交換することによって、種々の試験が行えるようになっている。本研究では、引張試験用の2種類セットアップ（AタイプとCタイプと称す）と圧縮試験用の1種類のセットアップ（Bタイプと称す）を用いており、本章、第4章、第6章ではCタイプを使用し、第3章ではAタイプとBタイプを、第5章ではAタイプを使用した。Cタイプは、Aタイプを改良した応力測定精度がより高いものである。試験機本体および各セットアップ時の仕様を、Table 2.1 に示す。

Aタイプの引張試験セットアップでは、試験片をFig.2.7に示す治具にセットして試験を行う。試験片はこの治具に取り付けたままで、Fig.2.8に示す荷重検出器の溝の中に埋没させる。荷重検出器の中には、小突起を2つ備えた検力ブロックが内蔵され、Fig.2.9の模式図のようにして治具を支持している。Fig.2.8の上部のハンマーが下降して治具を押下することによって、引張試験が実行される。この時、小突起に作用する圧縮荷重が計測される。ハンマー変位は、荷重検出器に内蔵された変位計で計測され、ハンマー変位を試験片つかみ部の変位と見なしている。ハンマーから下方に伸びた2本の棒状のものは、変位測定のためのゲージである。

Bタイプの圧縮試験セットアップでは、Fig.2.5に示すように、小突起の上に試験片を置き、ハンマーで押下する。変位計測は、Aタイプと同様である。

Cタイプの引張試験セットアップは、Fig.2.10,11,12に示すように、小突起に引張荷重が直接作用するものである。引張試験片は、その両端を検力ブロックの小突起およびアンカーブロックに設けたスリットに挿入して、ピンで固定される。インパクトブロックが降下し、アンカーブロックを押し下げることにより、引張試験が行われる。試験片のひずみは、磁気的センサーで計測されたアンカーブロックの変位から換算して求められる。

なお、第4章で用いるグリップレスタイプの試験片は、試験片の一端が台形状になっており、アンカーブロックを使用せず、インパクトブロックで直接試験片の一端を打撃することができる。アンカーブロックの慣性モーメントが省略できるため、高ひずみ速度において応力波形に重畳する振動成分が軽減される。アンカーブロックを使用しない場合は、インパクトブロックの変位から試験片のひずみが求められる。

Cタイプでは、Aタイプのように荷重検出器に試験片を埋没させる構造では

ないため、構造的には引張ストロークに原理的制約がない。ステンレスや樹脂など延性が高い材料や溶接継ぎ手などの構造体でも、破断まで引っ張ることができ、荷重計測時間の制限もない。ここで用いているセンサーは変位 10mm まで測定できるが、目的によってはさらに大変位のセンサーを使えばよい。

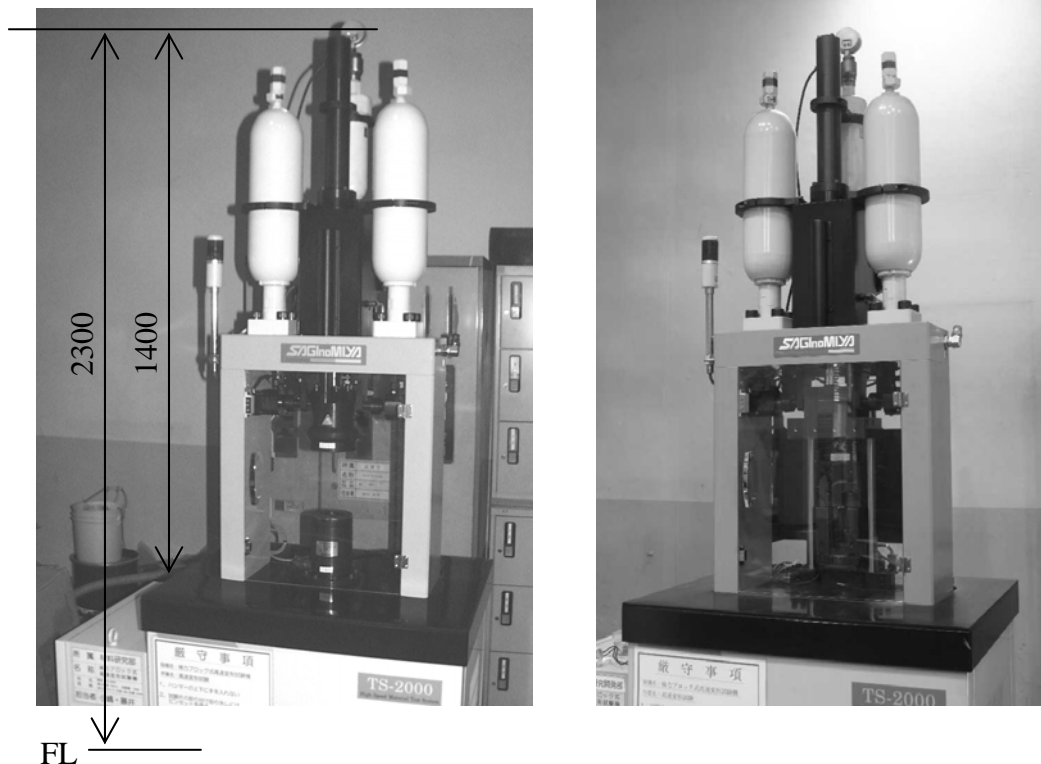


Fig.2.6 Appearance of the testing machine. (Left: Type A,B, Right: Type C)

Table 2.1 Specification of the testing machine.

Model	SAGINOMIYA TS-2000		
Loading device Capacity, Speed	Hydraulic (closed loop servo) 10kN (static), 0.04-5000mm/s		
Load measurement principle	Load sensing block		
Displacement measurement device	Magnetic reluctance sensor		
Type	A	B	C
Test mode	Tension	Compression	Tension
Load measurement capacity	5kN	20kN	5kN
Displacement measurement stroke	4mm	4mm	10mm

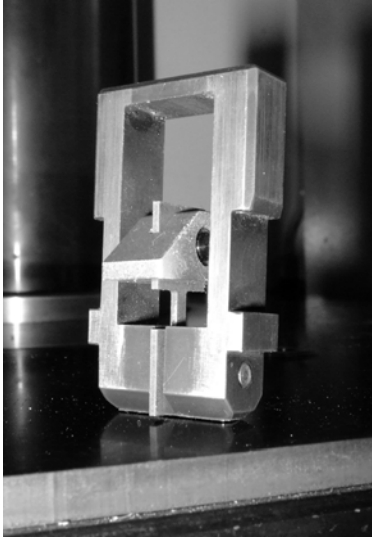


Fig.2.7
Test piece and attachment
for type A setting.

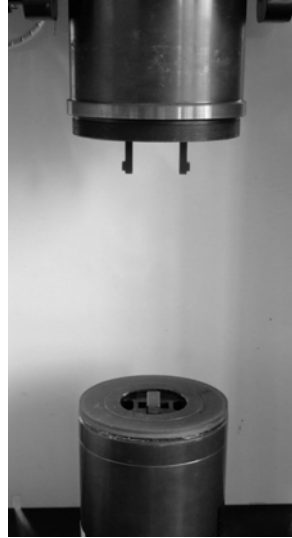


Fig.2.8
Hammer and load
measurement device.

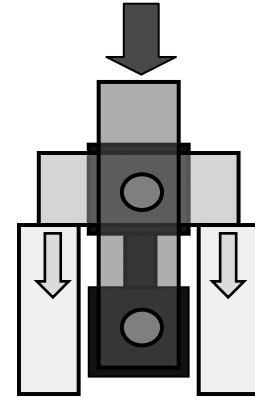


Fig2.9
Small projections and
attachment.

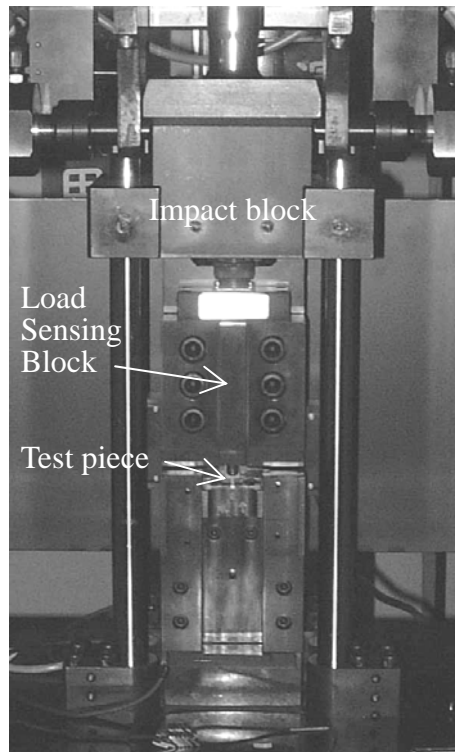


Fig.2.10 Appearance of attachments for tensile test.

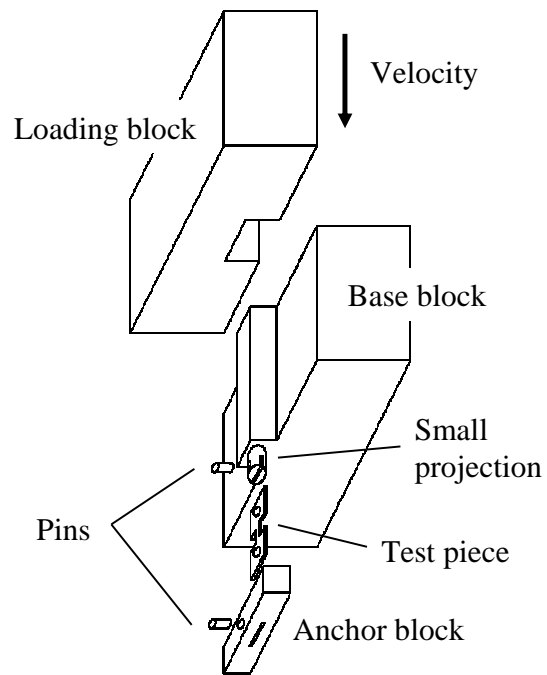


Fig.2.11 Schematic illustration of testing configuration.

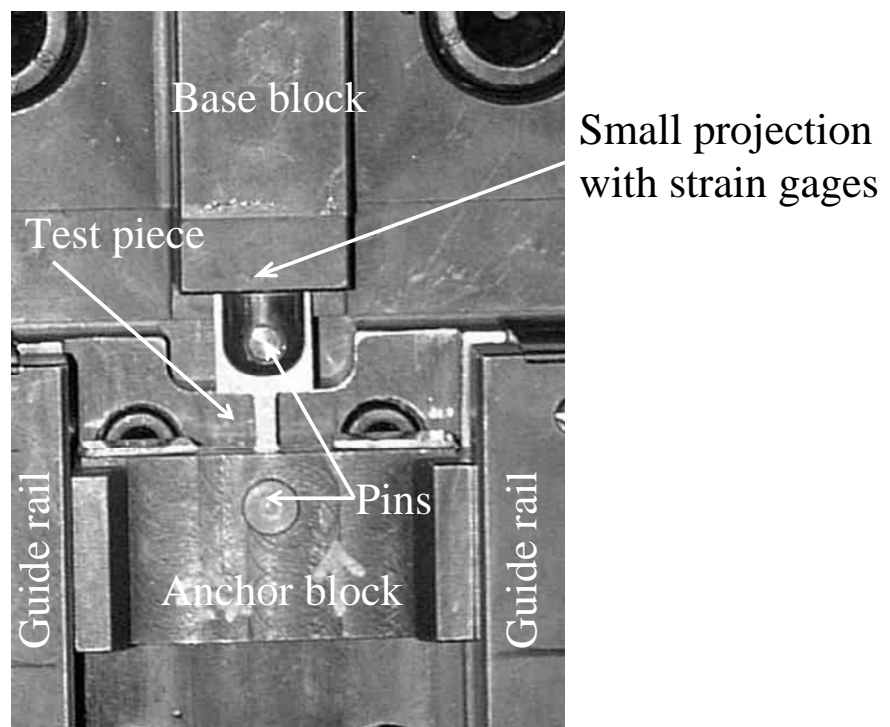


Fig.2.12 Appearance around the specimen.

2.3.3 工業的有用性の検証

本試験機は、十分な試験精度を有していることはもちろんであるが、工業的に有用ないくつかの特徴を備えている。第一の特徴は、広範囲のひずみ速度の試験が一台の試験機で実施できる点である。応力棒方式の試験機の場合、低ひずみ速度の試験は不可能であり、別の試験機が必要になる。一般に試験機が異なると試験片形状が異なることが多く、試験結果の直接的な比較を行うことができない場合がある。また、複数の試験機間での較正がなされていないと、ひずみ速度依存性を正確に調査できない。一台の試験機で、同一の試験片形状を用いて広範囲のひずみ速度の試験ができるということは、単に利便性に優れるだけでなく、信頼性の高いひずみ速度依存性のデータを得る上で非常に有利である。第二の特徴は、応力棒方式の試験機のような計測時間の制約がないため、伸びが大きい材料であっても、応力-ひずみ曲線を破断まで取得できる点である。第三の特徴は、試験機がシステム化、自動化されており、衝撃試験の専門家でなくとも、素材の製造者や一般の使用者が高速変形特性を容易に評価できる点である。試験者のノウハウに頼る必要がないため、試験データの再現性に優れている。

これらの特徴を検証するために、板厚 1.6mm の 590MPa 級の冷延鋼板の引張試験を行った。Fig.2.13 に示す形状の試験片を用いて、インパクトブロックの速度を 0.05, 5, 50, 300, 2500, 5000mm/s の 6 水準で試験した。それらは、ひずみ速度 0.01, 1, 10, 60, 500, 1000/s に対応する。なお、この試験では、C タイプの引張試験セットアップを用いた。

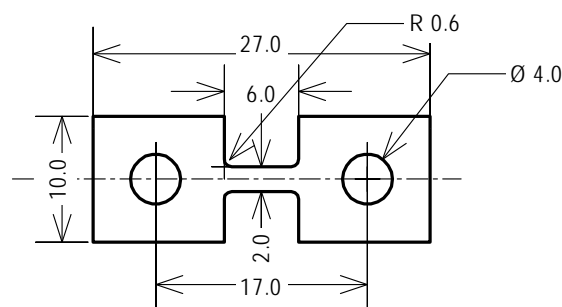


Fig.2.13 Dimensions of high strain rate tensile test piece.

計測された検力ブロックの荷重出力を平行部断面積で除した値を公称応力とし、計測されたアンカーブロックの変位を標線距離（5mm）で除した値を公称ひずみとした。荷重のスムージング処理やその他の補正は行わず、Fig.2.14 に示

す公称応力ー公称ひずみ曲線を得た．ひずみ速度の増加に伴って流動応力が上昇しており，応力に重畳しているノイズの振幅は，ひずみ速度の変化にともなう応力の変化量より十分小さいことがわかる．ただし，1000/sのみは応力振幅が大きい，振幅の中央値をつないだ曲線で比較すると，500/sの応力より高くなっている．このことから，ひずみ速度依存性を検討する上で，本試験機は十分な測定精度を有していることが確認できた．

次に，試験の再現性を調査するため，同じ供試材について，10/s および 500/s にてそれぞれ3回試験を行った．得られた応力ーひずみ曲線を重ね合わせて Fig.2.15 に示す．なお，Fig.2.15 の縦軸は Fig.2.14 より拡大して表示している．3回の試験結果はほぼ一致しており，試験間のばらつきは，前述したひずみ速度の変化にともなう応力の変化量より十分小さいことがわかる．

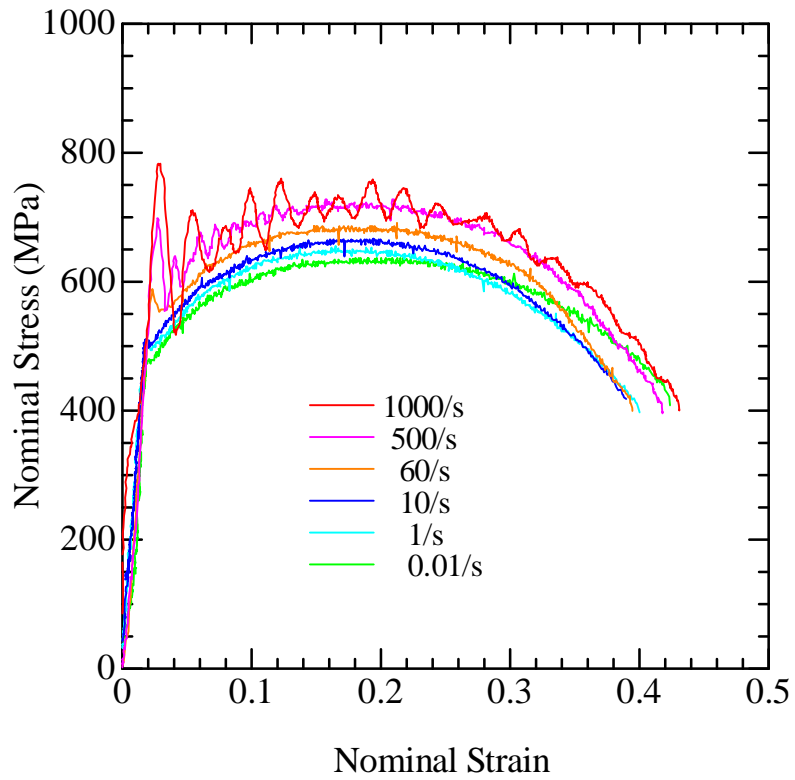


Fig.2.14 Stress-strain curves of 590MPa grade sheet steel at various strain rates.

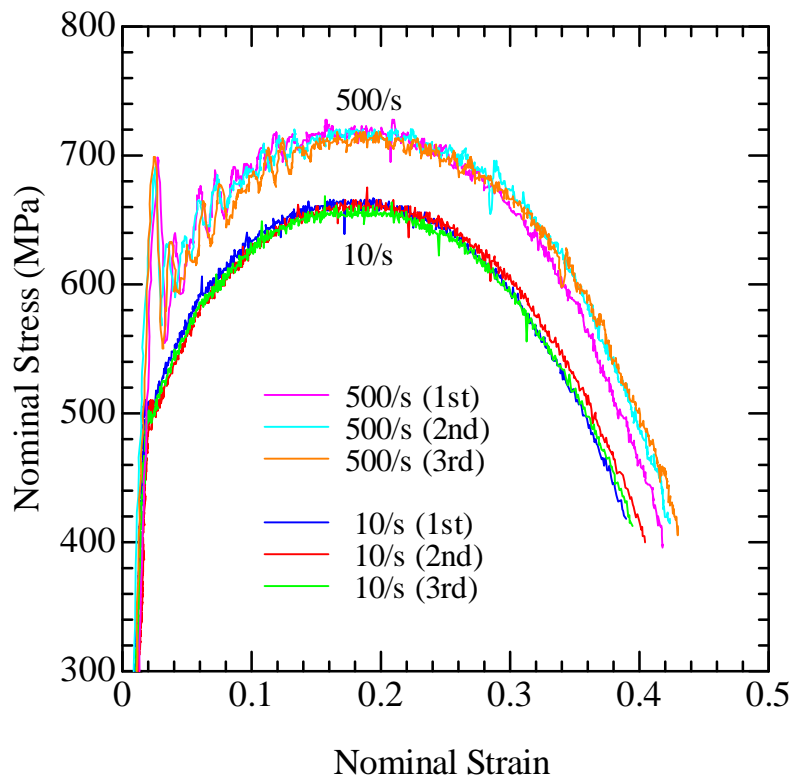


Fig.2.15 Stress-strain curves of three trials for 590MPa grade sheet steel .

2.3.4 ひずみ補正

動的引張試験のひずみ計測においては、引張試験片のつかみ部の変位を測定して、平行部のひずみに換算する場合が多い。その場合、平行部が降伏する前の微小ひずみ域においては、測定される変位に平行部以外の部分の弾性変形が含まれ、応力-ひずみ曲線から求めたヤング率は本来の値より大幅に小さくなる。したがって、応力-ひずみ曲線を精度よく定量する場合には、ひずみの補正が必要になるので、その方法を検討した。

まず、ひずみを正確に測定するため、Fig.2.16 に示す平行部にひずみゲージを貼付した試験片を用いた引張試験を行った。つかみ部の一方が長い非対称の試験片を用いたが、配線の引き回しのスペースを確保するためであり、本質的な意味はない。

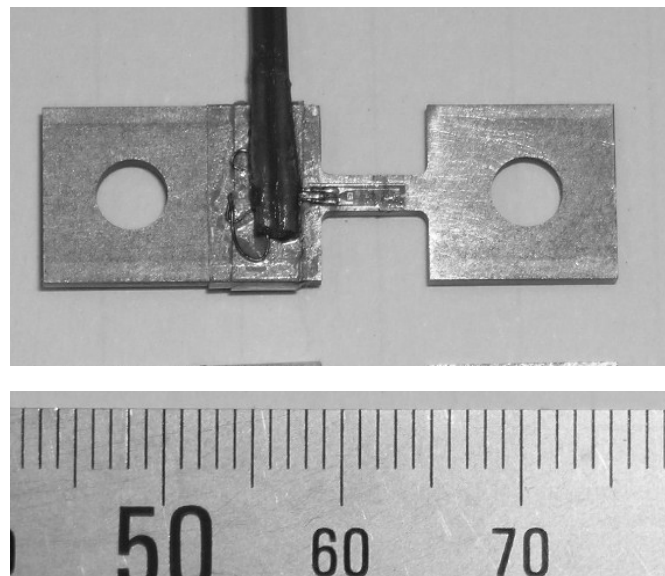


Fig.2.16 Tensile test piece with strain gage on parallel portion.

準静的ひずみ速度 0.01/s にて試験した結果を、Fig.2.17,18 に示す。Fig.2.17 に示した時間変化を見ると、アンカーブロックの変位から算出したひずみは、応力の立ち上がりと同時に立ち上がり、降伏点（応力の滞留点）以降の増加率は大きくなる。一方、ひずみゲージのひずみは、降伏点までの増加率は小さく、降伏点以降に急激に増加する。Fig.2.18 の応力-ひずみ曲線では、アンカーブロックを用いた場合は、弾性域の勾配 (E_m) が小さいが、ひずみゲージを用いた場合は、鋼のヤング率 ($E=200\text{GPa}$) に近い勾配を示している。

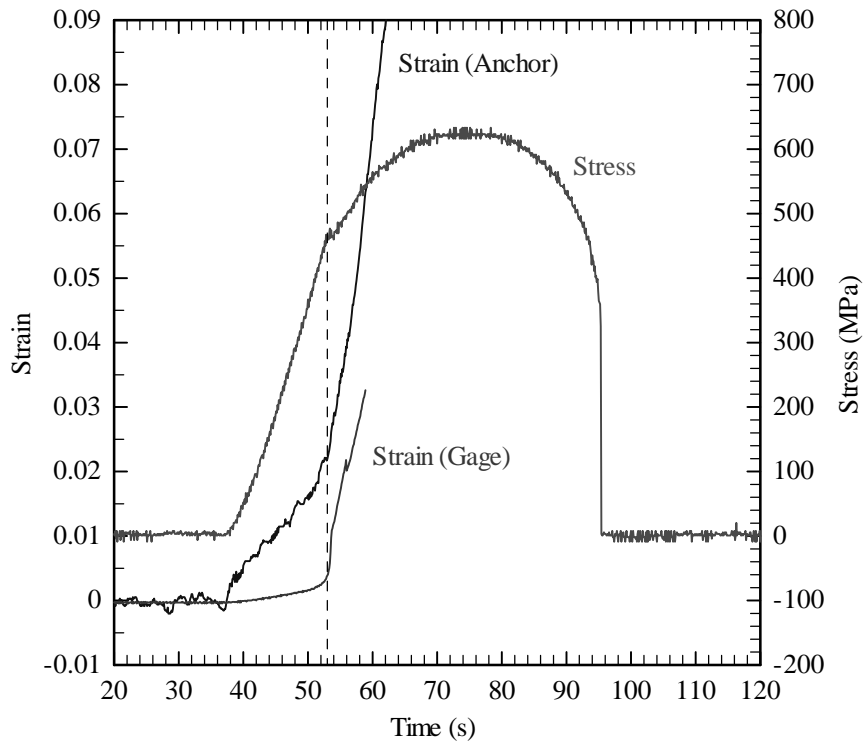


Fig.2.17 Time trace of stress and strain at 0.01/s.

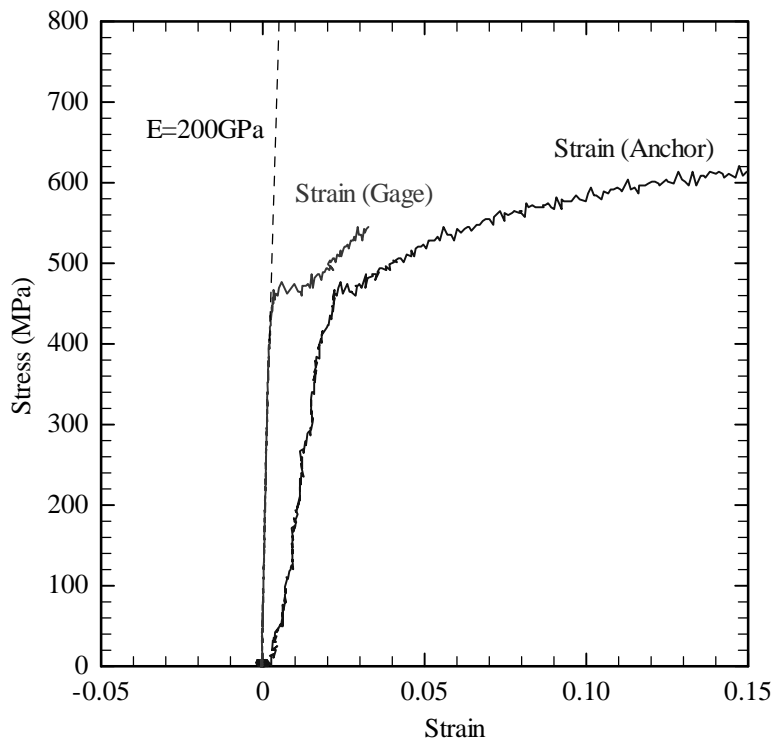


Fig.2.18 Nominal stress-nominal strain curves at 0.01/s.

ひずみゲージを用いたほうが正確な応力-ひずみ曲線が得られるものの、ひずみゲージは 0.03 程度のひずみで剥離し、大ひずみは測定できないので、アンカーブロックを用いたひずみ (ε_m) から、平行部のひずみ (ε_n) に補正して利用することが合理的である。次式により補正した結果を、ひずみゲージの結果と比較して Fig.2.19 に示す。両者はほぼ一致しており、このような補正方法が妥当であることが確認できた。

$$\varepsilon_n = \varepsilon_m - \left(\frac{1}{E_m} - \frac{1}{E} \right) \cdot \sigma_n \quad \dots\dots(2.1)$$

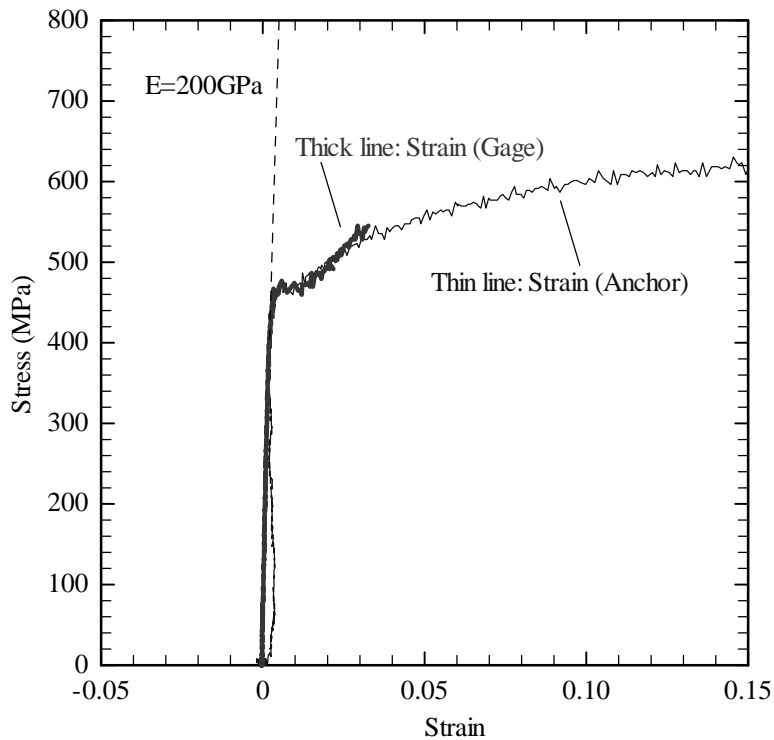


Fig.2.19 Nominal stress-nominal strain curves with correction of strain at 0.01/s.

次に、上述の補正方法が動的試験の場合でも有効か確認するために、ひずみ速度 200/s の場合について検証した。その結果を、Fig.2.20,21,22 に示す。準静的試験の場合と同様に、式 2.1 によるひずみの補正を行うことにより、アンカーブロックの変位から求めた応力-ひずみ曲線は、平行部に貼付したひずみから求めたものと一致した。

以上より、試験片平行部のひずみを、アンカーブロックの変位から求めることの妥当性が裏付けられた。

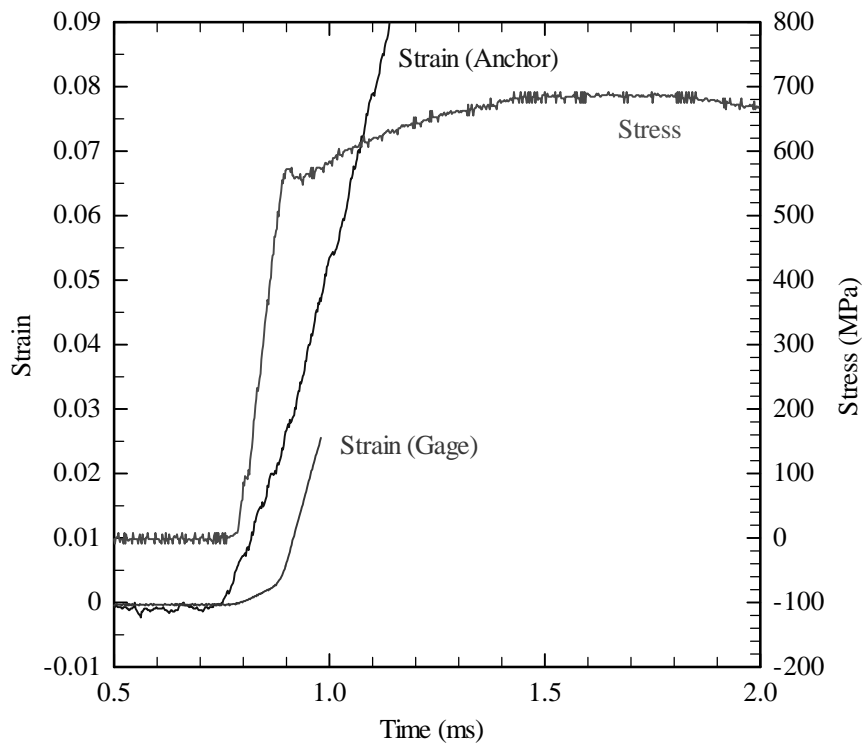


Fig.2.20 Time trace of stress and strain at 200/s.

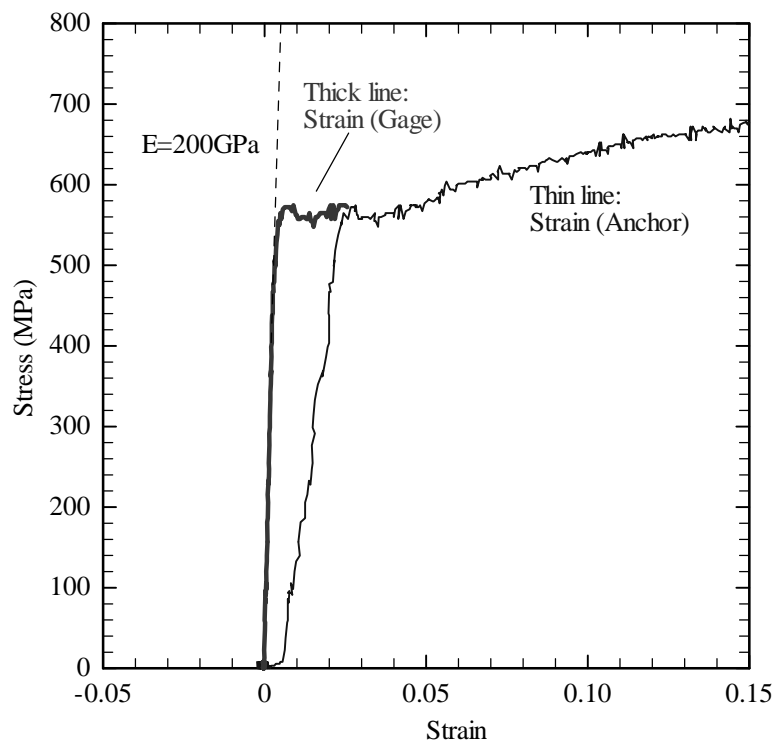


Fig.2.21 Nominal stress-nominal strain curves at 200/s.

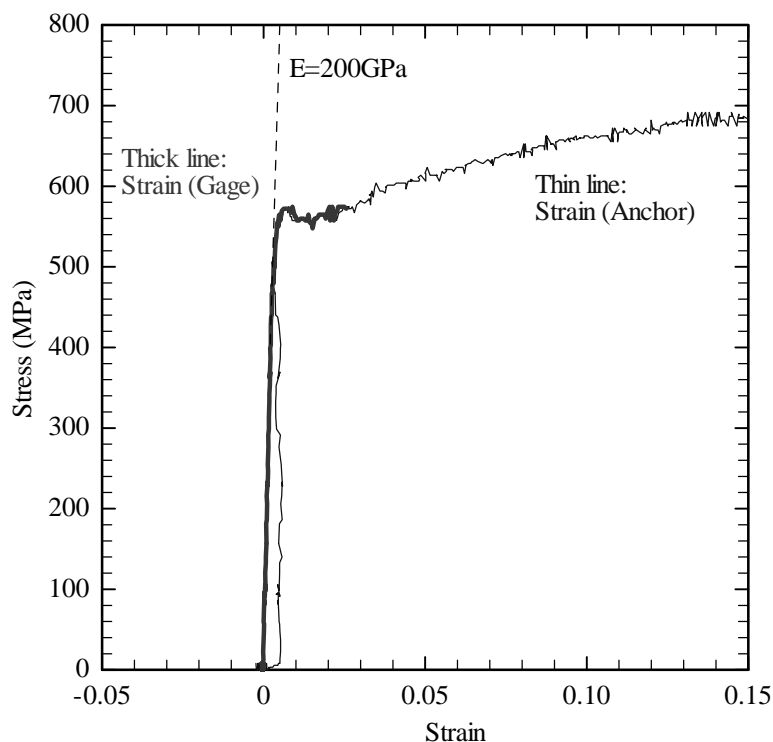


Fig.2.22 Nominal stress-nominal strain curves with correction of strain at 200/s.

2.4 結言

本章では、各種の高速変形試験法をレビューし、本研究で用いた検力ブロック式材料試験機の特徴と工業的な有用性を述べた。590MPa級冷延鋼板について、0.01~1000/sの範囲の6水準のひずみ速度にて引張試験を行い、次のことが明らかになった。

- (1) スムージング処理前の応力-ひずみ曲線において、応力に重畳しているノイズの振幅は、ひずみ速度の変化に伴う応力の変化量より十分小さい。
- (2) 同一条件で3回繰り返して試験した時の試験間バラツキは、ひずみ速度の変化に伴う応力の変化量より十分小さい。
- (3) アンカーブロックの変位から求めた応力-ひずみ曲線の弾性領域の勾配は、鋼のヤング率よりも大幅に小さい。この勾配を鋼のヤング率に合わせる補正を行うと、試験片平行部に貼付したひずみゲージから求めた応力-ひずみ曲線と一致した。したがって、このような補正が妥当であることが検証された。

参考文献

- 1) U. S. Lindholm: "High strain testing, Part I: Measurement of mechanical properties", Techniques of Metals Research, Vol.5, ed. R. F. Bunshah, Wiley Interscience, New York, (1971), 199-271.
- 2) B. Hopkinson: "A method of measuring the pressure produced in the detonation of high explosives or by the impact of bullets", Phil. Trans. R. Soc. London A, **213** (1914), 437-456.
- 3) R. M. Davies: "A critical study of the Hopkinson pressure bar", Phil. Trans. R. Soc. London A, **240** (1948), 375-457.
- 4) H. Kolsky: "A investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading", Proc. Phys. Soc. London B, **62B** (1949), 676-700.
- 5) K. Kawata, S. Hashimoto, K. Kurokawa and N. Kanayama: "A new testing method for the characterization of materials in high velocity tension", Mechanical properties at high rates of strain, ed. J. Harding, Institute of Physics, (1979), 71-80.
- 6) Z. M. Sun, T. Kobayashi, H. Fukumasu, I. Yamamoto and K. Shibue: "Tensile properties and fracture toughness of a Ti-45Al-1.6Mn alloy at loading velocities of up to 12m/s", Metall. Trans. A, **29A** (1998), 263-277.
- 7) 渡辺, 岩谷, 岡野: "高強度薄鋼板の衝撃圧壊特性の評価", 第48回塑性加工連合講演会, (1997), 257-258.
- 8) 谷村, 饗庭: "高感度衝撃端検出法の開発の試み", 日本機械学会論文集 A 編, **49** (1973), 1565-1571.
- 9) 中馬, 古藤, 海津, 谷村: "衝撃端力検出装置の改良とその応用", 日本機械学会論文集 A 編, **59** (1993), 2947-2952.
- 10) 谷村, 榎田, 三村: "検力ブロック式試験法による動荷重検出の適用範囲", 日本機械学会論文集 A 編, **68** (2002), 1767-1774.
- 11) 谷村, 栗生: "薄板鋼板の高速引張特性", 日本機械学会第2回機械材料・材料加工技術講演会講演論文集, No.940-36 (1994), 144-145.
- 12) 東, 向井, 梅津, 土田, 谷村: "実用アルミニウム合金の高速変形特性", 材料, **39** (1990), 1619-1624.
- 13) J. Harding, E. O. Wood and J. D. Cambell: "Tensile testing of materials at impact rates of strain", J. Mech. Eng. Sci., **2** (1960), 88-96.
- 14) T. Nicholas: "Tensile testing of materials at high rates of strain", Exp. Mech., **21** (1980), 177-185.
- 15) G. H. Staab and A. Gilat: "A direct-tension split Hopkinson bar for high strain-rate testing", Exp. Mech., **31** (1991), 232-235.

- 16) H. C. Mann: "High velocity impact tests", Proc. ASTM, 36 (part 2) (1936), 85-109.
- 17) N. Loizou and R. B. Sims: "The yield stress of pure lead in compression", J. Mech. Phys. Solids, **1** (1953), 234-243.
- 18) 株式会社鷺宮製作所: 検力ブロック式高速材料試験機カタログ
- 19) 三村, 平田, 中馬, 谷村: "検力ブロック式動的負荷試験装置の開発とその実験的検証材料", **45** (1996), 939-944.
- 20) 三村, 平田, 中馬, 谷村: "検力ブロックを利用した動的負荷試験装置の開発とその応力-ひずみ曲線評価への応用", 日本機械学会論文誌 A 編, **62** (1996), 2609-2614.
- 21) 三村, 土居, 中馬, 谷村: "小突起部を有する荷重測定用ブロックを用いた衝撃座屈試験装置の開発", 日本機械学会論文集 A 編, **63** (1997), 165-169.
- 22) 谷村, 三村, 高田: "検力ブロック式高速材料試験機の開発とそれによる試験例", 日本機械学会材料力学部門委員会講演会講演論文集, Vol.B **98-5** (1998), 303-304.
- 23) S. Tanimura and K. Mimura: "Newly developed dynamic testing methods and dynamic strength of some structural materials", Proc. 4th Intentional Symposium on Impact Engineering, Elsevier Science, (2001), 57-64.
- 24) S. Tanimura, M. Uemura, N. Kojima and T. Yamamoto: "Recently developed testing techniques and dynamic tensile properties of steel sheets for automobile", Proc. Material Science & Technology 2004 Conf., (2004), 481-490.
- 25) 中條, 高田, 谷村: "検力ブロック方式による動的荷重測定技術と材料・構造強度評価", 自動車技術会学術講演会前刷集, **44-04** (2004), 13-16.
- 26) C.Wong: "IISI-AutoCo round-robin dynamic tensile testing project", International Iron and Steel Institute, (2005).
- 27) 高木, 時田, 佐藤, 清水, 橋口, 小川, 三村, 谷村: "種々の高速引張試験機で得られる薄鋼板の応力-ひずみ曲線", 自動車技術会学術講演会前刷集, **18-05** (2005), 9-12.
- 28) 菊池, 安藤, 竹原, 石田: "衝突解析用の材料特性試験方法とその適用精度", 自動車技術会シンポジウム No.12-01 "バーチャル開発はどこまで可能か", (2001), 31-36, 文献番号 20014761.
- 29) 興津, 高田, 辻: "超微細粒フェライト鋼板の強ひずみ加工によらない作製とその機械的特性", CAMP-ISIJ, **20** (2007), 1389.
- 30) 水口, 大内, 上路, 竹村, 国重: "Fe-Si 合金のひずみ速度変化による延性-脆性遷移", CAMP-ISIJ, **22** (2009), 1275.

第3章 軟鋼の高速引張および高速圧縮特性の評価

3.1 緒言

第2章で述べたように、高速変形試験には様々な方法が提案されており、標準となる試験方法はまだ確立されていない。また、引張試験方法に関する研究は、圧縮試験のそれと比較すると圧倒的に数が少ない。一方、自動車の衝突解析をはじめとして、薄板材料の大ひずみ域までの高速変形特性データに対するニーズは高いが、素材形状の制約から引張試験によるデータの収集が不可欠で、現在までこの種のデータの蓄積がなされてきている¹⁾。引張試験においては、試験片の平行部にくびれが発生するため、くびれ発生以降の真応力-真ひずみ関係を求めることは困難である。くびれ形状をリアルタイムで測定したり、数値計算による逆解析を併用したりして、破断までの真応力-真ひずみ関係を求めることも可能であるが、工業的な評価手法としては煩雑である。薄板材料の大ひずみ域の応力-ひずみ関係を測定する実験手法として、Zhoa ら²⁾はサンドイッチ試験片を用いた圧縮試験を提案し、Rusinek ら³⁾はダブルシェア試験片を用いたせん断試験を提案しているが、容易な試験法ではない。

そのため、くびれ発生以降の大ひずみ領域での真応力-真ひずみ関係を、くびれ発生までの真応力-真ひずみ関係から外挿することが簡便的に行われている。一般に、鋼材の強度が高くなるほどくびれが発生するひずみ（一様伸び）が低下するが、軟鋼の場合には、静的な一様伸びが大きいにもかかわらず、高速変形になると一様伸びが著しく小さくなることが知られている¹⁾⁴⁾⁵⁾。そのような小さな一様伸びの場合であっても、くびれまでの真応力-真ひずみ関係から、大ひずみ域までの挙動を外挿することが妥当であるかについて、検証が必要である。

本章では、軟鋼のバルク素材を用意し、同じ素材の引張試験と圧縮試験を行い、それらを比較した。また、軟鋼が高速引張試験で小さな一様伸びを示す理由について数値計算による検討を行った。

3.2 実験方法

3.2.1 供試材

実験室で溶製した Table 3.1 に示す成分を有する鋼のインゴットを試験片の出

発材料とした。この鋼は、Ti 添加の極低炭素鋼であり、N と S を TiN, TiS とし
て固定した残りの有効 Ti (Ti*) は、C との質量比で 13 倍（原子比で 3 倍）であ
る。したが、C は完全に TiC として固定された Interstitial Free 組成である。こ
のインゴットを厚さ 22mm のスラブに分塊した後、熱間圧延を行い、板厚 7.0mm
の熱延鋼板を作製し、供試材にした。熱間圧延は 1250°C に加熱し 900°C 以上で
行い、熱間圧延後は 650°C まで冷却した後、その温度で 30 分保持することによ
り、熱延巻取りの模擬を行った。これらの熱履歴を Fig.3.1 に示す。

Table 3.1 Chemical composition (mass%).

C	Si	Mn	P	S	N	Sol Al	Ti	Ti*	Ti*/C
0.0022	<0.01	0.13	0.009	0.002	0.0025	0.022	0.041	0.029	13

$$Ti^* = Ti - 48 * (N/14 + S/32) \quad (\text{mass}\%)$$

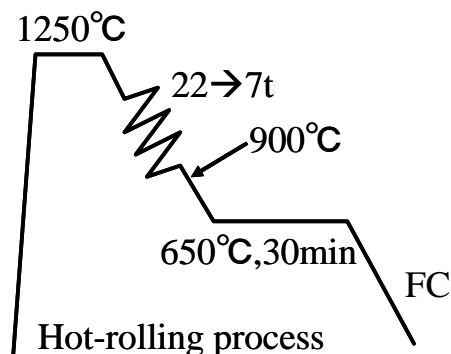


Fig.3.1 Temperature history during hot rolling.

3.2.2 準静的引張試験

供試材を板厚 3.0mm まで研削し、熱間圧延方向が引張方向になるように、JIS5
号引張試験片を採取した。インストロン型引張試験機を用いて、準静的引張試
験を行い、伸びは標線距離 50mm の伸び計を用いて測定した。

また、同じ形状の試験片を用いて Fig.3.2 に示す以下の手順により、時効指数

(AI; Aging Index) を測定した. 引張試験で 10%の予ひずみを付与した試験片を, 100°C, 1 時間の熱処理を行い, 再度, 引張試験を行った. 再引張時の降伏荷重から予ひずみ除荷荷重を引いた荷重差を, 予ひずみ付与前の断面積で除して AI を算出した.

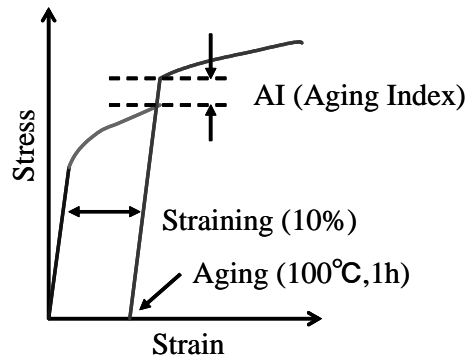


Fig.3.2 Schematic stress-strain curve for aging index definition.

3.2.3 高速変形試験

高速変形試験として, 高速圧縮試験と高速引張試験を行った. 圧縮試験片は Fig.3.3(a)に示す直径 5.0mm, 高さ 7.0mm の円柱試験片, 引張試験片は Fig.3.3(b)に示す板厚 1.4mm, 平行部幅 2.0mm, 平行部長さ 3.8mm の薄板引張試験片とし, いずれも負荷方向が熱間圧延方向となるように, 供試材から切り出した. 高速変形試験は, 検力ブロック式高速材料試験機⁶⁾(鷺宮製作所製, TS-2000)を用い, 試験ひずみ速度は 0.01~570/s の範囲で大きさを変えて行った.

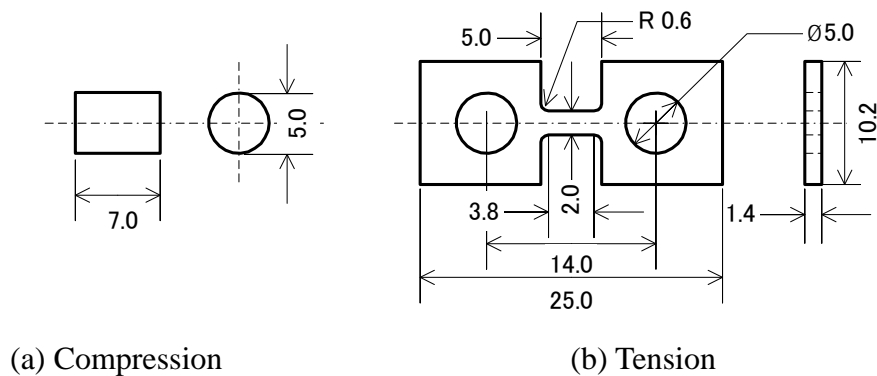


Fig.3.3 Geometry of high strain rate test specimens.

3.3 実験結果

3.3.1 準静的引張試験

準静的引張試験により評価した供試材の特性を Table 3.2 に示す. AI は, -3MPa と実質的に零であり, 侵入型固溶元素がすべて固着された非時効性の IF 鋼になっている. IF 鋼としては r 値が 0.75 と低いが, 本供試材は熱延鋼板であり, 再結晶焼鈍を施していないためである.

Table 3.2 Static tensile test properties by JIS No.5.

YS (MPa)	TS (MPa)	EL (%)	n-value	r-value	AI (MPa)
126	291	54.3	0.203	0.75	-3

3.3.2 動的圧縮試験

動的圧縮試験の公称応力-公称ひずみ曲線および, 公称ひずみ速度-公称ひずみ曲線を Fig.3.4 に示す. 試験ラベルとして記載したひずみ速度は, 試験機のシリンダー設定速度を試験片長で除したものである. 圧縮試験の停止ひずみは制御せず, なりゆきの試験を行っており, 試験後のひずみ (Fig.3.4 の最大ひずみ) は試験速度によって異なっている.

試験機の油圧シリンダー能力は 10kN であるため, 計算上は公称応力が 510MPa に達すると, それ以上変形させることはできない. ひずみ速度が 0.009/s および 3.0/s の場合は, 計算どおり約 550MPa で停止している. また, ひずみ速度は, 降伏点直後が最も大きく, 試験ラベル値にほぼ一致しているが, ひずみの増加に伴い徐々に低下し, 停止直前では急激に低下する. ひずみ速度の変化は, 0.009/s よりも 3.0/s の場合のほうが著しい.

一方, ひずみ速度が 350/s および 570/s の場合は, 応力が 510MPa 以上になるひずみ域まで変形している. 試験片は, 試験機シリンダーの先端に取り付けられたハンマーによって打撃されるが, 試験速度が大きい場合には, ハンマーの慣性力によって試験片の変形が進み, 試験機の静的負荷能力より大きな荷重領域まで試験できたと考えられる. ハンマーとシリンダーを合わせた試験機可動部の慣性質量を正確に知ることは困難であるが, 8.0kg と仮定し, ひずみ速度

350/s および 570/s の時のシリンダー速度 2.5m/s および 4.0m/s から計算すると、運動エネルギーはそれぞれ 25J, 64J になる。Fig.3.4 の流動応力を積分し、試験片の体積を乗じて求めた吸収エネルギーは、それぞれ 22J, 60J となり、試験系の運動エネルギーに概ね一致する。すなわち、ひずみ速度 350/s および 570/s の試験では、油圧による静荷重で試験片が変形しているのではなく、所定速度で移動しているハンマーが試験片に衝突し、試験系の運動エネルギーにより試験片が変形している。0.009/s および 3.0/s の場合と比較して、ひずみ速度の変化は小さい。

Fig.3.4 の公称応力-公称ひずみから、試験片のバルジングの影響を補正した上で、Fig.3.5 に示す真応力-真ひずみ曲線を得た。この図から、降伏点 (YP) およびひずみ量 0.05, 0.15 での変形抵抗 ($\sigma_{0.05}$, $\sigma_{0.15}$) を読み取り、それぞれのひずみ速度依存性を Fig.3.6 に示した。また、 $\sigma_{0.05}$, $\sigma_{0.15}$ の 2 点から計算した n 値も合わせて示した。ひずみ速度が増加するに伴い変形抵抗は上昇するが、降伏点の増加が著しく、ひずみ量が大きくなるほどひずみ速度依存性が小さくなる。その結果、 n 値はひずみ速度の上昇に伴って急激に低下し、570/s では 0.009/s の 5 分の 1 程度になる。

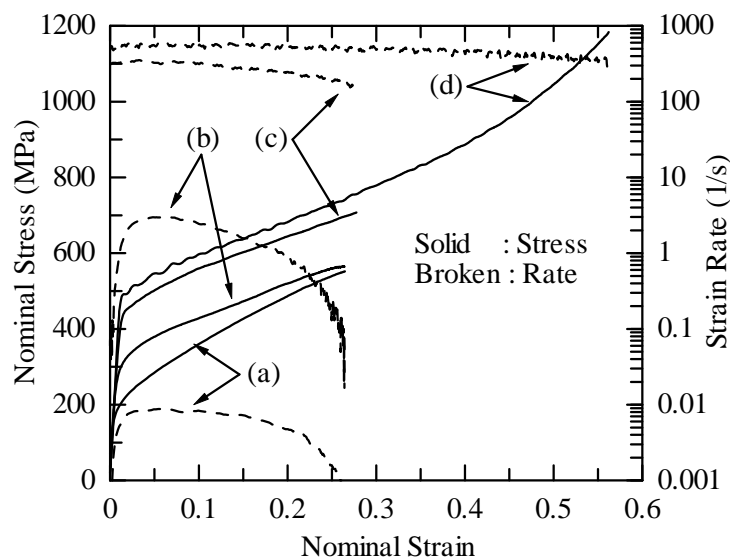


Fig.3.4 Nominal stress – nominal strain curves and nominal strain rate – nominal strain curves for compressive test at various strain rates.

(a) 0.009/s, (b) 3.0/s, (c) 350/s and (d) 570/s

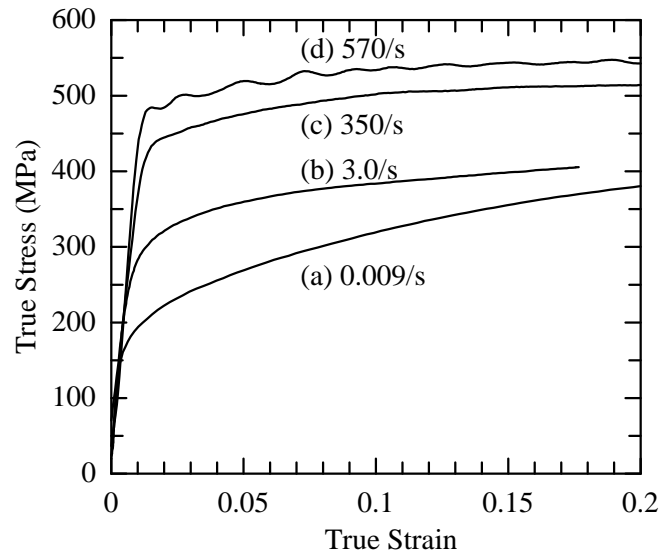


Fig.3.5 True stress – true strain curves for compressive test at various strain rates.

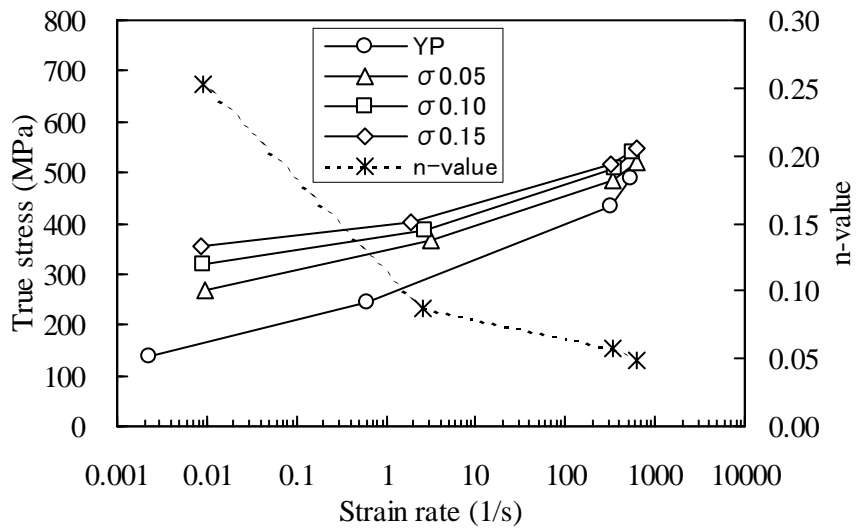


Fig.3.6 Effect of strain rate on flow stress and n-value for compressive tests.

3.3.3 動的引張試験

動的引張試験の公称応力－公称ひずみ曲線および、公称ひずみ速度－公称ひずみ曲線を Fig.3.7 に示す。試験ラベルとして記載したひずみ速度は、試験機のシリンダー設定速度を試験片長で除したものである。いずれの試験速度でも、試験片は破断まで変形しており、極低ひずみ領域を除いて、ひずみ速度は破断までほぼ一定である。前述した圧縮試験とは異なり、引張荷重は Fig.3.7 中の最大応力（440MPa）であっても引張荷重は 1.2kN と小さく、試験機の静的能力の 8 分の 1 であるので、低ひずみ速度であってもフィードバック制御により安定したひずみ速度が得られている。高ひずみ速度域では、圧縮試験と同様に試験系の慣性力によって変形が進んでいると考えられる。

公称ひずみは、試験片チャック部の変位を試験片の平行部長で除した値を採用している。そのため、平行部以外の部分の弾性変形が含まれており、ヤング率に相当する降伏点までの応力勾配が低めになっている。後述する数値解析との比較のため、この傾きは敢えて補正せず、実験結果をそのまま描画している。

引張試験の公称応力は、ひずみ速度の増加に伴って上昇している。最大応力を与えるひずみは、ひずみ速度の増加に伴って減少している。すなわち、加工硬化率は、ひずみ速度の増加に伴い減少している。また、破断ひずみも、ひずみ速度の増加にともない減少している。

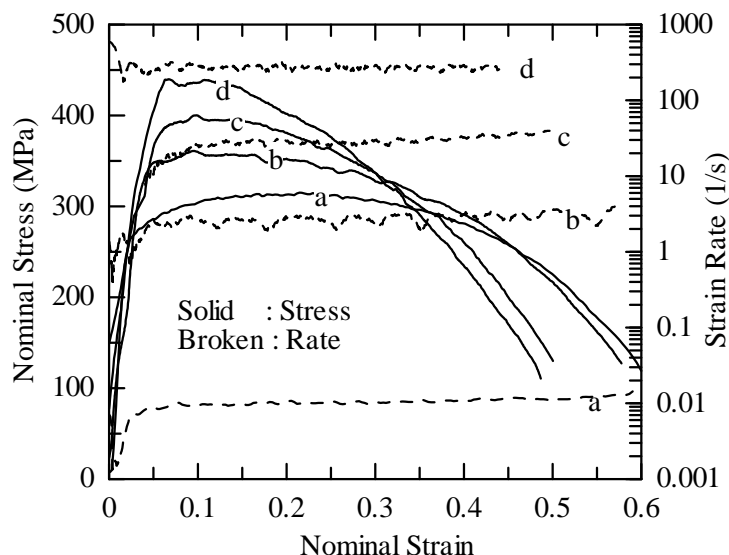


Fig.3.7 Nominal stress – nominal strain curves and nominal strain rate – nominal strain curves for tensile test at various strain rates.
(a) 0.01/s, (b) 2.5/s, (c) 25/s and (d) 250/s

3.4 考察

3.4.1 加工硬化挙動

高ひずみ速度の圧縮試験の結果で明らかになった小さな加工硬化率は、引張試験を行った場合に小さなひずみで塑性不安定が生じることを示唆している。このことを定性的に示すため、0.009/s および 350/s の圧縮試験の真応力-真ひずみ曲線に、加工硬化率曲線 ($d\sigma/d\varepsilon$) を重ね合わせて Fig.3.8 に示す。

$d\sigma/d\varepsilon$ は、真ひずみの増加に伴って低下するが、350/s の方が 0.009/s より絶対値が低く、低下のしかたが顕著である。0.009/s では 0.21, 350/s では 0.07 のひずみで σ と $d\sigma/d\varepsilon$ が交差している。引張の真応力-真ひずみ曲線が圧縮と同じであれば、引張試験においては、これらのひずみにおいて塑性不安定条件 ($\sigma = d\sigma/d\varepsilon$) が満たされ、くびれが発生すると予想される。すなわち、ひずみ速度が大きいほど引張試験の一樣伸びが小さくなることが予測される。

同様の検討を試験したすべてのひずみ速度について行い、圧縮試験結果から予測される引張試験の一樣伸びと、実際に引張試験で求めた一樣伸びの関係を比較して Fig.3.9 に示す。ひずみ速度 3.0/s 以下では、ひずみ速度の増加によって一樣伸びが急激に減少し、それ以上のひずみ速度では徐々に減少している。引張試験の一樣伸びは、圧縮試験からの予想値と実験値がほぼ一致しており、塑性不安定条件で説明できることがわかる。

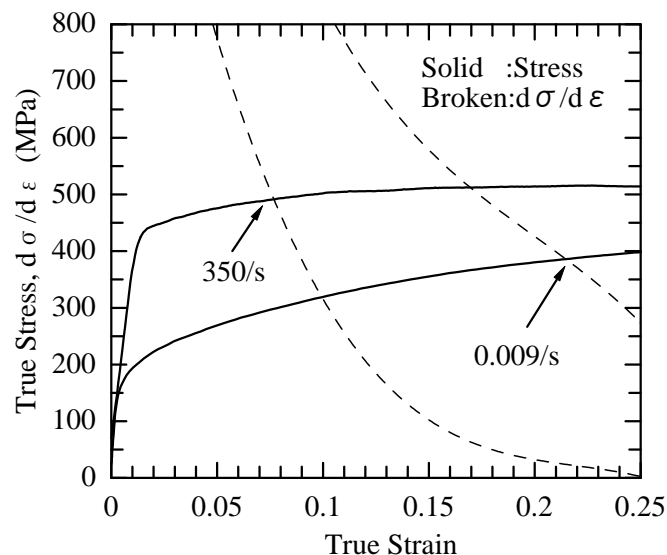


Fig.3.8 Work-hardening curves in compression test.

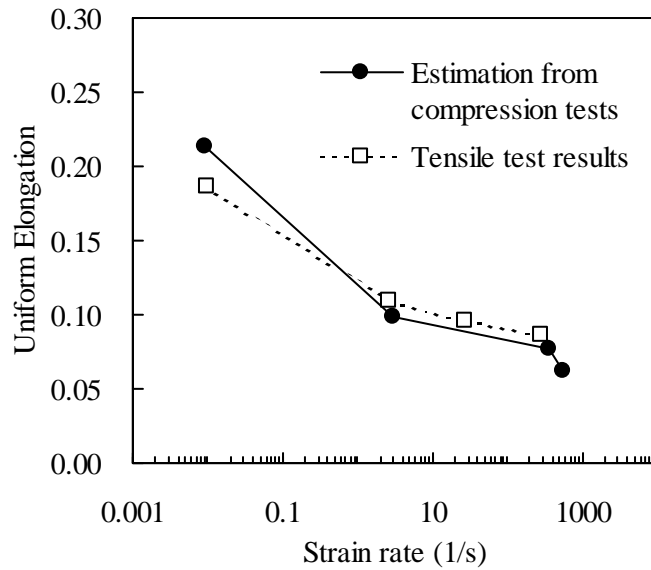


Fig.3.9 Effect of strain rate on uniform elongation.

3.4.2 数値解析

前述した塑性不安定にもとづく一様伸びの解釈を定量的に検証するため、圧縮試験で求めた材料特性を用いて、Fig.3.3(b)の形状の試験片の引張試験を FEM シミュレーションした。ソルバーには、静的陰解法コードである MARC Ver.7.3 を用いた。0.009/s または 350/s で行った圧縮試験の真応力-真ひずみ曲線を材料特性とし、ひずみ速度依存性を考慮せずに引張試験の解析を行った。解析結果と実験結果を比較して、Fig.3.10 に示す。FEM 結果と 0.01/s (準静的) および 250/s (動的) の引張試験の実験結果は、最大応力点まではそれぞれ良い一致を示す。最大応力点以降は、FEM 結果のほうが実験よりも低い流動応力を示しているが、これはくびれ部にひずみが集中する結果、くびれ部のひずみ速度がマクロ的なひずみ速度より大きくなって流動応力を増加させているためと考えられる。本解析では、ひずみ速度に応じた応力-ひずみ曲線を用いてはいるものの、試験中のひずみ速度変化とその応力への影響は考慮していないため、くびれ以降において実験結果との不一致が生じたと考えられる。

FEM 解析で得られた試験片平行部のひずみ分布を Fig.3.11,12 に示す。準静的引張である 0.009/s の場合、試験片の掴み変位から求めた公称ひずみ(e)が 0.089, 0.182 の時は、平行部のひずみ分布の局在化は進んでおらず、平行部の終端 (肩

R 部) のひずみは $0.7e$ 程度の大きさである。ひずみが増加して最大応力に対応する $e=0.233$ になると、平行部中心にひずみが局在化し、平行部内に大きなひずみ勾配が発生していることがわかる。一方、動的引張である $350/s$ の場合、ひずみが小さい $e=0.048$ であっても、平行部終端のひずみは $0.4e$ 程度しかなく、すでにひずみの局在化が生じている。さらに、ひずみが大きくなると平行部中央のみが顕著に変形し、Fig.3.10 に示したように、応力も低下してゆく。

以上の結果は、ひずみ速度に応じた応力-ひずみ曲線を使用しているものの、応力波や衝撃波などを考慮せず、静的解析で得られたものであるから、ひずみ速度の増加にともない引張試験の一樣伸びが小さくなる現象は、動的試験そのものに起因するのではなく、加工硬化が小さい材料特性に起因すると考えられる。

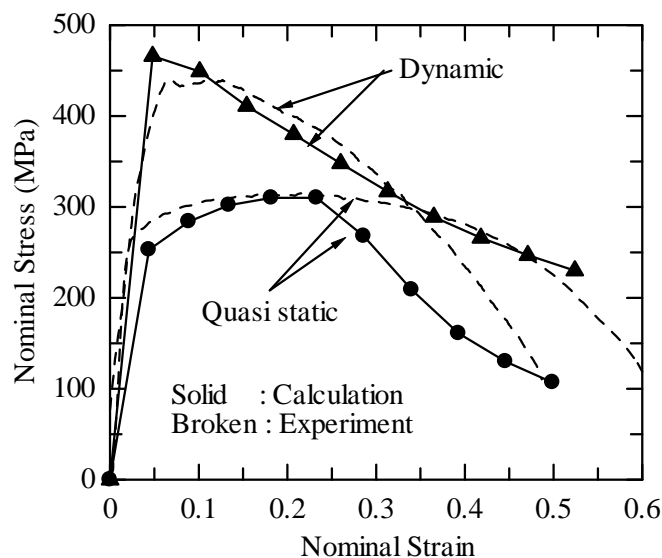


Fig.3.10 Comparison of tensile test calculation with experimental results.

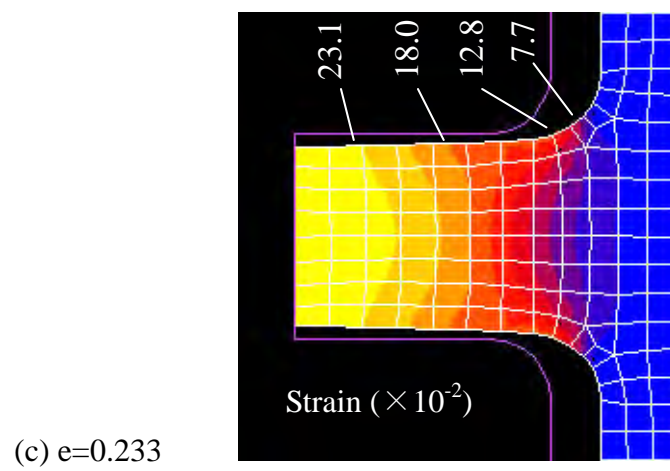
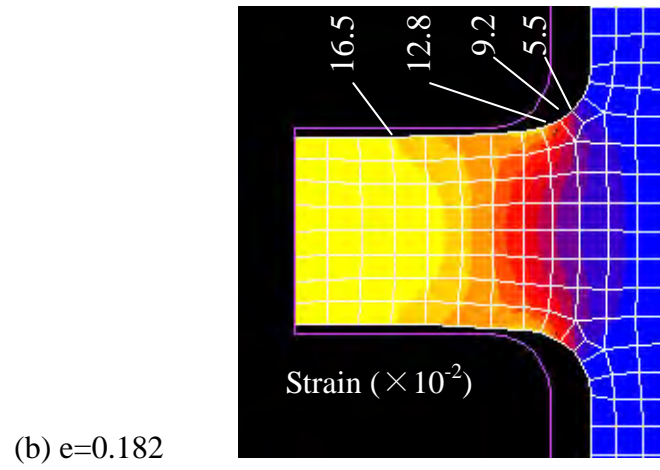
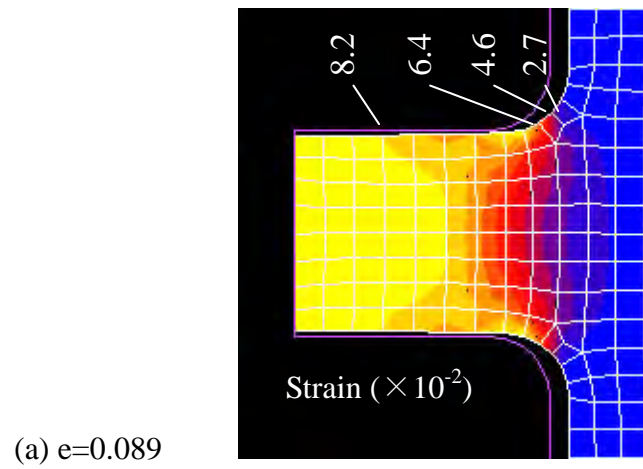


Fig.3.11 Equivalent strain contour on the parallel portion of tensile specimen deformed at 0.009/s.

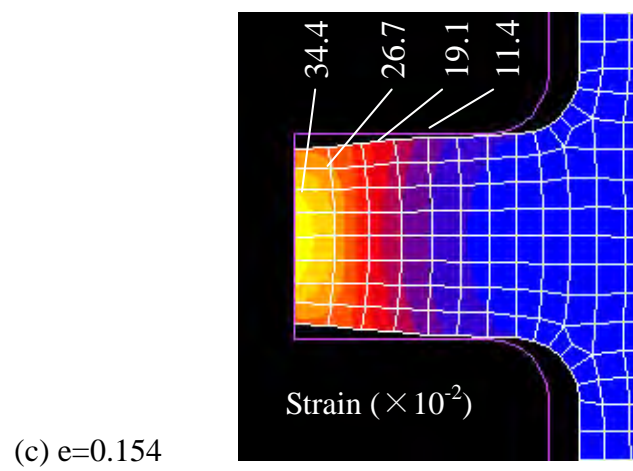
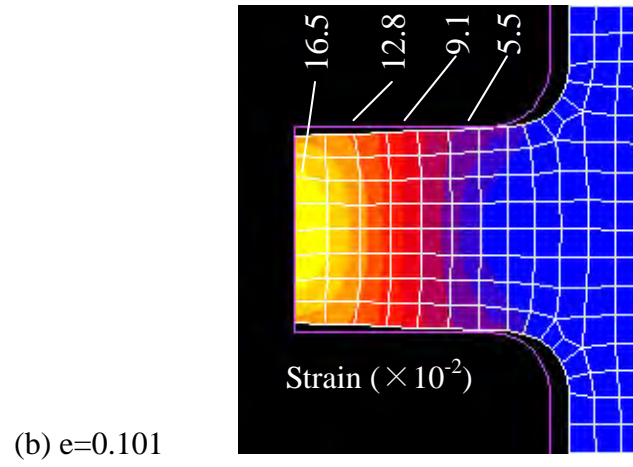
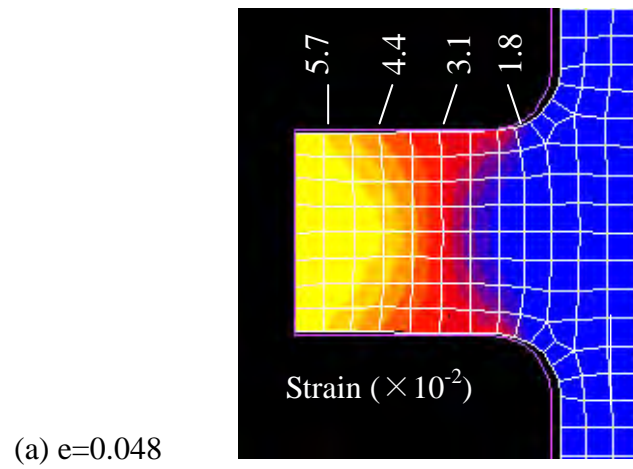


Fig.3.12 Equivalent strain contour on the parallel portion of tensile specimen deformed at 350/s.

3.4.3 高ひずみ速度における加工硬化率の低下

前述した圧縮試験，引張試験および FEM 解析結果のいずれから，高ひずみ速度では加工硬化率が低下することが明らかになった．その材料的な要因について考察する．

一点目は，試験中の温度上昇である．高ひずみ速度では断熱変形となるため，試験片の温度上昇が無視できなくなり，それが加工硬化率へ影響を与える一因と考えられる．圧縮試験は Fig.3.13 のような試験セットアップで行われ，試験片の加工発熱は試験片の両端面からアンビルへ伝熱（熱伝達係数 h_1 ）と試験片の外周表面から大気への伝熱（ h_2 ）によって失われる．そこで，ひずみ速度 570/s の圧縮試験における応力-ひずみ曲線から真ひずみ 0.3 および 0.6 までの塑性仕事量を求め，それがすべて熱に変換されたと仮定して試験中の試験片の温度上昇を簡易的に計算した．

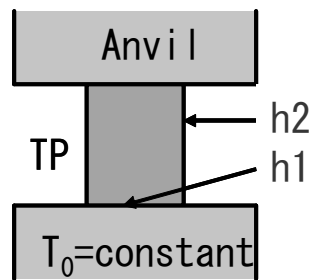


Fig.3.13 Schematic illustration of compressive test setup.

その結果を， Fig.3.14 に示す．完全な断熱変形（すなわち熱伝達率 $h_1=h_2=0$ ）の場合，試験片の温度上昇はそれぞれ 29°C，68°C に達する．1/s 以上では，ひずみ速度によらず断熱変形にほぼ近い温度上昇を示す．一方，1/s 未満では，ひずみ速度が低くなると，アンビルおよび大気への伝熱が優勢になり温度上昇が抑制される．なお，ひずみ速度が低いと変形抵抗が低くなり，塑性仕事量も小さくなるので，実際の温度上昇は，この計算値よりも数 10% 小さくなる．したがって，高ひずみ速度の試験では断熱変形になっており，試験片の温度は無視できない．降伏点近傍は室温で変形しており，大ひずみ域では室温より数 10°C 高温の状態に変形していることになり，高温の影響で流動応力が低下している可能性がある．つまり，完全に等温で変形したと仮定した場合の応力-ひずみ曲線と比較して，高ひずみ域の応力が低くなることから，加工硬化率の低下の一因

と考えることは可能である。ただし、第4章で述べるように、このような加工硬化率の低下は、より流動応力が高く発熱が大きい高強度鋼材では認められないので、それを温度変化の影響であると普遍的に帰結させることはできない。また、温度変化を考慮して流動応力を予測した報告⁷⁾があるが、温度変化の影響はそれほど顕著には現れていない。今後、試験片の初期温度を変えた高速変形試験を行い、温度依存性を検討する必要がある。

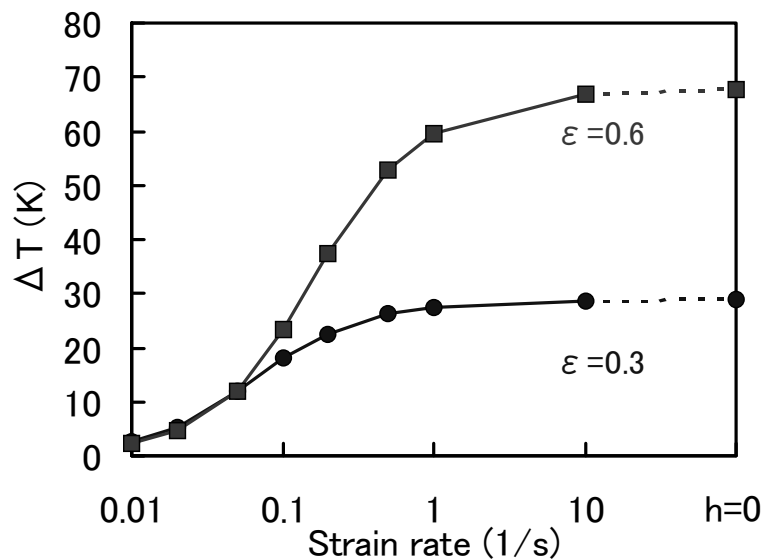


Fig.3.14 Temperature increase by deformation.

二点目は、試験中の転位密度の変化である。変形試験で測定されるひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ は、可動転位密度 ρ 、バーガースベクトル b 、可動転位の移動速度 v の積として、 $\dot{\epsilon} = \rho \cdot b \cdot v$ と表すことができる。流動応力のひずみ速度依存性を転位の熱活性化過程によって説明する場合、通常 ρ は一定として考えるが、実際は塑性変形によって ρ は変化する。一定ひずみ速度で変形試験をした時、塑性ひずみの増加にともなって ρ が増加していれば、その分 v が低下していることになる。流動応力は、本来 $\dot{\epsilon}$ ではなく v に支配されるので、流動応力が低下することになる。本章で用いた供試材は、純鉄に近い組成であり、意図的な強化をしていないので、実用鉄鋼材料の中では転位密度が最も低い部類の材料である。そのため、塑性加工によって転位が増殖し、 ρ が増加することは十分ありうる。つまり、試験中に ρ が増加した結果 v が低下し、 v が一定と仮定した場合より流動応力が低下

したと考えることができる。このような解釈は、ひずみ速度の絶対値とは無関係であるが、高ひずみ域での流動応力の低下が動的試験でのみ認められたことは、動的試験の場合に ρ の増加が顕著であることが示唆される。本論文では、第 5 章において、転位組織観察を行っているが、上述の解釈の傍証が得られている。今後、ひずみ速度と形成される転位組織の関係について、更なる解明が必要である。

3.5 結言

本章では、極低炭素軟鋼の圧縮試験および引張試験を行うとともに、圧縮試験で得られた応力-ひずみ曲線を用いて引張試験の FEM 解析を行い、以下のことがわかった。

- (1) 圧縮試験の流動応力は、ひずみ速度の増加に伴い増加し、加工硬化率は低下する。引張試験の一樣伸びは、ひずみ速度の増加に伴い低下する。
- (2) 引張試験の FEM 解析では、ひずみ速度が大きくなると、平行部中央にひずみが局在化する傾向が認められた。解析で求めた応力-ひずみ曲線と実験結果はよく一致した。
- (3) 高ひずみ速度において加工硬化率が低い、すなわち、高ひずみ域の流動応力が相対的に低い現象について、試験中の温度上昇および可動転位密度の増加が一因であることが示唆された。

参考文献

- 1) 小嶋啓達, 水井直光, 山本三幸, 福井清之: “自動車用鋼板の引張試験特性に及ぼす歪み速度と変形条件の影響”, 第 48 回塑性加工連合講演会講演論文集, (1997), 249-250.
- 2) H. Zhao and G. Gray: "Strain-rate sensitivity of the behaviour of steel sheets in uniaxial compression", Proc. fifth Int. Sym. on Plasticity and its current applications, (1995), 215-218.
- 3) A. Rusinek and J. R. Klepaczko: "Shear testing of a sheet steel at wide range of strain rates and a constitutive relation with strain-rate and temperature dependence of the flow stress", Int. J. Plasticity, **17** (2001), 87-115.
- 4) 高木周作, 三浦和哉, 古君修, 小原隆史, 加藤俊之, 谷村眞治: "薄鋼板の強度におよぼす歪速度の影響", 鉄と鋼, **83** (1997), 748-753.

- 5) 上西朗弘, 末広正芳, 栗山幸久, 臼田松男: “高強度薄鋼板の高速変形特性と衝撃エネルギー吸収能”, **CAMP-ISIJ**, **9** (1996), 1112-1115.
- 6) 谷村眞治, 三村耕司, 高田進: “検力ブロック式高速材料試験機の開発とそれによる試験例”, 日本機械学会材料力学部門講演会講演論文集, **Vol.B 98-5** (1998), 303-304.
- 7) 朴鍾皓, 友田陽, 高木周作, 石川伸, 清水哲雄: “極低炭素鋼における高速変形応力の Kocks-Mecking モデルによる予測”, **鉄と鋼**, **87** (2001), 657-664.

第4章 各種薄鋼板の高速変形特性とその定式化

4.1 緒言

自動車の開発においては、衝突安全性向上や構造最適化による軽量化のために、衝突現象の数値シミュレーションが行われている。精度の良いシミュレーションのためには、ひずみ速度依存性を含めた応力-ひずみ曲線が必要である。また、自動車の衝突解析の特徴としては、素材が薄鋼板であること、大ひずみ域の変形までが重要であること、ひずみ速度域として 10~1000/s が重要であることが挙げられる。

鉄鋼材料の高速変形特性は古くから調べられているが、降伏点近傍の低ひずみ域の変形挙動を、バルク材を用いて調べる 경우가多く、ひずみ速度域も 1000/s 以上と比較的高速の場合が多かった。そのため、近年では、自動車用薄鋼板の高速変形特性の評価に適した簡便な試験方法と、数値解析に組み込みやすい実用的な材料構成式の検討がなされている¹⁾。

高速変形試験法としては、Split Hopkinson Bar に代表される弾性棒を使用した試験法が知られているが、ひずみ速度 100/s 以下の試験には適しておらず、広範囲のひずみ速度にわたる試験データを取得するためには、複数の試験機を使い分けなければならなかった。さらに、従来のこの用途の為の試験装置は、研究用途のものが多く、素材の製造者や一般の使用者が高速変形特性を評価することは容易ではなかった。ところで、第2章で述べた検力ブロック式高速材料試験機^{2,3)}は、前述した自動車の衝突解析に用いる材料データのニーズに適しており、かつ、高速変形の専門家でなくとも使用できるようにシステム化されたものである。この試験機を活用することによって、効率的に材料データを蓄積することが可能である。

一方、ひずみ速度依存性を考慮した材料構成式は数多く提案されている。流動応力とひずみ速度の関係を、ひずみ速度の対数と応力を線形関係で記述するもの^{4,5,6)}、両者の対数を線形関係で記述するもの^{7,8,9)}、それらを発展させた形のもの^{10,11)}がある。放生ら¹²⁾、Kocks¹³⁾らは、転位運動の観点から、広いひずみ速度範囲で適用できる構成式を提案している。数値シミュレーションによく利用される構成式としては、Cowper-Symonds の式¹⁴⁾、Johnson-Cook の式¹⁵⁾が挙げられるが、いずれもひずみによらず一定のひずみ速度依存性を与えるタイプの式である。多くの構成式では、ひずみの増加にともなって内部組織が変化し、ひずみ速度依存性が変化し得ることは考慮されていない。

Hahn⁹⁾は、転位に働く有効応力はひずみの増加とともに直線的に減少すると仮定し、鉄の不均一降伏現象を記述できるモデルを提案した。また、Kuriyama¹⁶⁾は、加工硬化によって可動転位が増殖し、転位運動に対する抵抗が増加することを、JohnstonとGilman¹⁷⁾の転位速度の式に組み入れ、降伏現象を表現した。

しかし、大ひずみ域までの実験データに基づいて定式化されたものはそれほど多くはなく、特に、ひずみの増加に伴ってひずみ速度依存性が小さくなるという鉄系材料特有の現象を考慮したものは非常に少ない。例えば、谷村ら¹⁸⁾、三村ら¹⁹⁾のモデルがあるが、これらの式は形態が複雑で、決定すべき係数が多数に渡るといふ短所がある。谷村-三村モデル²⁰⁻²⁴⁾は、そのような特徴を表現できるものであり、かつ、材料毎にパラメータを決めるのではなく、鉄系というグループ全体に共通のパラメータを使用できる点で、利便性が高い。

自動車の衝突においては、薄鋼板が破断することがしばしば起こるが、衝突解析で破断現象を予測するためには、材料の破断クライテリアを設ける必要がある。一般に、引張試験における破断応力や破断ひずみをクライテリアと使用することが多い。しかし、高速引張試験において破断に注目して調査した例は少なく、破断クライテリアに及ぼすひずみ速度の影響は明らかになっていない。

本章では、自動車用鋼板をはじめとする種々の薄鋼板の高速引張特性を、検力ブロック式高速材料試験機で評価し、広範囲のひずみ域および広範囲のひずみ速度域の応力-ひずみ曲線を取得し、数値解析に適用しやすいように、谷村-三村モデルによる定式化を行った。さらに、破断クライテリアとして活用できる真破断応力、真破断ひずみについての考察を行った。

4.2 実験方法

4.2.1 供試材

供試材として、強度および金属組織が異なる6種類の鉄系材料(LW1, PF, SPCE, SPFC440, SPFC590, MT)の厚さ1.0mmの板を用いた。LW1, PF, MTは実験室にて作製した鋼板であり、SPCE, SPFC440, SPFC590は自動車用として広く使用されている冷延鋼板である。供試材のマイクロ組織をFig.4.1に示す。

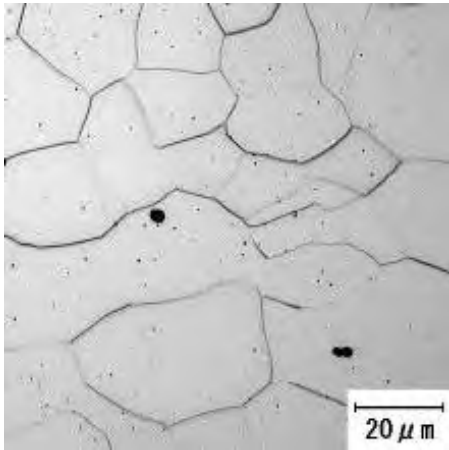
LW1は、電解鉄から製造されたものであり、真空溶解後に、鍛造、熱間圧延、冷間圧延および再結晶焼鈍を行った。不純物として0.0006%C, 0.0020%N, 0.038%O(質量%)を含有する。PFは、市販されている純度99.99%の純鉄板をそのまま使用した。製造履歴は明らかでないが、電解鉄を冷間圧延した加工硬化したままの状態と推定される。つまり、LW1およびPFは、成分としては純鉄であり、金属組織はフェライト単相であり、加工硬化の有無のみが異なった供

試材である。

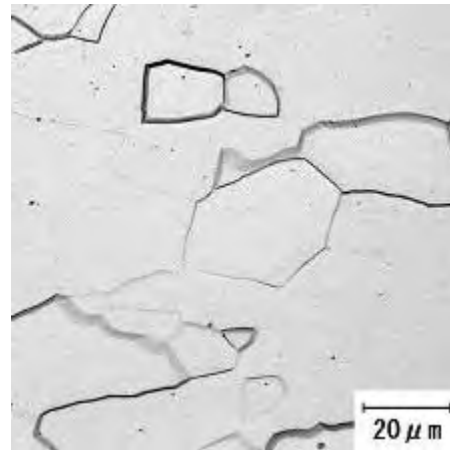
SPCE は、極低炭素 IF (Interstitial Free) 鋼であり、純鉄に近い成分であるフェライト単相であるが、LW1 よりは結晶粒径が小さく、強度は若干高い。

SPFC440, SPFC590 は、固溶強化および析出強化により引張強さが 440MPa 級または 590MPa 級に強化された高張力鋼板であり、フェライトと少量のパーライトからなる組織である。

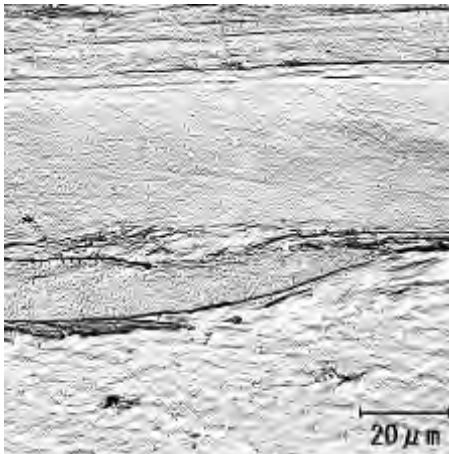
MT は、成分に 0.10%C, 1.0%Mn (質量%) を有する鋼板を、オーステナイト単相域に加熱した後に水焼入れしたものである。マルテンサイト主体であり、冷却中に析出した少量のフェライトが混じった組織である。C 量に相当する最高焼入強度に近い約 1200MPa の高強度が得られている。



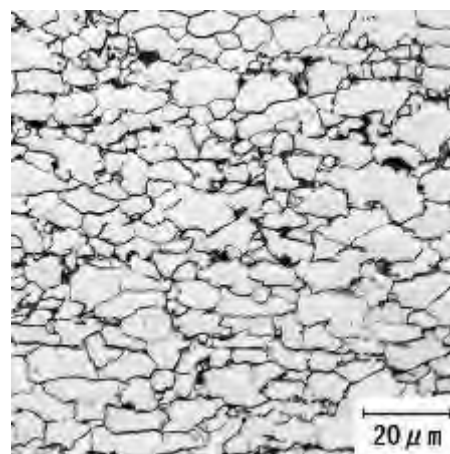
(1) LW1



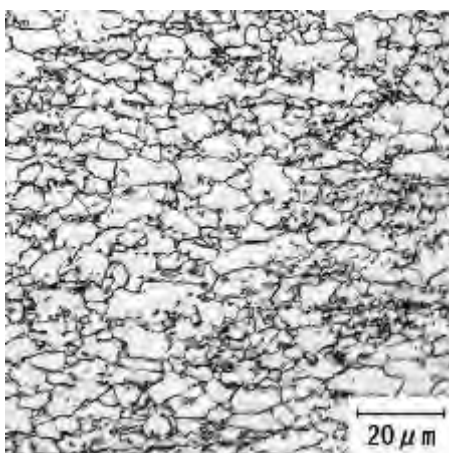
(2) SPCE



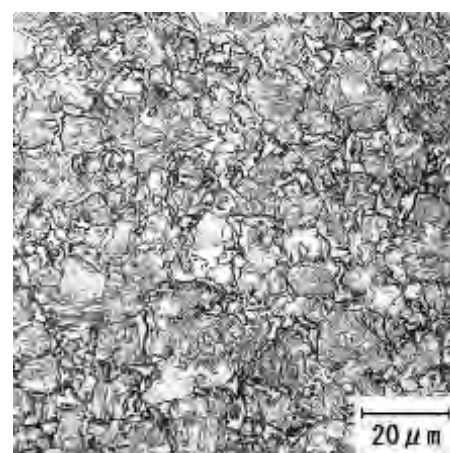
(3) PF



(4) SPFC440



(5) SPFC590



(6) MT

Fig.4.1 Microstructures of the test materials.

4.2.2 高速引張試験

供試材を、Fig.4.2 に示す形状にワイヤー放電加工し、引張試験片を作製した。引張方向が、供試材の圧延方向と一致するように、試験片を採取した。平行部幅は、原則 2.0mm としたが、試験機の荷重制約のため、最も高強度の MT のみは 1.5mm とした。板厚は、供試材ままの 1.0mm である。

高速引張試験は、検力ブロック式高速材料試験機³⁾(鷺宮製作所製)を用いて、引張速度 0.005mm/s~5.0m/s の範囲の 7 水準で行った。平行部のゲージ長は 5.0mm であるので、ひずみ速度としては、0.001/s~1000/s の範囲に対応する。

試験後に、破断した引張試験片のくびれ部および破断部の形状の測定を、計測機能を備えた光学顕微鏡 (VH-5000, Keyence 社製) を用いて行った。破断面を引張軸方向から観察して、破断部の断面積を測定した。また、破断した試験片を突き合わせて、くびれ部の形状を測定した。

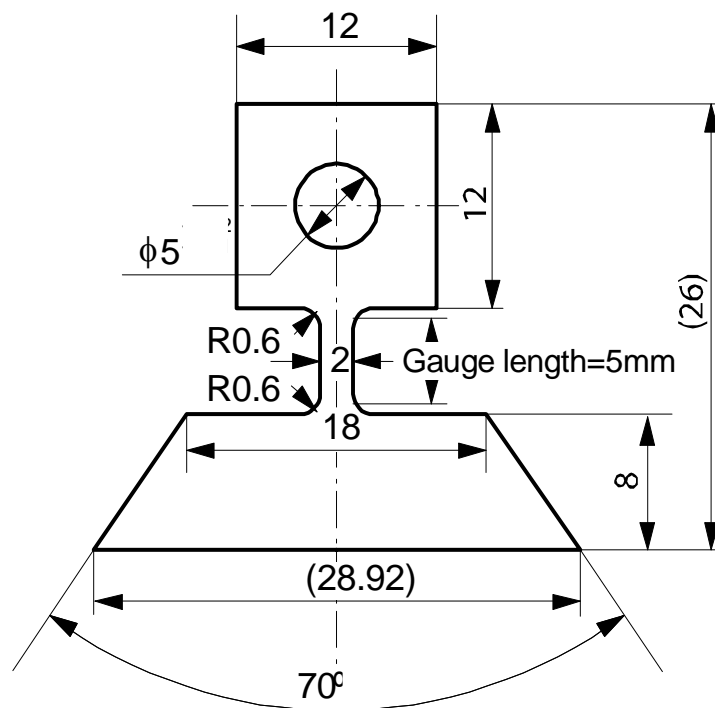


Fig.4.2 Geometry of grip-lee type test piece (in mm).

4.3 実験結果と考察

4.3.1 応力-ひずみ曲線

引張試験は、伸び計を用いていないので平行部の伸びを直接測定することはできず、試験片下部を打撃するインパクトブロックの変位で代用している。この変位を、平行部のゲージ長で除した値を公称ひずみ (ε_m) とした。 ε_m には、試験片の平行部のひずみだけでなく、平行部以外の部分の弾性ひずみを含んでいるため、 ε_m を用いた公称応力-公称ひずみを描画すると、応力の立ち上がり部分の勾配 (E_m) がヤング率より大幅に小さい値になる。そのため、次式により、応力の立ち上がりの勾配が鉄のヤング率 $E (=200\text{GPa})$ に等しくなるように、ひずみの補正を行った。

$$\varepsilon_n = \varepsilon_m - \left(\frac{1}{E_m} - \frac{1}{E} \right) \cdot \sigma_n \quad \dots\dots\dots(4.1)$$

ここで、 ε_n は補正された公称ひずみ、 σ_n は公称応力である。

ひずみを補正した後の公称応力-公称ひずみの一例として、SPFC590 の結果を Fig.4.3 に示す。ひずみ速度は、インパクトブロックの速度をゲージ長で除した値とした。最大応力を与えるひずみ（一様伸び）までは、平行部が一様に変形していると仮定して、次式により真ひずみおよび真応力に変換した。

$$\varepsilon = \ln(1 + \varepsilon_n) \quad \dots\dots\dots(4.2)$$

$$\sigma = \sigma_n \cdot (1 + \varepsilon_n) \quad \dots\dots\dots(4.3)$$

各供試材の真応力-真ひずみ曲線を、Fig.4.4~9 に示す。PF 以外については、一様伸びを越えたひずみ領域については描画せず、最大公称応力に相当する点で曲線を終了している。なお、PF のみは、一様伸びが極めて小さいため、一様伸びを越えたひずみ領域まで形式的に変換して描画した。

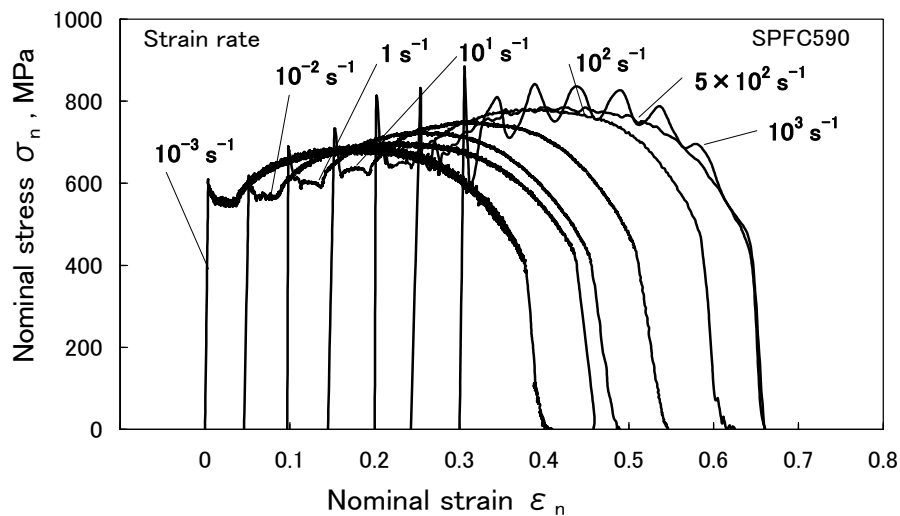


Fig.4.3 Nominal tensile stress-strain curves of SPFC590.

流動応力のひずみ速度依存性を定量化するため、塑性ひずみ $\epsilon^p = 0.02, 0.06, 0.10, 0.14, 0.18$ に対応する流動応力 σ を読み取り、Fig.4.10～13 にひずみ速度の影響を示す。ただし、一樣伸びが極めて小さかった PF と、応力-ひずみ曲線がひずみ速度によらずほぼ同一であった MT については、割愛した。

ひずみ速度が $10 \sim 100/\text{s}$ より低い速度域では、流動応力はひずみ速度の対数に対して直線的に増加している。それ以上の速度域では、流動応力は下に凸の曲線となって増加している。図中に破線で示した直線関係から乖離が生じるひずみ速度は、LW1 および SPCE で $10/\text{s}$ 、SPFC440 および SPFC590 で $100/\text{s}$ であり、高強度材ほど高いひずみ速度まで直線関係が維持される傾向がある。供試材の強度が低いほど、小さいひずみでの流動応力ほど、この直線の傾きが小さい傾向がある。

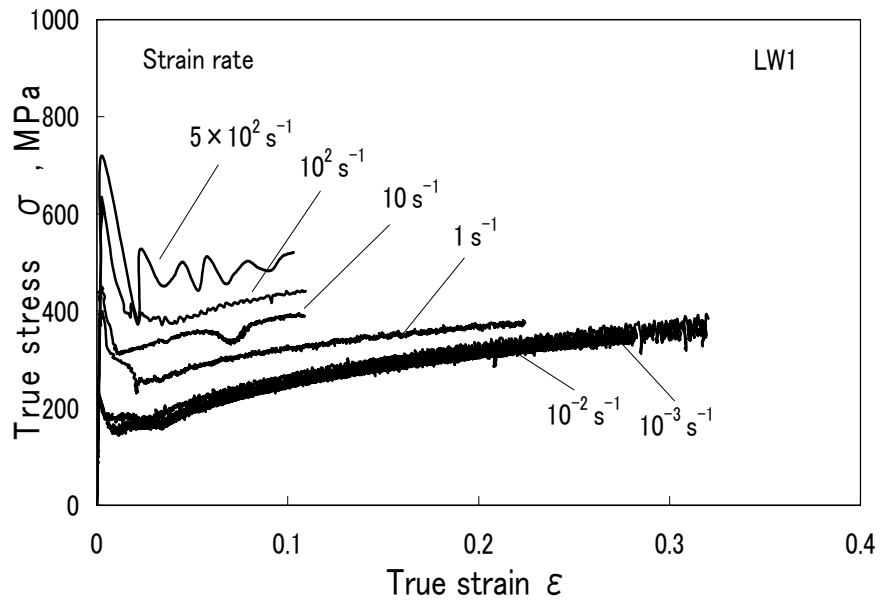


Fig.4.4 True stress-strain curves of LW1.

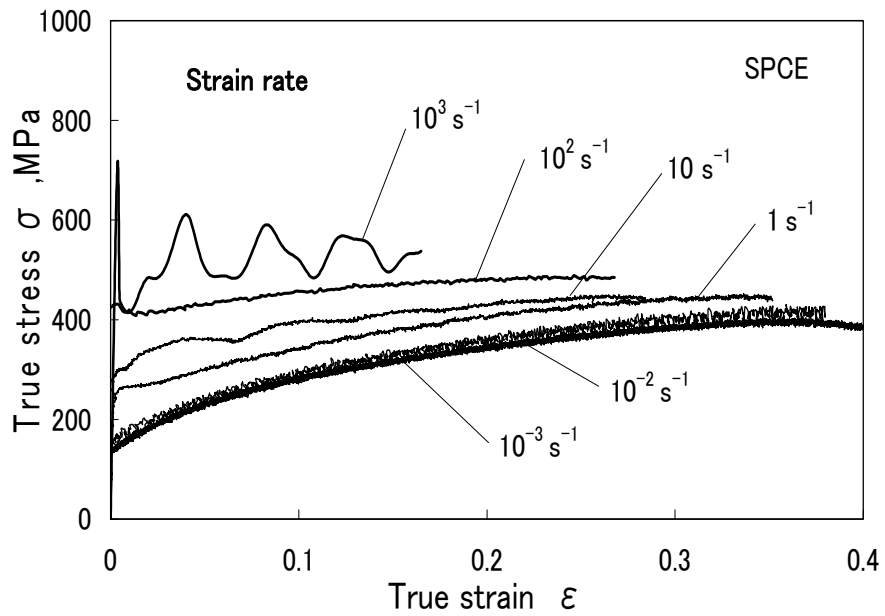


Fig.4.5 True stress-strain curves of SPCE.

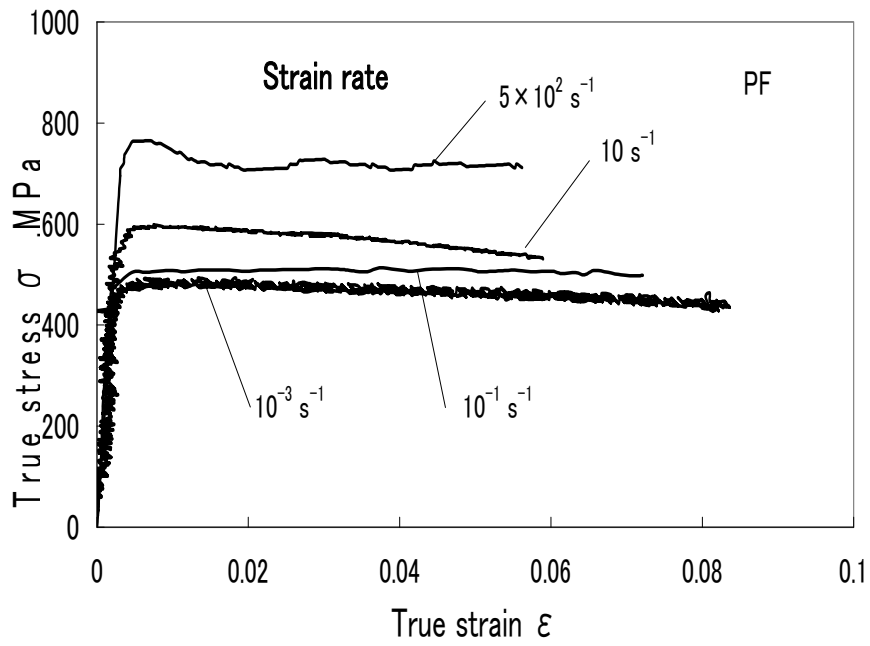


Fig.4.6 True stress-strain curves of PF.

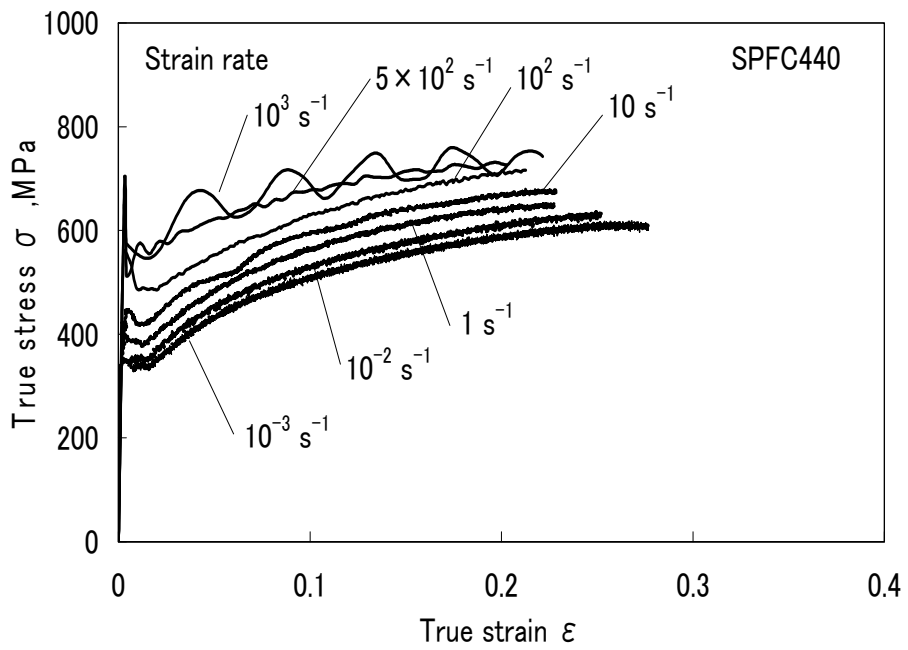


Fig.4.7 True stress-strain curves of SPFC440.

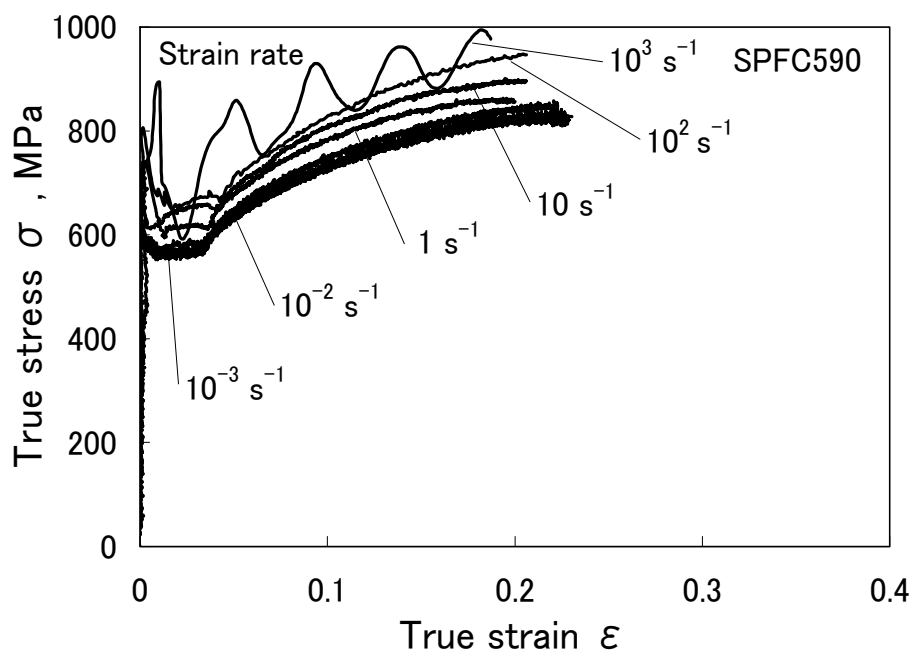


Fig.4.8 True stress-strain curves of SPFC590.

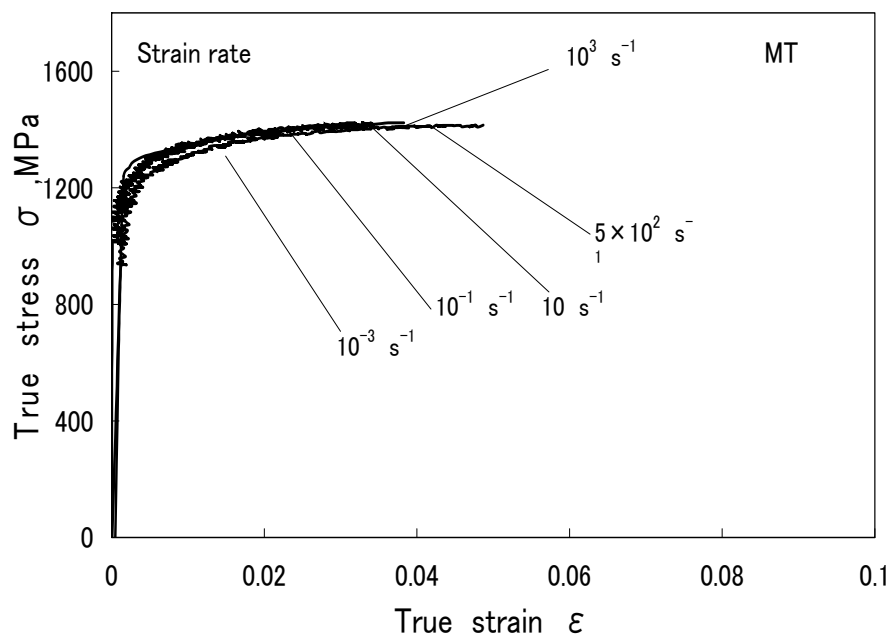


Fig.4.9 True stress-strain curves of MT.

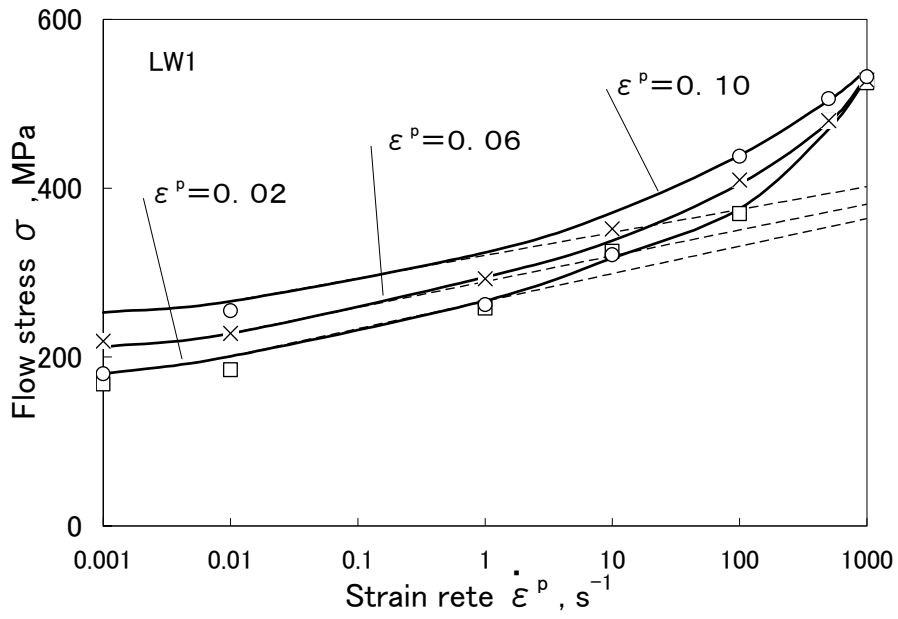


Fig.4.10 Stress variation at each plastic strain of LW1 with strain rate.

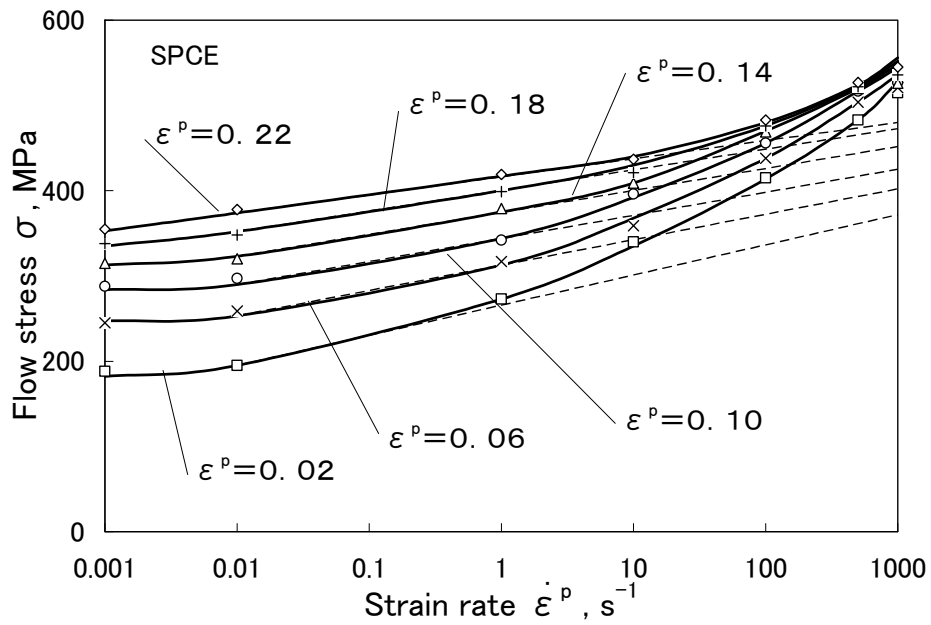


Fig.4.11 Stress variation at each plastic strain of SPCE with strain rate.

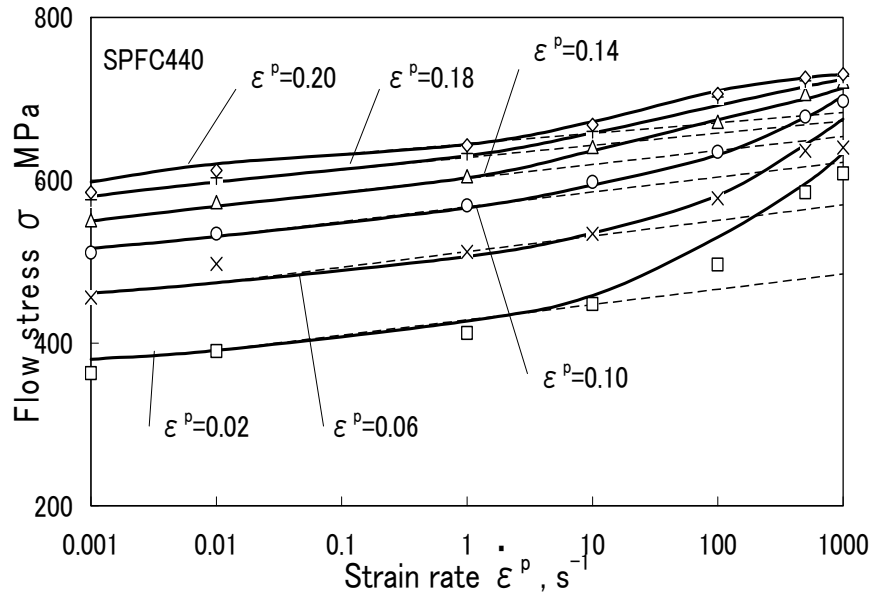


Fig.4.12 Stress variation at each plastic strain of SPFC440 with strain rate.

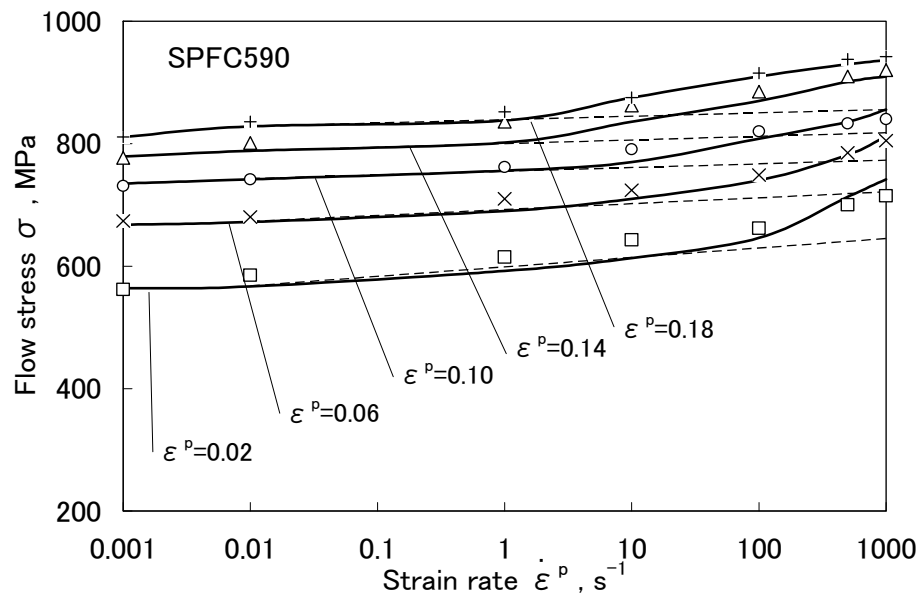


Fig.4.13 Stress variation at each plastic strain of SPFC590 with strain rate.

4.3.2 谷村－三村モデルによる定式化

本実験で得られたひずみ速度依存性を、谷村－三村モデルを用いて定式化する。まず、流動応力を式 4.4 のように 3 つの成分に分解する。第 1 項は準静的な基準ひずみ速度 ($\dot{\varepsilon}_s^p$) での流動応力 (σ_s)、第 2 項は転位の運動に対する熱活性化過程の影響を表す項、第 3 項は粘性摩擦抵抗の影響を表す項である。

$$\sigma = \sigma_s + C \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_s^p}\right) + B \cdot \left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_u}\right)^m \quad \dots\dots\dots(4.4)$$

ここで、 σ は流動応力、 $\dot{\varepsilon}^p$ は塑性ひずみ速度、 $\dot{\varepsilon}_u$ は単位ひずみ速度である。 C 、 B 、 m は材料ごとの定数であり、通常ひずみの影響を受ける。

材料間のひずみ速度依存性の比較を容易にするため、定数 C を無次元化したひずみ速度感受性 (\tilde{C}) を、Fig.4.10～13 に示した破線の勾配から求めた。なお、 $\dot{\varepsilon}_s^p$ は 0.001/s とした。

$$\tilde{C} = \frac{C}{\sigma_s} = \left(\frac{\sigma - \sigma_s}{\sigma_s}\right) / \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_s^p}\right) \quad \dots\dots\dots(4.5)$$

\tilde{C} は材料によって異なる定数であるが、 σ_s とは双曲関係があり、鉄系材料では、ひずみが増加すると \tilde{C} は低下することが知られている。Fig.4.14 は、種々の ε^p について本実験で得られた \tilde{C} と σ_s の関係を示しているが、そのような傾向が認められる。

材料の準静的せん断応力が臨界せん断応力 (τ_{CR}) に達すると、ひずみ速度が増加してもそれ以上は流動応力が上昇しないと考えられるので、そのとき \tilde{C} は零となる。 \tilde{C} と σ_s を関連づける関係式として、次式を仮定した。

$$\tilde{C} = K(\varepsilon^p) \cdot \left(\frac{1}{\sigma_s} - \frac{1}{\sigma_{CR}}\right) = (\alpha \cdot \varepsilon^p + \beta) \cdot \left(\frac{1}{\sigma_s} - \frac{1}{\sigma_{CR}}\right) \quad \dots\dots\dots(4.6)$$

ここで、 α 、 β は定数であり、 σ_{CR} は単軸負荷における材料の限界強度 ($=\sqrt{3} \cdot \tau_{CR} = 4700\text{MPa}$) とした。本実験結果から、 $\alpha = -35.0\text{MPa}$ 、 $\beta = 15.72\text{MPa}$ が得られ、そのパラメータで計算した \tilde{C} と σ_s の関係を Fig.4.14 中に実線で示している。

ここで得られた鉄系材料に共通なパラメータ α 、 β は、既報²⁴⁾と若干異なっているが、Fig.4.15 に示すように $K(\varepsilon^p)$ と ε^p の関係を比較すると傾向は同じであ

り、 ε^p が大きい領域で両者はほぼ同じになっている。鉄系材料から選択された複数の材料の高速引張試験の結果に基づいて決定されたパラメータが、まったく別に選択された材料から決定されたパラメータとほぼ同等になったということは、谷村-三村モデルにおいて、鉄系材料に対して共通のパラメータを定めることが妥当であることを意味している。

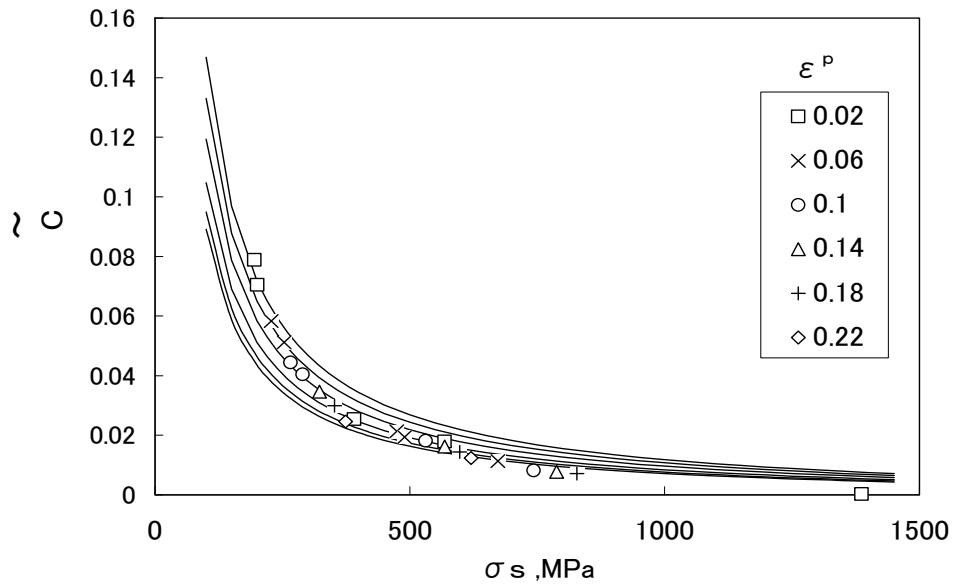


Fig.4.14 Relationship between $\tilde{\sigma}$ and σ_s .

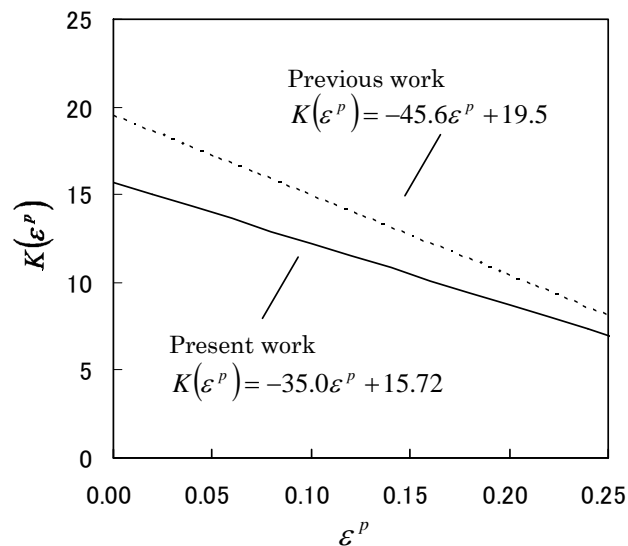


Fig.4.15 Relationship between $K(\varepsilon^p)$ and ε^p .

次に、流動応力の粘性摩擦成分（式 4.4 の第 3 項）について検討する。熱活性化過程成分（第 2 項）のひずみ速度依存性が 1 つのパラメータ（ \tilde{C} ）で記述できるのに対し、粘性摩擦成分は 2 つのパラメータ（ B , m ）が必要である。本実験範囲では、粘性摩擦成分の寄与が大きくなる高ひずみ速度域（ $\dot{\epsilon}^p \geq 100/s$ ）のデータが十分でないことから、 \tilde{C} のように定量的にパラメータを決めることが困難である。そのため、次式に相当する 1000/s における粘性摩擦成分の絶対値（ D ）について考察する。

$$D = B \cdot \left(\frac{\dot{\epsilon}^p}{\dot{\epsilon}_u^p} \right)^m = B \cdot \left(\frac{1000}{1} \right)^m \quad \dots\dots\dots(4.7)$$

Fig.4.10～13 の結果から、1000/s において、低ひずみ速度域からの外挿直線と流動応力の差を D とした。 D と σ_s の関係を Fig.4.16 に示す。個別の供試材については、 D は σ_s の増加（すなわち ϵ^p の増加）に伴って直線的に低下する。ほぼ同じ材料である LW1 と SPCE は同一直線の関係を持っている。しかし、他の供試材では別の直線関係を持っている。MT の値は他の供試材とはかけ離れたところに位置するが、 σ_s が 800MPa 以上で D はほぼ零であるとも言える。 \tilde{C} が供試材によらずほぼ同じ傾向を示し、共通パラメータで記述できるのに対し、 D は供試材ごとに考えなければならないことがわかる。

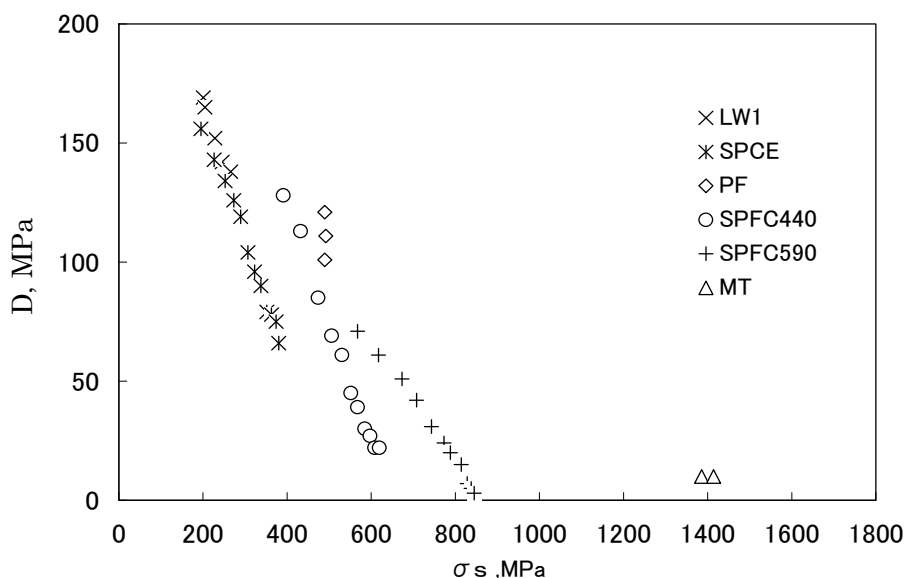


Fig.4.16 Variation of the viscous term at $\dot{\epsilon}^p = 1000/s$ with σ_s .

4.3.3 破断応力および破断ひずみ

破断面の観察結果より，真破断ひずみ (ε_f) およびに真破断応力 (σ_f) を，

$$\varepsilon_f = \ln(A_o/A_F) \quad \cdots\cdots(4.8)$$

$$\sigma_f = \sigma_F \cdot (A_o/A_F) \quad \cdots\cdots(4.9)$$

により評価した．ここで， A_F は破断面の断面積， A_o は試験片の平行部の原断面積である． σ_F は，公称破断応力であり，荷重－時間曲線において荷重が急減した点の公称応力である．

破断前には平行部にくびれが発生し，くびれ部のみが優先して変形する．本実験のように試験片の掴みを一定速度で引っ張る試験においては，くびれ部のひずみ速度は，くびれは発生する前よりも大きくなる．破断ひずみおよび破断応力に及ぼすひずみ速度の影響を検討するにあたり，破断時のひずみ速度を把握しておく必要がある．ひずみ速度の算出にあたっては，破断直前に変形しているゲージ長をくびれ部の幅の10分の1と仮定した．すなわち，破断時のひずみ速度 ($\dot{\varepsilon}_f$) は，

$$\dot{\varepsilon}_f \cong 10 \cdot v/g_w \quad \cdots\cdots(4.10)$$

で与えられるとした．ここで， v は試験速度， g_w はネッキング部の幅である．

真破断応力および真破断ひずみについて得られた結果を Fig.4.17,18 にまとめたが， σ_f および ε_f はひずみ速度の影響をほとんど受けていないことがわかる．供試材の準静的引張強さ (σ_B) と ε_f は，Fig.4.19 に示すように低強度材ほど ε_f が大きくなるという傾向が認められる．一方， σ_f と σ_B の間にはよい相関は認められない．

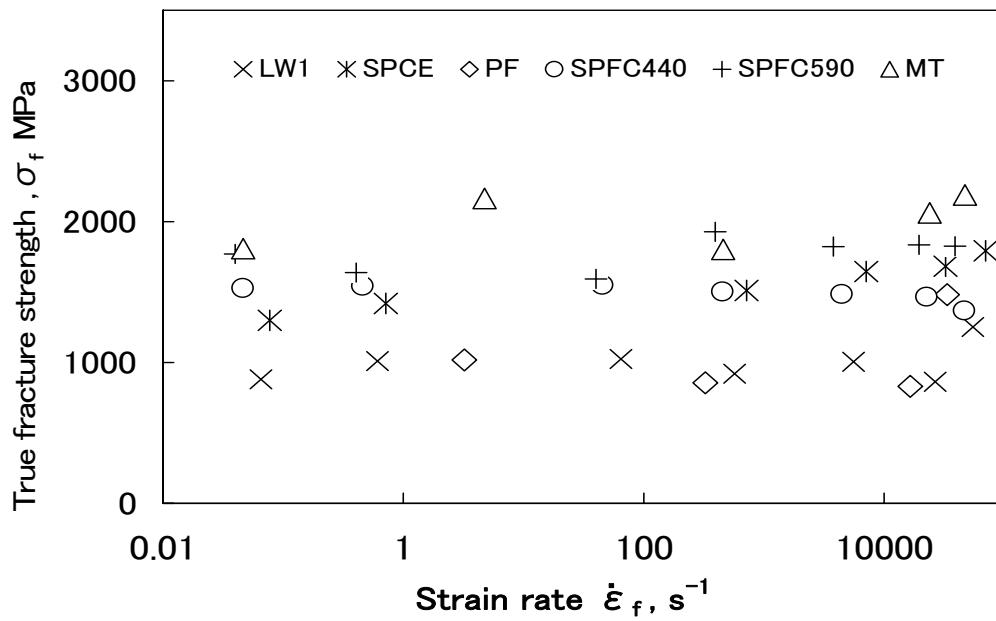


Fig.4.17 Effect of strain rate on the true fracture strength.

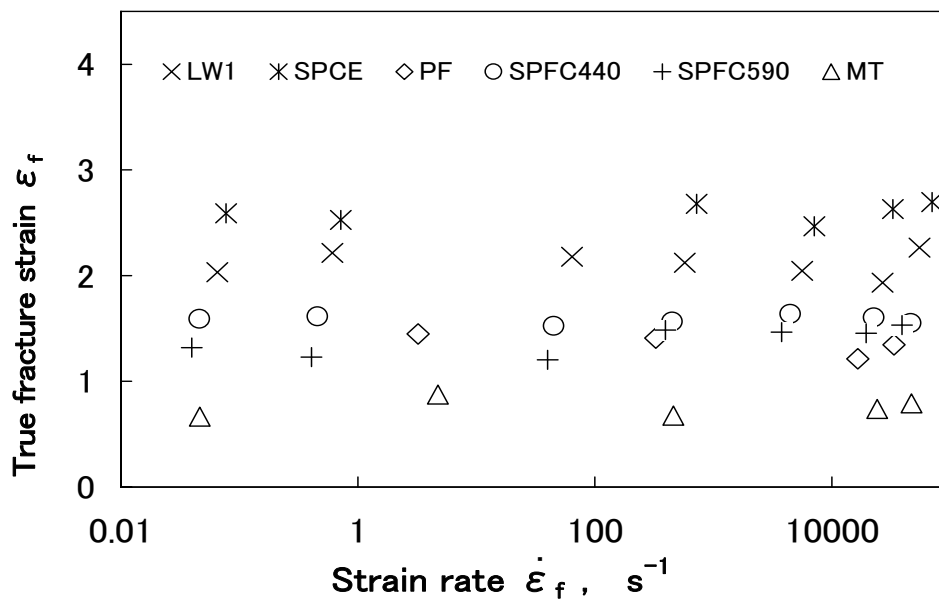


Fig.4.18 Effect of strain rate on the true fracture strain.

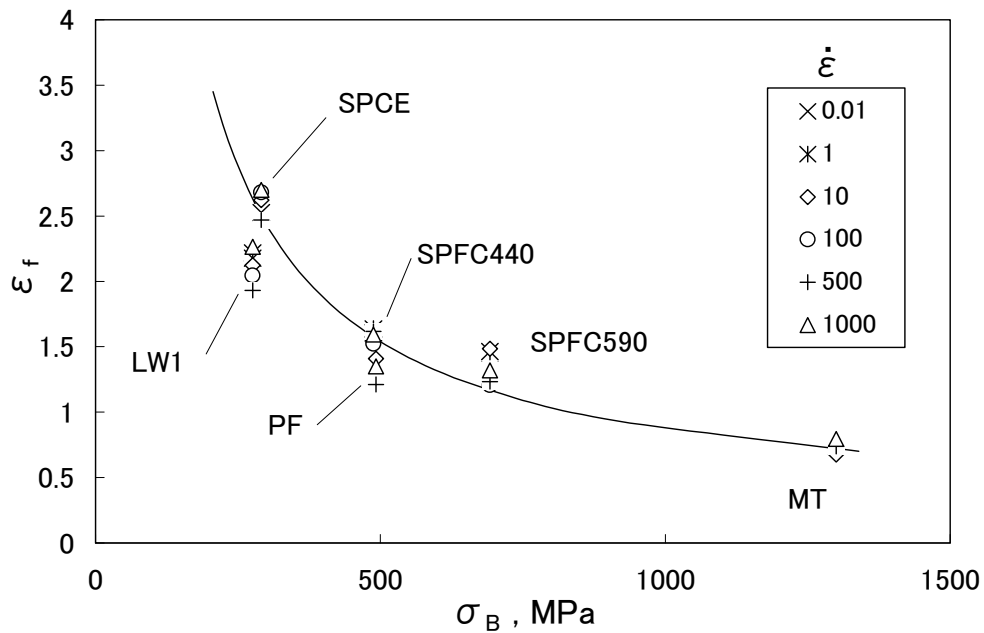


Fig.4.19 Variation of the true fracture strain with the quasi-static tensile strength σ_B .

4.3.4 くびれ形状の影響

一般に、丸棒引張試験片の場合において引張により平行部にくびれが発生すると、くびれ部には三軸応力が発生し断面内の応力分布が一様にならないことが知られている。そのため、軸荷重をくびれ部の断面積で除した見かけの真応力は、単軸応力における真の引張応力とは対応しない。そこで、引張破断後の試験片のくびれ形状を測定し、単軸応力における真の引張応力を推定することを検討する。

Davidenkova²⁵⁾によれば、真の引張応力 (σ_0) は、

$$\sigma_0 = \frac{1}{1 + a/(4R)} \cdot \sigma_f \quad \dots\dots(4.11)$$

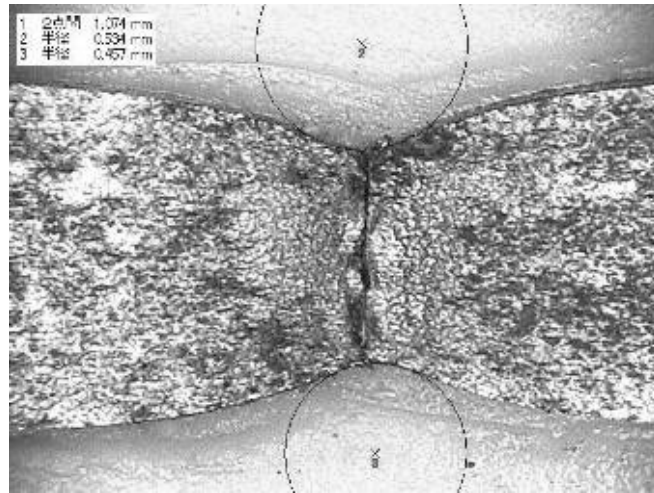
と推定することができる。ここで、 σ_f は見かけの真応力、 a は断面の半径、 R は引張軸を含む縦断面内でのくびれ曲率半径である。本実験は、板引張であるので、断面は円ではなく、アスペクト比が 1.5~2.0 の矩形である。そこで、板面

方向および側面（板厚）方向の射影で、丸棒の場合と同じ計測を行い、2方向の平均を取ることとする。

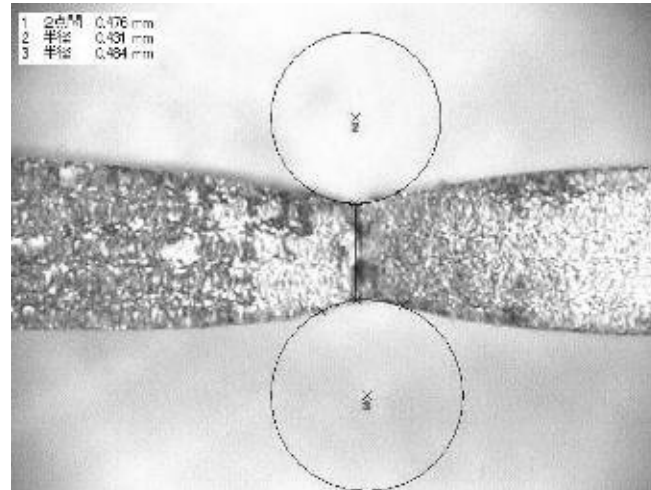
一例として、SPFC440の試験後の試験片を定量した結果を以下に示す。破断後の試験片を突き合せて、板面方向および側面方向から形状計測のための撮影を行った。Fig.4.20(a)のように板面から測定した場合、破断部の板幅は1.074mmであり、くびれ部に外接する円の半径は0.496mmであった。Fig.4.20(b)のように試験片側面から観察した場合、破断部の板厚は0.476mmであり、外接する円の半径は0.458mmであった。板幅または板厚を $2a$ 、外接円の半径の R として、式4.11から σ_0/σ_f を計算すると板面では0.787、側面では0.885となり、2方向の平均値は0.836となった。

このような方法で各供試材、各試験速度の試験片を計測して求めた結果を、Fig.4.21に示す。試験速度の順番と σ_0/σ_f の順番は供試材によって異なっており、明瞭な試験速度の影響は認められない。試験速度の影響はないものとして、供試材の影響を調べると、相対的に準静的引張強さ（ σ_B ）が低い供試材（LW1, SPCE）では σ_0/σ_f が小さく、 σ_B が高い供試材（SPFC440, SPFC590, MT）は大きい傾向がある。PFの σ_B は、SPFC440とSPFC590の間になるが、 σ_0/σ_f は低 σ_B 材のそれに近い。PFは材質的にはLW1, SPCEと似ており、試験前に塑性加工されている点が異なるだけなので、くびれ部の形状は σ_B よりは材質の影響を受けていると考えられる。

σ_0/σ_f は、0.80~0.95の範囲で変化しているので、Fig.4.17の破断応力を破断クライテリアとして利用する際には、5~20%高めに評価されていることに留意することが必要である。



(a) Front view.



(b) Side view.

Fig.4.20 Examples of the shape of the ruptured portion after tension test of 2.0mm width and 1.0mm thickness test piece of SPFC440 by the testing speed of 5 mm/s.

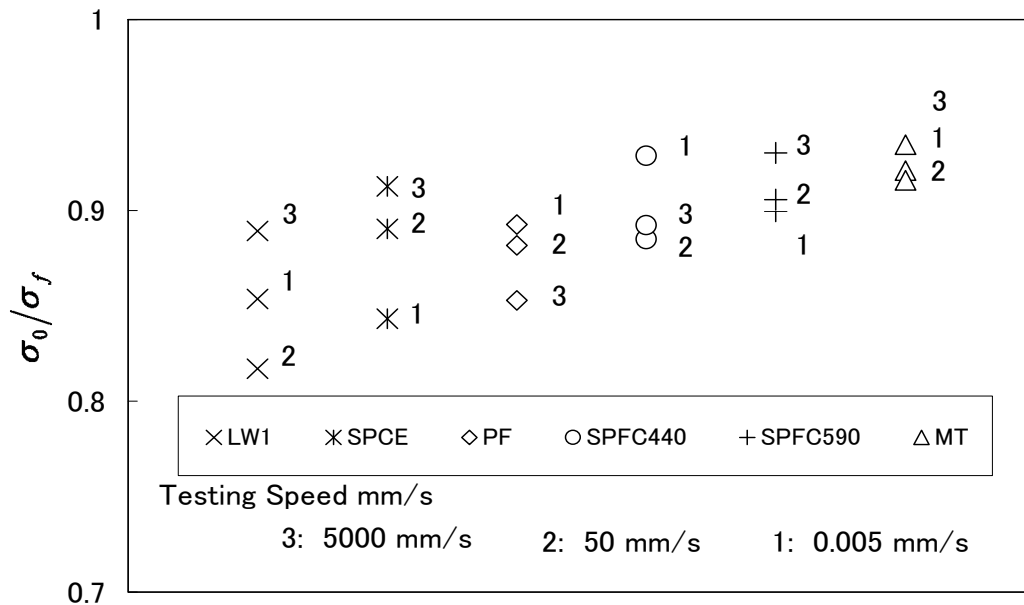


Fig.4.21 Values of σ_0/σ_f corresponding to the tested materials.

4.4 結言

自動車用鋼板をはじめとする種々の薄鋼板の高速引張特性を、検力ブロック式高速材料試験機で評価し、以下のことがわかった。

- (1) 谷村-三村モデルを用い、転位運動の熱活性化過程に支配される応力成分を定式化した。得られた材料パラメータは、既報のパラメータとほぼ同じであり、同モデルは鉄系材料について共通のパラメータを適用できるという特徴が検証された。
- (2) 粘性摩擦抵抗に支配される応力成分は、準静的流動応力が高いほど小さくなる傾向があるが、すべての供試材について統一的には整理できない。
- (3) 破断応力および破断ひずみに、ひずみ速度依存性は認められない。準静的引張強さの上昇にともない、破断ひずみは小さくなる。
- (4) くびれ部および破断面の形状測定を行い、破断部の3軸応力の影響を検討した。単軸引張における破断引張応力は、見かけの破断応力より5~20%小さいと考えられる。

参考文献

- 1) 自動車用材料の高速変形に関する研究会: 自動車用材料の高速変形に関する研究会成果報告書, (2001), 日本鉄鋼協会.
- 2) S.Tanimura, K.Mimura and T.Umeda: “New testing techniques to obtain tensile stress-strain curves for a wide range of strain rates”, J. Phys. IV France, **110** (2003), 385-390.
- 3) S.Tanimura, M.Uemura, N.Kojima and T.Yamamoto: “Recently developed testing techniques and dynamic tensile properties of steel sheets for automobile”, Proc. Materials Science & Technology ‘04 Conf., TMS and AIST, Vol.I (2004), 481-490.
- 4) C. Zener and J. H. Hollomon: “Plastic flow and rupture of metals”, Trans. ASM, **33** (1944), 163-235.
- 5) A. R. Rosenfield and G. T. Hahn: “Numerical description of the ambient, low temperature, and high strain rate flow and fracture behavior of plain carbon steel “, Trans. ASM, **59** (1966), 962-980.
- 6) J. D. Campbell and W. G. Ferguson: “The Temperature and Strain-Rate Dependence of the Shear Strength of Mild Steel”, Phil. Mag., **21** (1970), 63-82.
- 7) J. A. Hendrickson and D. S. Wood: “The effect of rate of stress application and temperature on the upper yield stress of annealed mild steel”, Trans. ASM, **50** (1958), 498-516.
- 8) D. F. Stein and J. R. Low: “Mobility of edge dislocations in silicon-iron crystals”, J. Appl. Phys., **31** (1960), 362-369.
- 9) G. T. Hahn: “A model for yielding with special reference to the yield-point phenomena of iron and related bcc metals”, Acta Metall., **10** (1962), 727-738.
- 10) 作井, 佐藤, 酒井: “Fe-Si 合金の下部降伏応力と流れ応力とにおよぼすひずみ速度, 温度, 結晶粒径と Si 含有量の影響“, 鉄と鋼, **58** (1972), 842-858.
- 11) 作井, 酒井: 鉄と鋼, “純鉄多結晶体の下部降伏応力と流れ応力とのおよぼすひずみ速度, 温度と結晶粒径の影響“, **58** (1972), 1438-1455.
- 12) 放生, 茶谷, 佐々木: “広い速度範囲における炭素鋼の構成式”, 材料, **34-387** (1985), 1400-1405.
- 13) P. S. Follansbee and U. F. Kocks: “A constitutive description of the deformation of copper based on the use of mechanical threshold stress as an internal state variable”, Acta Metall., **36** (1988), 81-93.
- 14) G. R. Cowper and P. S. Symonds: “Strain hardening and strain rate effects in the impact loading of cantilever beams”, Brown University, Applied Mathematics Report, (1958).

- 15) G. R. Johnson and W. H. Cook: "A constitutive model and data for metals subjected to large strain, high strain rates and high temperatures", Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, The Hague, The Netherlands, (1983), 541-547.
- 16) S. Kuriyama and K. Kawata: "Propagation of stress wave with plastic deformation in metal obeying the constitutive equation of the Johnston-Gilman type", J. Appl. Phys., **44**, (1973), 3445-3454.
- 17) W. G. Johnston and J. J. Gilman: "Dislocation. velocities, dislocation densities, and plastic flow in lithium fluoride crystals", J. Appl. Phys., **30** (1959), 129-144.
- 18) 谷村, 井垣: "広い速度域に適用し得る弾性/粘弾性体構成式の具体形", 材料, **29**-317 (1980), 137-142.
- 19) 三村, 進藤, 高原: "多軸応力下におけるひずみ履歴及びひずみ速度履歴に関する検討", 日本機械学会論文集 A 編, **57A**-537, 1195-1201.
- 20) 谷村, 三村, 榎田: "広ひずみ速度域を対象とした各種材料グループに適用し得る実用構成式", 材料, **50**-3 (2001), 210-216.
- 21) S. Tanimura: "Constitutive models for dynamic behavior of materials", Proc. Int. Symp. on Impact Engineering, Vol.I (1992), 17-26.
- 22) S. Tanimura, K. Mimura and W. H. Zhu: "A dynamic constitutive equation and its experimental verification", J. Phys. IV France, **10** (2000), 33-38.
- 23) S. Tanimura, K. Mimura and W. H. Zhu: "Practical constitutive models covering wide ranges of strain rates, strains and temperature", Key Engineering Materials, **177-180** (2000), 189-200.
- 24) S. Tanimura, H. Hayashi and T. Yamamoto: "A practical constitutive model covering a wide range of strain rates and a large region of strain", J. Phys. IV France, **134** (2006), 55-61.
- 25) N. N. Davidenkov and N. I. Spiridonova: "Mechanical methods of testing, Analysis of the state of stress in neck of tension specimen", Proc. ASTM, **46** (1946), 1147-1158.

第5章 ひずみ時効の影響の評価と定式化

5.1 緒言

第3章および第4章では、素材ままでの高速変形特性について調査した。しかし、鋼材が部品となるまでに様々な加工や熱履歴を受けるため、部品の高速変形特性を議論するためには、部品製造履歴が重要である。本章では、加工と熱の影響を受ける典型的な事例として、ひずみ時効について検討を行う。

鋼中に炭素および窒素が固溶して存在していると、ひずみ時効が生じることが知られている。ひずみ時効とは、塑性変形を与えた後に、時間の経過に伴って降伏応力が上昇する現象であって、また加熱によって加速される。多くの自動車部品はプレス成形によって塑性変形を受けた後、170°C程度の塗装焼付工程にて加熱されるためひずみ時効を生じている。パネル部品の耐デント性を向上させるために、この現象を積極的に利用した焼付硬化性鋼板¹⁾が開発され広く用いられている一方で、在庫時にひずみ時効が生じてしまった鋼板をプレス成形すると、ストレッチャーストレインと呼ばれる外観上の欠陥が発生するため、炭素および窒素をすべてTiおよびNbの炭窒化物として析出させて侵入型固溶元素を皆無にしたIF鋼(Interstitial Free Steel)もまた供用されている。

自動車の衝突時に鋼板は高いひずみ速度で塑性変形するが、ひずみ速度が増加すると鋼の流動応力は増加することが一般に知られている。この流動応力のひずみ速度依存性は、ひずみ速度が $10^3/s$ 程度までは、転位運動の熱活性化過程でよく説明できることが知られており、流動応力の上昇はひずみ速度の対数と線形関係にあるとされている。

衝突安全対策用の構造部品に使用される高強度鋼板もまたひずみ時効を示す場合が多いことから、その耐衝突性能の評価については、鋼板の製造時の特性²⁾のみならず、ひずみ時効後の高速変形挙動が重要となる。しかしながら、高強度鋼板は、固溶強化、変態強化、析出強化など複数の機構により強化されているため、ひずみ時効の影響だけを、他の強化機構の影響から分離し検討することは困難である。

そこで、本章では、ひずみ時効の影響のみを抽出して検討できるように、フェライト単相の極低炭素軟鋼板を用い、炭素をTiCとして固定した鋼板(Type A)と侵入型固溶炭素を鋼中に残した鋼板(Type B)の双方について、ひずみ時効後の高速変形特性を実験的に比較検討した。また、時効処理された部品が高速変形を受ける場合、時効処理前の塑性加工時のひずみ速度より、高速変形時のひず

み速度の方が格段に大きい。このような場合、高速変形時の応力-ひずみ特性に、材料のひずみ速度履歴が影響を与える可能性がある。本章では、このようなひずみ速度履歴依存性を考慮した上で、時効処理後の材料の力学挙動を適切に表現する構成則の取扱いについても検討を行い、谷村らによって提案された実用ひずみ速度依存性構成則に時効処理後の静的降伏応力の上昇分を加味することによって、精度良く実験結果が整理出来ることを示す。

5.2 実験方法

5.2.1 供試材の調製

実験室で真空溶解した2種類の成分のインゴットを出発材料として、板厚1.4mmの冷延鋼板を製作して実験に供した。供試材の化学成分は、Table 5.1に示す極低炭素鋼であり、TiとSの含有量を意図的に変えた。Type Aの鋼は、Tiが原子比にてNとSより過剰に添加されているので、TiN、TiSを形成した後に、式5.1で算出される有効Ti（以下では、Ti*と表記する）が残存しており、CをTiCとして固定できる成分系であり、式5.2で算出される固溶Cは零になる。Type Bの鋼は、TiがNを固定できる量は添加されているものの、S量が多いためTi*は零である。そのためCはTiCを形成することができず、固溶Cは全Cと等しくなる。

$$Ti^* = Ti - 48 \cdot \left(\frac{N}{14} + \frac{S}{32} \right) \quad (\text{mass}\%) \quad \dots\dots\dots (5.1)$$

$$Sol.C = C - 12 \cdot \left(\frac{Ti^*}{48} \right) \quad (\text{mass}\%) \quad \dots\dots\dots (5.2)$$

Table 5.1 Chemical composition of target steels. (mass%)

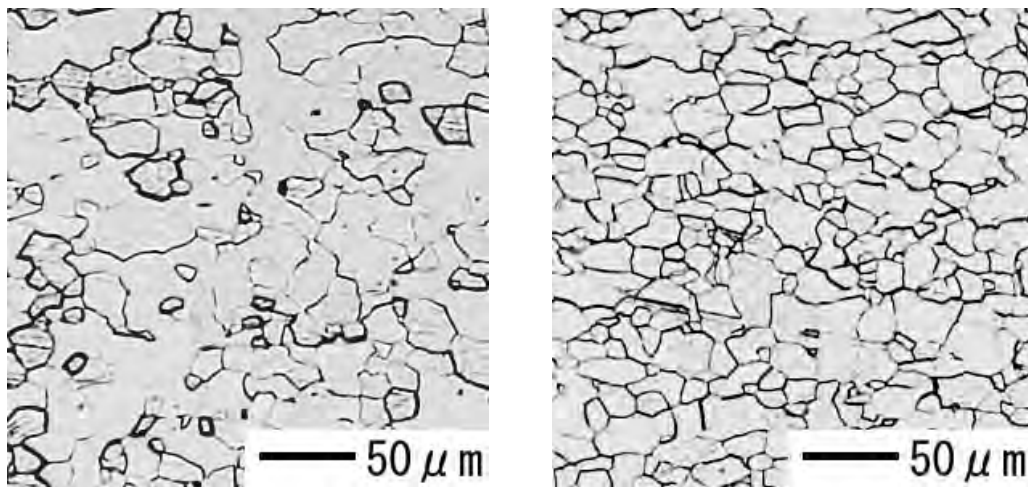
Steel	C	Si	Mn	P	S
Type A	0.0022	< 0.01	0.13	0.009	0.002
Type B	0.0015	< 0.01	0.16	0.021	0.011

Al	Ti	N	Ti*	Sol. C
0.022	0.041	0.0025	0.029	0.0000
0.015	0.014	0.0032	0.000	0.0015

インゴットを熱間鍛造したスラブを、1250°Cにて 60min 加熱した後、900°C以上の温度域で熱間圧延を行い、板厚 7mm の熱延鋼板にした。熱間圧延後の冷却は、Type A の鋼では、700°Cまで強制空冷を行い、その温度で 30min 保持した後、室温まで 20°C/h で徐冷却した。Type B の鋼では、700°Cまで強制空冷した後、室温まで水冷した。Type A の鋼の 700°C保持は、TiC を析出させて固溶 C をなくすためであり、Type B の鋼の水冷は炭化物の析出を抑制して固溶 C を多く残すためである。

これらの熱延鋼板を、表面の酸化スケールを除去するため、板厚 5.5mm まで研削した後に、板厚 1.4mm まで冷間圧延した。さらに、再結晶焼鈍として、20°C/s で 800°Cまで加熱し、30s 保持した後に、室温まで 20°C/s で冷却した。最後に、伸び率 1.5%の調質圧延を行った鋼板を、供試材とした。この状態の供試材を、以下では AS 材と称す。

AS 材をナイトールでエッチングしたマイクロ組織を、Fig.5.1 に示す。Type A, B の鋼は、いずれも等軸粒フェライト単相組織となっている。



(a) Type A steel

(b) Type B steel

Fig.5.1 Optical micrographs of both steel sheets.

5.2.2 準静的引張試験とひずみ時効処理

AS 材から、引張方向が圧延方向になるように JIS5 号引張試験片（平行部幅 25mm、標線距離 50mm）を採取し、ひずみ速度 0.01/s の準静的引張試験を行っ

た. ひずみ時効処理を行うため, AS 材の JIS5 号引張試験片に 2% の引張予ひずみを付与した後に, 170°C, 20min の加熱処理を施した. この状態を, 以下では BH 材と称す. BH 材の引張試験を 0.01/s で再度行って降伏荷重を測定し, 予ひずみ付与時の除荷荷重との差を求め, 予ひずみ付与前の断面積で除した応力値を焼付硬化量 (BH 量) とした.

5.2.3 高速引張試験

AS 材および BH 材から, Fig.5.2 に示す平行部幅 2.0mm, 標線距離 3.8mm の小型引張試験片を, 引張方向が圧延方向になるように採取して, 高速引張試験に供した. 試験は, 検力ブロック式高速材料試験機³⁾ (鷺宮製作所製, TS-2000) を用いて, 0.01, 2.6, 260/s の 3 水準のひずみ速度で行い, 応力-ひずみ関係を求めた. ひずみは, つかみ治具の変位より求めたが, 試験片平行部以外の変形の影響を除くための補正³⁾を行った. なお, ひずみ速度は, 降伏点から破断までの平均値を採用した.

また, 別途 AS 材および BH 材から, 幅 10mm, 長さ 20mm の平行部を持つ Fig.5.2 より大きな引張試験片を作製し, 高速引張試験に供した. 試験は, 衝撃引張試験機⁴⁾ を用いて, ひずみ速度約 1000/s で行った. この試験は, 後述する転位観察試料を得るのが目的であり, 応力-ひずみ関係は測定していない. なお, Fig.5.2 の試験片を転位観察に用いなかったのは, ひずみ量を特定して観察試料を切り出すのが困難であったためである.

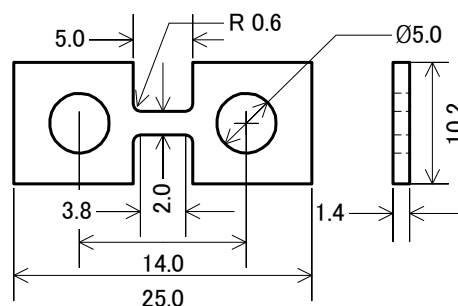


Fig.5.2 Dimension of high strain rate tensile test piece.

5.2.4 転位組織観察

AS 材の準静的引張試験および AS 材と BH 材の高速引張試験の破断後試験片

について、透過電子顕微鏡（TEM）による転位組織観察を行った。転位組織に及ぼすひずみ時効の影響を議論するためには、塑性ひずみが同じ部位を比較する必要がある。そのため、破断後試験片の平行部の板厚と板幅の分布を測定し、相当塑性ひずみが 0.2 となる位置を決定し、そこから薄膜試料を採取した。

5.3 実験結果と考察

5.3.1 準静的引張試験

JIS5 号試験片による準静的引張試験結果を Table 5.2 に示す。Type A の鋼の BH 量は実質零であり、再引張試験時の降伏応力は予負荷時とあまり変わらず連続的な降伏を示した。一方、Type B の鋼の BH 量は約 30MPa となり、再引張時の降伏応力は予負荷時と不連続で、明瞭な上降伏点と降伏点伸びが認められた。これらの結果と前述した成分構成から、Type A の鋼は固溶 C が存在しない IF 鋼になっているのに対し、Type B の鋼は固溶 C が残存して焼付硬化性（ひずみ時効性）を示す非 IF 鋼になっていると判断できる。

Table 5.2 Quasi-static tensile properties with JIS5 type specimen.

Steel	YS (MPa)	TS (MPa)	EL (%)
Type A	156	295	50.2
Type B	175	306	51.4

n-value	r-value	BH (MPa)
0.23	1.8	3
0.24	1.9	26

5.3.2 高速引張試験

AS 材の高速引張試験の公称応力-公称ひずみ線図を Fig.5.3 に示す。いずれのひずみ速度においても、2 種類の鋼はほぼ同じ応力-ひずみ曲線を示すが、Type

A の鋼のほうが破断伸びが小さく、大ひずみ域での流動応力が小さい。いずれの鋼もひずみ速度の増加に伴って、流動応力は大きく上昇するが、引張強さよりも降伏応力の方がひずみ速度依存性は大きい。一方、一様伸びは、ひずみ速度の増加に伴って減少することがわかる。これらの特徴は既報と一致しており、ひずみ速度の増加ともなって加工硬化率が小さくなるため、一様伸びが低下したと考えられる⁵⁾。

降伏応力および引張強さのひずみ速度依存性を、Fig.5.4 に示す。降伏応力(σ_y) および引張強さ(σ_b)のいずれも、ひずみ速度 2.6/s から 260/s におけるグラフの勾配は、0.01/s から 2.6/s での勾配より若干大きく、Log-linear な関係からは少し逸脱する傾向が認められた。引張強さのひずみ速度依存性は、降伏応力におけるそれよりは小さく、ひずみ速度 260/s では降伏応力と引張強さがほぼ同じになる。すなわち、ひずみ速度の増加に伴って加工硬化が小さくなる傾向が認められるが、この傾向は軟鋼の特徴であり、ひずみ速度依存性が塑性ひずみに影響を受けないとする多くの構成式では取り扱うことができない挙動である。

Fig.5.3 の AS 材の公称応力、公称ひずみを、それぞれ真応力、真ひずみに変換するとともに、BH 材の結果を加えた真応力-真ひずみ線図を Fig.5.5 および Fig.5.6 に示す。AS 材はひずみ量 0 を起点とし、BH 材は予ひずみ量に対応するひずみ量 0.02 を起点として重ねて描画している。

ところで、一般に BH 量は、ひずみ時効後の後続の降伏応力と予変形終了時の流動応力の差を用いて表されるが、本試験のように予変形時と後続変形時のひずみ速度が異なる場合は、BH 量以外に、流動応力のひずみ速度依存性に起因する応力差、さらに、ひずみ速度履歴依存性を示す材料の場合には、その履歴差に伴う応力差を生じる可能性があり、通常 BH 量の定義では純粋なひずみ時効の大きさを表す指標になるとは限らない。そこで、本研究ではひずみ時効の大きさを表す指標として、次式 5.3 で定義する $\Delta\sigma_{BH}$ を用いて議論することとする。

$$\Delta\sigma_{BH}(\dot{\epsilon}) = \sigma_{y,BH} - \sigma_{\epsilon_c^p,AS} \quad \dots\dots\dots (5.3)$$

ここで、 $\sigma_{\epsilon_c^p,AS}$ は、AS 材をひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ で塑性ひずみ ϵ_c^p まで変形させた時の流動応力である。 $\sigma_{y,BH}$ は、予ひずみ ϵ_c^p の BH 材を $\dot{\epsilon}$ で引張試験した時の降伏応力、すなわち、AS 材を準静的な基準ひずみ速度 (0.01/s) で ϵ_c^p まで変形させ、熱処理を行い、さらに $\dot{\epsilon}$ で引張試験した時の降伏応力である。以下では、本実験に対応する $\epsilon_c^p = 0.02$ の場合の $\Delta\sigma_{BH}(\dot{\epsilon})$ について考察する。

$\Delta\sigma_{BH}$ のひずみ速度依存性を Fig.5.7 に示す。Type B の鋼の $\Delta\sigma_{BH}$ は 20MPa 程度

の大きさで、ひずみ速度の増加にともなわずかに減少する。一方、Type A の鋼での $\Delta\sigma_{BH}$ は数 MPa 程度で、測定精度を考えるとほぼ零に近く、5.3.1 での考察と併せて考えると、焼付硬化そのものが生じていないと判断すべきである。また、これは Fig.5.5 において AS 材と BH 材の応力-ひずみ線図が完全に重なっていることから判断できる。

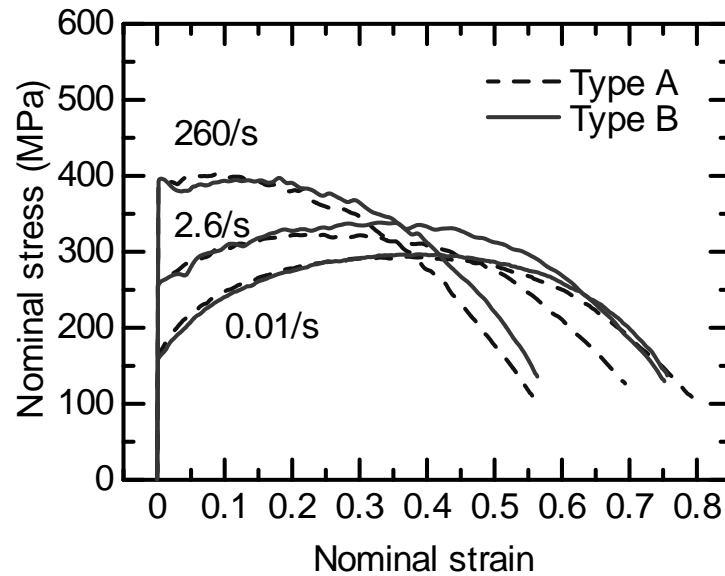


Fig.5.3 Nominal stress-nominal strain curves of AS specimen.

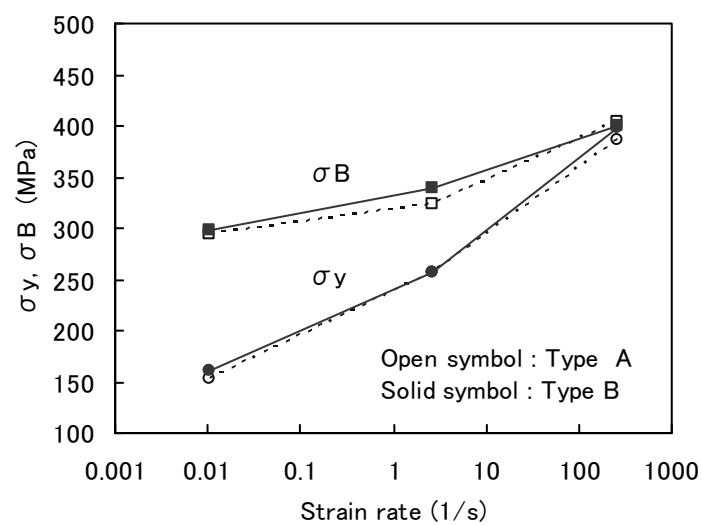


Fig.5.4 Strain rate dependences of yield- and tensile-strengths of AS specimen.

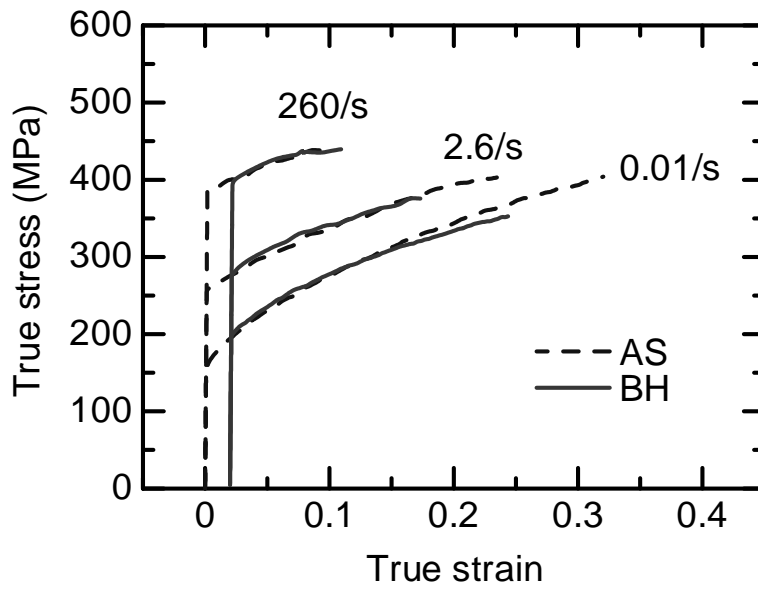


Fig.5.5 True stress-true strain curves of Type A steel.

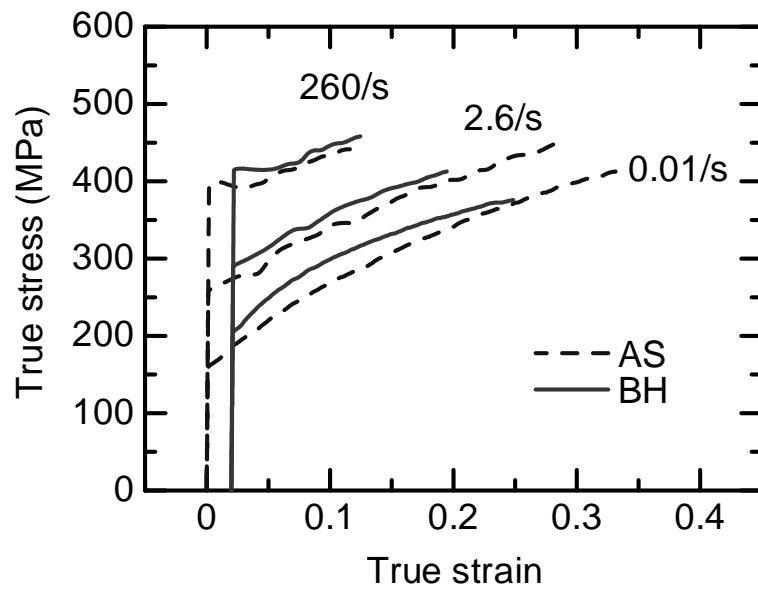


Fig.5.6 True stress-true strain curves of Type B steel.

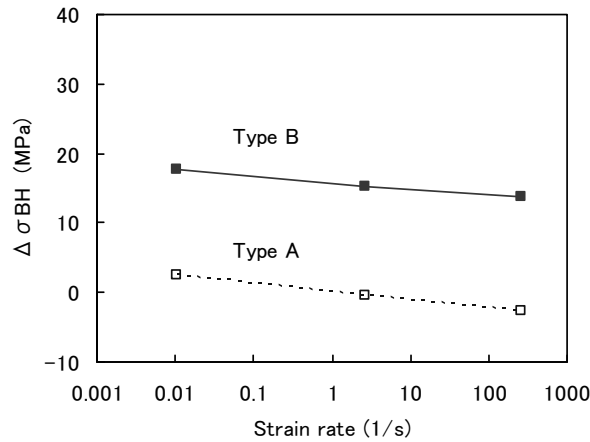


Fig.5.7 Strain rate dependences of bake-hardening.

5.3.3 転位組織

AS 材を準静的に変形させた場合の転位組織には, Fig.5.8 (a), (b)に示すように, 明瞭な転位セル構造が認められた. 一方, AS 材を動的に変形させた場合は, Type A,B の鋼はともに, Fig.5.8 (c), (d)に示すように, セル構造は認められず, 転位がランダムに視野全面に広がっていた.

Type A の鋼の BH 材を動的に変形させた場合, Fig.5.8(e)に示すように, 転位はセルを構成せず, ランダムに視野全面に広がっており, Fig.5.8(c)に示した AS 材の動的変形後に見られるものと同様の組織であった. つまり, Type A の鋼においては, ひずみ時効処理が転位構造に影響を与えていないと判断できる.

一方, Type B の鋼の BH 材を動的に変形させた場合, Fig.5.8(f)に示すように, セルを構成した転位組織が観察された. Fig.5.8(d)の AS 材と比較すれば, Type B の鋼については明らかに転位組織にひずみ時効が影響を及ぼしていると言える. ただし, 動的変形後の組織は, Fig.5.8(b)の準静的変形時ほどにはセル構造が明瞭に発達しておらず, セル内部に分散した転位が多い. いわば, 弱いセル構造とランダムに全面に広がった転位が重畳した組織とみなすことができる.

AS 材において, 準静的変形ではセル組織が形成され, 動的変形では形成されないという観察結果は, 従来の報告^{6,7)}と一致している. BH 材においては, 1 次変形 (予ひずみ) が静的で, 2 次変形が動的という履歴を受けているが, Type A の鋼でセル組織が認められなかったことは, 1 次変形でセル組織が形成されても 2 次の動的変形で消失したことを意味している. 一方, Type B の鋼では,

1次変形でセル状に形成された転位がひずみ時効によって不動化し、2次変形においても変化しなかったため、セル組織が観察されたと考えられる。また、ひずみ時効による転位の固着効果は、1次変形と2次変形が同じすべり系の場合のみ有効であると言われている¹⁾。また、Type Bの鋼では明瞭なセル組織が観察されなかった視野も存在するが、このような場所では、2次変形において1次変形と異なったすべり系が活動して転位の固着効果が十分作用せず、1次変形でセル状に形成された転位が移動し、セルが消失したと考えられる。

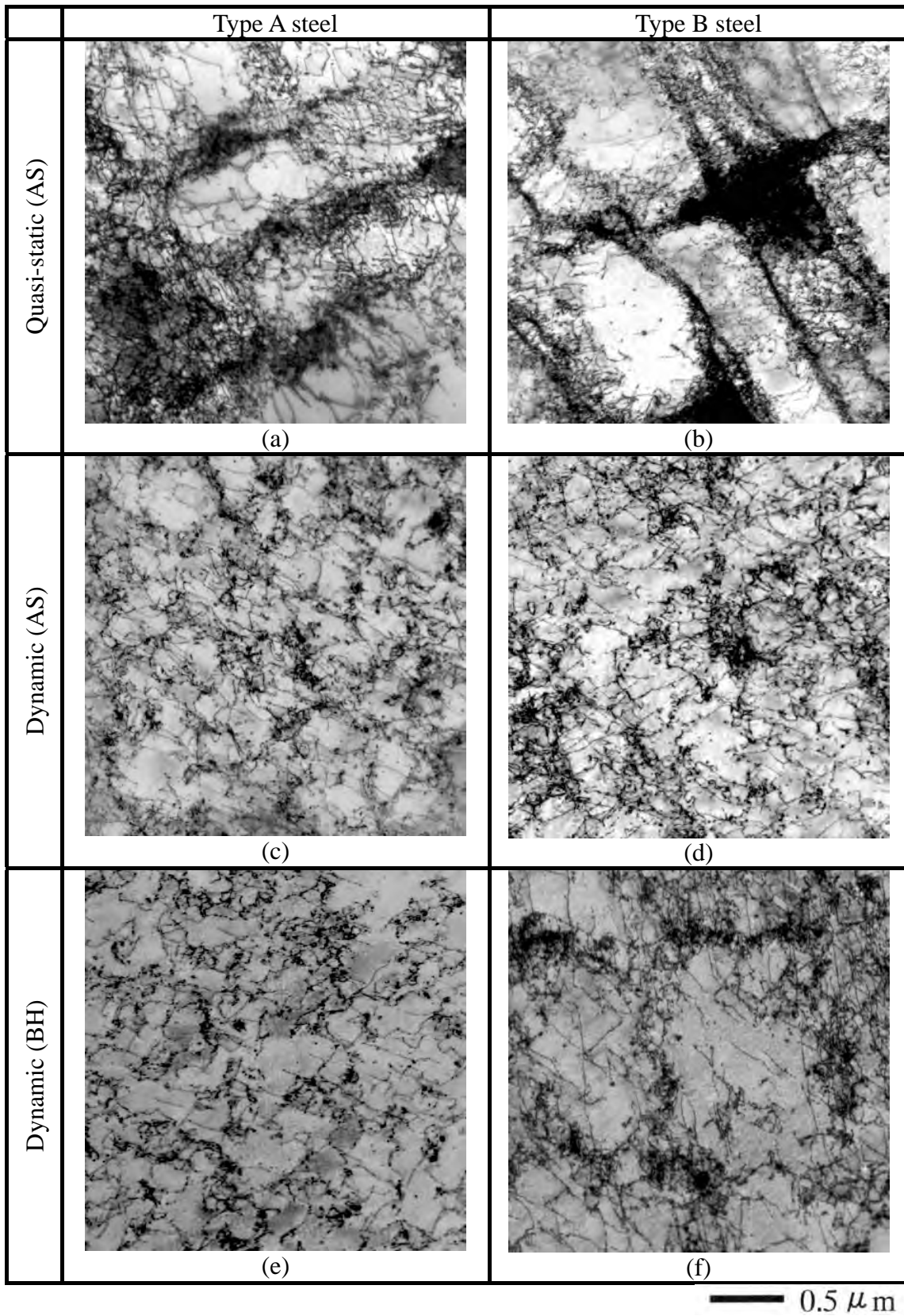


Fig.5.8 Dislocation structures after deformation.

5.3.4 ひずみ時効を考慮した構成方程式

5.3.4.1 構成方程式の提案

BH 材の引張試験は，AS 材を出発点にして考えると，ひずみ量 0.02 の予変形を準静的ひずみ速度(0.01/s)で与えてから変形を一旦停止し，熱処理を行ったのち，後続の変形を動的に開始したことになる．このような変形過程は，5.3.2 で一部述べたように，時間差はあるものの一種のひずみ速度急変を伴う変形に相当し，その応力変化には，ひずみ時効の影響に加えて，流動応力のひずみ速度依存性とひずみ速度履歴依存性の効果が含まれていることになる．本節では，これらの影響を総合的に考慮した，ひずみ時効を表現し得る構成方程式の提案と，それに基づく実験結果の評価を試みる．

ひずみ速度履歴依存性を含めた，ひずみ速度依存性構成式としては，その履歴依存性を粘性抵抗に求めた Campbell⁸⁾のモデル，微視的構造の変化に起因する静的流動応力の相違に求めた Mimiura らの多軸応力モデル^{9,10)} などがあるが，ここでは，パラメタ数が比較的少なく実用性に優れ，かつ，鋼特有のひずみ速度上昇に伴う加工硬化率の低下が表現可能な Tanimura-Mimura モデル¹¹⁾をベースに，Campbell 型のひずみ速度履歴依存性を織り込んだ拡張モデル¹²⁾

$$\begin{aligned} \sigma = & \sigma_s(\varepsilon^p) + \left(1 - \frac{\sigma_s}{\sigma_{cr}}\right) \cdot (\alpha \cdot \varepsilon^p + \beta) \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_1^p}{\dot{\varepsilon}_s^p}\right) \\ & + \left(1 - \frac{\sigma_s}{\sigma_{cr}}\right) \cdot \{\alpha \cdot (\varepsilon^p - \lambda \cdot \varepsilon_c^p) + \beta\} \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}_2^p}{\dot{\varepsilon}_1^p}\right) + B \cdot \left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_u}\right)^m \end{aligned} \quad \dots\dots (5.4)$$

を基本的な枠組みに選ぶ．ここで，右辺第 1 項の $\sigma_s(\varepsilon^p)$ は，基準塑性ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_s^p$ における流動応力を表し，塑性ひずみ ε^p の関数，第 2 項は，熱活性化過程に支配された流動応力のひずみ速度依存性を表す項で，項中の $\dot{\varepsilon}_1^p$ は初期動的変形時のひずみ速度， $\sigma_{cr} = \sqrt{3} \cdot \tau_{cr}$ は臨界せん断応力に相当する軸応力値である．第 3 項は熱活性化過程が支配するひずみ速度領域で，ひずみ速度の変化があった場合のひずみ速度履歴の効果を記述する項で，項中の $\dot{\varepsilon}_2^p$ は速度変化後の後続のひずみ速度， ε_c^p はひずみ速度の変化が起こったときの塑性ひずみ量である．なお，第 3 項は $\varepsilon^p \geq \varepsilon_c^p$ の場合に有効になる．また，係数 λ は本論文で新たに導入したひずみ速度履歴効果の強さを規定する非負の係数であり，ひずみ速度履歴効果がない場合は 0 をとる．また，第 4 項はひずみ速度が $10^3/s$ 以上の高ひずみ速度域での粘性抵抗が支配する流動応力のひずみ速度依存性を表す項で，項中の $\dot{\varepsilon}_u$

は単位ひずみ速度 (=1/s) を表す. また, 式 5.4 中の $B, m, \alpha, \beta, \sigma_{cr}$ は材料定数であるが, このうち $\alpha, \beta, \sigma_{cr}$ については, 文献[11][12]に鋼材料に共通の定数として, その推奨値が与えられている. なお, 同文献では, 第 4 項中の定数 B, m は対象材料について個別に定めるべき定数としている.

次に, 式 5.4 にひずみ時効効果を取り入れることを考える. 5.3.2 および 5.3.3 における検討から, ひずみ時効効果は, セル組織の形成による静的降伏応力の上昇を引き起こし, さらに, その速度依存性については, ひずみ速度の上昇に伴って低下する傾向を示すことが明らかになっている. このような傾向は, 構成式 5.4 が持つ「静的な流動応力が大きいほど, そのひずみ速度依存性が低下する」傾向に一致する. そこで本研究では, 5.3.2 で定義した焼付硬化量 $\Delta\sigma_{BH}$ の基準ひずみ速度における値 $\Delta\sigma_{BH}|\dot{\epsilon}_s^p$ を, 基準ひずみ速度における流動応力に加算することによってひずみ時効が記述できるものと仮定する. さらに本研究での試験ひずみ速度域は 260/s 以下と比較的低速度域であることから, 式 5.4 の第 4 項は無視し得ると仮定すれば提案式として次式が得られる.

$$\begin{aligned} \sigma = & \left[\sigma_s(\epsilon^p) + \Delta\sigma_{BH}|\dot{\epsilon}_s^p \right] \\ & + \left(1 - \frac{\sigma_s + \Delta\sigma_{BH}|\dot{\epsilon}_s^p}{\sigma_{cr}} \right) \cdot (\alpha \cdot \epsilon^p + \beta) \cdot \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}_1^p}{\dot{\epsilon}_s^p}\right) \quad \dots\dots (5.5) \\ & + \left(1 - \frac{\sigma_s + \Delta\sigma_{BH}|\dot{\epsilon}_s^p}{\sigma_{cr}} \right) \cdot \left\{ \alpha \cdot (\epsilon^p - \lambda \cdot \epsilon_c^p) + \beta \right\} \cdot \ln\left(\frac{\dot{\epsilon}_2^p}{\dot{\epsilon}_1^p}\right) \end{aligned}$$

5.3.4.2 パラメタの決定と実験結果との比較

Type A の鋼と Type B の鋼の化学組成はほぼ同一であり, その力学特性も Fig.5.3 に示すように AS 材としてはほぼ同一と見なすことができ, ひずみ時効に依る強度上昇のみが Type B の鋼に生じている. 従って, 提案した式 5.5 の基本的な力学特性, すなわち基準ひずみ速度での応力-ひずみ関係 $\sigma_s(\epsilon^p)$, ひずみ速度依存性に関わる定数 $\alpha, \beta, \sigma_{cr}$, および, ひずみ速度履歴効果に関わる係数 λ は Type A の鋼の実験結果から同定する. まず, 文献[11][12]を参照し, 材料定数 $\alpha, \beta, \sigma_{cr}$ の値として, 鋼材に共通な推奨値である $\alpha = -45.6\text{MPa}$, $\beta = 19.5\text{MPa}$, $\sigma_{cr} = 4700\text{MPa}$ を用いた. 次に Type A の鋼の BH 処理前後の応力-ひずみ関係と初期動的負荷試験での応力-ひずみ関係の比較 (Fig.5.5) から, 今回試験に供し

た材料でのひずみ速度履歴依存性は無視できるものと考え、 $\lambda=0$ とおいた。一方、式 5.5 中の $\Delta\sigma_{BH}|\dot{\epsilon}_s^p$ は Type B の鋼のひずみ速度 0.01/s での焼付硬化量から推定でき、Fig.5.7 に示す結果から $\Delta\sigma_{BH}|\dot{\epsilon}_s^p = 20\text{MPa}$ と見積もった。これらのパラメタを用いた計算結果と実験結果の比較を Fig.5.9 に示す。ひずみ速度 0.01/s の応力-ひずみ関係は Type B の AS 材、BH 材共に実験結果とよく一致している、また、BH 材については、高速変形となるほど、ひずみ時効による強化の度合い小さくなるが、ひずみ速度 260/s における計算結果と実験結果の比較を見ると、このような傾向が良く表現できていることがわかる。これらの結果から、本研究におけるひずみ時効の定式化は妥当であったと考えられる。

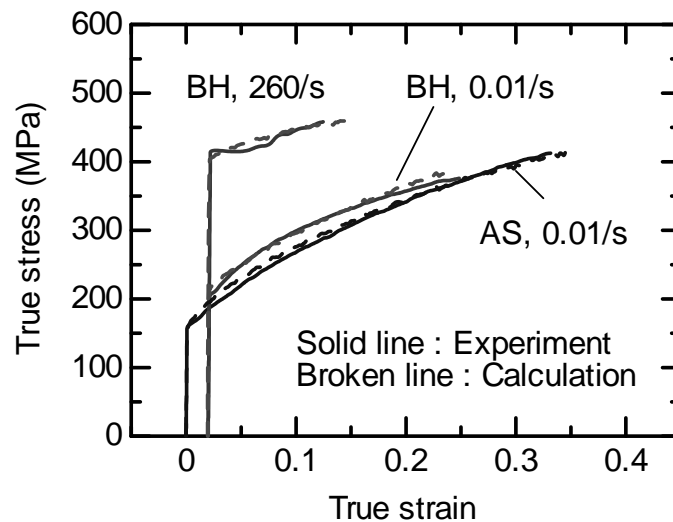


Fig.5.9 Comparison of stress-strain relations of Type B steel between calculated and experimental results.

5.4 結言

固溶炭素を含む極低炭素軟鋼板と含まないものについて、ひずみ時効前後の高速引張特性を調査した。

試験後の試験片の TEM 観察から、動的変形では、静的変形のような転位のセル組織は形成されないことがわかった。ただし、固溶炭素を含む鋼では、ひずみ時効によって不動化した転位組織を動的変形させると、弱いセル組織が認められることが分かった。このようなセルの存在が、力学的にはひずみ時効によ

る流動応力の増加を引き起こしているものと考えられる。

時効処理を行った鋼の応力-ひずみ関係のひずみ速度依存性を記述し得る構成則を提案するため、ひずみ速度履歴効果を考慮した拡張 Tanimura-Mimura モデルを基本的枠組みとして、その基準ひずみ速度 (= 準静的ひずみ速度) における応力-ひずみ関係に、ひずみ時効による強度上昇分を取りこむ手法を提案した。提案した構成式に基づき、ひずみ時効前の準静的応力-ひずみ関係から、ひずみ時効後の動的応力-ひずみ関係を予測すると、0.01~260/s の範囲で行った実験結果とよく一致し、提案した構成則の妥当性が検証できた。

参考文献

- 1) 岡本, 武内: “塗装焼付効果のメカニズム”, 住友金属, **41**-2 (1989), 321-332.
- 2) N. Mizui, K. Fukui, N. Kojima, M. Yamamoto, Y. Kawaguchi, A. Okamoto and Y. Nakazawa: “Fundamental Study on Improvement in Frontal Crashworthiness by Application of High-strength Sheet Steels”, SAE Technical Paper No.970156, (1997).
- 3) S. Tanimura, M. Uemura, N. Kojima and T. Yamamoto: “Recently Developed Testing Techniques and Dynamic Tensile Properties of Steel Sheets for Automobile”, Proc. Materials Science & Technology, (2004), 481-490.
- 4) 塚本, 傳田, 鈴木, 村上: ”動的破壊試験による強度評価”, 住友金属, **50**-3 (1998), 88-93.
- 5) N. Kojima, Y. Nakazawa and N. Mizui: “Compression flow stress of ultra low carbon mild steel at high strain rate”, Proceedings of the 4th International Symposium on Impact Engineering, (2001), 439-444.
- 6) W. C. Leslie, E. Hornbogen, and G. E. Dieter: “The Structure of Shock-hardened Iron Before and After Annealing”, J. Iron and Steel Inst., **200** (1962), 622-633.
- 7) 作井, 子安: ”衝撃変形を受けた純鉄の性質”, 鉄と鋼, **52** (1966), 1001.
- 8) J. D. Campbell and A. R. Dowling: “The Behaviour of Materials Subjected to Dynamic Incremental Shear Loading”, J. Mech. Phys. Solid, **18** (1970), 43-63.
- 9) 三村, 進藤, 高原: ”多軸応力下におけるひずみ履歴及びひずみ速度履歴に関する検討”, 日本機械学会論文集, Series A, **57**-537 (1991), 1195-1201.
- 10) K. Mimura and S. Tanimura: “Strain and Strain History Dependent Constitutive Model and Its Application to Large High Speed Deformation”, Proc. of the 2nd Asia-Pacific Conference on Shock and Impact Loads on Structures, CI-Premier (1997), 369-376.
- 11) 谷村, 三村, 楳田: ”広ひずみ速度域を対象とした各種材料グループに適用し

得る実用構成式”, 材料, **50**-3 (2001), 210-216.

- 12) K. Mimura and S. Tanimura: “A Practical and Phenomenological Rate-sensitive Constitutive Relation with a Unified Set of Parameters for Various Metallic Materials”, *Advances in Engineering Plasticity and its Applications*, Pergamon Press (1996), 235-240.

第6章 薄鋼板部品の衝突特性および

数値シミュレーションとの対比

6.1 緒言

第4章では、広範囲のひずみにおいてひずみ速度依存性を精度良く取り扱うことができる材料構成式を提案し、高速引張試験の実験結果とよく一致することを述べた。本章では、その材料構成式を用いた衝突シミュレーションが衝突試験結果と一致するかどうか、従前の材料構成式を用いた場合より精度が向上するかどうかを検証した。まず緒言では、衝突試験およびシミュレーションの対象として、薄鋼板部品の3点曲げを選定した背景について説明する。

地球環境保護の観点から自動車の燃費向上が求められており、車体の軽量化は有効な手段である。一方、衝突安全性向上のために、鋼板の板厚や補強部品が増加し、車体重量も増加する傾向にある。軽量化と衝突安全性を両立するためには、構造設計と材料の最適化が重要であり、CAEによる衝突解析は不可欠である。また、開発期間の短縮とコストの削減のため、実車衝突試験に代わりCAEの重要性が増している。自動車の衝突時に鋼板は最大1000/s程度のひずみ速度で塑性変形を受けるため、衝突解析には、ひずみ速度依存性を考慮した信頼できる材料データが必要となる。我が国では1990年代後半に自動車用鋼板の高速引張試験特性が盛んに調査された¹⁾。鉄系材料の流動応力は、非鉄系材料よりも大きなひずみ速度依存性を有するが、静的強度が高い鋼ほどひずみ速度依存性が小さくなる特徴があること²⁾、さらにオーステナイト系ステンレス鋼以外の鋼では同一材料においても、加工硬化等で静的強度が上昇すればひずみ速度依存性が小さくなる傾向を示すことが明らかになっている。このため、鉄系材料の衝突解析においては、上述のような鋼特有の流動応力のひずみ速度依存性の取り扱いが重要となる。このような取り扱いが可能な材料構成式として、Tanimura-Mimura-Umedaモデル³⁾（解析に用いたFEMソフトウェアのライブラリ記載名に合わせて、以下ではTanimura-Mimuraモデル、また、T-Mモデルと略す）が提案されているが、FEM解析等において、このモデルが従前の速度依存モデルと比較して、解析精度がどの程度向上するかを定量的に検討した報告はまだなされていない。そこで、本章では、その比較・検証を行うことを目的とする。

衝突安全の視点からは、衝突時に効率良くエネルギーを吸収させる部位と、

変形を押さえて客室空間を確保する部位に大きく分けられる⁴⁾。車体全体ではなく部品単品の評価には、プレス成形した薄鋼板をスポット溶接で接合された中空閉断面部材が用いられ、前者にかかわる評価方法として軸圧壊試験が、後者には3点曲げ試験がよく用いられる。

ところで、軸圧壊試験では、部材の板厚と幅の比率や荷重入力方向のわずかなオフセットによって座屈形態が大きく影響を受けることが知られており⁵⁾、その実験的な再現性には「ばらつき」がある。このため、その変形形態について、実験と解析を精密に比較することにはやや難がある。これに対して、3点曲げ試験での実験の再現性は良好であり、解析結果との比較・検証に適している。また、衝突安全性の観点から、曲げ座屈における座屈形態の把握が重要であることの指摘⁶⁾⁷⁾など、この方面での精度の高い解析が期待されていることを考慮して、本章では、解析対象として「3点曲げ」を選び、動的3点曲げ試験を実施すると共に、各種材料モデルを用いた衝突解析を行い、解析結果への影響や試験結果との対比について検討した。

6.2 材料構成式の特徴

数値解析におけるひずみ速度の影響を考慮した材料構成式としては、次式のように流動応力の粘性部分がひずみ速度のべき乗に比例するとする Cowper-Symonds モデル（以下 C-S モデルと略す）⁸⁾

$$\sigma = \sigma_0 \cdot \left(1 + \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{D} \right)^{1/p} \right) \quad \dots\dots\dots (6.1)$$

あるいは、流動応力の上昇が、ひずみ速度の対数に比例すると考える Johnson-Cook モデル⁹⁾

$$\sigma = (\sigma_0 + B \cdot \varepsilon^n) \cdot \theta(T) \cdot \left[1 + C \cdot \ln \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{\dot{\varepsilon}_0} \right) \right] \quad \dots\dots\dots (6.2)$$

などが比較的良好に用いられる。ここで、式 6.1 中の σ_0 はひずみ速度が零の場合の仮想的な静的応力、 D 、 p は材料定数である。なお、定数 D は理論上 $\sigma = 2\sigma_0$ となるひずみ速度に相当し、Johnson-Cook モデルや後に示す Tanimura-Mimura モデ

ルのように、準静的～低ひずみ速度域に取られる基準ひずみ速度とは異なる。また、式 6.2 中の $\dot{\varepsilon}_0$ は基準ひずみ速度、係数 C は過応力-ひずみ速度の対数線図の勾配、 $\theta(T)$ は温度の関数、 $\sigma_0 + B\varepsilon^n$ は n 乗硬化則を仮定した基準ひずみ速度における応力-ひずみ関係をそれぞれ意味している。

これらのモデルの流動応力は、塑性ひずみの大きさに関わらず同じひずみ速度依存性を示し、緒言で述べたような塑性ひずみの増大に伴うひずみ速度依存性低下を生じるような鋼特有の実験的傾向を十分に表現できない。谷村らは、この鋼特有の傾向を精度良く記述する Tanimura-Mimura モデル（以下 T-M モデルと略す）³⁾を次式のように提案している。

$$\sigma = \sigma_s + K(\varepsilon^p) \cdot \left(1 - \frac{\sigma_s}{\sigma_{cr}}\right) \cdot \ln\left(\frac{\dot{\varepsilon}^p}{\dot{\varepsilon}_s^p}\right) \quad \dots\dots\dots (6.3)$$

ここで、 $\dot{\varepsilon}_s^p$ は基準塑性ひずみ速度で、通常は準静的ひずみ速度に取られる。 σ_s は基準塑性ひずみ速度における応力、 $\sigma_{cr} = \sqrt{3}\tau_{cr}$ は臨界剪断応力に相当する軸応力値、 $K(\varepsilon^p)$ はひずみ速度依存性に及ぼすひずみ量の影響を定める関数で、谷村らはこの関数を

$$K(\varepsilon^p) = \alpha\varepsilon^p + \beta \quad \dots\dots\dots (6.4)$$

の形に仮定している。また一般に、構成式のパラメータは、材料毎に実験により決定されるが、T-M モデルでは鉄系、銅系などの材料グループ毎に共通のひずみ速度依存性パラメータの推奨値が規定されている特徴もある。すなわち、ひずみ速度依存性が未知の材料でも、その材料グループと静的応力-ひずみ曲線が既知であれば、ひずみ速度依存性の推定が可能となっている。

6.3 実験および解析方法

6.3.1 実験方法

6.3.1.1 高速引張試験

供試材には、自動車に広く使われており、ひずみ速度依存性が顕著な材料として、板厚 1.6mm の自動車用冷延軟鋼板を選択した。圧延方向に採取した JIS5 号引張試験片により、ひずみ速度 0.002/s で求めた準静的引張試験特性を Table 6.1 に示す。また、これ以降、この準静的引張におけるひずみ速度を「準静的ひ

ずみ速度 $\dot{\epsilon}_s^p$ 」, 得られた引張応力を「準静的応力 σ_s 」として記述する.

Table 6.1 Tensile properties of target steel sheets.

Yield strength, MPa	Tensile strength, MPa	Elongation, %	Work-hardening exponent	Lankford value
151	290	55	0.262	1.93

供試材の圧延方向に Fig.6.1 に示す形状の原厚引張試験片を採取し, 検力ブロック式高速材料試験機¹⁰⁾ (鷺宮製作所 TS-2000) を用いて, ひずみ速度を変えた引張試験を行った. ひずみ速度は 0.01, 0.1, 1, 10, 100, 500, 1000/s の 7 水準とした.

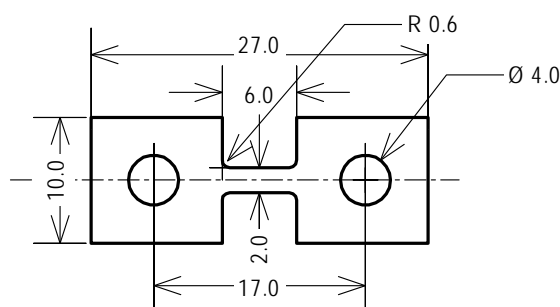


Fig.6.1 Dimensions of high strain rate tensile test piece.

6.3.1.2 動的 3 点曲げ試験

プレスブレーキを用いて, 供試材を Fig.6.2 に示すハット形状断面に曲げ成形した. ハット曲げ材の開口側に同じ外形の供試材をクロージングプレートとして重ね, フランジ部をスポット溶接して中空の閉断面部材を作製した. スポット溶接の間隔は 30mm とし, 両端のスポット溶接は部材端から 15mm の位置とした. Fig.6.3 に示す供試体と治具の配置で, 3 点曲げ試験を行った. 円筒圧子の半径は 150mm, 支持点半径は 70mm, 支持点間隔は 800mm とした. 荷重負荷にはガス油圧式引張試験機¹¹⁾を用い, 供試体と治具を試験機に取り付けた状態を Fig.6.4 に示す. 試験機はシリンダーを上方に有し, ラムを引き上げて裁荷す

る構造であり，ラム先端に取り付けた4本柱の圧子固定枠が上方に引き上げられることにより，圧子が供試体に衝突する．圧子の移動速度は，静的条件4mm/s，動的条件4000mm/sとし，圧子が供試体に接触してからの移動ストロークは約120mmとした．動的条件においては所定のストロークで停止させるため，120mmの手前より減速させている．変位は試験機のシリンダーに内蔵された変位計で計測した．荷重は，圧子と圧子固定枠の間に挟み込んだ圧電素子型ロードセルで計測した．

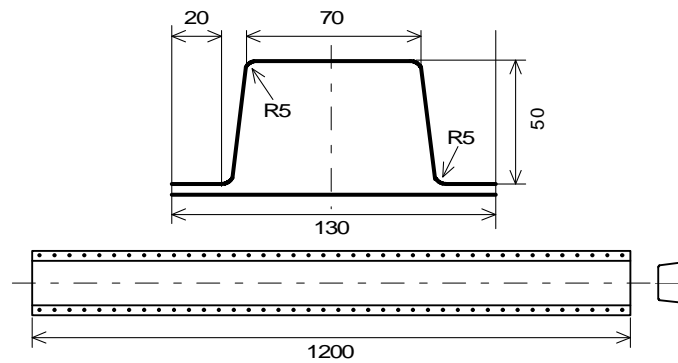


Fig.6.2 Shapes and dimensions of columns for bend test.

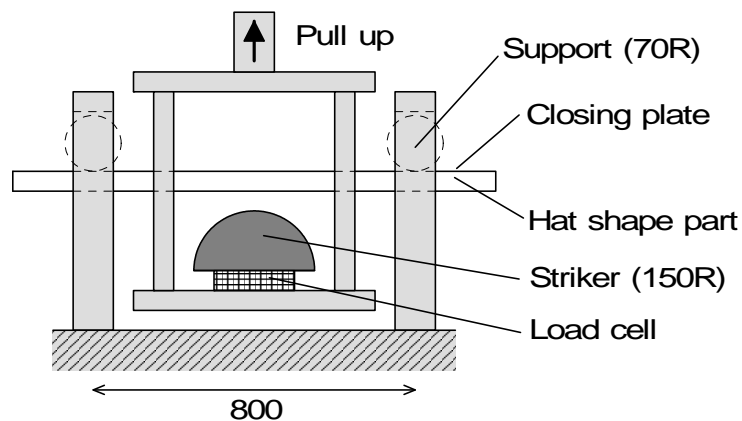


Fig.6.3 Schematic drawing of three-points bend.



Fig.6.4 Actual appearance of testing setup.

6.3.2 解析方法

6.3.2.1 有限要素モデリング

実部材製作時のスプリングバックやスポット溶接時の部材拘束と熱変形による形状変化を正確に反映させるため、実際に製作した部材を非接触 3 次元形状測定機にて形状を測定し、測定値の点群データからポリゴン化、サーフェス化処理を行って解析に供するモデルを完成させた。 Fig.6.5 に解析モデルを示す。使用した要素は、Belytschko-Wong-Chiang¹²⁾シェルであり、板厚は概ね 1.6mm で、板厚方向に 5 点の積分点を設けている。曲げ加工部などでは板厚が多少変化する可能性があるため、出来る限り板厚実測値を用いて実モデルの形状を反映させるようにした。要素サイズは 3mm×3mm を基本とし、ハット部材の稜線部は座屈形態が精密に表現できるように配慮し 2mm×3mm とした。なお、ハット曲げ部材とクロージングプレートの溶接部位は実際の溶接位置に合わせて、スポット溶接を模擬したビーム要素で結合した。圧子および支持点は、剛体として取り扱い、実験に用いた治具と同様の曲率半径を有する形状を CAD にて作成した。

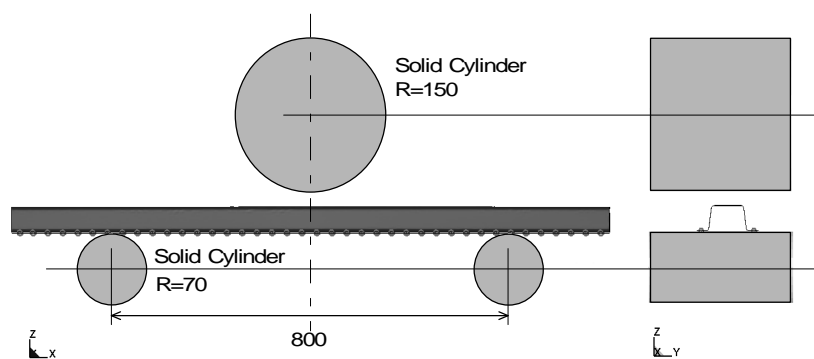


Fig.6.5 CAE model for analysis.

6.3.2.2 解析条件

解析には、動的陽解法汎用 FEM コード LS-DYNA ver.971 を用い、剛体圧子を z 軸方向に衝突させた。衝突速度は、実験条件を模擬して、時刻 0.033s までは 4.00m/s、その後は 2.00m/s とし、0.050s まで計算を行った。圧子は供試体との接触前に 28mm の助走距離を設けており、衝突時から計算終了までの変位は 138mm となる。支持点は剛体とし、すべての変位を拘束した。部材と圧子との摩擦係数は 0.08、また支持点との摩擦係数は、0.12 とした。ひずみ速度依存構成モデルについては、その速度依存性を C-S モデル、T-M モデルで考慮する場合と、ひずみ速度依存性を全く考慮しない場合（以下、I-S モデルと称す）の 3 種類で解析した。実験と同様の動的 3 点曲げ試験の解析を行い、荷重－変位曲線に及ぼすひずみ速度依存性構成式の影響、ならびに、解析結果と実験結果との相関について検証した。

6.4 実験結果

6.4.1 高速引張結果と材料定数

高速引張試験で得られた応力－ひずみ曲線を Fig.6.6 に示す。図中には、JIS 5 号試験片を用いて得られた準静的引張試験の結果も含めて示してある。図より、ひずみ速度の上昇に伴って降伏点が顕著に上昇し、また、引張強さに対応するひずみが小さくなることが判る。次に、種々のひずみ量における流動応力のひずみ速度依存性を Fig.6.7 に示す。図の横軸は、基準ひずみ速度を準静的ひずみ

速度 $\dot{\epsilon}_s^p$ (=0.002/s) に選び、無次元化して示してある。各ひずみでの流動応力のひずみ速度依存性は同一ではなく、高いひずみ量でのひずみ速度依存性ほど低下していることが判る。

Fig.6.7 の結果を、6.2 節で述べた C-S モデル(式 6.1), および, T-M モデル (式 6.3) のそれぞれを用い同定した。まず, C-S モデルによる同定では, ひずみ量によって式 6.1 中の p , D が異なる結果になり, 全てのひずみ領域に対するパラメータ決定は困難であった。そこで, 座屈荷重を支配するのは微小ひずみでの流動応力であると考え, ひずみ量 0.01 におけるひずみ速度依存性を最も良く近似するようにパラメータを決定したところ, $\sigma_0 = 165\text{MPa}$, $p = 4.5$, $D = 60/s$ が得られた。対応する近似曲線を Fig.6.7 中に破線で示す。図より, ひずみ量 0.01 における準静的応力の近似値は, 実測値より若干高めに評価されるが, 高速域での流動応力の近似値は, まずまずの精度と言える。

T-M モデルによる同定では, 文献[3]を参照して, 式 6.3 中の σ_{cr} を 4.7GPa と仮定し, これと Fig.6.7 の実験結果から, まず

$$K(\epsilon^p) = \left(\frac{\sigma - \sigma_s}{\sigma_s \cdot \ln(\dot{\epsilon}^p / \dot{\epsilon}_s^p)} \right) / \left(\frac{1}{\sigma_s} - \frac{1}{\sigma_{cr}} \right) \quad \dots\dots\dots (6.5)$$

を $\dot{\epsilon}_s^p = 0.002/s$ として求め, さらに式 6.4 の関係からその係数 α , β を Fig.6.8 に示すように, 最小二乗近似により, $\alpha = -46.7\text{MPa}$, $\beta = 18.0\text{MPa}$ と決定した。

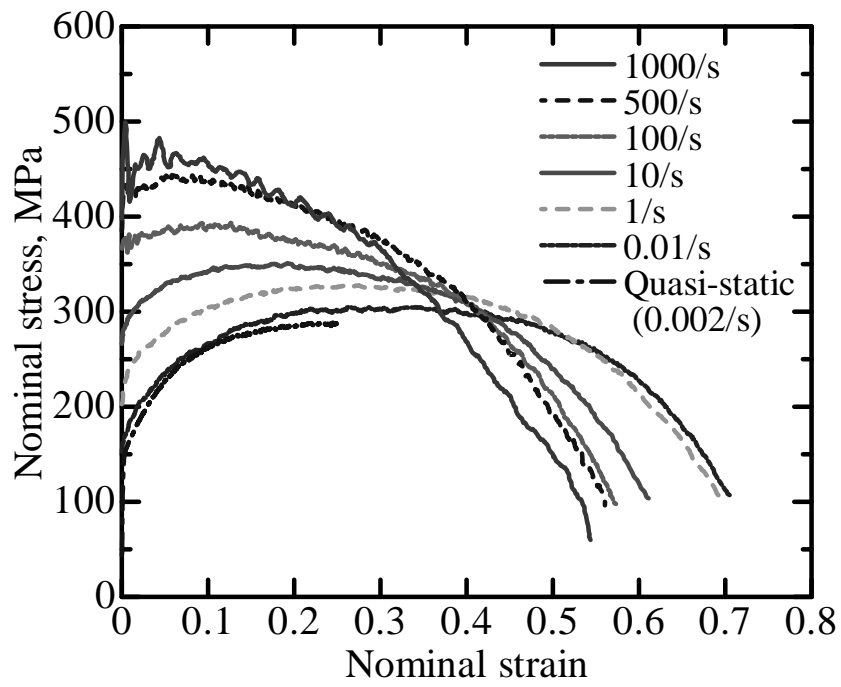


Fig.6.6 Stress-strain curves at various strain rates.

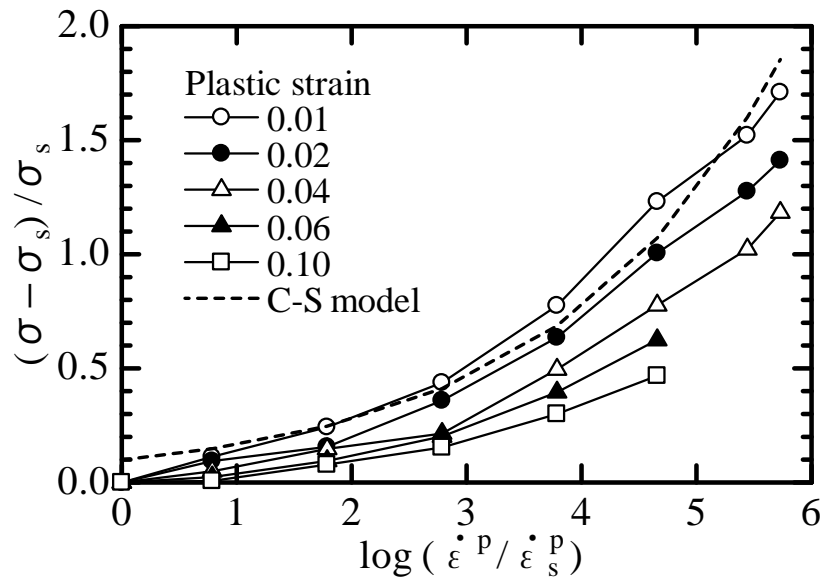


Fig.6.7 Variation of normalized excess stresses with logarithm of strain rates.

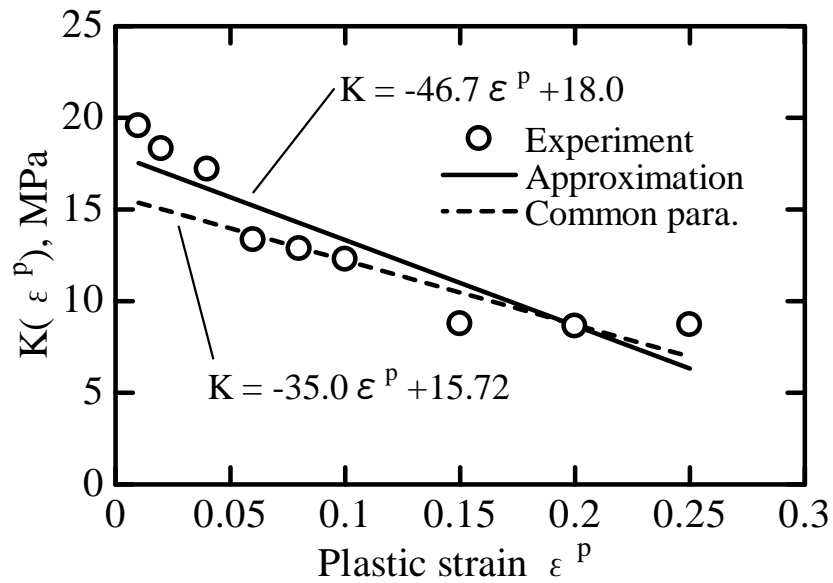


Fig.6.8 Relation between $K(\epsilon^P)$ and ϵ^P .

6.4.2 曲げ試験結果

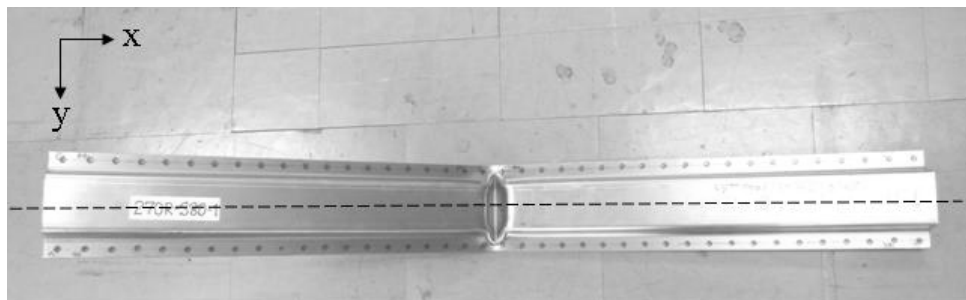
曲げ試験の荷重－変位関係については、解析結果とともに後述する。まず、曲げ試験後の供試体が治具にセットされたままでの外観を Fig.6.9 に示す。この状態から圧子を戻したときの試験体の弾性回復量は、圧子変位として約 5mm であった。



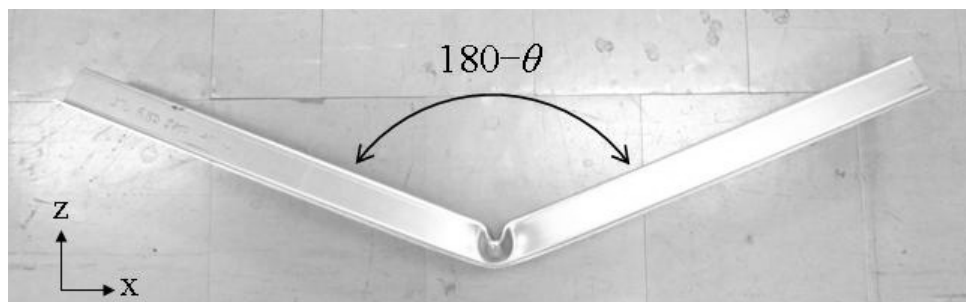
Fig.6.9 A typical deformation mode of columns just after the three-point bend test.

供試体は長手方向の中央部において、ハット部材の水平部が内側に凹み、縦壁部は外側に張り出して座屈していた。一方、中央から 200mm 以上離れた領域ではハット水平部の変形がほとんどなく、座屈部の形状を議論する上で無視できることを確認できたので、本章では中央部 $\pm 200\text{mm}$ 以内の領域での変形に着目する。接触式 3 次元形状測定機を用いて、Fig.6.10(a)のように供試体の幅中央ラインに沿って $\pm 200\text{mm}$ 以内の範囲のハット部材の形状プロファイルを測定した結果を Fig.6.11 に示す。Fig.6.10(b)で定義した曲げ角 θ を、形状プロファイルの両端の直線部分からの内挿によって求めて、Fig.6.11 中に示した。

なお、座屈部のクロージングプレート側は、座屈することなく連続的な曲率で変形しているため、ひずみ量は小さい。そのため材料モデルの違いが形状に与える影響は小さいと考え、本章ではクロージングプレート側の形状については議論しない。



(a) View of z direction



(b) View of y direction

Fig.6.10 Appearance of column after dynamic bend test.

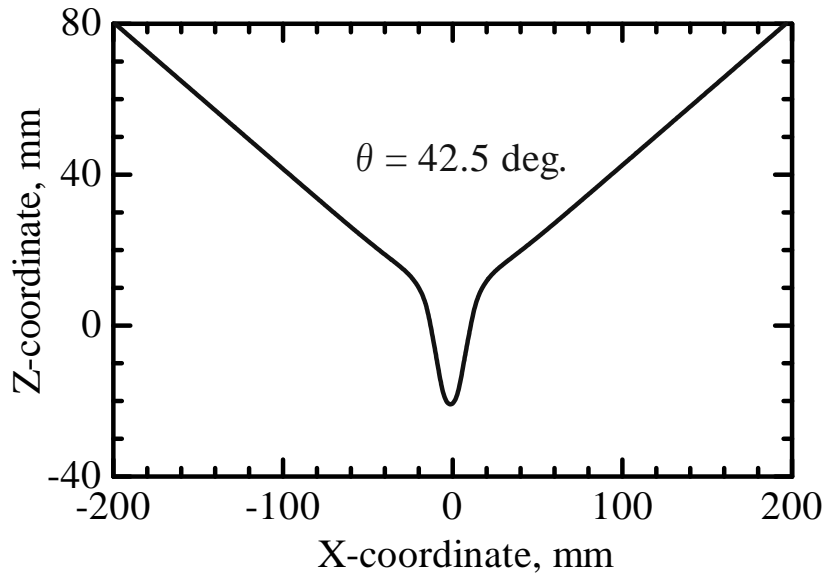


Fig.6.11 Profile of buckling portion by dynamic experiment.

6.5 解析結果と実験との比較

6.5.1 荷重－変位曲線

3種類の材料モデルを用いて解析した荷重－変位曲線を Fig.6.12 に示す. 荷重は初期に最大値を示した後, 変位の増加とともに緩やかに低下する. 変位 20mm 以下では, C-S モデルの荷重と T-M モデルの荷重はほとんど同じであるが, より高変位では C-S モデルが T-M モデルより高い荷重を示す. I-S モデルはどの変位においても, C-S モデル, T-M モデルより荷重が低い. I-S モデルと静的試験, T-M モデルと動的試験の対比を Fig.6.13 に示す. いずれも解析と試験がよく一致している.

6.5.2 座屈形状

計算終了時の変位 138mm における $y=0$ 断面のハット側のプロファイルの解析結果を Fig.6.14 に示す. グラフ上で線の重なりを防ぐため, z 軸方向に 20mm ずつ移動して描画してある. 実験結果同様, $x=\pm 200\text{mm}$ より内側で座屈が生じており, その外側のプロファイルは完全に直線になっている. 材料モデルの差を比較するため, モデル間の z 方向の差分を Fig.6.15 に示す. 材料モデルによるブ

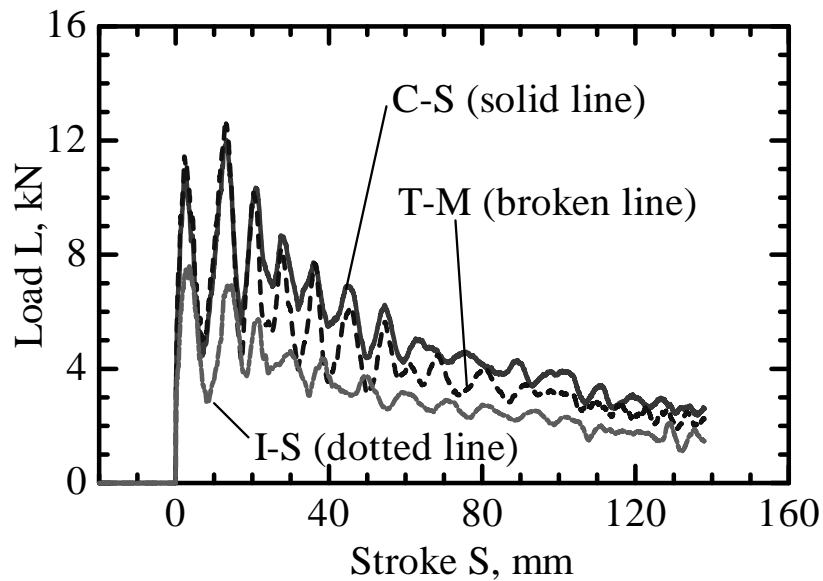


Fig.6.12 Dynamic load-stroke curves of analysis with various material models.

ロファイルの差は、座屈部の $x=\pm 50\text{mm}$ で顕著であるが、両端の直線部では無視しうるほど小さい。

解析と試験の形状プロファイルを比較するためには、解析の変位を実験と同じにする必要がある。試験は $S=120\text{mm}$ で試験機のシリンダーが停止する設定で行っているが、実際には試験治具の慣性力によって、 $S=120\text{mm}$ 以上の変位が与えられた可能性が否定できない。また、解析で求められる試験体が圧子と支持点で拘束された状態と、試験体を治具から取り外して実際に形状を測定した状態では、スプリングバックのため若干形状が異なっている。そこで、試験後の供試体で測定した曲げ角と解析結果の曲げ角 θ が同じであれば、形状プロファイルを直接比較しても問題ないと考える。

変位 S を変化させた時の解析プロファイルからそれぞれの曲げ角 θ を求め、 S との関係を図 6.16 に示す。 S - θ の関係は材料モデルに依存せず、同一の関係になっているので、動的試験 ($\theta=42.5\text{deg.}$) は、 $S=125\text{mm}$ の解析プロファイルと比較することが妥当である。

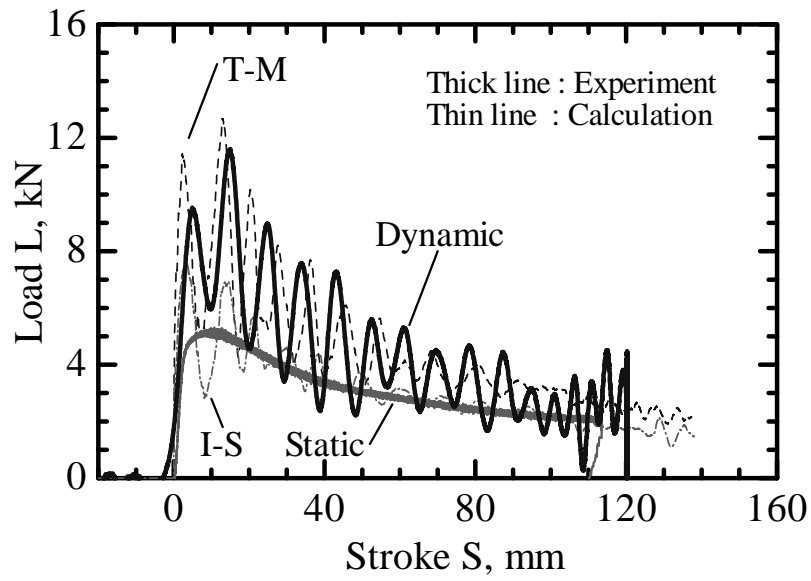


Fig.6.13 Comparison of load-stroke curves between analysis and experiment.

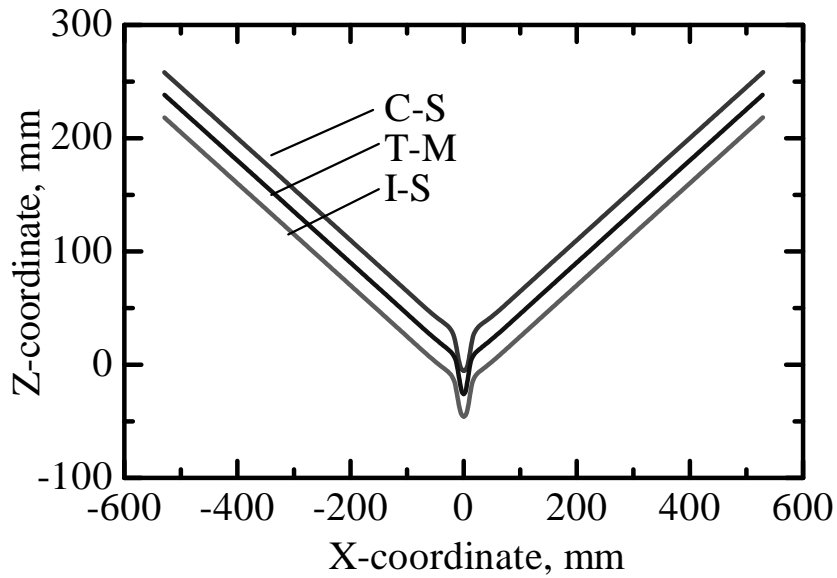


Fig.6.14 Profile of $y=0$ intersection of hat shape part.

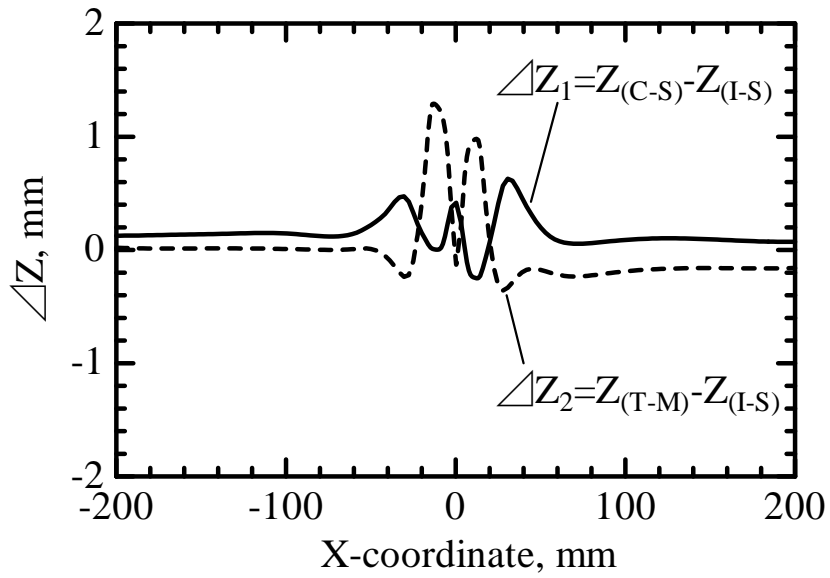


Fig.6.15 Profile difference between material models.

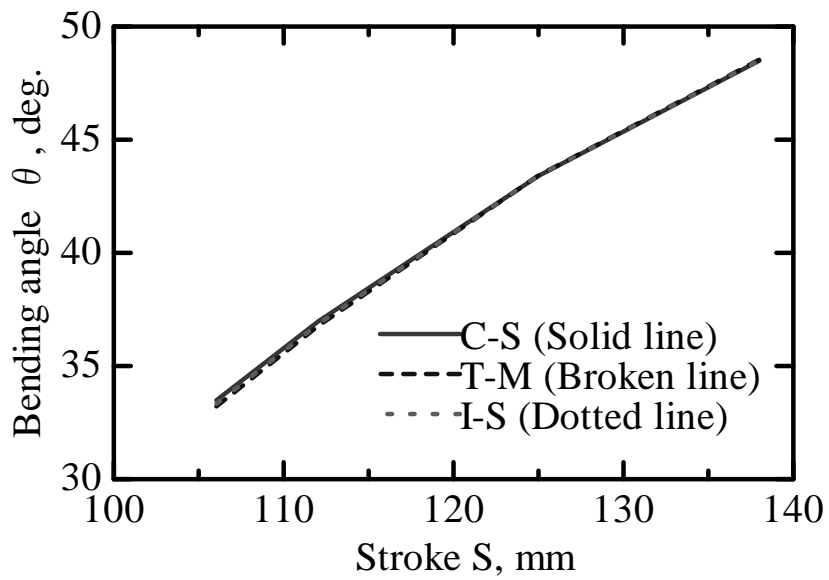


Fig.6.16 Relation between stroke and bend angle.

動的試験のプロファイルと各材料モデルで計算した $S=125\text{mm}$ でのプロファイルを、 $x=0\text{mm}$ 近傍を拡大して Fig.6.17 に示す。座屈頂点の z 軸方向の深さは、材料モデルによらずほぼ等しいが、座屈した領域の広さには顕著な差が認められる。C-S モデルが最も広く、I-S モデルはそれよりやや狭い。T-M モデルは最も狭く、C-S モデルより左右それぞれ 4mm 程度狭くなっている。試験結果は T-M モデルによる解析と 1mm 以内の精度でよく一致した。また、座屈部の外観は、Fig.6.18 に示すように T-M モデルの結果の方が実験とよく一致した。C-S モデルの結果は、縦壁部の外側への膨出が T-M モデルより広範囲に及んでいる。

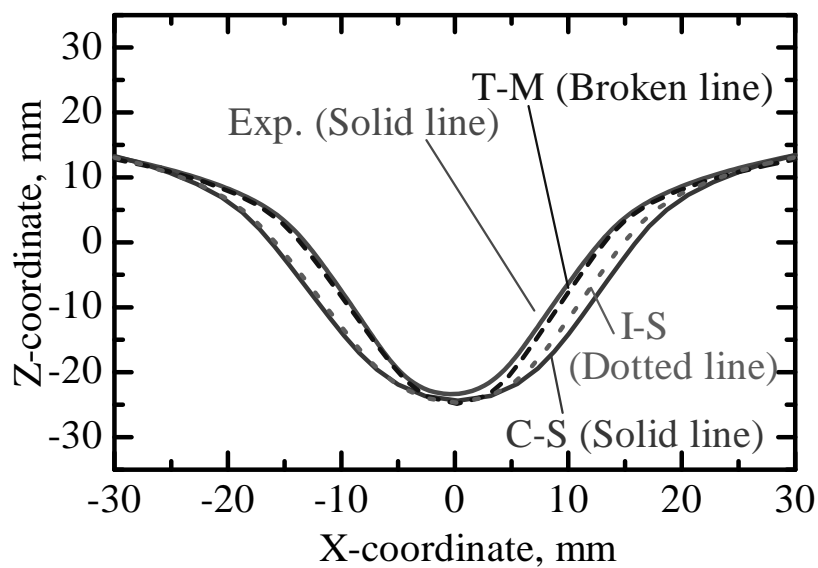
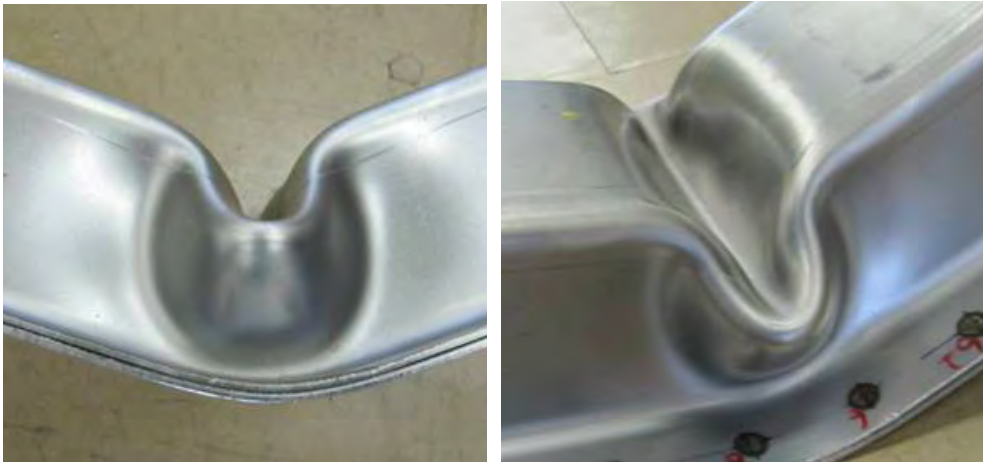
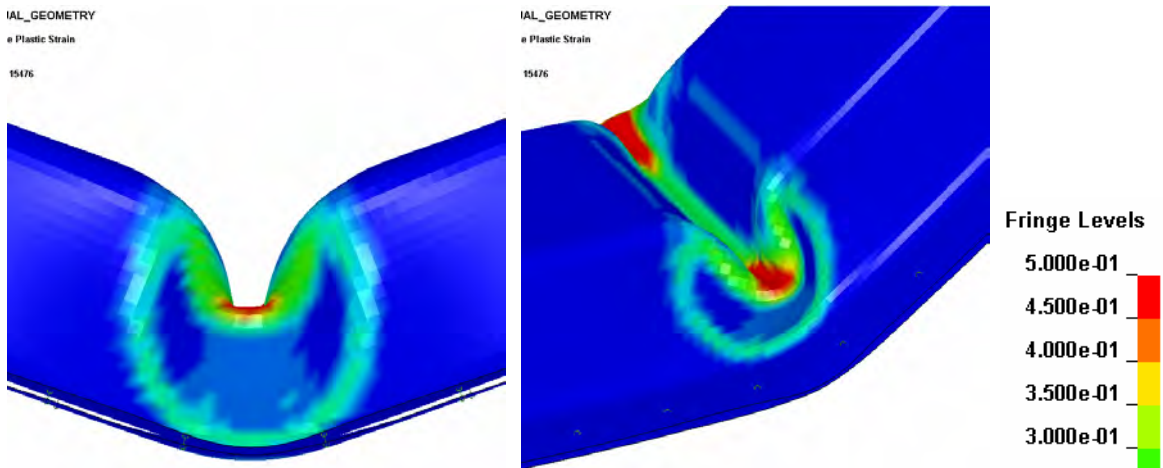


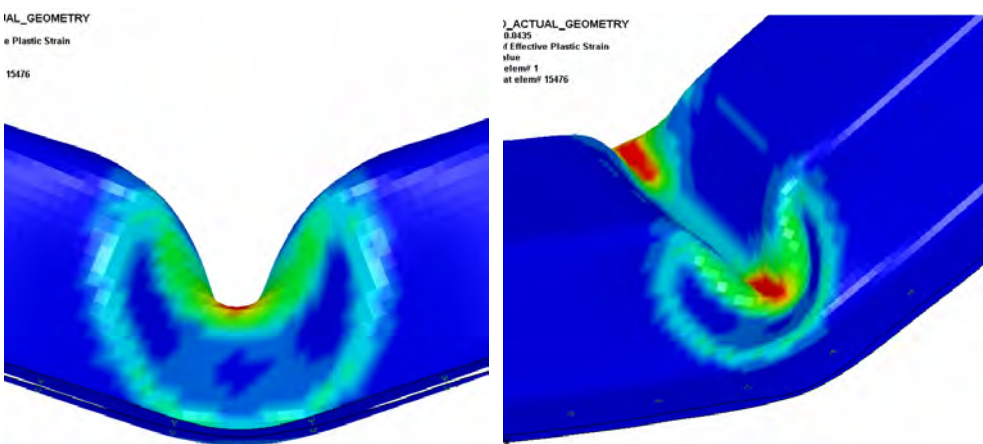
Fig.6.17 Comparison of profile between experiment and calculation.



(a) Experiment



(b) Calculation with T-M model



(c) Calculation with C-S model

Fig.6.18 Buckling appearance and equivalent strain contour of experiment and calculation.

6.6 考察

6.6.1 材料モデルの影響

Fig.6.12 の荷重－変位曲線において、荷重が最大になる変位でのひずみ分布を Fig.6.19 に示す。いずれのモデルでも中央のハット稜線上のひずみが最も大きく、T-M モデルのほうが稜線上のひずみの局在化が著しい。縦壁部が外側へ膨出した領域およびハット平坦部が内側へ陥没した領域は、それらの外周境界にひずみが集中していることから区別がつくが、それらの膨出および陥没領域は T-M モデルの方が狭くなっている。したがって、稜線近傍に発生するひずみの局在化の程度が座屈形状を支配していると考えられる。

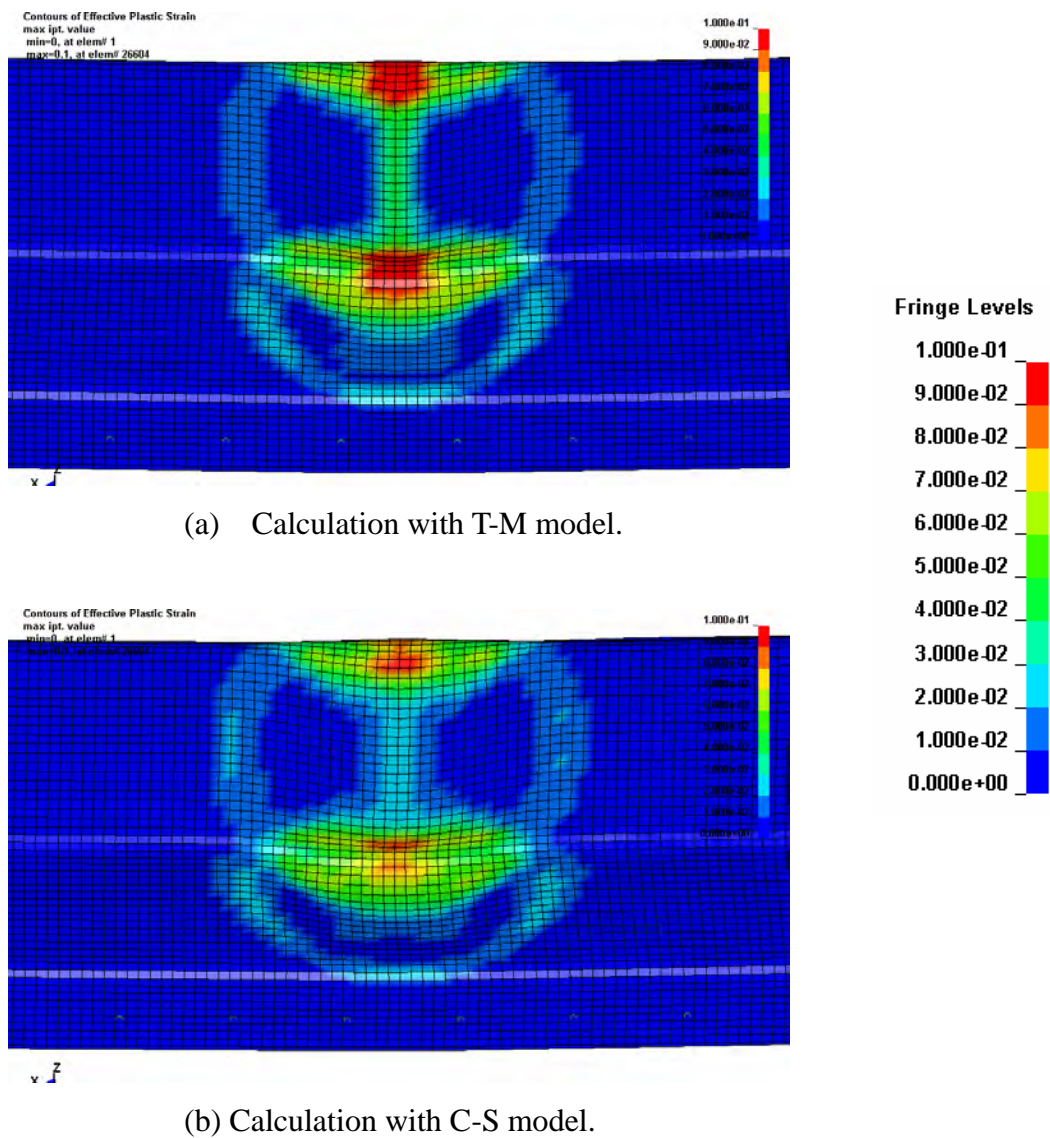


Fig.6.19 Equivalent strain contour at S=17mm.

一般に、ひずみが増加した箇所の流動応力は、ひずみ速度依存性が高く加工硬化が大きい材料ほど顕著に増加し、周辺部への変形の拡散を促すため、その箇所でのひずみの局在化は抑制される傾向が認められる。鉄系に対する T-M モデルでは、C-S モデルと比べて、高ひずみ速度域での加工硬化率が著しく減少する仕様となっているため、C-S モデルと比べてひずみの局在化が顕著になったと考えられる。C-S モデルで用いたパラメータは、ひずみ 0.01 の流動応力から決めたひずみ速度依存性が大きいものである。仮に、大ひずみでの流動応力からパラメータを決めればひずみ速度依存性が小さいものになり、I-S モデルに近づくことになる。Fig.6.17 に示したプロファイルは、T-M モデル、I-S モデル、C-S モデルの順に変化しているので、C-S モデルでどのようなパラメータを採用したとしても、T-M モデルのようなひずみの局在化は再現できない。

6.6.2 T-M モデルのパラメータの影響

T-M モデルは、鉄系材料共通のパラメータ ($\alpha = -35.0\text{MPa}$, $\beta = 15.72\text{MPa}$, $\sigma_{cr} = 4700\text{MPa}$)¹³⁾ が推奨されていることが特徴のひとつである。上述の検討では、試験に用いた材料そのもののパラメータを高速引張試験によって決定し、そのパラメータ ($\alpha = -46.7\text{MPa}$, $\beta = 18.0\text{MPa}$, $\sigma_{cr} = 4700\text{MPa}$) を用いた解析を行ってきた。そこで、共通パラメータを用いた場合と材料固有のパラメータを用いた場合に、どの程度の差が生じるか検討した。Fig.6.20 に示す荷重-変位曲線では、推奨パラメータを用いた解析のほうが若干荷重が低いものの、パラメータを変えた影響は非常に小さい。一方、Fig.6.21 に示す形状プロファイルでもパラメータの影響は非常に小さく、Fig.6.17 に示したモデルの種類による影響と比べれば無視できる。本章では供試材そのものの高速引張試験によって決定したパラメータを使用して解析を行ったものの、共通パラメータを使用したとしてもほぼ同等の結果が得られることが確認できた。したがって、供試材のひずみ速度依存性を調べることなく、共通パラメータを使用した解析を行えば、同様の結果を簡便に得ることができると考えられる。

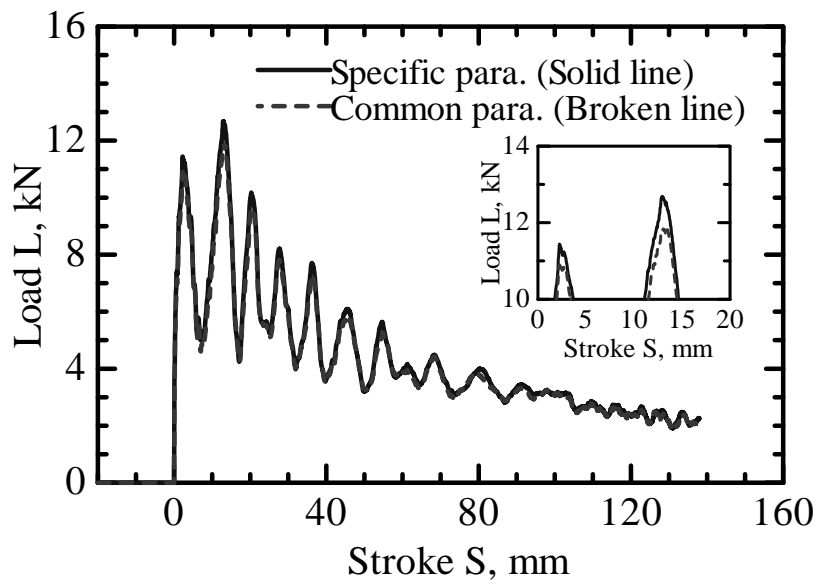


Fig.6.20 Comparison of load-stroke curves between specific parameters and common parameters.

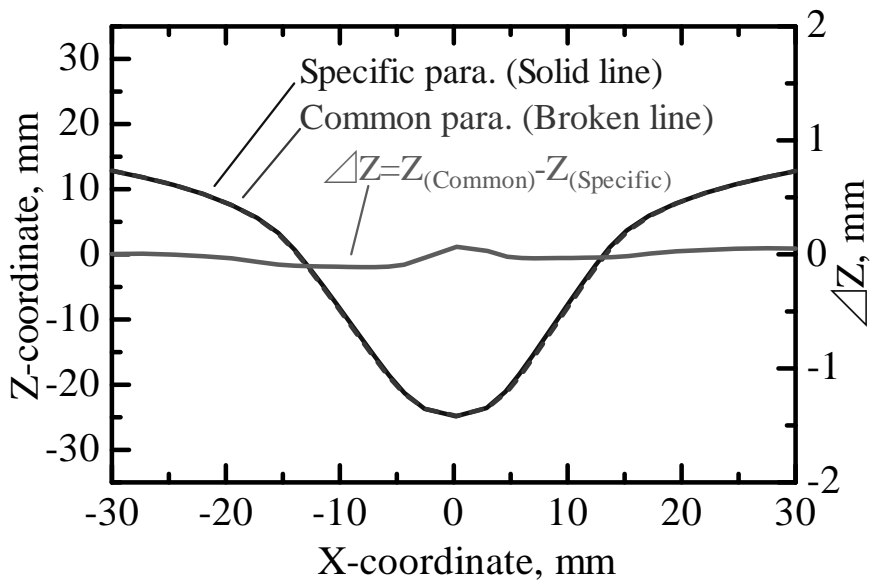


Fig.6.21 Comparison of buckling profiles between specific parameters and common parameters.

6.7 結言

薄鋼板中空部材の動的3点曲げについて、4m/sの衝突実験と、複数の材料モデルを用いた数値解析を行った。実験結果と解析結果を比較・検証し、以下のことが明らかになった。

- (1) 荷重-変位関係は、T-Mモデルは全変位において実験と良く一致した。一方、C-Sモデルは小変位のみで一致し、I-Sモデルは全変位において荷重が実験より低かった。
- (2) 座屈領域の幅は、T-Mモデルが最も狭く、次いでI-Sモデルが狭くなっており、実験結果はT-Mモデルと良く一致した。T-Mモデルは高ひずみ速度域での加工硬化率が著しく減少する仕様のため、ひずみの局在化が顕著になる現象を再現できたと考えられる。
- (3) 供試材の高速引張試験で求めたT-Mモデルパラメータと、鉄系材料共通の推奨パラメータのいずれを用いても、解析結果に大きな差はなかった。供試材のひずみ速度依存性を調べることなく、共通パラメータを使用した解析を行えば、精度良い結果が簡便に得ることができると考えられる。

参考文献

- 1) 自動車用材料の高速変形に関する研究会: 自動車用材料の高速変形に関する研究会成果報告書, (2001), 日本鉄鋼協会.
- 2) N. Mizui, K. Fukui, N. Kojima, M. Yamamoto, Y. Kawaguchi, A. Okamoto and Y. Nakazawa: "Fundamental study on improvement in frontal crashworthiness by application of high-strength sheet steels", SAE Technical Paper No.970156, (1997).
- 3) 谷村, 三村, 榎田: "広ひずみ速度域を対象とした各種材料グループに適用し得る実用構成式", 材料, **50-3** (2001), 210-216.
- 4) 奥山: "衝突安全性能向上のための車体構造", 自動車技術, **56-11** (2002), 48-53.
- 5) A. Uenishi, Y. Kuriyama, M. Usuda and M. Suehiro: "Improvement of crashworthiness by application of high strength steel for light weight auto bodies", Proceedings of International Body Engineer Conference, Automotive Body Materials, (2002), 59-66.
- 6) 山下, 吉田, 大貫, 細川: "鋼及びアルミ構造部材のエネルギー吸収特性の検討", 自動車技術会学術講演会前刷集, No.973 (1997), 149-152.
- 7) 江川, 佐藤: "衝突における主フレーム曲げ壁面崩壊の影響", 自動車技術, **52-4**

- (1998) , 49-54.
- 8) G. R. Cowper and P. S. Symonds: “Strain hardening and strain rate effects in the impact loading of cantilever beams”, Brown University, Applied Mathematics Report, (1958).
 - 9) G. R. Johnson and W. H. Cook: “A constitutive model and data for metals subjected to large strain, high strain rates and high temperatures”, Proceedings of the 7th International Symposium on Ballistics, The Hague, The Netherlands, (1983), 541-547.
 - 10) S. Tanimura, M. Uemura, N. Kojima and T. Yamamoto: “Recently developed testing techniques and dynamic tensile properties of steel sheets for automobile”, Proceedings of Materials Science & Technology, (2004), AIST, 481-490.
 - 11) 塚本, 傳田, 鈴木, 村上 : “動的破壊試験による強度評価”, 住友金属, **50-3** (1998), 88-93.
 - 12) LS-DYNA version 970 User’s Manual, (2003), LSTC.
 - 13) N. Kojima, H. Hayashi, T. Yamamoto, K. Mimura and S. Tanimura: “Dynamic tensile properties of iron and steels for a wide range of strain rates and strain”, International Journal of Modern Physics B, **22-9/11** (2008), 1255-1262.

第7章 結論

7.1 本研究のまとめ

本研究は、自動車の衝突解析の高精度化に貢献するため、薄鋼板の高速変形特性を実験的に評価し、材料構成式の定式化を行った。本論文は7章より成り、以下に各章で得られた成果を取りまとめる。

第1章では、自動車の衝突解析の高精度化ニーズに対する背景を述べ、高精度化には流動応力のひずみ速度依存性の理解が重要なことを指摘した。ひずみ速度依存性および材料構成式に関する従来の研究について述べ、本研究で取り組む課題とアプローチを説明した。

第2章では、各種の高速変形試験法をレビューし、本研究で用いた検力ブロック式材料試験機の特徴と工業的な有用性を述べた。本試験方法で得られる応力-ひずみ曲線の信頼性を検討した。応力に重畳しているノイズの振幅、および、同一条件で繰り返し試験した時の応力の試験間バラツキは、ひずみ速度変化に伴う応力の変化量より十分小さいことを示し、応力測定がひずみ速度依存性の解析に十分な精度を有していることを確認した。試験片の平行部以外を含めて測定された変位から求めた応力-ひずみ曲線の弾性領域の勾配は、鋼のヤング率よりも大幅に小さいが、この勾配を鋼のヤング率に合わせる補正を行うと、平行部に貼付したひずみゲージから求めた応力-ひずみ曲線と一致した。したがって、適切な補正を行えば、平行部のひずみを直接測定しなくとも、信頼できるひずみ測定ができることを示した。

第3章では、極低炭素軟鋼の圧縮試験および引張試験を行い、両者を比較した。圧縮試験の流動応力は、ひずみ速度の増加に伴い増加し、加工硬化率は低下した。引張試験の一樣伸びは、ひずみ速度の増加に伴い低下した。これらは、加工硬化率が低いために、引張試験の塑性不安定条件が低ひずみで発生するようになったと考えられる。この現象を定量的に理解するために、圧縮試験で得られた応力-ひずみ曲線を用いて引張試験のFEM解析を行い、高ひずみ速度では平行部中央にひずみが局在化することが確認された。また、高ひずみ速度における加工硬化率の減少、すなわち、高ひずみ域の流動応力が相対的に低くなる現象について、試験中の温度上昇および可動転位密度の増加が一因であることが示唆された。

第4章では、自動車用鋼板をはじめとする種々の薄鋼板の高速引張特性を実験的に評価し、谷村-三村モデルを用いて定式化した。転位運動の熱活性化過

程に支配される応力成分について得られた材料パラメータは、既報のパラメータとほぼ同じであり、鉄系材料について共通のパラメータを適用できるという同モデルの特徴が検証された。粘性摩擦抵抗に支配される応力成分は、準静的流動応力が高いほど小さくなる傾向があるが、すべての供試材について統一的には整理できない。また、衝突解析における破断クライテリアの設定に役立てるため、破断応力および破断ひずみを調査した。それらにひずみ速度依存性は認められなかったが、準静的引張強さの上昇にともない破断ひずみが小さくなる傾向があった。なお、破断部における3軸応力の影響を検討すると、単軸引張における破断引張応力は、見かけの破断応力より5~20%小さいと考えられた。

第5章では、固溶炭素を含む極低炭素軟鋼板と含まない鋼板について、ひずみ時効前後の高速引張特性を調査し、時効処理を行った鋼板の応力-ひずみ関係のひずみ速度依存性を記述し得る構成則を検討した。試験後の転位組織の観察結果から、動的変形では静的変形のような転位のセル組織は形成されないが、固溶炭素を含む鋼板では、ひずみ時効によって不動化した転位組織を動的変形させると弱いセル組織が認められることが分かった。このようなセルの存在が、力学的にはひずみ時効による流動応力の増加を引き起こしているものと考えられる。この観察結果に基づき、ひずみ速度履歴効果を考慮した拡張谷村-三村モデルを基本的枠組みとして、その基準ひずみ速度(=準静的ひずみ速度)におけるに応力-ひずみ関係に、ひずみ時効による強度上昇分を取りこむ手法を提案した。提案した構成式に基づく応力-ひずみ関係の予測結果は実験結果とよく一致し、提案した構成則の妥当性が検証できた。

第6章では、極低炭素軟鋼板をスポット溶接して作製した中空部材の動的3点曲げ試験を行い、荷重-変位曲線および座屈形態について、複数の材料モデルを用いた数値解析結果と実験結果を比較検討した。荷重-変位関係は、谷村-三村モデルは全変位において実験と良く一致した。一方、Cowper-Symondsモデルは小変位のみで一致し、ひずみ速度依存性を考慮しないモデルは全変位において荷重が実験より低かった。座屈領域の幅は、谷村-三村モデルが最も狭く、次いでひずみ速度依存性を考慮しないモデルが狭くなっており、実験結果は谷村-三村モデルと良く一致した。谷村-三村モデルは高ひずみ速度域での加工硬化率が著しく減少する仕様のため、ひずみの局在化が顕著になる現象を再現できたと考えられる。供試材そのものの高速引張試験から求めた谷村-三村モデルパラメータと、鉄系材料共通の推奨パラメータのいずれを用いても、解析結果に大きな差はなかった。したがって、供試材のひずみ速度依存性を調べることなく、共通パラメータを使用した解析を行えば、精度良い結果が簡便に得ることができると考えられる。

第7章では、本研究で得られた成果を総括し、今後の課題を述べた。

7.2 今後の課題

本研究では、フェライト組織主体の供試材の流動応力のひずみ速度依存性を、鉄系共通パラメータを使用した谷村-三村モデルによって記述できることを示した。近年、自動車用薄鋼板として、複合組織を有する様々な材料が開発、使用されている¹⁾。これらも同じ鉄系パラメータで記述できるか、ひとつひとつ検証していくことが、材料構成式の信頼性を保証するために必要であろう。

一方、材料開発の面では、ひずみ速度依存性が特異的に大きい材料のニーズがある。例えば、自動車用鋼板においては、比較的低いひずみ速度では流動応力が小さくプレス成形などの塑性加工が容易であり、衝突時には流動応力が高くなり衝突安全性が増すという特性が望まれており、その視点での研究も行われている²⁾。これは、鉄系の共通パラメータを用いた構成式から逸脱する材料を探求していることになる。第3章と第5章では、転位論的な解釈を行っているが、転位組織とひずみ速度依存性をより直接的に結びつけることができれば、何故共通パラメータで整理できるのか、如何にすればそれから逸脱する材料を開発できるかの示唆が得られる可能性がある。

自動車の衝突安全性のため、部材断面形状の設計は高度化し^{3,4)}、鋼板だけでなく他の素材と複合して使用されるケースも増加してきている⁵⁾。そのように部品が複雑になればなるほど、数値シミュレーションを用いた検討が不可欠になる。解析に供する構成式とその材料パラメータの高精度化は、今後も重要な課題であり続けると考えられる。

参考文献

- 1) WorldAutoSteel of World Steel Association (WorldAutoSteel 日本委員会訳) : スーパー鉄鋼「先進ハイテン」, 文藝春秋企画出版部, (2009).
- 2) 高木, 三浦, 古君, 小原, 加藤, 谷村: “薄鋼板の強度におよぼす歪速度の影響”, 鉄と鋼, **83** (1997), 748-753.
- 3) 小嶋, 福井, 水井: “薄鋼板部材の曲げ特性に及ぼす強度板厚および折れ形態の影響”, 自動車技術会学術講演会前刷集, **56-99** (1999), 1-4, 文献番号 9934384.
- 4) 中澤, 田村, 吉田, 高木, 加納: “新しい断面形状設計技術に基づく高効率クラッシュボックスの開発”, 自動車技術会論文集, **37** (2006), 43-48.
- 5) 藤井, 小嶋, 金田, 福井, 太田, 黒石, 吉田: “薄鋼板部材の軸圧壊および曲げにおける衝突特性に及ぼす発泡樹脂充填の影響”, **63-00** (2000), 1-4, 文献番号 20005159.

本論文の基礎となる発表論文

No.	論文題目	著者名	発表誌名	本論文との対応
1	Recently Developed Testing Techniques and Dynamic Tensile Properties of Steel Sheets for Automobile	S. Tanimura M. Uemura N. Kojima T. Yamamoto	MS&T 2004 Conference Proceedings, AIST, pp. 481-490 (New Orleans, USA, 2004).	第2章
2	Dynamic Tensile Properties of Steel Sheets for Automobiles	S. Tanimura N. Kojima T. Yamamoto K. Yamaji	Materials Science Forum, Vols. 465-466, pp. 35-43 (2004).	第2章 第3章
3	Compression Flow Stress of Ultra Low Carbon Mild Steel at High Strain Rate	N. Kojima Y. Nakazawa N. Mizui	Proceedings of the 4th International Symposium on Impact Engineering, pp. 439-444 (Kumamoto, Japan, 2001).	第3章
4	Dynamic Tensile Properties of Iron and Steels for a Wide Range of Strain Rates and Strain	N. Kojima H. Hayashi T. Yamamoto K. Mimura S. Tanimura	International Journal of Modern Physics B, Vol. 22, pp. 1255-1262 (2008).	第4章
5	Dynamic Tensile Properties of Mild Steel Sheets after Strain Aging	N. Kojima K. Mimura T. Umeda	Proceedings of the 9th International Conference on the Mechanical and Physical Behaviour of Materials under Dynamic Loading, DYMAT, pp. 733-739 (Brussels, Belgium, 2009).	第5章

6	軟鋼板の高速引張試験における流動応力と転位組織に及ぼすひずみ時効の影響	小嶋啓達 三村耕司 楳田努	日本実験力学会誌 「実験力学」 (掲載決定)	第5章
7	Improvement in Bending Crashworthiness of Hat-shape Columns by Using High Strength Steel Sheets	N. Kojima K. Fukui N. Mizui	40th MWSP Conference Proceedings, ISS, pp. 17-24 (Pittsburgh, USA, 1998).	第6章
8	薄鋼板中空部材の動的曲げ座屈解析に及ぼす材料構成式の影響	小嶋啓達 三村耕司 楳田努 中澤嘉明	日本材料学会誌 「材料」 (掲載決定)	第6章

略称の説明

MS&T: Materials Science & Technology

AIST : The Association for Iron & Steel Technology

MWSP : Mechanical Working and Steel Processing

ISS : The Iron and Steel Society

謝 辞

本研究をまとめるにあたり、終始懇切なるご指導とご鞭撻を賜りました大阪府立大学大学院教授 三村耕司博士に心から御礼申し上げます。また、大阪府立大学大学院教授 伊藤智博博士、大阪府立大学大学院教授 大多尾義弘博士、大阪府立大学大学院准教授 榎田努博士には有意義なご助言とご指導を賜りました。ここに深く感謝の意を表します。

高速変形の基礎をご教授下さり本研究への道を拓いて下さいました大阪府立大学名誉教授・愛知工科大学フェロー 谷村眞冶博士、愛知工科大学大学院教授 山本照美博士、ブラウン大学工学部教授 Rodney J. Clifton 博士、ブラウン大学工学部教授 Clyde L. Briant 博士に深く感謝いたします。

検力ブロック式材料試験機の製作にご尽力下さいました株式会社鷺宮製作所の皆様にお礼申し上げます。

本研究は住友金属工業株式会社総合技術研究所にて行った試験が基になったものです。博士課程に入学し研究を深める機会を与えて下さいました同社常務執行役員総合技術研究所所長 三宅貴久氏、同社総合技術研究所副所長 内田淳一氏に感謝いたします。また、直接の上司として長い間ご指導頂いた同社総合技術研究所部長研究員 水井直光博士に感謝いたします。FEM 解析に協力頂くとともに常に相談に乗って頂いた同社自動車技術部参事 中澤嘉明博士に感謝いたします。実験の遂行に携わって頂いた同社総合技術研究所 金田健治氏、藤井薫氏、中手雅則氏、三塩和也氏、並びに、住友金属テクノロジー株式会社研究支援事業部の皆様に厚くお礼申し上げます。

最後に、終始心の支えとなってくれた妻結美、長女紗苗、次女南帆に感謝します。