

博士学位論文

高強度鋼板の高速変形特性・
破断挙動評価技術の開発

(Development of the evaluation technology of mechanical properties and fracture behavior of high strength steels at high strain rate)

指導教員 于強 教授

国立大学法人 横浜国立大学大学院 工学府
システム統合工学専攻

佐藤 健太郎

(Kentaro Sato)

2014年12月

Abstract

Achieving an optimized combination of crash safety performance and a lightweight structure has been an important challenge in automotive body engineering. The application of high-strength steel to auto-body structures has been considered an efficient solution to this problem and is feasible at a lower cost in volume production in the automotive industry. As the formability of high-strength steels has been improved by optimizing the metallic microstructure, the range of applications of high-strength steels has been expanding into auto-body structures. Thus, advanced high-strength steels with strengths of 980 MPa to 1470 MPa are now used in structural parts, which play a crucial role in crash safety performance.

While advanced high-strength steels both reduced the body weight and improved crashworthiness, the fracturing of these materials in a crash event has been a critical issue for the reliable design of the structural components. High-strength steels are often more prone to necking or failure in crash deformation than conventional mild steels because the elongation of the steel decreases as its strength increases. The failure behavior in various types of steels needs to be considered in material selection and body design to realize the maximum potential of advanced high-strength steels.

Regarding the optimization of materials and structures in the body component, the finite element method has been considered a powerful tool to estimate the crash performance. However, there remains a need to continually study and improve the material models in the numerical simulations due to the ever-increasing demands for more accurate predictions of the deformation and material failure.

The objective of this study is to develop a material testing method to evaluate the material plastic deformation properties and the material failure behaviors over a wide range of strain rates. The newly developed testing methods are applied to investigate the

static and dynamic material properties for various types of steel sheets, including mild and advanced high-strength steels in order to enhance the accuracy of numerical analysis for the automotive crash simulation.

In this study, a digital imaging strain analysis system is proposed for the both quasi-static and dynamic tensile tests to measure the strain propagation. To improve the strain measurement technique of the Hopkinson bar method, the strain analysis method is applied to determine the dynamic stress-strain relations using the high-speed digital images. Finite element analyses simulating the dynamic strain localization is performed using a material constitutive model with parameters that is identified with the measured local stress-strain relation. The validity of the measured material properties is discussed based on mutual assessment of the experimental results and the numerical predictions.

In order to evaluate the crash performance of automotive parts, a high speed crash machine is developed. As a main feature of the machine, the simulated crash speed can be controlled with high accuracy in the range from 0.1 m/s to 14 m/s by means of an oil damper device. The experimental results clarify the effects of sheet thickness, material strength and strain-hardening on crash characteristics.

A numerical analysis to simulate the crash tests of automotive parts is performed to validate accuracy of the numerical analysis with material models, which are obtained by the proposed static and dynamic tensile test method.

For the application of the proposed evaluation technology of mechanical properties and fracture behavior, the spot-weld failure behavior of high strength steels is investigated by the experiments and numerical simulations.

Finally, a side crash numerical simulation for the center pillar structure in automotive body is carried out to demonstrate the optimization of body structure considering the material and spot-weld failure. The numerical simulation shows the effectiveness and impact of this study.

概要

自動車の衝突安全性に関する法整備や情報公開が世界中で進んでおり、自動車開発において衝突安全性の向上は車体設計において最重要課題となっている。衝突安全基準は自動車の安全性向上が進むにつれその目標値は年々厳しくなっている。一方で、車体軽量化による自動車の低燃費化も車体設計の重要な課題であり、この二つの性能の両立が自動車設計・開発の大きなテーマとなっている。

現在、車体衝突性能と軽量化を目的に高強度鋼板の採用が拡大している。素材を高強度化することで、薄肉化で軽量化しつつ、衝突性能を維持もしくは向上させることが可能となる。近年、材料開発の進展により、強度レベル 1180MPa クラスの高強度鋼板が量産化され、車体骨格部材に採用されるようになってきた。また、プレス成形時に加熱した素材を急速冷却して高強度化を実現するホットプレス技術も一般化し、1500MPa 以上の強度を有する部品が実用化している。今後も、更に高強度鋼板の使用比率の拡大や更に強度の高い鋼板の実用化が期待されているが、一方で高強度化により、鋼板の延性低下が避けられず、車体衝突時に材料や溶接部から予期しない破断が発生することが懸念されるようになってきた。材料や溶接部破断により、車体設計時に想定した衝突性能が得られない危険性がある。そのため、車体設計段階で、材料および溶接部の破断を事前に高い精度で予測できるFEM解析技術が求められている。FEMの解析精度において、材料特性評価およびモデル化の重要性は大きく、特に衝突性能予測においては、衝突時のひずみ速度に対応した材料評価が必要となる。鋼板の高速変形挙動に関する研究は、従来から各種の研究が行われてきたが、高速域の変形・破断挙動の評価について一般化された試験方法は少なく、近年開発された高強度鋼板の高速変形・破断現象に関して系統的な研究が少ないのが現状である。

本研究は、自動車の衝突速度を想定し静的からひずみ速度 10^3 /s の高速速度域における、材料変形特性および破断挙動を評価できる各種の実験評価手法を提案し、それらの評価技術を用いて高強度鋼板の変形および破断の速度依存性を明らかにすることを目的としている。得られた実験データから高精度の材料モデルを構築することで、衝突FEM解析の精度向上に寄与することを目指している。

本論文は、上記の研究背景を述べる第1章、FEM解析精度向上のための課

題を整理する第2章を含めて、全7章で構成されており、各章の内容は以下のよう
に要約される。

第3章では、材料評価の基盤となる、変形・破断ひずみを高精度で計測する
方法を提案している。試験片表面にエッチングにより 0.5mm~1.0mm ピッチで
グリッドパターンを転写し、そのグリッドの3次元位置を複数のデジタル画像により
計測し、変形中の試験片に発生するひずみ分布を解析するアルゴリズムを開発
している。計測の実施例として、通常の引張り試験の加えて、切欠きを有する試
験片や穴付き試験片の引張り試験における破断挙動を評価し、提案手法の有
効性を検証している。本手法を用いることで、材料特性・破断限界を高い精度で
同定でき、FEM解析の信頼性向上に寄与すること示している。

第4章では、ひずみ速度 100/s 以上における鋼板の変形および破断現象の
評価を目的とし、高速度デジタル画像ひずみ計測システムを適用したホプキンソ
ンバー方式の高速引張り試験方法を提案している。開発した高速引張り試験手
法の特徴について示し、その試験手法の有効性を明らかにしている。従来のホプ
キンソンバー法では、試験片を接続した入出力棒の変位からひずみを計測する
ため、試験片固定部の剛性不足などの影響により弾性域のひずみ計測精度が
不十分であった。高速度デジタル画像により直接ひずみを計測することで、弾性
域のひずみや破断ひずみの測定精度が大きく向上することを述べている。開発し
た高速引張り試験装置を用いて、強度レベル 270MPa~1470MPa 級の鋼板
の変形・破断挙動に及ぼすひずみ速度の影響を調査し、得られた試験結果から
速度依存性を考慮したFEM材料モデルを構築し、その材料モデルの妥当性を
検証している。

第5章では、自動車モデル部品の衝突変形特性を評価するための、高速変
形試験方法を提案している。一般的な高速変形試験方法である、落錘試験で
は、速度の制御が難しく変形中に速度変化が発生し、衝突特性に及ぼす速度
の影響を精度よく評価することが困難であった。開発した試験装置は、油圧制御
により変形速度および変形ストロークをコントロール可能な点が特徴である。その
試験装置を用いて、自動車モデル部品の高速3点曲げ変形および高速軸圧壊
変形特性に及ぼす材料強度・板厚、部材形状等の影響を明らかにしている。こ
の手法で得られる実験データをもとに衝突FEM解析精度を詳細に検証すること
ができ、FEM解析精度向上に寄与できることを示している。

第6章では、まず、第4章で構築した材料モデルを用いてモデル部材の高速
変形FEM解析を行い、第5章で述べた高速変形試験機によるモデル部品の高
速変形試験結果と比較し、本研究で提案した材料評価および材料モデル化手
法の妥当性を検証している。さらに応用例として、衝突変形時のスポット溶接破

断解析を示している。そのなかで、本研究で開発したデジタル画像ひずみ計測システムを用いて、スポット溶接部は熱影響を模擬した材料の変形挙動および破断限界を定量化する方法を提案している。破断判定として、Cockcroft 延性破壊条件式を適用し、破断クライテリアを同定する手法を提案している。さらに、実際の車体設計への応用例として、自動車の側面衝突変形を対象に、破断を考慮したFEM解析を実施している。材料および構造を適正化することで材料もしくは溶接部の破断を回避し、軽量で衝突性能の高い車体構造を検討できることを示している。

第7章は本研究の結果とし、第6章までの総括と今後の研究課題について示している。

1. 序論	1
1.1. 自動車衝突安全性向上の取り組み	2
1.2. 自動車の燃費向上の取り組み	3
1.3. 材料の高強度化による車体軽量化と衝突安全性の両立	4
1.4. 高強度鋼板適用に向けた車体設計の課題	6
2. 衝突 FEM 解析精度向上のための材料評価技術の課題	9
2.1. 緒言	10
2.2. 解析精度向上のための材料評価技術に関する課題	11
2.2.1. 高ひずみ速度域の弾塑性挙動評価	12
2.2.2. 鋼板の破断現象評価	17
2.2.3. 単純モデル部材の高速変形挙動評価	19
2.3. 本研究の目的	20
3. 材料評価高精度化のためのデジタル画像ひずみ計測技術の開発	23
3.1. 緒言	24
3.2. デジタル画像ひずみ計測技術	25
3.3. デジタル画像による 3 次元復元の原理	26
3.4. デジタル画像ひずみ計測装置の開発	28
3.5. デジタル画像ひずみ計測による材料評価の高精度化	31
3.5.1. 引張り試験における破断挙動の評価	31
3.5.2. 高ひずみ領域の材料特性評価	33
3.5.3. デジタル画像ひずみ計測を応用した研究成果の事例	34
3.6. 結言	37
4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化	39
4.1. 緒言	40
4.2. デジタル画像ひずみ計測を応用した高速引張り試験方法の開発	40
4.2.1. 高速度カメラ画像ひずみ解析方法	40
4.2.2. 油圧制御方式高速引張り試験 (ひずみ速度 $10^1/s$)	41
4.2.3. ホブキンソーパー方式高速引張り試験 (ひずみ速度 $10^2/s \sim$)	42
4.2.4. デジタル画像ひずみ解析による高速引張り試験高精度化	44
4.3. 高強度鋼板の変形・破断挙動に及ぼすひずみ速度の影響	47
4.3.1. 供試材	47
4.3.2. ひずみ速度を変化させた引張り試験方法	48
4.3.3. 実験結果	49
4.3.4. 各ひずみ速度域における応力ひずみ曲線	53
4.3.5. 高強度鋼板変形挙動のひずみ速度依存性	54
4.4. ひずみ速度依存性を考慮した材料モデルの高精度化	57

目次

4.4.1. 高ひずみ領域の応力ひずみ関係	57
4.4.2. ひずみ速度依存性を考慮した材料モデルの同定	58
4.4.3. FEM 解析による材料モデルの妥当性検証	61
4.5. 結言	63
5. 自動車モデル部品的高速変形特性評価技術の開発	65
5.1. 緒言	66
5.2. 大型高速変形試験機の開発	66
5.3. モデル部品の三点曲げ変形特性に及ぼす材料特性・形状の影響	67
5.3.1. 材料および試験体	67
5.3.2. 実験結果	71
5.3.3. 高強度化による部材性能向上効果の予測	78
5.4. モデル部品の軸圧壊特性に及ぼす材料・形状・接合方法の影響	80
5.4.1. 材料および試験体	80
5.4.2. 実験結果	81
5.4.3. 高強度化による部材性能向上効果の予測	87
5.5. 結言	88
6. 車体構造衝突性能予測技術への応用	89
6.1. 緒言	90
6.2. モデル部品的高速変形特性予測精度の検証	90
6.2.1. 試験方法	90
6.2.2. FEM 解析モデル	92
6.2.3. FEM 解析精度の検証	93
6.2.4. まとめ	101
6.3. スポット溶接部の破断予測技術への応用	101
6.3.1. スポット溶接部の破断現象評価方法	102
6.3.2. スポット溶接部の破断を考慮した FEM 解析手法	107
6.3.3. FEM 解析によるスポット溶接破断予測	115
6.3.4. まとめ	117
6.4. 破断を考慮した自動車部品の FEM 最適設計事例	118
6.4.1. 母材・溶接部の破断を考慮した構造解析モデル	118
6.4.2. 自動車部品の構造最適化事例	120
6.4.3. まとめ	123
6.5. 結言	124
7. 結論	125
7.1. 結論	126
7.2. 残された課題と今後の進め方	128

参考文献	129
研究業績	137
謝辞	139

1. 序論

1.1. 自動車衝突安全性向上の取り組み

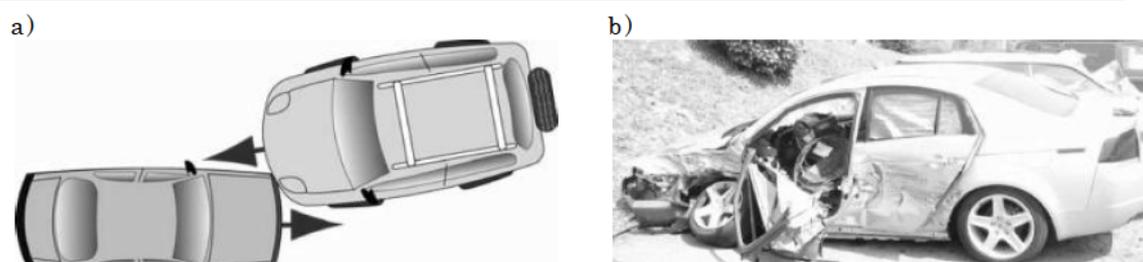
自動車の衝突安全基準は、安全性向上性能が向上につれ、その目標値は厳しくなっている[1]。衝突安全性に関する法整備や情報公開は、1970年代から北米・欧州で進められ、各国の交通事情に合わせて様々な衝突安全基準が設定されている[2]。Fig. 1.1は世界の安全法規基準を整理したものである[1]。実際の道路で発生する可能性の高い、前面衝突と側面衝突を中心に衝突速度や衝突方法が規定されている。

前面衝突性能に関しては、米国 IIHS(道路安全保障協会)でスモールオーバーラップ試験と呼ばれる、厳しい衝突試験が実施されるようになってきている[3]。これは、速度 64km/h で車幅外側の 25%が剛体壁に衝突するものであり、正面衝突を避けようとして道路脇の電柱やガードレールに衝突する場合を想定している。Fig. 1.2.にスモールオーバーラップ衝突した車体の変形状態を示す[3]。衝突により前輪がキャビン内部に押されて進入し、ドアを含めて周辺の骨格が大きく変形していることがわかる。IIHS の調査によると、この衝突条件の場合、従来のオフセット衝突では機能していた車体のエネルギー吸収設計が十分に機能せず、乗員の死亡率が非常に高い[3]。

市販されている自動車で、このスモールオーバーラップ試験の衝突基準を100%達成しているものは少ない。自動車メカ各社は、キャビン周りの構造を強化し、スモールオーバーラップ衝突性能を達成、車体構造の開発を進めている。

	日本 J-NCAP	米国 道路安全保険協会 IIHS	欧州 Euro NCAP
前面衝突	正面衝突  速度 55km/h	オフセット衝突  速度 55km/h	オフセット衝突  速度 64km/h
	オフセット衝突  速度 64km/h	スモールオーバーラップ衝突  速度 64km/h	
側面衝突	 速度 55km/h	 速度 53km/h	 速度 50km/h

Fig. 1.1 Crash test conditions in Japan, United state and Euro.



Source: Christopher P. S, Joseph M. N, David S. Z.
CHARACTERISTICS OF SMALL OVERLAP CRASHES, 2009, page.4

Fig. 1.2. a) Diagram of vehicle-to-vehicle oblique small overlap crash.
b) Result of small overlap crash.

1.2. 自動車の燃費向上の取り組み

1992年5月に気候変動枠組条約が採択され、1994年に発効した後、地球温暖化の原因である二酸化炭素などの温室効果ガスの削減に向けて社会システムの変革や技術革新が進んでいる[4]。国内の二酸化炭素排出量の割合は、産業部門が34%、家庭部門は14%、業務その他部門は19%、運輸部門は20%を占めている[4]。運輸部門の二酸化炭素排出量の88%が自動車からであり、自動車の燃費向上は地球環境保全の重要な取り組みといえる。

自動車の燃費向上において、エンジンの高効率化のみならず、Fig. 1.3に示す各種の技術の開発が必要となる。ハイブリッド化や電気自動車化が注目を浴びている技術であるが、車体軽量化、駆動系の効率向上、空気抵抗の低減、タイヤの転がり抵抗低減なども重要な技術となる。これらの技術を融合させて、車体開発を進めることが重要である。

特に、車体軽量化の効果は大きい。車体全体重量に占める、各部品の平均的な重量比率は、車体骨格30%、エンジン重量12%、パワートレイン7%、サスペンション7%、ホイール+タイヤ7%であり、車体骨格部品の重量割合が大きい。1300ccクラスの小型車でも車体骨格重量は200~300kgに達し、骨格部品の軽量化することが軽量化のカギとなる[5]。

燃費向上のためには車体重量を軽減させたいとのニーズがある一方で、現実には車体重量の平均値は年々増加する傾向にある。これは、快適性に対する消費者のニーズによる車体の大型化とともに前述した衝突安全性向上のための車体構成部品の増加や厚肉化などの影響が大きい[6-11]。さらに安全性能法規の厳格化にとともに、補強部品が増加する傾向にある。

このように自動車の燃費向上と安全性向上は、車体構造開発において相反する課題であり、この二つの性能の両立が自動車開発の大きなテーマとなる。

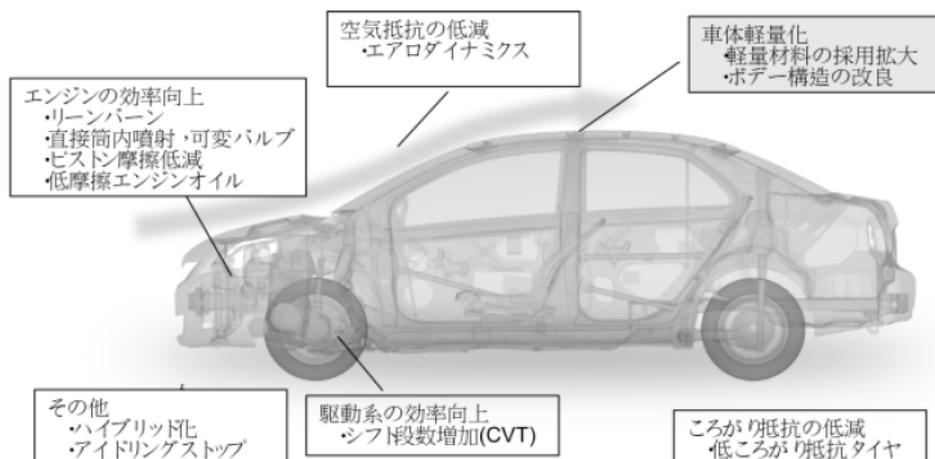


Fig. 1.3 Technical solutions for improvement of fuel efficiency

1.3. 材料の高強度化による車体軽量化と衝突安全性の両立

車体軽量化の方策として、軽量材料の採用拡大が現実的で効果が大きい[5]。一般的な車体は素材厚さ0.6mm～2.3mmの薄鋼板をプレス成形により部品加工して組み立てられている。軽量材料として代表的なアルミニウムは、スポーツカーや高級車への採用が進んでいるものの、一般的な小型車に採用される例は少ない。炭素繊維強化プラスチック(CFRP)も軽量化効果が大きいですが、一般に市販される車への採用例は少ない。アルミニウムやCFRPの軽量化効果は高いものの、素材コストや部品加工コストなどの面で課題があるためである。[6]。

現在主流となっている車体軽量化・衝突安全性向上技術は、高強度薄鋼板採用による素材の薄肉化および補強部品削減である[7-9]。鋼板の強度を向上させることで、同等の衝突性能をより薄い材料に置き換えて軽量化を実現できる。部品の高強度化により、補強部品を廃止することも期待できる。一般的に鋼板の高強度化は、添加元素の増加などにより単位重量あたりの素材単価は増加する。しなしながら、薄肉化・部品点数削減により、鋼板の使用量が低減できるため、車体全体の製造コストを低減することが可能である。

高強度鋼板適用における課題には、プレス成形性の低下、溶接強度の低下などが挙げられる[7]。プレス成形性に影響がある素材延性(伸び)は一般的に強度が増加するにつれ低下する傾向があるが、冶金技術および製造プロセスの発展により、Fig. 1.4に示すような延性に優れる高強度鋼板が開発・実用化されている。DP(Dual Phase)鋼やTRIP鋼はAdvanced High strength steelと呼ばれ、従来の鋼板(HSLA)に比べ鋼板のマイクロ組織を複合化することで、強度と延性バランスの向上を実現した先進鋼板に位置づけられる。

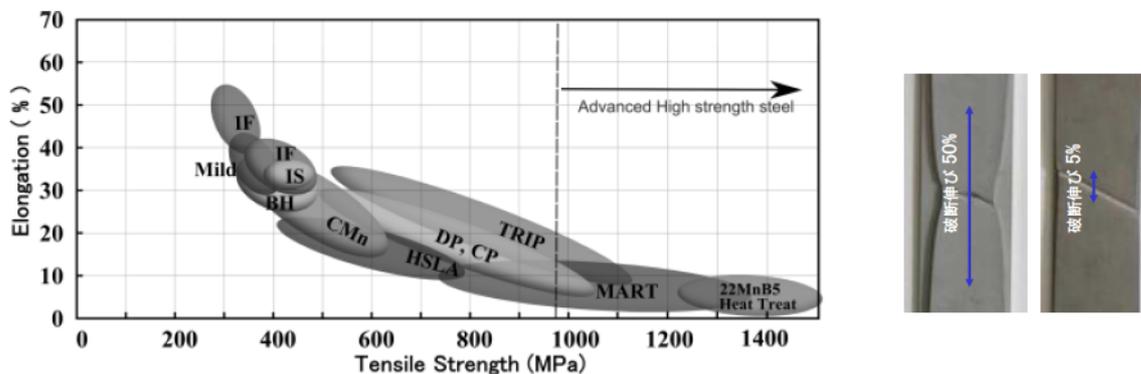


Fig. 1.4 Relationship between tensile strength and elongation in various types of high strength steels

世界鉄鋼連盟はこれら先進的な高強度鋼板の適用した車体構造の提案している。1999年から2002年に実施されたULSAB-AVCプロジェクトでは、高強度鋼板を適用することでコスト増加なしに19%の軽量化を実現できるとしている[10-12]。さらに2008年からスタートした次世代鋼製環境対応車(Future Steel Vehicle)プロジェクトでは、将来、バッテリー駆動の電気モーターや燃料電池駆動の自動車主流になると想定し、材料・構造・生産技術を総合した軽量化提案をしている[13-16]。

FSVプロジェクトでは、最軽量の鋼製車体を実現するため、引張強さが980MPa以上の鋼板を多用すると同時に、コンピュータシミュレーションによる最適化技術により、ベンチマーク車に対し35%軽量化した車体構造が実現可能としている[13]。その車体構造の設計において、Fig. 1.5に示すように、コンピュータシミュレーション技術を活用して、部品形状、材料強度、素材板厚、接合方法を最適化している。

本プロジェクトの成果が示すように、車体軽量化による燃費向上と衝突安全性の両立には先進的な材料の開発と、それを最適に配置するためのコンピュータシミュレーションによる最適化技術が重要となる[17-20]。今後、さらに新しい材料の開発も進んでおり、車体開発には、材料の機械的特性の評価技術、コンピュータシミュレーションのための材料モデリング技術、高精度なFEM解析技術、最適化技術など各要素技術を融合した技術の開発が重要となる。

1. 序論

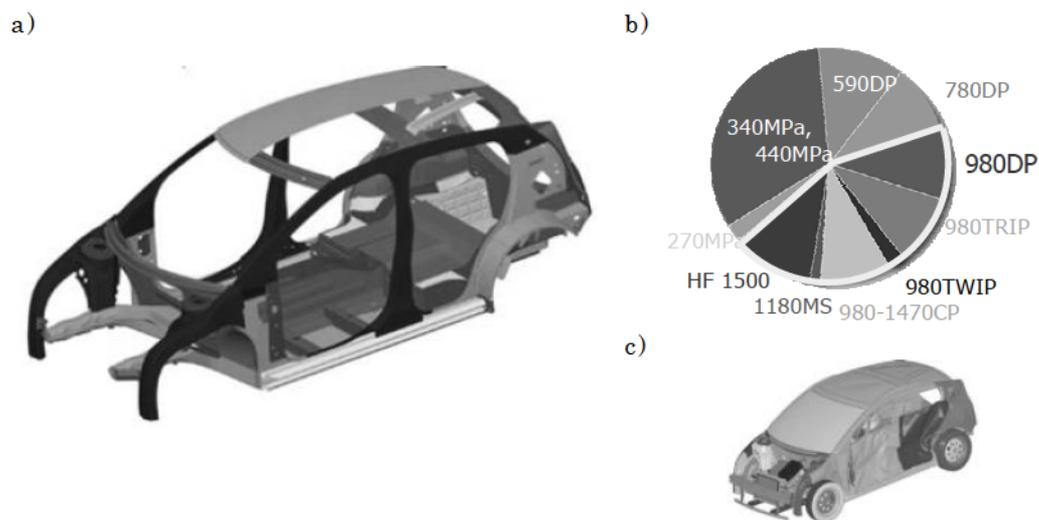


Fig. 1.5 a) Body structure of FMV. b) Material types and weigh ratio of high strength steels. c) FEM simulation of side crash test

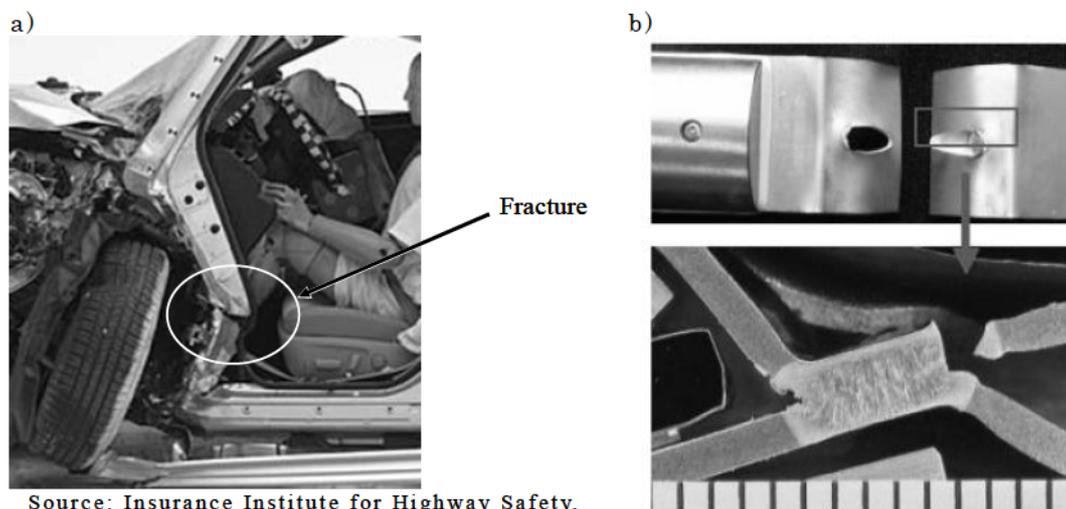
1.4. 高強度鋼板適用に向けた車体設計の課題

現在市販されている乗用車においても、980MPa 以上の高強度鋼板の適用が進んでいる[21]. 980MPa 以上の鋼板の採用は、延性の低下によるプレス成形時にフレやシワの対策が大きな課題であるが、材料開発による延性の改善や、部品形状の単純化、プレス成形技術の高度化などで高強度鋼板の適用範囲は増加している. また、加熱した鋼板をプレス成形時に冷却、焼入れし加工性と部品強度を両立させる、熱間プレス成形も一般的な技術になっている[22,23]. この技術により、強度 1500MPa クラスの部品が実用化され、バンパービームや主にキャビン周りの骨格部品に適用されている.

鋼板の高強度化と適用部位の拡大が進むにつれ、衝突変形時の破断が問題となってきた[24-29]. Fig. 1.6(a)はスモールオーバーラップ試験後の変形を示している. 非常に厳しい変形により、材料に破断が生じている. これは、高強度化による延性低下で、衝突時に変形に追従できずに破断が発生したものである. 同様に、溶接部での破断も大きな問題となっている[30-38]. Fig. 1.6(b) はスポット溶接部の破断を示しており、溶接ナゲットの外側で破断が発生している. スポット溶接は、材料の高強度化によらずその継ぎ手強度はほぼ一定であることから、溶接部の破断リスクが高い. 加えて、組み立て時に必要になる基準穴や塗装のための抜き穴も衝突時の破断起点となりやすい. これは、プレス成形時のせん断加工により、端面にバリが発生し、そこに変形ひずみが集中するからである.

材料の高強度化により、車体軽量化と衝突安全性の両立を更に高いレベルで実現させるためには、衝突時に発生する破断を考慮して車体設計を行う必要

がある[28]. 車体骨格部品は様々な機能, 形状をもっている. 部品ごとに材料選定, 溶接方法, 溶接位置, 抜き穴の位置を考慮して車体設計を行う必要がある.



Source: Insurance Institute for Highway Safety,
Highway Loss Data Institute, 2014

Fig. 1.6 Examples of the fracture during crash deformation. a) Fracture of material in small overlap crash test. b) Fracture of spot-weld in dynamic tensile test.

2. 衝突 FEM 解析精度向上のための 材料評価技術の課題

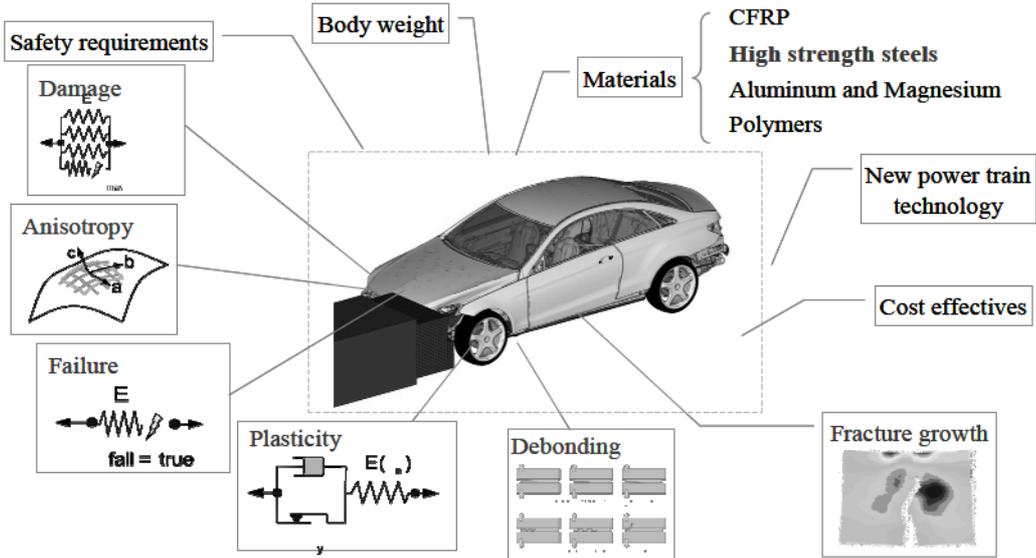
2.1. 緒言

前章では、車体軽量化および衝突安全性向上の両立の課題について整理した。構造や継ぎ手形状、材料強度、材料板厚、溶接方法など様々な要因を考慮して車体を設計する必要がある[39]。一方で、車体開発の期間短縮、開発費用低減の要求も大きく、試作と実験の回数をできるだけ少なくすることが望まれる[18]。

車体開発期間の短縮と開発コスト削減のために、コンピュータシミュレーションによるバーチャル設計は必要不可欠な技術となっている[40]。FEM 解析技術の進化と計算機の高速化により、現在では数百万要素もつモデルで衝突解析が可能となっている。これにより、詳細な部品形状再現やエンジン、樹脂、ガラスなど様々な部品のモデル化が可能となり、解析精度は格段に向上してきた。

FEM 解析精度向上に対してさらに要求が高まっている。予測精度が向上すればするほど、更に詳細な現象の解析が求められる。車体構造最適化においては、衝突変形時に懸念される部材変形および破断現象[33]、スポット溶接部の破断現象、せん断端面からの破断現象などを高精度で予測できることが期待されている。

自動車部品の変形・破断挙動の解析精度向上には、材料の挙動を正確に記述する構成方程式の重要性が大きい。Haufe らは、車体設計における FEM の技術課題を Fig. 2.1 のように整理している[28]。衝突解析精度向上に重要な材料パラメータとして、塑性挙動、材料異方性、破断・亀裂挙動を上げている。これらの材料挙動を記述する構成式を実際に適用するためには、各構成式の材料パラメータを高精度に評価、モデル化する必要がある。FEM 材料モデルの構築には、高精度な材料評価試験の重要性は高い。



Source: André, H., Markus, F., Frieder, N., Paul, D., 2011. Recent Enhancements to the GISSMO Failure Model in LS-DYNA. European LS-DYNA Conference.

Fig. 2.1 Technological challenges in the automotive industry

2.2. 解析精度向上のための材料評価技術に関する課題

FEM衝突性能予測においては、衝突時のひずみ速度に対応した材料評価が必要となる[41-49]. 衝突時の部材の変形のひずみ速度は部位によって異なり、 $10^{-3}/s \sim 10^3/s$ に分布すると推定されている

自動車車体の主な構成材料である鋼板は、強度に及ぼすひずみ速度依存性が大きいことが知られている[50][51]. しかしながら、高速域の強度評価について一般化された試験方法は少なく、特に近年開発された高強度鋼板の高速変形・破断現象に関して系統的な研究・実験データが少ないのが現状である.

衝突変形 FEM 解析精度向上には、材料モデルの高精度化の検討と同時に、FEM解析結果の妥当性を検討するための実験データも重要である. Fig. 1.2. に示したような車体全体の衝突変形試験では、様々な要因が影響するため、解析精度の検証は容易ではない. 速度や拘束状態を正確にコントロールした条件下での高速変形特性の評価が重要である[52-56].

以下の節で、高ひずみ速度基礎的材料評価、モデル部品性能評価、材料の破断評価に関して従来の研究を整理し、今後の課題を述べる.

2.2.1. 高ひずみ速度域の弾塑性挙動評価

ひずみ速度依存性評価方法

ひずみ速度 $10^{-2}/s$ 程度以下の低速での静的引張試験の方法は JIS や ISO で規格化されているひずみ速度 $10^1/s$ 以上の引張試験を従来の静的引張試験機を用いて行くと, Fig. 2.2に示すように, 応力ひずみ曲線データに応力振動が重畳し, 正確な応力ひずみ曲線データが取得できない[57-59]. この原因は, 高ひずみ速度変形時には応力がパルス状の応力波として伝播し, ロードセル内で反射を繰り返すためである.

高ひずみ速度域における材料評価試験として, ひずみ速度に応じていくつかの試験方法が提案されている. Fig. 2.3は各種の高速引張り試験機の対応ひずみ速度を整理したものである[59]. ひずみ速度 $10^1/s$ 以下の試験において, 油圧サーボを用いた引張り試験が可能である. ひずみ速度が $10^2/s$ レベルになると, Fig. 2.2に示したように, 弾性波の重複により荷重測定精度が低下してしまう.

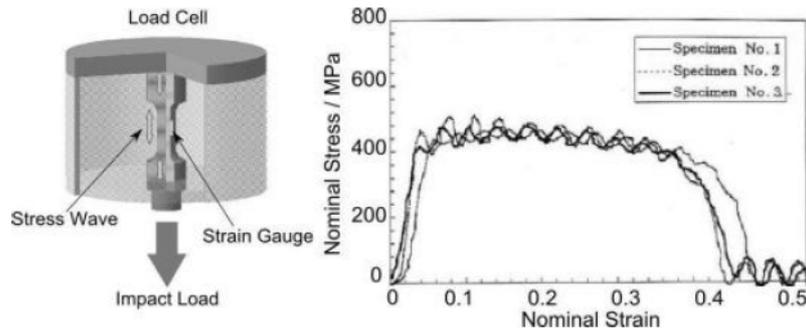


Fig. 2.2 Problem of elastic waves in load cell with impact loading

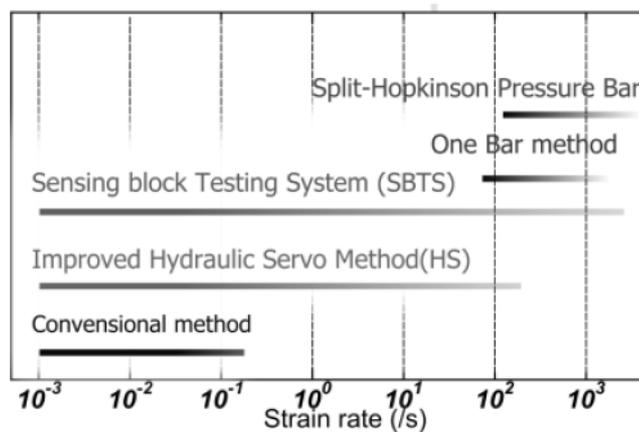


Fig. 2.3 Dynamic test methods depending on the range of strain rate

2. 衝突 FEM 解析精度向上のための材料評価技術の課題

高精度で高ひずみ速度域の材料特性を評価する方法として、1949年に Kolosky がスプリットホプキンソンバー法を提案した[60-62]. この方法により、ひずみ速度 $10^2 \sim 10^3/s$ の試験が可能であるFig. 2.4に圧縮型のホプキンソン棒法の模式図を示す. 試験片の両端に配置された長さ数メートルの入力棒, 出力棒と呼ばれる丸棒にひずみゲージを添付して荷重検出機として使用する. 入力棒を打撃することにより圧縮の弾性波を入力し, 他端に接合された試験片を圧縮する. 入力した弾性波の一部は試験片内に透過し出力棒側に伝わる. 残りの入力波は入力棒端部で反射し, 入力棒内の反対側に伝播する. 応力棒の長さを数メートルと十分長くすることで, 弾性波の重複を防ぐことができ, 出力棒に伝わった弾性波を互いの干渉なく独立に計測することができる.

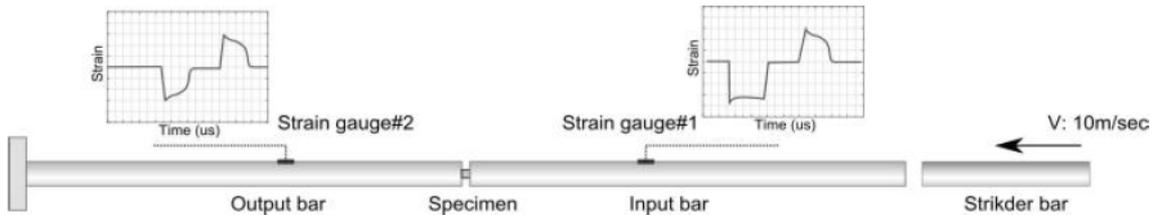


Fig. 2.4 Split Hopkinson Bar method for dynamic compression test

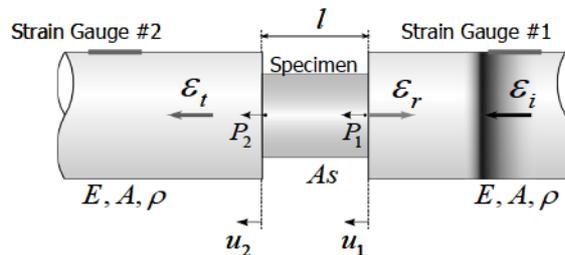


Fig. 2.5 Principle of stress-strain calculation in Hopkinson bar method

Fig. 2.5は、試験片両端の応力、ひずみ状態を示している. ϵ_t は入力棒を伝播する入力弾性ひずみを示している. ϵ_r は試験片部で反射して入力棒の反対側に伝播する弾性波を示す. ϵ_i は、出力棒に伝播する透過弾性波ひずみを示す. 試験片の長さは、入力および出力棒に比べて十分短いため、試験片内部で、透過弾性波の反射が繰り返され、試験片内の応力はバランスする. それぞれの弾性ひずみは以下の関係がある.

$$\epsilon_i + (-\epsilon_r) \approx \epsilon_t \quad (2-1)$$

ホプキンソンバー法では、入出力棒端部の移動量 u_1 , u_2 は以下の式から算出できる.

$$u_1 = c_0 \int_0^t (\epsilon_i - \epsilon_r) dt \quad (2-2)$$

$$u_2 = c_0 \int_0^t \varepsilon_i dt \quad (2-3)$$

ここで、 C_0 は入出力棒を透過する弾性波の速度を示す。上記の式から、試験片に発生する公称ひずみ公称応力は以下のように計算できる。

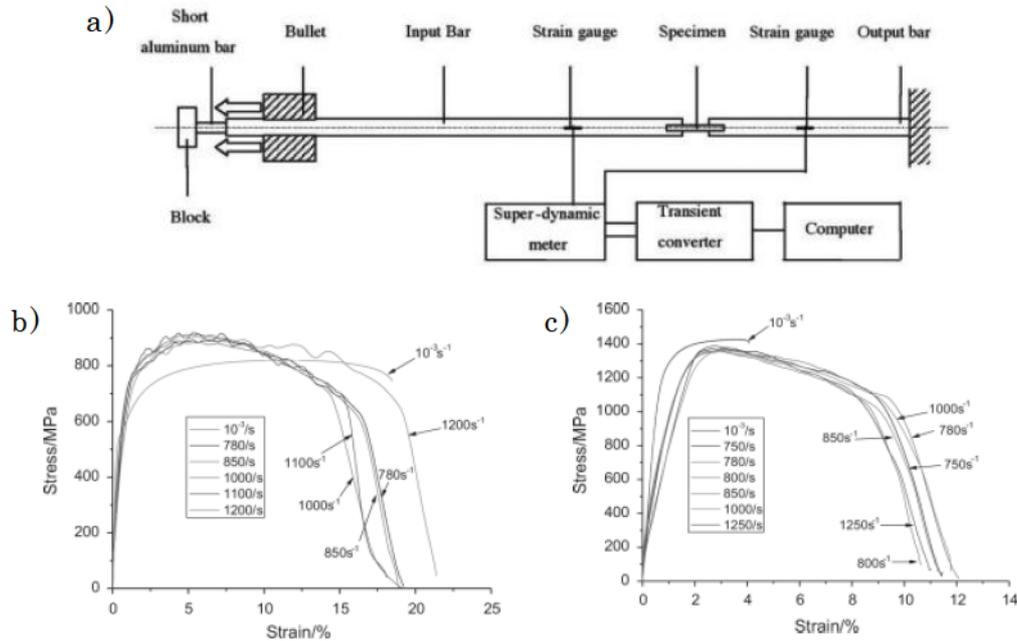
$$\varepsilon(t) = \frac{u_1 - u_2}{l_0} = \frac{c_0}{l_0} \int_0^t (\varepsilon_i - \varepsilon_r - \varepsilon_i) dt = \frac{2c_0}{l_0} \int_0^t \varepsilon_r dt \quad (2-4)$$

$$\sigma(t) = \frac{1}{2} E \frac{A}{A_0} \{\varepsilon_i - \varepsilon_r + \varepsilon_i\} = E \frac{A}{A_0} \varepsilon_i \quad (2-5)$$

ここで、 E はヤング率、 A_0 は入力、出力棒の断面積、 A は試験片の断面積、 l_0 はゲージ長を示す。式(2-4)、(2-5)から応力ひずみ関係を算出することができる。

このスプリットホプキンソンバー法の測定原理を応用し、薄鋼板の引張り試験に対応できる高速引張り試験方法が研究され、高ひずみ速度域の高強度鋼板の特性についてされてきた[63]。以下代表的な研究成果について述べる。

Wang らホプキンソン方式引張り試験機を用いて強度レベル 600MPa から 1000MPa の高強度鋼板のひずみ速度依存性を測定している[42]。Fig. 2.6(a) は圧縮空気でインパクターを発射し、ブロックに衝突させて引張り応力を入力棒に発生させ、試験片を変形させる構造である。Fig. 2.6(b)は、材料 800MPa クラスの高強度鋼板の試験結果で、ひずみ速度 $10^{-3}/s$ の結果とひずみ速度 780/s ~ 1200/s の範囲で変化させた高速引張り試験結果を比較している。高ひずみ速度域の応力ひずみ曲線は、静的応力ひずみ曲線に比べ高い応力が示されている。同様に、Fig. 2.6(c)は材料 1200MPa クラスの高強度鋼板の試験結果を示している。この研究では、高ひずみ速度域の応力は、静的応力に比べて低い値を示している。[42]。

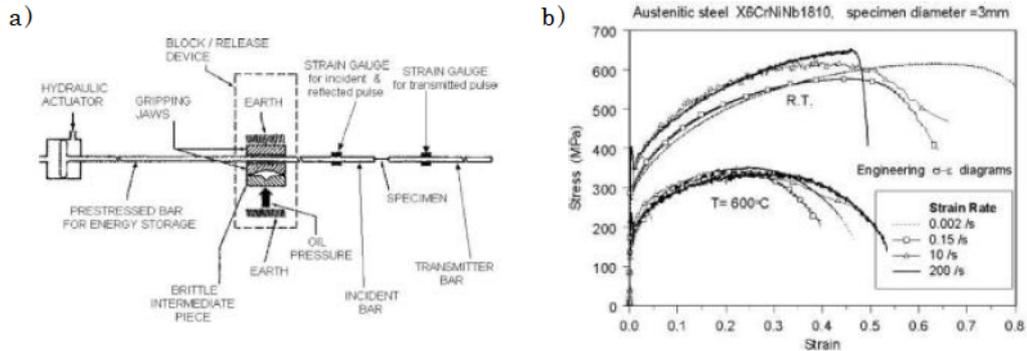


Source: Wang, W., Li, M., He, C., Wei, X., Wang, D., Du, H., 2013. *Materials & Design* 47, 510–521.

Fig. 2.6 Engineering stress–strain curve under the dynamic and the static tensile tests. a) Schematic diagram of bar–bar tensile impact tester. b) Material of DP800. c) Material of M1200.

オリジナルのホプキンソンバー法 [64] は、ストライカーを入力棒端部に衝突させて入力弾性波を発生させる方式である。理想的な矩形波を入力するためには、ストライカーと入力棒の平行度や接触面の精度を注意深く調整する必要がある。簡単に理想的な矩形弾性波を生成する方法として、Albertini らは改良型ホプキンソン棒法を提案している。この方式は、入力棒内に保持したひずみエネルギーを開放することで、乱れの少ない弾性波を伝播させる方式である [65]。Fig. 2.7(a) に、改良型ホプキンソン棒法の試験装置を示す。油圧制御のフリクションロック装置で固定された入力棒を油圧装置で引張り、入力棒内にひずみエネルギーを保持する。フリクションロック部内で入力棒を固定している脆性材料が油圧装置で瞬間的に破壊すると、入力棒内のひずみエネルギーが一気に開放される。その瞬間、入力棒内部に弾性波が伝播し、試験片を変形させる仕組みである。Fig. 2.7(b) は、ひずみ速度 0.002/s から 200/s に速度を変化させた応力ひずみ曲線を示す。

2. 衝突 FEM 解析精度向上のための材料評価技術の課題



Source: Solomos G, Albertini C, Labibes K, Pizzinato V, Viacoz B.
Nucl Eng Des 2004;229: 139-49

Fig. 2.7 The JRC modified tension Hopkinson bar method. a) Illustration of the test machine. b) Typical stress–strain curves of the X6CrNiNb1810 steel for several strain rates and two temperatures

ひずみ速度依存性評価の課題

ホプキンソンバー法は、応力の測定精度は十分高いが、ひずみの計測に課題があることが指摘されている[66]. Fig. 2.6(c) に示す動的応力ひずみ結果において、弾性域の傾きが静的引張り結果と比較して小さいことがわかる. ヤング率に及ぼすひずみ速度の影響はほとんどないことが知られており、この現象は、試験片並行部外側の肩R部の弾性変形や試験片固定部のあそびによるものと指摘されている. Fig. 2.8に示すように Albertiniらは、ひずみ補正方法として以下の式を提案している[67].

$$\frac{\Delta L}{L} = \frac{\Delta L'}{L} - \sigma \left(\frac{E - E'}{E \times E'} \right) \quad (2-6)$$

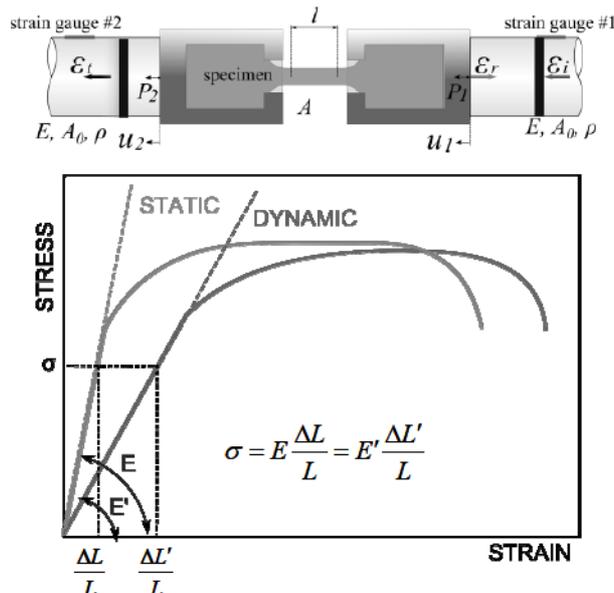


Fig. 2.8 Correction of dynamic stress-strain curve depending on the slope of static elastic slope

ここで、 L は平行部長さ、 ΔL は計測される変位量、 E は本来のヤング率、 E' は計測されるヤング率、 σ は応力である。Fig. 2.7(b) の応力ひずみ曲線は、この手法により、ひずみ量を修正済みである。鋼板のヤング率は材料強度によらずほぼ 210GPa となる。高強度鋼板になるほど塑性変形のための応力 σ が高くなり、この補正量が大きくなる。Fig. 2.6においても、材料強度 800MPa 材に比べて、1200MPa 材の誤差が大きくなることがわかる。

また、高速引張り時の破断伸びのばらつきの大きさも問題である。Fig. 2.6(b), (c) において、破断伸びがひずみ速度の条件によって大きく変化しているが、その傾向に規則性は認められない。ひずみを補正した Fig. 2.7(b) においても同様に応力が低下するポイントが不規則な結果となっている。

従来、材料の応力ひずみ関係は弾性域から最大応力までのひずみ域での精度が重視され、最大応力以降のくびれ領域の挙動についてはあまり注目されていなかった。近年、FEMによる破断予測の精度向上が要求されてきており、材料モデルにおいても、破断近傍までのより高いひずみ域の応力ひずみ曲線のモデル化や破断限界ひずみの定量化が必要となっている[41,68,69]。

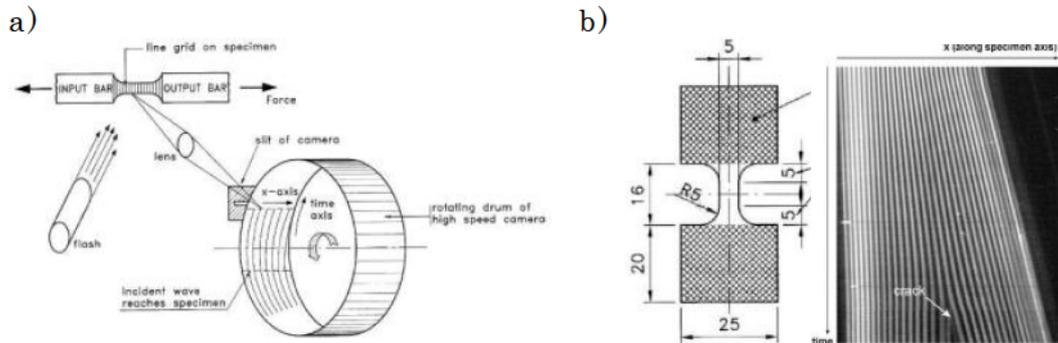
2.2.2. 鋼板の破断現象評価

破断ひずみ評価方法

高速変形における破断現象の評価についていくつか報告されている[70,71]。

Verleysen らは、ライングリッドを転写した試験片を回転ドラム式の高速度カメラで撮影し、高速引張り時のひずみ変化を測定する方法を提案している[72]。Fig. 2.9(a) は実験装置の概要を示している Fig. 2.9(b) は撮影されたライングリッドの変化を示している。試験片中央部でラインの間隔が大きくなり、破断が観察されている。彼らの研究では、平行部のひずみ直接計測も検討しており、高速度撮影によるひずみ測定精度の向上手法を提案している。

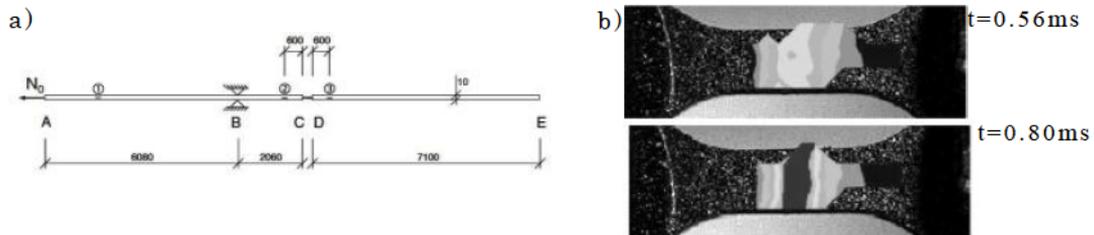
2. 衝突 FEM 解析精度向上のための材料評価技術の課題



Source: P. Verleysen, J. Degrieck / International Journal of Impact Engineering 30 (2004) 239-253

Fig. 2.9 Experimental investigation of the deformation of Hopkinson bar specimens. (a) Experimental set-up and high-speed camera. (b) Recorded picture in dynamic tensile test.

画像相関法(DIC)によるひずみ計測技術を応用して高速引張り試験過程のひずみ変化を計測する研究が方向されている。Tarigopula らは Fig. 2.10(a) に示すホプキンソンバー試験機に高速度デジタルカメラを用いた DIC ひずみ計測装置を設置して、高ひずみ速度域の破断現象の測定を試みている[73,74]。Fig. 2.10(b) は、画像相関法により計測されたひずみ分布をカラー表示したものである[74]。



Source: V. Tarigopula et al. / International Journal of Solids and Structures 45 (2008) 601-619

Fig. 2.10 Strain localization under dynamic loading using digital image correlation a) Schematic diagram of Split-Hopkinson Tension Bar. b) Field of axial logarithmic strain, ϵ_x , at various points of time from simulations and DIC.

デジタル画像による破断評価の課題

画像相関法は、予め試験片表面にランダムパターンを塗装して、そのパターンの移動を推定することでひずみを計測する方法[75]であるが、ランダムパターンが急激な移動や、パターンの大きなゆがみにより、認識エラーになる場合がある。

Fig. 2.10(b) においても、ひずみが表示されていない領域は計測エラーが発生した箇所である。特に、破断部近傍は、大きなひずみが発生するため、塗装したパンターンが剥がれる問題や、パターンの変形によるひずみ認識が不安定になりやすいという問題がある。

高速変形時のネッキング・破断現象に関する研究はいくつか報告されている[41,70,71,74,76-78]。しなしながら、破断ひずみの速度依存性についてまだ十分に明らかになっていない。従来の研究は断片的な材料および速度域の報告が多く、各種の高強度鋼板に対して、系統的に破断挙動の速度依存性を検討した報告は少ない。

2.2.3. 単純モデル部材の高速変形挙動評価

部品高速変形評価方法

車体の衝突変形挙動を研究する目的で、単純モデル部材を用いた衝突変形挙動に関する研究が行われている[52-54]。代表的な高速変形試験装置を Fig. 2.11 に示す。最も代表的な試験方法は、落錘タイプの試験である。Fig. 2.11(a) は防衛大学で開発された落錘タイプの大型試験機を示している[79]。高さ 28m から最大質量 30kN の錘を落下させ、最大速度 24m/s の試験が可能である。

落錘タイプの試験は、落下高さで速度を調整できるが、高負荷で低速条件の試験が難しいという問題がある。Fig. 2.11(b) は、島津製作所(株)で開発された油圧サーボ方式の高速試験機である。本装置は、速度を 1m/s から 20m/s に制御することが可能であるが、最大能力 10kN であり、高強度鋼板を適用したモデル部品の変形試験としては能力が不足する。Fig. 2.11(c) は、横型の高速変形試験機であり、トローリーを水平方向に発射させて衝突変形させる方式[80]である。本方式も落錘方式と同様に、低速領域での速度の制御が難しい。

高速変形評価の課題

FEM 解析精度結果と実験結果を比較検討する上で、できるだけ試験に影響するバラツキ因子を排除し、速度や変形量を一定として試験結果を採取することが望ましい。特に、材料のひずみ速度依存モデルの検証を行うためには、同一試験条件で変形速度を変化させた試験が望まれる。

自動車部品の高速変形挙動を理解するうえで、各種の高強度鋼板の衝突変形特性の系統的な実験および衝突特性に及ぼす因子の検討は重要である。材

2. 衝突 FEM 解析精度向上のための材料評価技術の課題

材料強度 590MPa クラスまでの鋼板を対象にした研究は多いが、現在適用が進んでいる 980MPa 以上の高強度鋼板の高速変形特性についての実験データは少ないのが現状である。

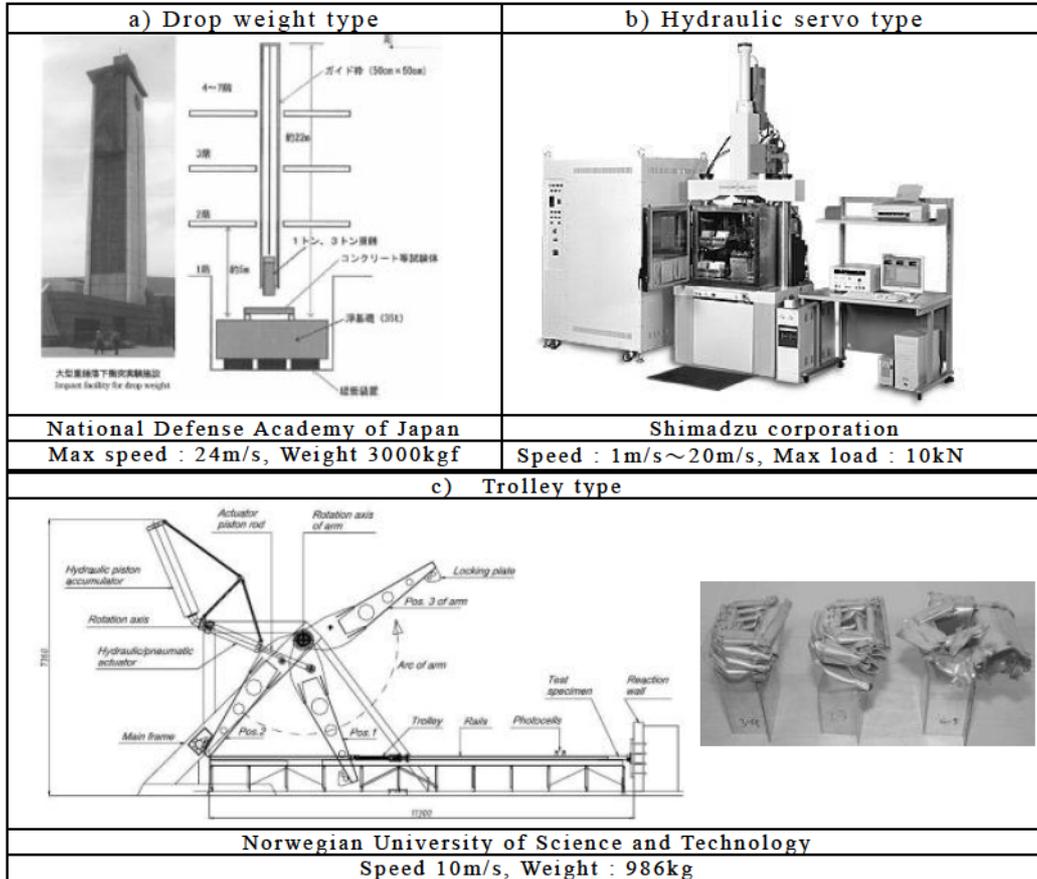


Fig. 2.11 Example of the crash test machine, (a) Drop weight type machine, (b) Hydraulic servo type machine, (c) Trolley type machine

2.3. 本研究の目的

これまで述べてきたように、さらに要求が厳しくなる安全性向上と軽量化の両立のために、FEM 解析技術を活用した車体設計・構造最適化技術の重要性は大きい。信頼性の高い車体設計を実現するには、FEM 解析の予測精度が重要なカギとなる。一方、安全性向上・軽量化を実現すべく、先進高強度鋼板の開発、実用化が進んでいる。材料の高強度化にともない、衝突時の材料破断が懸念されるようになり、FEM 解析で高強度鋼板の変形・破断挙動を高精度に予測することが求められている。

FEM 解析精度向上には数値計算手法のみならず、材料の変形挙動を高精度にモデリング化することが必要である。特に、衝突 FEM 解析においては、材料の変形挙動のひずみ速度依存性もモデル化が重要となる。高速変形時の材料

2. 衝突 FEM 解析精度向上のための材料評価技術の課題

特性評価方法として、現状ホプキンソンバー法が活用されているが、ひずみ計測の面で改善を行う余地が多いと考えられる。高速変形時の破断現象については、いくつかの研究結果が報告されているが、幅広い強度レベルの鋼板について系統的の調査された例は少ない。また、衝突 FEM 解析精度向上を検討するうえで、解析結果の妥当性を検証できる、精度の高い実験データが重要となる。自動車部品を単純モデル化したハット型部品等の高速変形挙動について、数多く実験データが公開されているが、開発が進んでいる先進高強度鋼板について系統的な研究は少ないのが現状である。加えて、モデル部品の高速変形試験には落錘タイプの装置で行われることが一般的であるため、部品高速変形挙動に対するひずみ速度の影響に関する研究は少ないのが現状である。

このような背景から本研究では、鋼板の高速変形、破断挙動を高精度で評価できる試験方法の開発を行い、各種高強度鋼板の塑性、破断特性を系統的に明らかにすることを目的とする。実験データから衝突 FEM 解析用の材料モデルを構築し、高強度鋼板適用のための衝突 FEM 解析精度向上に寄与することを目指している。

本研究のアプローチについて Fig. 2.12 に整理した。

まず、破断評価の高精度化の基盤となる、デジタル画像認識技術を応用したひずみ計測システムを開発する。従来の DIC 方式のランダムパターンの認識に代わり、規則的な配列のグリッドを画像認識するアルゴリズムにより、破断まで安定的にひずみ計測可能な方法を提案する。引張り変形過程のひずみ分布変化および破断現象定量的に適用し、その妥当性を検証する。

つぎに、高ひずみ速度域における塑性・破断評価技術を確立する。ホプキンソンバー方式高速引張り試験機に高速度カメラを導入し、デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化手法を提案する。さらに、本手法により、高ひずみ速度域破断現象を計測し、破断現象に及ぼすひずみ速度の影響を明らかにする。本手法で得られた実験データから、ひずみ速度依存性を考慮した材料モデルの高精度化を試みる。自動車用鋼板の強度範囲を網羅する 270MPa ~ 1470MPa の鋼板の材料データベース構築する。

速度制御可能な高速変形試験機を開発し、部材変形特性に及ぼす速度の影響を高精度に評価する技術を確立する。その評価装置により、980MPa ~ 1470MPa クラスの鋼板を適用したモデル部品の高速変形特性を明らかにし、FEM 解析精度を検証に活用できる、高精度な実験データベース構築する。同時に、衝突変形特性に及ぼす強度、板厚、部材形状、溶接方法の影響を明らかにし、高強度鋼板適用による衝突性能向上への設計指針を明らかにする。

提案した高速引張り試験、高速変形試験の応用例として、ハット型モデル部

2. 衝突 FEM 解析精度向上のための材料評価技術の課題

品の高速変形解析を行い、実験結果との比較により解析手法および材料モデルの妥当性を確認する。さらに、破断評価技術の応用例として、スポット溶接破断解析を試みる。そのなかで、本研究で開発したデジタル画像ひずみ計測システムを用いて、スポット溶接部は熱影響を模擬した材料の変形挙動および破断限界を定量化する方法を提案する。最後に、実際の車体設計への応用例として、自動車の側面衝突変形を対象に、破断を考慮したFEM解析を実施する。材料および構造を適正化することで材料もしくは溶接部の破断を回避し、軽量で衝突性能の高い車体構造の検討を行う

これらの材料評価技術および衝突FEM材料モデルの高精度化により、高強度鋼板を適用した車体設計の信頼性向上に貢献することを目標とする。

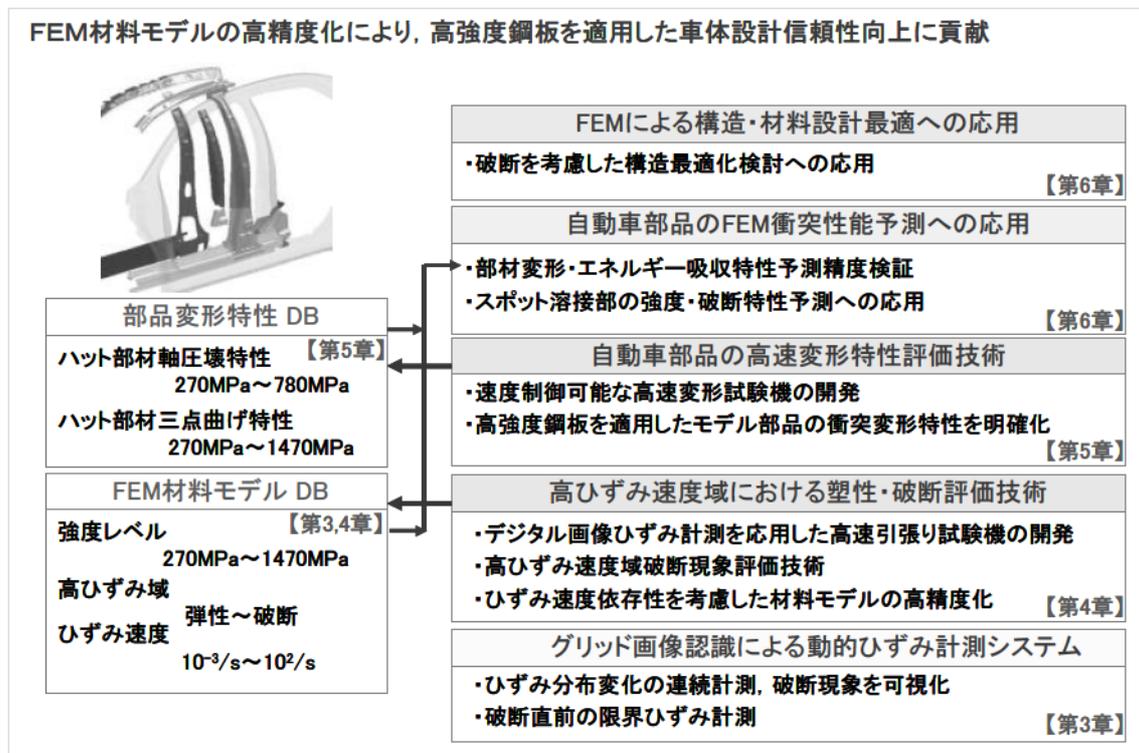


Fig. 2.12 Framework in order to enhance the optimum design technology for the automotive body structure with consideration for light-weight and crashworthiness

3. 材料評価高精度化のためのデジタル画像 ひずみ計測技術の開発

3.1. 緒言

鉄鋼材料の材料評価方法は、JIS で規定されている引張り試験が一般的であるが、問題点として、ひずみ量が大きくなると、伸び計内のひずみの均一性が保たれなくなり、正確なひずみ量が計測できない点などがある。Fig. 3.1は JIS 法による引張り試験の結果を示している。ゲージ長 50mm の伸び計で測定した公称応力-公称ひずみ関係を図に示す。破断直後の試験片の形状を確認するとゲージ長内でくびれが発生しひずみが不均一であることがわかる。伸び計の値は、この範囲の平均ひずみを算出していることになる。通常、FEM 解析モデルに必要な True Stress-Strain 曲線は、均一伸びまでのデータから Swift などの n 乗硬化則で近似して算出し、均一伸び以降は外挿値となる。

破断を考慮した FEM 解析において、破断直前までの応力ひずみ関係が重要となる。さらに、破断クライテリア同定のためには、破断部の局所的ひずみ量の同定も重要である。

本章では、塑性変形挙動、破断評価の高精度化の基盤となる、デジタル画像認識技術を応用したひずみ計測システムの原理および、本研究で開発した計測アルゴリズムを述べる。規則的な配列のグリッドを画像認識するアルゴリズムにより、破断まで安定的にひずみ計測可能な方法を提案する。引張り変形過程のひずみ分布変化および破断現象定量的に適用し、その妥当性を検証する。

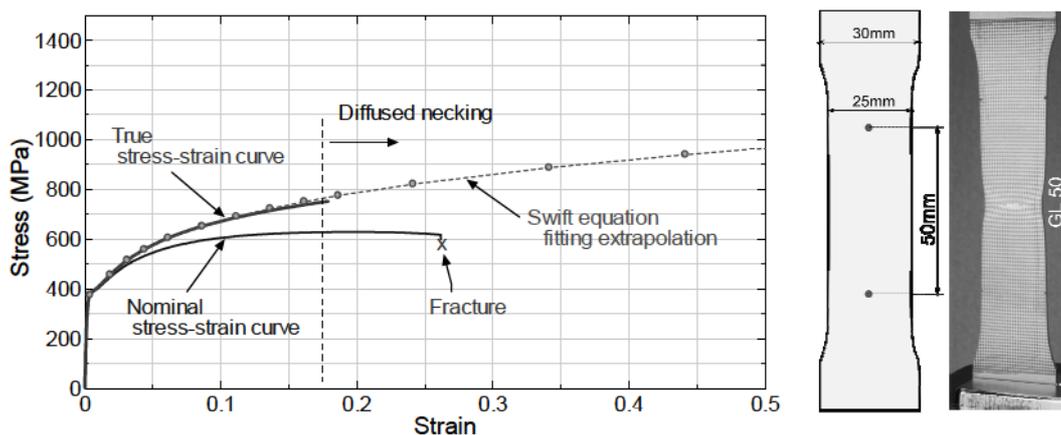


Fig. 3.1 Stress Strain curve measured by tensile test

3.2. デジタル画像ひずみ計測技術

二点間の平均伸びではなく、試験片面内のひずみ分布を画像解析により計測する手法が開発されている[81]。ひずみ計測方法は、デジタル画像相関方式(DIC)とデジタルフォトグラメトリ方式に大別される。DIC方式は、試験片にスプレーなどでランダムパターンを転写し、パターンマッチング法により、連続撮影されたデジタル画像から各パターン領域の移動量を計測し、ひずみを計測する方法である。また、デジタルフォトグラメトリ方式は、カメラ位置を同定するためのマーカと同時にグリッドを転写された試験片をいくつかの方向から撮影し、3次元に計測されたグリッドメッシュ間隔からひずみを算出する方式である[82]。それぞれメリットデメリットがあるが、著者の経験上、DIC法はランダムパターンの変形が大きくなる破断近傍で安定的にひずみを計測することが難しいという点がある。また、デジタルフォトグラメトリ方式はグリッド方式のため、FEM解析との比較が容易であるといえるメリットがあるが、現状デジタルフォトグラメトリ方式は連続的な動的ひずみ計測に対応できないという問題がある。

本研究では、両者の測定方法を融合し、連続的にデジタル画像からグリッドを認識してひずみ変化を計測するシステムを独自に開発した。DIC方式で用いるランダムパターンは、破断直前のような大きなひずみが発生する場合、パターンの認識が不安定になることやパターンが剥離してしまうことが多い。鋼板表面に電解エッチング法で印字したグリッドパターンを用いることで、塑性変形挙動および破断挙動を安定的に計測できることが期待できる。また、グリッド間隔を1mm間隔や0.5mm間隔など任意のパターンを適用することが可能であり、FEMメッシュと同じ計算手法、ゲージ長でひずみ分布の評価が可能となる。独自開発にすることで、解析ロジックの変更が容易となり、研究開発現場での様々な計測目的に対応可能な点もメリットが大きい。

3. 材料評価高精度化のためのデジタル画像ひずみ計測技術の開発

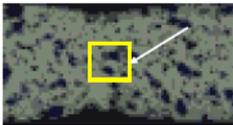
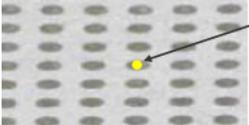
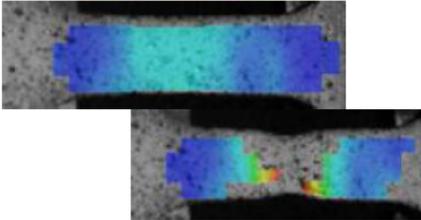
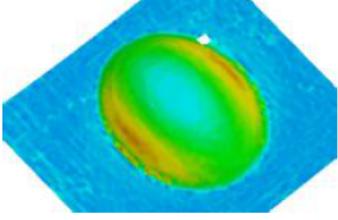
方式	デジタル画像相関法(DIC)	デジタルフォトグラメトリ方式
カメラ数	1~2台	1台
撮影方法	連続撮影	方向を変えて多数撮影
測定物	塗装したランダムパターン のファセット 	エッチング印刷したグリッド  グリッド
測定例		
メリット	ひずみ変化を連続的に解析	グリッドメッシュ間隔でひずみを評価するため、FEMとの比較が容易
デメリット	変形が急激に進む破断直前の測定が難しい	連続的なひずみ測定に対応していない

Fig. 3.2 Comparison of commercially available strain measurement system

3.3. デジタル画像による 3 次元復元の原理

ひずみ計測装置の開発にあたり、デジタル画像から3次元座標を同定するための計算原理について述べる。

Fig. 3.3に示すように、デジタル画像を認識して2次元空間情報に変換するコンピュータビジョンに関する手法は確立されている[83]. 空間上に任意の位置に設置されるカメラで撮影された被測定物は2次元の画素情報である. 2次元カメラ座標 $m(u, v)$ と3次元空間上の座標 $M(x, y, z)$ の関係は式(3-1)で表現される.

$$\lambda \times m = A \begin{bmatrix} R \\ T \end{bmatrix} M \quad (3-1)$$

ここで、 λ はスケールパラメータ、 A はカメラ内部行列であり、カメラの焦点距離 (a_u, a_v), 画像中心座標 (u_0, v_0), セン断パラメータ s の情報を含んでいる. R と T の行列はそれぞれ、回転行列と平行移動行列であり、図に示すようにカメラの3次元空間上の位置と方向を示している. 行列 A, R, T は式(3-2)で表される.

$$A = \begin{bmatrix} a_u & s & u_0 \\ 0 & a_v & v_0 \\ 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}, R = \begin{bmatrix} r_{11} & r_{12} & r_{13} \\ r_{21} & r_{22} & r_{23} \\ r_{31} & r_{32} & r_{33} \end{bmatrix}, T = \begin{bmatrix} T_x \\ T_y \\ T_z \end{bmatrix} \quad (3-2)$$

式(3-1)において、 $A [R|T]$ の部分は 3×4 の行列であり、これを P とすると以下のように定義できる。

$$P = A[R|T] = \begin{bmatrix} P_{11} & P_{12} & P_{13} & P_{14} \\ P_{21} & P_{22} & P_{23} & P_{24} \\ P_{31} & P_{32} & P_{33} & P_{34} \end{bmatrix} \quad (3-3)$$

このカメラ行列 P は9個の未知変数で構成されるが、これらの変数は、Fig. 3.4に示すような3次元上に既知の寸法を有するパターンの座標と対応するデジタル画像上の2次元座標の関係から非線形最適化手法で同定することができる。 P の9個のパラメータが同定できれば、カメラの位置と回転を式(3-3)から計算することができる。この方法で、複数のカメラの3次元位置と方向が同定することで、被測定物の3次元座標はステレオ計測の原理で複数のカメラ画像から推定することができる。その計算は三次元座標 (x, y, z) を解とする、線形の連立方程式となる。これは P 行列の逆行列から計算することができる。また、被測定物が同一平面上にあると仮定 ($Z=Const.$) することができれば、求める解は (X, Y) の二つとなり、この場合カメラ行列が同定された1つのカメラから解を求めることができる。

$$\lambda \begin{bmatrix} u \\ v \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P_{11} & P_{12} & P_{13} & P_{14} \\ P_{21} & P_{22} & P_{23} & P_{24} \\ P_{31} & P_{32} & P_{33} & P_{34} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ y \\ z \\ 1 \end{bmatrix} \quad (3-4)$$

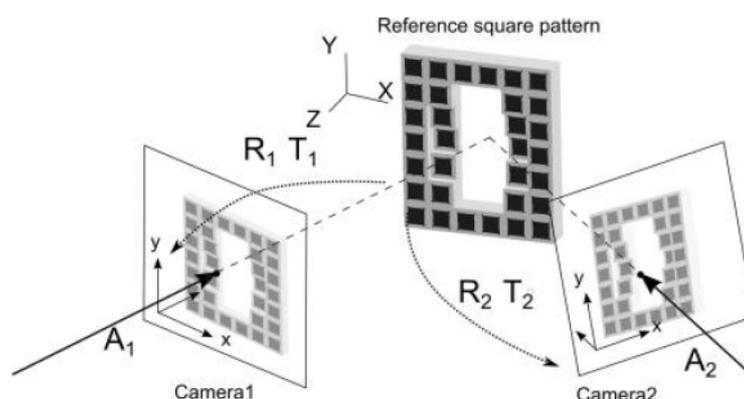


Fig. 3.3 Rotation and translation of the stereo camera model

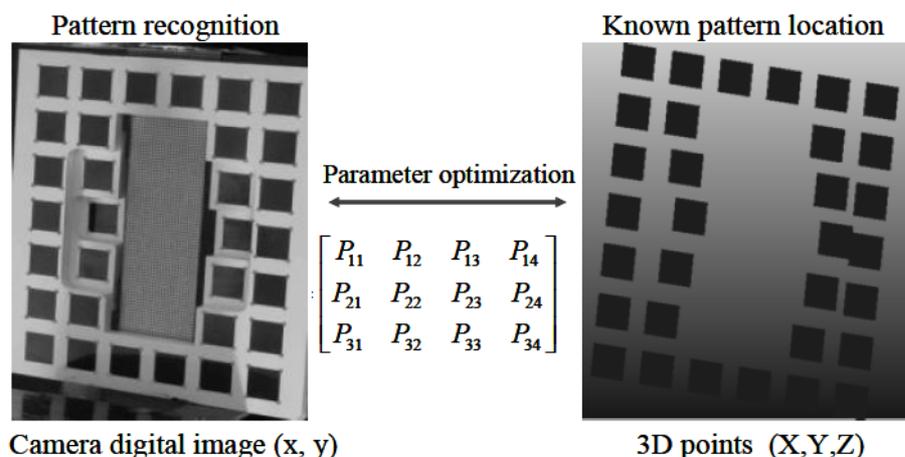


Fig. 3.4 Method to determinate the camera parameters

3.4. デジタル画像ひずみ計測装置の開発

前節で述べたコンピュータビジョンアルゴリズムをベースにデジタル画像動的ひずみ計測装置を開発した。引張り試験機に複数のカメラを設置し、引張り試験中のひずみ変化を連続的に計測する方式を採用した。Fig. 3.5は2カメラ方式のシステム構成を示す。引張り試験機に市販のデジタル一眼レフカメラを固定し、カメラをコンピュータから制御して変形中の試験片を撮影する。試験片はJIS5号試験片以外にも様々な形状に対応可能である。対応可能は板厚に制限はなく、一般的な自動車用鋼板の0.5mm～2.6mmのに対応可能である。

前章で示したカメラキャリブレーション方法によって、それぞれのカメラの位置姿勢を同定する。Fig. 3.5にデジタルカメラの仕様を示す。市販の最新デジタル一眼レフを用いることで、安価に高解像度の画像を撮影することが可能である。また、撮影物の大きさに対応してレンズを交換することで、高精度に計測することができる。ひずみ計測用のグリッドの例をFig. 3.5に示す。グリッドピッチは1mm x 1mmで電解エッチングにより鋼板表面に転写される。スプレー方式と異なり、試験片の変形量が大きくなっても、グリッドが剥がれることはなく、破断直前のひずみの測定が可能となる。グリッドピッチは測定対象に応じて大きさを変更できる。現状の最小グリッドサイズは、0.5mm x 0.5mmピッチである。

Fig. 3.6にデジタル画像取得から、ひずみ解析までのフローチャートを示す。任意に設定した時間間隔（1秒～）で引張り試験中の試験片を撮影する。撮影されたデジタル画像から、グリッドを画像認識する。Fig. 3.6では、認識されたグリッドを赤色で表示している。初期のグリッドは円形であるが、変形が進むにつれて、楕円に変形する。各グリッドを楕円で近似し、楕円中央をグリッドの位置と

3. 材料評価高精度化のためのデジタル画像ひずみ計測技術の開発

して算出する。図にグリッド中心を自動認識した例を示す。この方式を用いることで、大きく変形したグリッドについても精度良く中心を認識することができる。

このグリッド認識を左右2つの画像で行った後、左右画像で認識されたグリッドの対応関係を算出する。2つのカメラは予め位置、姿勢が同定されているため、対応グリッドから、そのグリッドの3次元位置をステレオ測量的方法で同定することができる。

認識されたすべてのグリッドの3次元空間座標をすべて算出する。次に隣合うグリッドを認識し、4角形もしくは3角形要素を構築し、FEM解析と同様の手法でひずみ量を算出する。算出されたひずみ量は撮影された画像にコンター図として上書きされ、ひずみ分布を可視化することができる。

3. 材料評価高精度化のためのデジタル画像ひずみ計測技術の開発

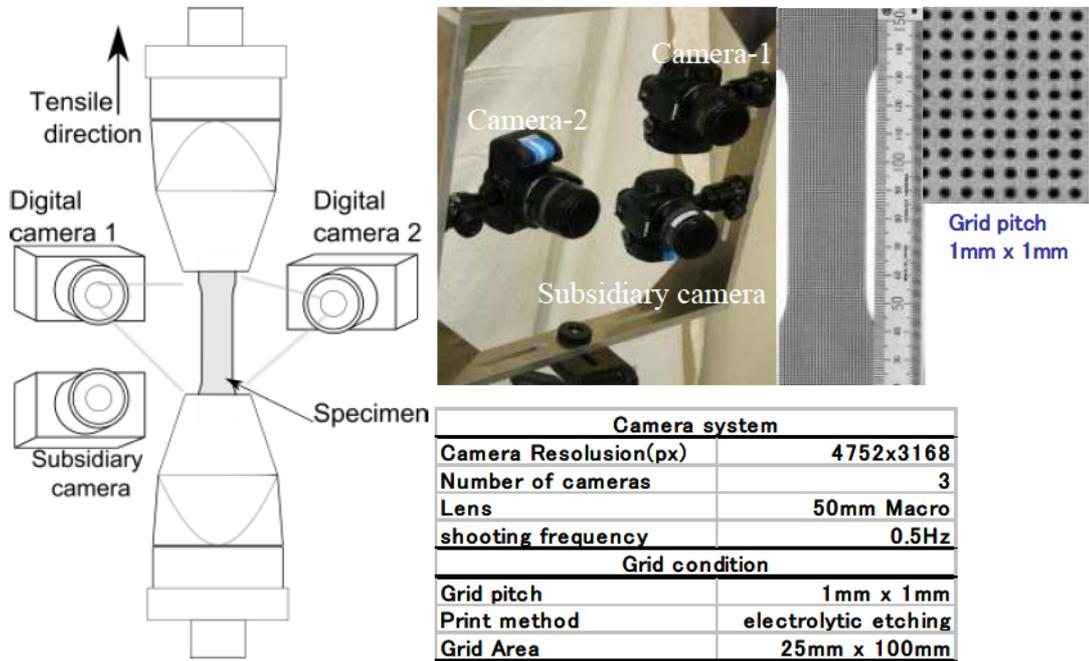


Fig. 3.5 The digital imaging strain analysis system

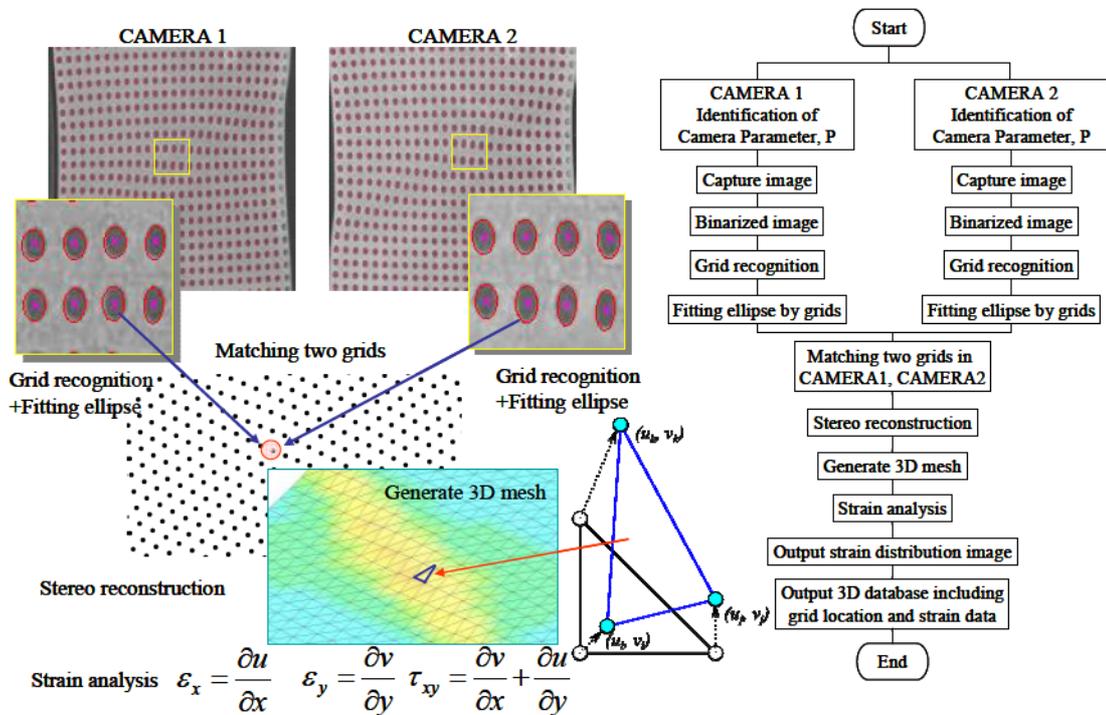


Fig. 3.6 Algorithm and procedure of the digital imaging strain analysis

3.5. デジタル画像ひずみ計測による材料評価の高精度化

開発したデジタル画像ひずみ計測システムを用いることで、鋼板変形過程のひずみ分布、破断挙動を定量的に評価することが可能となる。以下にその応用例を示し、本手法の有効性を確認する。

3.5.1. 引張り試験における破断挙動の評価

Table 3.1に試験に用いた 980MPa 高強度鋼板の特性値を示す。この材料を対象に引張り試験における各種の破断現象について評価を行った。Fig. 3.7は JIS5 号引張り試験片の引張り変形過程におけるひずみ変化を計測したものである。グリッドは 0.5mm x 0.5mm として詳細なひずみを計測している。図中、最大主ひずみの分布をカラーで示している。最大荷重までは均一なひずみが発生しているが、最大荷重以降の変形ではひずみが序所に集中していく様子が捉えられている。拡散くびれの後に局部くびれが発生し、せん断方向にひずみが集中する様子がわかる。破断は試験片中央部を起点として発生した。このように、従来の応力ひずみデータのみならず、ひずみ分布の変化を直接測定することで、材料の破断プロセスが定量的に解析することができる。

Table 3.1 Material properties used in tensile test

Grade	Thickness (mm)	Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Uniform Elongation (%)	Total Elongation (%)	Material Type
980MPa	1.6	697	1014	9.2	17.0	DP

Fig. 3.8は、切欠き形状を与えた引張り試験片の破断現象を評価したものである。材料はTable 3.1に示した 980MPa 材である。変形の初期から切り欠き部にひずみが発生して、ひずみが分散することなく亀裂が進展して破断に至る様子が観察されている。本手法はこのような亀裂進展の評価においても有効であるといえる。

Fig. 3.9は、φ10mm の穴をJIS5号引張り試験片に与えて、引張り試験を行った結果である。穴は機械加工で施した。引張り変形中に穴淵にひずみが集中して破断が発生する様子が観察できている。ひずみの集中度合いは切り欠き試験片と比べて分散していることがわかる。

以上のように、引張り試験過程の破断現象を観察する上で本手法は有効であることがわかる。

3. 材料評価高精度化のためのデジタル画像ひずみ計測技術の開発

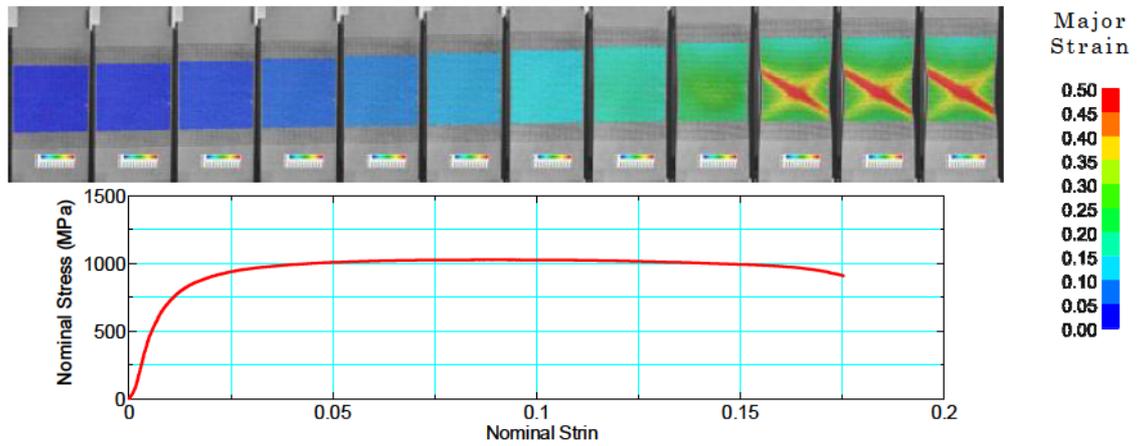


Fig. 3.7 Result of strain analysis in tensile test of JIS-No.5 specimen

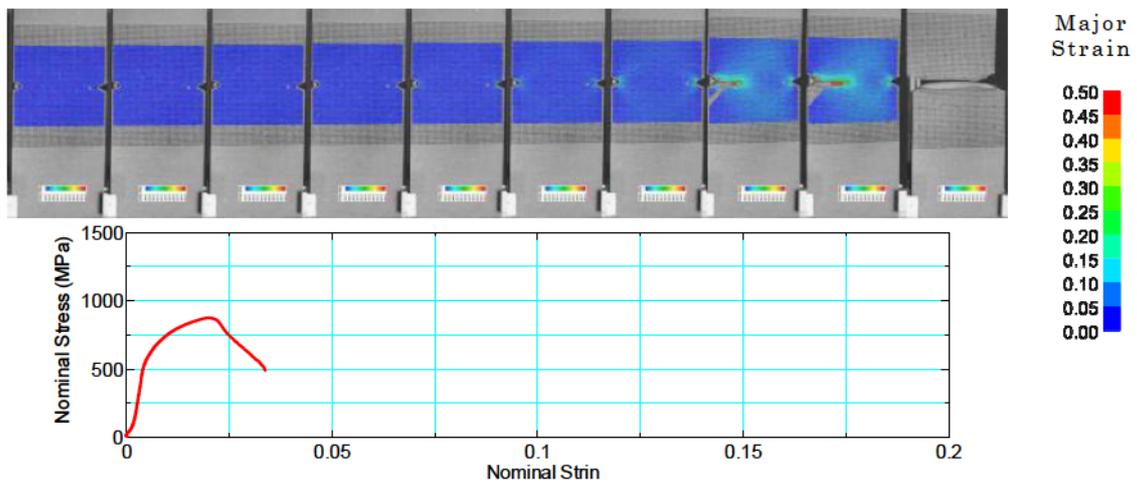


Fig. 3.8 Result of strain analysis in tensile test of specimen with side notches

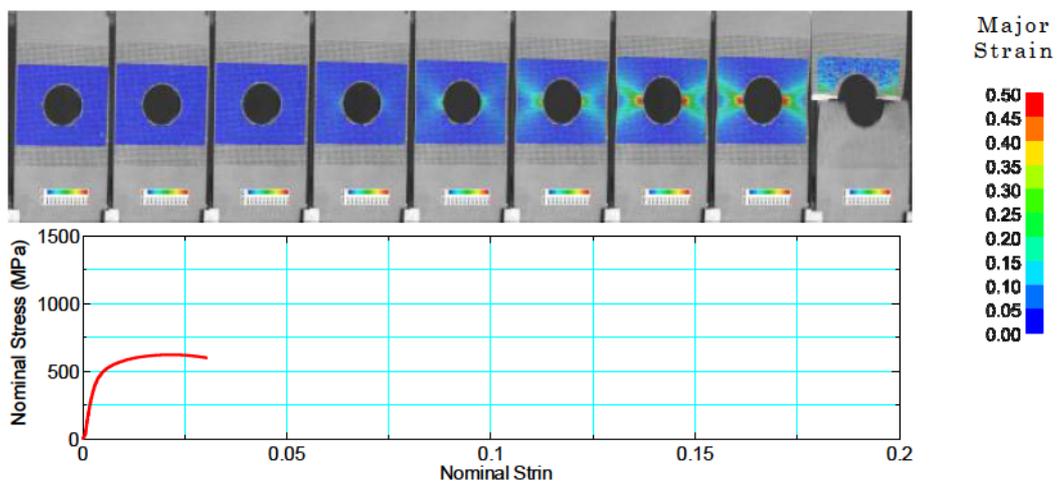


Fig. 3.9 Result of strain analysis in tensile test of specimen with center hole

3.5.2. 高ひずみ領域の材料特性評価

デジタル画像ひずみ計測を用いることで、従来の引張り試験の問題 [69,84,85]であった、高ひずみ域の材料挙動を精度よく解析することも可能となる。

Fig. 3.10は、引張り試験におけるネッキング領域の断面における平均ひずみを計測して、引張り方向のひずみおよび幅方向の平均ひずみの変化を解析したものである。Fig. 3.10(a) は、引張り変形開始から破断する直前までのひずみ分布をカラーで示している。Fig. 3.10(c) は平均ひずみを解析した断面を示す。Fig. 3.10(b) は、引張り変形中の荷重変化と解析断面の平均最大主ひずみ、平均最小主ひずみの時間変化を示している。このひずみ計測から、体積一定を仮定すれば、板厚方向の局所ひずみを推定することができる。さらに、板厚方向ひずみと幅方向ひずみから局所的な断面積を推定することができ、荷重の情報から、真応力を直接計測することが可能となる。

Fig. 3.11はこの手法により、True Stress-Strain カーブを求めたものである。均一変形までは従来の JIS5 号の応力ひずみ関係と一致しており、本ひずみ計測データの精度は十分高いことがわかる。ゲージ長 50mm の伸び計測ではひずみ 0.12 以降の応力ひずみ関係を計測することができていない。一方、本手法によれば、ひずみ 0.25 まで材料の特性を評価することができている。ひずみ 0.25 以降はひずみコンター図で示されるように、解析断面内のひずみ均一性が保証できないため、応力値の取り扱いには注意する必要がある。

図中、平均最大主ひずみの時間変化から、時間微分することでひずみ速度を解析した結果を示している。ひずみ速度は、均一伸び変形以降増加する傾向を示している。ひずみ速度は 0.001/s から、0.008/s と変化していることがわかる。このような、ひずみ速度の変化の情報も FEM 材料モデルを構築する上で重要と考えられる。これら高ひずみ域までの応力ひずみデータを活用することで、FEM 材料モデルの高精度化に寄与できると考えられる。

3. 材料評価高精度化のためのデジタル画像ひずみ計測技術の開発

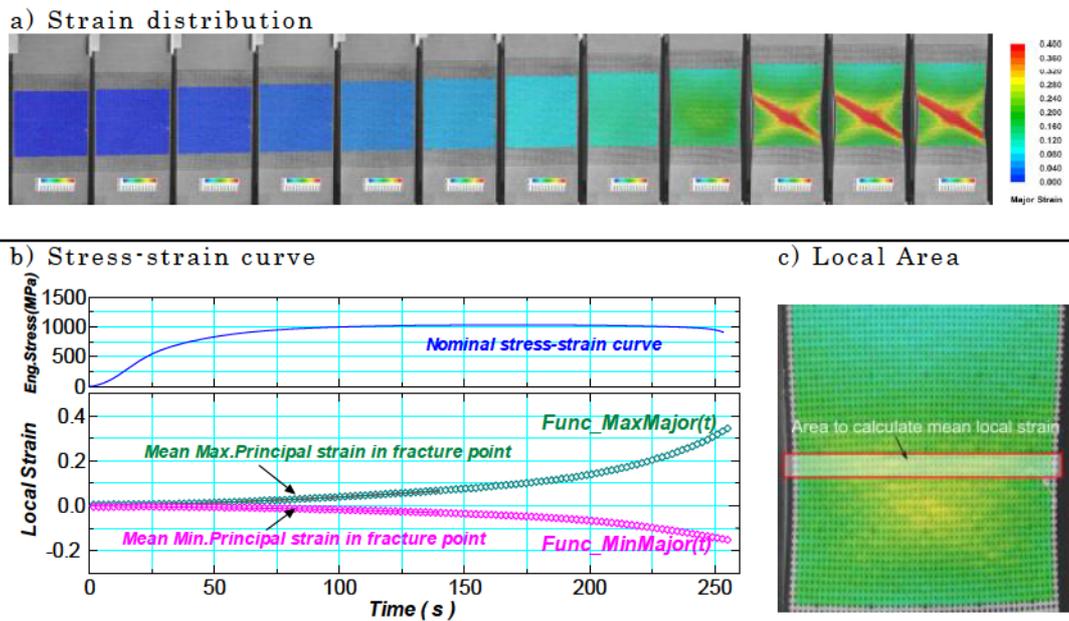


Fig. 3.10 Local strain analysis by the digital imaging strain analysis. a) Strain distribution during tensile test until fracture, b) Nominal stress and local strain history, c) Local area to calculate the strain

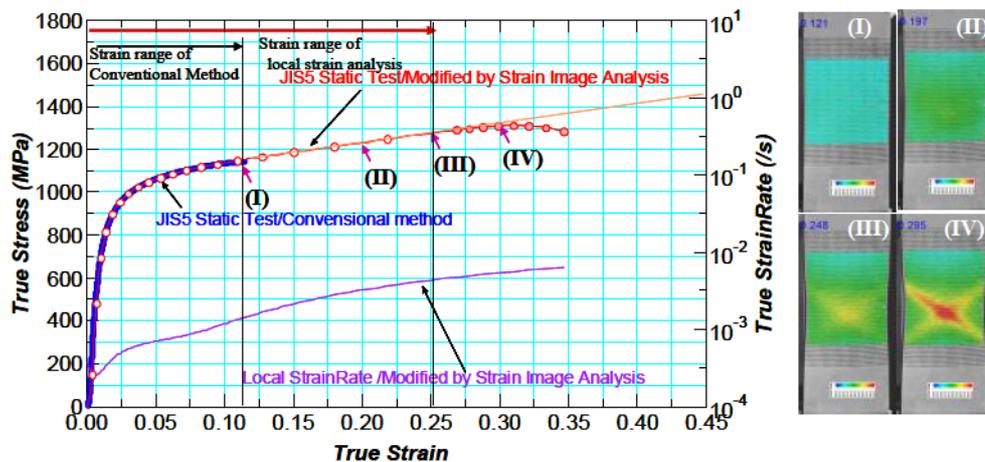


Fig. 3.11 Determination of material property in large strain range by the digital strain analysis

3.5.3. デジタル画像ひずみ計測を応用した研究成果の事例

局所異方性のひずみ依存特性評価への応用

異方性 r 値のひずみ依存性について、以前から研究されていたが、対象としているのは均一伸びまでのひずみ領域 [86] で、拡散くびれから局部くびれ、材料破断に至る材料の変形挙動を研究した論文は見受けられない。破断位置における

3. 材料評価高精度化のためのデジタル画像ひずみ計測技術の開発

引張り方向の主ひずみ(ϵ_x)に対して、直交方向のひずみ(ϵ_y)と板厚方向のひずみ(ϵ_z)の比を局所異方性パラメータ R_{local} と定義し、変形過程中の R_{local} の変化を測定した。ただし、板厚方向のひずみ ϵ_z は材料の体積一定を仮定し、画像解析で測定される ϵ_x , ϵ_y から算出した。Fig. 3.12に局所ひずみの定義を示す。Fig. 3.13に、980MPa 高強度鋼板の局所異方性パラメータ R_{local} の測定例を示す。

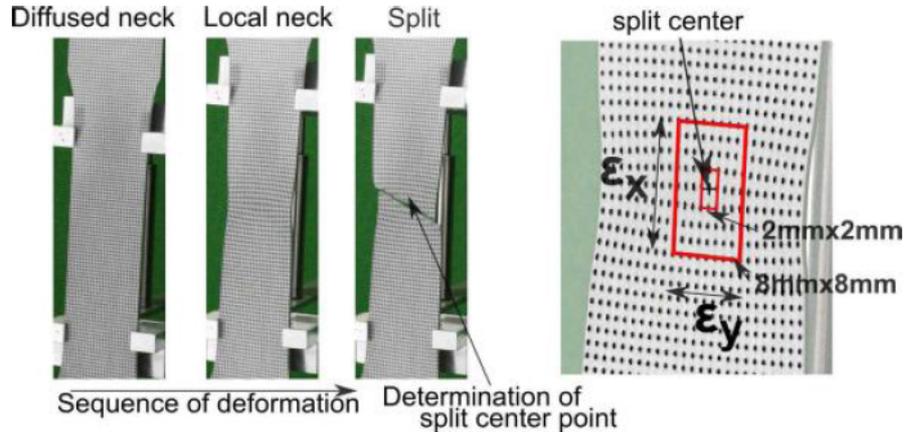


Fig. 3.12 Definition of local anisotropic parameters

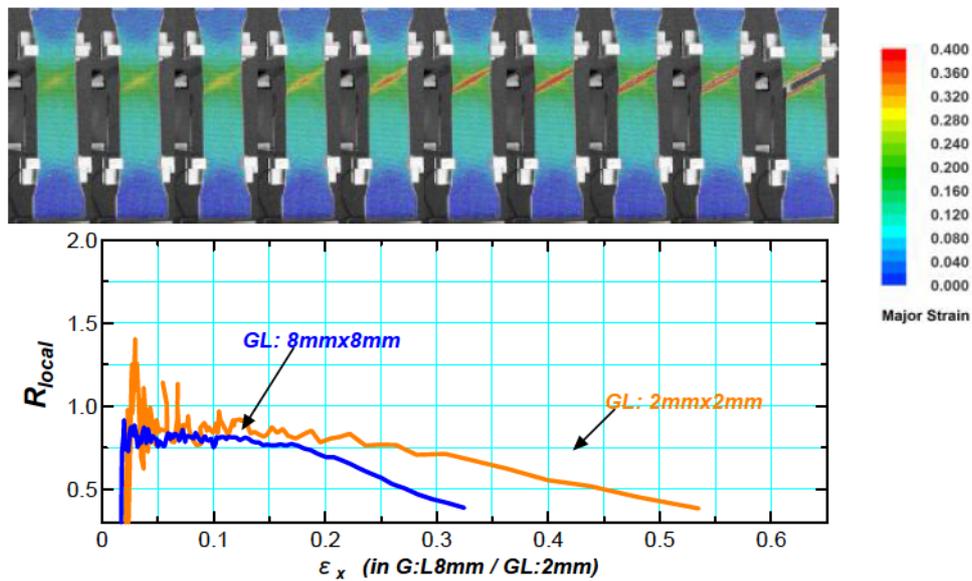


Fig. 3.13 Local anisotropic parameters measured by the digital imaging strain analysis

局所異方性 r 値のひずみ依存性を考慮した、材料モデルを用いて、JIS5 号引張り試験の破断挙動を計算した[87]。計算で得られた荷重とストロークの関係を図 3.14 に示す。局所異方性 r 値を考慮することで、荷重が低下するタイミングが実験結果と一致することを確認した。

3. 材料評価高精度化のためのデジタル画像ひずみ計測技術の開発

局所異方性 r 値については、今後その有効性を検討する必要があるが、本研究で提案している、グリッド認識によるデジタル画像ひずみ計測システムの有効性を示す代表的な例である。

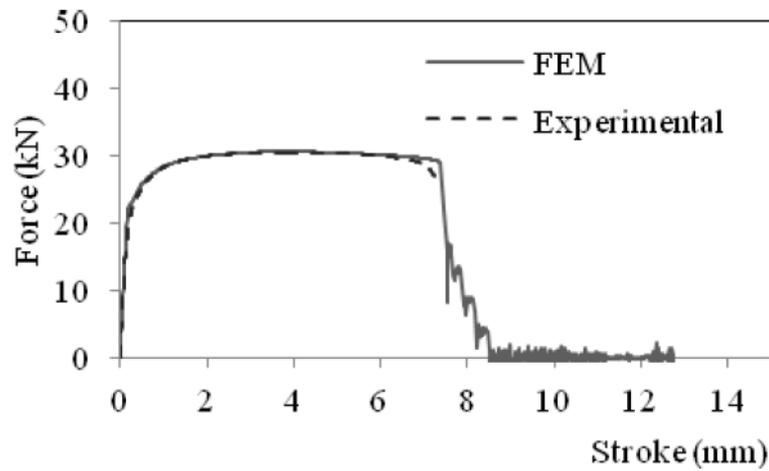


Fig. 3.14 Force stroke curves calculated by FEM simulation using material model with the anisotropic parameters

3.6. 結言

本章では、材料の塑性変形挙動および破断現象の評価技術の高度化を目的に、画像認識技術を応用したひずみ計測システム方法を提案した。Table 3.2に開発したひずみ計測システムの仕様と特徴を市販のひずみ計測システムと比較して整理した。本システムの特徴は、グリッド認識により、破断直前まで安定してひずみ計測可能であること、連続計測と静止計測の両方に対応できることである。さらに、独自開発であることから様々な計測に応用可能な点も大きな利点と考えている。

本計測システムを引張り試験装置に導入し、引張り変形中のひずみ計測結果を示し、その有効性を明らかにした。

本章で得られた成果を以下に総括する。

1. 変形時のひずみ分布変化の動的計測、破断現象を可覚化することが可能となった。グリッド認識により、破断直前まで安定してひずみ計測可能であることを示した。各種高強度鋼板の塑性変形・破断現象を定量的に評価することが可能となった。
2. 局所的なひずみを測定することができるため、切欠きや穴を有する試験片のひずみ変化および破断ひずみを計測することが可能となった。その実例として、980MPa 高強度鋼板における、切欠き形状および穴付形状の破断現象の計測例を示した。破断に至る荷重変化およびひずみ分布変化を定量的に視角化することを示した。
3. 伸び計を用いた従来の試験方法では計測が困難な高ひずみ域の材料挙動をモデル化が可能であることを示した。局所的なひずみを計測することにより、高ひずみ領域の加工硬化挙動を計測し、モデル化することが可能であることを示した。
4. 引張り変形過程の面内ひずみ変化の計測により、異方性 r 値のひずみ依存性を計測可能であることを示した。この材料パラメータを考慮したFEM解析により、破断現象の予測精度が向上する例を示した。

3. 材料評価高精度化のためのデジタル画像ひずみ計測技術の開発

Table 3.2 Specification and feature of the digital image strain analysis method

タイプ	デジタル画像相関法(DIC)	デジタルフォトグラメトリ方式	デジタル画像ひずみ計測システム
	GOM社製ARAMIS	GOM社製ARGUS	本研究
カメラ			
解像度	1028x1024pixel	4280 X 2840pixel	デジタル1眼/4752x3168pixel
台数	1~2	1	1~2
パターン	ランダムパターン	グリッド	グリッド(0.5mm, 1mm, 2mm)
印刷方法	塗装	電解エッチング	電解エッチング
撮影方法	連続撮影	方向を変えて多数撮影	連続インターバル撮影(1fps~60fps)
静止計測	×	○	○
連続計測	○	×	○
評価対象物	引張り試験	プレス成形品	引張り試験
	プレス成形		プレス成形品
	部品剛性, 変形		部品剛性, 変形
その他特徴			高速度カメラの使用も可能 グリッド方式により大ひずみに対応可能 安価な市販カメラを使用可能

4. デジタル画像ひずみ計測による 高速引張り試験の高精度化

4.1. 緒言

2章において、ホプキンソンバー法を用いた高速引張り試験方法の課題のひとつとして、ひずみ計測の精度向上を示した。ホプキンソンバー法では、試験片両端の入出力棒の変位からひずみを計測するため、見かけのひずみ量と平行部に発生するひずみ量に差が生じるためである。

高ひずみ速度域の応力ひずみ曲線について多くの実験結果が報告されているが、従来の研究は、断片的にひずみ速度の影響を調査したもの多く、静的から動的のひずみ速度範囲で詳細に調査した例は少ない。FEM解析精度の向上において、断近傍までのより高いひずみ域の応力ひずみ曲線のモデル化や破断限界ひずみの定量化が必要となっている。

本章では、高速引張り試験の高精度化を目的に、前章で述べたデジタル画像ひずみ計測の手法を応用し、ひずみ速度 $10^2/s$ 以上に対応できるホプキンソンバー引張り試験方法と、ひずみ速度 $10^1/s$ 域に対応できる油圧式高速引張り試験方法を検討する。これらの測定手法により、高ひずみ速度域の塑性変形および破断現象を高精度に評価できることを検証し、ひずみ速度依存性を考慮した材料モデルの高精度化を検討する。得られた実験結果から、高強度鋼板のひずみ集中、破断現象に及ぼすひずみ速度の影響について検討する。

4.2. デジタル画像ひずみ計測を応用した高速引張り試験方法の開発

4.2.1. 高速度カメラ画像ひずみ解析方法

前章で、複数のデジタルカメラ画像から本章では、ステレオ計測の原理で複数のカメラ画像からひずみを計測する手法を述べた。高速引張り試験のように、試験片が面内で変形する場合には、必ずしも複数のカメラは必要なく、ひとつのカメラでもひずみを計測可能である[83]。Fig. 4.1に示すように、計測する対象物が仮想平面上 ($Z=Z_{const}$) にあると場合、カメラ行列 P が既知であるカメラで撮影した画像 (u, v) から式(4-1)を用いて x, y 座標を求めることができる。そこで、カメラ行列 P が校正済みの高速度カメラ1台を用いた高速引張り試験装置の開発を検討した。

$$\lambda \begin{bmatrix} u \\ v \\ 1 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} P_{11} & P_{12} & P_{13} & P_{14} \\ P_{21} & P_{22} & P_{23} & P_{24} \\ P_{31} & P_{32} & P_{33} & P_{34} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} x \\ y \\ z_{const} \\ 1 \end{bmatrix} \quad (4-1)$$

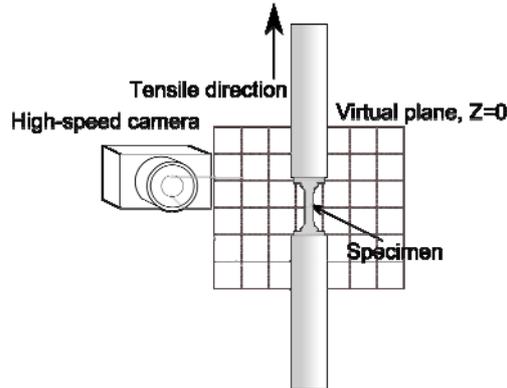


Fig. 4.1 Method of digital strain analysis method with a high speed camera

4.2.2. 油圧制御方式高速引張り試験（ひずみ速度 $10^1/s$ ）

Fig. 4.2に、油圧制御方式の高速引張り試験の概要[66]を示す。2本の $\phi 10\text{mm}$ 丸棒の間に、試験片を固定し油圧アクチュエータを駆動することで、試験片に引張り変形を与える構造となっている。試験片の変形荷重は丸棒に添付したひずみゲージで計測される。丸棒の移動量は変位計により計測される。試験片の直上に設置した高速度カメラにより、試験片表面に電解エッチングしたグリッド画像を撮影し、Fig. 4.1で示した1カメラ方法の画像解析によりひずみを計測する。Fig. 4.3は、油圧制御式高速引張り試験機の外観写真と高速度カメラで撮影された試験片の変形状態を示している。1mm x 1mmのグリッドを鮮明に撮影できていることがわかる。

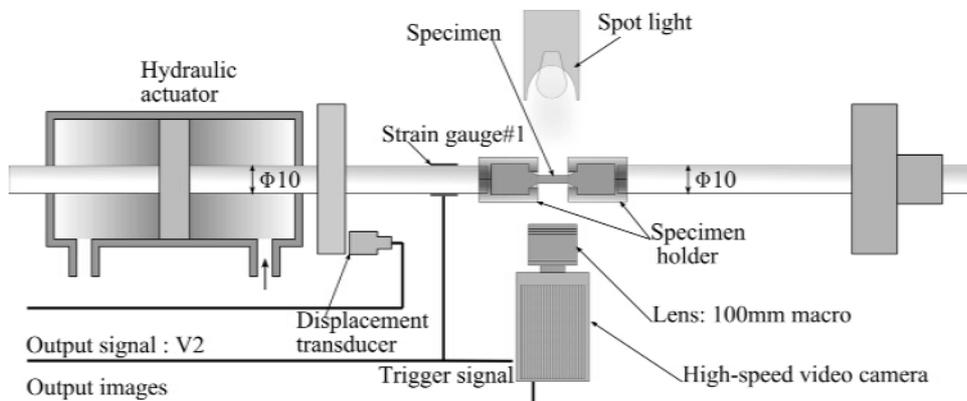


Fig. 4.2 Hydraulic tensile test method using a high-speed video camera to measure the strain distribution of the deformed specimen

4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化

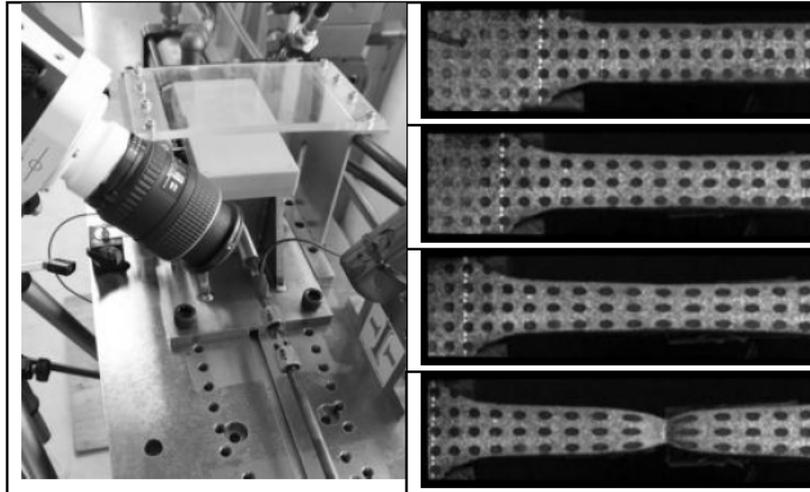


Fig. 4.3 Photograph of Hydraulic tensile test method and example of captured images

4.2.3. ホプキンソンバー方式高速引張り試験 (ひずみ速度 $10^2/s \sim$)

Fig. 4.4は、スプリットホプキンソンバー方式をベースに改良した高速引張り試験機 [66] を示している。試験片は入力棒と出力棒の間の試験片ホルダーで固定される。その入力棒と出力棒は直径 10mm で長さはそれぞれ 6000mm, 6050mm となっている。ひずみゲージは試験片から 750mm 離れた位置に添付されており、入力波と出力波の弾性ひずみを計測する。本試験装置は、インパクト棒を使わずに、グリップ装置で保持された入力棒の一部に油圧アクチュエータによって弾性エネルギーを保持する方式を採用している。そのグリップ装置は、脆性材料で作成されており、油圧により入力棒を保持し、保持された弾性エネルギーを瞬間的に開放する。その応力開放が瞬間的であるため、入力棒を伝達する弾性波形は、理想的な矩形波となる。Fig. 4.5は、ホプキンソンバー引張り試験機と試験片固定部の写真を示している。高速度カメラは試験片の直上に固定されている。高速度カメラにより撮影された試験片の変形状態の例を示す。スポットライトにより試験片部を照明することで、より鮮明な画像を得ることができている。

Fig. 4.6に示すように、入力棒と出力棒の間に固定された試験片を弾性波によって高速に引張り変形を与える。入力棒および出力棒を通過する弾性波は歪ゲージ #1, ひずみゲージ #2 で計測される。Fig. 4.7はひずみゲージ #1 で計測された入力波 ε_i と、ひずみゲージ #2 で計測された透過波 ε_t の例を示している。このひずみ情報から、ホプキンソン棒法の測定原理を用いて応力を算出することができる。

4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化

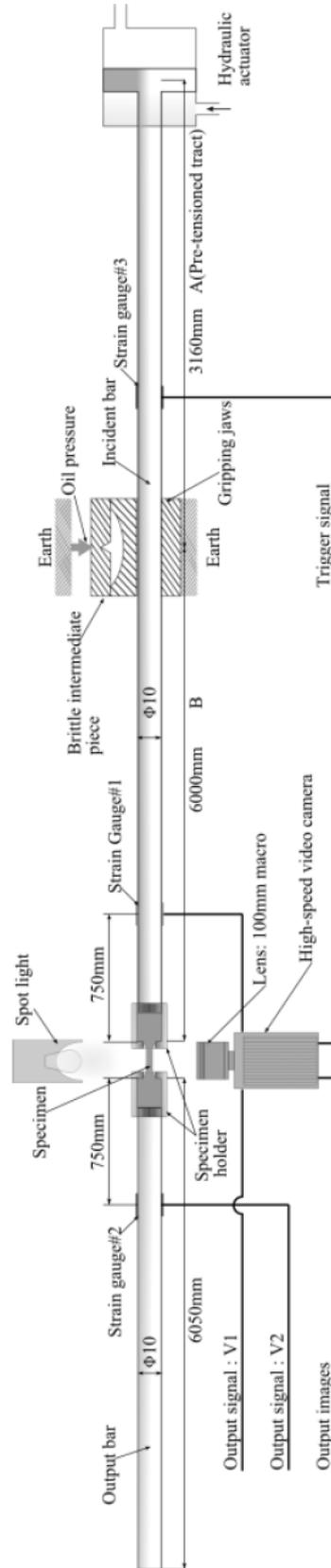


Fig. 4.4 Dynamic tensile test machine based on the Hopkinson bar method using a high-speed video camera

4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化

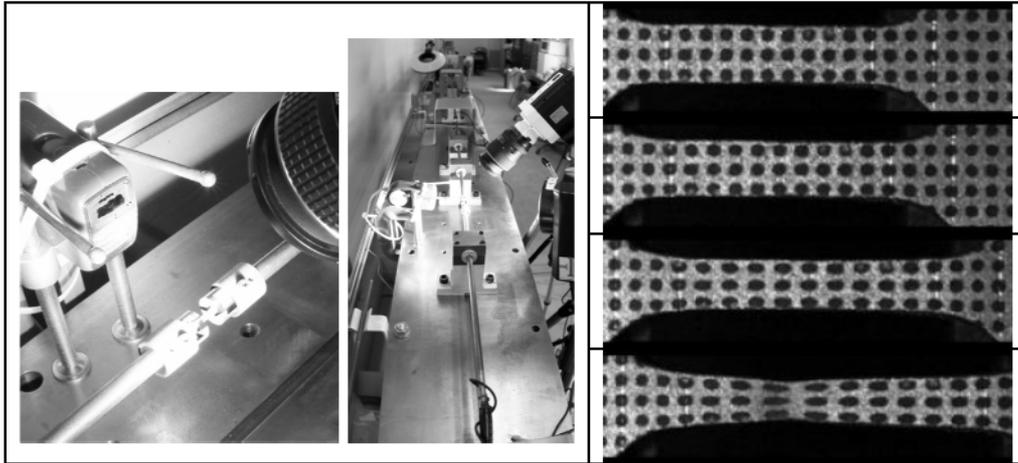


Fig. 4.5 Photograph of the split Hopkinson bar method acquired with a high-speed video camera and example of captured images

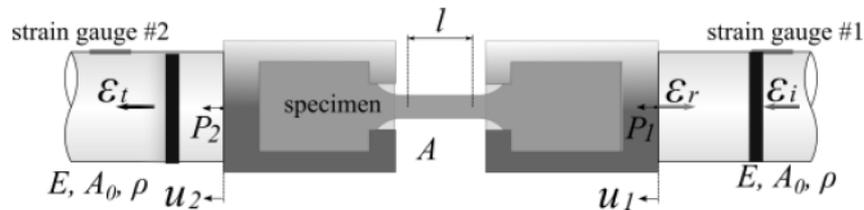


Fig. 4.6 Principle of the Hopkinson bar method and progression of elastic waves in the bars and specimen.

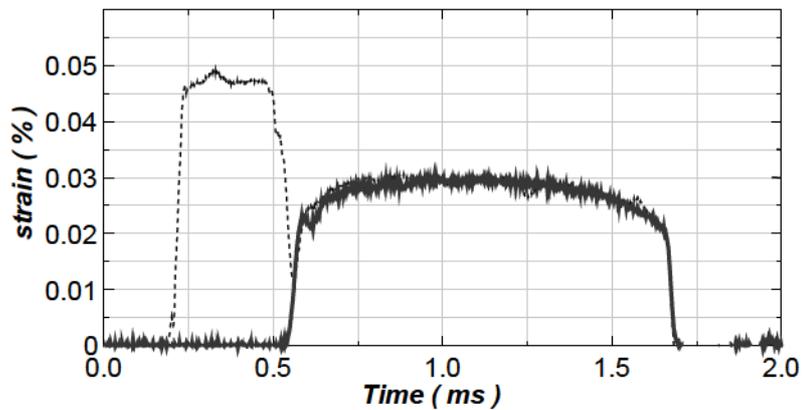


Fig. 4.7 Elastic strain waves measured by strain gauges #1 and #2 attached on the incident and output bars

4.2.4. デジタル画像ひずみ解析による高速引張り試験高精度化

デジタル画像から試験片平行部のひずみ量を直接計測することにより、従来のホプキンソンバー法の課題であったひずみ計測精度の改善を検討した。Fig. 4.8は、ひずみ計測結果より平行部の変位量を測定する方法を示している。初期

ゲージ長 l_0 の位置のグリッドの移動量をデジタル画像から解析し、各撮影時間ごとに $l(t)$ を解析する。この計測結果から、式(4-2) で公称ひずみを算出する。

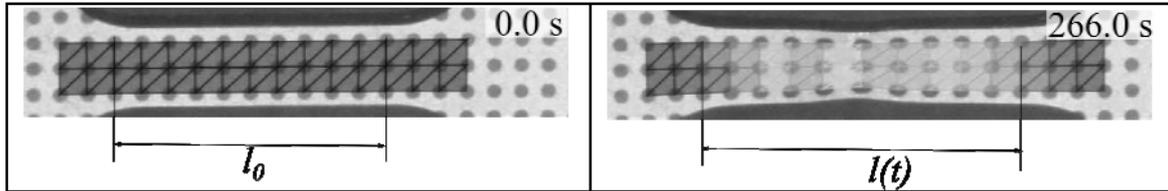


Fig. 4.8 Measurement method of displacement in parallel area in the specimen by the digital images with strain analysis

$$\varepsilon_{\text{nominal}}(t) = (l(t) - l_0) / l_0, \quad (4-2)$$

Fig. 4.9はオリジナルのホプキンソンバー法で解析した応力ひずみ関係と本研究で提案したデジタル画像ひずみ計測を適用した高速引張り試験による応力ひずみ関係を比較したものである。オリジナル法において、弾性域の応力の立ち上がり $d\sigma/d\varepsilon$ は 61.4 GPa と、鋼板のヤング率 210 GPa に比べて低い値となっている。一方、デジタル画像ひずみ計測を用いた方法では、 $d\sigma/d\varepsilon$ は 195.6 GPa と計測され、弾性域の荷重立ち上がりは妥当な値となった。Fig. 4.9には、GL50mm の伸び計でJIS5号試験片の応力ひずみを計測した結果もプロットしている。デジタル画像法で計測した初期の応力傾きは、JIS5の方法とほぼ一致しており、弾性域においても妥当な計測精度を有していることがわかる。

オリジナルのホプキンソンバー法では、入力棒と出力棒の短部の変位からひずみを計測する方法であるため、試験片固定部の弾性変形や試験片チャック部の弾・塑性変形の影響により、実際に試験片並行部に発生するひずみ量より過大にひずみを評価する傾向があるため、このように弾性域の測定精度が低下すると考えられる[72]。

Fig. 4.10は、オリジナルホプキンソンバー法とデジタル画像ひずみ計測で得られた公称ひずみの関係を示している。その関係は、変形初期にオリジナルホプキンソンバー法のひずみ増加が大きく、ひずみ 0.05 以上になるとデジタルひずみ計測とほぼ1対1の関係で増加する傾向となっている。この結果は、変形初期に、チャックと試験片ですべりが発生、塑性変形が進んで引張り応力が増加すると、そのすべりがなくなり、デジタル画像で計測されるひずみの増加量と一致する現象と考えられる。

4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化

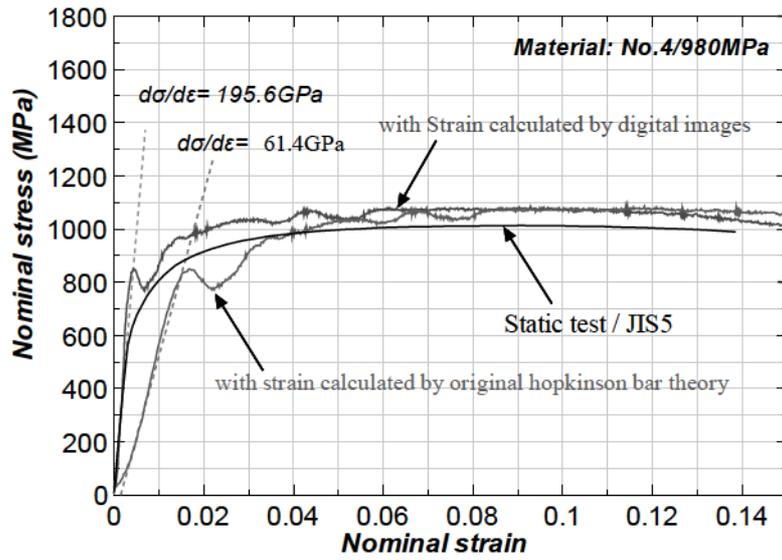


Fig. 4.9 Comparison of the dynamic nominal stress-strain curves analyzed by the original Hopkinson bar theory and the proposed method using the nominal strain identified using digital imaging analysis.

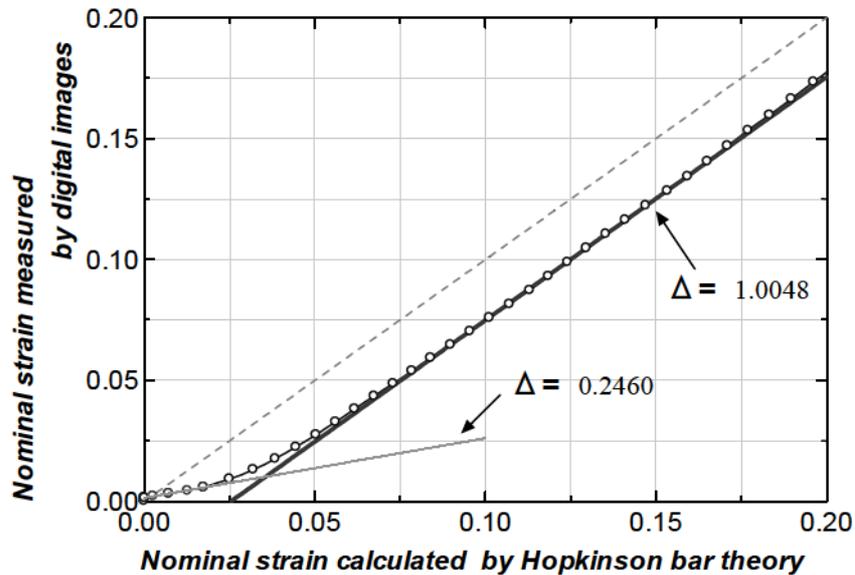


Fig. 4.10 Relationship between nominal strain calculated by the original Hopkinson bar method theory and nominal strain measured from digital images.

4.3. 高強度鋼板の変形・破断挙動に及ぼすひずみ速度の影響

以上のように、ホプキンソンバー方式高速引張り試験機に高速度カメラを導入し、デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化が確認できた。

つぎに、本手法を活用し、各種自動車用鋼板の高速引張り試験を行い、材料モデルの高精度化のための実験データを取得する。得られた実験結果から、材料パラメータを同定し、ひずみ速度依存性を考慮した FEM 材料モデルを構築する。さらに、高ひずみ速度域破断現象を計測し、破断現象に及ぼすひずみ速度の影響を明らかにする。これらの実験データから、自動車用鋼板の強度範囲を網羅する 270MPa~1470MPa の鋼板の材料データベースを構築する。

4.3.1. 供試材

応力ひずみ曲線およびひずみ集中挙動に及ぼす材料特性の影響を調査するために、現在量産されている自動車用鋼板をほぼ網羅する強度レベル 270MPa~1470MPa の材料を対象にした。Table 4.1に試験に使用した材料の降伏強度、引張り強度、破断伸びを示す。それぞれの材料強度はJISで規定された引張り試験で測定した。No.6 は現状生産されている自動車用鋼板の最大強度となる 1470MPa のフルマルテン鋼である。Fig. 4.11は、6種類の材料の公称応力公称ひずみ曲線を示す。引張り速度は 10mm/min で、伸びは GL50mm の伸び計で測定している。

Table 4.1 Mechanical properties and thicknesses of steel sheets (along rolling direction).

Material No.	Thickness (mm)	Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Uniform Elongation (%)	Total Elongation (%)	Grade	Material Type
1	1.6	162	288	27.8	53.7	270MPa	IF
2	1.6	315	440	20.6	38.4	440MPa	Low-C
3	1.6	380	630	19.6	32.2	590MPa	DP
4	1.6	697	1014	9.2	17.0	980MPa	DP
5	1.6	799	1169	7.6	13.3	1180MPa	DP
6	1.6	1256	1494	4.5	8.9	1470MPa	M

4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化

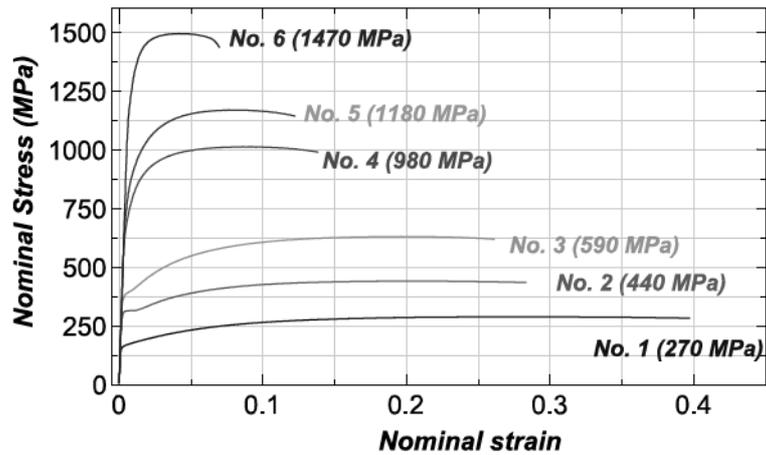


Fig. 4.11 Nominal stress-strain curves for materials with various tensile strengths

4.3.2. ひずみ速度を変化させた引張り試験方法

ひずみ速度に応じて異なる試験機で引張り試験を行った。Table 4.2にそれぞれひずみ速度における試験片タイプ、試験装置、ひずみ計測方法を示す。Fig. 4.12に静的・高速引張り試験に用いた試験片形状を示す。タイプ A, B の試験片とも幅 3mm, ゲージ長 10mm の平行部を有している。デジタル画像ひずみ計測は、静的試験は、デジタルカメラを2台用いたステレオ方式、ひずみ速度 $10^1/s$, $10^2/s$ の高速引張り試験では、高速度カメラによる1カメラ方式を用いた。

Table 4.2 Tensile test method for various strain rates and strain measurement systems

Testing method	Target speed		Specimen			Strain analysis	
	Velocity	Strain rate	Type	Width	Gauge length	type	Frame rate
Static tensile test	0.01mm/s	$10^{-3} s^{-1}$	Type-A	3mm	10mm	two-camera system	0.5 fps
Hydraulic tensile test	200mm/s	$10^1 s^{-1}$	Type-B	3mm	10mm	one-camera system	10,000 fps
Hopkinson bar method	2000mm/s	$10^2 s^{-1}$	Type-B	3mm	10mm	one-camera system	59,071 fps

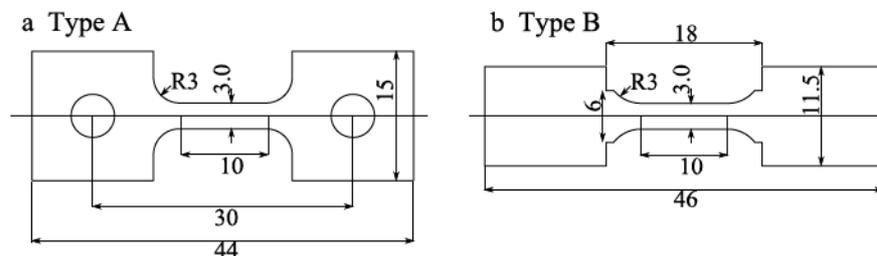


Fig. 4.12 Shapes and dimensions of the tensile test specimens. a) Type A specimen for static tests, b) Type B specimen for middle-range and dynamic tensile tests.

4.3.3. 実験結果

引張り試験過程におけるひずみ分布・応力の変化

6種類の材料を対象に行った静的および動的引張り試験過程のひずみ分布測定結果をFig. 4.13Fig. 4.18に示す。図中のコンターは、グリッド1mmから計算された最大主ひずみ量の分布を示している。引張り開始から破断までの画像の中から、6水準の画像を選択して時系列的に整理した。図の下部には、測定された応力の時間変化を示している。図のマークはそれぞれ6種類のひずみ画像が得られた時間と対応している。

Fig. 4.13は、材料 270MPa 材の引張り試験結果を示している。ひずみ速度 $10^{-3}/s$ での静的引張り試験において、試験開始から $S_3 [107 s]$ まで均一変形が観察された。この瞬間、応力は最大値を示した。 $S_3 [107 s]$ 以降、試験片中央部にひずみが集中していく挙動が観察された。 $S_4 [137 s]$ に示すひずみ分布は、試験片中央に拡散くびれ状態であることを示している。この瞬間、応力は低下していく傾向となっている。 $S_5 [167 s]$ において、板厚方向にひずみが発達する局部くびれ状態が観察された。板厚方向のひずみが発達するにつれて応力が低下している。 $S_6 [176 s]$ は破断発生直前のひずみ分布を示している。その直後、破断が発生した。油圧引張り試験を用いた、ひずみ速度 $10^1/s$ における引張り試験の結果でも同様のひずみ発達、集中、破断の現象が観察されている。最大応力を示した $M_2 [15.5 ms]$ において均一変形が観察されている。 $M_3 [22.2 ms]$ は試験片中央にひずみ集中が発生する段階を示している。この瞬間から変形が進むにつれて荷重が低下する現象が観察されている。 $M_6 [40.5 ms]$ は破断直前のひずみ分布を示している。同様に、ひずみ速度 $10^2/s$ のホプキンソンバー法において、 $D_2 [0.81 ms]$ は拡散くびれが発生した直後のひずみ分布を示している。この瞬間から変形とともに応力が低下する傾向を示した。 $D_3 [1.50 ms]$ は試験片中央にひずみ集中が開始した瞬間を示している。 $D_4 [1.80 ms]$ は局所くびれの発生を示し、 $D_6 [1.89 ms]$ は破断直前のひずみ分布を示している。

Fig. 4.14からFig. 4.18は、それぞれ材料 No. 2(440 MPa), No. 3(590 MPa), No. 4(980 MPa), No. 5(1180 MPa), No. 6(1470 MPa) の結果を示している。いずれの材料においても本手法により静的・動的引張り変形過程のひずみ分布変化を捉えることに成功している。

4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化

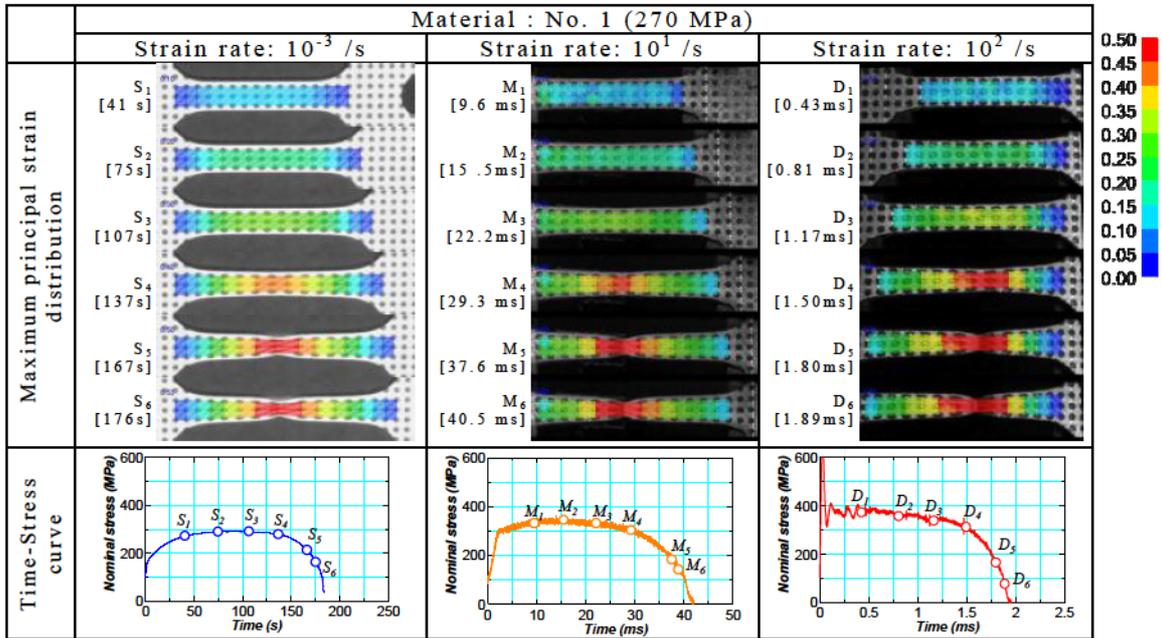


Fig. 4.13 Analyzed strain distributions during tensile tests with various strain rates (10^3 /s, 10^1 /s, and 10^2 /s) for material No. 1 (270 MPa)

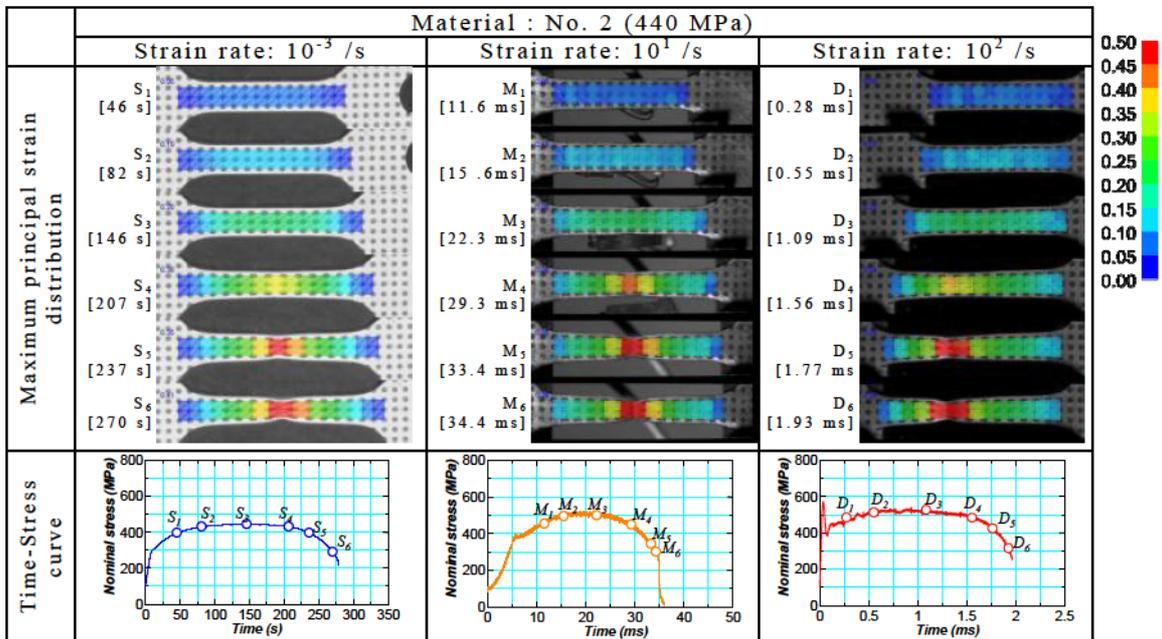


Fig. 4.14 Analyzed strain distributions during tensile tests with various strain rates (10^3 /s, 10^1 /s, and 10^2 /s) for material No. 2 (440 MPa)

4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化

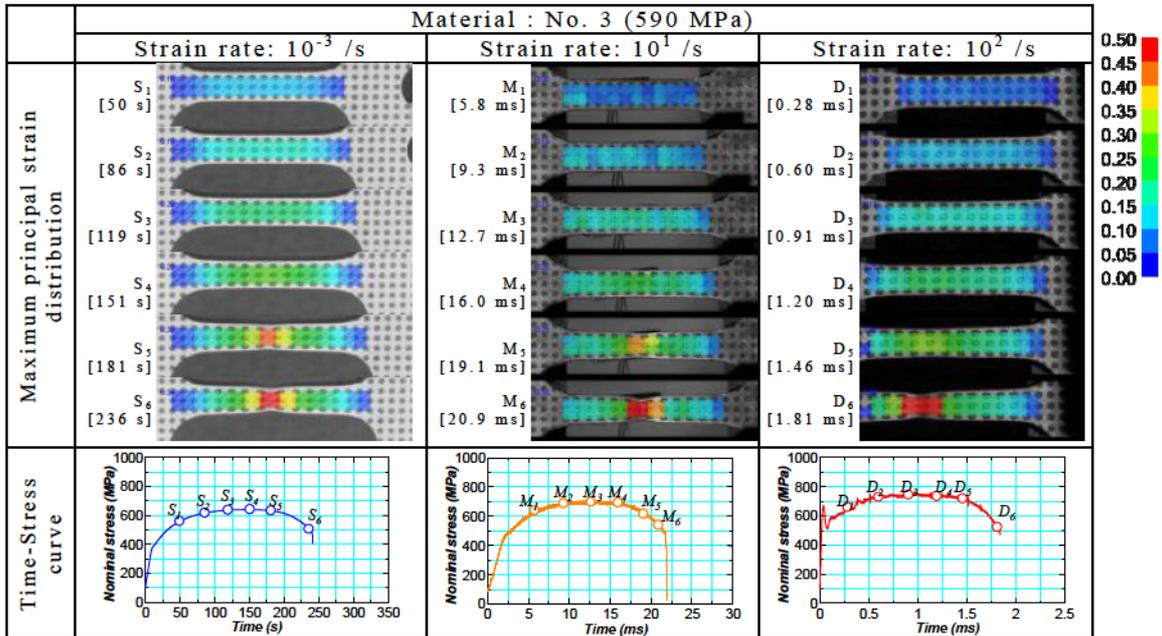


Fig. 4.15 Analyzed strain distributions during tensile tests with various strain rates (10^3 /s, 10^1 /s, and 10^2 /s) for material No. 3 (590 MPa)

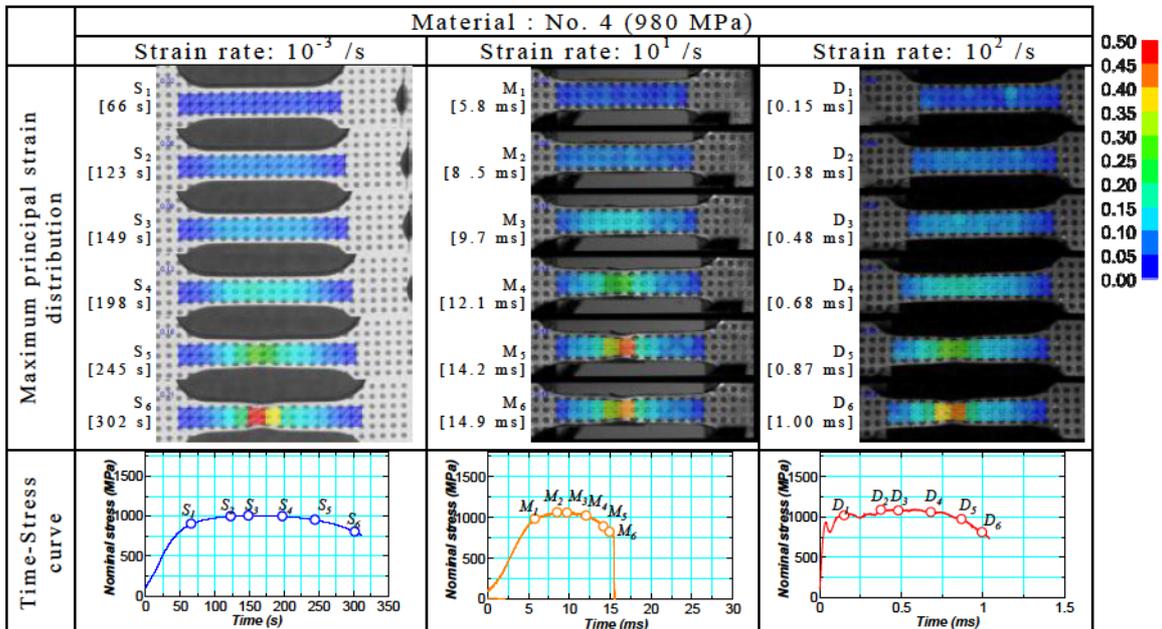


Fig. 4.16 Analyzed strain distributions during tensile tests with various strain rates (10^3 /s, 10^1 /s, and 10^2 /s) for material No. 4 (980 MPa)

4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化

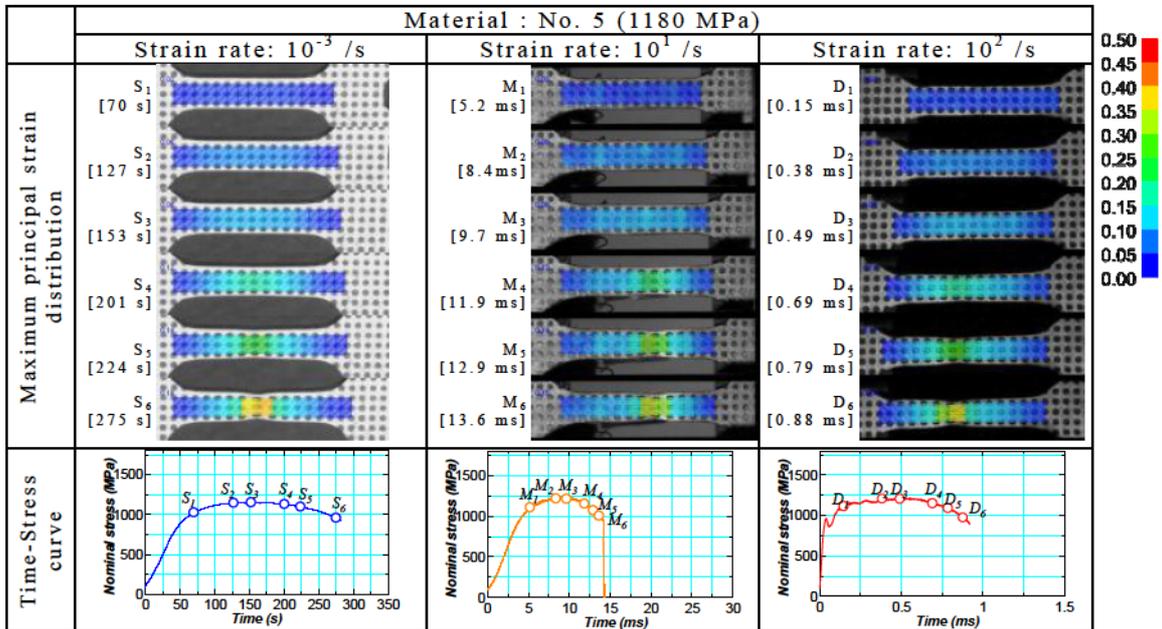


Fig. 4.17 Analyzed strain distributions during tensile tests with various strain rates (10^3 /s, 10^1 /s, and 10^2 /s) for material No. 5 (1180 MPa)

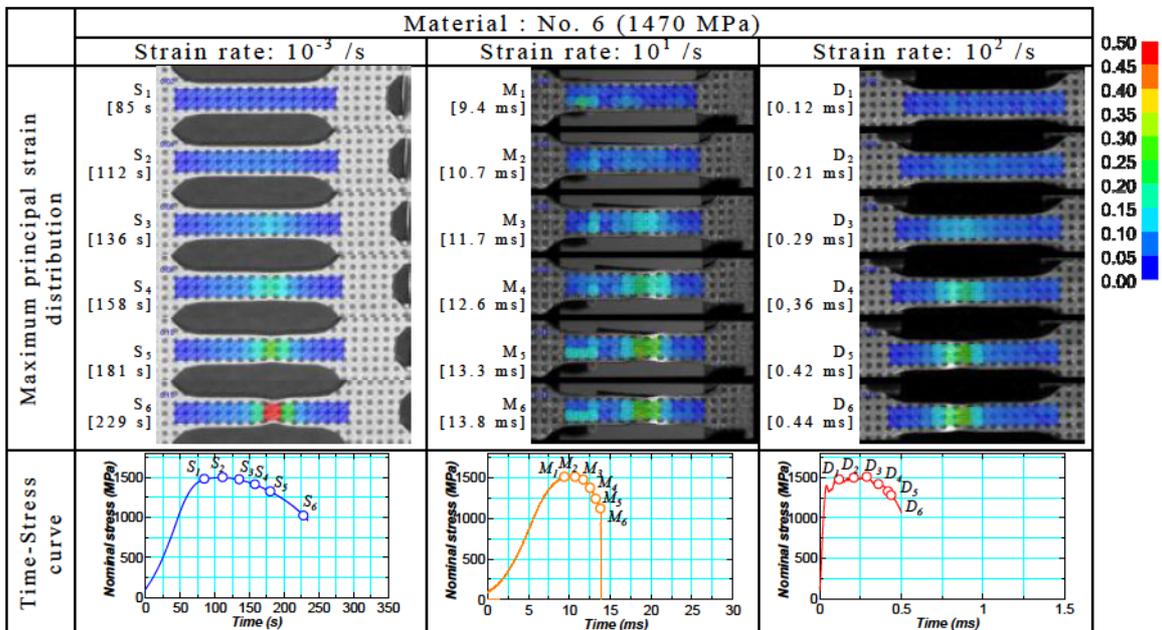


Fig. 4.18 Analyzed strain distributions during tensile tests with various strain rates (10^3 /s, 10^1 /s, and 10^2 /s) for material No. 6 (1470 MPa)

4.3.4. 各ひずみ速度域における応力ひずみ曲線

デジタルひずみ計測により、試験片並行部に発生するひずみを直接測定し、ひずみ速度 $10^{-3}/s$ から $10^2/s$ における応力ひずみ曲線を解析した。Fig. 4.19 に 6 種類の材料の応力ひずみ関係に及ぼすひずみ速度の影響を示す。270MPa 材の実験結果において、ひずみ速度の増加とともに応力が上昇する傾向がはっきり確認できる。図中、JISの方式で測定した応力ひずみ曲線も示しているが、デジタルひずみ計測によるひずみ速度 $10^{-3}/s$ の結果とほぼ一致しており、本手法の妥当性が確認できる。材料 440MPa, 590MPa 材においても高ひずみ速度域で応力が増加する傾向が確認できる。一方、材料 980MPa, 1180MPa 材においては、そのひずみ速度依存性が小さくなる傾向を示している。材料 1470MPa 材においては、ひずみ速度の影響はほとんど確認できず、高速引張り試験においても静的変形と同様の応力ひずみ曲線を示している。

B.L. Boyce らは、油圧式高速引張り試験を用いた試験により、引張り強度 1500MPa の高強度材はひずみ速度依存性がほとんどないことを報告している [88]。材料 1470MPa 材のひずみ速度依存性はないと仮定すると、本手法で計測した高ひずみ速度域の応力ひずみ関係は静的引張りの応力ひずみ関係と一致することから、応力およびひずみの計測精度は十分高いものと判断できる。

4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化

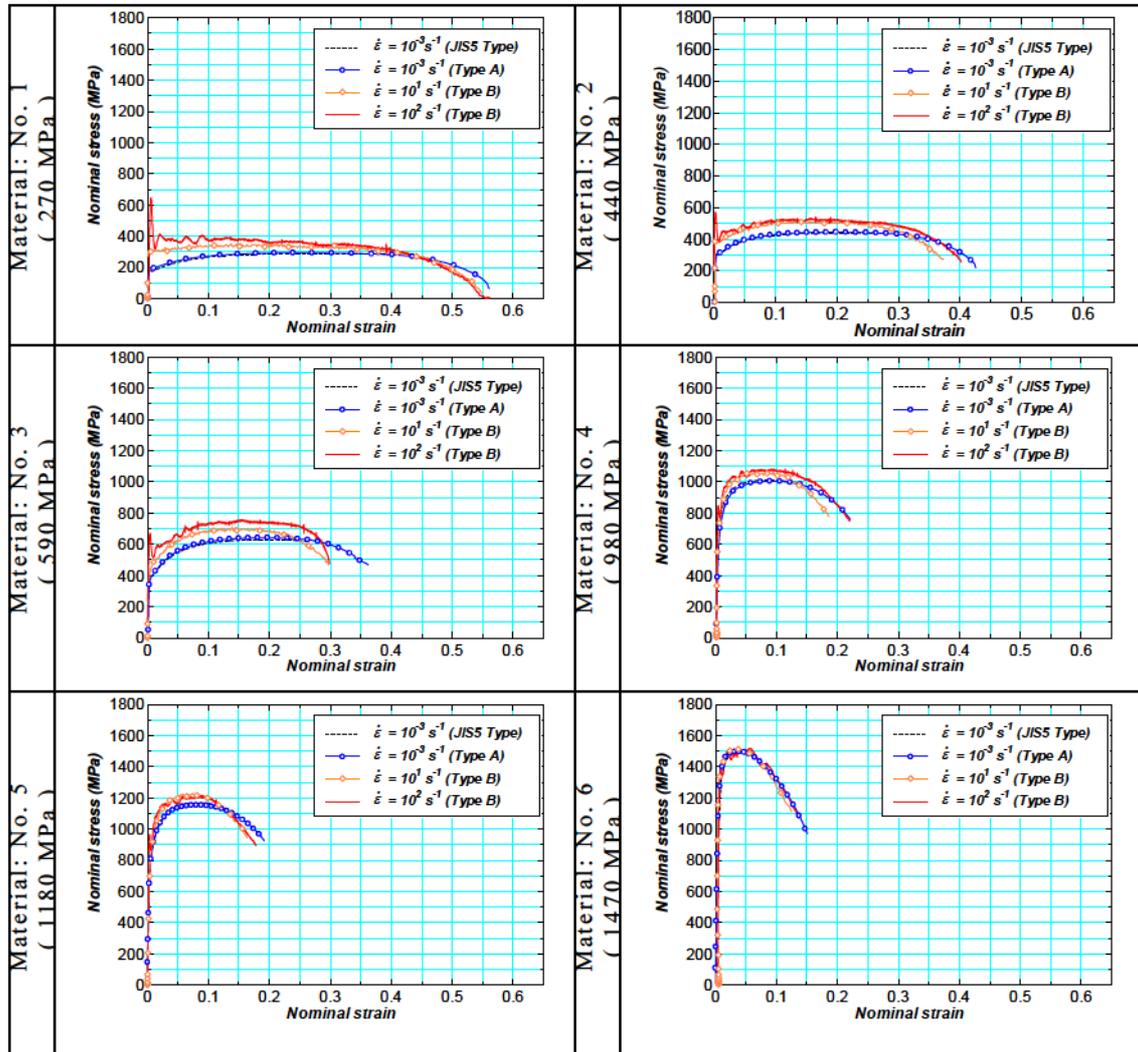


Fig. 4.19 Strain rate effect of nominal stress-strain curves for all of the materials with different tensile strengths

4.3.5. 高強度鋼板変形挙動のひずみ速度依存性

流動応力および最大応力のひずみ速度依存性

ひずみ速度を変化させた応力ひずみ関係から、ひずみ速度依存性に及ぼす材料の影響を調査した。Fig. 4.20は、静動比(静的強度と動的強度の比)に及ぼす材料強度の影響を示している。強度は、ひずみ 0.05 における流動応力と最大応力を対象とした。ひずみ 0.05 域の流動応力は自動車部品の変形強度との相関が高いとされている[89]。材料 270MP 材において、流動応力の比は 1.55 を示している。その静動比は材料強度の増加とともに低下する挙動を示し

ている。材料 1470MPa 材において静動比は 1.0 を示しており、ひずみ速度依存性がないことを示している。また、最大応力の静動比は、材料 270MPa 材において 1.3 を示し、同様に材料強度の増加とともに低下する傾向を示している。材料 270MPa 材において、最大強度よりも低ひずみ域の応力においてひずみ速度依存性が強く現れている。

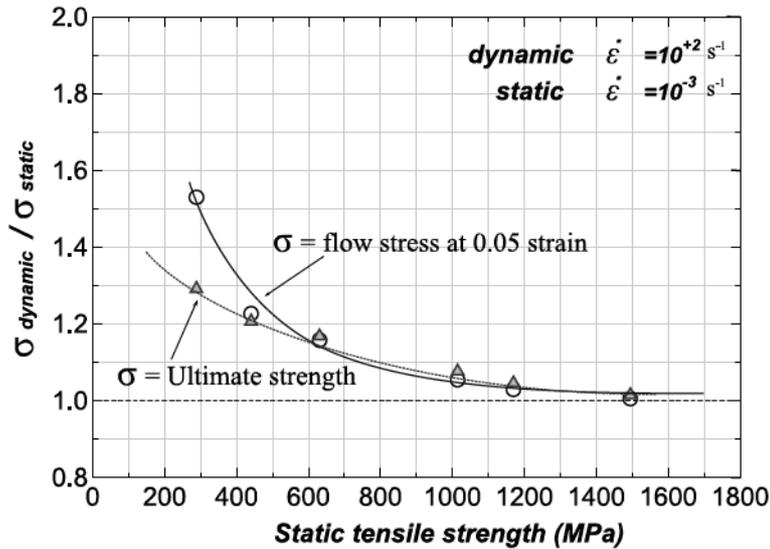


Fig. 4.20 Relationship between the ratio of the dynamic and static flow stress and static tensile strength

ひずみ集中挙動に及ぼすひずみ速度依存性

各材料の動的変形挙動を明らかにする目的で、引張り変形過程におけるひずみ集中挙動、ネッキング挙動に及ぼすひずみ速度の影響を調査した。Fig. 4.21は、静的・動的引張り試験における引張り方向のひずみ分布の計測結果を示している。各図の縦軸は、引張り方向のひずみ量、横軸は初期ゲージ長 10mm の位置を -0.5 ~ 0.5 の値に正規化した値を示している。ε_{nominal} は、ゲージ長 10mm における公称ひずみを示している。例えば、材料 270MPa 材の結果では、公称ひずみ 0.1, 0.2, 0.25, 0.3, 0.35, 0.38, 0.40 における静的および動的引張り過程のひずみ分布を示している。

静的引張りにおいて、公称ひずみが 0.3 以上になる段階で試験片中央部のひずみが高くなる、ひずみ集中が発生していることがわかる。一方、動的引張りの場合、公称ひずみ 0.2 の段階で不均一なひずみ状態となり、ひずみ集中が開始していることがわかる。また、ひずみ集中の位置は静的試験と異なり、試験片中央部に一致していない。この結果は、ひずみ速度 10²/s の変形において、試験片内部での応力不均一が変形に影響していることを示唆している。

同様に静的・動的変形におけるひずみ集中挙動をすべての材料について調査

4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化

した. 材料 440MPa, 590MPa 材では動的変形でひずみ集中が早い段階で発生する傾向が認められる. 一方, 材料 980MPa, 1180MPa, 1470MPa の高強度鋼板においては, ひずみ集中挙動に及ぼすひずみ速度の影響は小さいことが示されている. この結果はFig. 4.20に示した強度に及ぼすひずみ速度の影響の傾向と一致している.

以上のように, 本研究で開発したデジタル画像ひずみ計測法により, 高ひずみ速度域の変形状態および破断発生に至るひずみ集中挙動を十分な精度で計測できることが示された.

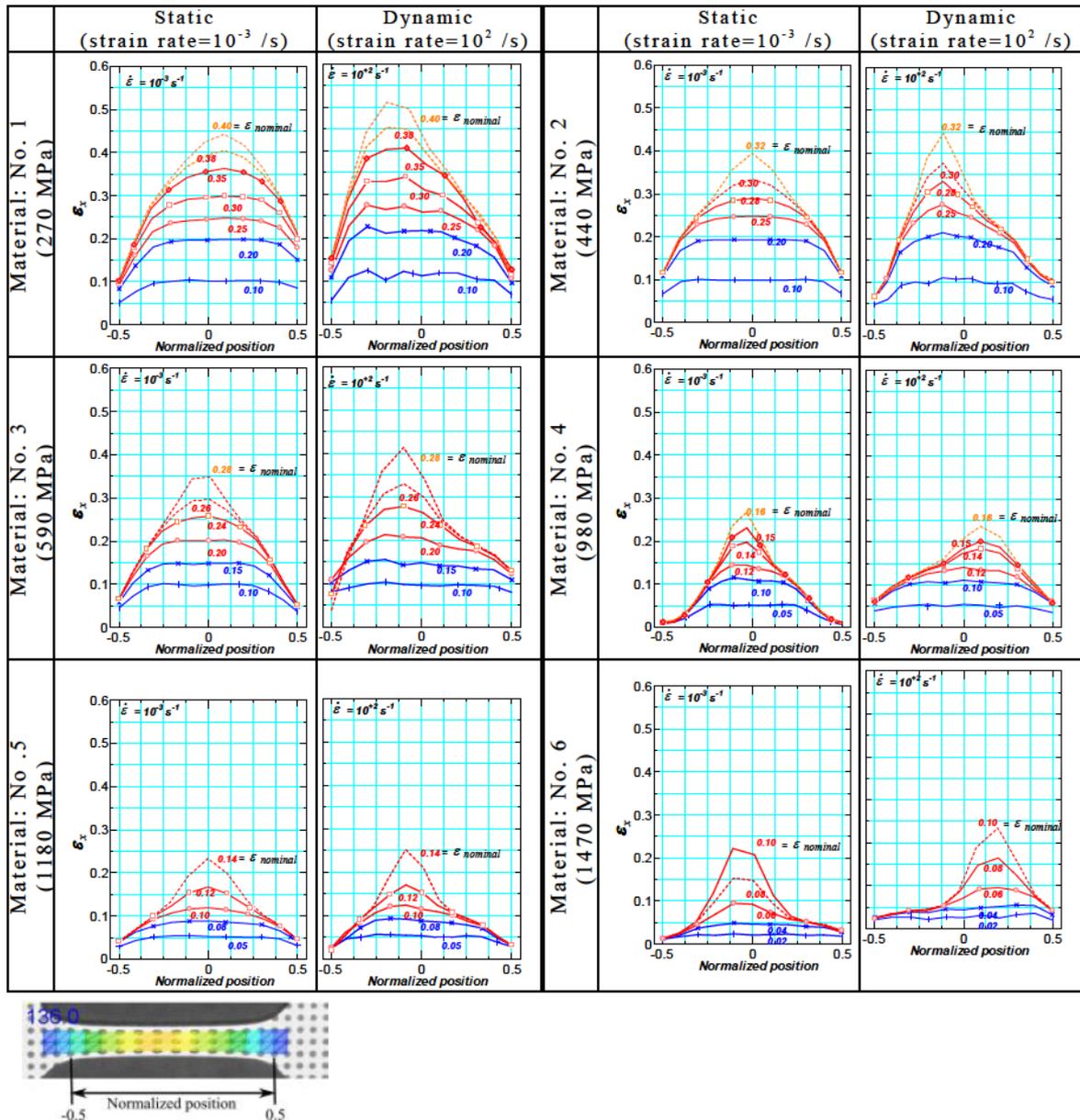


Fig. 4.21 Transition of strain distribution during both static and dynamic tensile tests

4.4. ひずみ速度依存性を考慮した材料モデルの高精度化

4.4.1. 高ひずみ領域の応力ひずみ関係

Fig. 4.13で示したように、最大応力に達する前のひずみ領域においても、ゲージ長 10mm の範囲におけるひずみ分布は均一変形が保障されていない。これは、試験片両端のR部による変形拘束が影響していると考えられる。材料モデルの高精度化において、平均化されたひずみは、実際のひずみを反映されているとは限らないことが問題である。

動的変形におけるネッキング発生領域のひずみ履歴をデジタル画像ひずみ計測を用いて調査した。Fig. 4.22(a) は、局所ひずみの定義を示している。 $\epsilon_{local\ x}$ と $\epsilon_{local\ y}$ は、局所領域の引張り方向と直行方向のひずみを示している。 ϵ_{GL10mm} は、ゲージ長 10mm で計測した平行部の平均ひずみを示す。Fig. 4.22(b) は、材料 980MPa 材の局所ひずみ $\epsilon_{local\ x}$ およびグローバルひずみ ϵ_{GL10mm} の変化を計測したものである。また、このひずみ変化を時間で微分することで計算したひずみ速度も示している。応力が最大値をとる均一変形までは、 $\epsilon_{local\ x}$ は、 ϵ_{GL10mm} と一致して増加している。その後ひずみ集中が発生すると、局所ひずみ $\epsilon_{local\ x}$ は、急激に増加する。その結果、局所ひずみ速度も増加し、グローバルのひずみ速度が 200/s であるのに対し、破断直前には、局所ひずみ速度は 1000 /s に達する。

Fig. 4.22(c)は、動的変形過程における、 $\epsilon_{local\ x}$ と $\epsilon_{local\ y}$ の変化を示している。 $\epsilon_{local\ x}$ 0.18 に達するまでは、 $\epsilon_{local\ x}$ と $\epsilon_{local\ y}$ は比例関係にあり、一軸変形の変形状態であることを示している。図には、ひずみのコンター図も示しているが、 $\epsilon_{local\ x}$ が 0.18 の状態では、すでにひずみが均一でないことが示される。 $\epsilon_{local\ x}$ が 0.25 になるまで変形が進むと、 $\epsilon_{local\ x}$ と $\epsilon_{local\ y}$ 比率が変化する。 $\epsilon_{local\ x}$ が 0.35 まで達すると、 $\epsilon_{local\ y}$ が一定値となり、 $\epsilon_{local\ x}$ のみが増加する、局部くびれが発生していることを示している。

Fig. 4.23は、局所領域のひずみ計測結果から真応力真ひずみ曲線を解析したものである。図中、GL10mm のグローバルひずみにより解析した真応力真ひずみ曲線もプロットしている。均一変形までは、両応力ひずみ関係は一致している。Fig. 4.22(c) で示された一軸変形が仮定されるひずみ 0.18 までの真応力-真ひずみ曲線をプロットしている。図中には、ひずみ速度の変化も示している。ひずみ速度は均一変形以降で増加していることを示している。

4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化

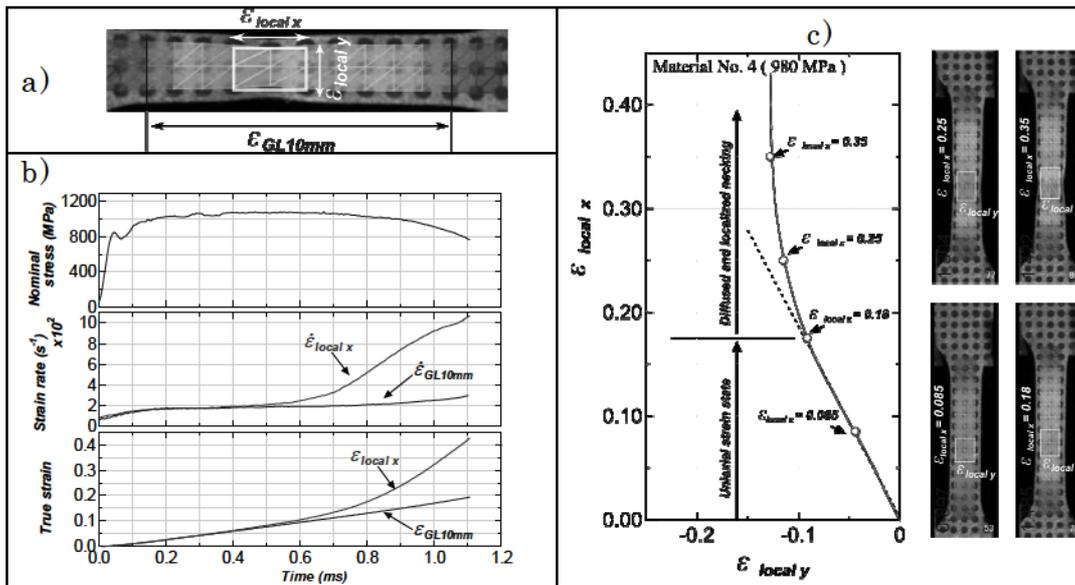


Fig. 4.22 (a) The definition of the local strain ($\epsilon_{local\ x}$, $\epsilon_{local\ y}$) at the necking area and the global strain in the gauge length of 10 mm (ϵ_{GL10mm}) (b) Strain and strain rate for the both the global strain and the local strain at the necking area. (c) The strain path of the necking area in uni-axial deformation and diffused and localized necking deformation, material No. 4 (980 MPa).

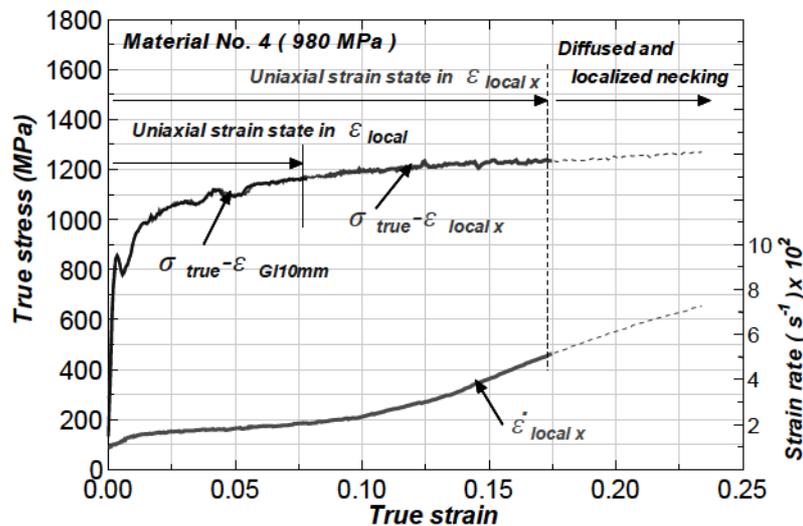


Fig. 4.23 True stress and true strain curve using the local strain at the necked region and the local strain rate.

4.4.2. ひずみ速度依存性を考慮した材料モデルの同定

局所ひずみで解析した高ひずみ領域までの応力ひずみデータを用いて、ひずみ速度依存性を考慮した材料モデルの同定を試みた。ひずみ速度依存型材料モデルとしては、Johnson-Cook の材料モデル[68]が一般的であるが、より精度

よく材料挙動を表現できる材料モデルの研究が多くされている。Ji-Hoon Kim らは、各種の自動車用鋼板の特性を表現できる、E/V-R と呼ぶモデルを提案している[89,90]。E/V-R モデルは、Hollomon 型の硬化挙動、 $\sigma = K\varepsilon^n$ と Voce 型の硬化挙動 $\sigma = \sigma_0(1 - A\exp(B\varepsilon))$ を複合した形で表現されることが特徴である。Ji-Hoon Kim らの研究で、軟質鋼板において低ひずみ速度領域で Hollomon 型の加工硬化挙動を示し、ひずみ速度が増加するにつれて Voce 型の硬化挙動を示すことから、本モデルによって自動車用鋼板の材料特性を精度よく表現できることが示されている。本研究においても、E/V-R モデルを用いて、270MPa～1470MPa の自動車用鋼板の材料パラメータの同定を試みた。

E/V-R モデルは以下の式で表される。

$$\bar{\sigma} = \bar{\sigma}(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}) = f(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}) \times g(\dot{\bar{\varepsilon}}) \quad (4-3)$$

ここで、 $f(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}})$ はひずみの影響を示し、 $g(\dot{\bar{\varepsilon}})$ はひずみ速度の影響を示す。

$f(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}})$ は以下の式で表現される。

$$f(\bar{\varepsilon}, \dot{\bar{\varepsilon}}) = \alpha(\dot{\bar{\varepsilon}}) \times f_H + (1 - \alpha(\dot{\bar{\varepsilon}})) f_V \quad (4-4)$$

$$\alpha(\dot{\bar{\varepsilon}}) = \alpha_1 - \alpha_2 \ln(\dot{\bar{\varepsilon}}) \quad (4-5)$$

$$f_H = A \bar{\varepsilon}^B \quad (4-6)$$

$$f_V = C - D \exp(-E \bar{\varepsilon}) \quad (4-7)$$

ここで、 α_1 、 α_2 、 A 、 B 、 C 、 D 、 E は材料パラメータである。さらに、ひずみ速度依存性を表す $g(\dot{\bar{\varepsilon}})$ は、以下の式で定義される。

$$g(\dot{\bar{\varepsilon}}) = (\dot{\bar{\varepsilon}} / \dot{\bar{\varepsilon}}_0)^{m_1 + m_2 \ln(\dot{\bar{\varepsilon}})} \quad (4-8)$$

ひずみ速度を変化させた実験データから、各材料パラメータを最小二乗法により同定した。真応力、真ひずみは、Fig. 4.23で示した局所ひずみで求めた実験データを用い、ひずみ速度も同様にひずみによって変化する局所ひずみ速度を用いた。

Table 4.3に同定した材料パラメータを示す。Fig. 4.24に E/V-R モデルで表現した応力ひずみ関係を示す。図中には実験データもプロットしているが、いずれの材料においても実験で得られたひずみ速度依存性を精度よく表現できていることがわかる。

4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化

Table 4.3 Parameter identification for the constitutive model of H/V-R for materials

Material No.	1	2	3	4	5	6
	270MPa	440MPa	590MPa	980MPa	1180MPa	1470MPa
<i>A</i>	1030.2	1162.2	1144.7	2361.5	2250.9	2916.2
<i>B</i>	0.323	0.216	0.177	0.095	0.088	0.041
<i>C</i>	149.7	191.6	137.5	450.3	148.4	407.0
<i>D</i>	-169.3	-499.9	-490.8	-1028.7	-2269.3	-2407.6
<i>E</i>	3.09E+08	3.09E+08	3.09E+08	3.09E+08	3.09E+08	3.09E+08
<i>m1</i>	5.425E-02	2.990E-02	4.982E-02	9.895E-03	1.051E-02	3.065E-04
<i>m2</i>	1.969E-03	-1.908E-04	1.301E-03	3.252E-04	-3.770E-05	1.416E-05
<i>a1</i>	2.551E-01	4.673E-01	6.305E-01	4.298E-01	6.388E-01	5.452E-01
<i>a2</i>	2.643E-02	1.194E-02	3.769E-02	4.461E-03	4.483E-03	-3.720E-04

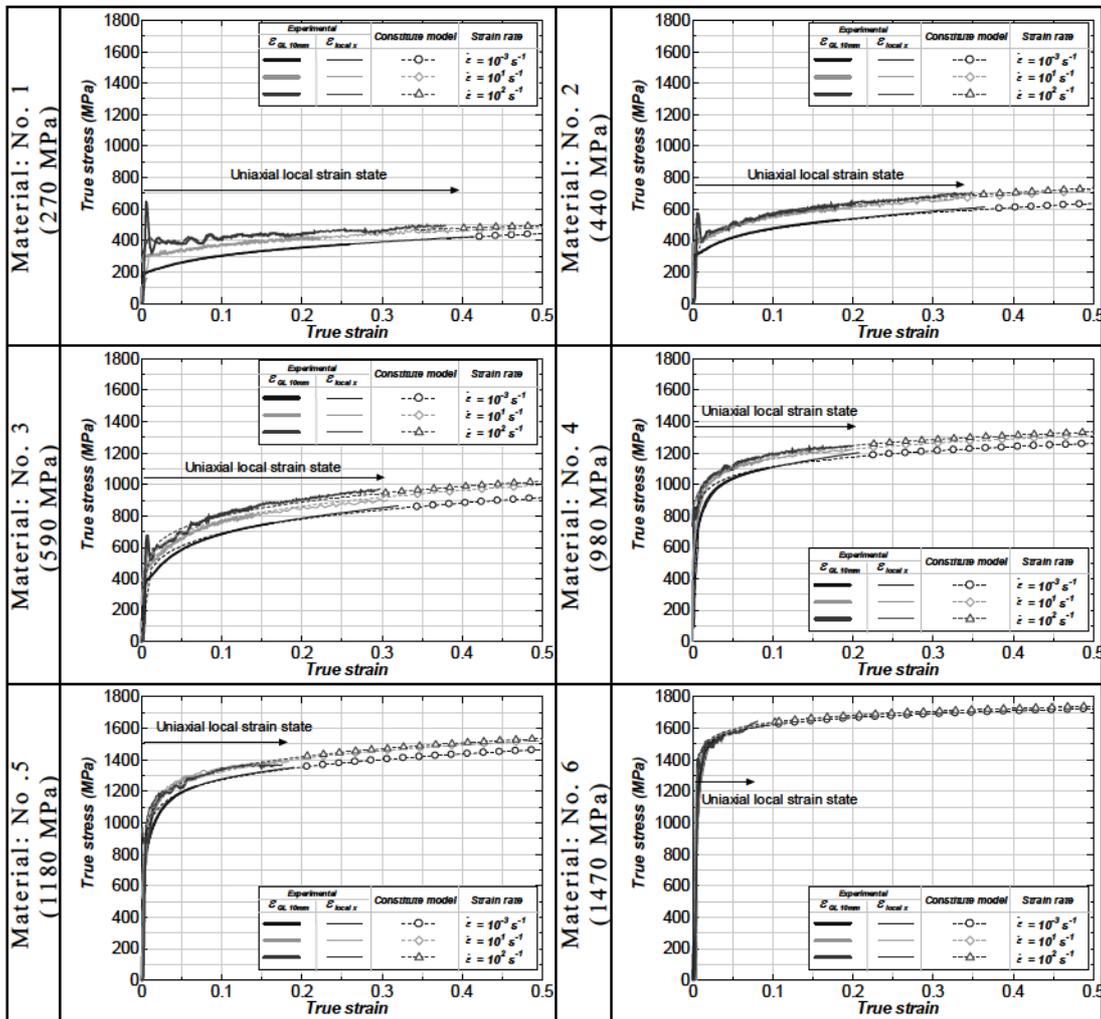


Fig. 4.24 Comparison between the true stress true strain curves measured experimentally and using the H/V-R model with the determined material parameters for all of the materials.

4.4.3. FEM 解析による材料モデルの妥当性検証

FEM モデル

ひずみ速度 $10^{-3}/s$ の静的引張りとは、ひずみ速度 $10^2/s$ の高速引張りをシミュレートするFEM解析を行い、材料モデルの妥当性を検証した。Fig. 4.25にFEM解析モデルを示す。動的引張り試験と同じ寸法で定義した試験片形状をソリッド要素 (C3D8I, ABAQUS) でモデル化している。平行部の要素サイズは $0.2\text{mm} \times 0.15\text{mm} \times 0.4\text{mm}$ とした。試験片の片側は固定し、反対側に速度一定の条件で変位を与える境界条件とした。材料モデルは、Fig. 4.24で示したH/V-Rモデルでひずみ速度に応じた応力ひずみ関係をテーブル形式で表現して、モデル化している。この解析では、破断の考慮は行っていない。実験と同じ条件でひずみ量を評価するために、ゲージ長 10mm の位置に参照点を設定してひずみを解析した。

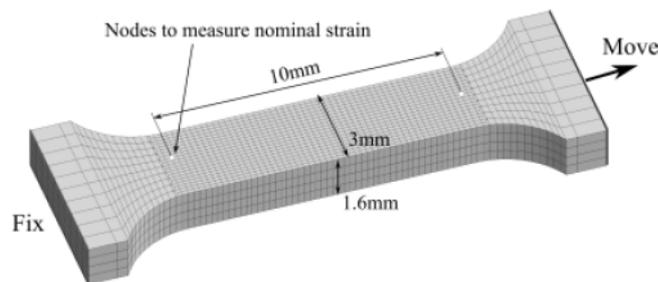


Fig. 4.25 Finite element model of the specimen used in the Hopkinson bar method

応力ひずみモデルの妥当性検証結果

6種類の材料を対象に静的および動的引張り挙動を解析し、局所ひずみによって同定した材料モデルの妥当性を検証した。

Fig. 4.26に解析結果と実験結果の公称応力・公称ひずみ関係を比較した。Fig. 4.26(a)は、ひずみ速度 $10^{-3}/s$ における応力ひずみ関係を示しており、Fig. 4.26(b)はひずみ速度 $10^2/s$ における応力ひずみ関係を示す。いずれの図においても、実験結果はラインで示し、解析結果はプロットで示している。静的・動的条件で、解析結果と実験結果は6種類すべての材料においても良く一致する結果となった。均一変形後のくびれ発生時における荷重低下挙動も実験結果とほぼ傾向が一致している。破断近傍において、実験結果との乖離が見られる傾向もあるが、これは破断を考慮していないことによる誤差と考えられる。

4. デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験の高精度化

以上の解析結果により、前章で得た材料モデルはFEM解析でひずみ集中挙動を再現するのに十分な精度を有していることが確認できた。

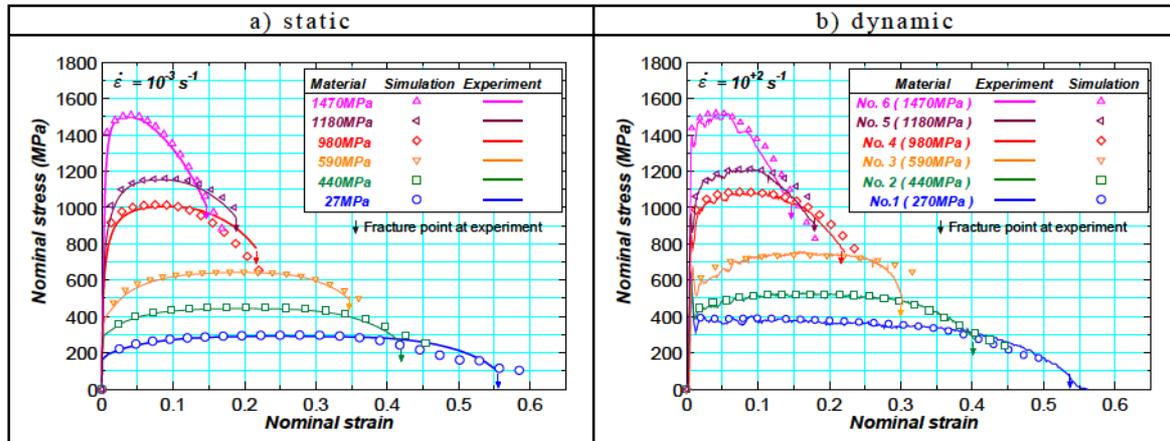


Fig. 4.26 Comparison of nominal stress-strain curves obtained experimentally and using numerical simulations. (a) Comparison of Static stress-strain curves. (b) Comparison of Dynamic stress-strain curves.

Fig. 4.27は、材料 270MPa 材および 1470MPa 材の破断に至るひずみ分布変化を解析結果と実験結果を比較したものである。いずれの材料においてもひずみ分布の発生傾向は実験結果とよく一致しており、解析結果の妥当性が確認できた。

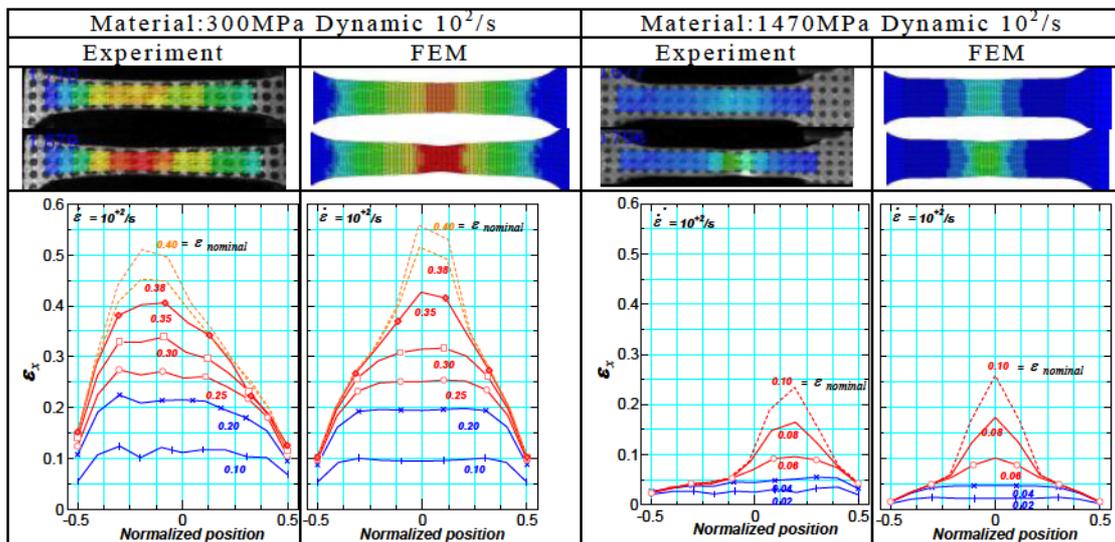


Fig. 4.27 Comparison of strain distribution in necking area

4.5. 結言

本章では、デジタル画像ひずみ計測を応用した高速引張り試験方法を提案した。デジタルひずみ計測により、従来のホプキンソンバー法引張り試験方法に比べ、精度の高い応力ひずみ関係が得られることを示した。

以下の本章で得られた成果を総括する。

1. 高速デジタル画像ひずみ計測による高速引張り試験方法を開発し、高ひずみ速度における応力ひずみ計測方法の概要を示した。本手法により、従来法に比べひずみ計測精度が向上し、弾性域および破断ひずみの測定精度が向上することを確認した。デジタルカメラおよび高速度カメラを用いたデジタル画像ひずみ計測手法により、静的から高ひずみ速度域($\sim 10^3/s$)の材料破断現象を定量的に評価できることを示した。
2. 提案した装置を用いて、各種高強度鋼板の変形・破断挙動に及ぼすひずみ速度の影響を調査した。現状、自動車用鋼板の強度レベルを網羅する270MPa \sim 1470MPa級の各種鋼板を対象とし、各鋼板のひずみ速度依存性を明らかにした。材料の高強度化とともに、ひずみ速度依存性は小さくなり、1470MPa級の鋼板では速度の影響はほとんどなくなることが明らかになった。
3. 計測した静的、動的応力ひずみ関係から、270MPa \sim 1470MPa級の各種鋼板のひずみ速度依存材料モデルを構築した。実験結果から同定した材料モデルを用いて、引張り変形時の応力ひずみ関係および破断に至るひずみ集中過程について実験結果と比較し、その材料モデルの妥当性を確認した。

本モデルの妥当性については、第7章において、モデル部材の高速変形状態の解析により、更に材料モデルの妥当性を検証する。

5. 自動車モデル部品的高速変形特性 評価技術の開発

5.1. 緒言

前章では、高精度化した高速引張り試験装置により、各種高強度鋼板の応力ひずみ関係に及ぼす速度の影響を明らかにした。強度レベル 270MPa クラスの軟質鋼板では、動的強度は静的強度の 1.3 倍程度となるのに対し、1470MPa クラスの高強度鋼板の動的強度は静的強度と同等であることが示された。

衝突FEM解析精度の向上を進める上で、実験結果と解析結果の比較検証が必要となるが、その実験は、できるだけ試験に影響するバラツキ因子を排除し、速度や変形量を一定として試験結果を採取することが望ましい。特に、材料のひずみ速度依存モデルの検証を行うためには、同一試験条件で変形速度のみを変化させた試験が必要となる。

また、鋼板強度の速度依存性が実際の衝突変形挙動に及ぼす影響を理解することは、高強度鋼板を適用する車体構造を設計する上で重要である。高強度化により材料の延性は低下するため、衝突変形での破断現象についても実験で確認する必要がある。

従来から、自動車の衝突現象を理解、研究するためにモデル部品を用いた高速変形試験が行われている。試験装置は、落錘方式や台車方式一般的であるが、これらの試験方法では速度の影響を精度良く調査することは難しい。

そこで、本研究では、速度制御可能な高速変形試験機を開発し、その試験装置を用いて、強度レベル 300MPa から 1500MPa クラスの高強度鋼板を適用した単純モデル部品的高速変形挙動について明らかにすることを目的とする。変形モードを曲げ変形モードと軸圧壊変形モードの両方として、それぞれの変形特性に及ぼす材料強度、材料板厚などの影響を明らかにした。

5.2. 大型高速変形試験機の開発

Fig. 5.1に開発した大型高速変形試験機の概観と特徴的な部位を示す。

この試験機は最大 500kN の負荷能力を持ち、変形速度を 0.1m/s から 14m/s まで任意にコントロールすることができる。上部に設置したアキュムレータに圧力を保持し、その圧力を開放することでパンチを高速に落下させる。左右の持ち上げシリンダーに設定されたスピードコントロールシステムで油の流出量をコントロールすることで高速変形時の速度が調整される。ストローク量は中央の油圧ダンパー装置によって制御される。油圧ダンパーの位置を変更することで、任意の

ストロークで試験を停止することができる。減速に要する距離は 10mm となる。本装置を用いることで、衝突開始から一定速度で部材を変形させ、任意の位置で変形を停止することが可能となる。

部材の変形過程は高速度カメラによって 1000コマ/s の周期で記録される。動変形荷重は支点到に設置されたロードセルによって測定される。

試験モードは治具によって変更できる。正面衝突時の車体変形を模擬する軸圧壊試験と側面衝突時の変形を模擬する三点曲げ試験が可能である。

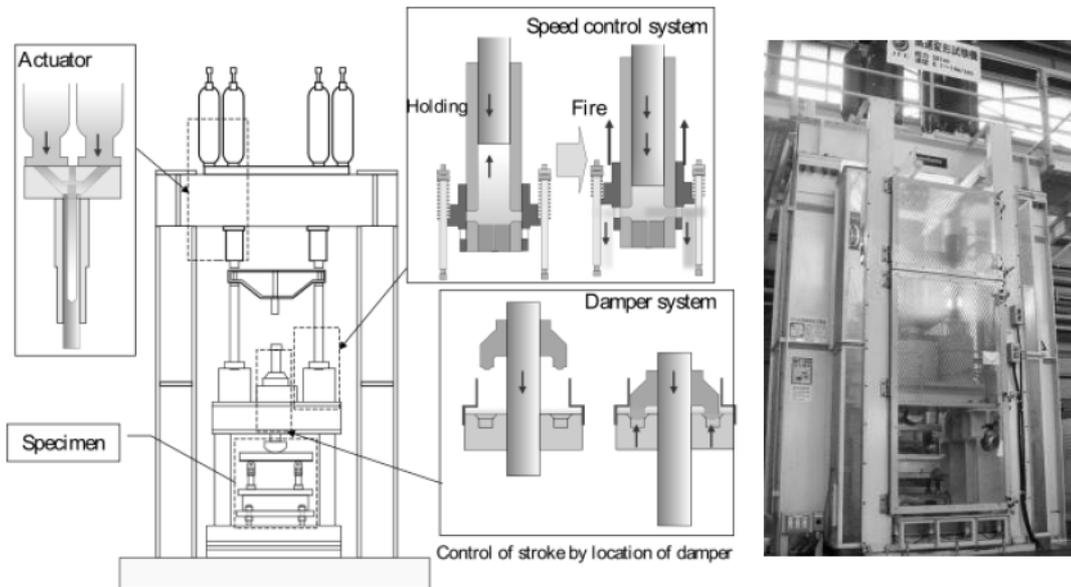


Fig. 5.1 Illustration of High speed crash test machine and photograph of the machine

5.3. モデル部品の三点曲げ変形特性に及ぼす材料特性・形状の影響

速度制御可能な高速度変形試験機を用いて、強度レベル 300MPa から 1500MPa クラスの高強度鋼板を適用した単純モデル部品の高速度変形挙動について明らかにすることを目的とする。ここでは、側面衝突を模擬した三点曲げ試験を行い、変形特性に及ぼす変形速度、材料強度、材料板厚などの影響を明らかにした。

5.3.1. 材料および試験体

供試材

本試験では、300MPa～1500MPa クラスの薄鋼板を対象にした。それぞれの材料の機械特性値をTable 5.1に示す。一般的な自動車部材の適用を考慮し

5. 自動車モデル部品の高速度変形特性評価技術の開発

て板厚は 1.0mm～2.0mm の範囲とした。同じ強度レベルの鋼板において、材料組織およびYRの影響を確認するため、各種の強化機構の鋼種をそろえた。たとえば、590MPa クラスの鋼板においては、DP スチール(No.10-14)、TRIP スチール(No.15)、析出タイプ(No.16)。980MPa クラスの鋼板においては、DP スチール(No.17-20)、フルマルテンタイプ(No.22)、熱間圧延析出強化タイプ(No.21)を比較した。強化機構によって降伏強度と引張り強度のバランス(加工硬化挙動)が変化している。部材変形性能の及ぼす素材n値の影響について確認する。No.25 は、現状、市販されている最高強度の鋼板として 1500MPa クラスの冷間圧延鋼板ハイテンである。No.26 はホットプレス材相当の鋼板である。後述する部材を加工後焼入れ熱処理により 1500MPa クラスの強度まで強化されている。表に示されるように、強度レベルが高くなるほど JIS5 号での全伸び値が低下する傾向となる。本研究では低延性の高強度鋼板の部材圧壊による材料破断の有無およびそれによる性能低下についても確認を行う。

Table 5.1 Mechanical properties and sheet thicknesses of steel sheets

Material No.	Thickness (mm)	Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)	Grade	Material Type
1	1.0	165	295	49.9	270	IF
2	1.2	154	287	51.0	270	IF
3	1.4	165	295	51.7	270	IF
4	1.2	244	341	41.4	270	Low-C
5	1.6	165	295	53.2	270	IF
6	1.0	312	447	37.9	440	P
7	1.2	314	457	38.1	440	P
8	1.4	298	456	38.4	440	P
9	1.6	285	460	38.3	440	P
10	1.0	422	642	27.8	590	DP
11	1.2	462	680	26.8	590	DP
12	1.4	440	637	26.0	590	DP
13	1.6	425	628	28.4	590	DP
14	1.6	405	624	29.6	590	DP
15	1.6	418	623	39.6	590	TRIP
16	1.2	443	631	28.5	590	P
17	1.2	680	997	16.1	980	DP
18	1.6	677	984	19.7	980	DP
19	1.6	719	993	15.5	980	DP
20	2.0	729	990	16.0	980	DP
21	1.2	955	991	15.3	980	P
22	1.2	995	1068	4.9	980	M
23	1.6	906	1214	14.5	1180	DP
24	1.6	1242	1300	6.0	1180	M
25	1.6	1296	1525	8.8	1470	M
26	1.6	1115	1535	7.2	1470	M

部材形状と加工方法

Fig. 5.2に本研究に用いたハット部材の断面形状と部品概観を示す. 自動車のセンターピラー部品およびロッカー部品の形状を模擬して縦壁部に角度をもつ台形の断面形状とした. 写真に示すようにストレート形状とした. ハット断面の下部に背板をスポット溶接で接合した. スポット溶接ピッチは 30mm とした. なお背板の材質および板厚はハット部材と同一素材とした.

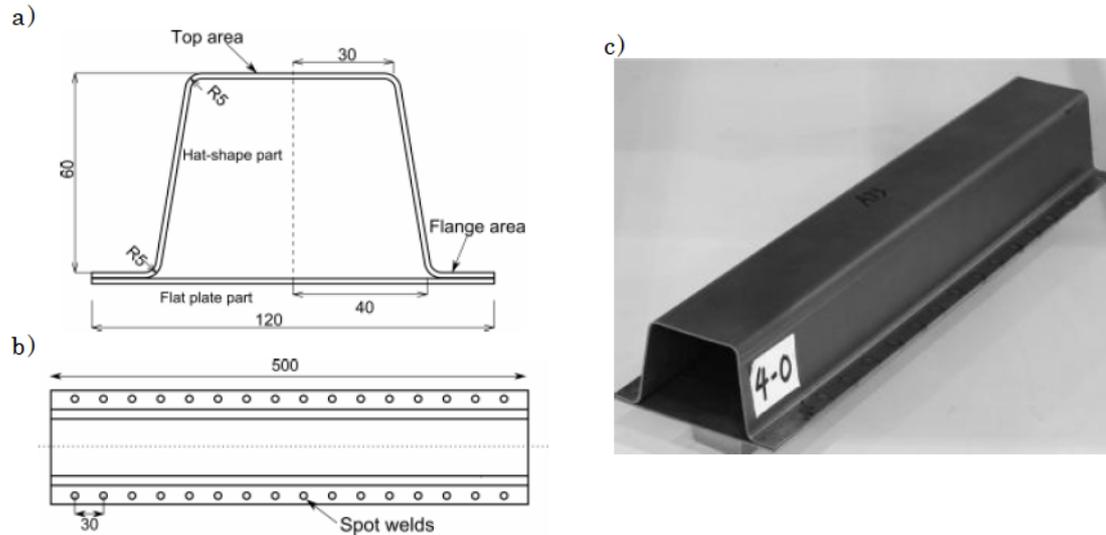


Fig. 5.2 Dimension and appearance of hat-shaped specimen. (a) Dimensions of cross section. (b) Location of spot-welds. (c) Completed structure after forming and welding.

ハット部材の加工において, Fig. 5.3に示すプレスブレーキによる曲げ工法と金型を用いた絞り曲げ工法を用いた. プレスブレーキ工法においては, 曲げR部のみに加工ひずみが付与される一方, 絞り曲げ工法においてはハット断面の壁部に曲げ曲げ戻しの加工ひずみが付与される. これにより加工部には素材の加工硬化と板厚変化が発生し, 部材圧壊性能へ影響する可能性がある. 絞り曲げ成形時のしわ押さえ力を制御し, 加工ひずみ量を変化させ部材を作成した.

Table 5.2 Spot-welding conditions to join the hat-shape parts

Electrode Tips	Copper based alloys(Cu-1%Cr)
	Diameter 16mm
Welding Force	3.33 x t (kN)
Welding Time	10 x t (cycle, 50Hz)
Holding Time	5 (cycle, 50Hz)
Welding Current	6 - 8 kA
Weld nugget diameter	$5\sqrt{t}$ (mm)

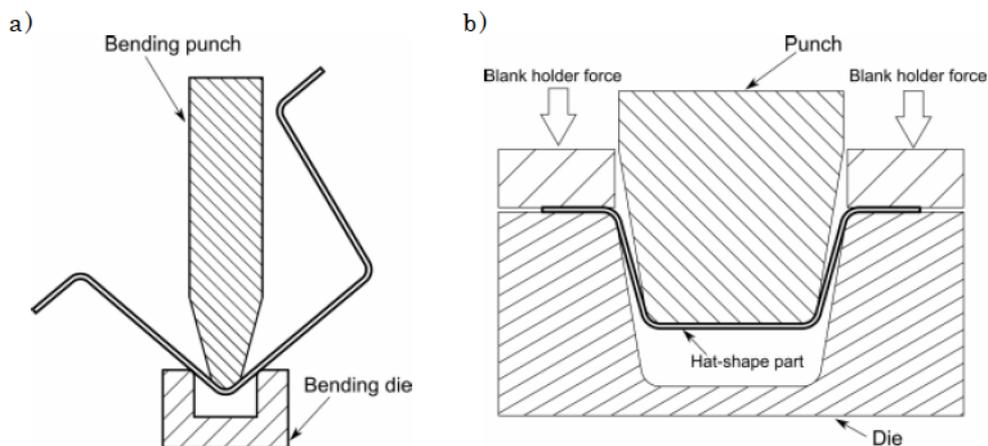


Fig. 5.3 Forming methods for hat-shaped section. (a) Bending method by press-brake machine. (b) Draw-bending method by press machine

三点曲げ試験条件

Fig. 5.4, Table 5.3 Conditions of 3-point bending testsに高速曲げ試験の治具形状と試験条件を示す. パンチは曲率半径 100mm, 幅 140mm の円柱形状の鋼製とした. 支点は $\phi 25\text{mm}$ の円柱形状で支点間距離 (Span)を 320mm から 470mm と変化させた. 速度は 0.1m/s と 5m/s の 2 水準とし変形速度の影響を確認した

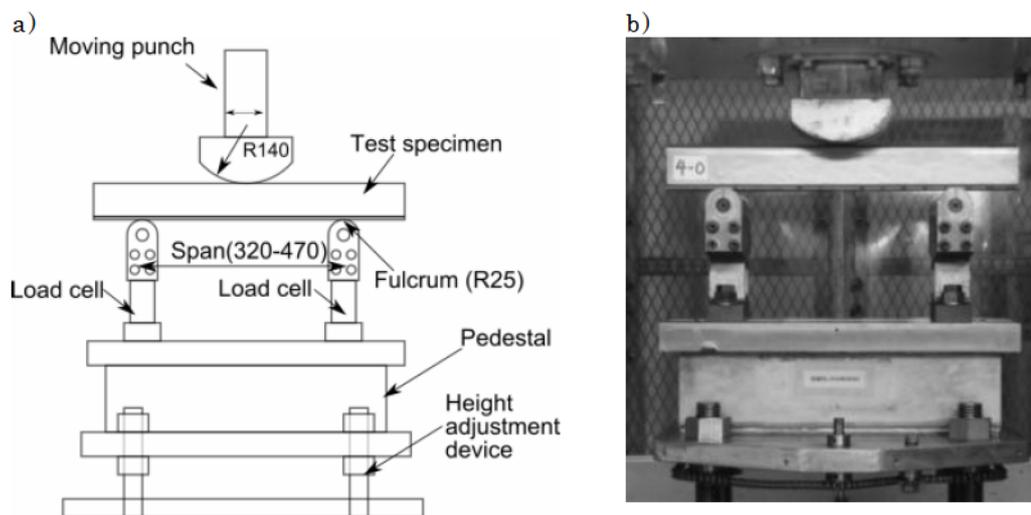


Fig. 5.4 3-point bending test apparatus. (a) Structure of 3-point bending fixture. (b) Overall appearance of 3-point bending fixture

Table 5.3 Conditions of 3-point bending tests

Specimen	Hat-shape member a) Formed by bending method b) Formed by draw draw-bending method
Deformation mode	3 point bending
Punch	R100
Fulcrum	φ25
Fulcrum span	320mm - 470mm
Max punch stroke	80mm
Punch speed	0.1m/sec(as quasi-static deformation) 5.0m/sec(as dynamic deformation)
Measurements	Force-Stroke curves

5.3.2. 実験結果

部材変形モードと変形荷重

Fig. 5.5 にスパン 320mm, 速度 5m/s の条件における材料 No.15/980MPa-1.6mm 材の変形モードを示す. パンチが部材に衝突した瞬間, 部材長手方向の曲げ変形とともに, 部材断面が変形する様子がわかる. パンチストローク 25mm を超えるとパンチのめり込みが大きくなっていく. それ以降, 部材にパンチがめり込んだ状態で曲げ変形が進展していくモードとなった. Fig. 5.6 は 980MPa 材の高速曲げ試験結果を示している. ロードセルで測定した荷重にノイズが発生している. これは, 試験機全体とロードセル内での応力波伝播の影響と考えられる. 材料そのものの特性ではないため, 周波数 180Hz のローパスフィルターでノイズを除去した.

Fig. 5.7 に計測されたパンチストロークと支点荷重の関係を示す. この図では板厚 1.6mm で材料強度が異なる4種類の材料を比較している. パンチが部材に衝突した瞬間であるストローク 0mm で荷重が立ち上がり, ストロークが 20mm まではほぼ一定の荷重を示す. それ以降荷重が増加していき, ストローク 50mm 程度で最大値を示した後, 荷重が低下する結果となった. この傾向はいずれの強度の材料でも確認された. この荷重が増加する減少は高速度カメラで確認されたパンチのめり込み状態と一致する. すなわち, 部材にパンチがめり込んだことで部材の拘束が大きくなり変形抵抗が増加したものと推測される. 50mm 時点で荷重が低下する現象は, この時点で支点で部材がすべる現象が発生するための推測される. Fig. 5.8 に試験後の部材変形形状を示す. 材料強度 590MPa, 1470MPa の二種類の材料を比較しているが, 材料強度によらず同様の変形モードとなった. いずれの材料においても強度, 板厚によって変形モードの差は認

5. 自動車モデル部品的高速変形特性評価技術の開発

められなかった。パンチがめり込むことでコーナー部が折りたたまれるような変形が観察された。この局所的な部分において、材料強度 1270MPa 以上の材料で材料のワレが観察された。これは素材の延性不足によるものと考えられるが、この破断によって荷重ストロークカーブへの影響は認められなかった。これは変形終期でワレが発生したためと考えられる。

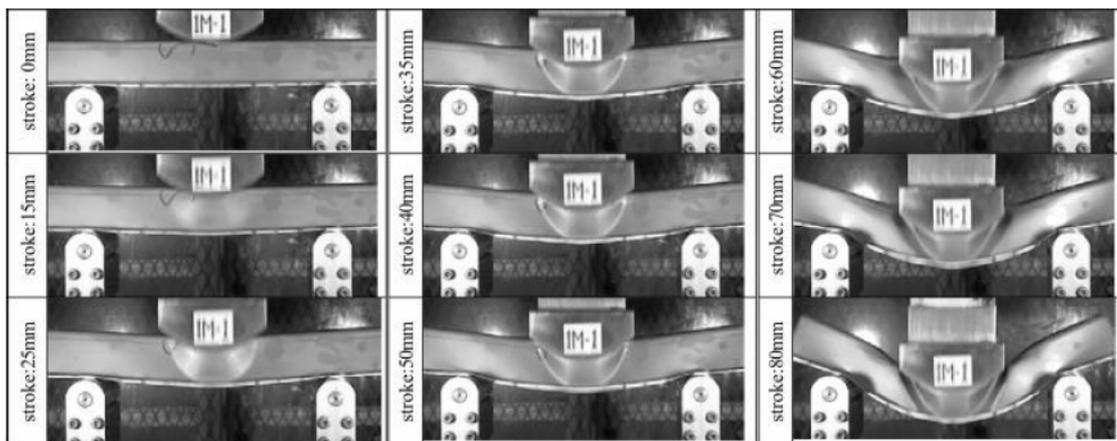


Fig. 5.5 Sequence of dynamic bending deformation (Material: No. 21/980 MPa grade, thickness of 1.2 mm; bending span: 320 mm; forming process: bending method).

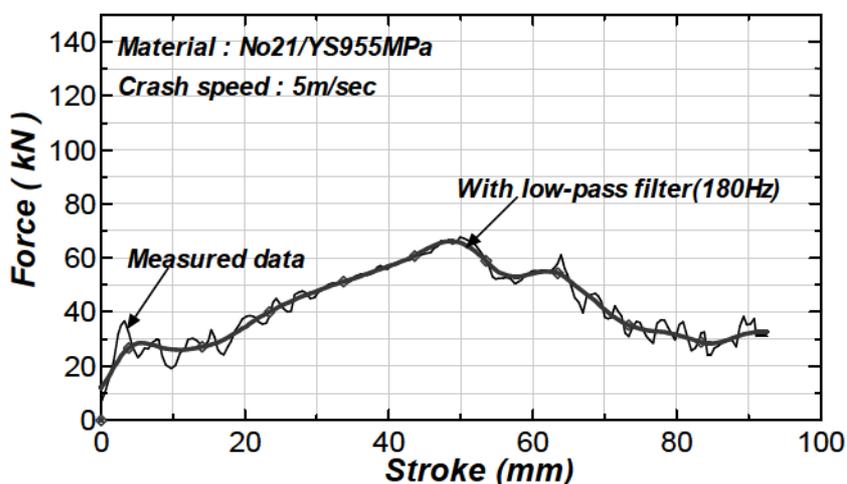


Fig. 5.6 Measurement data and force-stroke curve by low-pass filter of 180 Hz during dynamic bending deformation (Material: No. 21/980 MPa grade; crash speed: 5 m/s; bending span: 320 mm; forming process: bending method).

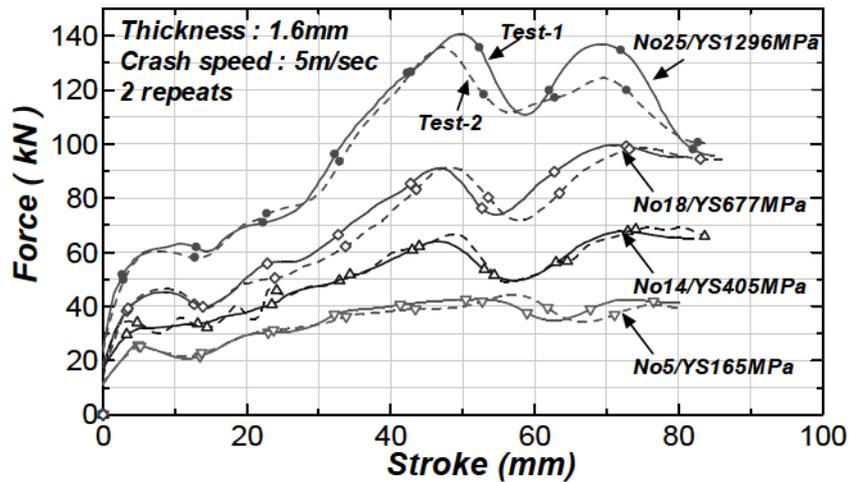


Fig. 5.7 Effect of material strength on force-stroke curves with two duplicate dynamic tests (Crash speed: 5 m/s; bending span: 320 mm; forming process: bending method).

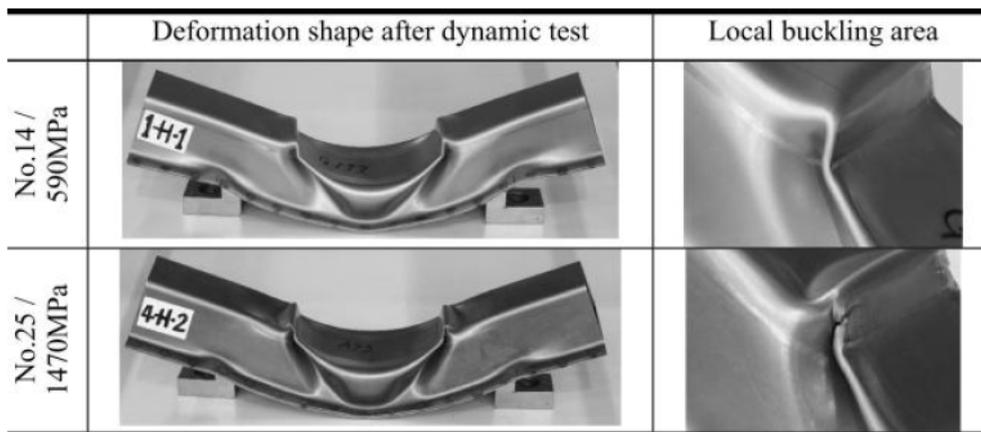


Fig. 5.8 Deformation modes at local buckling and fracture (Bending span: 320 mm; forming process: bending method).

曲げスパンの影響

Fig. 5.9 に曲げ支点間隔を 325mm, 360mm, 470mm と変化させた場合の部材変形モードを示す. 支点間隔が小さい場合, パンチがめり込むモードとなるが, 支点間隔が大きくなるとパンチのめり込みが発生せず, 部材が折れるモードに変化した. Fig. 5.10 は曲げスパンを変化させた場合の荷重ストロークの差を示している. ストローク 20mm までは大きな違いはないが, それ以降, 支点間隔が大きい場合には荷重が増加せず低下する挙動を示した. 荷重低下のポイントは曲げスパンが大きいと小さくなっている. これは支点間隔が大きい場合, 支点による部材拘束の影響が小さくなり, パンチによる部材圧壊の影響が小さくなるための推測される.

5. 自動車モデル部品の高速度変形特性評価技術の開発

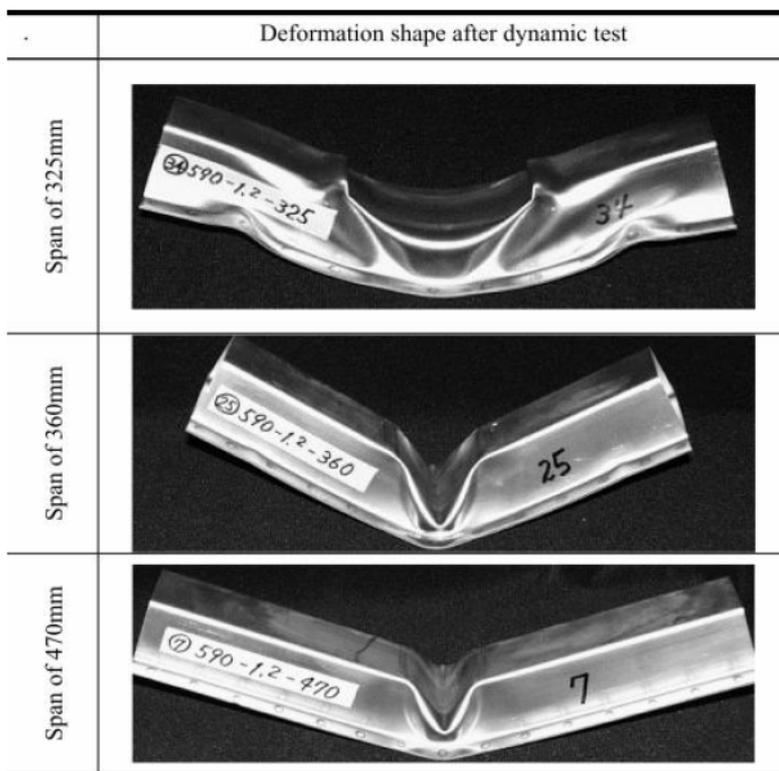


Fig. 5.9 Effect of bending span on deformation mode (Material: No. 11/590 MPa; crash speed: 5 m/s ; forming process: bending method).

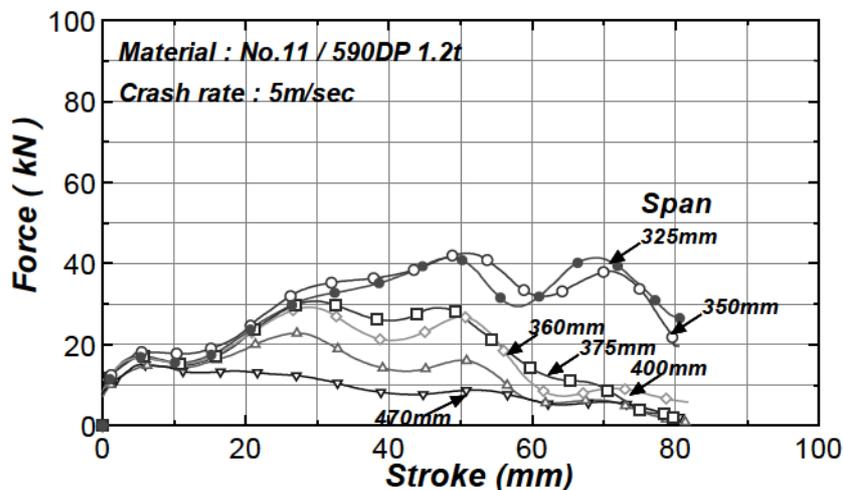


Fig. 5.10 Force-stroke curves for various bending spans (Material: No. 11/590 MPa; crash speed: 5 m/s ; forming process: bending method).

曲げ変形特性の評価方法

曲げストロークが大きくなると部材へのパンチめり込みが発生し部材そのもの変形特性を表しているとは言えない. そこで本研究では, Fig. 5.11に示すようにパ

ンチめり込みの影響が小さいストローク 20mm までの荷重を代表値として部材性能の評価指標とする. ストローク 0mm から 20mm までの平均曲げ荷重を算出するために以下の式(5-1)で算出した. これは荷重をストロークで積分してエネルギー算出してから再度ストロークで除することで平均荷重 F_{ave20} を求めるものである.

$$F_{ave20} = \int_0^{20} f(x)dx / 20 \quad (5-1)$$

さらに, 曲げ支点距離を考慮して式(2)により部材曲げモーメント Mb を求めた.

$$Mb = (F_{ave20} \times Sp) / 2 \quad (5-2)$$

以降, この Mb を用いて部材性能に及ぼす各因子の影響を整理した.

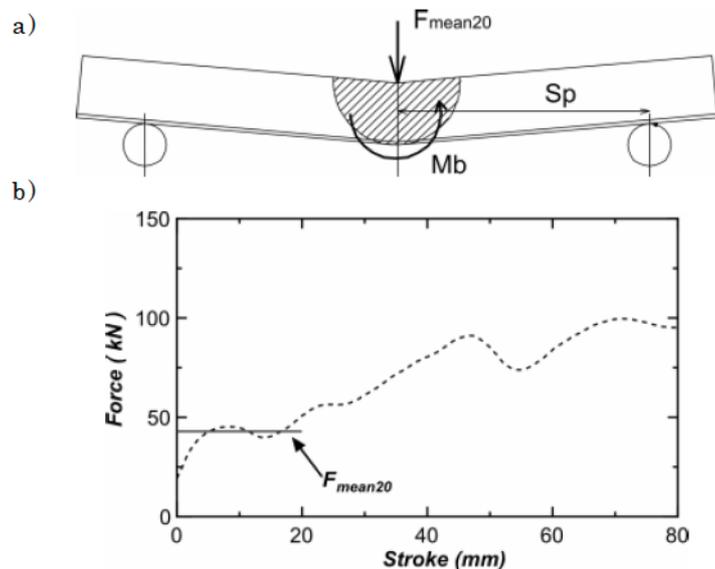


Fig. 5.11 Definition of mean force and bending moment Mb . (a) Concept of bending moment. (b) Mean force in stroke from 0 to 20 mm.

曲げモーメントに及ぼす速度の影響

Fig. 5.12に部材曲げモーメント Mb に及ぼす変形速度の影響を示す. 試験結果は変形速度 0.1m/s, 5m/s の2水準のみであり厳密に速度の影響を議論することは難しいが, 速度が増加することで部材曲げモーメント Mb が増加する傾向が認められた. Mb の上昇率は軟質鋼板(No.6)で 1.45 倍, 980MPa 材(No.11)で 1.23 倍であり, 強度レベルがあがるほどその増加率は小さくなる傾向となった. これは材料のひずみ速度依存性の傾向と一致しており, 部材曲げ変形において

も素材のひずみ速度依存性の影響があらわれたもの考えられる。

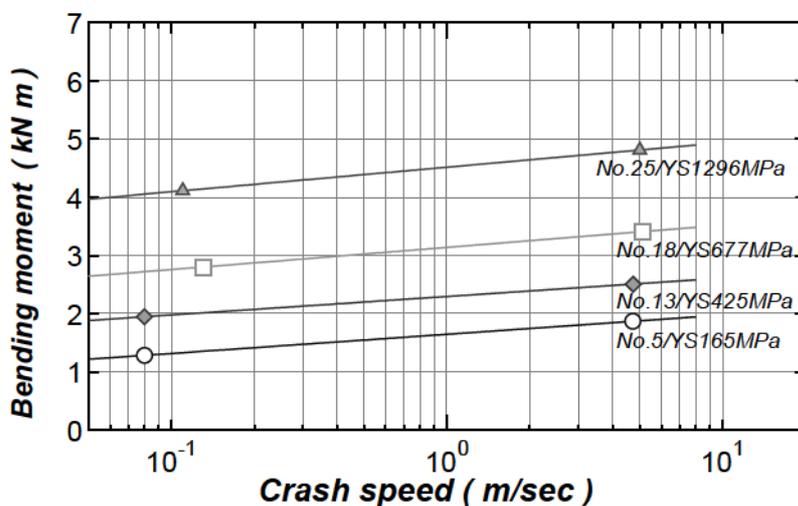


Fig. 5.12 Effect of crash speed on bending moment (Bending span: 320 mm; forming process: bending method).

曲げモーメントに及ぼす加工ひずみの影響

絞り曲げ加工で成形したハット部材を用いて部材性能に及ぼすプレス成形の影響を確認した。絞り曲げ成形においてしお押さえ力(BHF)を10, 20, 30Tonと変化させることによりハット部材壁部に導入される加工ひずみを変化させた。成形後壁部の板厚を測定し素材板厚から加工ひずみ量を算出した。Fig. 5.13に加工ひずみ量と部材曲げモーメントの関係を示す。

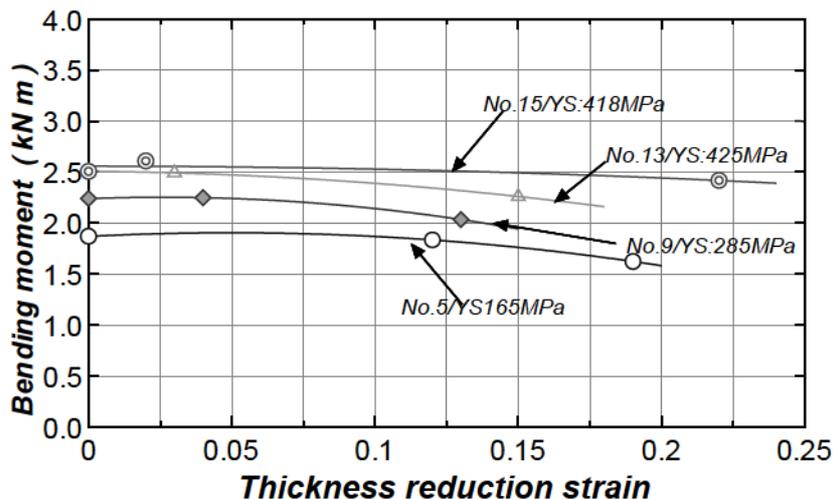


Fig. 5.13 Effect of forming strain on bending moment (Crash speed: 5 m/s; bending span: 320 mm; forming processes: bending method and draw-bending method with various blank holder forces).

ここで 300MPa から 590MPa の強度クラスについて比較しているが、加工ひずみが 0.1 以上に増加すると若干部材曲げモーメントが低下する傾向が認められた。加工ひずみ導入により、素材加工硬化は部材変形強度を向上させる効果が期待される一方、板厚が減少することによる性能低下が懸念される。加工ひずみ量 0.1 程度までは両者の影響が相殺されるが、加工ひずみが大きくなると板厚減少による性能低下の影響が強くなるためと推測される。

曲げモーメントに及ぼす材料強度の影響

Fig. 5.14に素材の降伏強度と部材曲げモーメントの関係を素材板厚ごとに整理した結果を示す。部材曲げモーメントと降伏強度はほぼ線形で整理できることがわかる。板厚が増加するほど直線の傾きが高くなっており、材料強度の影響がより強く現れることが示されている。この実験結果をもとに各板厚毎に一次式で最少二乗近似した結果、部材曲げ強度の増加率は以下のように算出される。

板厚 1.0mm の場合: $\Delta Mb = 0.134kNm/100MPa$

板厚 1.6mm の場合: $\Delta Mb = 0.274kNm/100MPa$

この結果から、板厚 1.6mm における材料強度の影響は板厚 1.0mm の条件と比較して 2.05 倍程度大きいことがわかる。

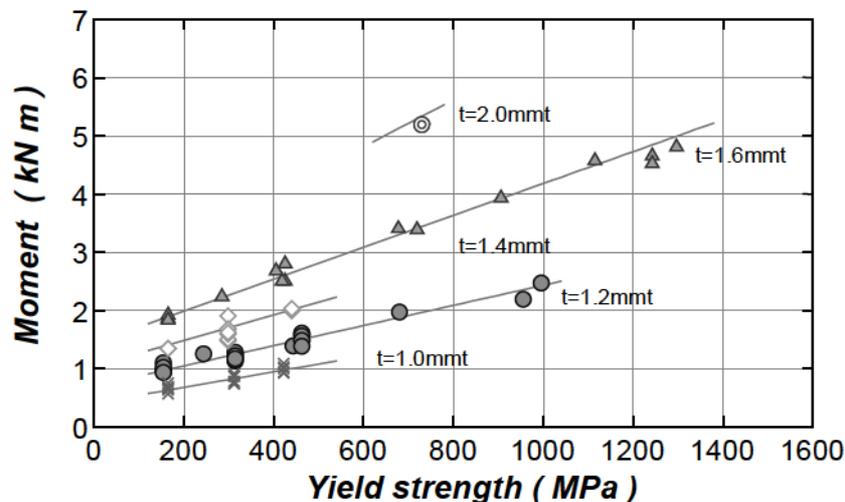


Fig. 5.14 Effect of yield strength on bending moment (Crash speed: 5 m/s; bending span: 320 mme470 mm; forming process: bending method).

曲げモーメントに及ぼす板厚の影響

Fig. 5.15に部材曲げモーメントに及ぼす板厚の影響を材料強度別にプロットした。板厚の増加によって部材曲げモーメントは上昇する。その上昇量は強度が高い材料ほど大きい傾向が示されている。図中の近似曲線は板厚 t の二次の多

5. 自動車モデル部品の高速度変形特性評価技術の開発

項式で最小二乗近似したものを示している. この結果から板厚と部材曲げモーメントの関係は線形ではなく, 板厚の2乗に影響していることがわかる.

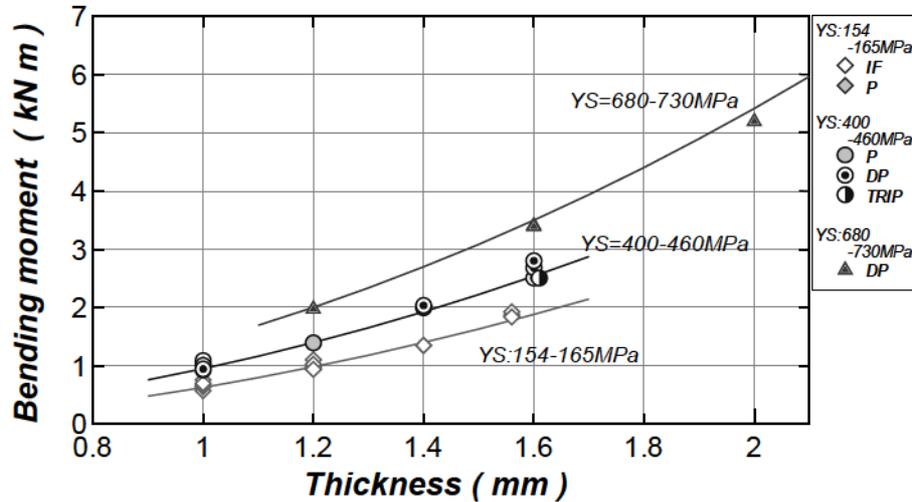


Fig. 5.15 Effect of material thickness on bending moment (Crash speed: 5 m/s; bending span: 320 mm; 470 mm; forming process: bending method).

5.3.3. 高強度化による部材性能向上効果の予測

部材曲げモーメント Mb を予測する実験式を検討した. ここで部材断面はFig. 5.2に示したものに限定し, 物理的な意味付けは今後の課題として統計的な手法で実験式を算出することとした.

Fig. 5.14から式(5-3)に示すように, Mb は素材降伏応力 σ_{yp} と一次式の関係にあることが仮定できる. そこで Mb は σ_{yp} を用いて式(5-4)で推定できるとする. Fig. 5.15から Mb は板厚の二乗で整理されること仮定し, 式(5-3)のパラメータ A , B は式(5-4), (5-5)で示されるように t^2 の一次式で算出すると仮定した.

$$Mb = A \sigma_{yp} + B \quad (5-3)$$

$$A = K t^2 + L \quad (5-4)$$

$$B = M t^2 + N \quad (5-5)$$

この仮定のもと, Fig. 5.14, Fig. 5.15で示した実験結果を最小二乗近似した結果以下の各パラメータ K , L , M , N の値をTable 5.4に示す. Fig. 5.14, Fig. 5.15の図中に示す曲線はここで決定したパラメータを用いたものである. 実

験結果はほぼ近似式上にプロットされており、この範囲であれば板厚の影響および材料強度の影響とも式 (5-3) で予測可能であることが示されている。

Fig. 5.16は、素材板厚と降伏強度の双方をパラメータとしたときの部材曲げモーメントの等価曲線を示したものである。この図から部材曲げ性能に及ぼす高強度鋼板の軽量化効果を検討することができる。図中のプロット A0 は板厚 2.0mm の 440MPa クラス鋼板における部材曲げモーメントを示している。同等性能で軽量化(板厚ゲージダウン)を検討した場合、980MPa クラス鋼板までハイテン化した場合(A1)に板厚を 1.6mm まで減少させることが可能ということがわかる。この場合の軽量化率は▲20%となる。さらに 1300MPa クラスまでハイテン化した場合(A2)には板厚を 1.4mm までゲージダウン可能でありこの場合の軽量化率は▲30%となる。この図でわかるように板厚が薄くなるほど等高線の間隔が広がっている。このことは高強度化による軽量化効果は基準の板厚が大きいほど高く、薄肉化するほどその効果は小さくなる傾向となる。つまり、自動車部材の軽量化効果は板厚の厚い部品を優先して高強度化したほうが効率的であることを意味している。

Table 5.4 Parameters for estimation of bending moment

K	L	M	N
0.00090	0.00044	0.65865	-0.24330

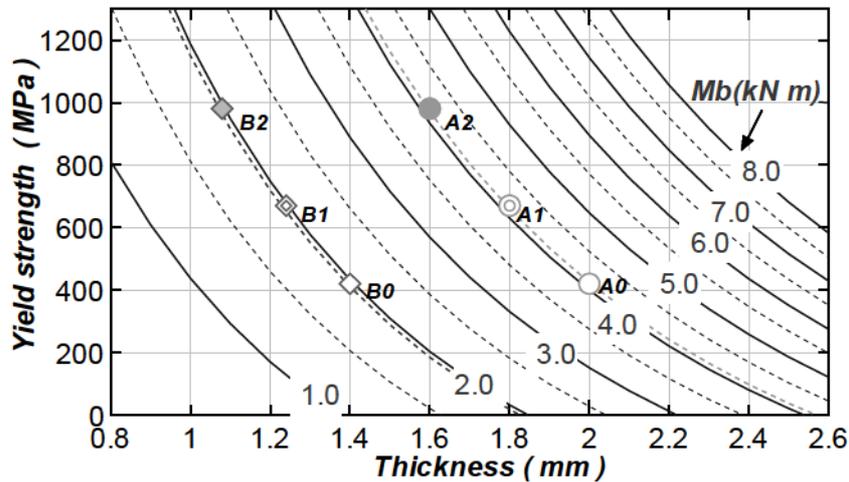


Fig. 5.16 Estimation of bending crash performance by material strength and thickness (Crash speed: 5 m/s; bending span: 320 mm/470 mm; forming process: bending method).

5.4. モデル部品の軸圧壊特性に及ぼす材料・形状・接合方法の影響

本節では、自動車の正面衝突時に発生する部材の変形挙動を模擬する、軸圧壊試験における材料強度および部材形状の影響について調査する。高速試験は、前章で述べた高速変形試験機を用いて、速度を変化させ部材変形特性に及ぼす速度の影響について明らかにしている。本結果で得られた各種実験データから、高強度鋼板適用に車体軽量化効果について整理し、高強度鋼板選定指針を明らかにしている。

5.4.1. 材料および試験体

Table 5.5に本試験にもちいた材料の特性を示す。実際に自動車部材に適用される材料強度および板厚を考慮して、材料強度 270MPa～780MPa、板厚 1.0mm～1.8mm の供試材を用意した。Table 5.1には、材料の降伏強度、引張り強度に加え、材料組織についても記載している。例えば、同一強度 590MPa クラスにおいて、DP 鋼、TRIP 鋼、析出強化鋼を比較し、衝突特性に及ぼす組織の影響を検討した。

Table 5.5 Mechanical properties and micro structure of materials

No.	TS class	t (mm)	Micro structures	YS (MPa)	TS (MPa)	n value	El (%)
1	300	1.6	F	178	287	0.243	54.3
2	300	1.2	F+P	173	310	0.229	48.1
3	390	1.2	F	232	375	0.23	43.4
4	390	1.6	F	239	385	0.223	40
5	390	1.2	F+P	265	386	0.203	39.4
6	440	1.6	F+P	294	424	0.154	43.3
7	440	1.2	F	393	444	-	31.3
8	550	1.2	F	445	553	0.128	27.9
9	590	1.2	B	474	563	0.117	28.7
10	590	1.2	F+B	516	601	0.128	24.9
11	590	1.8	F+M	425	608	0.184	26.4
12	590	1.6	F+M	433	618	-	26.4
13	590	1.2	F+M	417	642	0.164	25.6
14	590	1	F+M	431	658	0.153	23.8
15	590	1.6	F+M	455	662	0.167	23.2
16	590	1.2	F+B+g	422	631	0.223	34.2
17	780	1.6	F+M	583	837	0.114	18.4
18	780	1.6	B	801	870	-	19
19	780	1.6	B	810	889	-	13.7
20	590	1.2	A	313	685	0.332	61.2

Fig. 5.17に用いた試験体の形状および寸法を示す。試験体はハット型形状とし、曲げ加工によりハット断面に加工した部材に裏板をスポット溶接で接合している。断面形状は 40mm x 40mm を標準形状とし、その他、40mm x 60mm, 60mm x 40mm, 60mm x 60mm, 80mm x 80mm と変化させた。

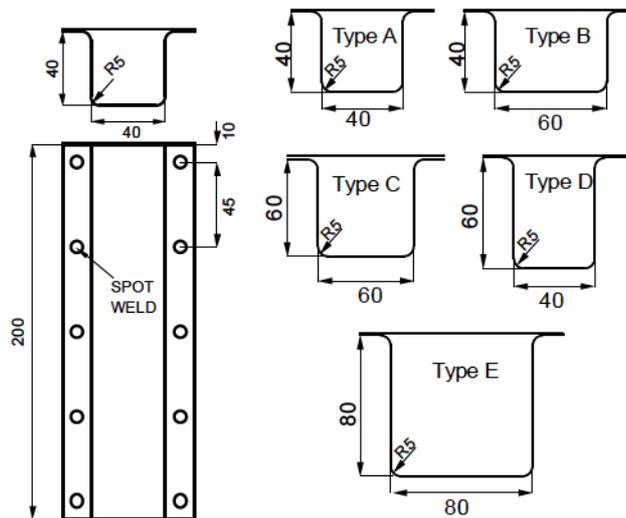


Fig. 5.17 Illustration of the hat square column and dimension of the cross-sections.

5.4.2. 実験結果

変形モードおよび評価方法

高速変形試験機により、速度 0.1m/s~11m/s で軸方向に変形させ、そのときの荷重ストローク関係および高速度カメラによる変形状態を記録した。速度 1000fps で撮影した試験過程の変形モードをFig. 5.18に示す。部材の壁部が蛇腹上に変形しながら軸方向に圧縮されていく様子が見られる。この試験では、試験体上部から変形が進む結果となったが、変形の起点は試験ごとに変化し、下部から変形が進むもの、部材中央から座屈変形するものなど様々であった。

このときのストローク荷重関係をFig. 5.19に示す。変形初期に荷重が大きく立ち上がり、その後蛇腹変形に伴い、荷重が上下しながら変形が進んでいる。図には荷重をストローク量で積分した吸収エネルギーの変化もプロットしている。変形特性の評価は、最大荷重値や吸収エネルギー量など様々な方法が考えられるが、本研究では、ストローク 80mm までの吸収エネルギーをストローク量で除すことで算出される、平均崩壊荷重値 F_{ave} を持った。

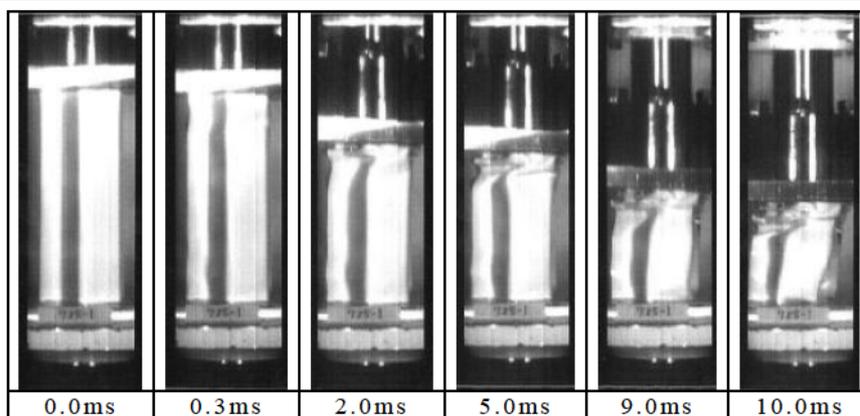


Fig. 5.18 Hi-speed images during axial crash (Material:590MPa 1.2mm)

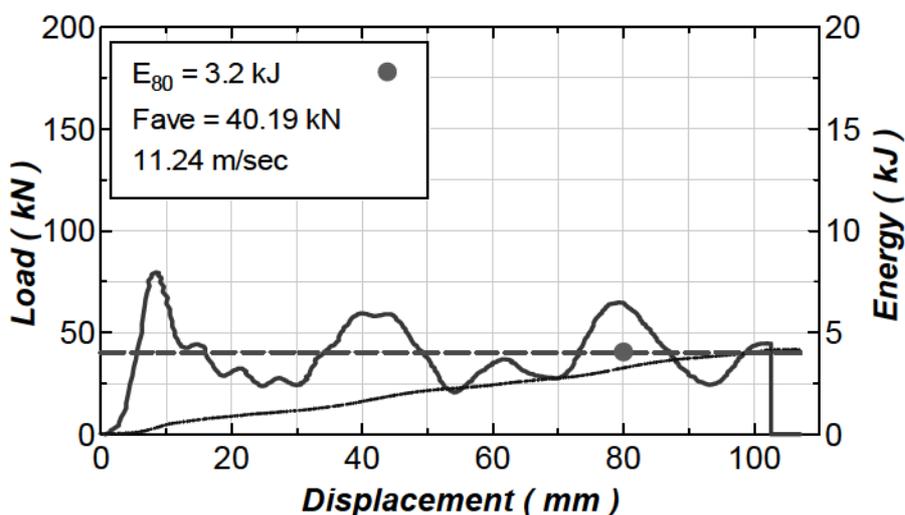


Fig. 5.19 Impact load and impact absorbed energy of hat square column

軸圧壊特性に及ぼす速度の影響

Fig. 5.20に平均崩壊荷重と速度の影響を示す. 速度 0.001m/s における試験結果は, アムスラー型の低速圧縮試験機で評価したものである. 材料は 300MPa 材と 590MPa 材で評価しているが, いずれの材料においても速度の増加により平均崩壊荷重が増加する結果が得られている. これは, 前章の高速引張り試験で示した材料のひずみ速度依存性が影響しているものと言える. 速度の影響は 590MPa 材よりも 300MPa 材のほうが大きく, この点でも高速引張り試験で得られたひずみ速度の効果と一致している. なお, 変形モードには速度の影響は小さく, いずれの速度においても蛇腹状の変形モードが得られた.

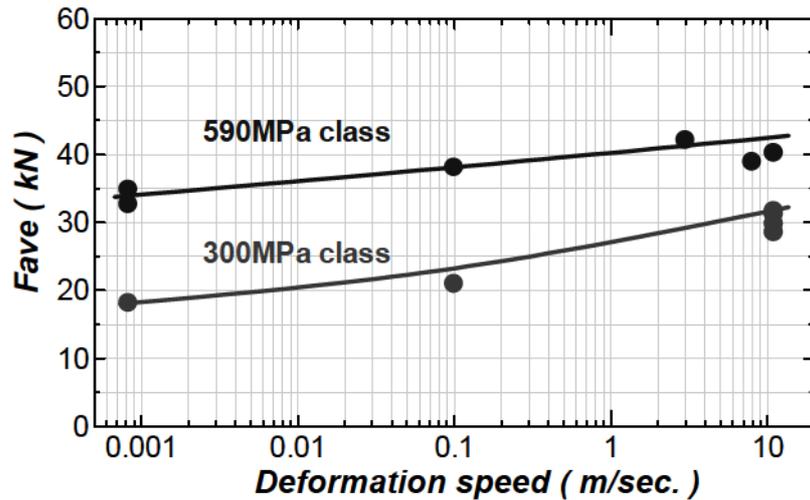


Fig. 5.20 Relationship between F_{ave} and deformation speed

軸圧壊特性に及ぼす断面形状の影響

Fig. 5.17に示した各断面形状において、軸圧壊試験を行い、平均崩壊荷重と断面形状の関係を調査した。Fig. 5.21はそれぞれの部材の変形モードを示している。材料は590MPa材板厚1.2mmを用いた。断面形状40x60 60x40は安定した蛇腹変形を示しているが、断面形状が大きくなるにつれ、変形モードが不安定になり非対称な変形モードとなっている。Fig. 5.22は、平均崩壊荷重値を示したものである。図中の赤丸は平均崩壊荷重を部材重量で除した値を示している。断面形状の拡大により、平均崩壊荷重は増加するが、一方で単位重量あたりの平均崩壊荷重は60mmx60mm 80mmx80mmで低下している。これは変形モードが不安定になり、エネルギー吸収効率の高い規則的な蛇腹変形モードが得れないことが原因と考えられる。

5. 自動車モデル部品の高速度変形特性評価技術の開発

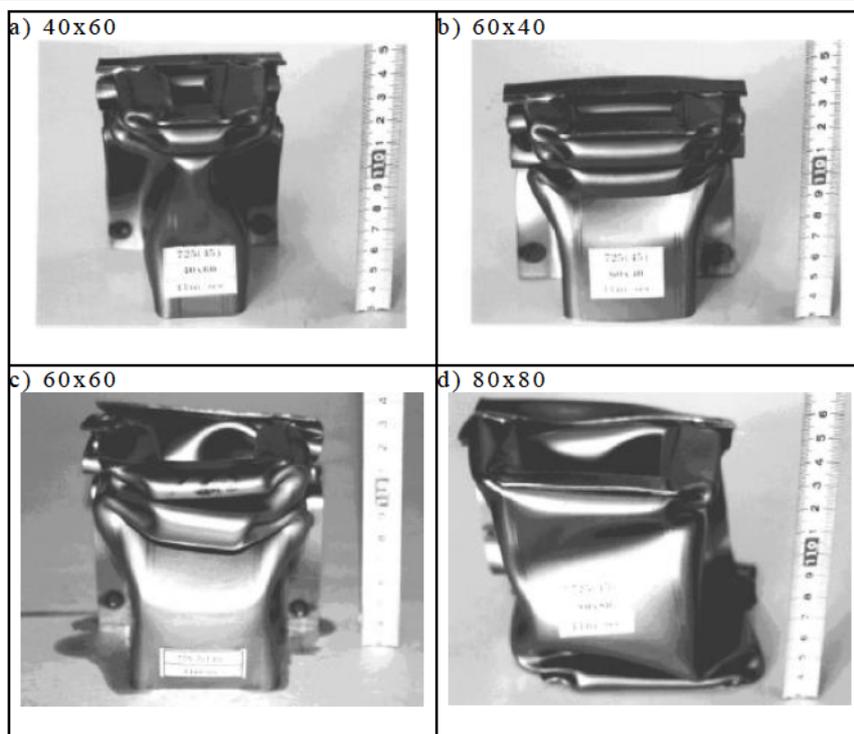


Fig. 5.21 Comparison of deformation mode in various dimension of cross section parts

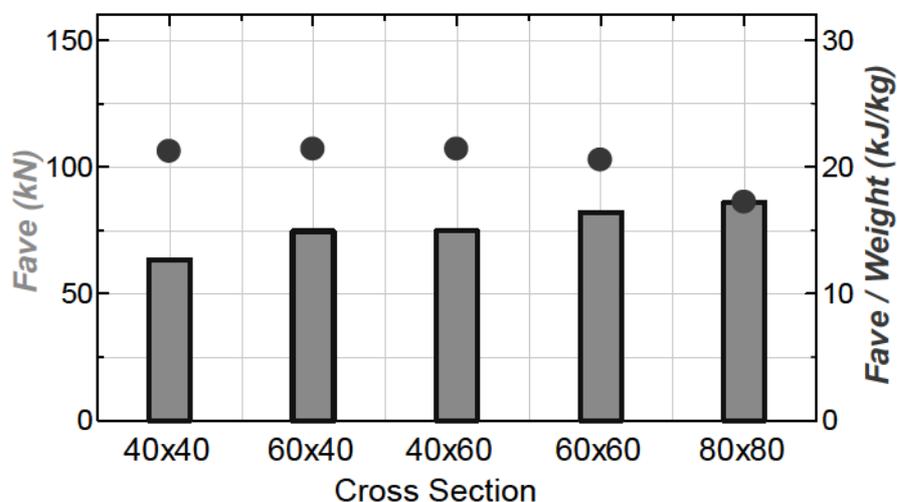


Fig. 5.22 Effect of dimension of cross section on Fave

軸圧壊特性に及ぼす溶接方法の影響

Fig. 5.23に断面形状 40mmx40mm において、裏板との溶接方法を変化させた場合の変形モードを比較した。スポット溶接ピッチが大きくなると、ハット部材と裏板がフランジ部で剥離する傾向となり、変形が不安定になっている。溶接ピッチを小さくすると安定的な蛇腹モードが得られている。さらに、レーザー溶接で連

連続溶接した場合、フランジ部の剥離はなく、安定的な変形モードとなっている。このときの、平均崩壊荷重および単位重量あたりの平均崩壊荷重を比較した結果をFig. 5.24に示す。図中には $n=2$ のばらつきをエラーバーで示している。スポット溶接ピッチを小さくすることで、平均崩壊荷重が増加する傾向が得られている。これは、変形モードが規則的な蛇腹変形となることで、エネルギー吸収効率が増加した結果と考えられる。レーザー溶接による連続溶接においては、平均崩壊荷重はスポット溶接ピッチ 22.5mm とほぼ同等であるが、 $n=2$ のばらつきが小さい結果となった。連続溶接により、安定的な蛇腹変形が得られた結果と考えられる。

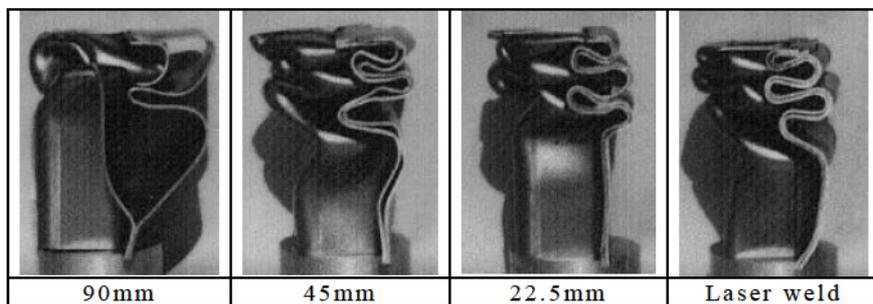


Fig. 5.23 Comparison of deformation mode in various types welding condition

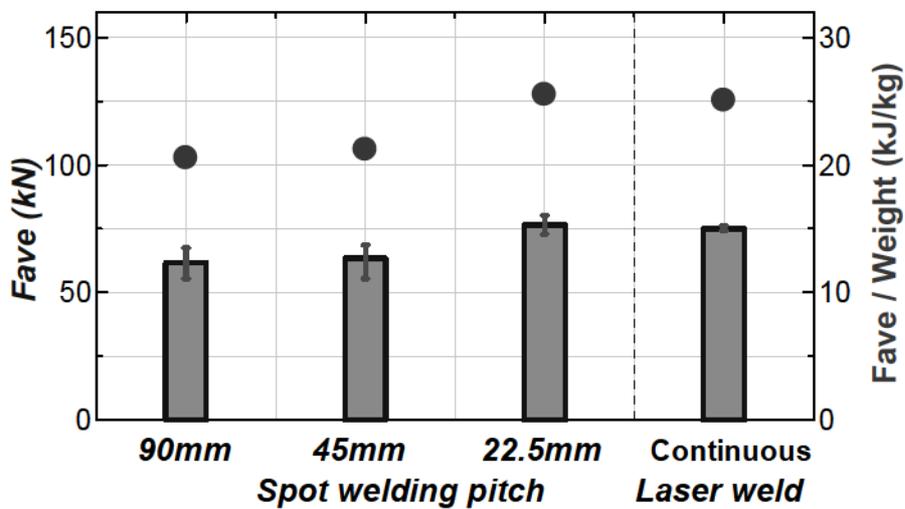


Fig. 5.24 Effect of welding condition on Fave

軸圧壊特性に及ぼす板厚, 材料強度の影響

板厚 1.2mm と 1.6mm の材料について、断面形状 40mmx40mm スポット溶接ピッチ 45mm のハット部材において、変形速度 10m/s の場合の降伏強度と

5. 自動車モデル部品的高速変形特性評価技術の開発

平均崩壊荷重の関係をFig. 5.25に整理した. 図中のプロットは材料の組織を示している. 何れの板厚においても, 降伏強度の増加により線形的に平均崩壊荷重が増加する結果となった. 板厚については, 板厚 1.2mm と比較して 1.6mm 材の平均崩壊荷重が明確に大きい結果となっている. DP 鋼や TRIP 鋼など材料組織の違いによる平均崩壊荷重の差はほとんど認められなかった. 高速変形特性に及ぼす材料の影響は, その機械的特性が支配的であると言える.

Fig. 5.26は, 材料強度 300MPa, 590MPa 材において平均崩壊荷重に及ぼす板厚の影響を整理したものである. この板厚の範囲において, 平均崩壊荷重と板厚の関係はほぼ直線関係であることがわかる.

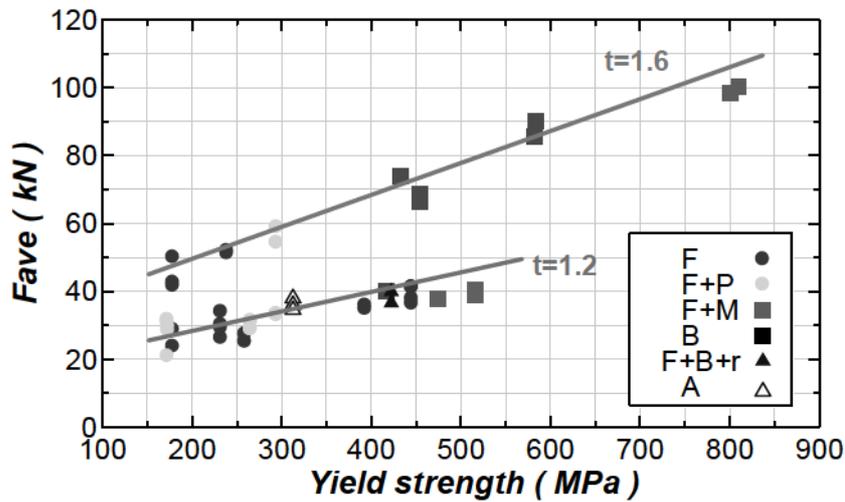


Fig. 5.25 Effect of static yield strength on F_{ave} in thickness of 1.2mm and 1.6mm

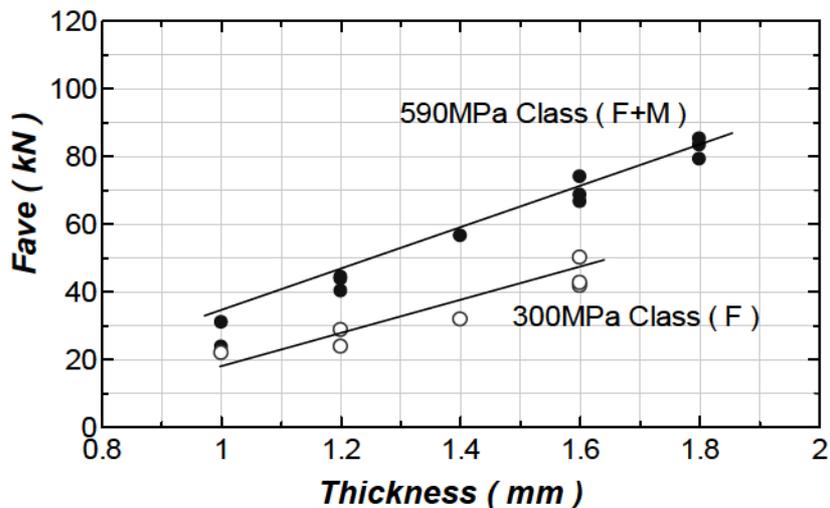


Fig. 5.26 Effect of thickness on F_{ave} in material strength of 300MPa and 590MPa

5.4.3. 高強度化による部材性能向上効果の予測

Fig. 5.25, Fig. 5.26に示した平均崩壊荷重に及ぼす材料強度, 板厚の影響の実験結果から, 軸圧壊特性に関する高強度鋼板適用の軽量化効果を試算した. 降伏強度と板厚から算出した平均崩壊荷重をFig. 5.27に示す. 図中の曲線は, 等平均崩壊荷重曲線を示している. この図から高強度鋼板適用の軽量化効果を検討した.

ベースを降伏強度 200MPa(材料グレード 300MPa), 板厚 1.8mm とした場合, 平均崩壊荷重は 58kN となる. 材料の降伏強度を 400MPa(材料グレード 590MPa)まで高強度化した場合, 同じ軸圧壊性能で板厚を 1.45mm まで薄く(▲0.35mm)することが可能であることが試算される. また, ベースを板厚 1.2mm とした場合, 板厚を 1.0mm にするには材料強度を 650MPa(材料グレード 980MPa)まで高強度化する必要があることが示唆される. この図より, より板厚の厚い部材について高強度化することが効率よく軽量化を達成できることが示唆される.

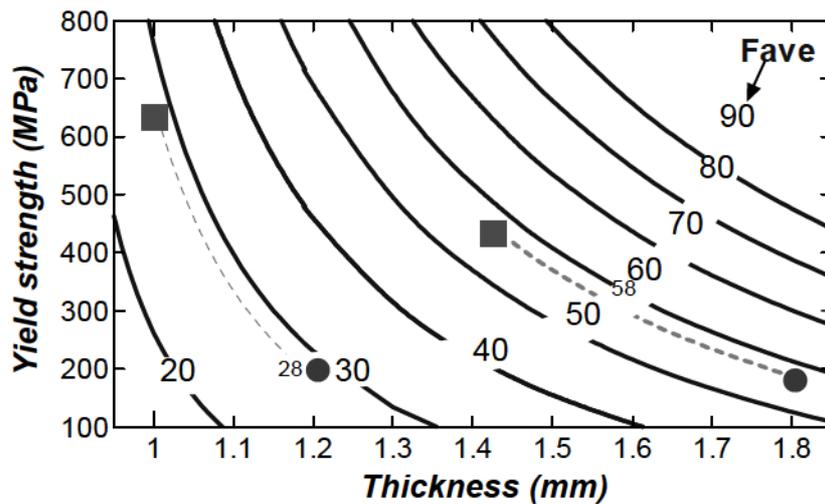


Fig. 5.27 Estimation of axial crash performance by material strength and thickness (Crash speed: 10 m/s; 40mm x 40mm section, Spot pitch 45mm).

5.5. 結言

本章では、自動車部品的高速変形評価の高精度化を目的として、大型高速変形試験機を提案し、開発した装置の概要と高精度化の手法について述べた。本装置の特徴は、油圧方式により変形中の速度を制御することができるため、部材変形挙動に及ぼす速度の影響を高精度に検討できる点にある。また、油圧ダンパー方式によるストローク制御装置により、任意の位置で変形を停止し、その変形状態を確認することができる点も大きな特徴である。

本研究では、各種高強度鋼板を適用したハット部材の三点曲げ試験および軸圧壊試験を行い、以下のことを明らかにした。

ハット部材の三点曲げ試験結果

- 速度が増加することで部材曲げモーメントが増加する傾向が認められた。素材のひずみ速度依存性の影響によるもの考えられる。
- 加工ひずみが増加すると若干部材曲げモーメントが低下する傾向が認められた。加工ひずみが大きくなると板厚減少による性能低下の影響が強くなるためと推測される。
- 実験結果から、部材曲げモーメント M_b を予測する実験式提案した。実験式から部材曲げ性能に及ぼす高強度鋼板の軽量化効果を明らかにした。高強度化による軽量化効果は基準の板厚が大きいほどを示した。

ハット部材の軸圧壊試験結果

- 速度が増加することで軸圧壊変形時の平均崩壊荷重が増加する傾向が認められた。材料の強度レベルが高くなると、速度の影響は小さくなり、材料ひずみ速度依存性の影響によるもの考えられる。
- 平均崩壊荷重に及ぼす部材断面形状および溶接条件の影響を明らかにした。本研究対象としたハット型部品において、断面形状が大きくなると、平均崩壊荷重は増加するが、単位重量あたりの平均崩壊荷重は低下する傾向を示した。また、スポット溶接ピッチを小さくすることで変形モードが規則的な蛇腹変形となり、エネルギー吸収効率が向上することを確認した。レーザー溶接による連続接合の場合には、さらに変形の安定性が向上することを確認した。
- 軸圧壊変形モードにおける実験結果から、材料の高強度化による軽量化効果を試算した。高強度化による軽量化効果は基準の板厚が大きいほどを示した。

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

6.1. 緒言

前章までに、衝突 FEM 解析用の材料モデルの高精度化を目的に、デジタル画像ひずみ解析を適用した高速引張り試験方法の高精度化を検討し、高速変形下における材料の破断挙動を明らかにした。さらに FEM 解析精度検証のためのモデル部品高速変形試験機の開発と高強度鋼板の衝突変形特性の明確化を行った。

本章では、まず FEM による高速変形特性の予測精度を検証した後、本材料評価手法の応用例として、破断を考慮した FEM 解析を検討し、提案手法の妥当性と工業的な有効性について検討する。

高強度鋼板のスポット溶接部の破断現象について実験を行い、その破断現象を予測できる FEM 手法および破断判定手法を提案する。

さらに、車体設計への応用として、センターピラー部品を対象に破断を考慮した衝突変形 FEM を検討し、車体設計への有効性について示す。

6.2. モデル部品的高速変形特性予測精度の検証

第4章で示した高速引張り試験により同定したひずみ速度依存型材料モデルの妥当性の検証を行うために、ハットモデル部材の高速変形試験を実施し、実験結果と解析結果を比較した。高速変形試験は、第5章で述べた等速度方式高速変形試験機で行った。

6.2.1. 試験方法

部材形状

Fig. 6.1にハットモデル部品の断面形状と長さを示す。断面は上面 60mm、下面 80mm、高さ 60mm の台形形状であり、左右に長さ 20mm のフランジ部を有する。軸圧壊モード用の試験片の長さは 250mm とし、三点曲げ試験用は 500mm とした。軸圧壊用の試験部材には、変形のきっかけとなるクラッシュビードを設定した。それぞれのハット部材は裏板とスポット溶接した。スポット溶接ピッチは 30mm とした。

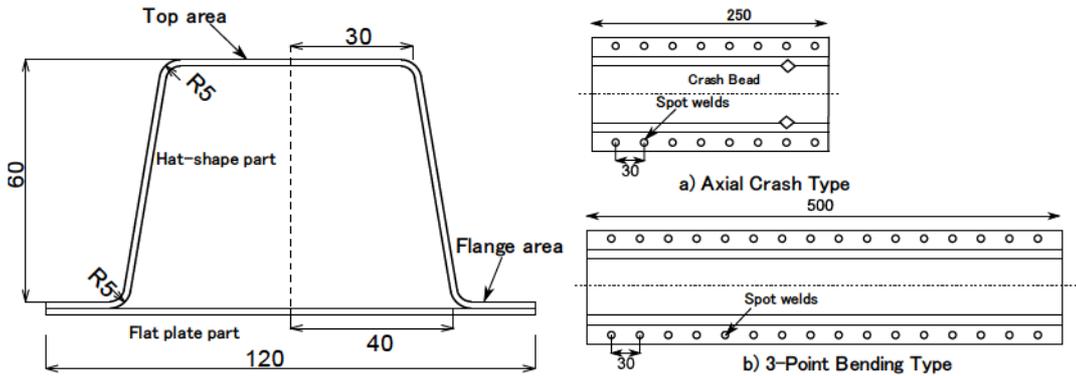


Fig. 6.1 Hat-section model. a) Axial crash type, b) 3-point bending type

高速変形試験条件

Fig. 6.2に軸圧壊試験と三点曲げ試験の条件を示す. 軸圧壊試験において, 静的試験速度を 0.1m/s, 高速変形試験速度を 10m/s とした. 部材の軸方向に 140mm 変形させ, 変形時の荷重変位関係を測定した. 材料は, フロントサイドメンバーに適用される材料グレードを考慮して, 270MPa, 4440MPa, 590MPa の 1.6mm とした. 三点曲げ試験において, 変形速度は静的試験速度を 0.1m/s, 高速変形試験速度を 5m/s とした. 変形スパンは 320mm とし, R100mm のパンチで 90mm 変形させた. 材料はセンターピラー部品に適用される材料グレードを考慮して, 590MPa, 980MPa, 1180MPa, 1470MPa 材とした.

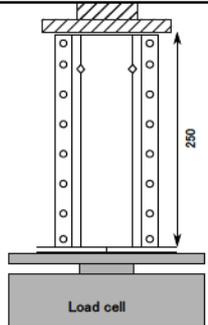
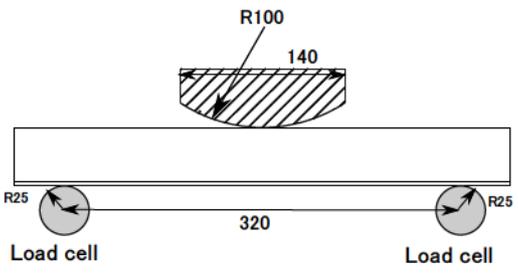
Test Mode	Axial Crash	3-Point Bending Crash
Test Machine	High Speed Testing Machine	
Speed	Static 0.1m/s Dynamic: 10m/s	Static 0.1m/s Dynamic: 5m/s
Stroke	140mm	90mm
Material	270MPa 1.6mm 440MPa 1.6mm 590MPa 1.6mm	590MPa 1.6mm 980MPa 1.6mm 1180MPa 1.6mm 1470MPa 1.6mm
Test Condition		

Fig. 6.2 Crash test conditions for axial crash and 3-point bending modes.

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

6.2.2. FEM 解析モデル

Fig. 6.3に軸圧壊試験と三点曲げ試験それぞれの FEM 解析モデルおよび解析条件を示す. 解析には市販の動的陽解法有限要素ソルバーである LSDYNA を用いた. 材料モデルはひずみ速度依存性を考慮できる材料モデル (MAT24) を使用した. ハット部材は最小要素サイズ 2.5mmx2.5mm のシェル要素でモデル化した. スポット溶接部はナゲット部をソリッド要素でモデル化し, ハット部材と裏板を接合するモデルとした.

MAT24 において, ひずみ速度毎の応力ひずみ関係をテーブル形式で記載してモデル化することができる. 第3章の高速引張り試験により同定した材料パラメータ得られた材料モデルから, ひずみ速度 $10^{-3}/s$, $10^0/s$, $10^1/s$, $10^2/s$, $10^3/s$ における応力ひずみ関係を算出し, 材料モデルを構築した. 各材料の応力ひずみ曲線をFig. 6.4に示す.

実際のハット型部材は曲げ加工で成形されるため, 部材には加工硬化が発生している. 成形工程における加工硬化を考慮した FEM 解析により衝突予測精度が向上する報告されている[92]. しかし, 本研究では, Fig. 5.13に示したように, ハット型モデル部品の衝突特性に及ぼす加工の影響は小さいと考え, 加工硬化の考慮はせず, 材料モデルを構築した.

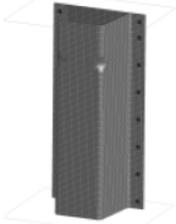
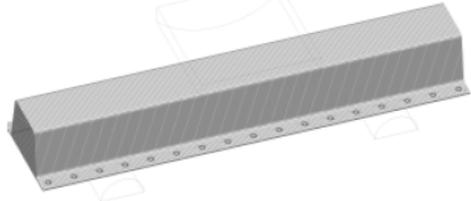
Test Mode	Axial Crash	3-Point Bending Crash
Solver	LSDYNA version R6.1.1, revision: 78769	
Material Type	MAT24, *MAT_PIECEWISE_LINEAR_PLASTICITY	
Element	Shell element Belytschko-Tsay Shell	
Size	2.5mm x 2.5mm	
Spot weld	Solid type element with *CONTACT_SPOTWELD	
Material	270MPa 1.6mm 440MPa 1.6mm 590MPa 1.6mm	590MPa 1.6mm 980MPa 1.6mm 1180MPa 1.6mm 1470MPa 1.6mm
FE-Model		

Fig. 6.3 FEM model and calculation conditions

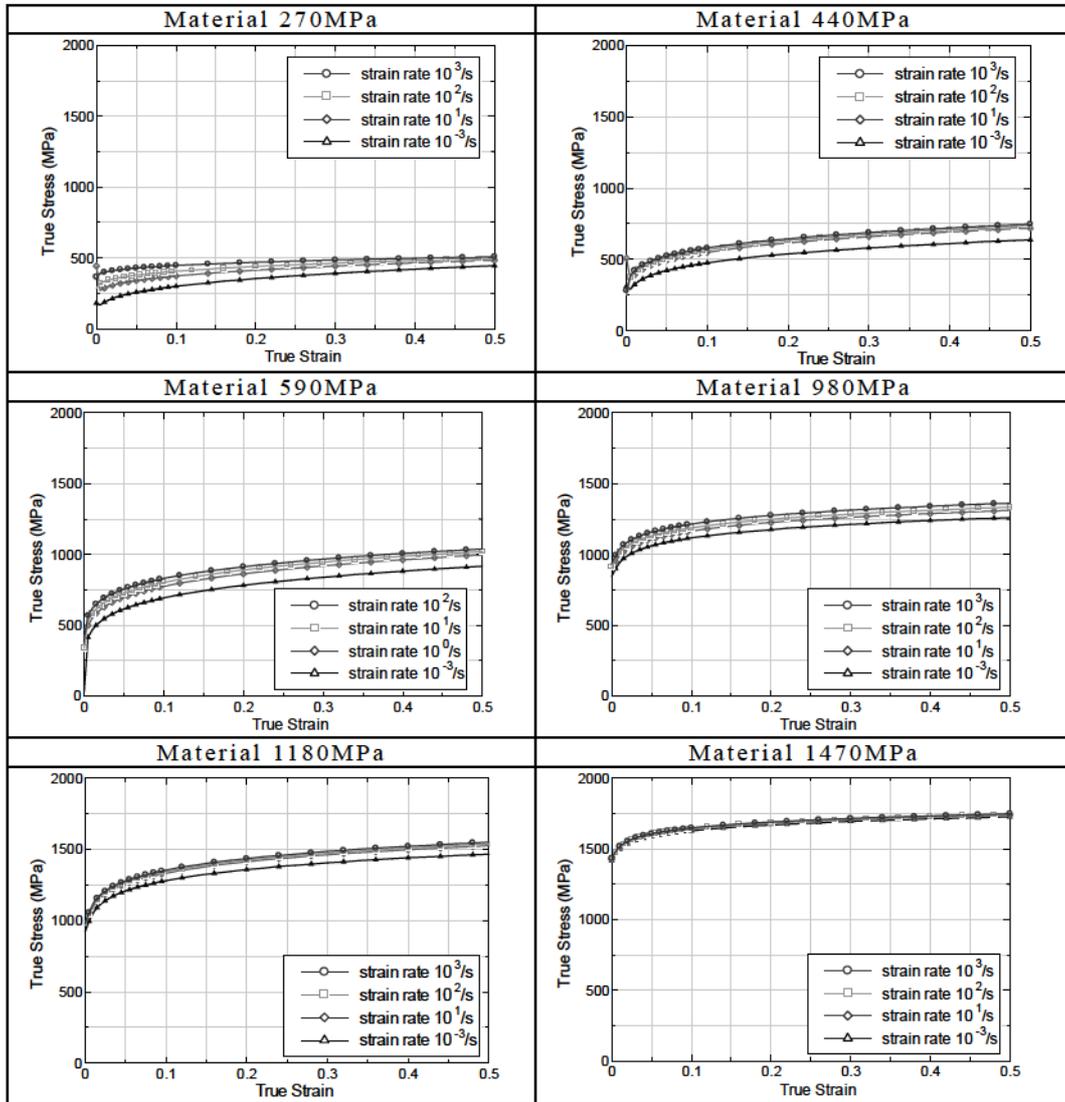


Fig. 6.4 Stress-Strain curves with strain rate effect for FEM simulation

6.2.3. FEM 解析精度の検証

軸圧壊モードの解析精度

Fig. 6.5に軸圧壊変形過程において、材料に発生するひずみ速度の分布を解析結果から求めたものである。材料は 270MPa を用いた。図中、A)は部材変形解析結果にひずみ速度の分布をカラー表示したものである。ひずみ速度は常用対数に変換して表示している。B)は部材全体に発生しているひずみ速度の分布を変形ストローク毎に表示したものである。C)は部材変形仮定ストローク荷重

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

変化の解析結果を示している。荷重変化で特徴的な①～⑥の変形ポイントを選択し、A)にそれぞれの瞬間の変形モードとひずみ速度分布を示している。変形①は部材座屈開始時のピーク荷重を示す瞬間である。この瞬間、部材全体が軸方向に変形し、 $10^1/s \sim 10^2/s$ のひずみ速度が発生していることがわかる。変形②、③と座屈変形が進み、変形④の段階で完全に座屈が完了し、次の部位での座屈が始まり⑤、⑥と荷重が変動しながら座屈変形が進展する挙動を示している。材料の各部位のひずみ速度変化を b)にプロットして。変形過程のひずみ速度は $10^{-3}/s$ から最大 $10^3/s$ の範囲で変化している。 $10^3/s$ の高ひずみ速度は、ハット部材のコーナー部で発生している。

この解析の結果、速度 $10m/s$ の軸圧壊変形におけるひずみ速度は $10^3/s$ 以下の範囲であり、この範囲のひずみ速度で高速引張り試験を行い、材料モデル化することが妥当であること示される。

軸圧壊変形で解析されたストローク荷重曲線および変形モードと実験結果を比較して、解析結果の妥当性を検討した。Fig. 6.6は材料 $270MPa$ $1.6mm$ 材の解析結果、Fig. 6.7, Fig. 6.8はそれぞれ材料 $440MPa$ $1.6mm$ 材、 $590MPa$ $1.6mm$ 材の解析結果を示す。実験結果は2回繰り返しの結果をプロットしている。軸圧壊試験ではピーク荷重および荷重変化のばらつきが大きい。解析結果と実験結果のストローク荷重曲線は完全には一致していないが、動的変形においてひずみ速度依存性の影響により、変形荷重が増加する傾向や材料の高い材料において、速度の影響が小さくなる傾向などは再現できているといえる。

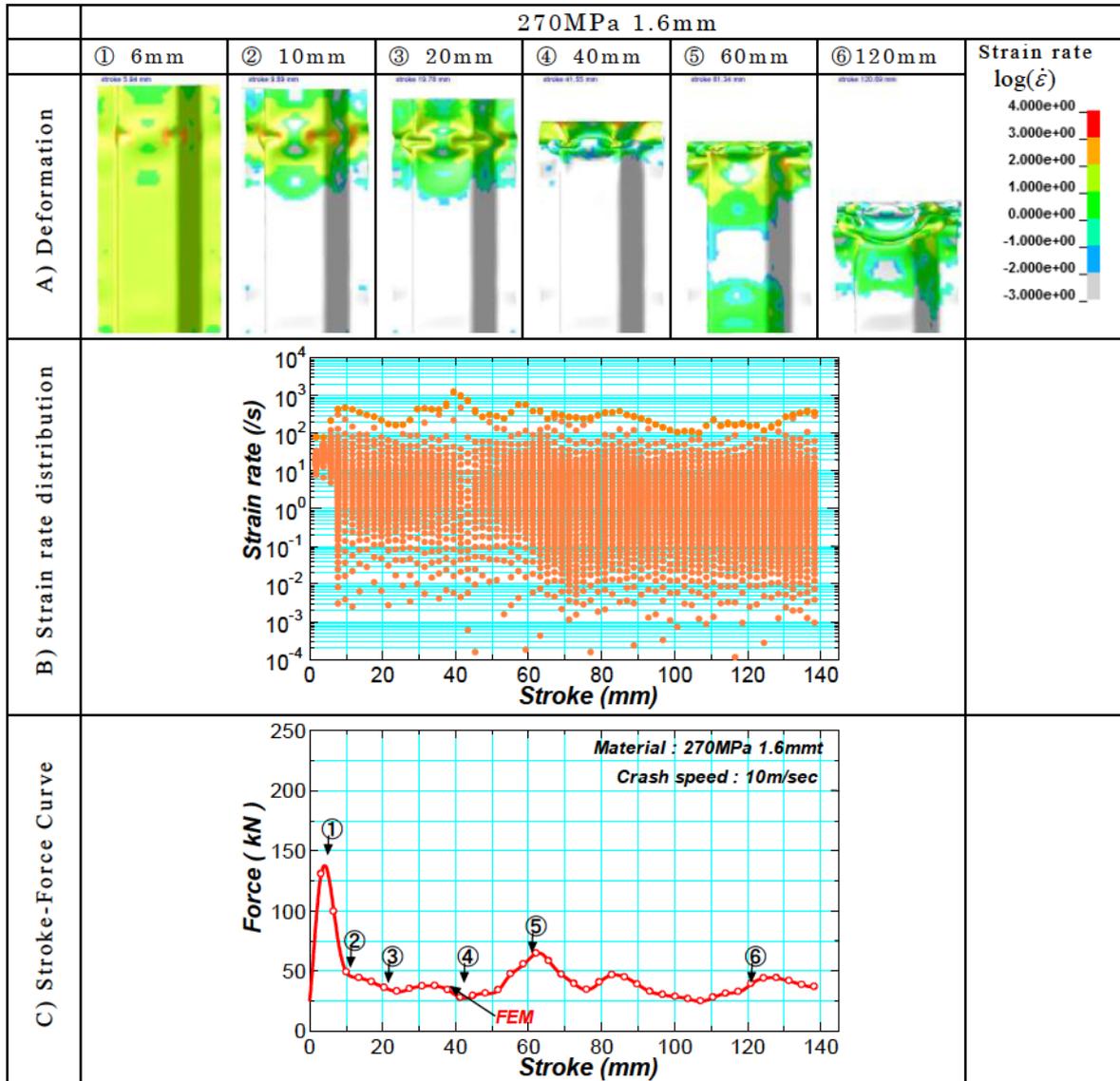


Fig. 6.5 Strain rate transition during axial crash deformation

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

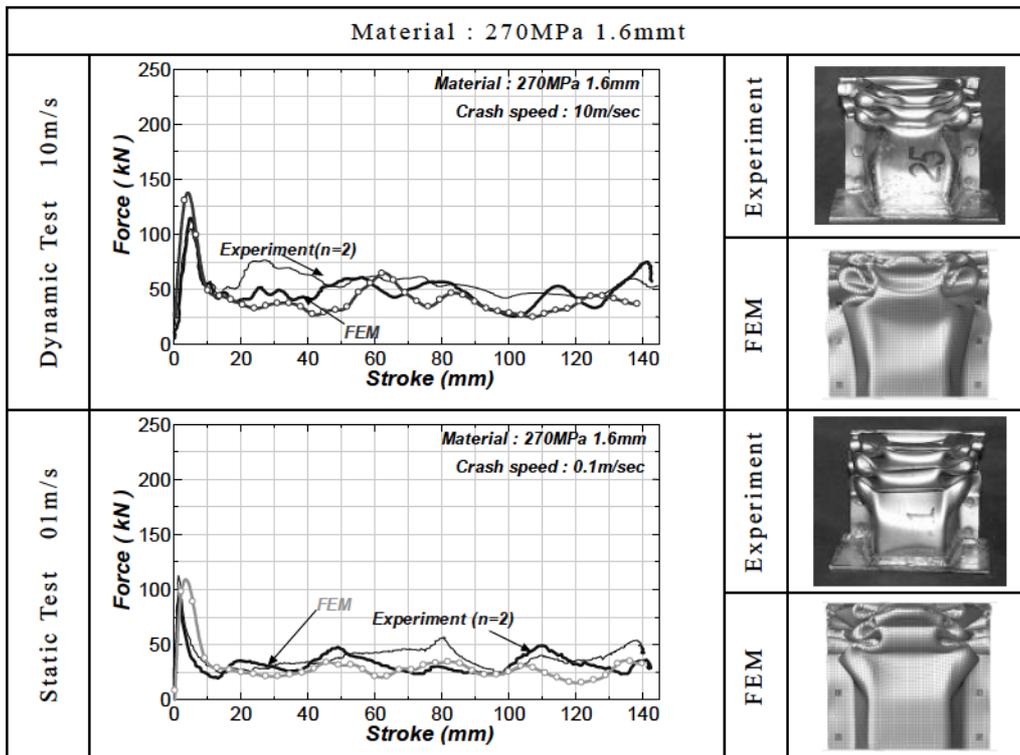


Fig. 6.6 Comparison of calculated force-stroke curves with experimental results for axial crash of Material 270MPa

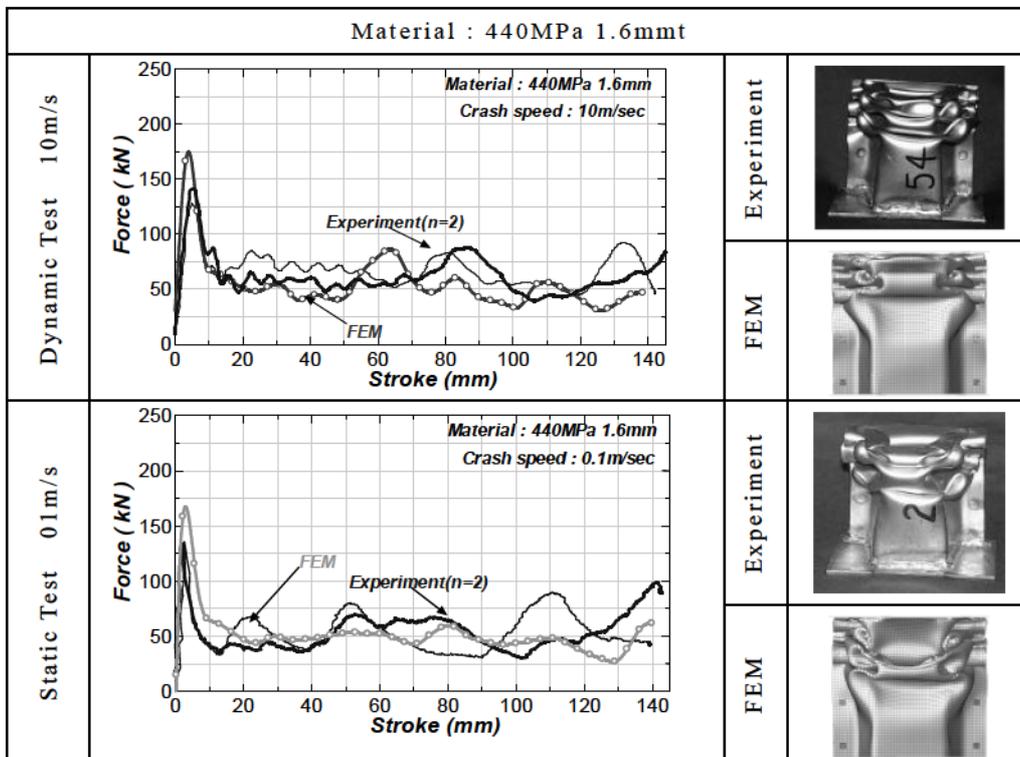


Fig. 6.7 Comparison of calculated force-stroke curves with experimental results for axial crash of Material 440MPa

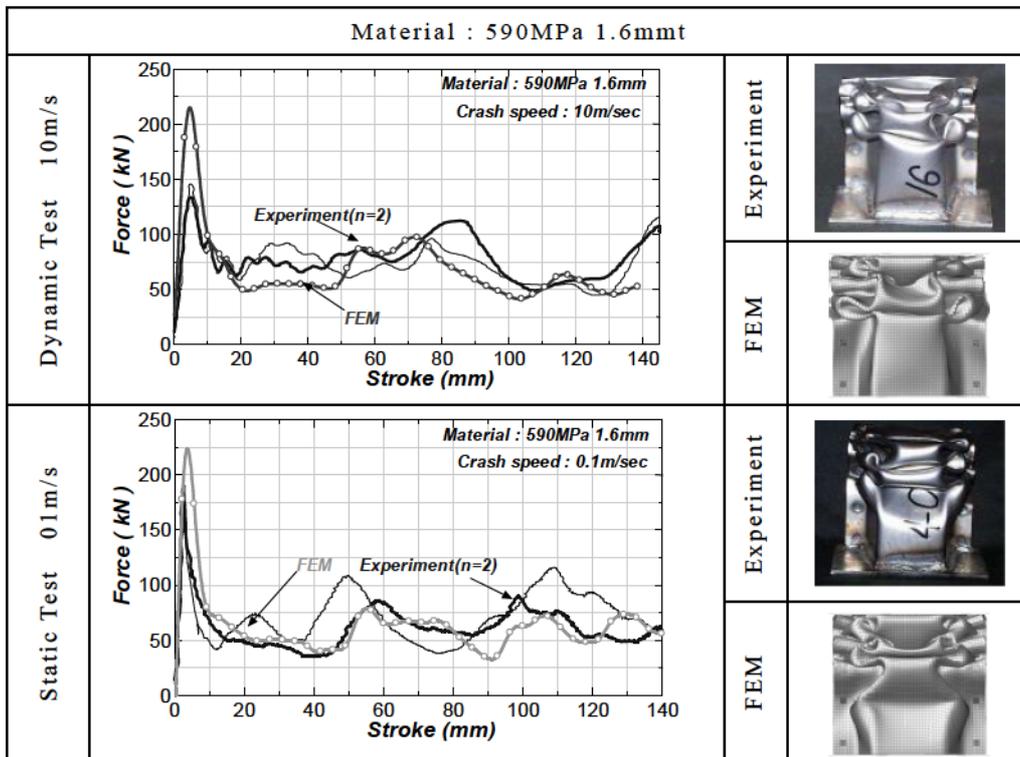


Fig. 6.8 Comparison of calculated force-stroke curves with experimental results for axial crash of Material 590MPa

三点曲げモードの解析精度

Fig. 6.9に三点曲げ変形におけるひずみ速度変化の解析結果を示す。材料は590MPaを用いた。図中、A)は部材変形解析結果、B)はひずみ速度の分布変化、C)はストローク荷重変化の解析結果を示している。荷重変化で特徴的な①～⑥の変形ポイントを選択し、A)にそれぞれの瞬間の変形モードとひずみ速度分布を示している。変形①はパンチにより断面が変形する状態であるが、ひずみ速度 $10^1/s$ オーダーのひずみ速度が発生している。変形②～④にかけて断面潰れと曲げ変形が同時に進行する。変形④の直後、ハット部材の上面のパンチ進入部の両側に座屈変形が発生し、荷重が低下する。変形⑤、⑥は断面の変化は小さく、曲げ主体の変形になっている。ひずみ速度が高い領域はハット部材のR部に集中している。変形過程のひずみ速度は $10^3/s$ 以下である。

三点曲げ変形で解析されたストローク荷重曲線および変形モードと実験結果を比較して、解析結果の妥当性を検討した。Fig. 6.10は材料 590MPa 1.6mm 材の解析結果、Fig. 6.12は 980MPa 1.6mm 材の解析結果、Fig. 6.13は、1180MPa 1.6mm 材の解析結果、Fig. 6.13は 1470MPa 1.6mm 材の解析結果を示す。実験結果は2回繰り返しの結果をプロットしている。解析結果と実験結果のストローク荷重曲線はほぼ一致し、動的変形においてひずみ速

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

度依存性の影響により、変形荷重が増加する傾向や材料の高い材料において、速度の影響が小さくなる傾向を再現できている。

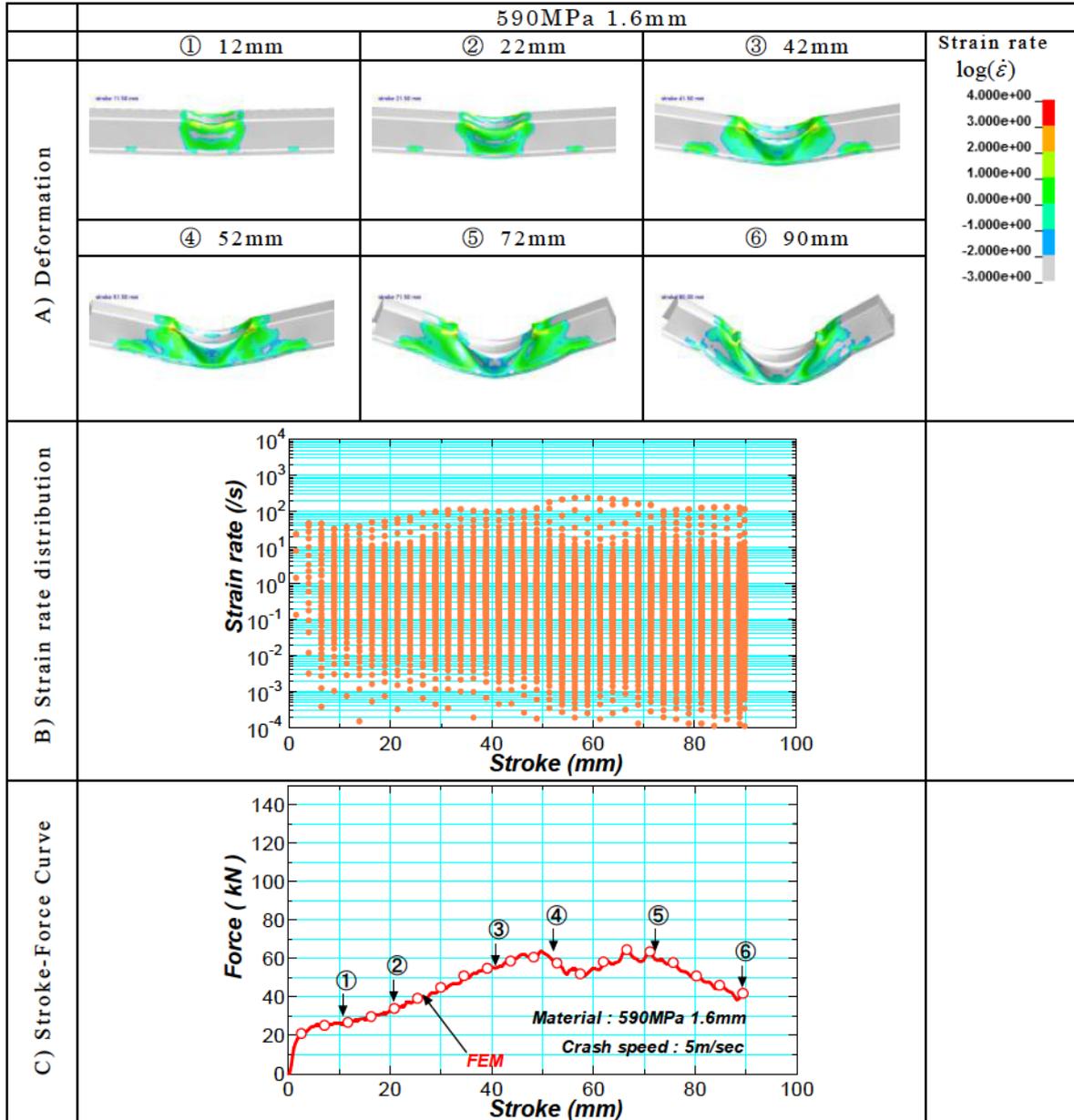


Fig. 6.9 Strain rate transition during 3point bending crash deformation

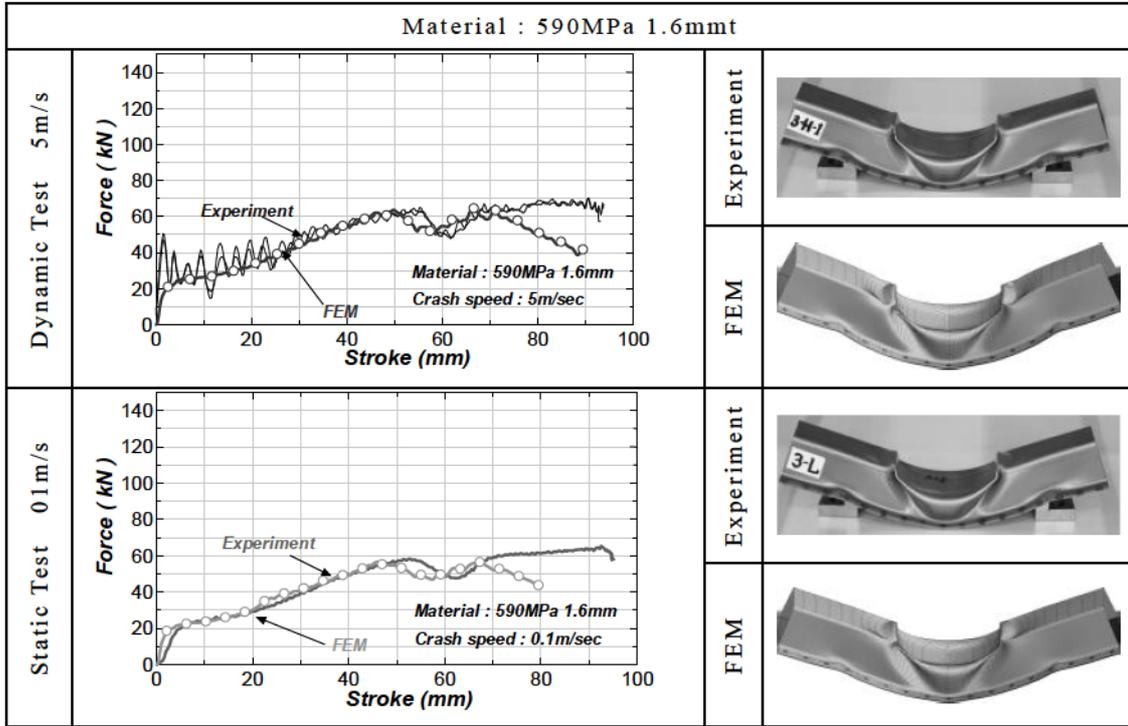


Fig. 6.10 Comparison of calculated force-stroke curves with experimental results for bending crash of Material 590MPa

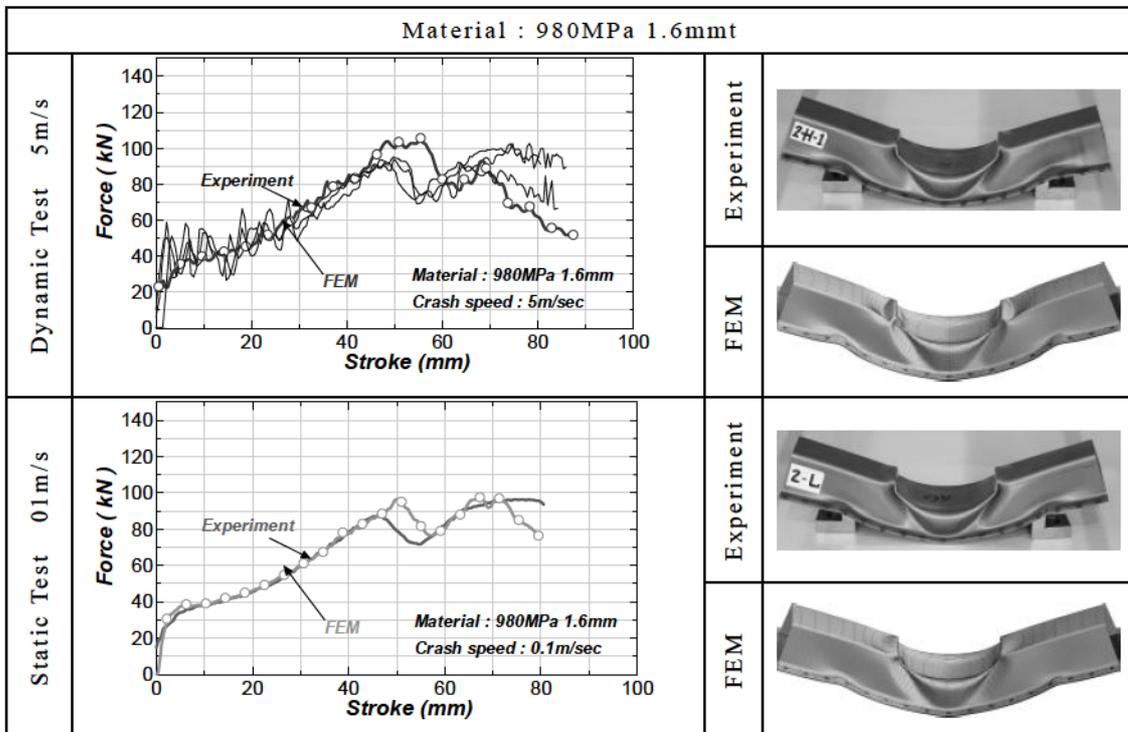


Fig. 6.11 Comparison of calculated force-stroke curves with experimental results for bending crash of Material 980MPa

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

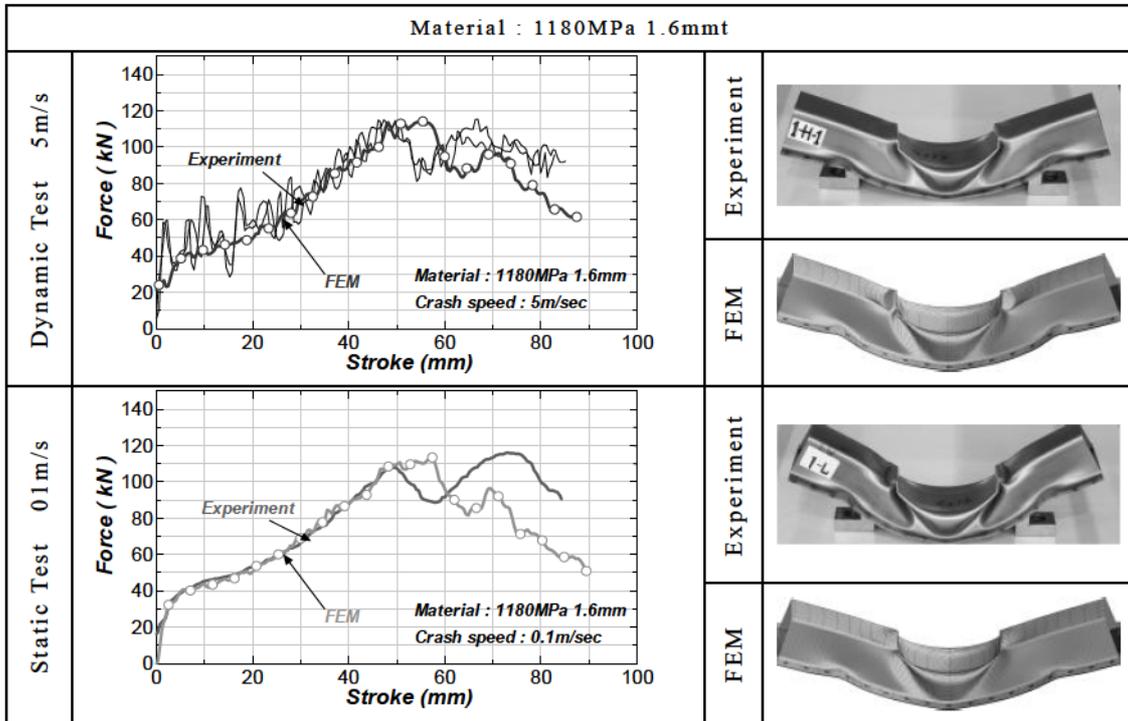


Fig. 6.12 Comparison of calculated force-stroke curves with experimental results for bending crash of Material 1180MPa

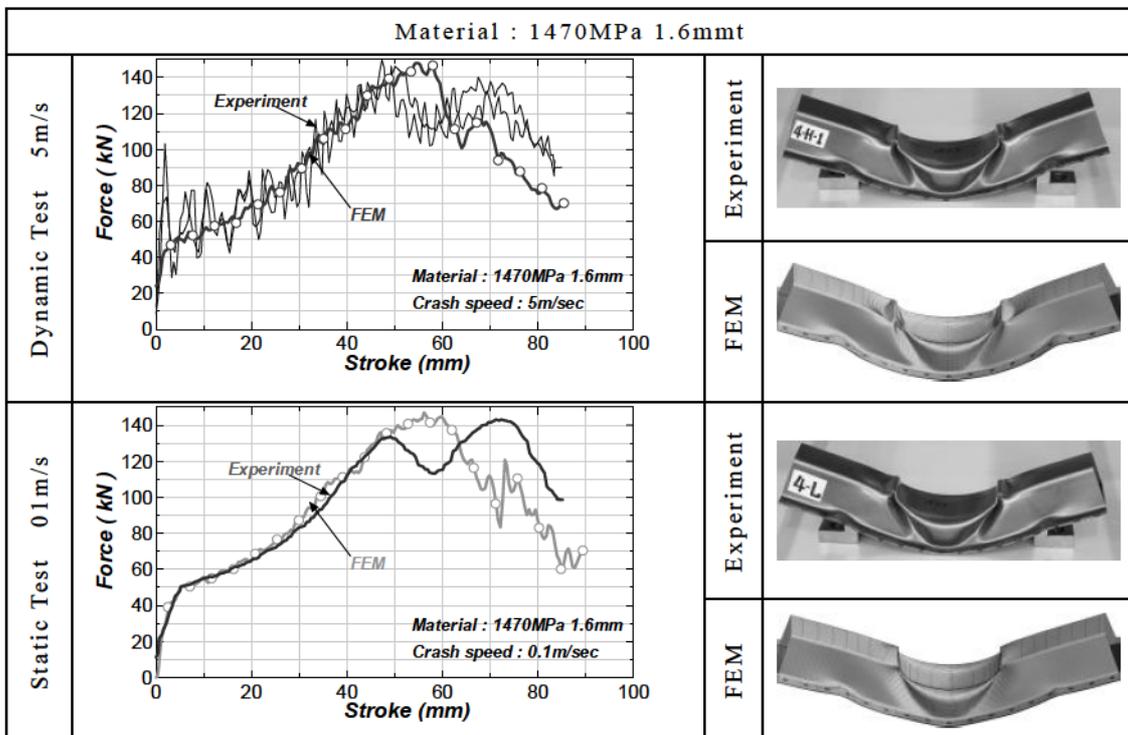


Fig. 6.13 Comparison of calculated force-stroke curves with experimental results for bending crash of Material 1470MPa

6.2.4. まとめ

本章では、第4章で提案した高速引張り試験方法により同定した材料モデルの妥当性を検証するために、ハット型モデルの高速変形挙動をFEMにより解析し、第5章で提案した高速変形装置による実験結果と比較した。変形モードは三点曲げモードと軸圧壊モードとし、それぞれ静的および動的変形を解析した。実験結果と比較した結果、部材変形時の荷重ストローク関係および変形モードにおいて実験結果とほぼ一致しており、材料モデルの妥当性を確認できた。

6.3. スポット溶接部の破断予測技術への応用

自動車衝突安全性向上と軽量化の更なる進化のためには、FEM解析による高精度な性能予測、最適化技術が必要となる。980MPaを超えるような高強度鋼板の適用は今後ますます進む。一方で、スポット溶接は、材料の高強度化によらずその継ぎ手強度はほぼ一定であることから、溶接部の破断リスクが高い。

車体衝突変形時にスポット溶接継ぎ手は様々な応力状態が発生し、破断すると考えられる。内海らはFig. 6.14に示す様々な溶接継ぎ手形状を用いて溶接破断現象の調査を行っている[30]。継ぎ手形状によって、スポット溶接部で発生する破断形態が異なっている。U-form Tension はスポット溶接ナゲット部に剥離方向の荷重で破断する。一方、Double Tension Shear は溶接部周囲の母材側にひずみが発生して破断するモードとなる。980MPa以上の高強度鋼板では、スポット溶接による熱影響によりナゲット周囲の母材が軟化(HAZ軟化)し、ここが破断発生の起点となる[37]。

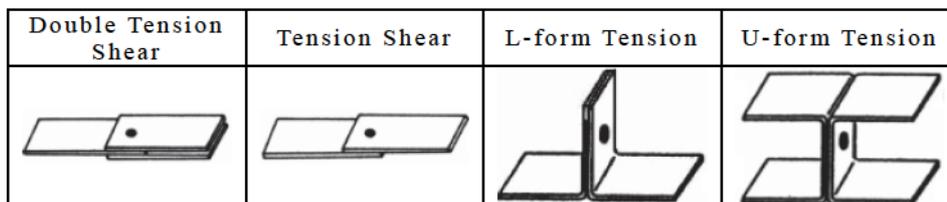


Fig. 6.14 Shapes of spot-weld joint

スポット溶接破断の予測は、Fig. 6.14に示すような様々な破断モードに対応する必要があり、その予測手法確立に向けて多くの研究が行われている[37,38,93,94]。

Fig. 6.15は、車体側面衝突試験時のセンターピラー部品の変形モードの例を示している。センターピラー部品はアウター部品とインナ部品がフランジ部で溶接された構造となっているが、図に示すようなS字形状に変形を受ける場合、フラ

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

ンジ部には車両上下方向に引張り応力が発生することが想定される。その場合、スポット溶接部の HAZ 軟化部に面内の引張り方向ひずみが発生し、破断が発生する可能性がある。図はスポット溶接部の破断モード例を示している。

そこで本研究では、スポット溶接部の HAZ 軟化を原因とする破断モードを対象を絞り、本研究で提案する材料評価手法の有効性を検証する。

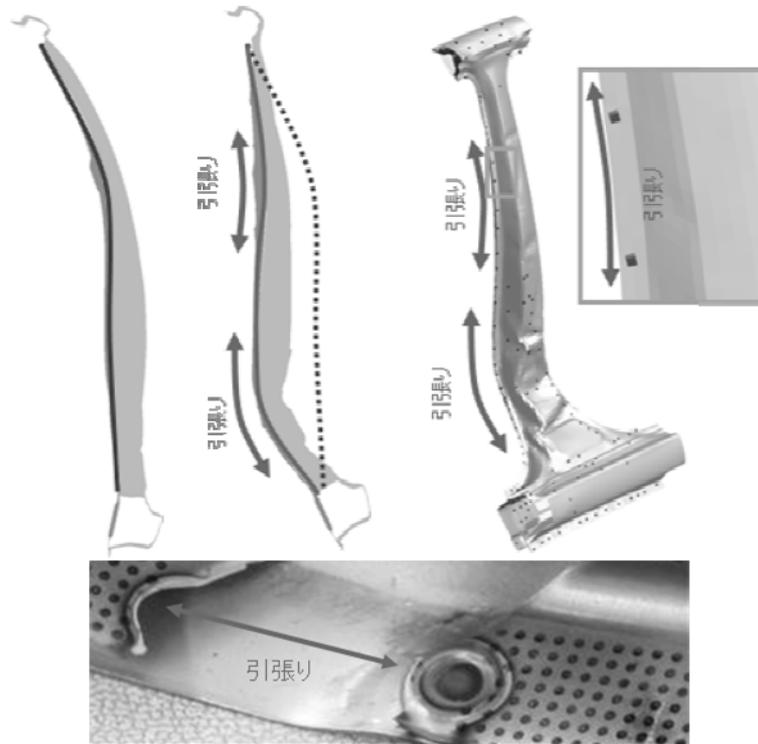


Fig. 6.15 The deformation mode of the center pillar part and example of spot-weld fracture

6.3.1. スポット溶接部の破断現象評価方法

本研究で使用した材料およびその機械的特性値 Table 6.1 に示す。自動車の骨格部品に適用されている 590MPa, 1470MPa クラスの薄鋼板を用いた。板厚は 1.6mm に統一した。1470MPa クラスの材料はマルテンサイト組織単層の金属組織にすることにより強度を向上させた材料であり、ホットプレス材とほぼ同等の組織、強度を有している。これらの材料強度、延性の異なる材料を対象にスポット溶接部の引張り試験中の破断挙動を評価した。

Table 6.1 Material properties.

Material No.	Thickness (mm)	Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Uniform Elongation (%)	Total Elongation (%)	Grade
1	1.6	380	630	19.6	32.2	590MPa
2	1.6	1256	1494	4.5	8.9	1470MPa

試験片形状と溶接条件

スポット溶接部継ぎ手の強度試験については、JIS で各種の方法が規定されている。引張せん断試験 JIS Z 3136, 十字引張試験 JIS Z 3137 などが代表的な試験方法である。本研究では、自動車の側面衝突時に発生する、センターピラー部品のフランジ部スポット溶接部破断を模擬することを目的として、Fig. 6.16に示す試験片を用いてスポット溶接部周囲に均一な引張り応力を与える試験方法を用いた。JIS5号引張り試験片中央に幅25mm長さ40mmの裏板とスポット溶接した。裏板は試験片と同じ材料を用いた。スポット溶接条件はナゲット径が6mm~7mmになるように電流値、加圧力を調整した。本試験で用いたスポット溶接条件をTable 6.2に示す。Fig. 6.16(b) にスポット溶接された試験片の写真を示す。後述するひずみ計測のためのグリッドを施してあり、溶接部周囲の変形を観察するためにナゲット部の酸化膜をサンドペーパーで除去した。

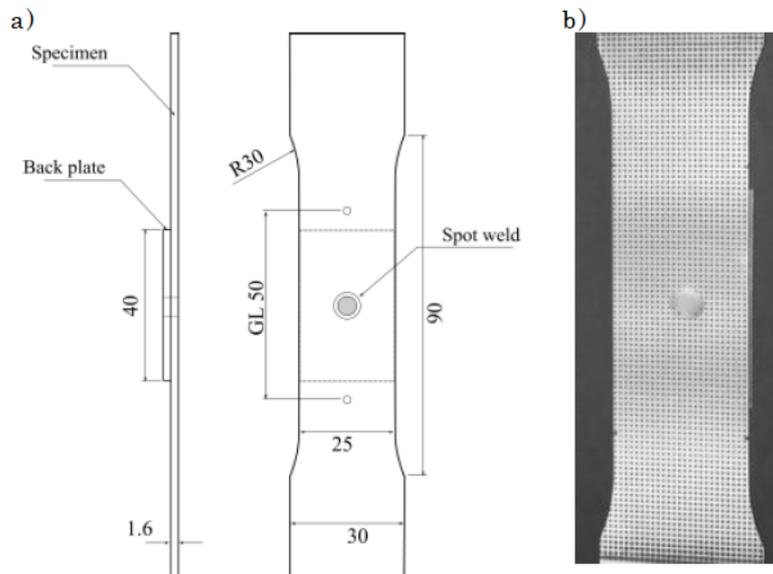


Fig. 6.16 Spot weld test sample. A) Dimension of spot-weld specimen, b) Appearance of specimen

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

Table 6.2 Spot welding condition

Material	1	2
	590MPa	1470MPa
	DR8	
Welding time(cycle)	16	
Holding time(cycle)	30	
Welding current (kA)	8.0	8.0
Electrode force(kN)	3.92	4.90
Nugget diameter(mm)	7.7	6.8

試験方法とひずみ計測方法

引張り試験機に複数のデジタルカメラを設置し、引張り試験中の溶接部周囲の変形状態を一定間隔で撮影した。Fig. 6.17に示した各種試験片に 1mm ピッチのポイントグリッドを電解エッチングし、撮影された各画像からグリッドを自動認識し、それぞれのグリッドに対し、ステレオ画像復元の原理により時間毎のグリッド位置を推定した。グリッドの3次元位置計測結果から変位を算出し、試験片に発生するひずみ分布およびひずみ履歴を解析した。

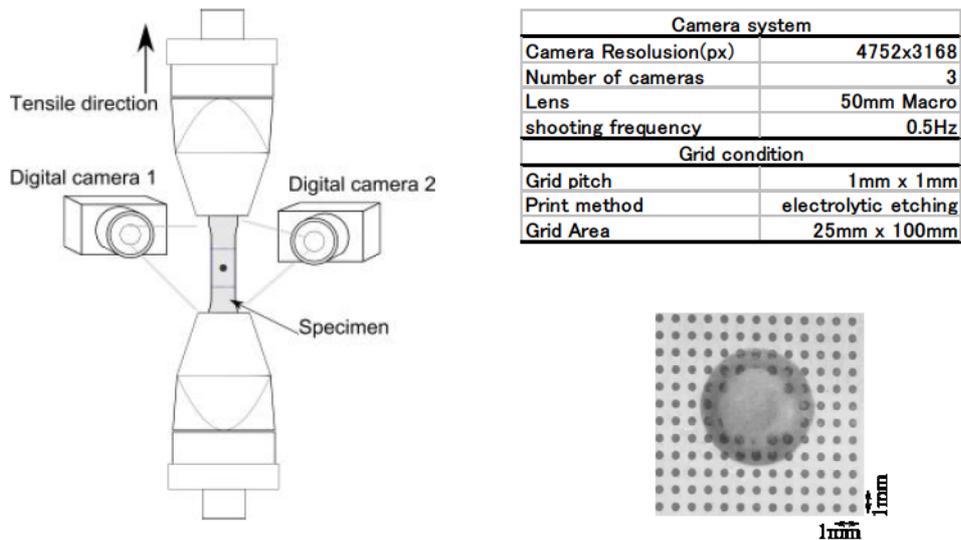


Fig. 6.17 Method to measure the strain distribution round spot weld during tensile test

スポット溶接部の硬度分布測定

590MPa材および1470MPa材のスポット溶接部の熱影響部の組織、硬度分布を測定した。スポット溶接部中央を切断研磨し、ナイトール(1%)でエッチングし組織観察し、ナゲット部の板厚 1/4 断面のビッカース硬度を測定した結果をFig. 6.18に示す。590MPa材については、溶接溶融部が急速冷却されたナゲット部

の硬度が周囲の母材部に比べ 2.0 倍程度増加している。ナゲット周囲の熱影響部は連続的に強度が低下している。一方、1470MPa 材は母材部と溶接溶融部の強度差は小さく、熱影響部に軟化領域が認められる。軟化部の硬度は最大 30% 程度低下している。

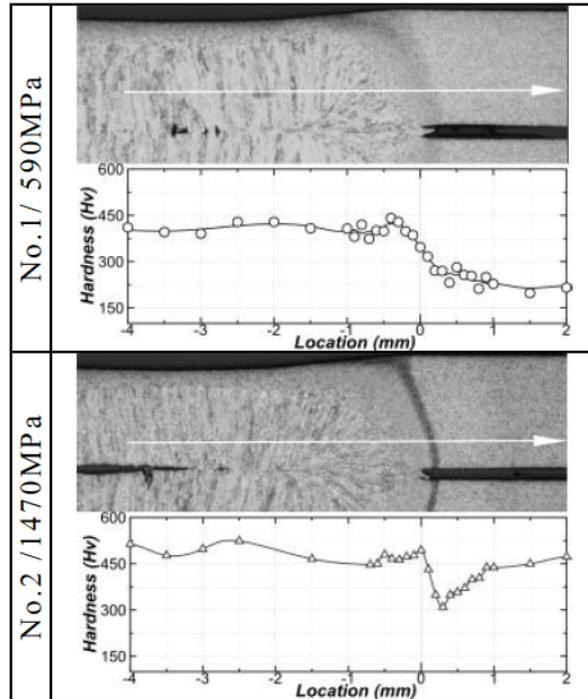


Fig. 6.18 Micro structure and hardness distribution around spot weld

引張り試験結果

引張り試験機により引張り速度 1mm/min でFig. 6.16に示した試験片を引張り試験した。試験中のひずみ分布を計測するとともに変形荷重を計測した。Fig. 6.19にそれぞれの材料のストローク荷重曲線を支示す。ストロークはゲージ間隔 50mm の変化を画像から計測した値を用いた。590MPa 材はストローク 13.5mm で破断が発生し、荷重が低下した。一方、1470MPa 材は高い強度を示すものの、ストローク 1mm で溶接部周囲で破断が発生し荷重が低下した。

引張り変形時に溶接部周囲に発生するひずみを画像解析により計測した結果をFig. 6.20に示す。図中のコンターカラーは主ひずみ分布を示している。590MPa 材は、溶接部周囲に発生するひずみは小さく、周囲の母材部にひずみが発達して変形が進んでいることがわかる。その結果、破断は母材部で発生した。一方、1470MPa 材は溶接部周囲にひずみが集中し、破断は溶接部周囲を基点として発生した。

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

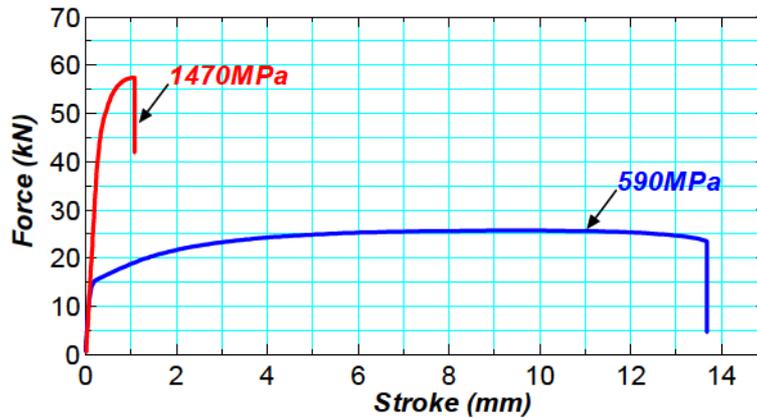


Fig. 6.19 Force-stroke curves for spot weld for material 590MPa and 1470MPa

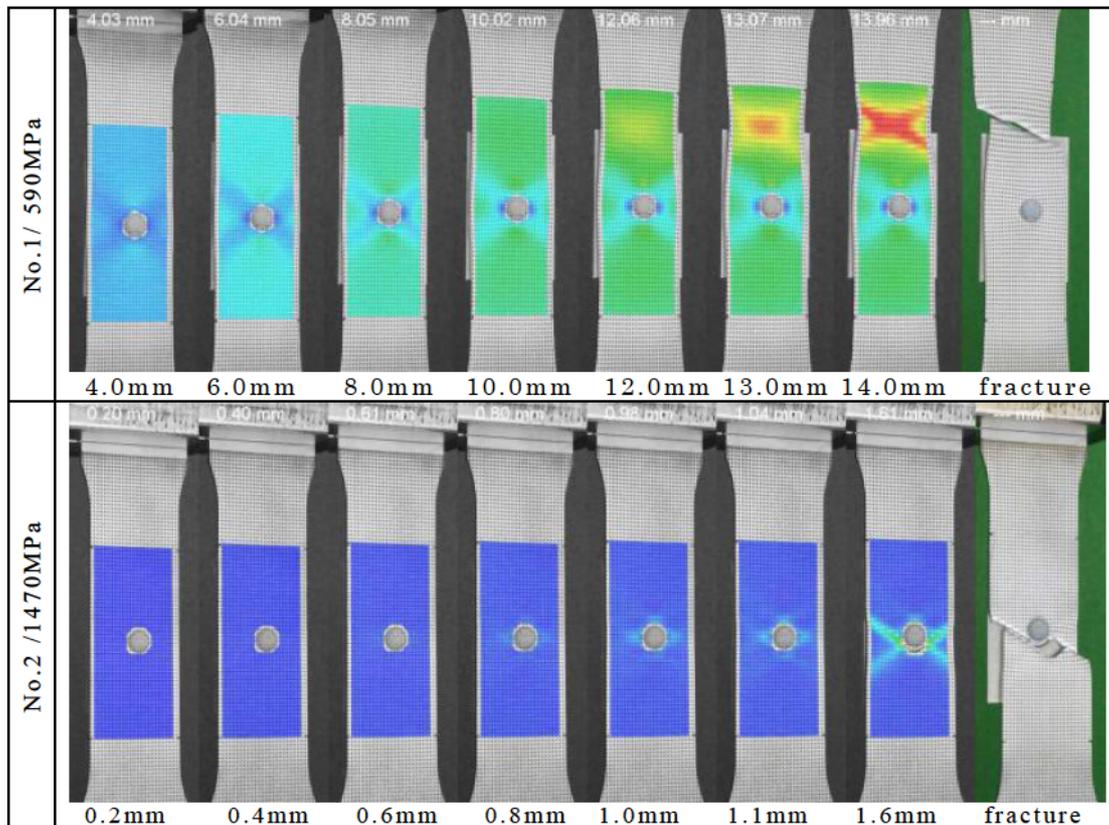


Fig. 6.20 Result of strain measurement during tensile test until fracture

1470MPa 材で発生した溶接部周囲の破断状態を確認するために、破断後の試験片の組織観察を行った。Fig. 6.21に顕微鏡観察結果とSEMによる破断部の詳細観察結果を示す。溶接部左右にはネッキングと破断が観察され、ナゲット周囲の材料がネッキング後に破断したことが推測される。破断部 A を SEM で観察すると、破断部 B には大きさ 10 μ m 程度のボイドが観察された。Fig. 6.18

に示した硬度分布と比較すると、この破断部の位置は熱影響により硬度が軟化した部位と一致しており、この熱影響部が破断の基点となっていることがわかる。ネッキングおよび破断面（ポイド）の状態から破断は延性破壊といえる。

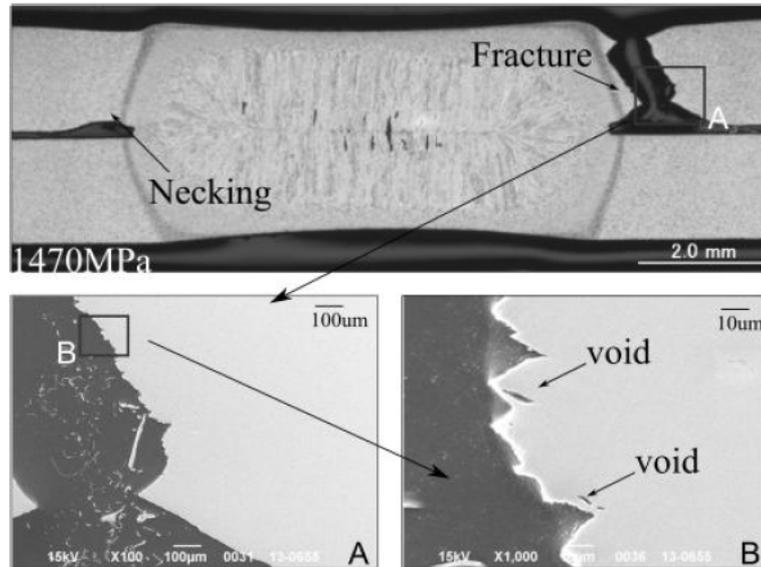


Fig. 6.21 Micro structure and fracture section in material 1470MPa

6.3.2. スポット溶接部の破断を考慮した FEM 解析手法

溶接部熱影響部の材料特性評価

前節の実験の結果から、溶接熱影響により材料強度および延性が変化することで、スポット継ぎ手の破断発生挙動が変化することが示された。したがって、溶接部の強度予測には熱影響部の材料特性を把握する必要があるが、熱影響部の領域は数 mm 以下であり、一般的な材料評価方法は困難である。この課題について、上田らは微小引張り試験方法により、ナゲット部および熱影響部の材料を切り出して引張り試験により材料強度を評価する方法を提案している。本研究では、熱影響部の破断に着目し、スポット溶接過程の熱履歴を再現することで熱影響部の材料をシミュレートして材料特性を評価する方法を検討した。

FEM 解析などによりスポット溶接部の熱履歴は明らかにされている。溶融部は急速加熱・冷却される熱履歴であり、一方、溶融部周囲の材料は加熱速度 $100^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 、冷却速度 $-500^{\circ}\text{C}/\text{s}$ 程度と推測されている。この熱履歴を再現するために Table 6.3 に示す条件で熱処理を行い、サンプルを作成した。

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

Table 6.3 Heat treatment condition to simulate the micro structure of HAZ

	Case-1	Case-2	Case-3	Case-4
Heat temperature	713K	803K	893K	983K
Cooling	water quench (-100K/s)			

Fig. 6.22に 590MPa 材および 1470MPa 材の熱処理材の応力ひずみ関係を示す. 590MPa 材は熱処理の条件によって強度の変化は少ないことがわかる. 一方 1470MPa 材は母材強度 1500MPa に対して, 440℃加熱材は 1150MPa, 530℃加熱材 960MPa, 620℃加熱材 920MPa, 720℃加熱材で 770MPa と強度が大きく変化していることがわかる. また, 強度の低下とともに破断伸びが増加していることが確認できる.

熱処理材のビッカース硬さ, 破断伸び, 引張り強度に及ぼす加熱温度の影響をFig. 6.23に整理した. 1470MPa 材において, ビッカース硬さは, 加熱温度の増加とともに低下し, 同様に引張り強度が変化している. 一方延性は, 母材の破断伸び 8.5%に対し, 710℃熱処理材で 18%まで増加した.

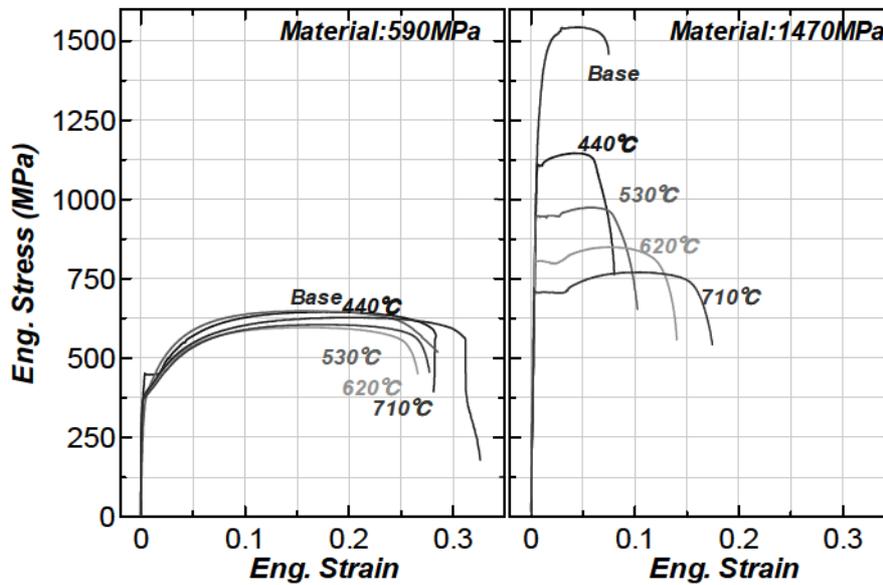


Fig. 6.22 Stress-strain curves after the heat treatment with various temperatures for 590MPa and 1470MPa steels.

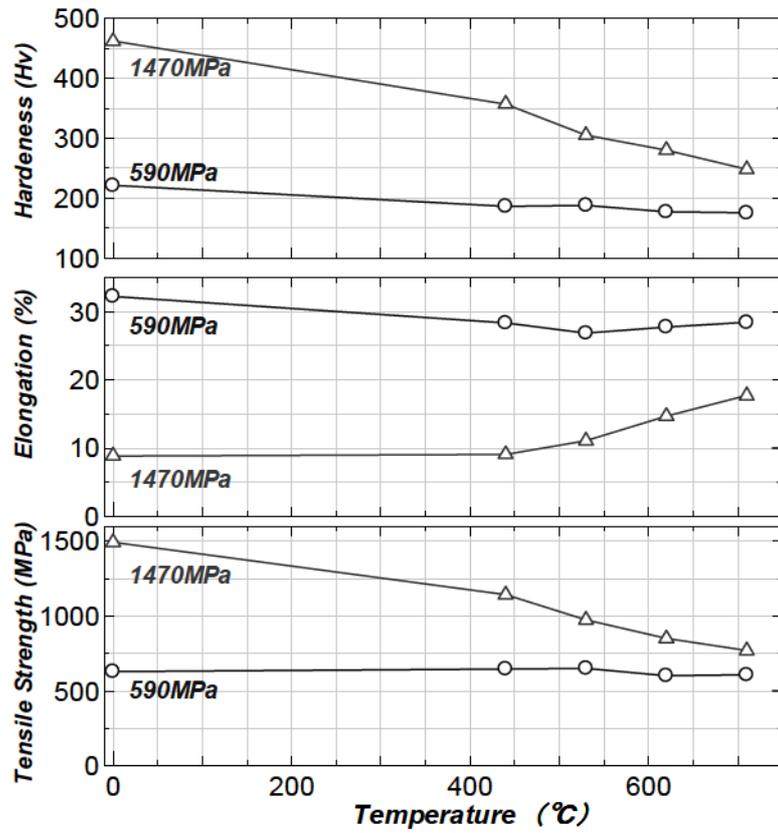


Fig. 6.23 Effect of the heat treatment temperature on hardness, elongation and tensile strength for 590MPa and 1470MPa steels

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

Fig. 6.18に示した 1470MPa 材の熱影響部の最低硬度は 300Hv であり, 530℃で熱処理した材料の硬度とほぼ一致する. スポット溶接部の熱影響部と 530℃熱処理材のマイクロ組織の比較をFig. 6.24に示す. 1470MPa 材のマイクロ組織は, 溶接部熱影響部 530℃熱処理材とも母材のマルテンサイト組織が焼き戻された組織を示している. 硬度および組織の比較結果から, 熱処理材ではほぼ溶接部熱影響部の材料を再現できていると考えられる.

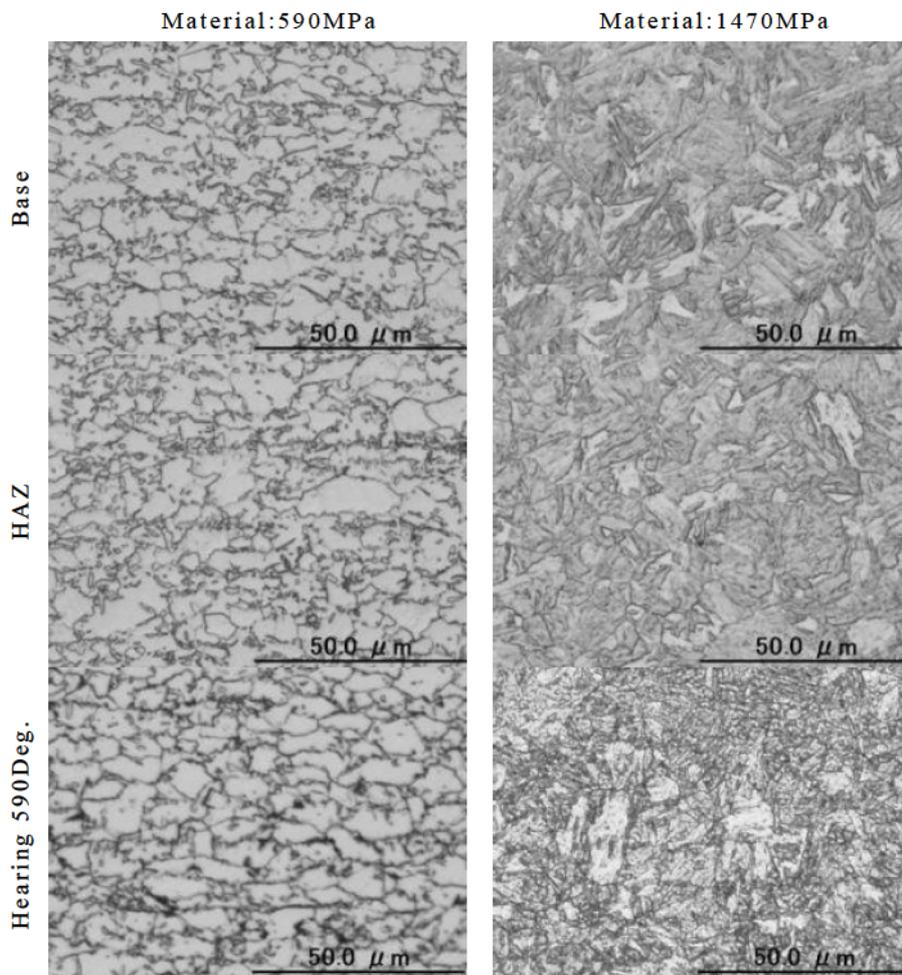


Fig. 6.24 Comparison of micro structure between heat treated material and HAS in spot weld for 590MPa and 1470MPa steels

熱影響部の破断限界評価

溶接部熱影響部の破断限界を評価するために、デジタル画像ひずみ計測システムを用いて引張り変形時のひずみ履歴と破断ひずみ状態を計測した。Fig. 6.25に 590MPa 材および 1470MPa 材の熱処理材それぞれの破断までのひずみ履歴を示す。590MPa 材は加熱温度の増加とともに破断限界ひずみが低下する挙動を示した。一方 1470MPa 材は加熱温度の増加とともに破断限界ひずみが増加する傾向となった。この傾向はFig. 6.22で示した GL50mm での延性変化の挙動と一定している。図中、破断直前の最大主ひずみ分布のコンター図を示している。590MPa 材はくびれ領域が発達して破断に達するのに対し、1470MPa 材はくびれ領域がほとんどなく、せん断方向に破断する挙動が確認できる。ひずみ比(ϵ_y/ϵ_x)はいずれの材料とも-0.5 の直線上でひずみが増加している。590MPa 材については破断直前にひずみ比が平面ひずみ寄りに移行する傾向となった。

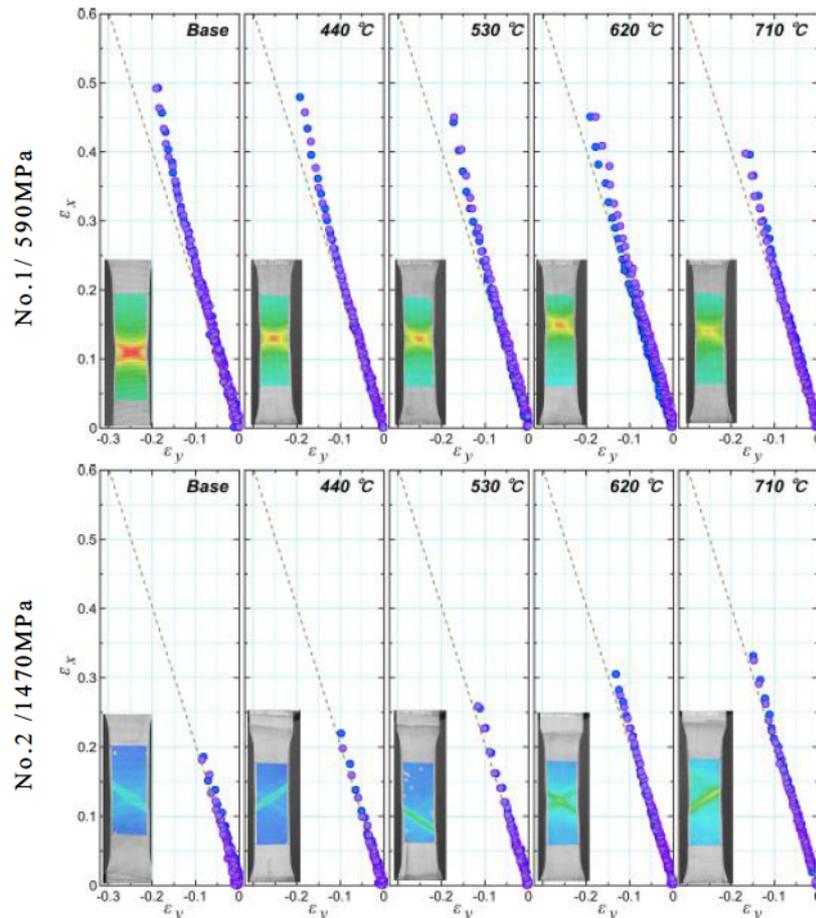


Fig. 6.25 Transition of strain state in fracture point of heat treated materials

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

局所ひずみによる延性破断限界値の同定

成形割れや破断強度の予測にはTable 6.4に示すような延性破壊条件式が提案されている[24,28]. いずれも破断ひずみまでの積分形でクライテリアを決定する方法である. 本研究では, 一例として, 式(6-1)に示す Cockcroft 延性破壊条件式を用いて破断予測することを検討した.

Table 6.4 Representative ductile fracture criterion

Freudenthal	$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \bar{\sigma} d\bar{\varepsilon} = C$	Cockcroft & Latham	$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \sigma_{\max} d\bar{\varepsilon} = C$
Brozzo et al.	$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \frac{2\sigma_{\max}}{3(\sigma_{\max} - \sigma_m)} d\bar{\varepsilon} = C$	大矢根	$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \left[\frac{\sigma_m}{\bar{\sigma}} + a \right] d\bar{\varepsilon} = C$

$\bar{\varepsilon}_f$ 破断相当ひずみ, σ_m 平均垂直応力, σ_{\max} 最大主応力, $\bar{\sigma}$ 相当応力

$$C = \int_0^{\varepsilon_f} \sigma_1 d\varepsilon^p \quad (6-1)$$

ここで, C, C_f は延性破壊損傷値と限界値である. 延性破壊限界値 C_f は, 弾塑性理論を用いて計測ひずみ $(\varepsilon_1, \varepsilon_2)$ から最大主応力 σ_1 と塑性ひずみ増分 $\Delta\varepsilon^p$ をそれぞれ式(6-2), 式(6-3)で計算することができる. さらに, 式(6-2), 式(6-3)を式(6-1)に代入すると, 式(6-4)に示す延性破壊限界値 C_f を同定することができる.

$$\sigma(\varepsilon_{ij} + \Delta\varepsilon_{ij}) = \sigma(\varepsilon_{ij}) + \Delta\sigma(\Delta\varepsilon_{ij}) \quad (6-2a)$$

$$\Delta\sigma = D \cdot (\Delta\varepsilon_{ij} - \Delta\varepsilon_{ij}^p) \quad (6-2b)$$

$$\Delta\varepsilon_{ij}^p = \Delta\varepsilon^p \frac{\partial \bar{\sigma}}{\partial \sigma_{ij}} \quad (6-3)$$

$$C_{1f} = \int_0^{\varepsilon_f} \sigma_1 d\varepsilon^p \quad (6-4)$$

ここで, $D, \varepsilon_{ij}, \varepsilon_f$ は, それぞれ材料の弾性マトリックス, 計測した主ひずみ $(\varepsilon_1, \varepsilon_2)$ と破断時のひずみを意味する.

本研究では, 溶接部熱影響部の破断限界を同定するために, 熱履歴をシミュレートした加熱冷却サンプルを用いて破断までのひずみ履歴を計測し, 式(6-1)から式(6-4)に示した解析方法により延性破壊条件クライテリアである C_f 値を同定した.

溶接部形状の FEM モデル

溶接部の破断挙動を解析するため、市販の FEM 解析ソルバー LSDYNA を用いて試験片形状および引張り試験方法をモデル化した。Fig. 6.26に FEM モデルを示す。ナゲット部の熱影響部をモデル化するために、ソリッド要素により熱影響による材料変化を考慮できるように熱影響部を HAZ1～HAZ8 の領域に分割した。全要素で 11513 節点、9576 要素となる。材料のひずみ速度依存性は考慮せず、慣性の影響がないことを確認して引張り速度 0.5m/s で強制変位を与えて溶接部を変形させた。

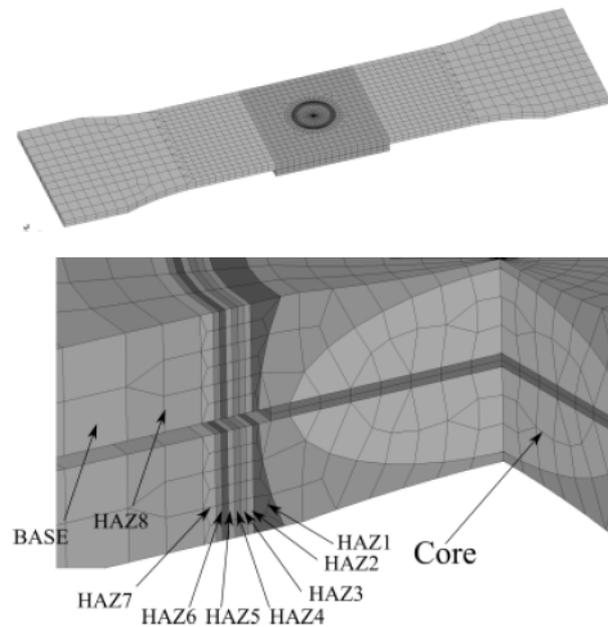


Fig. 6.26 FE model for spot weld with consideration of heat affected zone

溶接部材料モデルの同定

溶接部の材料モデルは、硬度測定結果とFig. 6.22, Fig. 6.23に示した熱影響部シミュレート材の応力ひずみ関係、硬度測定の結果を基にして推定した。硬度測定の結果から応力ひずみ関係を推測するために、硬度と流動応力の関係を多項式近似した。Fig. 6.27に硬度と流動応力の関係を補完した結果を示す。

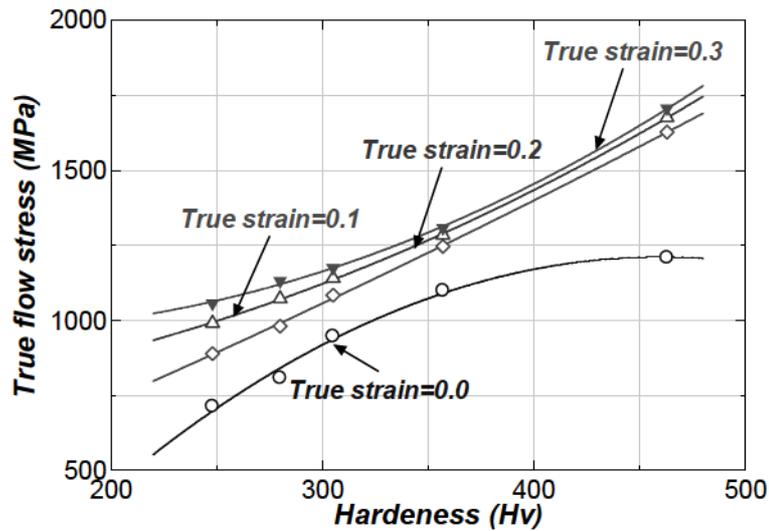


Fig. 6.27 Relationship between the flow stress at specific strain and hardness of heat treated steels (Base 1470MPa)

溶接部硬度測定結果から各硬度値における応力ひずみ関係を同定し、FEM モデルの要素毎に推定された応力ひずみ関係を割り当てて、解析モデルを作成した。

Fig. 6.28は要素分割された溶接モデルと実測した硬度分布を重ねて表示している。各要素領域の平均硬度を算出し、その平均硬度値から応力ひずみ関係を同定した。1470MPa 材の材料モデルをFig. 6.29に示す。材料モデルはLSDYNA のユーザー定義材料モデルである MAT282 を用いた。破断判定はCockcroft 延性破壊条件式を用い、同定した破断クライテリア C1 値を入力した。

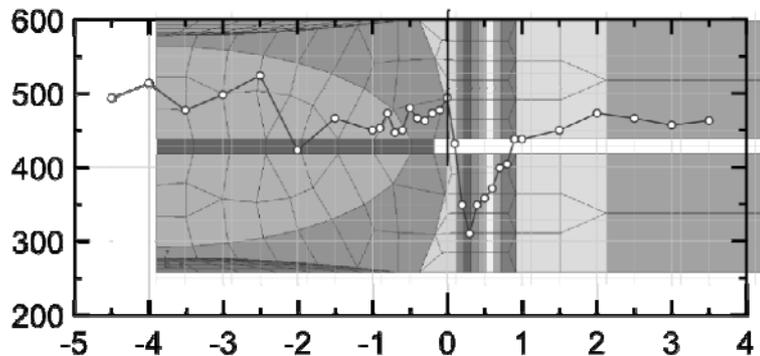


Fig. 6.28 FEM model of spot weld and measured hardness distribution

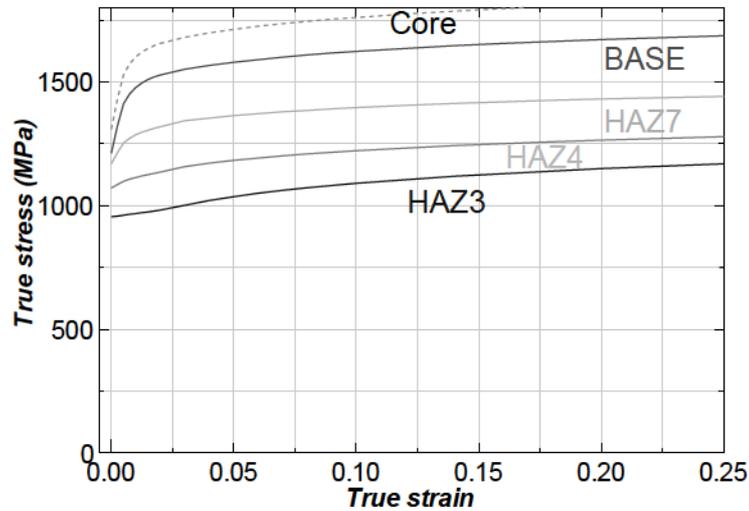


Fig. 6.29 Stress strain curves around spot weld estimated by the hardness

6.3.3. FEM 解析によるスポット溶接破断予測

590MPa 材および 1470MPa 材の溶接部モデルを構築し、解析を実施した。Cockcroft 延性破壊条件式により破断に達した要素は削除して破断現象をシミュレートした。Fig. 6.30に 1470MPa 材の解析結果を示す。図はナゲット周囲の熱影響部のダメージ値 (C_I/C_{Ic}) のコンター図を示している。ダメージ値が 1.0 に達すると破断と判定し要素が削除される。変形が進むと熱影響部 HAZ3 にネッキング変形が発生し、ダメージ値が増加する解析結果となった。板厚中心部のダメージ値が高くなっている。さらに変形が進むとダメージ値が 1.0 に達し破断が発生した。破断はナゲットの周囲に沿って発生している。この挙動は、Fig. 6.20で示した実験結果、熱影響部でネッキングが発生し破断に至る挙動と良く一致している。

ストローク荷重曲線の解析結果および破断直前のひずみ分布を実験と比較した結果をFig. 6.31, Fig. 6.32に示す。破断直前までのストローク荷重曲線は、590MPa 材および 1470MPa 材とも実験結果となった。590MPa 材は FEM 解析においても溶接部で破断せず、母材部にひずみが集中し破断する結果となった。破断ストロークは、実験結果 13.5mm に対し、解析結果は 15.1mm と破断タイミングが 1.6mm 長くなる結果となった。一方、1470MPa 材は前述したように、実験と同様の熱影響部で破断が再現された。破断ストロークは実験 1.0mm に対し解析結果 1.5mm と 0.5mm 長い結果となった。

解析結果の精度向上については今後さらに検討する必要があるが、本研究

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

で提案した材料特性および延性破壊クライテリアの同定方法の妥当性が確認できた。

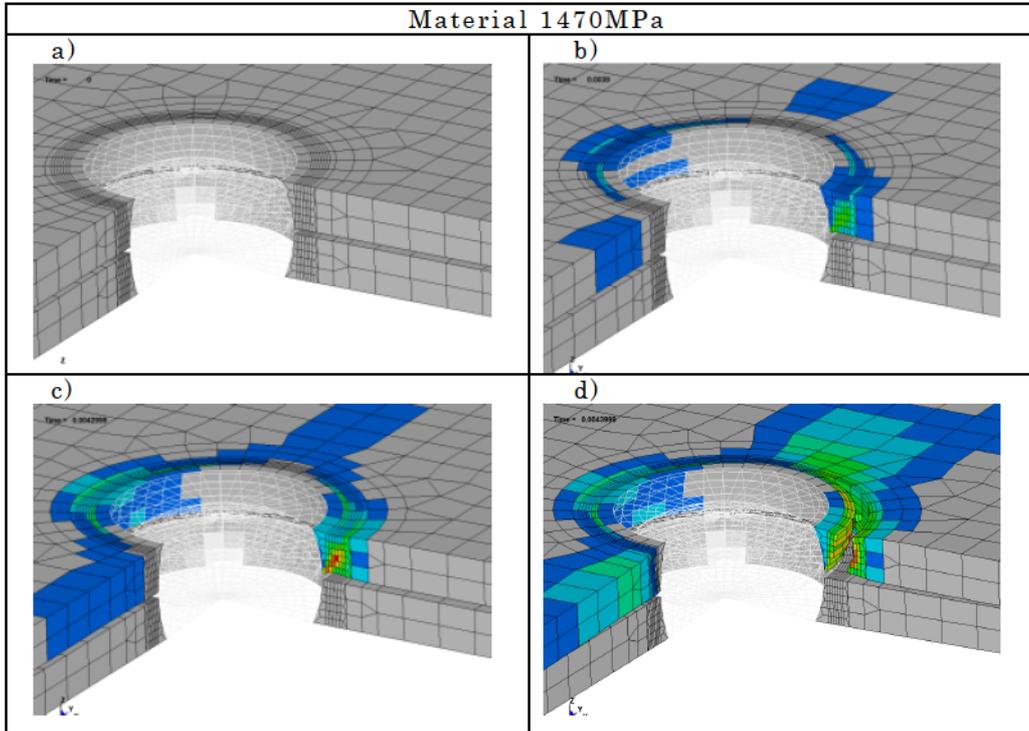


Fig. 6.30 FEM simulation with consideration of material fracture in spot weld of 1470MPa steels

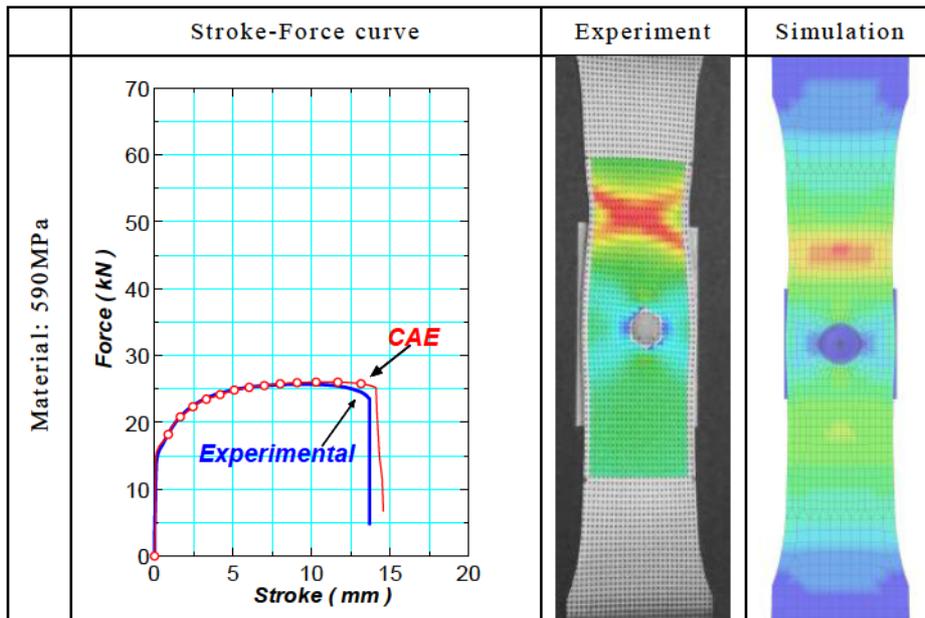


Fig. 6.31 Result of FEM simulation comparing the experimental results in 590MPa steel

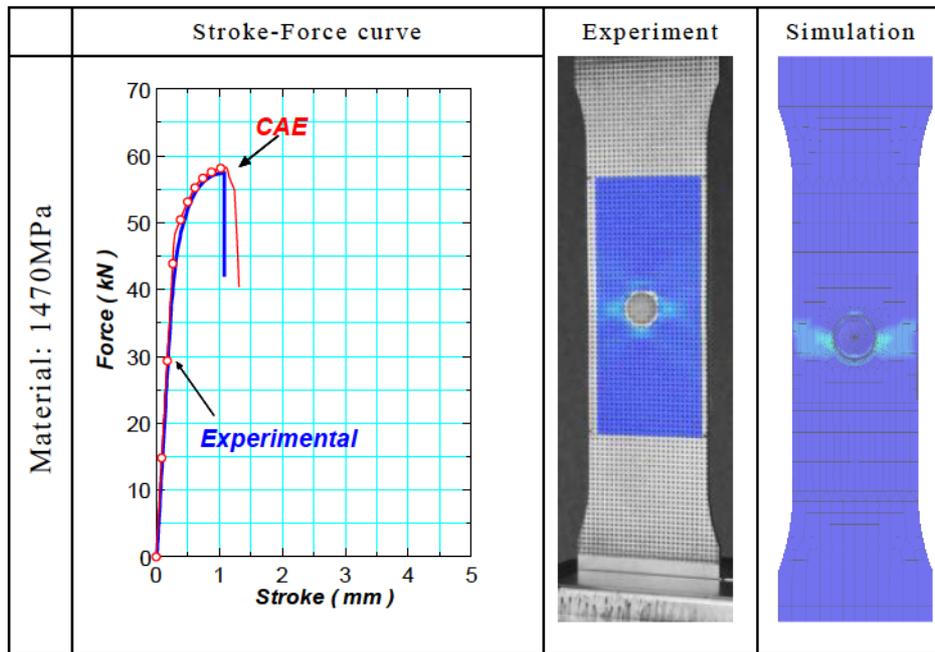


Fig. 6.32 Result of FEM simulation comparing the experimental results in 1470MPa steel

6.3.4. まとめ

本研究では、自動車車体軽量化のための高張力鋼板適用の課題のひとつである、スポット溶接破断現象について実験方法の提案と FEM 解析のための溶接熱影響部の材料特性および破断クライテリア同定方法について検討した。

本研究で得られた結果は以下となる。

実際の衝突変形で発生する溶接破断現象を再現する簡易的な方法として1点打点引張り試験方法を提案した。デジタル画像ひずみ計測技術と組み合わせることで溶接部および材料の破断現象を高精度に評価することが可能となった。

1470MPa クラスの溶接部破断は熱影響部の軟化領域を起点として発生することが明確になった。熱影響部の材料特性を再現する方法として溶接熱履歴を再現した加熱冷却方法を提案し、熱影響部の材料特性をある程度推定することが可能となった。

熱処理材のデジタル画像ひずみ計測結果から Cockcroft 延性破壊クライテリアを同定し、FEM 解析モデルを構築した。FEM 解析モデルは溶接熱影響部から発生する破断挙動を再現することが確認できた。

スポット溶接破断予測は、Fig. 6.14に示した様々なモードを考慮する必要がある。その他の破断モードの FEM 予測手法については今後の課題としたい。

6.4. 破断を考慮した自動車部品の FEM 最適設計事例

研究の最後として、実際の車体設計への応用例として、自動車の側面衝突変形を対象に、破断を考慮した FEM 解析を実施する。材料および構造を適正化することで材料もしくは溶接部の破断を回避し、軽量で衝突性能の高い車体構造の検討を行い、破断を考慮した自動車部品の FEM 最適設計の可能性を確認する。

6.4.1. 母材・溶接部の破断を考慮した構造解析モデル

破断を考慮した FEM 解析の応用例として、自動車部品の構造、材料最適化を検討した。対象は、Fig. 6.33示す、自動車の側面衝突試験における構造最適化である。車体を模擬した台車が側面から速度 60km で衝突する試験であり、できるだけ車体の変形を押さえて乗員の生存空間を維持することが課題となる。

解析モデルは、The National Crash Analysis Center (NCAC) から公開されている車体のフル FEM モデルを用いた。本モデルは、アメリカのジョージワシントン大学の NCAC から公開されている。このモデルから Fig. 6.33に示すようなセンターピラー構造のみを抽出して、破断を考慮した FEM モデルを作成した。このセンターピラー部品の構造および材料配置を Fig. 6.34に示す。

本研究では、側面衝突の変形状態を簡易的に模擬するために、Fig. 6.35に示す拘束条件で曲げ変形を与えた。センターピラー上部は完全固定とし、下部は回転のみ自由としている。衝突する自動車を模擬したパンチを強制変位で衝突させて、そのときの変形モードおよび変形反力を解析した。

破断を考慮するために、前章で構築したスポット溶接部および母材の材料モデルを適用した。Fig. 6.36に示すように溶接部は、ナゲット部とHAZ部のみを再現している。それぞれの材料モデルは、前章の詳細スポット溶接モデルの材料データおよび破断クライテリオンを適用している。



This model has been developed by The National Crash Analysis Center (NCAC) of The George Washington University under a contract with the FHWA and NHTSA of the US DOT

Fig. 6.33 FE Model for side impact test

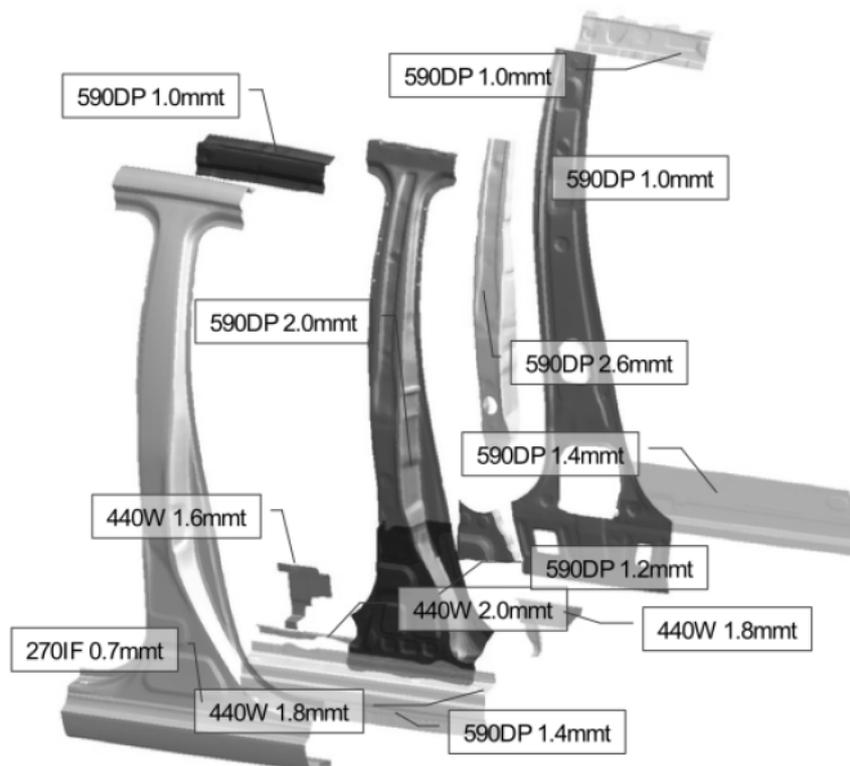


Fig. 6.34 Structure and material in the center pillar structure

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

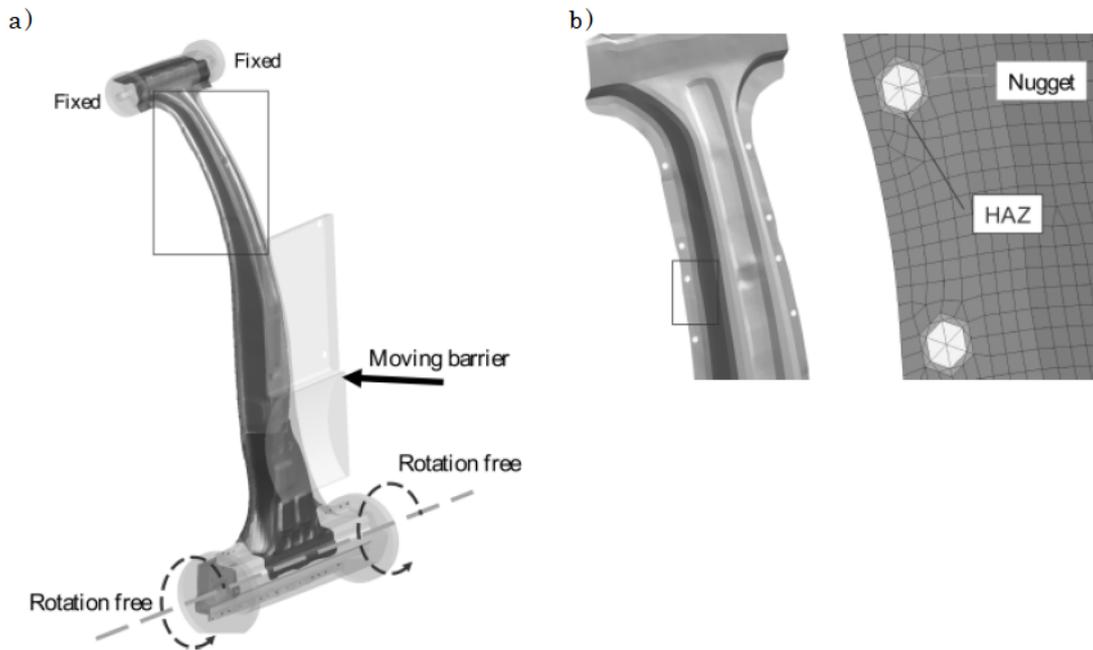


Fig. 6.35 FE model to simulate the side impact crash. a) Boundary condition of crash simulation, b) FE model of spot weld with Nugget and HAZ area

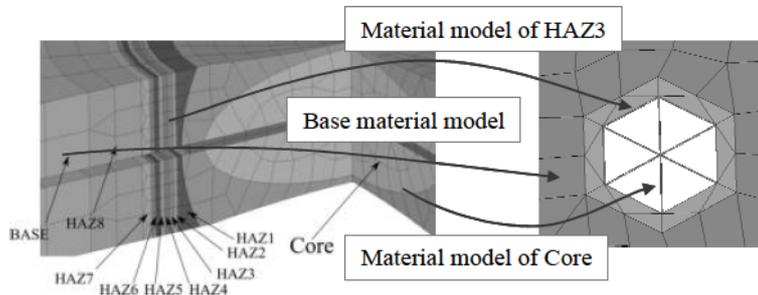


Fig. 6.36 Alignment of material model from detailed solid element to simple shell element

6.4.2. 自動車部品の構造最適化事例

センターピラー部品に高強度鋼板を適用して軽量化を検討した。Fig. 6.37に示す二つの構造について検討した。Case-1は、センターピラーR/Fに1470MPa、1.6mmを適用した場合を想定している。Case-2は、スポット溶接部からの破断対策として、破断危険部を590MPa 2.0mmとして、1470MPaとレーザー溶接で接合した構造を想定した。なお、今回の検討では、レーザー溶接部での破断はないと仮定して、HAZ軟化については考慮していない。

ベース構造(590MPa 2.0mm、一体構造、質量 3.05kg)に対し、1470MPa

一体構造は質量 2.47kg となり、約 20%軽量化、590+1470 TWB 構造は、質量 2.61kg、14%の軽量化が期待できる。

Fig. 6.38に示すように、1470MPa 一体構造では、センターピラー上部から破断の発生が予想された。それぞれのケースの変形ストローク荷重曲線をFig. 6.39示す。1470MPa 一体構造では、破断の発生により、荷重が低下して衝突性能が大きく低下することが予想される。一方、590+1470 TWB 構造では、破断の発生もなく、ベース構造より高い変形荷重を示している。

以上のケーススタディによって、破断を考慮した衝突 FEM により、より信頼性の高い構造検討が可能であることを確認できた。

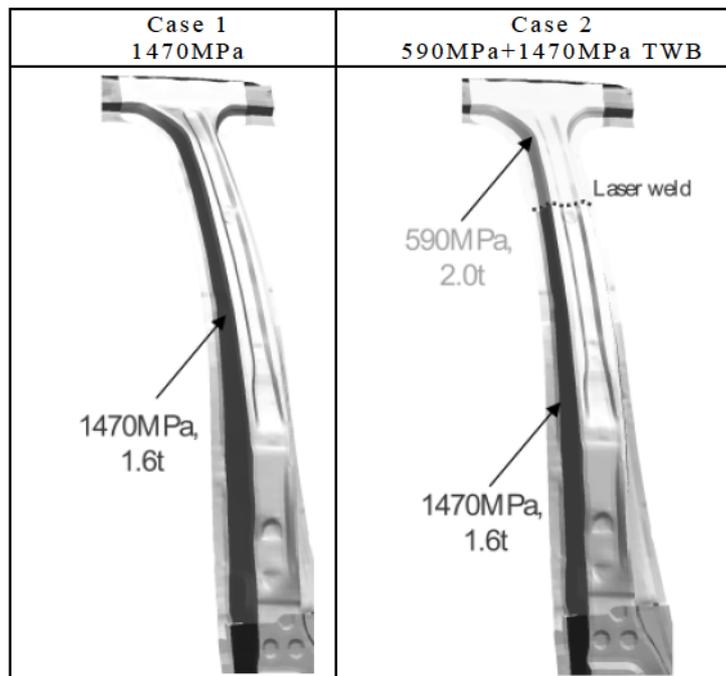


Fig. 6.37 Case study of B pillar structure. Case 1: application of 1470MPa steel in outer-reinforcement, Case2 : application of TWB structure with 590MPa and 1470MPa steels.

6. 車体構造衝突性能予測技術への応用

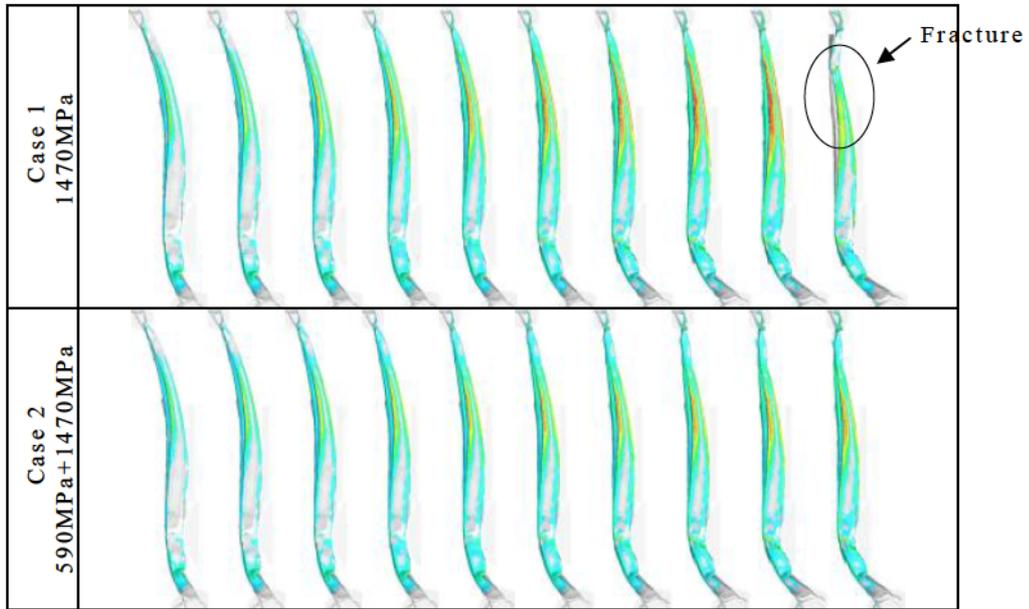


Fig. 6.38 Result of FEM simulation with consideration of fracture.

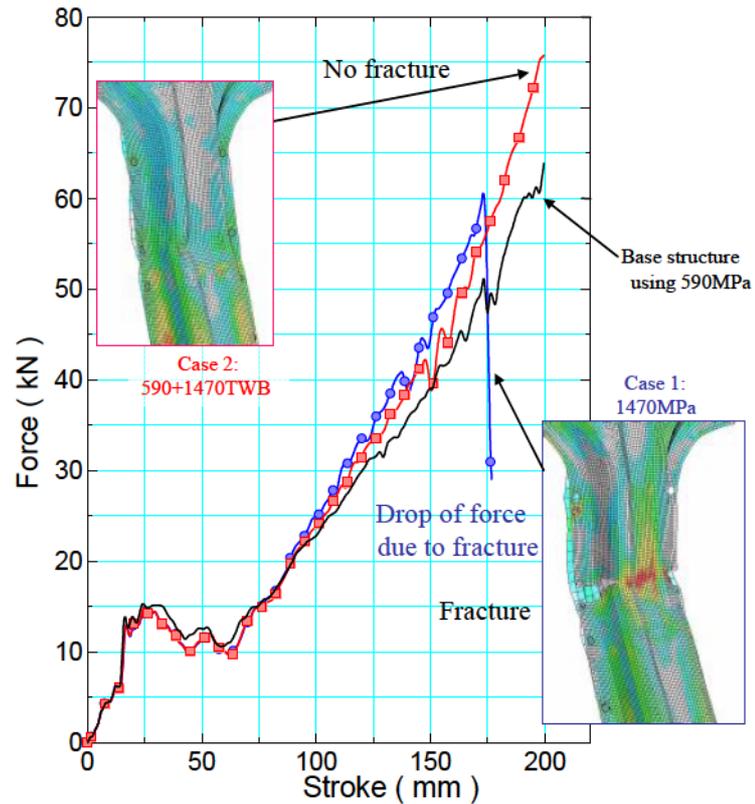


Fig. 6.39 Performance estimation of B-pillar structure with consideration of fracture

6.4.3. まとめ

実車体構造を対象に、FEM 車体設計の一例を示した。破断を考慮することにより、信頼性の高い車体設計が可能となることを確認した。高強度鋼板の母材および溶接部の破断対策については、材料強度の適性化や構造の最適化が必要となる。FEM を活用することで破断を回避するための構造適正化の一例を示すことができた。

6.5. 結言

本章では、提案した高速引張り試験，高速変形試験の応用例として，ハット型モデル部品的高速変形解析を行い，実験結果との比較により解析手法および材料モデルの妥当性を確認した．実験結果と比較した結果，部材変形時の荷重ストローク関係および変形モードにおいて実験結果とほぼ一致しており，材料モデルの妥当性を確認できた．

さらに，デジタル画像ひずみ計測技術を応用例として，自動車車体軽量化のための高張力鋼板適用の課題のひとつである，スポット溶接破断現象について実験方法の提案とFEM解析のための溶接熱影響部の材料特性および破断クライテリア同定方法について検討した例を示した．

実際の衝突変形で発生する溶接破断現象を再現する簡易的な方法として1点打点引張り試験方法を提案し，デジタル画像ひずみ計測技術と組み合わせることで溶接部および材料の破断現象を高精度に評価することが可能であることを示した．

さらに，熱影響部の材料特性を再現する方法として溶接熱履歴を再現した加熱冷却方法を提案し，熱処理材のデジタル画像ひずみ計測結果からCockcroft 延性破壊クライテリアを同定し，FEM解析モデルを構築した．FEM解析モデルは溶接熱影響部から発生する破断挙動を再現することが確認でき，本手法の妥当性を示した．

車体設計への応用として，センターピラー部品を対象に破断を考慮した衝突変形FEMを実施した．高強度鋼板の破断対策として，テーラードブランクを用いた材料配置適正化を行い，破断を抑制して衝突性能を向上させる検討の実例を示した．

7. 結論

7. 結論

7.1. 結論

本論文では、高強度鋼板適用した車体構造設計の信頼性向上を目的として、各種の材料評価技術、モデリング化技術を提案し、その評価技術を用いて幅広い自動車用鋼板の高速変形挙動を明らかにした。本研究の成果と工業的価値は以下のように総括できる。

【第3章】

材料の塑性変形挙動および破断現象の評価技術の高度化を目的に、画像認識技術を応用したひずみ計測システム方法を提案した。本計測システムを引張り試験装置に導入し、引張り変形中のひずみ計測結果を示し、その有効性を明らかにした。

- ・ 変形時のひずみ分布変化の動的計測、破断現象を可覚化することが可能となった。各種高強度鋼板の塑性変形・破断現象を定量的に評価することが可能となった。
- ・ 伸び計を用いた従来の試験方法では計測が困難な高ひずみ域の材料挙動をモデル化が可能であることを示した。局所的なひずみを計測することにより、高ひずみ領域の加工硬化挙動を計測し、モデル化することが可能であることを示した。

【第4章】

第3章で開発したデジタルひずみ計測を応用した高速引張り試験方法を提案した。デジタル画像ひずみ計測により、従来のホプキンソンバー法引張り試験方法に比べ、精度の高い応力ひずみ関係が得られることを示した。

- ・ 本手法により、従来法に比べひずみ計測精度が向上し、弾性域および破断ひずみの測定精度が向上することを確認した。デジタルカメラおよび高速度カメラを用いたデジタル画像ひずみ計測手法により、静的から高ひずみ速度域($\sim 10^3/s$)の材料破断現象を定量的に評価できることを示した。
- ・ 現状、自動車用鋼板の強度レベルを網羅する 270MPa \sim 1470MPa 級の各種鋼板を対象として、各鋼板のひずみ速度依存性を明らかにした。材料の高強度化とともに、ひずみ速度依存性は小さくなり、1470MPa 級の鋼板では速度の影響はほとんどなくなることが明らかになった。
- ・ 計測した静的、動的応力ひずみ関係から、270MPa \sim 1470MPa 級の各種鋼板のひずみ速度依存材料モデルを構築した。この基礎データによ

り、各種自動車衝突解析の高精度化へ寄与することが期待できる。

【第5章】

自動車部品の高速度変形評価の高精度化を目的として、等速度型大型高速度変形試験機を提案した。特徴は、部材変形挙動に及ぼす速度の影響を高精度に検討できる点にある。本装置の活用により、精度の高い実験データを得ることで、FEM解析精度を検証し、解析精度向上に寄与することが期待できる。本研究では、その一例として、各種高強度鋼板を適用したハット部材の三点曲げ試験および軸圧壊試験を行い、以下のことを明らかにした。

ハット部材の三点曲げ試験結果

- ・ 速度が増加することで部材曲げモーメントが増加する傾向が認められた。素材のひずみ速度依存性の影響によるもの考えられる。
- ・ 加工ひずみが増加すると若干部材曲げモーメントが低下する傾向が認められた。加工ひずみが大きくなると板厚減少による性能低下の影響が強くなるためと推測される。
- ・ 実験式から部材曲げ性能に及ぼす高強度鋼板の軽量化効果を明らかにした。

ハット部材の軸圧壊試験結果

- ・ 速度が増加することで軸圧壊変形時の平均崩壊荷重が増加する傾向が認められた。材料の強度レベルが高くなると、速度の影響は小さくなる傾向を示した。これは、材料ひずみ速度依存性の影響によるもの考えられる。
- ・ 軸圧壊変形モードにおける実験結果から、材料の高強度化による軽量化効果を試算した。高強度化による軽量化効果は基準の板厚が大きいほどを示した。

【第6章】

本章では、第4章で提案した高速引張り試験方法により同定した材料モデルの妥当性を検証するために、ハット型モデルの高速度変形挙動をFEMにより解析し、第5章で提案した高速度変形装置による実験結果との比較により、材料モデルの妥当性を確認した。

デジタル画像ひずみ計測技術を応用例として、自動車車体軽量化のための高張力鋼板適用の課題のひとつである、スポット溶接破断現象について実験方法の提案とFEM解析のための溶接熱影響部の材料特性および破断クライテリア同定方法について検討した例を示した。溶接熱影響部を模擬した材料のデジタル画像ひずみ計測結果からCockcroft延性破壊クライテリアを同定し、FEM解析モデルを構築した。FEM解析モデルは溶接熱影響部から発生する破断挙

7. 結論

動を再現することが確認でき、本手法の妥当性を示した。

さらに、車体設計への応用として、センターピラー部品を対象に破断を考慮した衝突変形 FEM を実施した。高強度鋼板の破断対策として、テーラードブラックを用いた材料配置適正化を行い、破断を抑制して衝突性能を向上させる検討の実例を示した。

なお、今回検討したスポット破断予測手法は、面内の引張り応力により熱影響部にひずみが集中するモードのみを対象にしており、溶接部ナゲット部が破断するモードについては対象外とした。より一般的な溶接破断の予測については今後の課題としたい。

7.2. 残された課題と今後の進め方

本研究では、車体設計FEM解析精度の向上への高い要求に対し、自動車の衝突速度を想定し静的からひずみ速度 10^3 /s の高速度域における、材料変形特性および破断挙動を評価できる各種の実験評価手法を提案し、それらの評価技術を用いて高強度鋼板の変形および破断の速度依存性を考慮した高精度な材料モデルを構築することを目的とした。自動車用の鋼板への高強度化はさらに進み、新しい特性を有する鋼板が実用化されると予想される。これらの新規鋼板の実用化を促進するために、FEMによる車体性能予測技術のニーズは更に高まると考えられる。鋼板の強度特性については、ひずみ速度の影響以外にも、加工による予ひずみの影響や使用される環境の温度の影響など考慮すべき要因が多い。一方で、FEM解析技術も今後ますます進化し、新しい材料構成式の提案や破断予測モデルが提案されると考えられる。各種の材料構成式に対応した高精度な材料試験方法の開発の重要性は今後ますます拡大すると考えられる。今後、これらのニーズを考慮して、試験精度の向上および新しい材料評価技術の開発を進めていく予定である。

参 考 文 献

- [1] 河合洋. 衝突安全性向上に向けての自動車材料技術. まてりあ 日本金属学会会報 2000;39:10-6.
- [2] 国土交通省. 自動車アセスメント: 安全な車選びのために. 国土交通省自動車交通局技術安全部審査課; 2004.
- [3] Christopher P. S, Joseph M. N, David S. Z. CHARACTERISTICS OF SMALL OVERLAP CRASHES, 2009.
- [4] エコドライブ普及推進協議会エコドライブ普及推進協議会. エコドライブと環境問題 2009. http://www.ecodrive.jp/eco_kankyo.html.
- [5] 宮西正行. 自動車の軽量化技術の動向と展望. 輸送機器の軽量化のための加工技術と新材料, 2012.
- [6] 臼木秀樹. 自動車が求める軽量金属の材料特性. まてりあ 日本金属学会会報 2004;43:388-91.
- [7] 瀬戸一洋. 成形性向上を目指した高強度鋼板の最新動向. 塑性と加工 2013;54:9-13.
- [8] 国重和俊. 自動車用高張力鋼板の最近の進歩と展望. 材料 2001;50:47-54. doi:10.2472/jsms.50.47.
- [9] 高橋学. 自動車車体軽量化と衝撃吸収特性を考慮した高強度薄鋼板. まてりあ 日本金属学会会報 2004;43:819-22.
- [10] 吉武明英. ULSAB-AVCに適用した高張力鋼板と加工プロセス(<特集>ULSAB-AVC). 溶接学会誌 2002;71:559-63.
- [11] 栗山幸久, 山崎一正, 橋本浩二, 大橋浩. ULSAB-AVCの開発の経緯と成果(<特集>ULSAB-AVC). 溶接学会誌 2002;71:554-8.
- [12] 岩谷二郎. ULSAB-AVCの車体構造の特長と衝突性能(<特集>ULSAB-AVC). 溶接学会誌 2002;71:564-9.
- [13] 栗山幸久, 橋本浩二, 稲積透, 渡辺憲一, 福井清之. 次世代鋼製環境対応車 Future Steel Vehicle (第1報)― 設計コンセプトと結果概要 ―. 自動車技術会論文集 2013;44:511-6.
- [14] 稲積透, 栗山幸久, 渡辺憲一, 福井清之. 次世代鋼製環境対応車Future Steel Vehicle (第2報)― 最適化手法を活用した構造設計 ―. 自動車技術会論文集 2013;44:517-22.
- [15] 渡辺憲一, 栗山幸久, 稲積透, 福井清之. 次世代鋼製環境対応車 Future Steel Vehicle (第3報)― 新材料と新工法による部品設計

- 一. 自動車技術会論文集 2013;44:523-8.
- [16] 福井清之, 栗山幸久, 稲積透, 渡辺憲一. 次世代鋼製環境対応車 Future Steel Vehicle(第4報)ー FSVを実現するための接合・組立技術 ー. 自動車技術会論文集 2013;44:523-8.
- [17] 于強, 安藤友亮, 矢島秀起, 白鳥正樹, 本山恵一. 自動車衝突安全設計における補強部材の最適化. 計算工学講演会論文集 1999;4:547-50.
- [18] 山口豪, 萩原一郎, 中村克己. 自動車の衝突解析の現状と展望 (<小特集>非弾性設計). 日本機械学会誌 1987;90:1215-9.
- [19] 榎野浩司. 乗用車ボデー設計と衝突安全. まてりあ 日本金属学会会報 1999;38:700-3.
- [20] 丹羽俊之, 飯塚直子, 仲村岳, 弓削康平. 薄肉鋼構造衝突部材への非線形トポロジー最適設計の適用. 自動車技術会論文集 2013;44:1249-54.
- [21] 田路勇樹, 長谷川浩平, 重本晴美, 川邊英尚. 1180MPa級鋼板の冷間プレスによる一体型ドアインパクトビームの開発. Rev Automot Eng 2009;30:159-65.
- [22] 市川正信, 菅野公雄, 山崎信昭, 尾林彰, 須藤俊太郎, 小嶋啓達, et al. 亜鉛めっき鋼板を適用した熱間プレスの技術開発: センターボデーピラーリンフォースメントの軽量・高強度化. 自動車技術会論文集 Trans Soc Automot Engineers Jpn 2005;36:153-6.
- [23] 小嶋啓達, 西畑敏伸, 植松一夫, 内原正人, 今井和仁, 秋岡幸司, et al. 熱間プレス部品の性能に及ぼす製造プロセス因子の影響. 自動車技術会論文集 2007;38:321-6.
- [24] Thomas M. F, Pradeep M, Dhafer M, Cing K. A Study of the Gurson Damage Model and Numerical Simulation of Ductile Failure in LS-DYNA. -DYNA Anwenderforum 2008.
- [25] Pickett AK, Pyttel T, Payen F, Lauro F, Petrinic N, Werner H, et al. Failure prediction for advanced crashworthiness of transportation vehicles. Int J Impact Eng 2004;30:853-72.
- [26] H. W, S. S, M. S. Material Failure Approaches for Ultra High strength Steel. -DYNA Anwenderforum 2006.
- [27] M. C, G. D, L. G. Prediction of failure on high strength steel in seat mechanisms simulation. 8 Th Eur -DYNA Users Conf 2011.
- [28] André H, Markus F, Frieder N, Paul D. Recent Enhancements to

- the GISSMO Failure Model in LS-DYNA. Eur -DYNA Conf 2011.
- [29] Kim JH, Sung JH, Piao K, Wagoner RH. The shear fracture of dual-phase steel. Int J Plast 2011;27:1658-76.
doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.ijplas.2011.02.009.
- [30] 内海幸博, 佐藤健太郎, 野村成彦, 菅沼浩, 高田賢治, 新居直樹, et al. スポット溶接部の破断に関する解析技術の調査・研究(第1報)—各種継手形状の破断強度に及ぼす引張り速度の影響—. 自動車技術会学術講演会前刷集 20050518.
- [31] 寺口毅, 前野朋之, 六車傑, 金森亮, 小柳公人, 林賢司, et al. スポット溶接部の破断に関する解析技術の調査・研究(第2報)—スポット破断現象のミクロ的考察—. 自動車技術会学術講演会前刷集 20050518.
- [32] 六車傑, 前野朋之, 寺口毅, 金森亮, 小柳公人, 高田賢治, et al. スポット溶接部の破断に関する解析技術の調査・研究(第3報)—溶接部の応力場と破断の関係—. 自動車技術会学術講演会前刷集 20050928.
- [33] 小林卓哉, 新居直樹, 藤村孝暢, 菅沼浩, 林賢司, 井上輝明, et al. スポット溶接部の破断に関する解析技術の調査・研究(第4報)—解析モデリングに関する考察—. 自動車技術会学術講演会前刷集 20050928.
- [34] 山本道明, 井上輝明, 内海幸博, 金森亮, 小林卓哉, 小柳公人, et al. スポット溶接部の破断に関する解析技術の調査・研究(第5報)—破断を考慮したスポット溶接モデルの提案—. 自動車技術会学術講演会前刷集 20060524.
- [35] 中山英介, 岡村一男, 宮原光雄, 吉田経尊, 福井清之, 富士本博紀. スポット溶接部の力学特性の測定と継手引張強度の予測. 自動車技術会論文集 2005;36:1-4.
- [36] 上田秀樹, 岡村一男, 富士本博紀, 中山英介, 岡田徹. スポット溶接部破断を考慮した自動車部材の衝突性能評価. 自動車技術会論文集 2010;41:817-22.
- [37] 熊谷孝士, 城岡正和, 大鉢次郎, 小河俊朗. 自動車衝突解析用スポット溶接の破断モデルの開発. 自動車技術会論文集 2007;38:283-8.
- [38] 熊谷孝士, 林誠司, 大野高浩. 動的荷重下におけるスポット溶接破断モデルの開発. 自動車技術会論文集 2007;38:9-14.

- [39] Akbar F, Jody S, Marc L, Paul D, Hamed S. The ACP ProcessTM Applied to the FutureSteelVehicle Project: The Future of Product Design and Development. 12th Int -DYNA Conf 2012.
- [40] C.-S. B, S. F, B. G. 20 Years of Crash Simulation at Opel - Experiences for Future Challenge. -DYNA AnwenderforumBamberg 2005.
- [41] Peirs J, Verleysen P, Van Paepegem W, Degrieck J. Determining the stress-strain behaviour at large strains from high strain rate tensile and shear experiments. Int J Impact Eng 2011;38:406-15.
- [42] Wang W, Li M, He C, Wei X, Wang D, Du H. Experimental study on high strain rate behavior of high strength 600-1000 MPa dual phase steels and 1200 MPa fully martensitic steels. Mater Des 2013;47:510-21. doi:10.1016/j.matdes.2012.12.068.
- [43] Durrenberger L, Molinari A, Rusinek A. Internal variable modeling of the high strain-rate behavior of metals with applications to multiphase steels. Mater Sci Eng A 2008;478:297-304.
- [44] Kim J-H, Kim D, Han HN, Barlat F, Lee M-G. Strain rate dependent tensile behavior of advanced high strength steels: Experiment and constitutive modeling. Mater Sci Eng A 2013;559:222-31. doi:http://dx.doi.org/10.1016/j.msea.2012.08.087.
- [45] 上西朗弘, 吉田博司. 高強度鋼板の高速変形特性に及ぼす軟質相硬度の影響. 塑性と加工 J Jpn Soc Technol Plast 2005;46:646-50.
- [46] 武智弘, 高橋学, 伊藤耿一, 遠藤孝雄, 友田陽. 自動車用鉄鋼材料の金属組織と高速変形挙動. 鐵と鋼 日本鐵鋼協會々誌 2002;88:703-14.
- [47] 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. 鐵と鋼 日本鐵鋼協會々誌 2001;87:657-64.
- [48] 小嶋啓達, 三村耕司, 榎田努. 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 J JSEM 2010;10:203-9.
- [49] 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. 鐵と鋼 日本鐵鋼協會々誌

- 1997;83:748-53.
- [50] 中村正久. 金属材料の高速変形挙動 (高エネルギー速度加工特集号). 塑性と加工 1984;25:p665-72.
- [51] 作井誠太. 鉄鋼の高速変形について. 鐵と鋼 日本鐵鋼協會々誌 1971;57:2300-14.
- [52] 牛島邦晴, 陳玳行. テーパーを有する薄肉円筒のエネルギー吸収特性の評価. 自動車技術会論文集 2008;39:77-82.
- [53] 陳玳行, 牛島邦晴. 円筒の軸圧潰における初期ピーク応力の座屈理論に基づく評価. 自動車技術会論文集 2006;37:19-24.
- [54] 森健司, 春山繁之, 牛島邦晴, 陳玳行. 肉厚と半径を変化させた円筒の衝突エネルギー吸収特性. 自動車技術会論文集 2005;36:91-6.
- [55] 中澤嘉明, 田村憲司, 吉田経尊, 高木勝利, 加納光寿. 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 2006;37:43-8.
- [56] 中澤嘉明, 田村憲司. 塑性座屈挙動に及ぼす断面内への凹部導入位置の影響. 自動車技術会論文集 2013;44:87-92.
- [57] 知的基盤・材料データベース委員会. 機械構造用材料の超高速材料試験・評価方法に関する調査研究報告書 (日本機械工業連合会委託). 1998.
- [58] 日本鐵鋼協会. 自動車用材料の高速変形に関する研究会成果報告書. 2001.
- [59] 高木周作. 衝撃工学の最前線 1. 高速引張試験機のラウンドロビンテスト結果と材料研究への展開:1. 高速引張試験機のラウンドロビンテスト結果と材料研究への展開. 材料 2011;60:265-72.
doi:10.2472/jsms.60.265.
- [60] 小川欽也. スプリット・ホプキンソン棒法の最近の進歩. 実験力学 J JSEM 2002;2:7-14.
- [61] Gerlach R, Kettenbeil C, Petrinic N. A new split Hopkinson tensile bar design. Int J Impact Eng 2012;50:63-7.
doi:10.1016/j.ijimpeng.2012.08.004.
- [62] 横山隆. ホプキンソン棒法による球状黒鉛鋳鉄の衝撃引張り・圧縮試験(<特集>衝撃). 材料 1996;45:785-91. doi:10.2472/jsms.45.785.
- [63] Cadoni E, Dotta M, Forni D, Tesio N, Albertini C. Mechanical behaviour of quenched and self-tempered reinforcing steel in tension under high strain rate. Mater Des 2013;49:657-66.

- [64] Kolsky H. An investigation of the mechanical properties of materials at very high rates of loading. *Proc Phys Soc Sect B* 1949;62:676.
- [65] Solomos G, Albertini C, Labibes K, Pizzinato V, Viaccoz B. Strain rate effects in nuclear steels at room and higher temperatures. *Nucl Eng Des* 2004;229:139-49.
- [66] 吉江伸二, ALBERTINI C, 面谷幸男. 9%ニッケル鋼の衝撃引張特性. *材料* 1997;46:1286-92. doi:10.2472/jsms.46.1286.
- [67] Albertini C, Montagnani M. Dynamic material properties of several steels for fast breeder reactor safety analysis. Commission of the European Communities, Ispra (Italy). Joint Research Centre; 1977.
- [68] Johnson GR, Cook WH. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. *Proc. 7th Int. Symp. Ballist.*, vol. 21, The Netherlands; 1983, p. 541-7.
- [69] Joun M, Eom JG, Lee MC. A new method for acquiring true stress-strain curves over a large range of strains using a tensile test and finite element method. *Mech Mater* 2008;40:586-93.
- [70] Mirone G. The dynamic effect of necking in Hopkinson bar tension tests. *Mech Mater* 2013;58:84-96.
- [71] Coppieters S, Cooreman S, Sol H, Van Houtte P, Debruyne D. Identification of the post-necking hardening behaviour of sheet metal by comparison of the internal and external work in the necking zone. *J Mater Process Technol* 2011;211:545-52.
- [72] Verleysen P, Degrieck J. Experimental investigation of the deformation of Hopkinson bar specimens. *Int J Impact Eng* 2004;30:239-53.
- [73] Tarigopula V, Hopperstad OS, Langseth M, Clausen AH, Hild F, Lademo O-G, et al. A Study of Large Plastic Deformations in Dual Phase Steel Using Digital Image Correlation and FE Analysis. *Exp Mech* 2008;48:181-96. doi:10.1007/s11340-007-9066-4.
- [74] Tarigopula V, Hopperstad O, Langseth M, Clausen A, Hild F. A study of localisation in dual-phase high-strength steels under dynamic loading using digital image correlation and FE analysis. *Int J Solids Struct* 2008;45:601-19.

- [75] Besnard G, Guérard S, Roux S, Hild F. A space-time approach in digital image correlation: Movie-DIC. *Opt Lasers Eng* 2011;49:71-81.
- [76] Li Y, Ramesh K. An optical technique for measurement of material properties in the tension Kolsky bar. *Int J Impact Eng* 2007;34:784-98.
- [77] Chen Y, Clausen A, Hopperstad O, Langseth M. Application of a split-Hopkinson tension bar in a mutual assessment of experimental tests and numerical predictions. *Int J Impact Eng* 2011;38:824-36.
- [78] Noble J, Goldthorpe B, Church P, Harding J. The use of the Hopkinson bar to validate constitutive relations at high rates of strain. *J Mech Phys Solids* 1999;47:1187-206.
- [79] 大野友則. 防衛大学校衝撃工学研究室. *Explosion* 2011;21:146-7.
- [80] Fyllingen Ø, Hopperstad O, Langseth M. Robustness study on the behaviour of top-hat thin-walled high-strength steel sections subjected to axial crushing. *Int J Impact Eng* 2009;36:12-24.
- [81] 株式会社丸紅情報システムズ. 塑性変形特性の計測における非接触3次元ひずみ測定システムの有用性. *塑性と加工* 2012;53:917-8. doi:10.9773/sosei.53.917.
- [82] Drvar N, Gomerčić M, Horvat M. Application of the Optical 3D Measurement Methods in Sheet Metal Processing. *Proc. 8th Int. Conf. Ind. Tools Mater. Process. Technol. ICITMPT, vol. 2011, 2011.*
- [83] Sato J. Recovering multiple view geometry from mutual projections of multiple cameras. *Int J Comput Vis* 2006;66:123-40.
- [84] Kamaya M, Kawakubo M. A procedure for determining the true stress-strain curve over a large range of strains using digital image correlation and finite element analysis. *Mech Mater* 2011;43:243-53.
- [85] He Z, He Y, Ling Y, Wu Q, Gao Y, Li L. Effect of strain rate on deformation behavior of TRIP steels. *J Mater Process Technol* 2012;212:2141-7. doi:10.1016/j.jmatprotec.2012.05.020.
- [86] Huang G, Yan B, Xia Z. Measurement of r-values of High Strength Steels Using Digital Image Correlation. *SAE Technical Paper*; 2011.
- [87] 高田賢治, 佐藤健太郎, 麻寧緒. 異方性のひずみ依存モデルと

延性破壊条件式を用いた高強度鋼板の破断予測. 自動車技術会論文
集 2013;44:739-43.

[88] Boyce B, Dilmore M. The dynamic tensile behavior of tough,
ultrahigh-strength steels at strain-rates from 0.0002 s^{-1}
to 200 s^{-1} . Int J Impact Eng 2009;36:263-71.

[89] Sato K, Yoshitake A, Hosoya Y, Yokoyama T. A Study on
Improving the crashworthiness of Automotive Parts by Using Hat
Square Columns. Proc Int Body Eng Conf Inter Saf Environ 1997;30:89
-97.

[90] Sung JH, Kim JH, Wagoner RH. A plastic constitutive equation
incorporating strain, strain-rate, and temperature. Int J Plast
2010;26:1746-71. doi:<http://dx.doi.org/10.1016/j.ijplas.2010.02.005>.

[91] Kim J-H, Kim D, Han HN, Barlat F, Lee M-G. Strain rate
dependent tensile behavior of advanced high strength steels:
Experiment and constitutive modeling. Mater Sci Eng A 2013;559:222-
31. doi:10.1016/j.msea.2012.08.087.

[92] Curd-Sigmund B, Steffen F. Consideration of Manufacturing
Effects to Improve Crash Simulation Accuracy. 4 Th Eur -DYNA Users
Conf 2003.

[93] Falko S, Guillaume M, Matthieu B. Investigation of Spot Weld
Behavior Using Detailed Modeling Technique. -DYNA Anwenderforum
2008.

[94] P.K.C. W, C.A. S, R. B, B. W, T. .Dutton, M.A. B. Modelling
and predicting spotweld failures in automotive crash structures. 7 Th
Eur -DYNA Conf 2009.

研究業績

【 公表論文 】

- [1] 佐藤健太郎, 比良隆明, 吉武明英, 高強度鋼板を適用した自動車部材の高速変形特性, 塑性と加工 vol.46 no.534(2005-7) 641-645
- [2] Kentaro Sato , Toru Inazumi, Akihide Yoshitake, Sheng-Dong Liu, Effect of material properties of advanced high strength steels on bending crash performance of hat-shaped structure, International Journal of Impact Engineering, 54 (2013) 1-10
- [3] Kentaro Sato, Qiang Yu, Jiro Hiramoto, Toshiaki Urabe, Akihide Yoshitake, A method to investigate strain rate effects on necking and fracture behaviors of advanced high-strength steels using digital imaging strain analysis, International Journal of Impact Engineering, 75 (2015) 11-26

【 参考文献 】

- [1] 高田 賢治, 佐藤 健太郎, 麻 寧緒, 異方性のひずみ依存モデルと延性破壊条件式を用いた高強度鋼板の破断予測, 自動車技術会論文集 44(2), 739-743, 2013-03 自動車技術会

【 国際会議 】

- [1] Sato K, Yoshitake A, Hosoya Y, Yokoyama T. A study on improving the crashworthiness of automotive parts by using hat square columns. In: Proceedings of international body engineering conference, interior, safety and environment, vol. 30. Germany: Stuttgart; 1997. pp. 89-97

- [2] Kentaro Sato, Akihide Yoshitake, Yoshihiro Hosoya, Hisao Mikami, FEM Simulation to Estimate Crashworthiness of Automotive Parts, SAE Technical Paper 982356, 1998, doi:10.4271/982356.
- [3] Sato, K., Yoshitake, A., Zeng, D., and Liu, S., "Crashworthiness of Automotive Stamped Parts Using High Strength Steel Sheets," SAE Technical Paper 2002-01-0641, 2002, doi:10.4271/2002-01-0641..

謝 辞

本研究は、著者がJFEスチール株式会社において実施した研究を横浜国立大学大学院工学府博士課程後期において横浜国立大学大学院工学研究院于強教授のご指導のもと学位論文としてまとめたものです。

研究の推進および論文執筆において、懇切なるご指導を頂きました于強教授に心より感謝の意を表します。研究の意義・目標について有益なご指導を頂き、企業で行った研究開発を一つの学術論文としてまとめることができました。

本論文の審査にあたり審査員としてご協力いただきました横浜国立大学大学院工学研究院 山田貴博教授，高木純一郎教授，秋庭義明教授，川井謙一教授には的確なご指導とご助言を賜りました。ここに、審査員の方々に心からの敬意を表するとともに、深く感謝いたします。

また、著者に研究の機会を与えて下さった JFE スチール株式会社 スチール研究所，津山青史博士(スチール研究所所長)，細谷佳弘博士(現 ㈱特殊金属エクセル執行役員)，吉武明英博士(スチール研究所研究技監)，稲積透博士(スチール研究所主席研究員)，占部俊明博士(スチール研究所薄板加工技術研究部部長)，比良隆明氏(元薄板加工技術研究部主任研究員)に深く感謝致します。特に、吉武明英博士には、旧日本鋼管株式会社(現 JFE スチール株式会社)に入社以来、著者の上司として自動車衝突変形に関する研究および各種の試験装置開発においてご指導を頂きました。

社会人特別選抜博士課程後期へ進学するに当たり、東京大学人工物工学研究センター栗山幸久教授に多くのご助言，激励を頂きました。学位への挑戦に躊躇していた著者の背中を押して頂いたこと，改めて感謝の意を表します。

また、㈱本田技術研究所四輪 R&D センター高田賢治氏，㈱JSOL エンジニアリング本部 麻 寧緒博士には衝突 FEM 解析技術に関して多くの議論，ご助言を頂きました。

本研究の骨格となるホプキンソン棒方式高速引張り試験を実施するにあたり，㈱衝撃工学研究所吉江伸二博士，村上智昭氏，酒井正嗣氏には多くのご協力を頂きました。

于研究室の学生の皆様には、研究および学業を進めるうえで大変お世話になりました。特に大門 翔氏(現 川崎重工(株))にはスポット溶接破断解析で協力頂きました。また、秘書の室崎理津子さんには多くの心遣いを頂き、順調に研究活動を行うことができました。心より厚くお礼申し上げます。

最後に、大学での研究に理解を示し長年にわたり支援してくれた両親，妻に感謝します。