

薄鋼板材における破壊の  
ひずみ速度依存性に関する研究

上浦友洋

第1章 緒言 .....	- 1 -
1.1 研究の背景 .....	- 1 -
1.1.1 自動車を取り巻く環境 .....	- 1 -
1.1.2 自動車用シートを構成する部品 .....	- 2 -
1.2 自動車用シートに用いる鋼板に要求される性能 .....	- 3 -
1.2.1 製品機能からの要求 .....	- 3 -
1.2.2 部品製造からの要求 .....	- 5 -
1.3 不具合の予測 .....	- 6 -
1.3.1 ひずみ速度に依存した加工硬化特性の変化 .....	- 7 -
1.3.2 ひずみ速度に依存した延性の変化 .....	- 8 -
1.3.3 FEMによる延性破壊の予測 .....	- 10 -
1.4 本論文の構成 .....	- 12 -
第2章 塑性変形による温度上昇が延性へ及ぼす影響 .....	- 14 -
2.1 実験条件の検討 .....	- 14 -
2.1.1 予備試験 .....	- 14 -
2.1.2 引張試験方法 .....	- 16 -
2.1.3 温度測定方法の検討 .....	- 17 -
2.1.4 試験片形状の設計 .....	- 22 -
2.1.5 荷重測定 .....	- 25 -
2.1.6 ひずみ測定 .....	- 26 -
2.2 供試材 .....	- 29 -
2.3 実験機器の構成 .....	- 30 -
2.4 実験結果 .....	- 32 -

2.4.1	ひずみ速度による一様伸びの変化.....	- 33 -
2.4.2	ひずみ速度による温度変化.....	- 35 -
2.4.3	ひずみ速度による引張強度および延性の変化 .....	- 37 -
2.5	ひずみ速度による伸びへの影響.....	- 40 -
2.6	機械的特性の温度依存性.....	- 41 -
2.7	局所伸びの温度依存性.....	- 44 -
2.8	結果の考察.....	- 45 -
2.9	結論.....	- 46 -
第3章	FEMによる延性挙動の検証 .....	- 47 -
3.1	FEM計算の目的と計算条件 .....	- 47 -
3.2	応力ひずみ関係の定義.....	- 49 -
3.2.1	メッシュサイズによる計算精度への影響 .....	- 52 -
3.2.1.1	結果の考察.....	- 56 -
3.2.2	温度による計算精度への影響 .....	- 58 -
3.2.2.1	結果の考察.....	- 61 -
3.3	予測精度の評価.....	- 65 -
3.3.1	シェル要素による予測精度の評価 .....	- 66 -
3.4	計算の結果と考察.....	- 67 -
3.5	結論.....	- 74 -
第4章	破壊限界の同定 .....	- 75 -
4.1	FEMによる延性破壊の予測.....	- 75 -
4.2	平面ひずみ状態での引張試験.....	- 77 -

4.2.1	試験片形状 .....	- 77 -
4.2.2	試験条件 .....	- 78 -
4.2.2.1	試験機 .....	- 78 -
4.2.2.2	荷重測定 .....	- 78 -
4.2.2.3	ひずみ測定 .....	- 79 -
4.2.3	実験結果 .....	- 79 -
4.2.4	平面ひずみ試験のFEM計算 .....	- 81 -
4.3	Mohr-Coulombパラメータの同定 .....	- 83 -
4.4	延性の予測 .....	- 88 -
4.4.1	温度に依存した特性値の変化が延性予測におよぼす影響 .....	- 89 -
4.5	結論 .....	- 92 -
第5章	自動車用シート部品解析への適応 .....	- 93 -
5.1	衝突試験 .....	- 93 -
5.2	プレス成形 .....	- 96 -
第6章	結言と今後の展望 .....	- 102 -
6.1	本研究による成果 .....	- 102 -
	総括 .....	- 103 -
6.2	今後の展望 .....	- 104 -
	参考文献 .....	- 105 -
	謝辞	

# Study on Strain Rate Dependence of Fracture on Thin Steel Sheet

Tomohiro Kamiura

In order to reduce the burden on the global environment, regulations on the discharge of carbon dioxide have been strengthened. Along with that, improvement of fuel efficiency of automobiles has become a big issue. It is known that fuel consumption is affected by the weight of a vehicle, and weight reduction is an important design task. In the total weight of vehicles, the weight ratio of seat is about 4%. Even if the weight ratio of seat is small, ultra high tensile steel sheet is applied. The tensile strength of the steel is 980MPa. It is important to reduce the development period of automotive parts. For that purpose, numerical simulation using FEM is applied. In order to obtain accurate solutions using FEM, understanding material properties with high strain rate is very important.

Therefore, in this research, the main object was to clarify the relationship between strain rate and ductility during tension for high tensile strength steel sheets applied as members of seat frames. In addition, by utilizing the result of the obtained material properties, we evaluate and analyze the strain rate by the finite element method (FEM) at high speed and low speed, and describe the problem for improvement of analysis accuracy.

First, a new tensile specimen is proposed for measuring not only displacement and load but also temperature during test. It was found by experimental results with high strain rate that the occurrence of local elongation occurred simultaneously with the occurrence of maximum stress.

Second, it is possible to reproduce the stress drops for each strain rate by FEM analysis with considering the strain rate dependency of work hardening, the temperature dependence of material softening and the temperature dependency of the rupture limit.

Finally, FEM analyses of using obtained knowledge were performed for clarifying the problems. It can be said that in order to obtain more accurate results, more sophisticated breakage limit surface is required.

# 第1章 緒言

## 1.1 研究の背景

### 1.1.1 自動車を取り巻く環境

地球環境の悪化より、二酸化炭素の排出量規制が強化されている。それに伴い、自動車の燃費向上が大きな課題になっている。燃費は車両の重量に影響される<sup>1)</sup>ことが知られており、軽量化が重要な設計課題となっている。一般的な乗用車の総重量において、シート重量の占める割合はFig. 1-1に示すように5%程度である<sup>2)</sup>。ボディー等の大型部品においては従来から引張応力が980MPaを超える超高張力鋼板等の使用が進んでおり、現在では更なる軽量化を行うため、重量比率の低いシート部材にも980MPa級の超高張力鋼板が採用されている<sup>3)</sup>。

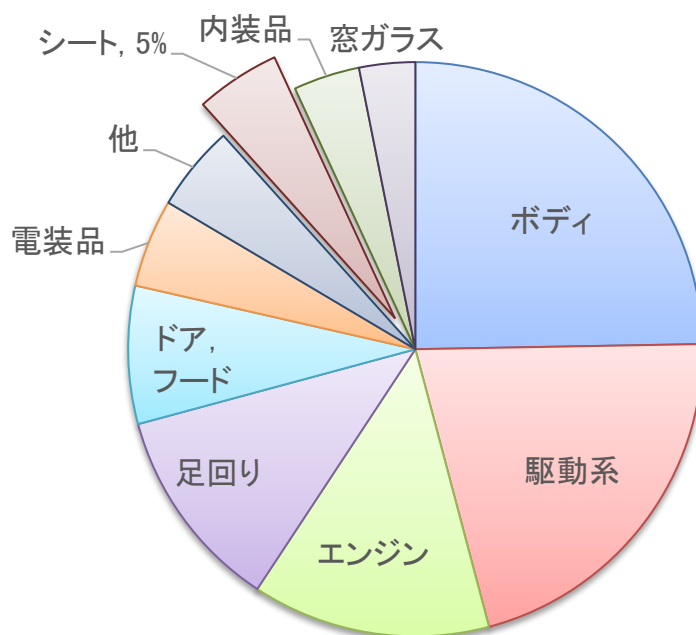


Fig. 1-1 Weight ratio of vehicle components <sup>3)</sup>

### 1.1.2 自動車用シートを構成する部品

一般的な自動車用シートの構成<sup>4)</sup>を

Fig. 1-2に示す. 薄鋼板材やパイプで構成されたシートフレームにシートスライドアジャスタやリクライニングアジャスタといった機能部品が取り付けられている. それらの上にウレタンフォーム等で成形されたクッションパッドが取り付けられ, 最表面には意匠性のためにカバーが取り付けられる構造となっている. 超高張力鋼板は薄板化による軽量化効果を得るために, フレームやスライドアジャスターに採用されている<sup>3)</sup>.

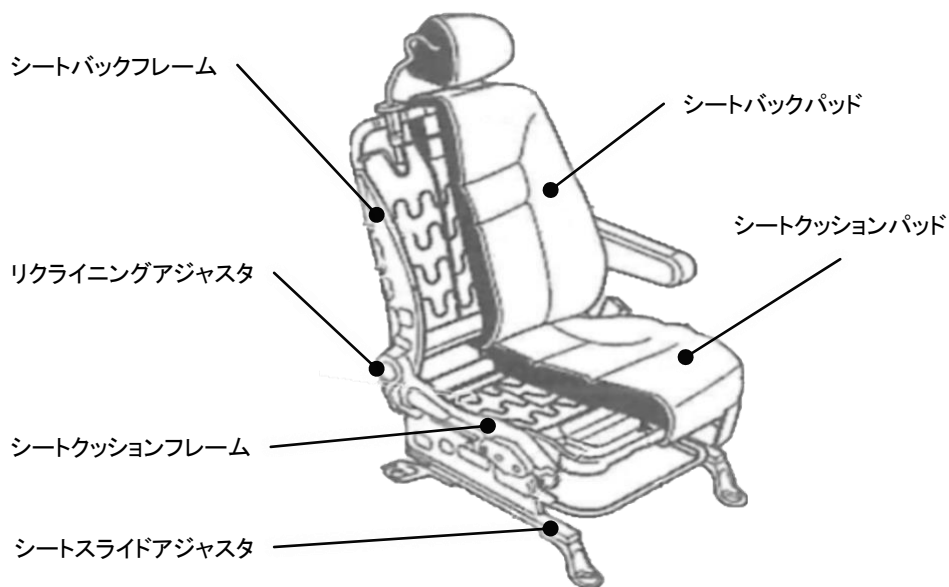


Fig. 1-2 General composition of automotive seat<sup>4)</sup>

## 1.2 自動車用シートに用いる鋼板に要求される性能

### 1.2.1 製品機能からの要求

自動車用シートの評価には、実際の車両衝突を模擬した動的評価、限界強度を評価する静的評価および機能部品等を構成部品単位で評価するコンポーネント評価がある。評価基準は法律で定められている保安基準のほかに、NCAP(New Car Assessment Program)等の自主評価がある。動的試験は実際の車両をバリヤに衝突させる実車衝突試験の他に、スレッド(台車)にシートやエアバッグ等の評価対象部品のみを取り付けて行われる模擬試験がある。この試験では、乗員に加わる衝撃から求められた障害値で製品の性能が判断される。現在は安価な乗員拘束装置としてシートベルトが広く普及している。ECE16やFMVSS208では乗用車のすべての座席に3点式シートベルトの装着を義務付けている。一般的な乗員拘束措置の構成をFig. 1-3に示す。ウェビングに通した金具をアンカープレート、アンカープレートが固定される側をアンカレッジそして固定に使用されるボルトはアンカボルトと呼ばれる。3点式シートベルトでは、肩口のアンカレッジは車体側に、また腰側のアンカレッジは車体フロアおよびシートフレームに取り付けられる。シートフレームに取り付けられたアンカレッジによる荷重は、最終的にはシートスライドアジャスタを通じて車体フロアに伝達される事となる。保安基準では自動車用シートの場合はFig. 1-4に示すような装置を用いて静的試験で評価するように定められている。動的強度試験は、その代替評価として適応することが認められている<sup>5)</sup>。そのため車両衝突による高速変形時の材料強度は、静的な材料強度を上回っている必要がある。製品強度評価の判断方法として、保安基準では「取付装置又は周囲の区域の部分的破裂又は破損を含む恒常的変形は、必要な力が所定の時間持続されるならば、故障にはならない」と規定されている。しかし、車両メーカーで



は安全性を重視して破裂および破損を許容しないことが一般的である。そのため、超高張力鋼板を使用する製品では延性の不足による材料破損が問題となっている。

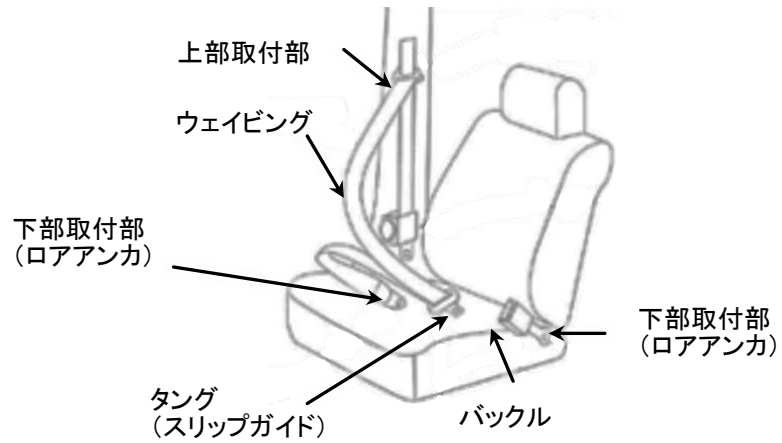


Fig. 1-3 Component of occupant protection device <sup>4)</sup>

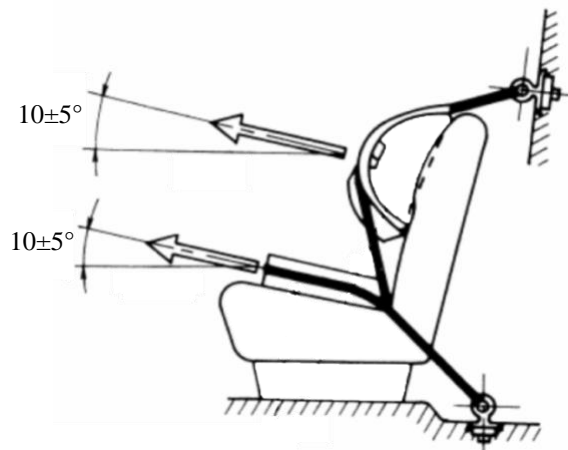


Fig. 1-4 Summary of belt anchorage test <sup>4)</sup>

## 1.2.2 部品製造からの要求

シートを構成する部品の多くはプレス加工により製造される。プレス機はその機構によりFig. 1-5に示すように加工の速度が異なり<sup>6)</sup>、被加工材のひずみ速度も種々の速度を取る。近年ではサーボモータの登場により、加工速度を任意に制御することが可能となった。一般的にプレス加工時のひずみ速度は0.1から100s<sup>-1</sup>と言われている<sup>7)</sup>。超高張力鋼板において発生する成形不良は従来鋼と比較しても、不具合に大きな差異はない。大きな引張強度を得るために降伏応力も上昇しており、弾性回復量もその絶対値が増加している。そのためスプリングバックに伴う寸法不良が課題となっている。また超高張力鋼板は一般鋼材と比較して延性に乏しい。引張変形時の板厚減少が小さいため脆性破壊のようにも見えるが、延性破壊が生じることが確認されている。成形品に破断が生じていると、設計通りの性能を満足することができなくなる。曲げ成形や伸びフランジ成形の際には加工限界が低いことが知られており、様々な加工方法が提案されている。破断不良は弾性変形に起因する寸法不良と異なり、手直し修正を行うことができないため、製造した部品は廃棄処分となり生産コストの上昇を招く。そのため、量産の現場では最も避けるべき不具合である。

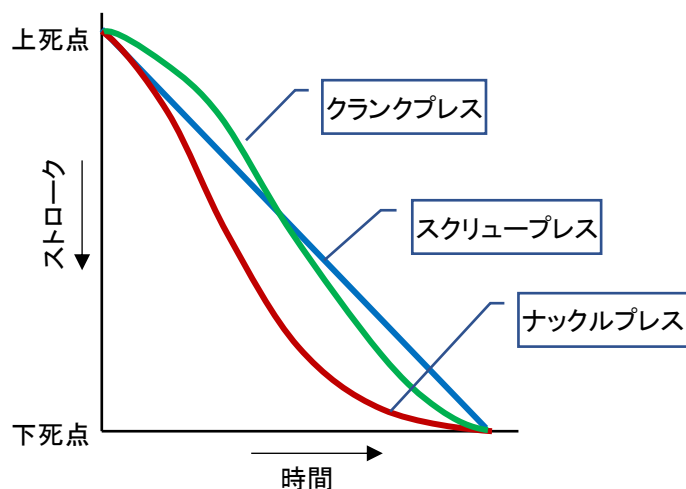


Fig. 1-5 Motion curve of press machine slide <sup>6)</sup>

### 1.3 不具合の予測

これまでに述べたように自動車用シートを構成する鋼板において強度と延性は重要な評価指標となっている。自動車開発の現場では多様化する消費者ニーズに対応するべく、商品企画の開始から発売までのリードタイム短縮が求められている。さらには最終的な車両価格の低減の他に、開発にかかる費用を削減する必要がある。これらに対応するため、開発の現場ではFEMを用いたCAEが広く用いられている。そこで種々のひずみ速度での製品強度および破壊をFEMで予測するために、過去の研究を調査した。

1993年に改訂された「道路運送車両の保安基準」により、それ以降の新型車両には前面衝突試験が義務付けられた。これを受け1990年代後半より材料のひずみ速度依存による強度変化に関する研究が多くなされた。1997年には日本鉄鋼協会で「自動車用材料の高速変形挙動に関する共同研究会」が発足し、7大学、鉄鋼会社6社、自動車会社8社が参加した<sup>8)</sup>。ここでは衝突安全性の向上を目的とし、高速変形時のエネルギー吸収性能<sup>9)</sup>が研究の対象とされた。そのため加工硬化特性の調査が中心であり、延性の変化に対する調査を行った研究は少ない。

### 1.3.1 ひずみ速度に依存した加工硬化特性の変化

鋼板は変形速度が速くなるに従い降伏応力と最大引張り応力が増加する。現在の自動車シート用には、軟質なフェライト組織と硬質なマルテンサイト組織から成るDual Phase鋼板が広く利用されている。Dual Phase鋼板の応力の速度依存性は軟質相に支配されており、単相鋼ほどの依存性はない<sup>10),11)</sup>が、速度により降伏応力および引張強度が増加することが明らかにされている。一般的に鋼板は強化機構による差異はあるが、準静的な変形下でFig. 1-6に示す通り、引張強さが上昇すると延性が低下する<sup>12)</sup>。変形速度により増加する応力はCowper-Symondsモデルとして従来から定式化がなされ汎用のFEMソフトに広く採用されている。鉄鋼板ではひずみ速度により加工硬化も変化するとされ、これに対応した構成式も提案されている。加工硬化特性のひずみ速度依存性は従来の手法でFEM計算を行うことが可能である。

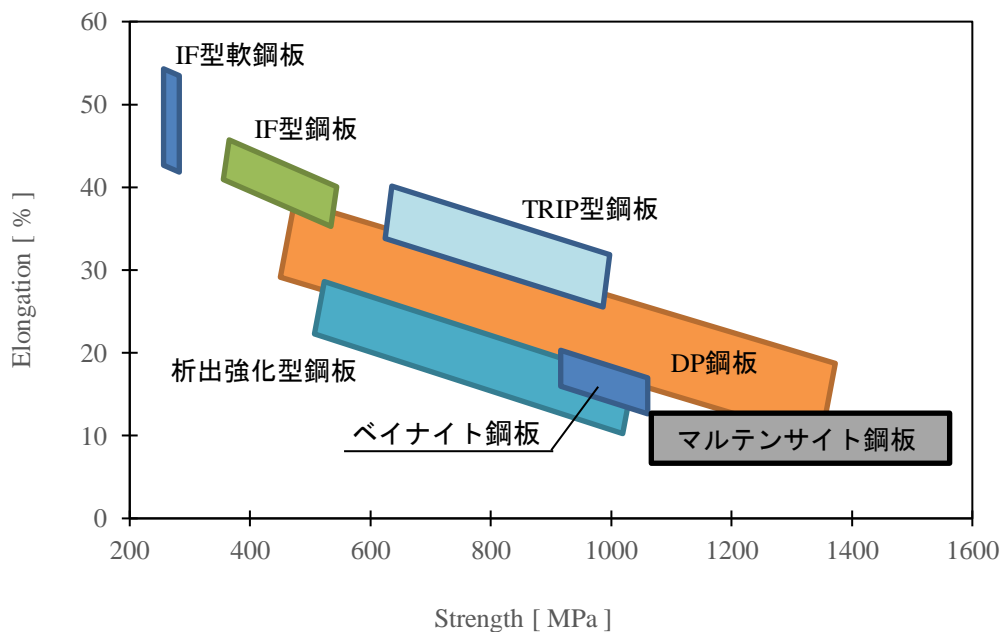


Fig. 1-6 Relations of strength and elongation<sup>12)</sup>

### 1.3.2 ひずみ速度に依存した延性の変化

延性は一般的には全伸びで表される。巨視的には塑性変形を受けた材料が変形の限界を迎え、亀裂の進展により分断されるまでの変形量のことである。微視的には、材料内の介在物や結晶粒界に発生したボイド(空洞)が、成長および合体することで亀裂が進展する。転位の移動により生じる加工硬化とはその発生原理が異なるため、加工硬化特性とは区別して考える必要がある。Dual Phase鋼板においては、フェライト相とマルテンサイト相との硬度差が大きいいため、粒界でボイドが発生しやすいために早期に破断に至ると考えられている。金属材料に塑性変形が生じる際、内部摩擦により塑性変形仕事の90%が熱に変わると言われている。一般的な金属材料は温度が上昇すると変形抵抗が低下する。塑性変形が転位の運動による場合、変形時の応力は転位運動の熱活性化機構に影響される。転位が障害を乗り越える時に必要なエネルギーとして熱エネルギーが機能することで、小さな応力で変形が進行し材料は軟化挙動を示す。転位による加工硬化が進行している間は、ボイドの発生は少なく<sup>13)</sup>延性が向上する。温度の上昇に伴う延性の増加はDual Phase鋼板においても発生する<sup>14)</sup>ことが報告されている。

温度による延性への影響として、水沼らは水中で引張試験を行うことで、局部延性に塑性発熱の影響がある<sup>15)</sup>ことを明らかにしている。また奥村らは600MPa級の構造用鋼板を室温+20℃～-70℃の環境下で引張試験を行い、一様伸びの延性は温度の影響を受けないが、局所伸びは温度の低下に従って減少する<sup>16)</sup>ことを明らかにしている。これらの研究より、局所延性には温度が影響していると考えられる。津山らはIF鋼板においてひずみ速度が0.0001から1s<sup>-1</sup>の範囲で引張試験を行い、延性が引張速度により変化する<sup>17)</sup>ことを明らかにしている。この時、熱電対を用いてひずみ速度0.14s<sup>-1</sup>までの

速度で発熱量の計測を行った結果、延性に変化が生じる熱量は発生しないと結論付けている。一方で管沼はプレスによる加工速度が速くなると、成形品の温度が高くなる<sup>18)</sup>ことを明らかにしている。加工速度が遅い場合、塑性仕事や摩擦により発生した熱は塑性変形部周辺の材料や空気中に拡散する。しかし加工速度が速くなると、発生した熱が拡散する時間が短いため、発熱部に熱が留まっている間に材料が破断すると考えられる。これらの事より、速いひずみ速度での変形時には、材料には高速変形による強度上昇と温度上昇による強度低下の相反する現象が生じると考えられる。しかし各種の鋼板で温度とひずみ速度が強度や延性におよぼす影響を調査した報告<sup>19)20)</sup>があるが、いずれも恒温環境下での実験であり、変形中の温度変化を調査した例は少ない。

### 1.3.3 FEMによる延性破壊の予測

割れの評価には従来からFLD (Forming Limit Diagram: 成形限界線図) が広く用いられてきた。成形限界線を求めるためには中島法などの張出成形を行う方法が広く用いられる。FLDはひずみを受ける経路によっても限界線が異なることが知られており、高張力鋼板も同様の挙動を示す<sup>21)</sup>ことが報告されている。近年では板金加工品においても高精度化による切削加工の廃止や、機能部品の複合化などの高付加価値化を実現するために板鍛造成形が注目されている。これに伴い高張力鋼板にもしごき加工や潰し等の加工が施されるようになった。しかしFLDはその測定方法から、平面応力状態を仮定できるものに対してのみ適応できると考えられ、伸びフランジ成形に代表される板厚の増減肉の成形限界を予測することはできない。そこで延性破壊条件式を板材の成形に適応する試みが注目されている。FLDやS-R限界がくびれの発生や板厚減少をもって成形限界とするのに対し、延性破壊条件式は破壊そのものを取り扱うため、鍛造などのバルク材を加工する際の破壊判断基準として用いられてきた。

FEMを用いて延性破壊の評価を行うために、種々の延性破壊条件式<sup>22)–24)</sup>が提案されている。延性破壊条件式には変形履歴に沿って損傷値が蓄積されていく積分型の条件式、履歴によらず時々刻々の応力状態から損傷の状態を評価する分岐理論型の式などが提案されている。積分型の破壊条件式としてCockcroft and Lathamによる破壊条件式を式(1-1)に示す。

$$\int_0^{\bar{\varepsilon}_f} \sigma_{max} d\bar{\varepsilon} = C_1 \quad (1-1)$$

$\bar{\varepsilon}_f$  :破壊が生じる際の相当ひずみ

$\sigma_{max}$  :最大主応力[MPa]

$\bar{\varepsilon}$  :相当応力[MPa]

$C_1$  :材料定数

宅田らは高張力鋼班のプレス成形において、各種の破壊条件式の詳細な比較<sup>25)</sup>を行なっている。破壊条件式は材料定数も少なく、引抜き加工におけるシェブロンクラックの予測やプレス成形における伸びフランジ割れの予測など、破壊形態が既知である場合には精度よく予測することができるため、工業的に広く用いられている。破壊条件式は一般的には準静的な状態で取り扱われる<sup>25)-30)</sup> ことが多く、破壊の評価にひずみ速度や、温度の影響を考慮した例は報告が少ない。ひずみ速度に応じた延性破壊予測を行うためには、すべての速度で破壊試験を行う必要がある。そこで本研究では延性破壊に対し、ひずみ速度による加工硬化の変化と、塑性発熱による温度変化の影響を明らかにし、ひずみ速度の変化に応じた延性破壊予測を実現することを目的とした。



## 1.4 本論文の構成

以上より，本研究では変形により発生する温度上昇が引張特性に与える影響に着目し，薄鋼板における材料破壊のひずみ速度依存性を明らかにし，FEM解析により延性評価を行うことを目的とした．本論文は全6章からなり，その概略を以下に示す．

第1章「緒言」では，本研究の背景を整理し，研究の必要性を解説すると共に本論文の構成を説明した．

第2章「塑性変形による温度上昇が延性へ及ぼす影響」では，高張力鋼板の延性が，ひずみ速度により変化を生じることを実験で確認した．異なるひずみ速度による実験結果を直接比較するため新たな試験片形状の設計を行った．また鋼板の延性は温度により変化するため，塑性変形により発生する発熱量の測定を実施するため高速引張に対応可能な温度計測の方法を検討した．温度の影響を明らかにするため，恒温環境での材料特性の取得を行った．

第3章「FEMによる延性挙動の検証」では，第2章で得られた実験結果より，加工速度および材料温度により材料延性に变化が生じるメカニズムについてFEMを用いて分析を行った．各実験の再現性を確認すると共に，延性に影響を与える要因を検証した．

第4章「破壊限界の同定」では，ひずみ速度毎に延性が異なる原因を分析した．速度に依存した応力-ひずみ関係，静的な試験により求められたMohr-Coulomb則による破壊限界値および温度に依存した破壊限界値がひずみ速度による延性の変化に及ぼす影響を検討した．

第5章「自動車用シート部品解析への適応」では、自動車衝突を模擬したスレッド試験およびプレス加工による伸びフランジ成形を用い、実際の車両開発において第4章で得られた破壊限界値による破壊予測を実施した。

第6章「結言と今後の展望」では、第2章から第5章から得られた知見を総括すると共に、今後に解明が望まれる課題について示した。

## 第2章 塑性変形による温度上昇が延性へ及ぼす影響

### 2.1 実験条件の検討

#### 2.1.1 予備試験

実験条件を検討するにあたり、静的引張試験を実施した。試験片形状は、JIS5号とした。供試材は冷間圧延により製造されたDual Phase鋼板であるSPFC980Yとした。試験片は圧延方向に対し0, 45および90°とした。試験片は各1本とし、ひずみ速度 $0.01\text{s}^{-1}$ とした。応力とひずみの関係をFig. 2-1に示す。また各引張方向における機械的特性をTable 2-1に示す。

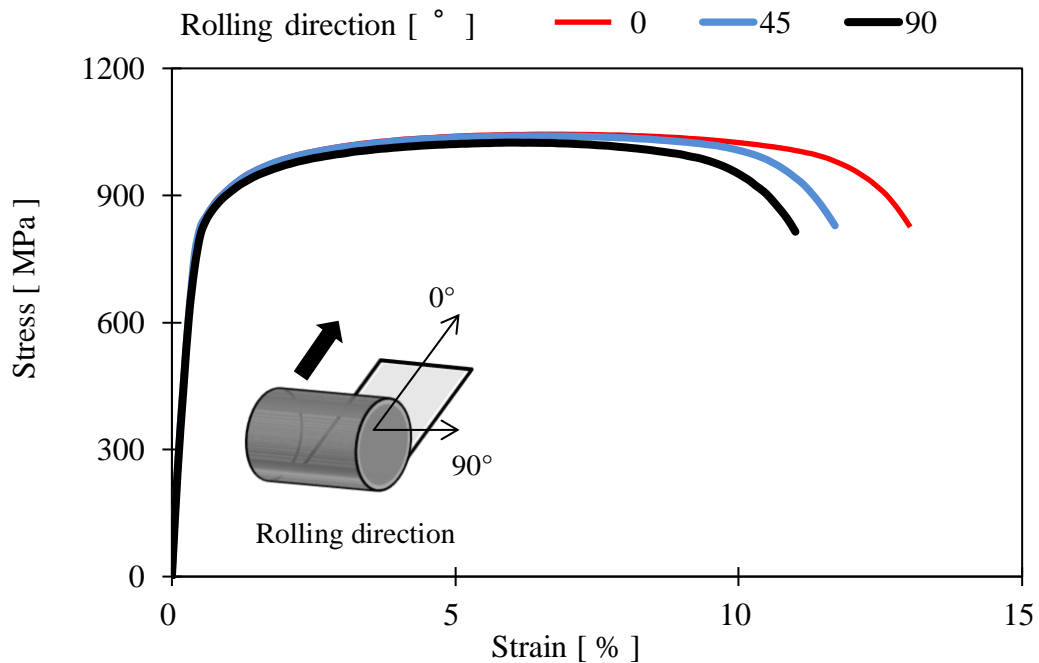


Fig. 2-1 Stress - strain curves in each rolling direction

Table 2-1 Mechanical properties of SPFC980Y in different tensile direction

Angle from rolling direction [° ]	Yield stress [ MPa ]	Tensile stress [ MPa ]	Elongation [ % ]
0	869	1040	13.0
45	863	1055	11.7
90	856	1024	10.5

降伏応力は0.2%耐力で評価した。延性は全伸びで評価した。圧延方向により降伏応力および最大応力に大きな差は見られない。一方で伸びには差が生じており、90° 方向が最も伸びが小さい結果となった。これは圧延時の組織伸長が影響していると考えられる。延性を過大に見積もった場合、FEMで評価される製品強度も過大となる。そのため最も全伸びの小さい圧延直行方向である90° を評価対象とした。

## 2.1.2 引張試験方法

準静的な変形状態から、自動車の衝突速度までを想定し、ひずみ速度は、0.001, 0.1, 5, 100, 1000s<sup>-1</sup>の5水準を選定した。高速での引張試験の方法としては、一般的にHopkinson-Bar試験法やOne-Bar試験法<sup>31)-33)</sup>が用いられているが、これらの試験は大型設備が必要となる。本研究では簡便に実験を行うためにISO26203-2に示される、小型の油圧サーボアクチュエータを用いた試験を採用した。引張治具はFig. 2-2に示す通り、ISO26203-2に準じており油圧シリンダーで治具を所定速度まで加速させた後に試験片に引張荷重が作用する構造となっている。引張荷重の作用後の治具は減速するが、引張開始時の速度を初期ひずみ速度と定義した。

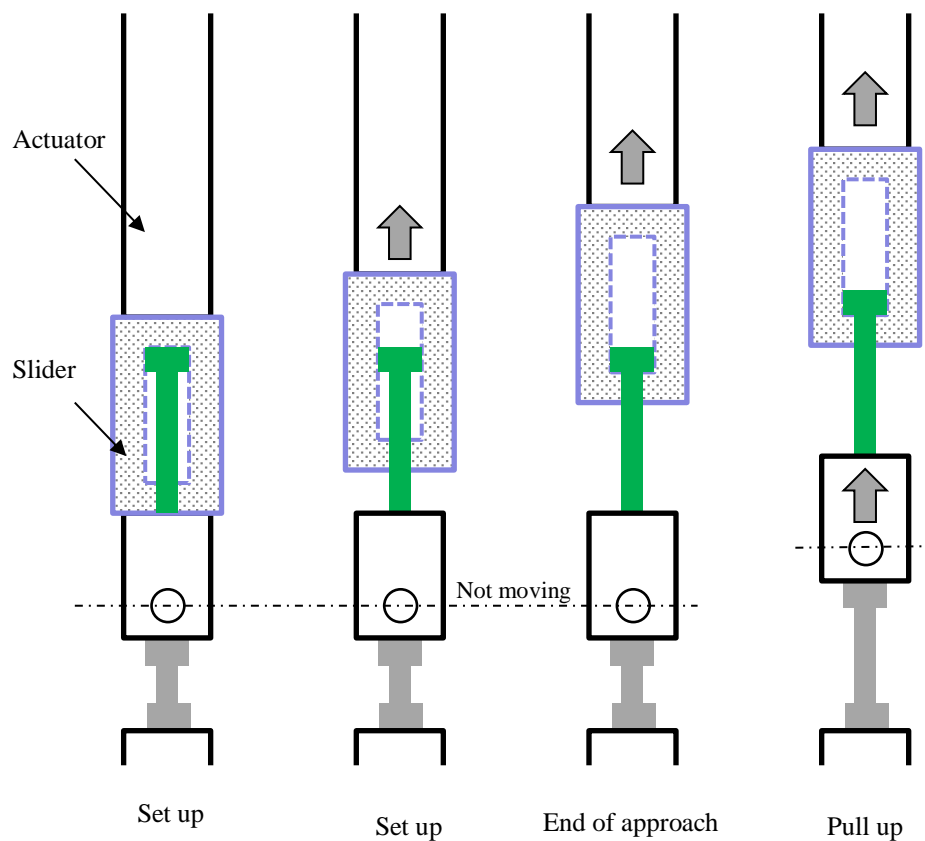


Fig. 2-2 Accelerator of test specimen

### 2.1.3 温度測定方法の検討

発熱量の測定機器を選定するため、変形時の発熱量の見積もりを行った。津山らはIF鋼板において単軸引張試験を行い、熱電対を用いて破断時の温度計測を行っている<sup>17)</sup>。ひずみ速度 $0.14\text{s}^{-1}$ の試験において、破断時の温度上昇は120K程度考えられる。ひずみ速度が早い場合でも170K程度になると予測をしている。温度計測機器の選定にあたり、FEMを用いてひずみ速度 $1000\text{s}^{-1}$ 時の温度予測を行った。試験片形状は評点間距離50mm、板厚1mmのJIS5号試験片を仮定した。試験時間は0.05sとなるため、断熱境界となると仮定し、材料内の熱伝導および大気への熱拡散は考慮しないとした。ソルバーはLivermore Software Technology Corporation製 LS-DYNA Ver R9を使用した。材料はSPFC980Yとし、材料特性はFig. 2-1で得られた $90^\circ$ 方向の特性値を使用した。引張量は試験で材料が破断した全伸び11%までとした。塑性仕事の90%が熱量に変換されると仮定した。加工硬化の速度依存性および温度依存性は考慮せず、静的な試験結果から得られた特性値を使用した。降伏条件は等方性と仮定し、Misesの降伏条件を適用した。材料の初期温度は296Kとした。要素はシェル要素およびソリッド要素とし、メッシュサイズは2.5mmとし、ソリッド要素板厚方向は0.3mmとした。計算結果をFig. 2-3に示す。

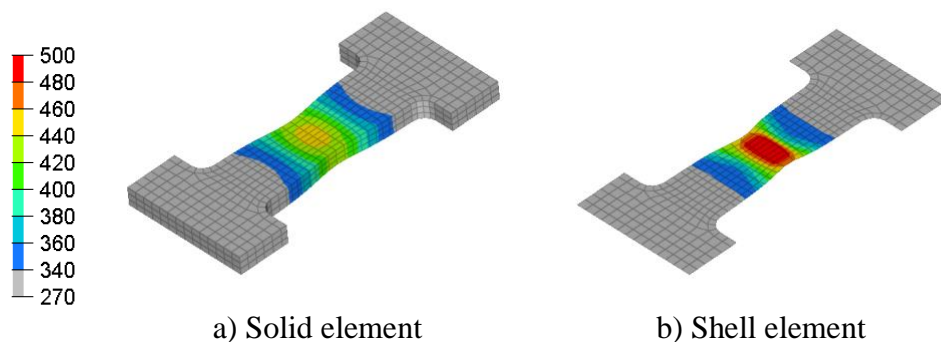


Fig. 2-3 Estimation of temperature from FEM

破断部の温度はシェル要素では533K, ソリッド要素では443Kまで上昇した. ソリッド要素での発熱量は, 津山らとの推定と同程度となった. シェル要素はひずみ量が過大に計算されたため, 発熱量も過大となったと考えられる. 440K付近の温度は, 軟鋼であれば靭脆性で延性が低下する温度となる<sup>34)</sup>ため, 延性に変化が生じる可能性が十分に考えられる. この結果より, 温度計測機は443K以上の温度が計測可能な計測器が必要と判断した.

高速度の引張試験では, 破断が発生するまでの時間が非常に短く, 熱電対等の接触式機器を使用した場合, 塑性変形により生じた熱が, 温度計測部に到達する前に材料破断が生じることが考えられるため温度の計測が困難となる. そこで, 応答速度が0.001sと高速なJAPAN SENSOR社製の非接触式放射温度計TMHX-CHE(Fig. 2-4)を使用した. センサーの諸元をTable 2-2に示す. 計測温度はφ3.5mm内の平均温度となる.

Table 2-2 Specification of radiation thermometer

Measuring range [K]	Wave length [μm]	Distance form target specimen [mm]	Target diameter [mm]	Response time [s]
273~773	2.0~6.8	100	3.5	0.001



Fig. 2-4 Appearance of radiation thermometer

放射温度計で黒体以外の物体の温度を測定する場合は、放射率を用いて測定値を補正する必要がある。放射率は表面性状の影響を受ける。試験片毎の差異を低減するため#240のエメリー紙で研磨し面粗度をRa0.6 $\mu$ mに調整した。放射率を決定するために、高周波加熱機を用いて試験片を473Kまで加熱し、熱電対の計測温度と差異が無い様に放射率を0.195と決定した。熱電対と放射温度計による計測結果をFig. 2-5に示す。室温に近づくほど熱電対との差が大きくなるのは、温度が低いほど測定物から放出される赤外線量が少なくなるためである。



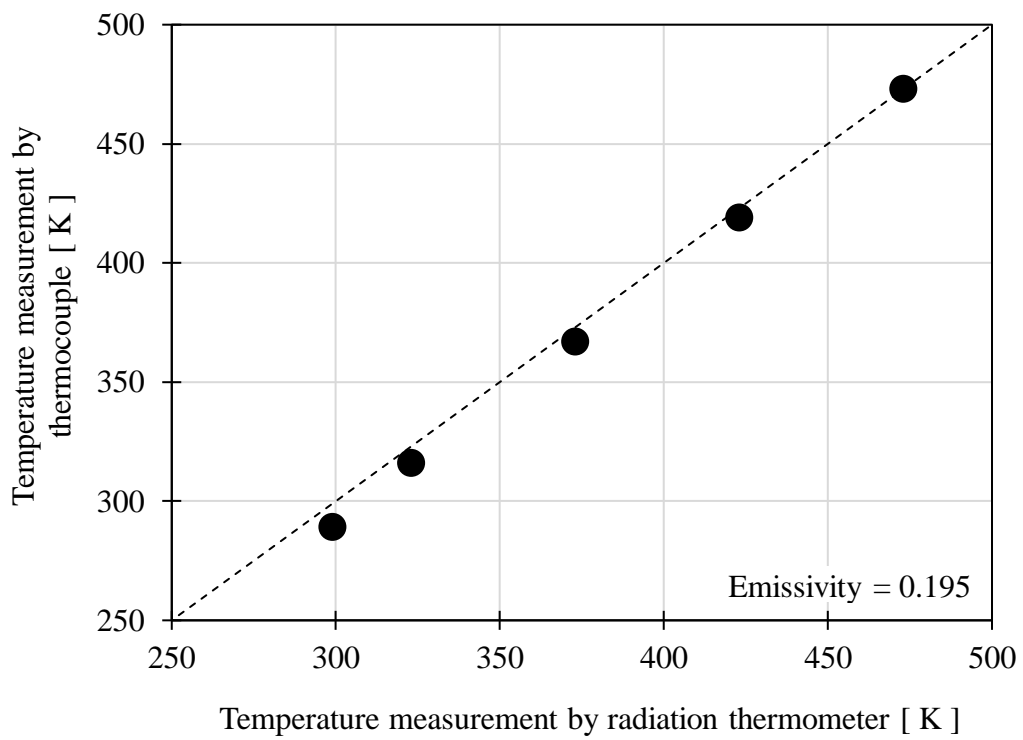


Fig. 2-5 Measurement accuracy of radiation thermometer

引張変形による新生面の露出により放射率が変化すると測定温度に誤差が生じることが考えられる。そこで引張試験を行い、温度上昇の差異を観測した。ひずみ速度  $0.001\text{s}^{-1}$  で試験結果をFig. 2-6に示す。どちらの温度計も破断と同時に最大温度を記録した。最大温度は放射温度計313K, 熱電対317Kとなった。放射温度計による計測結果は、最大応力の発生以降に温度低下する傾向を示した。新生面の露出により放射率に変化が生じたと考えられる。しかしその差は1.6Kであり、計測結果に影響を及ぼさないと判断した。

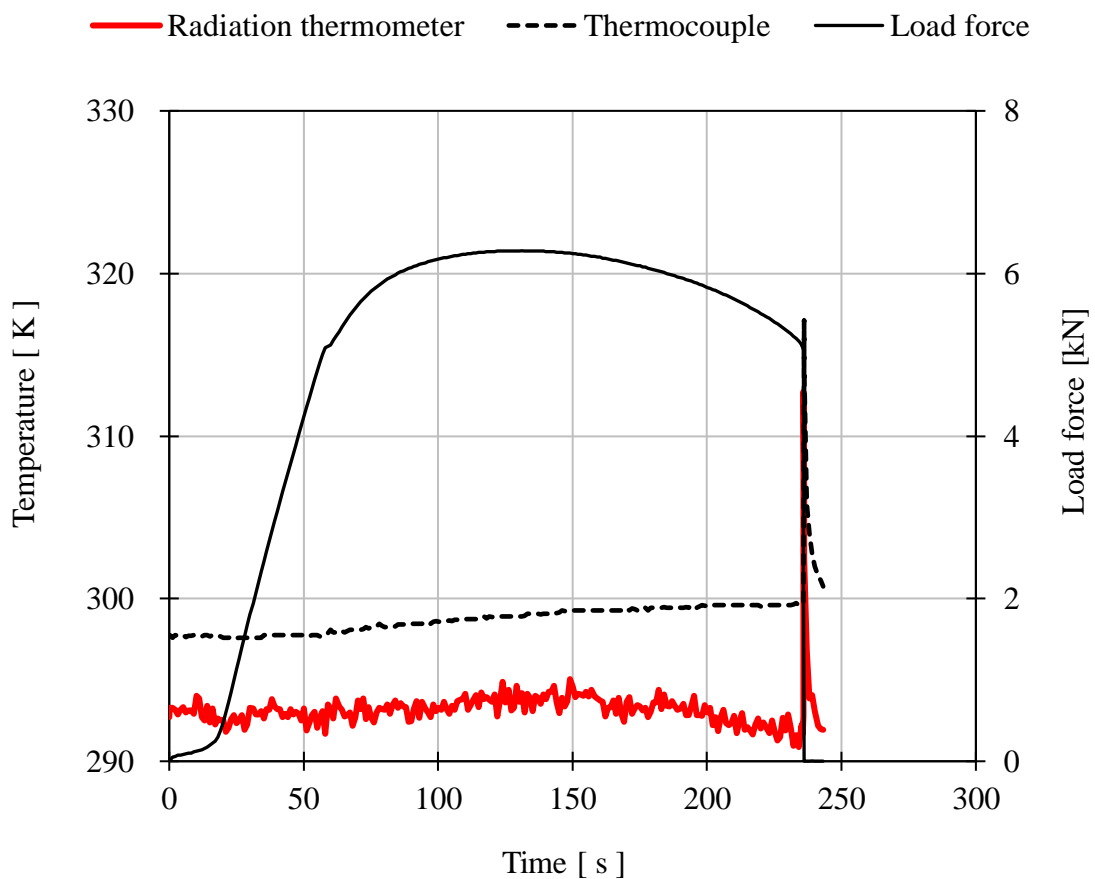


Fig. 2-6 Temperature measurement result for thermocouple - radiation thermometer

#### 2.1.4 試験片形状の設計

放射温度計は温度計測の範囲が狭いので、破断部位の温度を計測するためには、安定して同じ部位で破断させる必要がある。一般的な準静的引張試験においても破断部位が試験片中央部から逸脱する場合がある。高速引張試験における試験片形状については広瀬ら<sup>35)</sup>が詳細に検討を行なっている。本研究ではこの結果を参考にして単軸引張に用いる小型の試験片形状を設計した。放射温度計の測定範囲はφ3.5mmである。測定範囲が必ず試験片内となるように幅寸法は5mmとした。一様変形中の応力状態が単軸引張状態とするために、平行部長さは幅方向の2倍の10mmとした。つかみ部は塑性変形が生じないように十分な面積を確保するために、幅方向を25mmとした。つかみ部と平行部の間の肩Rが大きすぎると平行部の応力分布に影響が生じる。応力集中による破断が生じない程度に小さくするためにR1とした。設計した小型試験片形状をFig. 2-7に示す。

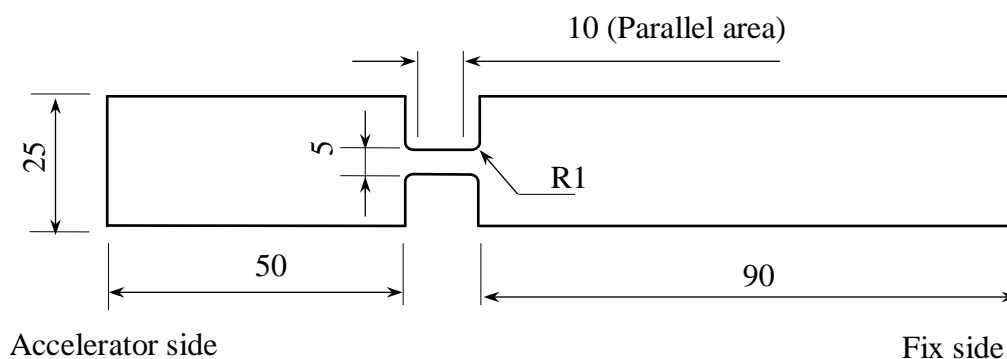


Fig. 2-7 Test piece shape for tensile test

試験片形状の妥当性を確認するため、平行部長さ75mm幅12.5mmのJIS13B試験片による引張試験結果との比較を行った。ゲージ長さは50mmとした。引張速度は両試験片共に $0.01\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ とした。その時の提案試験片とJIS13B試験片のひずみ速度はそれぞれ $0.001\text{s}^{-1}$ 、 $0.005\text{s}^{-1}$ となる。引張試験においては試験片の寸法により計測される伸びが異なることが知られており、JIS G0202-1151<sup>36)</sup>では破断伸びの推定方法としてBarbaの式やOliverの式が記載されている。本研究では、変形中の伸びも破断伸びと同様の寸法効果があると仮定して伸びの換算を行った。換算には式(2-1)に示すOliverの式を用いた。Barbaの式は試験片の断面積の差が考慮されないため採用しないこととした。

$$\varepsilon = k\varepsilon_0 \left( \frac{\sqrt{S}}{L} \right)^n \quad (2-1)$$

- $\varepsilon$  :換算伸び [%]
- $\varepsilon_0$  :換算前の伸び [%]
- $L$  :ゲージ長さ [mm]
- $S$  :平行部の原断面積 [ $\text{mm}^2$ ]
- $k, n$  :材料定数

JIS13B 試験片の実験結果を基準とし、最小二乗法を用いてkおよびnの値を決定した。Fig. 2-8に変換後の真応力－真ひずみ線図を示す。JIS13B試験片の引張強度に到達するまでは両結果は良い一致を示しており、小型試験片を用いても単軸の引張試験として妥当な応力ひずみ特性を得られると判断した。小型試験片は一樣伸び、全伸び共にJIS13B試験片よりも大きくなった。幅方向寸法が小さいことで、相対的に板厚が厚くなり形状剛性が向上したため、くびれの発生が遅くなり一樣伸びが向上したと

考えられる。全伸びは、ゲージ長さが短いことで平行部に占める局所伸び部の割合が多くなるため、見かけ上の局所伸びが増加したと考えられる。これらから、ひずみ速度により伸びに変化が生じた場合は検出が容易になると考えられる。

以上の結果より、すべてのひずみ速度で同一の試験片形状を使用することにした。平行部長さを10mmとしたため引張速度はそれぞれ0.01, 1, 50, 1000, 10,000mm・s<sup>-1</sup>となる。土田らの実験結果<sup>11)</sup>より高速引張時の破断までの材料伸びを25%と仮定した場合、ひずみ速度1000s<sup>-1</sup>時の試験時間は0.00025s程度となる。この試験時間は、温度計の応答時間未満となるため温度計測が出来ないと判断し、温度測定はひずみ速度100s<sup>-1</sup>までとした。

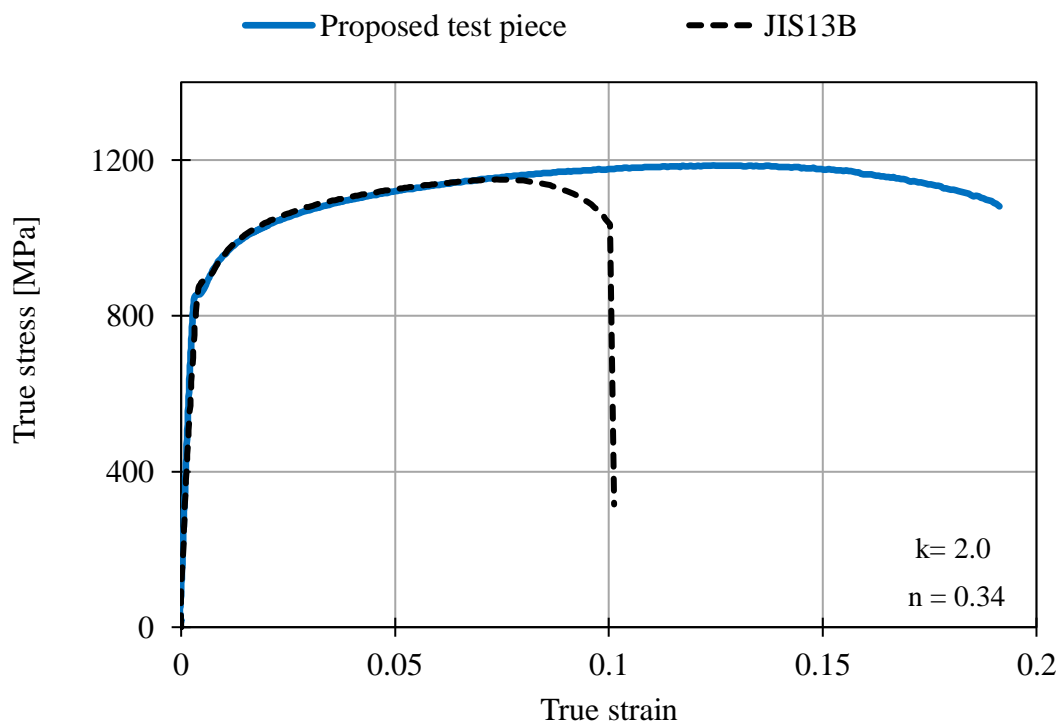


Fig. 2-8 Comparison of true stress – true strain curves with different specimen size

### 2.1.5 荷重測定

引張速度が速い場合は、試験機に備え付けられたロードセルまで応力波が到達する前に材料が破断することが考えられる。これによりひずみ計測と荷重計測の時間にずれが生ずる。また計測される荷重は反射波の影響を受けるためノイズが大きくなる。そこで初期ひずみ速度 $0.1\text{s}^{-1}$ 以上の試験では、ひずみゲージを利用した荷重測定<sup>37)</sup>を採用した。ひずみゲージはゲージ長 $2\text{mm}$ の共和電業製KFG-2-120-C1を使用した。測定用のひずみゲージはFig. 2-9に示すようにR端部より $25\text{mm}$ の位置を中心に貼付けた。引張速度 $1\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ で引張試験を行い、ひずみゲージによる計測結果がロードセルと同等の荷重となるように校正した。初期ひずみ速度 $0.001\text{s}^{-1}$ の試験は $100\text{kN}$ のロードセルを使用して計測した。

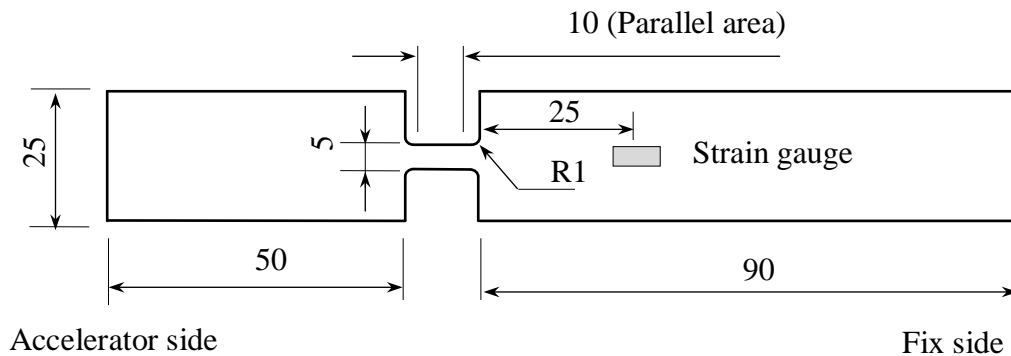


Fig. 2-9 Position of strain gauge for load measurement

### 2.1.6 ひずみ測定

単軸引張試験では変形の進行に伴い一様伸びを経て局所伸びに進展する。一様伸びは主として加工硬化能力に支配されている。延性破壊に影響を与えるポイドは、くびれが発生した以降の伸びである局所伸びの間に発生、成長すると言われている。この2つの伸びを区分するために2つの異なるゲージ長を用いる方法を用いた<sup>16)</sup>。はじめにネッキング部を挟む、長さの異なる2種類のゲージを設定する。平行部全体が一様伸びの間は、どちらのゲージ長のひずみも同じ値を示す。局所伸びが進展するとゲージ内に占める一様伸び部と局所伸び部の割合に変化が生じるため、ゲージが長い方が測定されるひずみは小さくなる。よって、両ゲージのひずみが乖離する点が一様伸びの終了点と判断できる。本研究ではゲージ長をそれぞれ7.5mm, 5mmとし、ひずみ速度毎に一様伸びと引張荷重の関係を観察した。

高速引張試験においてひずみを測定するには、装置の取外しが必要ない非接触式の計測器が必要となる。そこでビデオカメラで撮影した画像の解析を行うDigital Image Correlation (DIC)法を用いた。試験後の実際の破断部位を中心とした位置で各ゲージ長さを設定した。単一のカメラにより撮影した画像を用いる場合には、被写体とカメラの画角位置により測定に誤差が発生する。正確な測定のためには複数のカメラを使用した三次元計測を行うことが望ましいが、データ処理時間の増加等の弊害が生じる。そこで実験を簡便にするために、単一カメラを使用し、その測定精度を検証した。画像解析ソフトにはCorrelated Solutions 社製VIC-2Dを使用した。DICに用いるランダムパターンはスプレー塗装によりFig. 2-10に示す様に付与した。

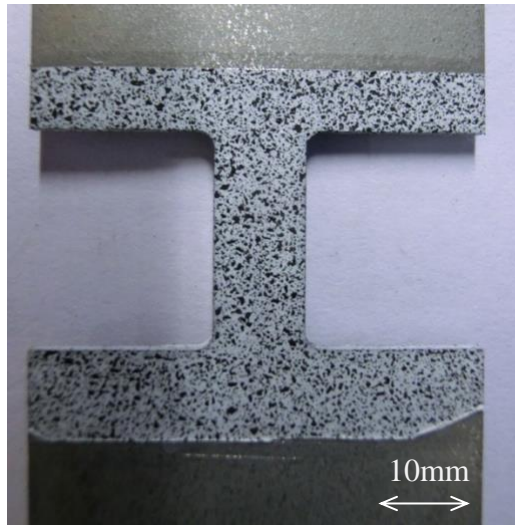


Fig. 2-10 Random pattern for DIC to test piece

DICによる計測精度は試験片を剛体移動させた時の伸び量で評価した。試験片の片方のみを引張治具に固定した状態として試験機のスライドを上昇させた時のひずみを測定した。試験片は変形しないので、検出されるひずみは0になるべきである。試験片とカメラの距離は550mmとした。測定部位は試験片中央部とし、ゲージ長は5mmとした。引張速度は低速 $0.001\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ ，高速 $5000\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ の2種類とした。画像の取得には低速はPoint Gray社製CCDカメラGrasshopper GRAS-50S5M-C，高速はフォトロン社製CMOS高速度カメラFASTCAM SA-X2を使用し、解像度はそれぞれ $2000\times 2500$ ， $208\times 512$ ，フレームレートは2fpsおよび105fpsとした。測定した結果をFig. 2-11に示す。低速で移動させた場合は、移動距離の増加と共にわずかにひずみが増加しており5mm移動させた時のひずみは0.0001となった。高速で移動させた場合は周期的な変化を生じているが、ひずみの最大値は0.0004程度であった。試験片の自重や治具の質量によりゲージ長が弾性変形の範囲内で伸縮しているためと考えられる。どちらの結果も誤差は非常に小さく実験に影響は無いと判断し、ひずみの計測には単一カメラ式を採用可能と判断した。



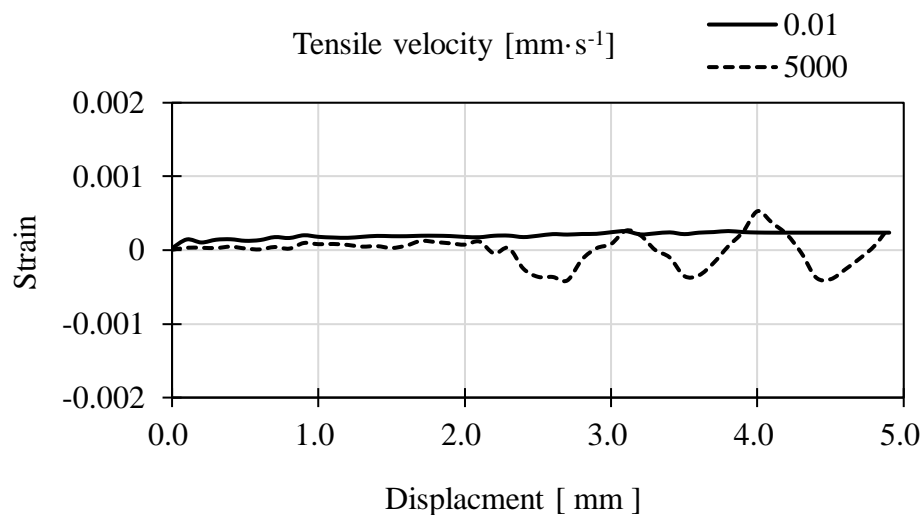


Fig. 2-11 Measurement error for mono camera DIC

上記の結果より, 試験速度毎の画像解像度および撮影速度をTable 2-3に示すように設定した.

Table 2-3 Photographing conditions for DIC

Strain rate [ s <sup>-1</sup> ]	Frame rate [fps]	Resolution	
		[pixel]	[mm/pixel]
0.001	2	2000×2500	0.01
0.1	125	1024×1024	0.02
5	5000	1024×1024	0.02
100	50000	328×768	0.02
1000	100000	208×512	0.03

## 2.2 供試材

供試材には自動車シート部品に使用される鋼板である, フェライト組織をマルテンサイトで強化したDual Phase鋼板SPFC980Y, 板厚1.2mmを用いた. 化学成分をTable 2-4に示す.

Table 2-4 Chemical composition of SPFC980Y

(wt. %)

Material	C	Si	Mn	P	S
SPFC980Y	0. 17	1. 32	1. 98	0. 013	0. 001

## 2.3 実験機器の構成

ひずみ速度 $0.001\text{s}^{-1}$ の試験には島津製作所製の万能試験機AG-X100kNを使用した。ひずみ速度 $0.1\text{s}^{-1}$ 以上の試験は島津製作所製EHF-U2H-20Lを使用した。高速引張試験の装置をFig. 2-12に示す。装置配置の都合上、高速度カメラと放射温度計を同時に設置することが困難だったため、温度計測とひずみ計測は別々の試験片で実験を行った。高速度カメラによる撮影は高輝度の照明が必要なためハロゲンランプを使用した。照明による試験片温度の上昇は5K程度だった。本実験では影響ないと判断した。試験は各2回実施した。

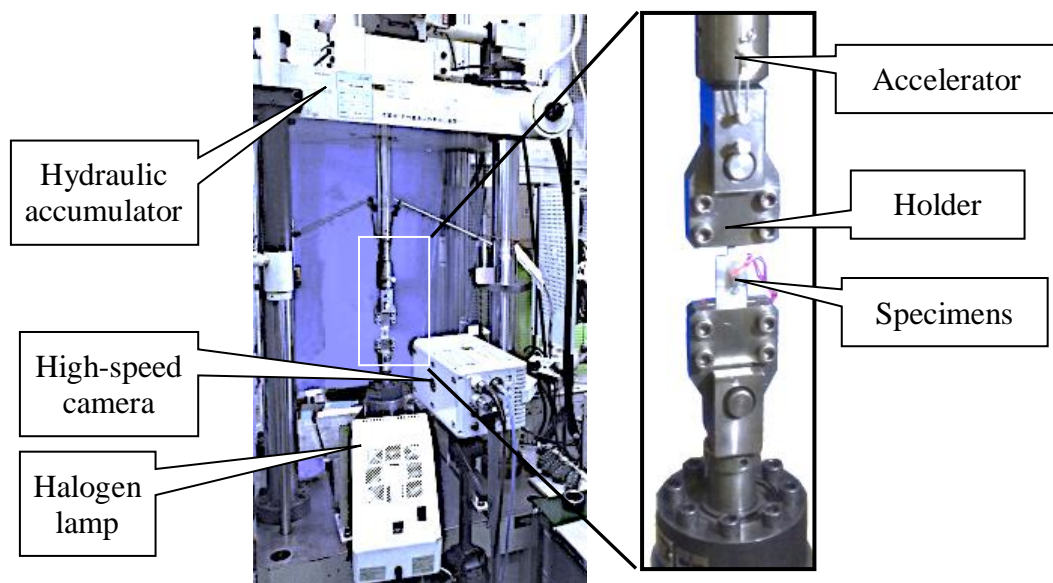


Fig. 2-12 High speed tensile test apparatus

放射温度計と試験片の距離は100mmとした。温度計測位置はFig. 2-13に示す平行部中央とした。

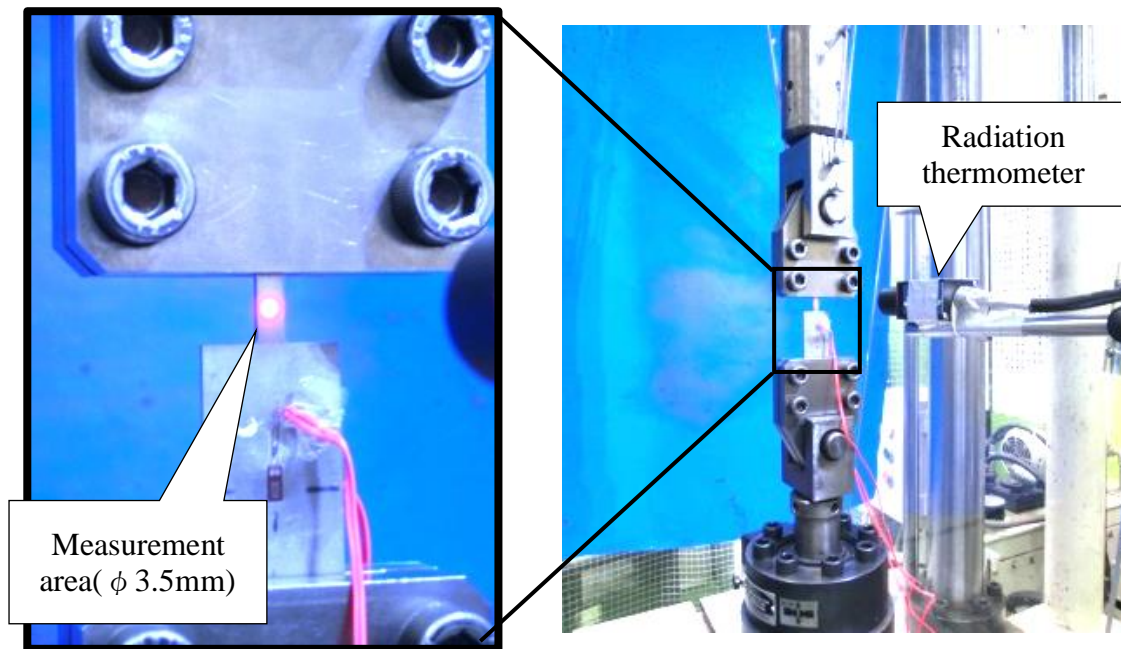







Fig. 2-13 Position of temperature measurement

## 2.4 実験結果

各引張速度での2回の実験結果はほぼ同等であった。以降の図表は1回の実験結果を示す。動的試験においては、試験片に引張荷重をさせる機構にスライダを用いているため、実際に試験片に作用するひずみ速度を一定に制御することは困難である。本研究においては平行部が一様変形を生じている間のひずみを用いて平均ひずみ速度と定義した。応力が降伏点を越えた後から一様伸びの限界点までのひずみ量を時間で微分した値を用い平均ひずみを求めた。ひずみはゲージ長7.5mmの値を用い、降伏点は0.2%耐力とした。試験後の試験片をTable 2-5に示す。すべての速度で、試験片中央部で破断が発生した。

Table 2-5 Fracture position at each strain rate

Strain rate [ s <sup>-1</sup> ]	0.001	0.1	5	100	1000
Test piece shape after experiment					

#### 2.4.1 ひずみ速度による一様伸びの変化

ひずみ測定の結果をFig. 2-14に示す。グラフは公称応力、2種類のゲージ長による公称ひずみ、およびこれらの差を表す。ひずみはいずれの速度においても変形初期にはゲージ長によらず同一の値が観測された。変形の進行に伴い応力が最大値に達するとその差は曲線的に増加し、その後は直線的な増加に変化した。ゲージ長により異なるひずみが計測される原理が、ゲージ長に占める一様伸び部と局所伸び部の割合の差であることから、変形の終期において、差異が直線的な増加となるのは、両ゲージ内で一様伸びの増加が終了し、局所伸びだけが増加するためと考えられる。引張強度の発生直後には局所伸びと共に一様伸びも同時に成長していると考えられる。局所伸びの発生点を決定するためには、両ゲージの差異の発生点を特定する必要があるが、初期の差は曲線的に増加するため一意に特定することは困難である。そこで本研究では終期の直線的な差の増加部を直線近似し、ひずみ0の軸との交点を一様伸びの限界点と定義した。

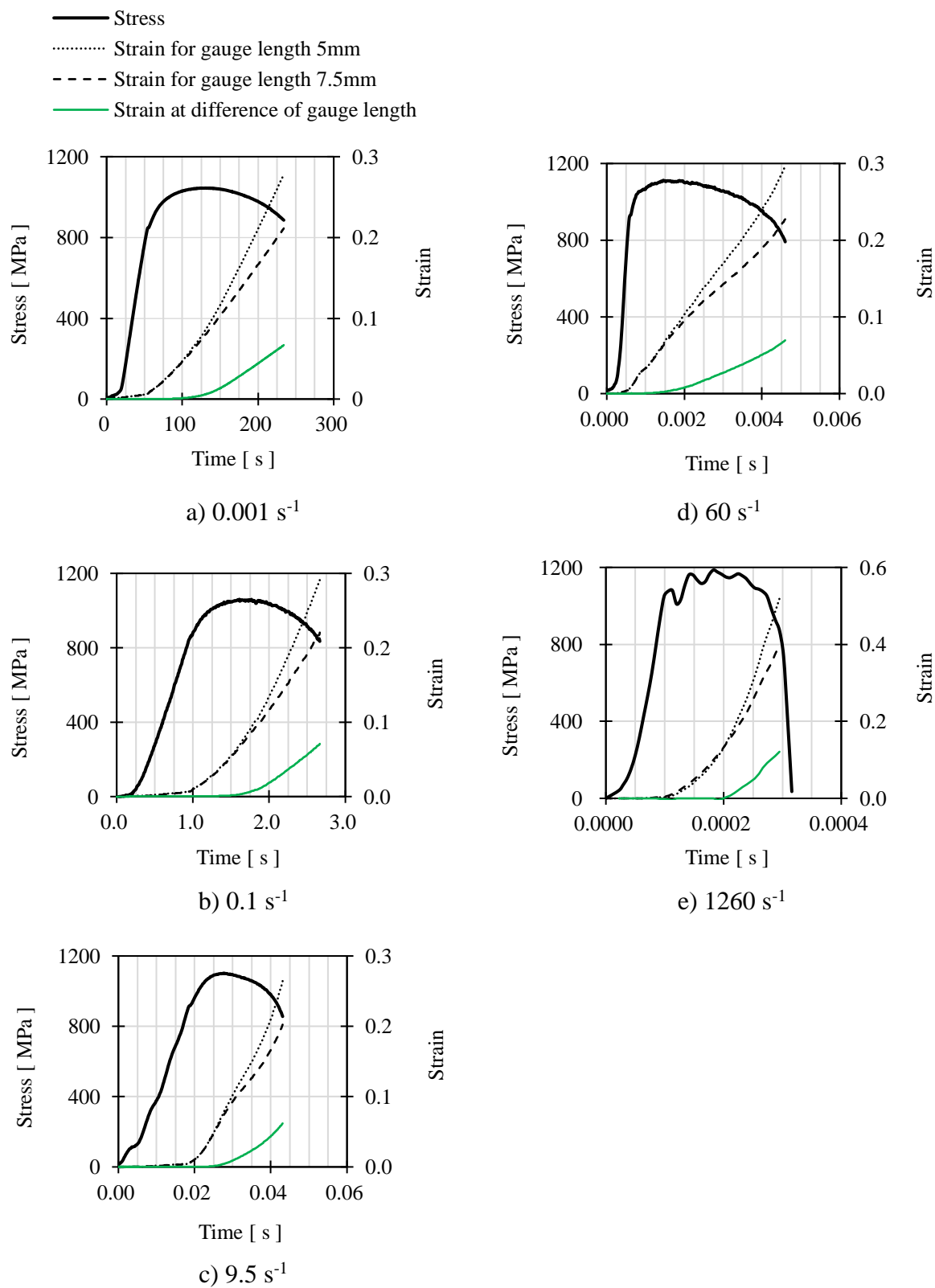


Fig. 2-14 Time variations of stress and strain at various strain rates

## 2.4.2 ひずみ速度による温度変化

温度測定位置と破断位置はFig. 2-15に示すように一致しており、破断部の温度を計測することが出来た。Fig. 2-16に平均ひずみ速度毎の公称応力と平行部中心の温度変化( $\Delta T$ )を表す。計測したすべてのひずみ速度で、材料の破壊時に最高温度が発生し、ひずみ速度が速いほど高温になった。ひずみ速度 $9.5\text{s}^{-1}$ と $60\text{s}^{-1}$ の温度上昇は共に約 $240\text{K}$ であった。ひずみ速度 $9.5\text{s}^{-1}$ 以下では破断直前の荷重の急激な低下と反比例するように、温度の急速な上昇が見られるがひずみ速度 $60\text{s}^{-1}$ ではこの上昇が観測されていない。応力の低下速度から、ひずみ速度 $60\text{s}^{-1}$ では破断部の温度上昇は $1\text{ms}$ 未満の短時間で生じていると考えられる。放射温度計の応答時間未満での温度変化のため、ピーク温度が計測出来ていないと推察される。いずれの速度でも最大引張強度が発生する時の温度上昇は小さく、ひずみ速度 $60\text{s}^{-1}$ 時でも $15\text{K}$ 程度だった。

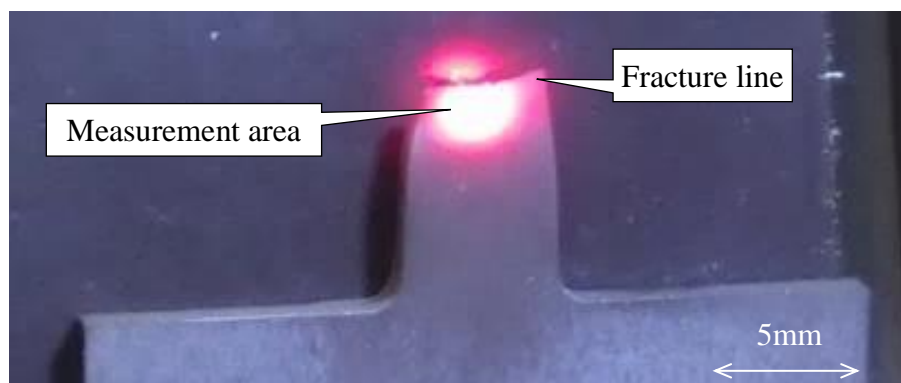


Fig. 2-15 Position of temperature measurement at strain rate  $100\text{s}^{-1}$



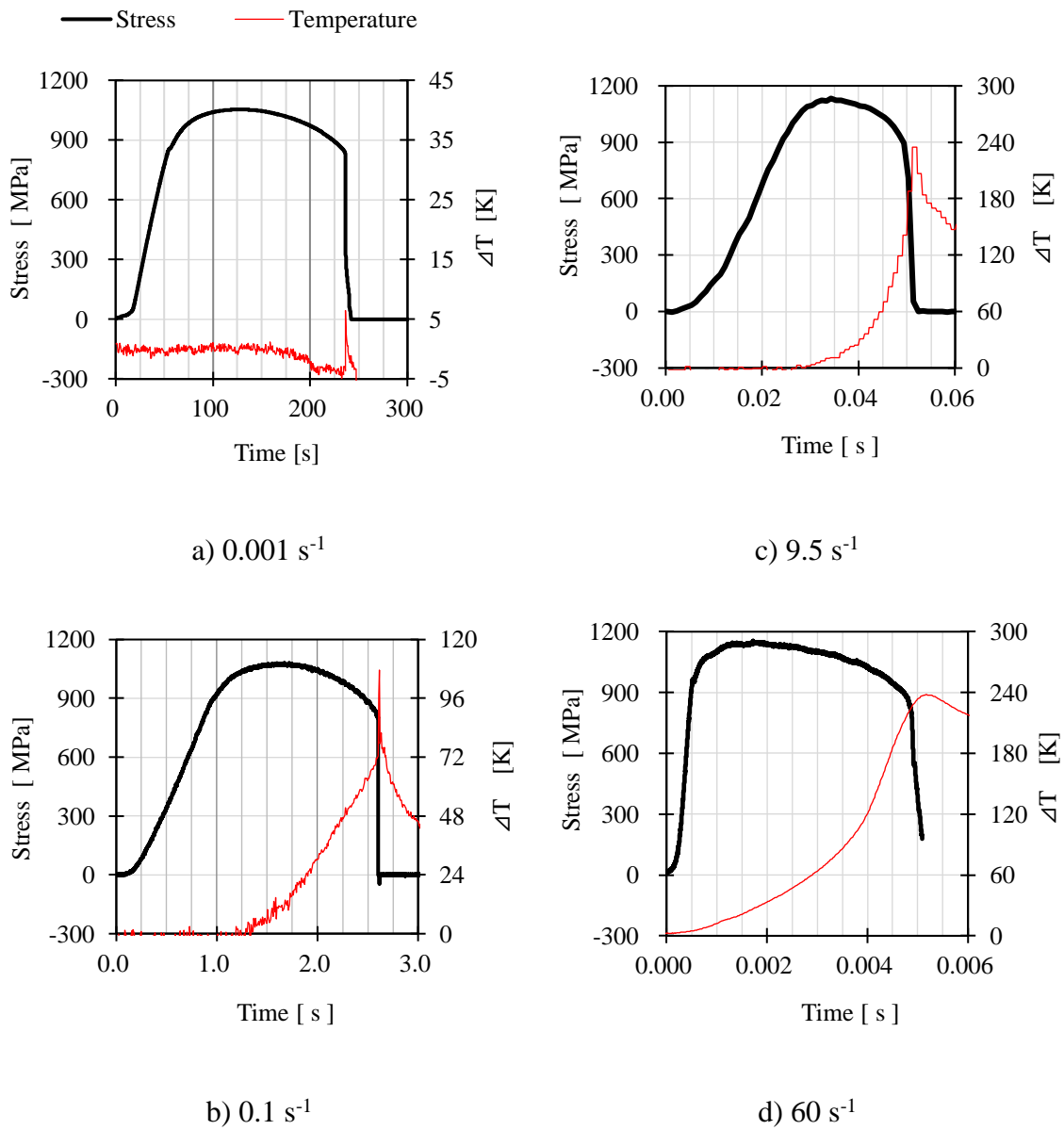


Fig. 2-16 Time variations of stress and temperature rise at various strain rates

### 2.4.3 ひずみ速度による引張強度および延性の変化

平均ひずみ速度毎の応力-ひずみ曲線をFig. 2-17に示す. ひずみはゲージ長7.5mmの値を使用した. 全伸びはひずみ速度9.5, 60, 0.1, 0.001, 1260の順で大きくなり, 速度の順にならなかった.

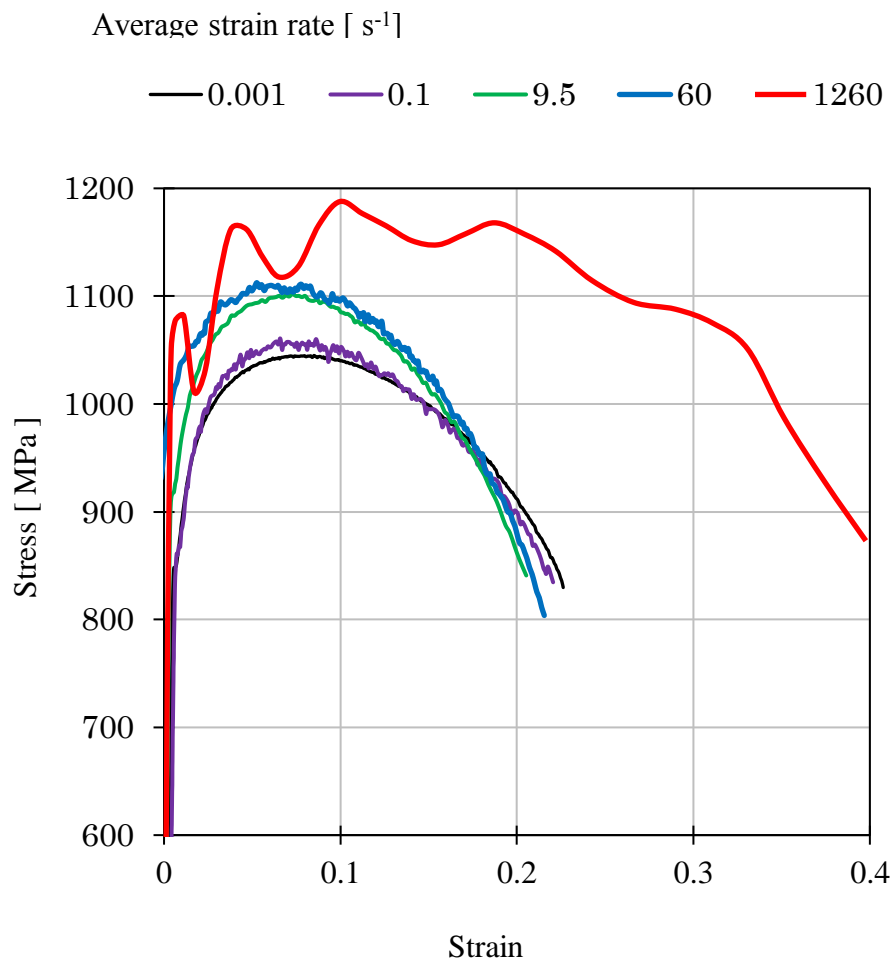
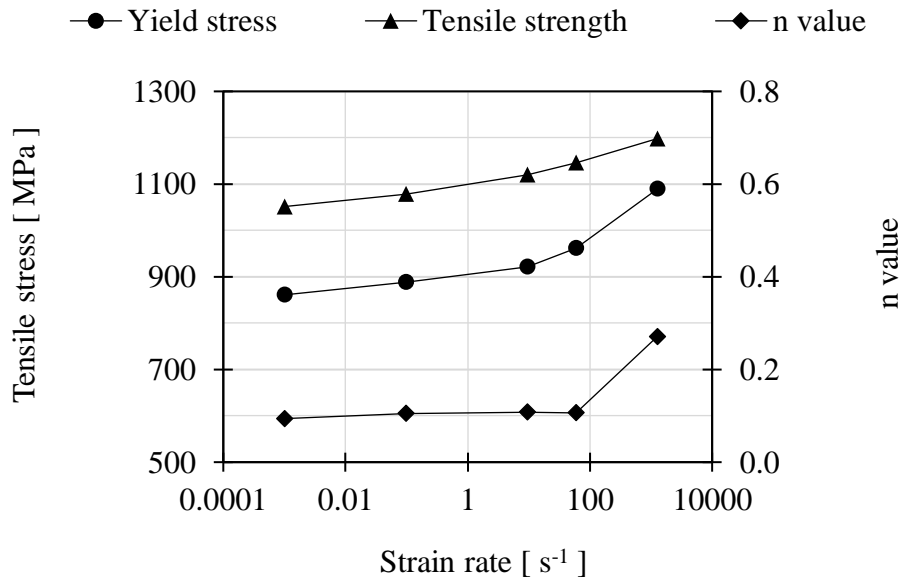
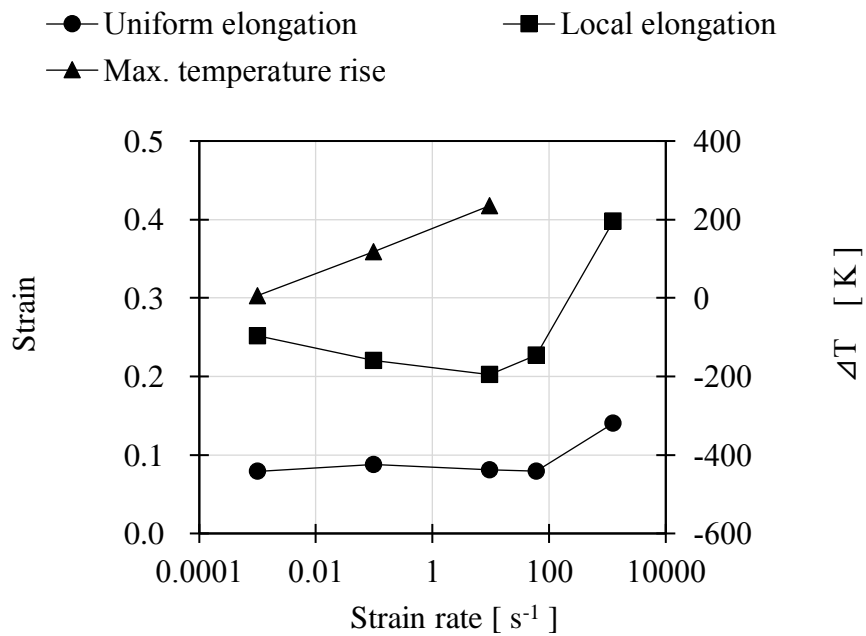


Fig. 2-17 Effect of strain rate on stress-strain curves from specimens with 7.5-mm gauge length

機械的特性の変化をFig. 2-18に示す. 結果は2回の試験の平均値とした. ひずみ速度は平均ひずみ速度を用いた.



a) Yield stress, tensile strength and n value from tensile test



b) Elongation and temperature rise

Fig. 2-18 Effect of strain rate on mechanical properties

局所伸びは、全伸びから一様伸びを引いた値とした。計測できた範囲の温度測定結果も併記する。降伏応力 (YS) は0.2%耐力とした。加工硬化は式(2-2)に示すSwiftのべき乗硬化則に従うとしn値で評価を行なった。評価範囲はひずみ0.05から引張強さ(TS)発生時のひずみまでとし、最小二乗法を用いてn値の同定を行なった。

$$\sigma = A(\varepsilon + \varepsilon_0)^n \quad (2-2)$$

$\sigma$  : 応力 [MPa]

$\varepsilon$  : ひずみ

$A, n, \varepsilon_0$  : 材料定数

ひずみ速度の増加に伴い YSとTSは増加傾向を示した。n値は、ひずみ速度60s<sup>-1</sup>まではわずかな増加だが、ひずみ速度1260s<sup>-1</sup>では0.27と大きく増加した。一様伸びもひずみ速度60s<sup>-1</sup>までは0.08程度でほとんど変化しないが、ひずみ速度1260s<sup>-1</sup>では0.14と大幅に増加しておりn値の変化と傾向が一致する。局所伸びは、ひずみ速度0.001では0.25であるがひずみ速度9.5s<sup>-1</sup>では0.2まで減少する。ひずみ速度60s<sup>-1</sup>では0.23と増加に転じ、ひずみ速度1260s<sup>-1</sup>では大きく増加し0.4に達した。

## 2.5 ひずみ速度による伸びへの影響

ひずみ速度による一様伸びの変化は $n$ 値の速度依存性と考えられるが、局所伸びの変化を説明することはできない。そこで局所伸びが一様伸びと異なる挙動を示す要因を考察する。塑性変形が転位の運動による場合、変形時の応力は転位運動の熱活性化機構に影響されると言われている。転位が障害を乗り越える時に必要なエネルギーとして熱エネルギーが機能することで、小さな応力で変形が進行し材料は軟化挙動を示す。塑性加工により発生したエネルギーは90%が熱に変換されると言われている。変形速度が遅い場合、熱エネルギーは材料内部や大気中へ拡散されるが、拡散するよりも速く塑性変形が進行することで、変形部の材料は高温となり機械的性質に影響をおよぼすと考えられる。今回計測したひずみ速度 $60\text{s}^{-1}$ の変形では、一様変形時の温度上昇は約20Kであった。 $n$ 値の変化が小さかったことから、この温度では転位運動には顕著な影響をおよぼしていないと考えられる。一方で破断直前の応力低下と同時に発生する温度上昇により、ひずみ速度が $9.5\text{s}^{-1}$ の時には材料温度は約500Kにまで達している。熱エネルギーにより材料に軟化が生じるが、温度が上昇するのは局所くびれによるひずみの集中部のみであると考えられる。そのためくびれ部には局所的な板厚減少による形状的な応力集中に加え、温度に起因する応力差によるひずみの集中も加わることになり、早期の破断に繋がり局所伸びが低下したと考えられる。

## 2.6 機械的特性の温度依存性

Fig. 2-16よりDual Phase鋼板の伸びは温度により影響を受けていると考えられる。そこで温度が引張特性(降伏応力, 引張強度,  $n$ 値)におよぼす影響を観察するため恒温環境下で引張試験を実施した。試験温度は296, 373, 473, 523, 573, 623Kの6水準とした。高速引張試験に用いた小型試験片は体積が小さく, 温度変化により軟化が生じた場合に荷重の計測誤差が大きくなると考えられる。そこで体積を大きくするために試験片形状はJIS13B号を用いた。試験機にはInstron社製万能試験機5982を用いた。初期ひずみ速度は $0.005\text{s}^{-1}$ とした。296K以上の試験ではInstron社製の恒温槽3119-408により試験片を加熱した。試験機の外観をFig. 2-19示す。



Fig. 2-19 Appearance of high temperature tensile test

試験片の温度を熱電対で測定し、所定温度で10min間保持した後に引張試験を開始した。ひずみ計測にはInstron社製のビデオ伸び計AVE2を使用した。ビデオ伸び計の精度JIS1級相当である。試験数は各温度1本とした。降伏応力および $n$ 値は高速引張試と同様の方法で求めた。温度毎の引張試験の結果をFig. 2-20に示す。機械的特性の変化をFig. 2-21に示す。温度の上昇に伴い降伏応力は大きく低下した。引張強度の変化は降伏応力の変化と比較すると変化量は小さかった。 $n$ 値は373Kまではほとんど変化していないが473K以降に大きく増加する傾向がみられた。加工硬化が増加することでくびれの発生が遅れたため、引張強度の低下量が小さくなったと考えられる。

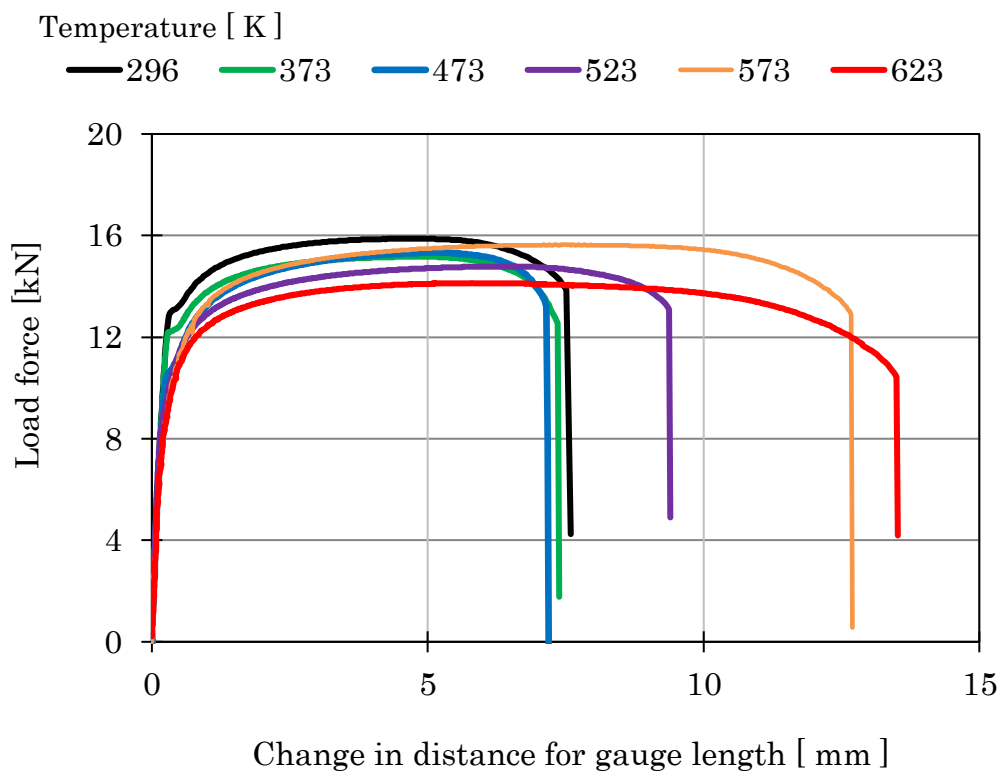


Fig. 2-20 Stress-strain curves with different temperatures

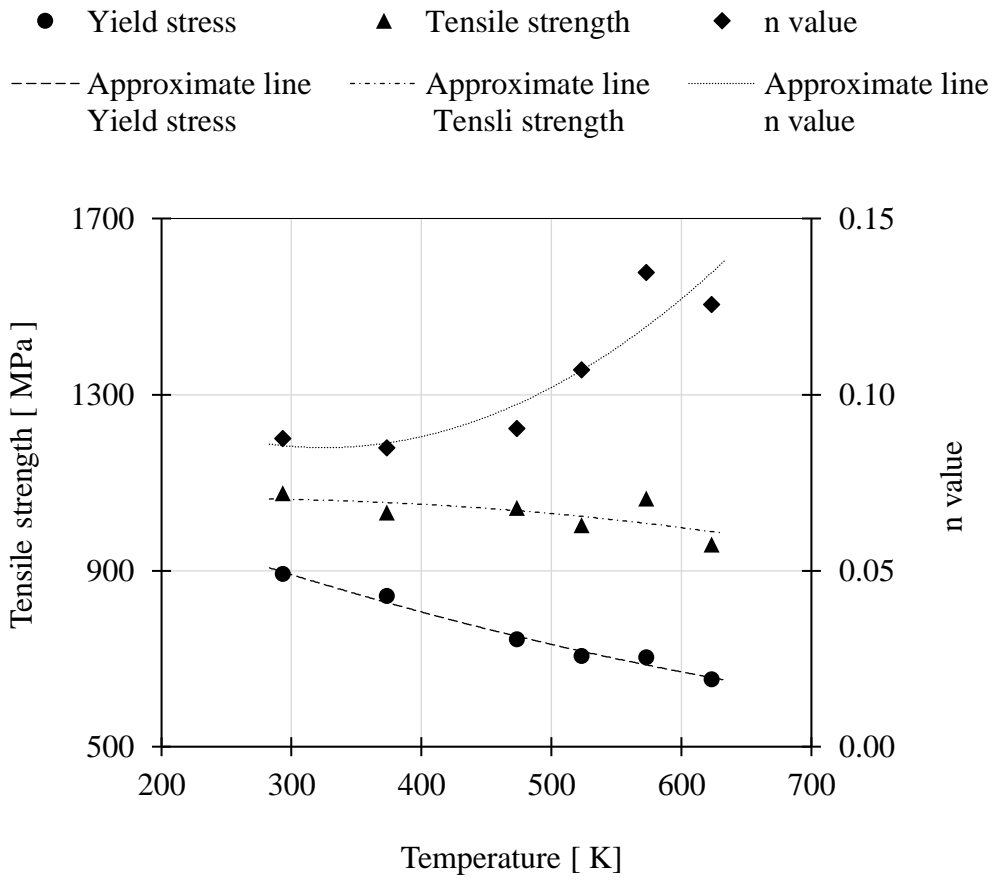


Fig. 2-21 Effect of temperature on yield stress, tensile strength and n value



## 2.7 局所伸びの温度依存性

温度の変化による引張試験結果の変化を、加工硬化の特性と区別するために、局所延性の比較を行なった。試験片は一様変形が終了してからくびれが発生しているため、体積一定条件による断面積の計算が成立しない。そこで評点距離の変位を伸び量の変化と定義した。Fig. 2-20を用い、最大応力の発生点を局所伸び開始点、引張荷重が0になった点を破断点と定義した。局所伸びは式(2-3)と定義し、各温度での局所伸びを296K時の伸びで除算して無次元化して整理した。結果をFig. 2-22に示す。473K時に最も延性が低下しており、一般的な青熱脆性の温度と一致している。Fig. 2-21の結果より473K時にはn値には変化が見られないことより、加工硬化特性の変化とは別に、局所延性が変化したと考えられる。

$$el_t \equiv (df_t - dl_t) / el_{296} \quad (2-3)$$

$el_t$  : 局所伸び量 [ mm ]

$df_t$  : 破断点の変位量 [ mm ]

$dl_t$  : 局所伸び開始点の変位量 [ mm ]

ここで添字 $t$ は各試験温度とする

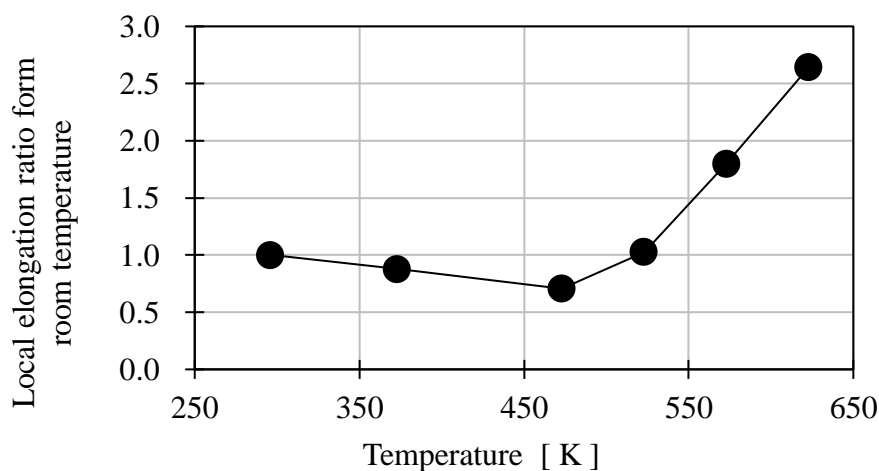


Fig. 2-22 Change in local elongation from 296 K

## 2.8 結果の考察

引張変形中の材料の温度はひずみ速度 $9.5\text{s}^{-1}$ 以下の変形においては、破断の直前を除き、局所伸び進行中は $400\text{K}$ 以下であった。この温度では熱エネルギーによる $n$ 値の増加は発生せず、温度上昇による軟化のみが生じていると考えられる。破断部には低ひずみ部との温度の差に起因する応力集中が生じるため、ひずみ速度が上昇するほどに早期に破断に至ったと考えられる。ひずみ速度 $60\text{s}^{-1}$ では局所伸びの進行中に、材料の温度が $473\text{K}$ を超えている。そのため、温度上昇による $n$ 値の増加が生じ、ひずみの集中が緩和されることで局所伸びが向上したと考えられる。ひずみ速度が $1260\text{s}^{-1}$ に達すると、TSの発生前に広範囲で材料の温度が上昇することで、温度起因の応力低下と加工硬化の増加、並びにひずみ速度の増加による加工硬化の増加により一様伸び、局所伸び共に向上したと考えられる。

## 2.9 結論

高張力鋼板における延性がひずみ速度により変化することを実験で確認することができた。新たに設計した小型試験片により、従来試験片よりも一様伸び、全伸びを広い範囲で計測することが可能となった。DICを用いたひずみの測定においては、単眼カメラで十分な測定精度を得られることが検証できた。これにより2種類のゲージ長を用い、局所伸びの発生が最大応力の発生と同時に生じていることを実験で確認することができた。塑性変形が生じている間の温度上昇は最大応力の発生以降に生じ、破断の直前に急速に上昇することを確認できた。FEMで破断を予測する場合、温度による応力変化および局所伸びの変化を考慮することで精度の高い計算結果が得られると考えられる。

## 第3章 FEMによる延性挙動の検証

小型試験片を用いた実験により、塑性変形により生じた温度の変化により、延性が変化することが確認された。ひずみ速度による延性の違いをFEMで再現できるかを評価すると共に、延性に影響を与える要因を検証する。

### 3.1 FEM計算の目的と計算条件

FEMを用いて加工速度による加工硬化および温度による影響を確認することを目的とした。計算にはLivermore Software Technology Corporation製の汎用コード LS-DYNA Ver R9を用いた。計算はすべてニュートンの運動方程式を用いた動的陽解法とした。計算対象は試験片のみとし接触は考慮しないものとした。鉄鋼材料は高速で変形する際は粘性挙動を示すと言われるが、本研究においては産業界での実用性を考慮し、計算時間を短縮するために弾塑性体として扱う事にした。降伏条件は等方性とした。

解析精度の目標値を設定するため、量産材料の特性値を調査した結果をFig. 3-1に示す。SPFC980の場合、全伸びを表すEL値は14%、標準偏差は1%だった。工程能力を $3\sigma$ と仮定した場合ELは±20%のバラツキを生じていることになる。計算精度はバラつき量の1/4以内を目標とし±5%以内と設定した。

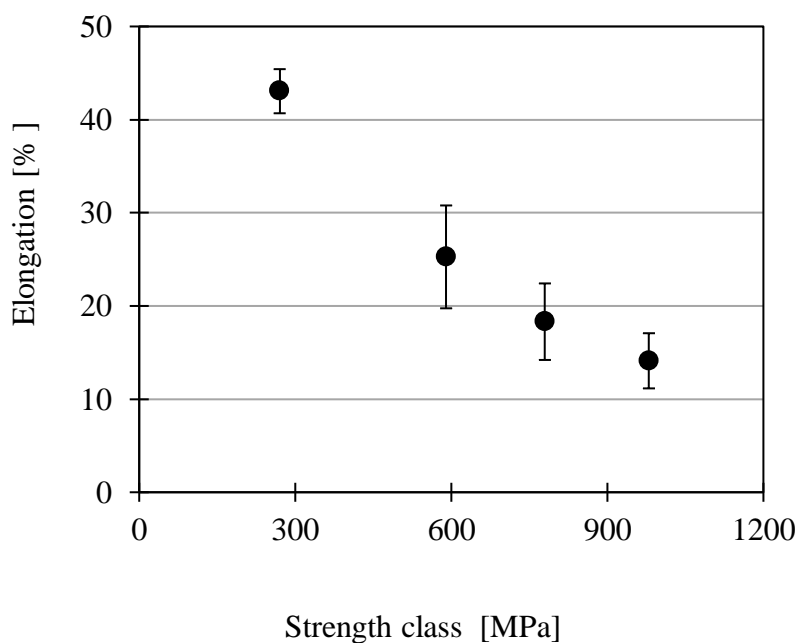


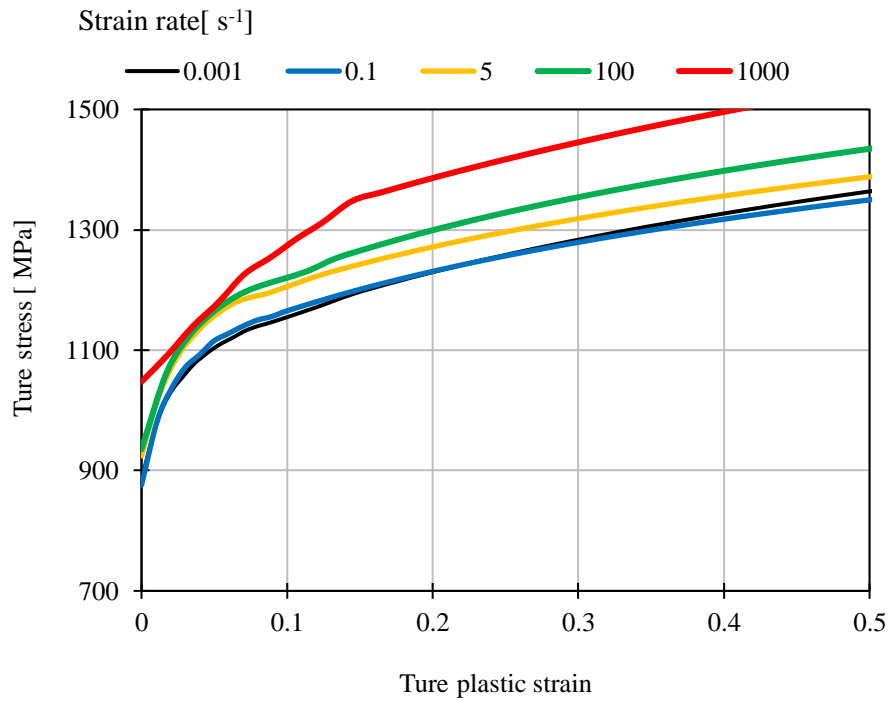
Fig. 3-1 Distribution of EL values from mass-produced

## 3.2 応力ひずみ関係の定義

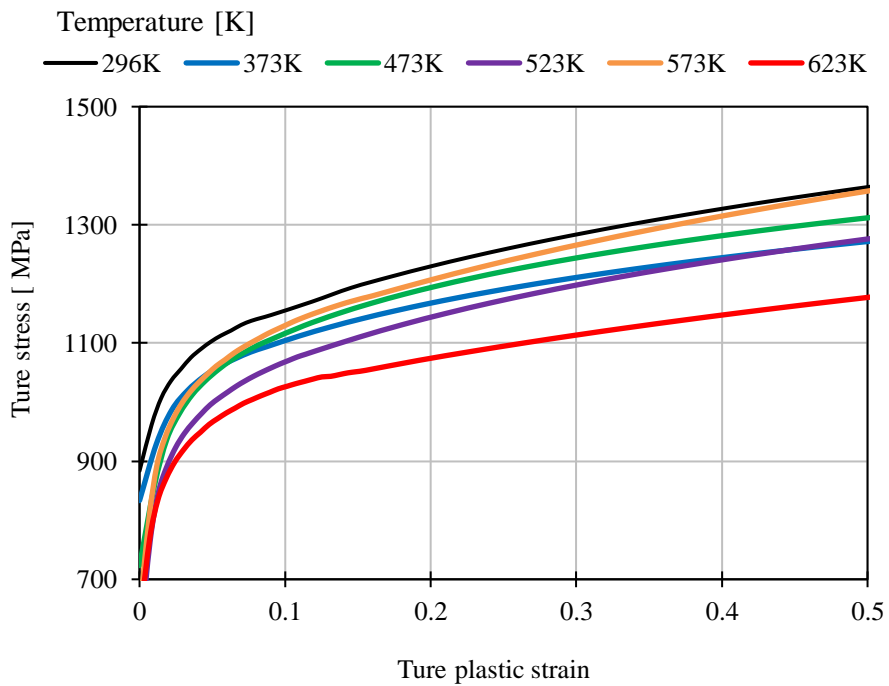
入力に用いる応力-ひずみ曲線は第2章の単軸引張試験で得られた結果を用いた。最大応力発生以降の応力ひずみ曲線は式(2-2)で示したSwift式により外挿を行なった。Swift式は同定に用いる範囲によって材料定数が異なってしまう。本研究では0.2%耐力を降伏点として定義した。その後、最大応力発生点と降伏点の間の測定点のうち、後半の50%を用いて最小二乗法によりn値を同定することにした。同定はExcelによる自動マクロにより実施した。JIS<sup>38)</sup>では直線回帰を求める区間は2%以上の塑性ひずみ範囲を持たなければならないと規定されている。一様伸び限界までの伸びが4%以上の材料であれば同マクロで同定することが可能である。ひずみ速度は2.4で求めた平均ひずみ速度で整理を行った。同定した特性値をTable 3-1に示す。外挿により得られた応力-ひずみ曲線をFig. 3-2に示す。ひずみ速度0.001と0.005s<sup>-1</sup>の試験時の引張速度は両方とも0.01mm・s<sup>-1</sup>である。両試験の動的な影響は小さいものと考えられるため、計算では全てひずみ速度0.001として取り扱うことにした。

Table 3-1 Material constants for Swift law at each test conditions

Strain rate [ s <sup>-1</sup> ]	Temperature [ K ]	n	A	ε <sub>0</sub>
0.001	296	0.12	1404.2	0.07
0.1	296	0.10	1404.6	0.06
9.5	296	0.11	1411.8	0.12
60	296	0.11	1473.6	0.06
1260	296	0.27	1572.8	0.40
0.005	373	0.11	1356.6	0.04
0.005	473	0.11	1408.9	0.01
0.005	523	0.14	1385.8	0.06
0.005	573	0.19	1471.0	0.15
0.005	623	0.18	1238.0	0.25



a) Stress - strain curve at each strain rate



b) Stress - strain curve at each ambient temperature

Fig. 3-2 Stress - strain curve form swift law



### 3.2.1 メッシュサイズによる計算精度への影響

FEM計算はメッシュの大きさにより計算結果が影響を受ける。そこでメッシュサイズによる計算結果への影響を確認した。計算にはソリッド要素を用い積分点が要素中心の一点のみとなる低減積分要素を使用した。最大メッシュサイズは供試材の板厚である1.2mmとし、0.4, 0.2, 0.1mmの4水準とした。試験片形状は高速引張試験に使用したものと同様とした。分割したメッシュをFig. 3-3に示す。計算時間の短縮のため、掴みのモデル化は省略した。静的引張を仮定し、応力のひずみ速度依存性および塑性発熱および応力の温度依存性は考慮しないものとした。材料は等方性を仮定し降伏条件はMisesの降伏条件とした。加工硬化則はSwiftとし、ひずみ速度 $0.01\text{s}^{-1}$ 、温度293Kのものを使用した。最大応力以降の値はTable 3-1の値を用い外挿した。境界条件をFig. 3-4に示す。試験片の一方の端面を完全拘束とし、反対側の端部に速度条件を付与した。試験片の中央部を挟む7.5mmの距離をゲージ長として公称ひずみを求めた。引張荷重は実験と同様にSEC A-Aに生じる垂直荷重を引張荷重と定義し、初期断面積で除することにより公称応力を求めた。

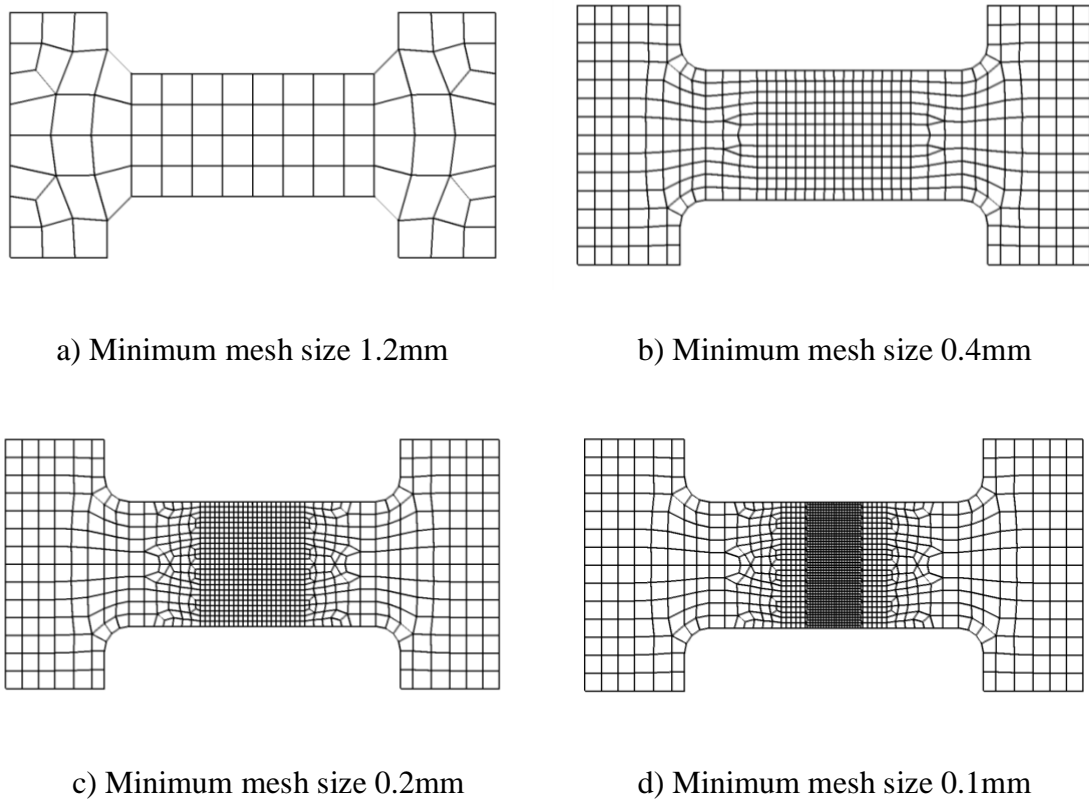


Fig. 3-3 Mesh discretization

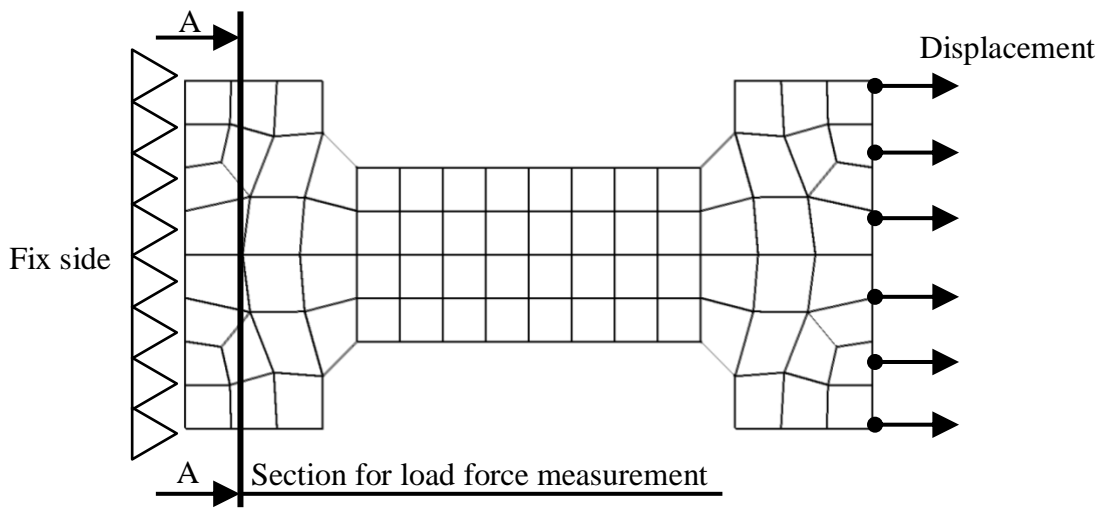


Fig. 3-4 Boundary conditions

計算結果をFig. 3-5に示す. 最大応力の発生まではメッシュサイズに関わらず同一の結果となった. その後はメッシュサイズによる差が生じており, メッシュが小さいほど実験の結果に近い値となった. 最もメッシュサイズの大きい1.2mmでは, 板厚方向の分割数が1層となるため局所くびれを再現することが出来ないことから, 応力集中による引張荷重の低下を表現できなかつたと考えられる. メッシュサイズ0.4, 0.2mmおよび0.1mmではひずみ0.17付近からの応力低下に違いが見られる. ひずみ0.23の時の応力を用い, メッシュサイズによる計算精度の比較を行なった. FEMによる計算値を実験の値で除した値を計算精度と定義した. Fig. 3-6にメッシュサイズ毎の計算精度を示す. メッシュサイズの縮小と共に計算精度が向上することが確認できた.

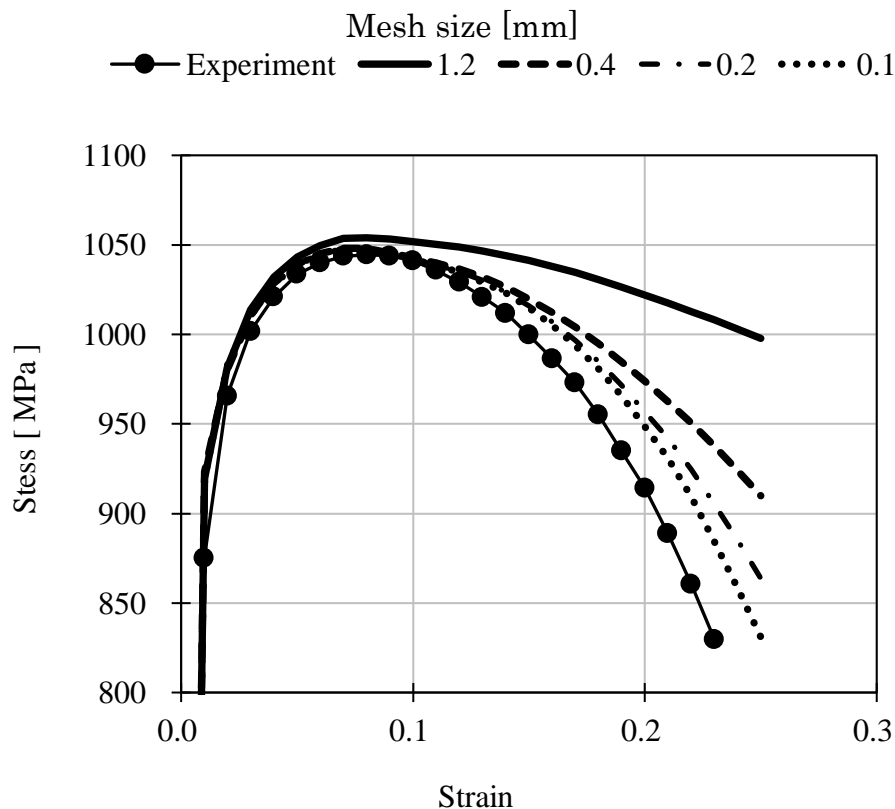


Fig. 3-5 Calculate results of stress - strain curves at each mesh size

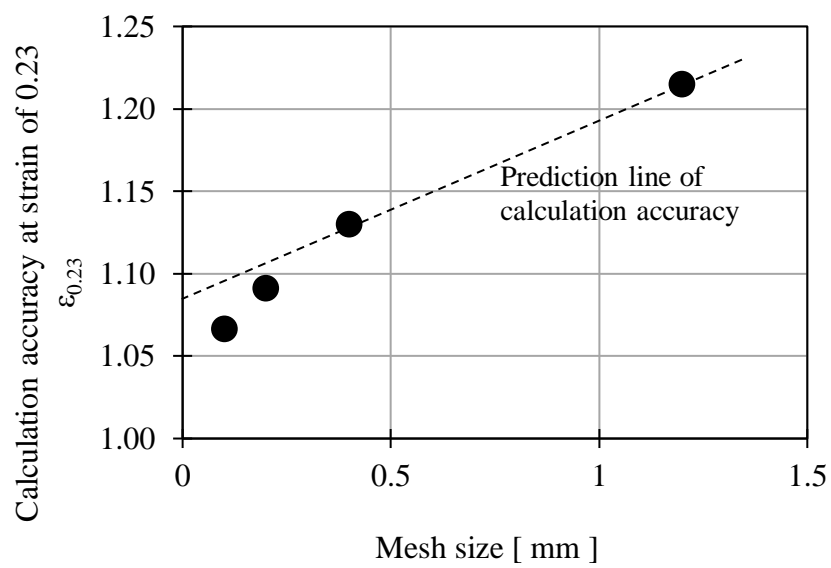


Fig. 3-6 Calculation accuracy for each mesh size

### 3.2.1.1 結果の考察

メッシュサイズを小さくするほど、発生応力が実験値に漸近する傾向を確認することができた。一方でメッシュサイズが0.2mmと0.1mmでは大きな差は見られない。そこでメッシュサイズによる計算精度への影響を考察した。ひずみ0.23時のメッシュサイズ毎の板厚方向の変化量をFig. 3-7に示す。メッシュサイズが大きいほど板厚変化が少ない。その結果、断面積が減少しないため応力を過大評価したと考えられる。断面積減少を引き起こすには、くびれ部の幾何形状の変化を表現できるだけのメッシュの細かさが必要になる。メッシュサイズが0.2mmから0.1mmへの変化では、くびれ形状に対し十分にメッシュ形状が小さいため、メッシュサイズによる計算精度の向上効果が飽和したと考えられる。

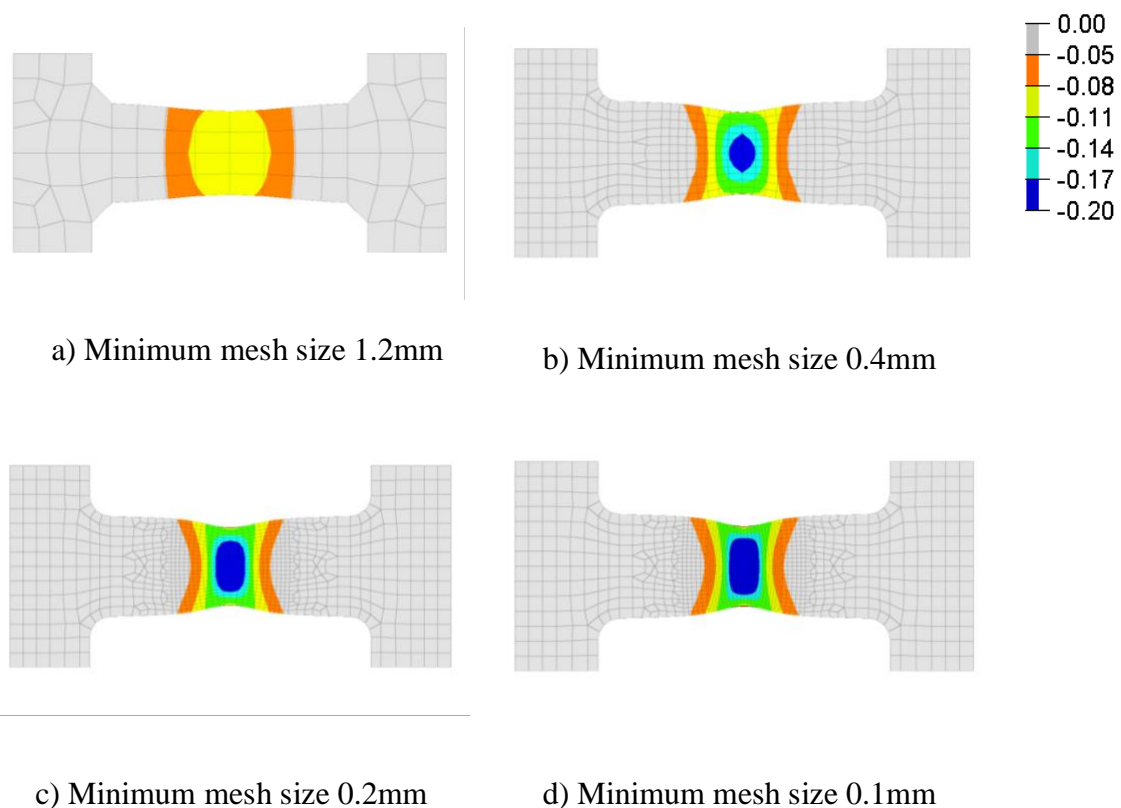


Fig. 3-7 Thickness distortions by FEM calculation at strain 0.23

しかしメッシュサイズ0.1mmの場合でも、依然として実験結果との乖離が見られる。そこで最大応力発生以降に材料に内部に生じるボイドに着目した。Fig. 3-8は延性破壊が生じるメカニズムの模式図<sup>39)</sup>である。塑性変形が進展することで、転位の集積や析出部周辺に微細な空孔(ボイド)が生成される。変形の進行により、この空孔の成長および空孔同士の合体が生じることで最終的には材料の分断が生じる。Landronら<sup>13)</sup>はX線画像撮影を用いることで、600MPa級Dual-phase 鋼板の塑性変形中に生じたボイドの体積を測定しており、破断前にはボイドの体積が急速に増加することを明らかにしている。またKadkhodapourら<sup>40)</sup>は800MPa級Dual-phase 鋼板を用いた静的単軸引張試験を行い、最大応力の発生と共にボイドが発生し、その後、ひずみの進行とともに成長する様子を観察している。ボイドの発生により材料は見かけ上は体積が増加する。そのため体積一定則に従ったFEM計算においては、発生応力が大きく計算されたと考えられる。ボイドの発生を考慮した構成則<sup>23),41)-44)</sup>も提案されているが、ひずみ速度や温度への依存性などが十分検討されているとは言えない。本研究においてはボイドの発生は考慮せず、誤差として取り扱うことにした。以上により本研究ではソリッドメッシュサイズは0.2mmとした。

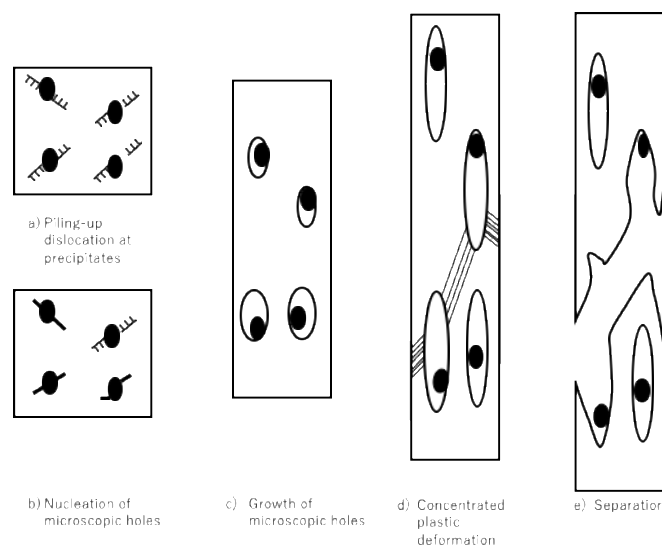


Fig. 3-8 Stages of ductile fracture<sup>39)</sup>

### 3.2.2 温度による計算精度への影響

材料温度の変化によるFEMの計算精度への影響を確認した。静的引張試験とするため加工硬化特性の速度依存性は考慮しなかった。材料は等方性を仮定しMisesの降伏条件を使用した。塑性発熱は考慮せず変形中の温度は一定と仮定した。応力-ひずみ関係はTable 3-1の値を使用した。試験片形状は恒温引張試験で用いたJIS13B試験片を用いた。計算要素にはソリッドの一次要素を使用した。メッシュサイズはFig. 3-6の結果より0.2mmとした。計算時間短縮のため、くびれの発生する中央部のみを0.2mmメッシュとし、他部は1.4mmとした。ゲージ長は引張試験と同様に50mmとした。境界条件をFig. 3-9に示す。

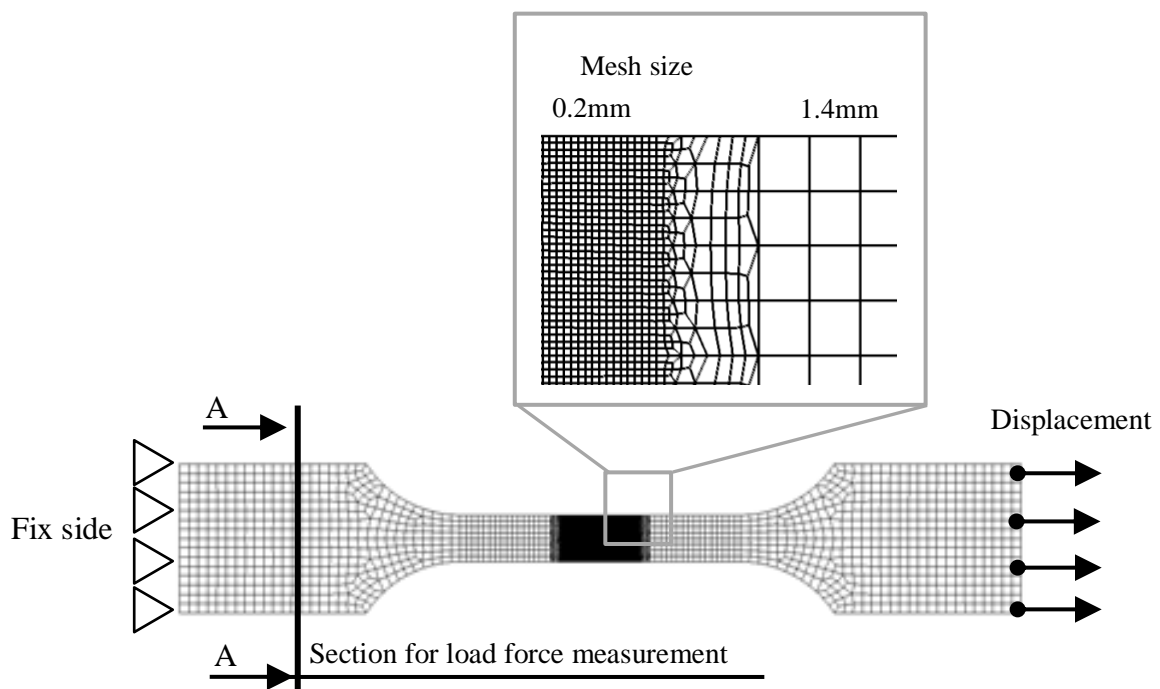


Fig. 3-9 Mesh discretization and boundary conditions for tensile test in constant temperature

296Kから523Kまでの変位と応力の関係を Fig. 3-10に示す. いずれの温度においても破断を除き, 実験と良い一致を示している.

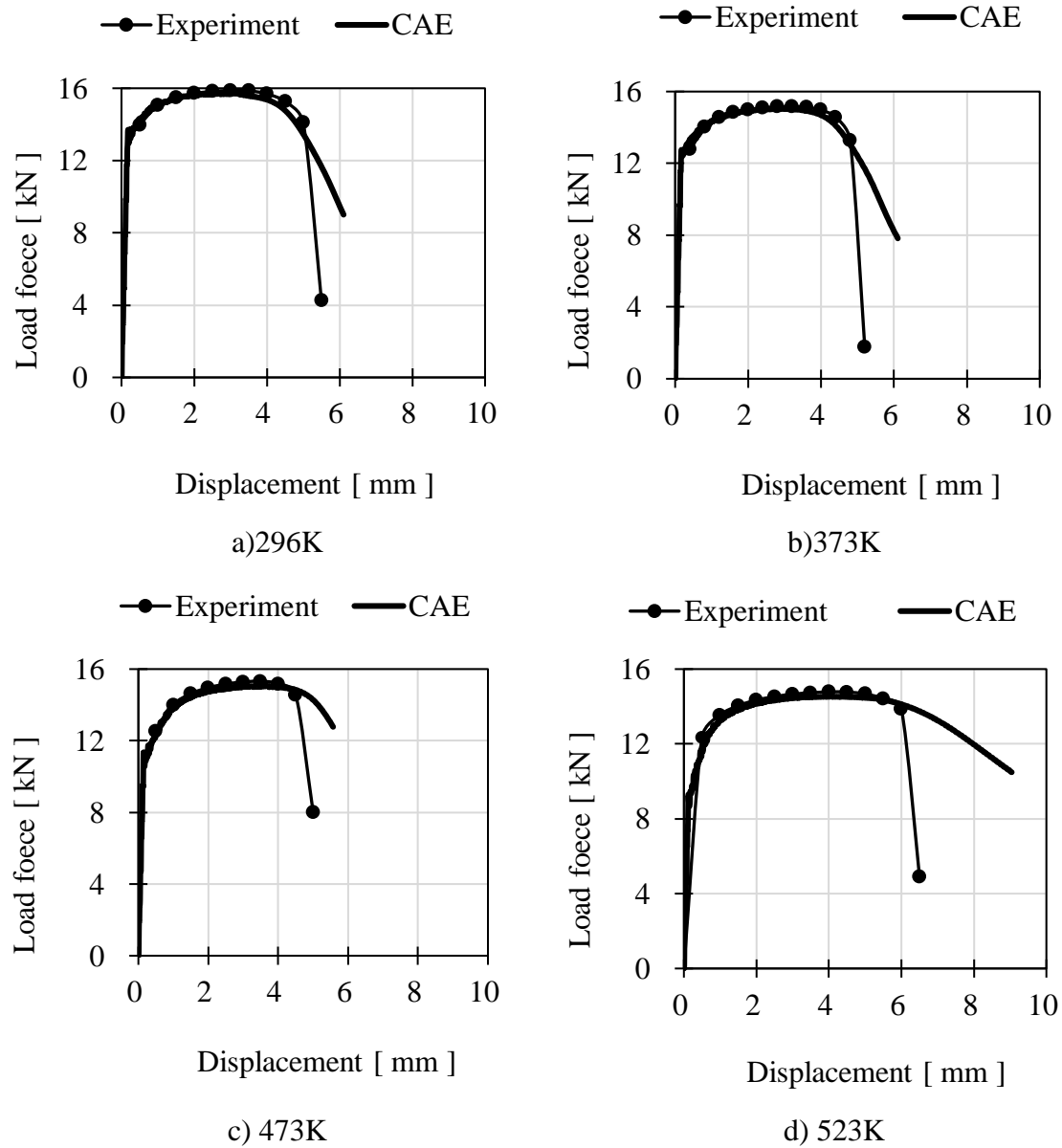


Fig. 3-10 Relationship between load force and displacement at temperature between 296K to 523K



一方で573K以上の結果は、実際よりも早く応力の低下が生じており、最大荷重の発生を再現することができなかった。

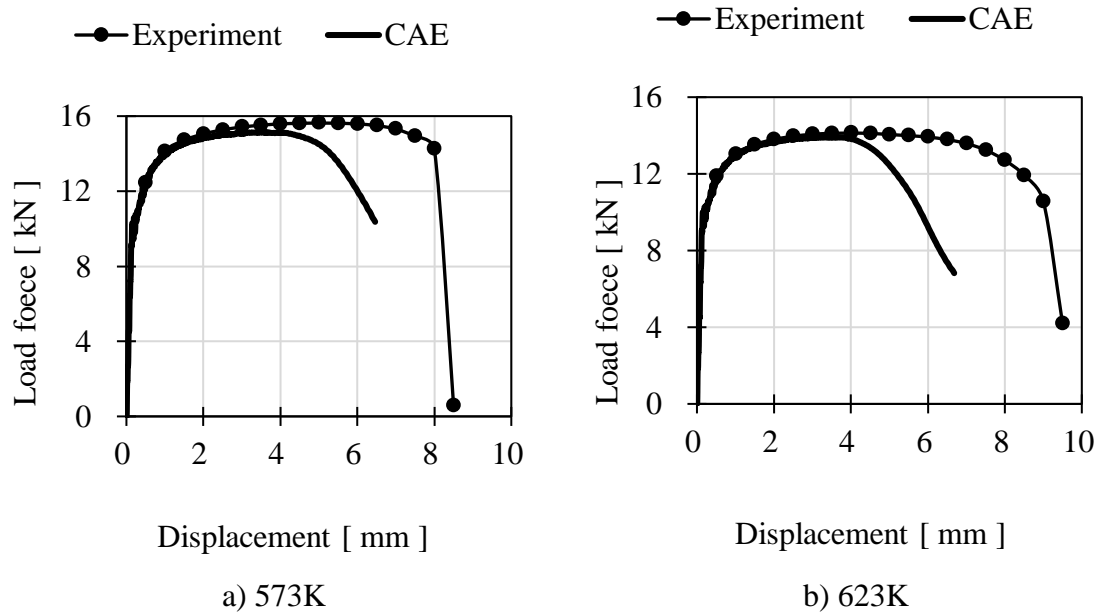


Fig. 3-11 Relationship between load force and displacement at temperature between 573K and 623K

### 3.2.2.1 結果の考察

Fig. 3-11 に示した573Kおよび623KでのFEMの結果は、実験と比較して荷重の低下が早期に発生している。そこで加工硬化則の見直しを検討することにした。Fig. 3-12 に示す通り試験温度の上昇とともに、降伏比 (YS / TS) が小さくなっていることが確認された。加工硬化特性を表すためにはSwift式による外挿では不適切な可能性が考えられる。

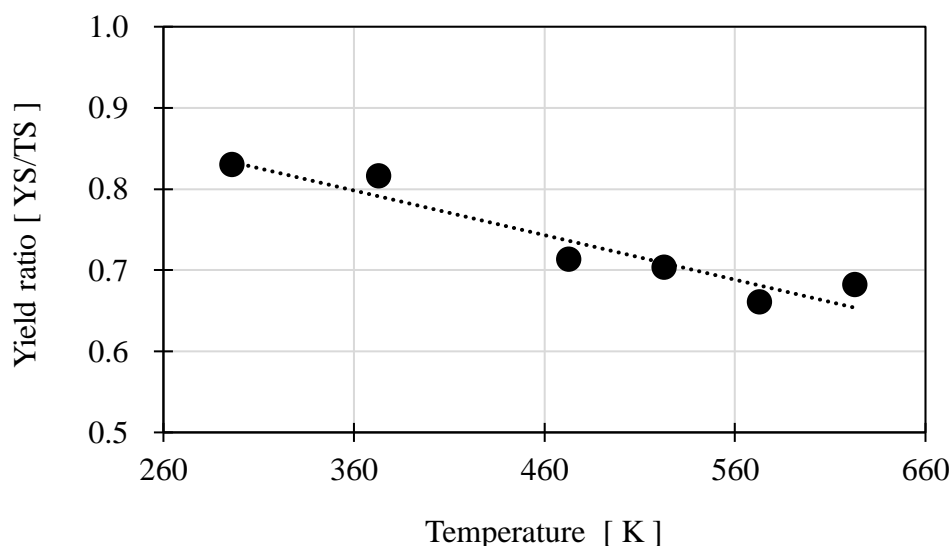


Fig. 3-12 Changes in yield ratio depending on temperature

降伏比が小さい材料としてアルミニウムが知られている<sup>45)</sup>。アルミニウムの加工硬化特性を表現するためには式3-1に示すVoceの式<sup>46)</sup>が広く用いられている。そこでVoceの式による外挿を行い、再計算を行うことにした。623K時の材料定数を最小二乗法により同定した。得られた材料定数をTable 3-2に示す。Fig. 3-13にSwift式とVoce式による応力-ひずみ曲線の外挿結果を示す。Swift式と異なり高ひずみ域での加工硬化による応力上昇が生じない結果が得られた。

$$\sigma = a - b \exp(-c\varepsilon) \quad (3-1)$$

$\sigma$  : 相当応力 [MPa]

$\varepsilon$  : 相当ひずみ

$a, b, c$  : 材料定数

Table 3-2 Material constants in Voce law

Temperature [ K ]	a	b	c
623	1071.00	275.20	26.29

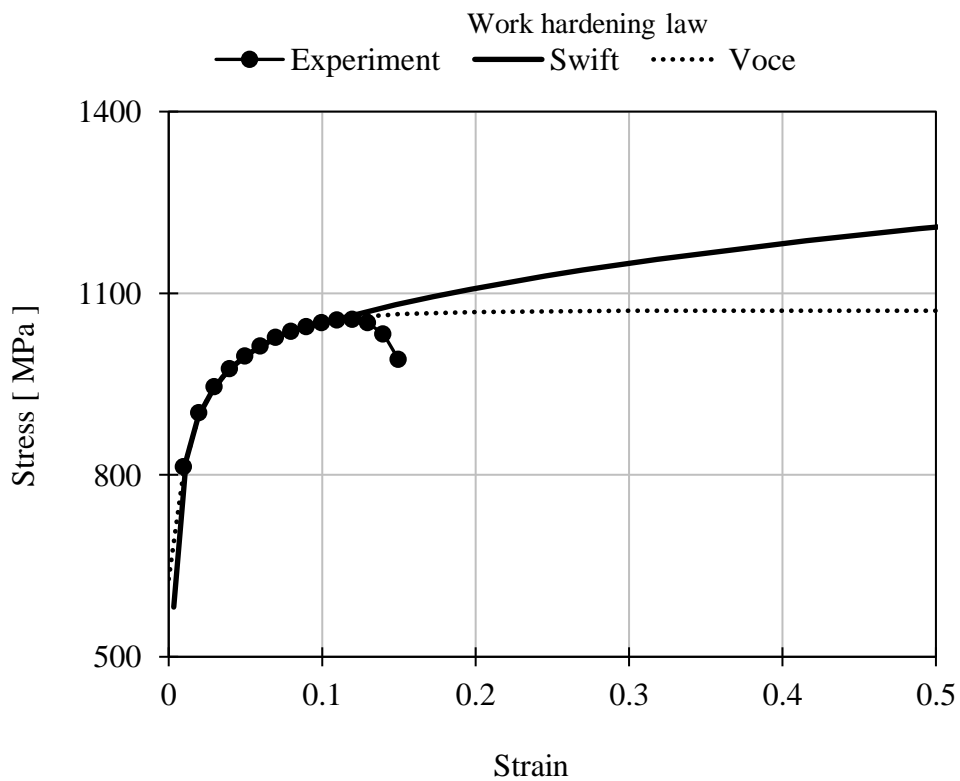


Fig. 3-13 Comparison of extrapolation results by Swift and Voce law

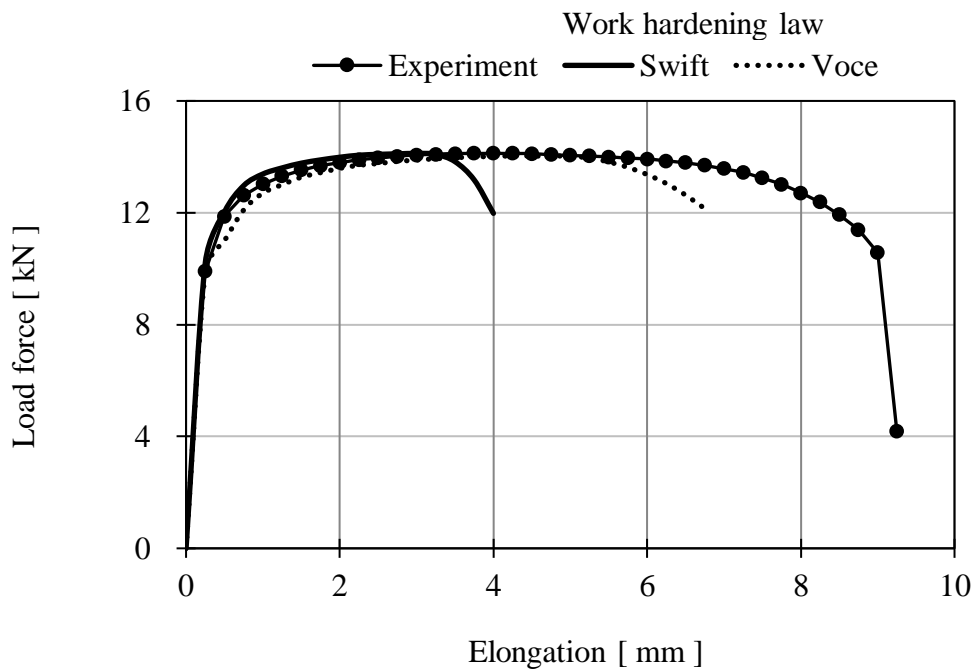


Fig. 3-14 Comparison of calculated results of relationship between load force and elongation by Swift and Voce law

Voceの式より得られた応力-ひずみ曲線を用い、623K時の再計算を行なった結果をFig. 3-14に示す。Voceの式を用いることでSwiftの式よりも応力低下が生じ難い結果となったが、試験結果を十分に再現することは出来なかった。FEMでは実際の試験片と比較して、早期に局所くびれが発生すると考えられる。高温環境において、局所くびれの発生が遅くなる理由として、動的再結晶の発生が考えられる。動的再結晶はアルミニウム、マグネシムやそれらを含む合金ならびにフェライト系の鉄鋼でその発生が確認<sup>47)</sup>されている。動的回復が生じる温度は約 $0.5T_m$ ( $T_m$ : 融点)<sup>48)</sup>以上といわれているが高ひずみ状態の銅では $0.14T_m$ という低温で加工硬化が見られなくなる<sup>47)</sup>。包ら<sup>49)</sup>はマルテンサイト合金において、673Kで再結晶が生じることを実験で明らかにしている。Dual-phase鋼板はフェライトとマルテンサイトで構成されており、単相鋼板と同様に再

結晶が生じると考えられる。573K以上の引張試験では、加工硬化による応力上昇と動的回復による軟化が釣り合うことで、くびれの発生が遅れたものと考えられる。FEMではひずみの増加により応力が一様に進展することを仮定した加工硬化則を使用したため、くびれの発生時期を正しく計算することができないと考えられる。

動的再結晶は材料の温度が高く、ひずみ速度が遅いほどその進行が速くなる。本研究で対象としている現象は、高速変形時に生じる発熱による影響である。引張試験のように低ひずみ速度の場合は塑性変形による発熱は空気中および材料内に拡散され、温度が上昇することはない。温度上昇が生じる部位は、すでに応力集中によるくびれが生じた部分となる。また破壊予測の点からはFEMによる予測の方が早期に破断を生じる結果となるため、実用上は安全側の予測を行うことになり、安全側の予測となる。これらのことより本研究ではすべての加工硬化特性にSwift則を使用することとした。

### 3.3 予測精度の評価

応力のひずみ速度依存性および、応力の温度依存性が延性に与える影響を分析するためFEM計算を行った。塑性発熱による温度変化を求めるため、材料モデルにJohnson-Cookモデル<sup>50)</sup>を使用することにした。材料定数の同定はソフトウェア内部の同定機能を利用した。実験データにはFig. 3-2の値を用いた。塑性発熱による影響を確認するため、応力の温度依存性を考慮したモデルと考慮しないモデルによる計算を実施した。温度依存性を評価するモデルにおいては塑性発熱による温度上昇を計算した。塑性変形に使用されたひずみエネルギーの90%が熱に変換されると仮定した。温度に依存する材料特性はTable 3-3に示す軟鋼の物性値で代用した。環境温度を296Kと設定し、空气中への熱放出を考慮した。引張速度は2.4.2で求めた平均ひずみ速度となるよう、それぞれ0.01, 0.1, 9.5, 60, 1260s<sup>-1</sup>とした。陽解法では計算の時間増分量は、材料内を通過する応力波の速度により決定される。そのため、静的な計算を行う場合は計算時間が膨大になる。本研究では引張速度95mm・s<sup>-1</sup>以下の計算においては、引張速度1000mm・s<sup>-1</sup>として計算を行い計算時間の短縮を図った。応力のひずみ速度依存性および熱伝達は速度項を速度増加量で除して、実時間と等価とした。

Table 3-3 Material property dependent on temperature <sup>51)</sup>

Temperature [K]	Specific heat [J/(kg・K)]	Thermal conductivity [W/(m・K)]	Young's modulus [GPa]	Density [kg/m <sup>3</sup> ]
296	405	33.4	200	7860
373	452	34.0	195	
473	504	33.8	190	
673	608	31.8	175	

### 3.3.1 シェル要素による予測精度の評価

FEM解析においてソリッド要素は計算精度が良いが、計算時間が長くなる特徴がある。自動車開発の現場ではリードタイム短縮のためシェル要素が用いられることが多い。そこでソリッド要素と予測精度比較するため、シェル要素による計算を行った。シェル要素は平面応力状態を前提としている。そのため要素サイズが板厚以下にすることは出来ない。要素サイズは板厚と同じ1.2mmとした。要素は完全積分要素を用い、板厚方向の積分点数は5点とした。メッシュ分割をFig. 3-15に示す。その他の境界条件はFig. 3-3に示すソリッドでのモデルと同様とした。

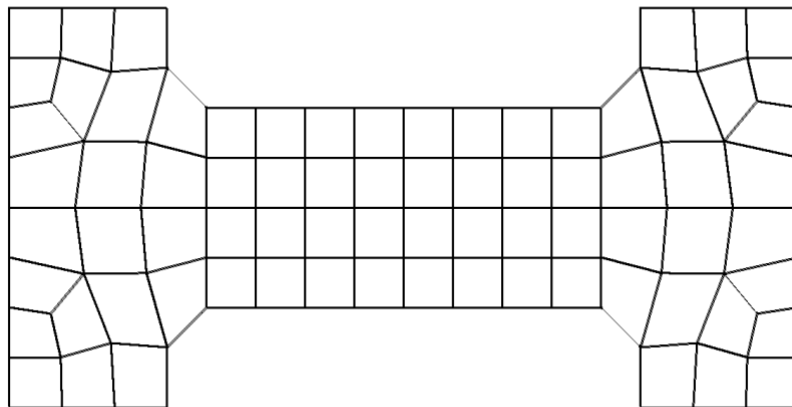


Fig. 3-15 Calculate mesh for shell element

### 3.4 計算の結果と考察

ひずみ速度 $0.001s^{-1}$ の計算結果をFig. 3-16に示す. ソリッド, シェル共に温度を考慮することで僅かな応力低下が生じた. シェル要素は実機よりも高い応力を示した. 3.2.1で示したようにボイドの影響と考えられる. この速度では温度の影響は少なく, ボイドの成長および合体が応力の低下を支配していると考えられる.

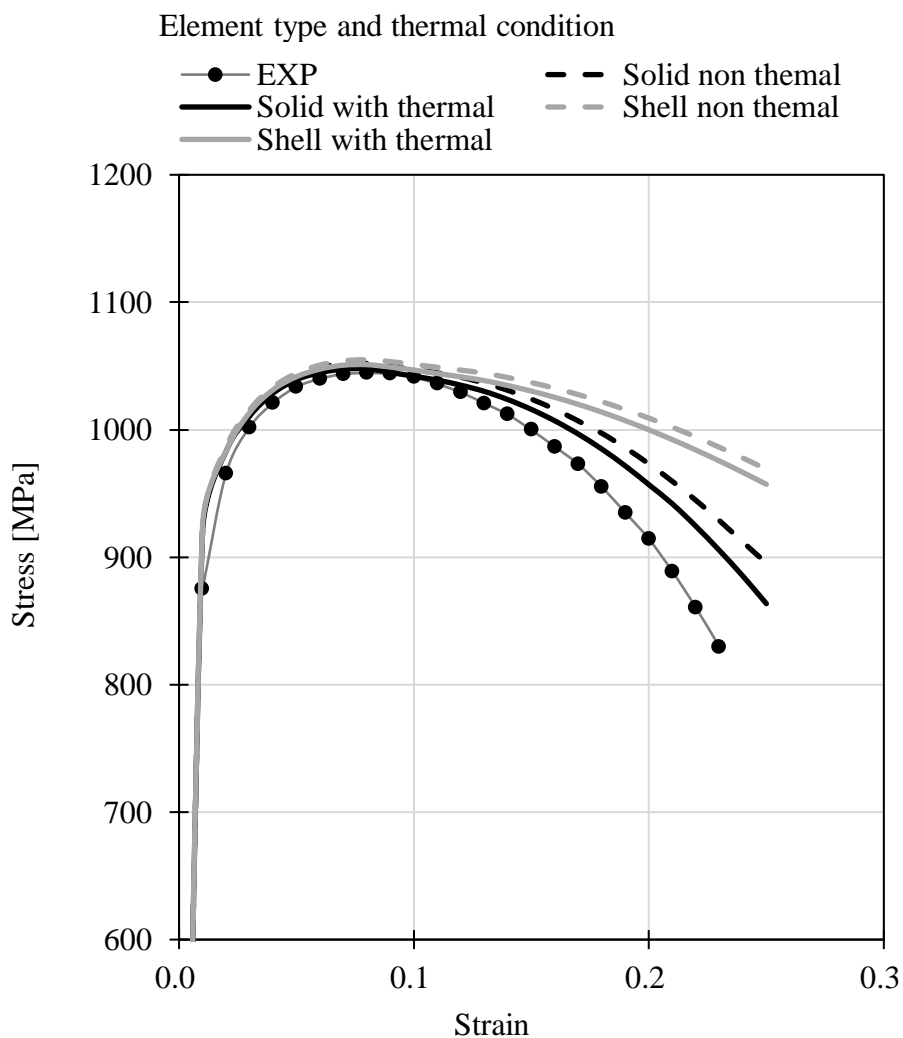


Fig. 3-16 Calculation results by difference of boundary condition at strain rate  $0.001s^{-1}$



ひずみ速度 $0.1s^{-1}$ の計算の結果をFig. 3-17に示す. ひずみ速度 $0.01s^{-1}$ と同様にシェル要素はソリッド要素と比較して高い応力を示した. ソリッド要素では, 温度による応力への依存性を考慮することで, ボイドの影響を考慮せずとも, 応力の低下が実験値と良い一致を示した. ひずみ速度に応じた応力の上昇よりも, 温度上昇による材料軟化の影響が支配的であったと考えられる.

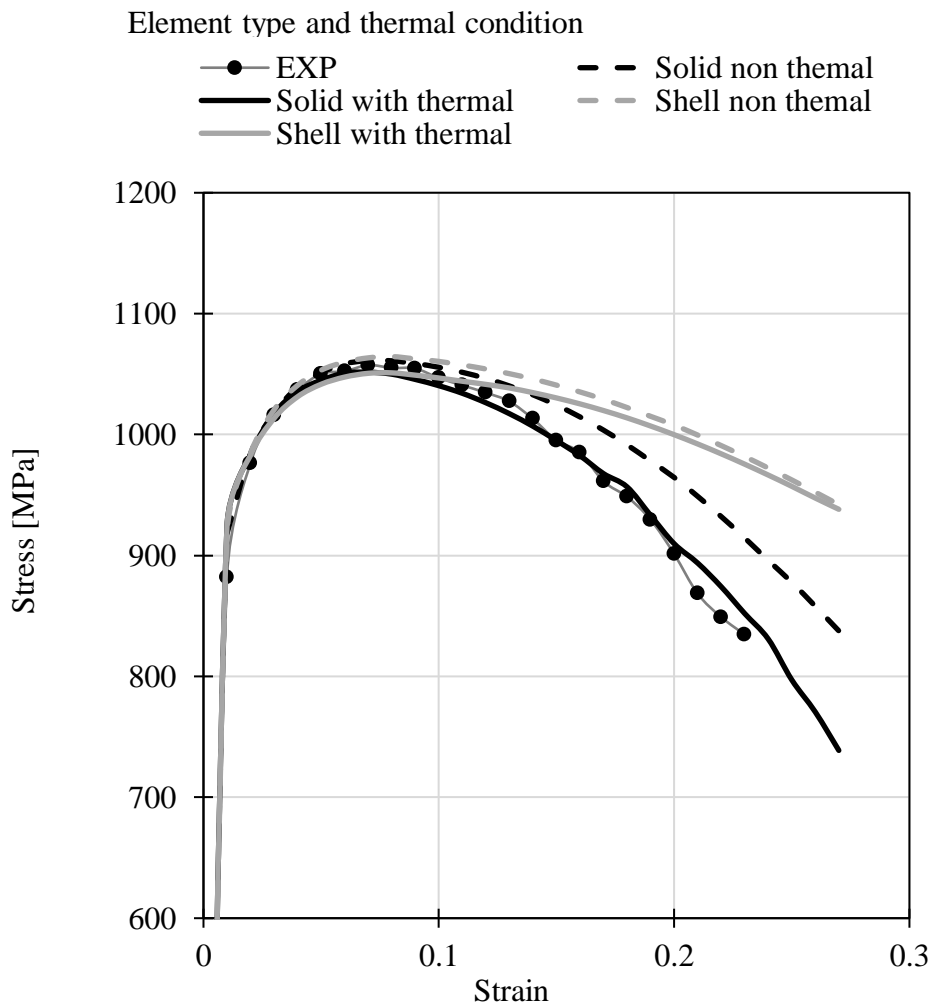


Fig. 3-17 Calculation results by difference of boundary condition at strain rate  $0.1s^{-1}$

ひずみ速度 $9.5s^{-1}$ の計算結果をFig. 3-18に示す. ひずみ速度 $0.001s^{-1}$ および $0.1s^{-1}$ と同様にシェル要素はソリッド要素と比較して高い応力を示した. ソリッド要素, シェル要素共に温度考慮の有無にかかわらず同様の応力状態を示している. ひずみ速度 $0.001s^{-1}$ と同様に温度の影響が少ないが, ひずみ速度上昇による加工硬化の増加と, 加工発熱による軟化が同程度に生じていると考えられる.

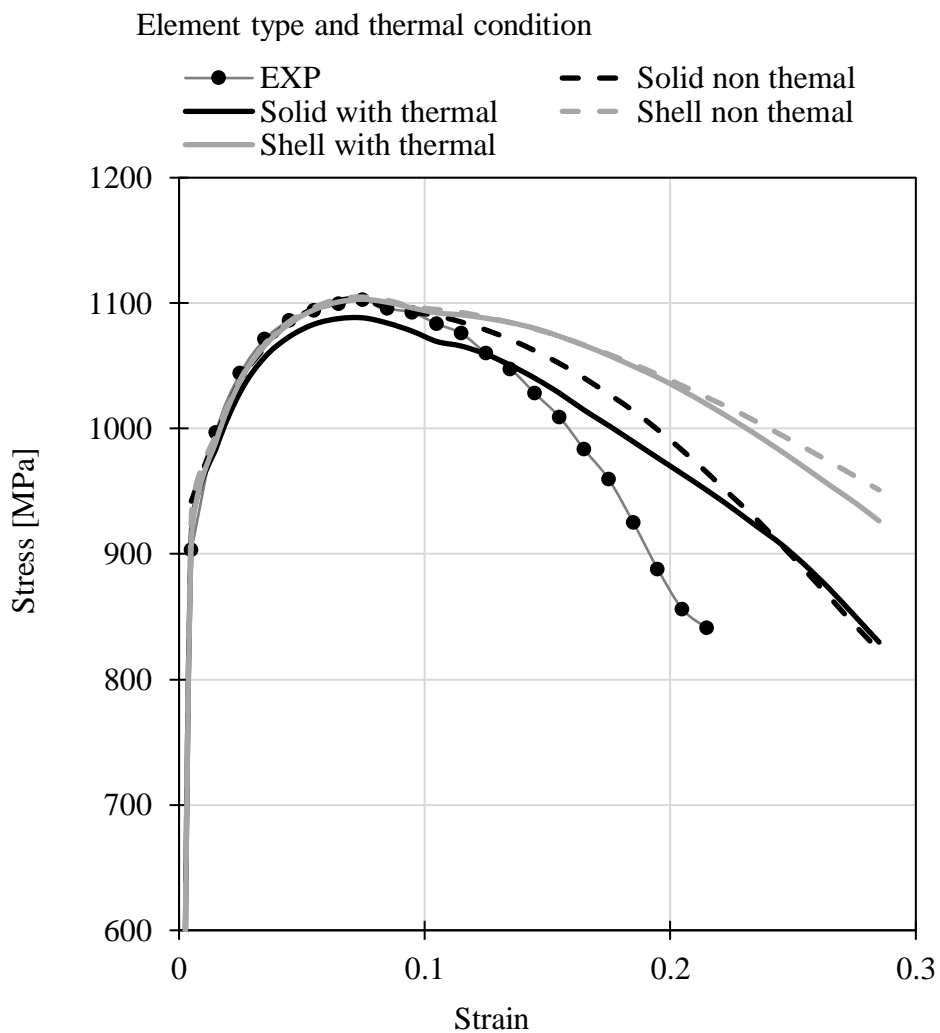


Fig. 3-18 Calculation results by difference of boundary condition at strain rate  $9.5s^{-1}$

ひずみ速度 $60\text{s}^{-1}$ の計算結果をFig. 3-19に示す. ソリッドおよびシェル要素の両方で温度による応力低下が生じている. ソリッド要素ではシェル要素と比較して, 温度の影響による応力の低下が小さい. シェル要素では, 発熱による軟化のため, 応力集中が促進されたため応力の大幅な低下に繋がったと考えられる. ひずみ速度の上昇による加工硬化の増加よりも, 温度上昇による軟化が優位となっていると考えられる.

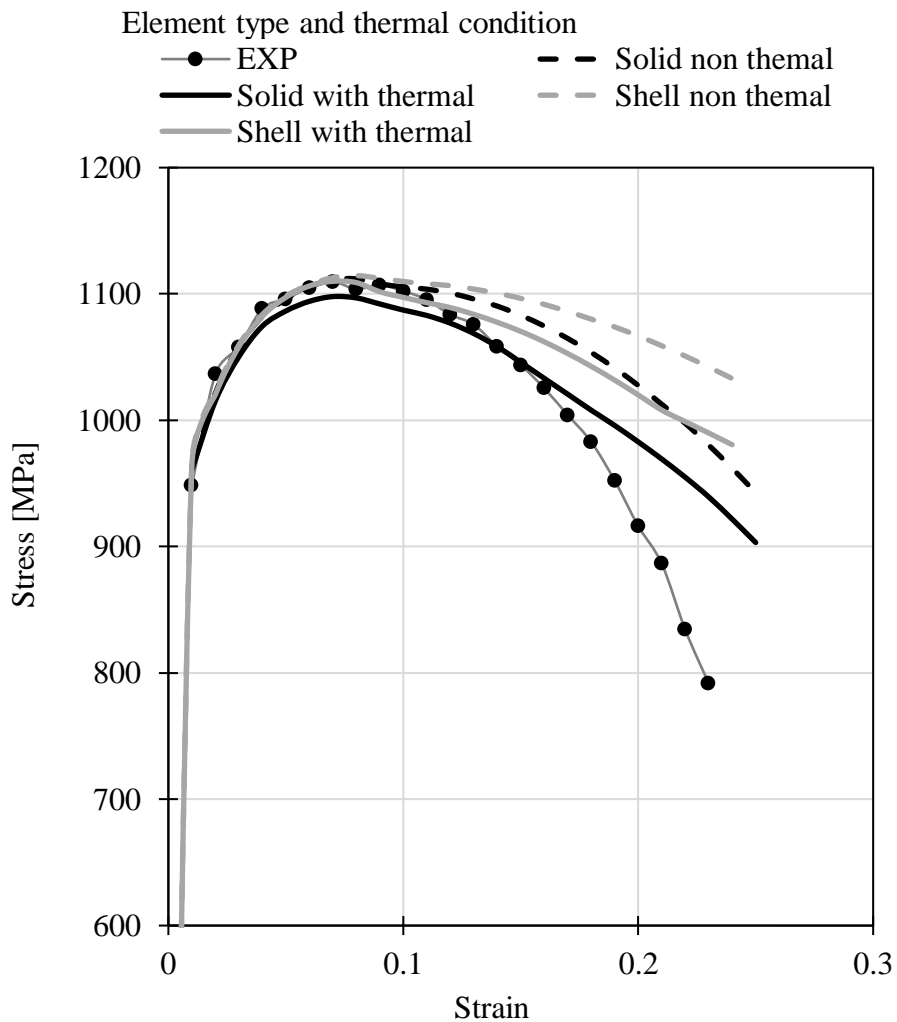


Fig. 3-19 Calculation results by difference of boundary condition at strain rate  $60\text{s}^{-1}$

ひずみ速度 $1260\text{s}^{-1}$ の計算結果をFig. 3-20に示す. ソリッド要素は実験値から大きく逸脱している. 他の速度と異なり, シェル要素の方が実験値に近い結果となった. ソリッド要素では3.2.2.1で述べた動的再結晶による応力均衡を再現できないため, 過大な応力低下が生じたと考えられる. 局所くびれが発生しないまま加工硬化が進展するシェル要素の計算結果が実験の応力に近いことから, くびれ発生が遅れたことが推察される.

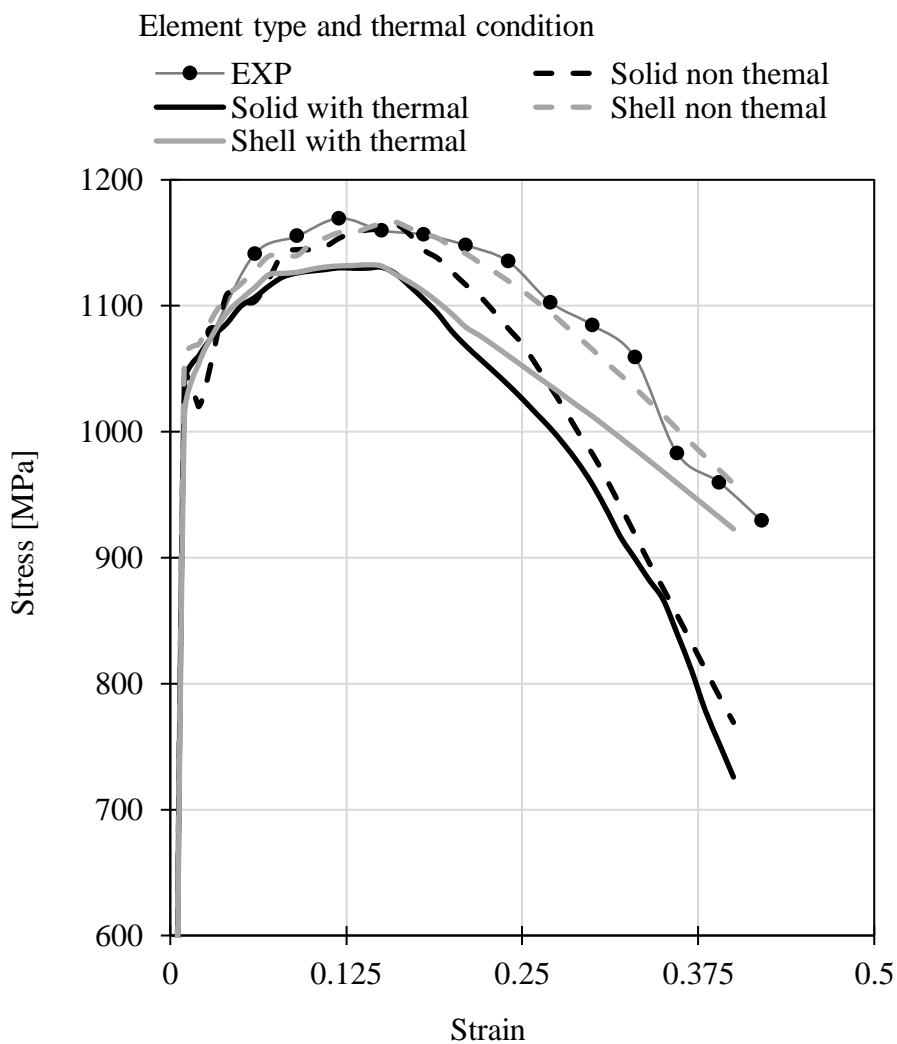


Fig. 3-20 Calculation results by difference of boundary condition at strain rate  $1260\text{s}^{-1}$

塑性発熱による材料温度の計算結果をFig. 3-21に示す。計算では破断が生じないため、温度は上昇を続ける。そこで、実験により破断が生じたみずみ時の温度を破断温度と定義した。実験のひずみは突合せ伸びとした。シェル要素による温度はソリッド用と比較し低温となった。ひずみ速度によらず温度の変化が少ない。応力低下と同様に、局所くびれが発生しないためと考えられる。ソリッド要素ではひずみ速度が $60\text{s}^{-1}$ までは一様に温度が上昇しているが実験より低温となった。Fig. 2-16に示した破断直前の急速な温度上昇が再現されていないためと考えられる。 $1260\text{s}^{-1}$ では $60\text{s}^{-1}$ 時よりも温度が低下している。Fig. 3-20に示した応力低下を引き起こした動的回復現象を再現できていないため、ひずみ量が過少評価され、塑性エネルギーが小さくなった結果である。

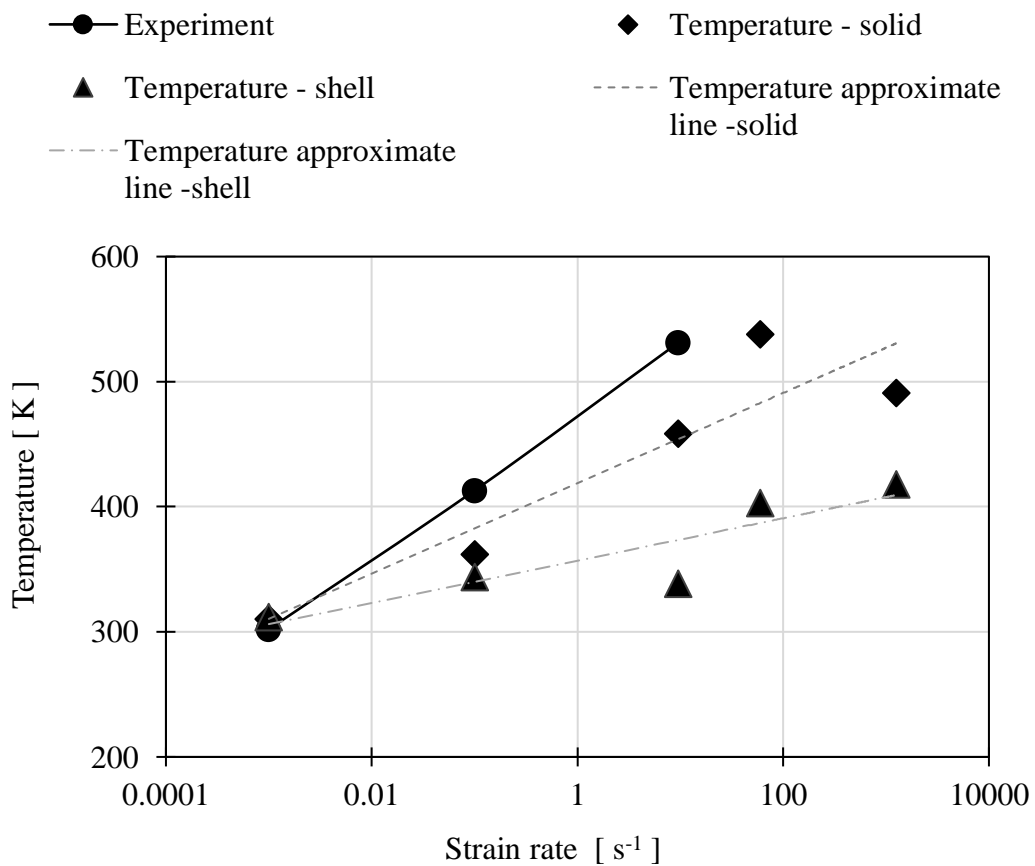


Fig. 3-21 Temperature at each strain rate by FEM

温度上昇によって生じる材料軟化による計算精度への影響を評価した。評価対象は破断発生直前の引張応力とし、全伸びが90%終了した点での引張応力と定義した。Fig. 3-21の結果よりシェル要素による計算は、ソリッド要素と比較して温度の予測精度が低いためソリッド要素のみを評価した。結果はFEMによる計算値を実験値で除し、無次元化して評価を行った。結果をFig. 3-22に示す。いずれの速度においても温度を考慮することで計算精度が向上している。ひずみ速度 $0.1\text{s}^{-1}$ 時が最も効果大きい。

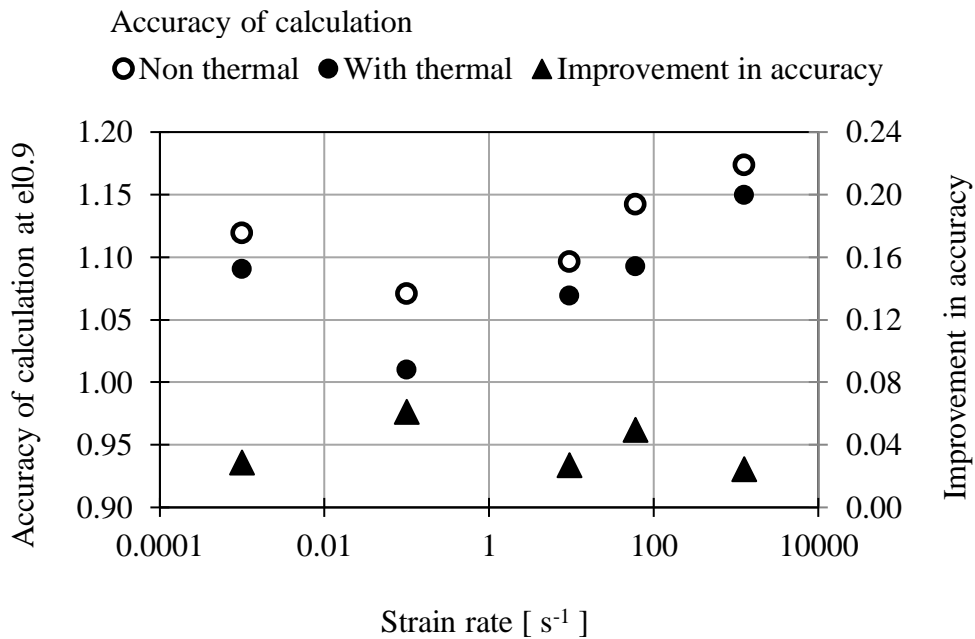


Fig. 3-22 Accuracy of calculation of stress at total elongation 0.9 for each strain rate

### 3.5 結論

加工硬化特性のひずみ速度依存性および温度依存性を導入したFEM解析により、ひずみ速度による軟化挙動の違いを明らかにすることが出来た。最大応力の発生以降から破断に至るまでの応力低下機構はひずみ速度により異なる。ひずみ速度 $0.001\text{s}^{-1}$ では温度の影響は少なく、最大応力発生以降の応力低下はボイドの成長および合体機構が支配している。ひずみ速度 $0.1\text{s}^{-1}$ では温度上昇による材料軟化の影響が支配的である。ひずみ速度 $9.5\text{s}^{-1}$ ではひずみ速度上昇による加工硬化の増加と、加工発熱による軟化が同程度に作用している。ひずみ速度 $60\text{s}^{-1}$ では加工硬化の増加よりも、温度上昇による材料軟化が優位となっている。ひずみ速度 $1260\text{s}^{-1}$ の大幅な延性向上はFEMでは再現できなかったが、動的再結晶による応力均衡が生じ延性が大幅に向上する。

FEM計算においてシェル要素を用いた場合、平面ひずみを仮定できる要素サイズでは局所くびれによる応力集中を再現することができなかった。ソリッド要素を用いる場合、メッシュサイズが小さいほど計算精度は向上する。ボイドの生成による体積の変化を考慮しない場合は、破断前の応力低下を再現することはできない。

以上より、変形速度に応じた高張力鋼板の延性予測には、ひずみ速度による加工硬化の変化と、温度上昇による材料軟化の両方を考慮することが必要であると考えられる。

## 第4章 破壊限界の同定

第3章では変形速度に応じた高張力鋼板の延性には、ひずみ速度による加工硬化の変化と、温度上昇による材料軟化の両方が作用していることが明らかとなった。本章ではFEMを用いて材料延性の速度依存性の再現を試みる。

### 4.1 FEMによる延性破壊の予測

延性破壊は応力三軸度の影響を強く受けると言われている<sup>28),52),53)</sup>。同一の材料であっても、応力状態により破壊限界ひずみは異なる。車両衝突等の解析を行う場合、破壊部の応力状態を事前に予測することは困難である。応力三軸度により破壊基準が影響を受けるという理論は、Mohr-Coulombの破壊基準として地盤・地質の評価で用いられてきた。Baiらはこれを金属材料に適用できる式を提案<sup>54)</sup>している。材料がMisesの降伏関数およびSwiftの加工硬化則に従う場合、式(4-1)となる。

$$\bar{\varepsilon}_f = \left\{ \frac{A}{c_2} \left[ \sqrt{\frac{1+c_1^2}{3}} \cos\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) + c_1 \left( \eta + \frac{1}{3} \sin\left(\frac{\bar{\theta}\pi}{6}\right) \right) \right] \right\}^{-\frac{1}{n}} \quad (4-1)$$

$\bar{\varepsilon}_f$  :破壊が生じる時の限界ひずみ

$\bar{\theta}$  :Load角 [rad]

$\eta$  :応力三軸度

$C_1, C_2$  :材料定数

$A, n$  :Swiftの加工硬化則の材料定数



Load角はFig. 4-1に示すように主応力空間上の応力の $\pi$ 平面上における最大種応力方向からの角度を示す. 応力三軸度は三軸平均応力を相当応力で除したパラメータである. Mohr-Coulombの破壊基準の未知数は $C_1$ ,  $C_2$ の2つである. 応力三軸度およびLoad角の異なる, 2つの実験から求めることが出来る. そこで単軸引張試験とは異なる応力状態となる試験を実施した. 応力三軸度は評価対象が軸対称形状であればBridgmanの式<sup>52)</sup>から求めることが出来る. しかし自動車シートは薄鋼板で構成されているため, 幾何形状より応力状態を推定することは困難である. そこで応力状態はFEMから推定することにした.

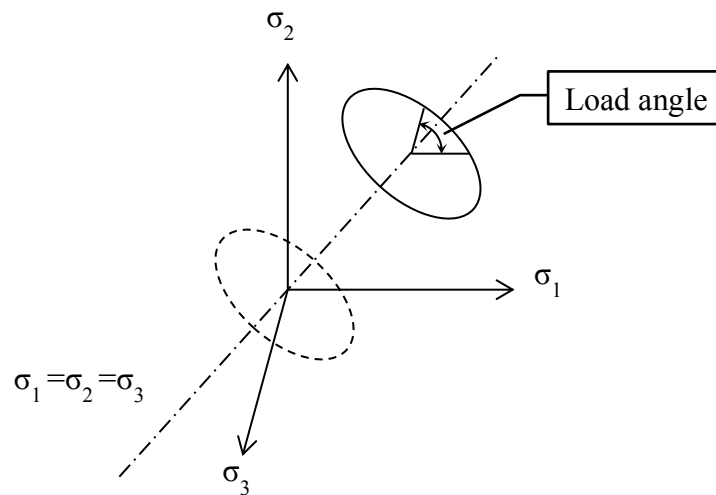


Fig. 4-1 Definition of load angle parameter

## 4.2 平面ひずみ状態での引張試験

### 4.2.1 試験片形状

試験片形状をFig. 4-2に示す. 中央部が平面ひずみ変形となるようにR部を設けた. 断面積が単軸引張試験と同様となるよう, R間の距離は5mmに設定した. 試験片の全幅およびつかみ部の長さも単軸引張試験片と同一に設定した.

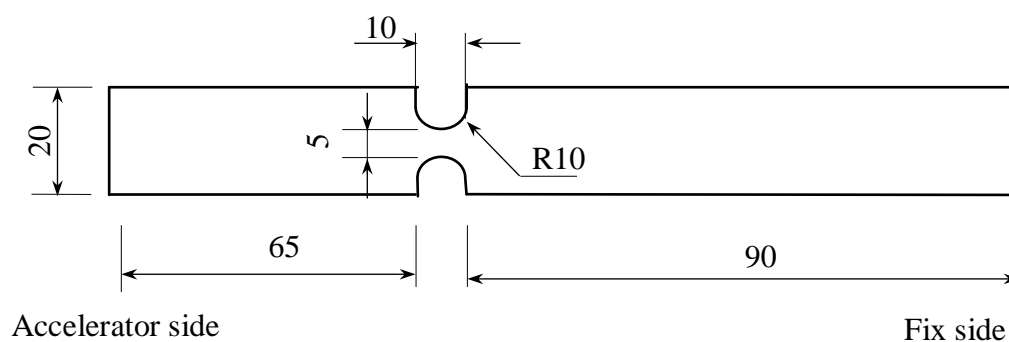


Fig. 4-2 Test piece shape for R type plate

## 4.2.2 試験条件

### 4.2.2.1 試験機

引張速度は $0.01\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ および $10,000\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ と設定した。試験機は単軸引張試験と同様とし、引張速度 $0.01\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ の試験には島津製作所製の万能試験機AG-X100kNを使用した。引張速度 $1,000\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ の試験は島津製作所製のEHF-U2H-20Lを使用した。

### 4.2.2.2 荷重測定

引張速度 $0.01\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ の試験は100kNのロードセルを使用して計測した。荷重計測にはひずみゲージを利用した荷重測定を採用した。ひずみゲージはゲージ長2mmの共和電業製KFG-2-120-C1を使用した。測定用のひずみゲージはFig. 4-3に示すように、R端部より25mmの位置がひずみゲージの中心となるように貼付けた。引張速度 $1\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ で引張試験を行い、ひずみゲージによる計測結果がロードセルと同等の荷重となるように校正した。

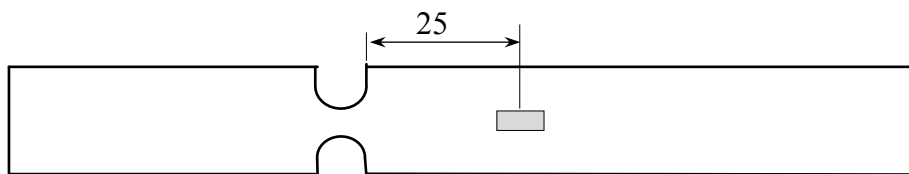


Fig. 4-3 Position of strain gauge for load force measurement

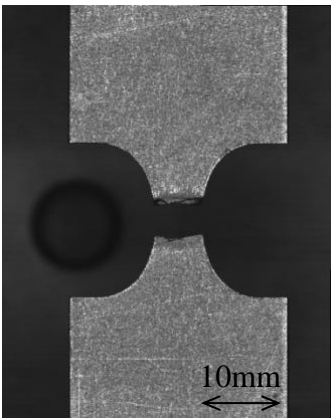
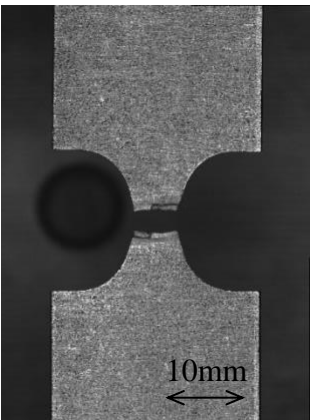
#### 4.2.2.3 ひずみ測定

破断時の応力およびひずみの測定はFEMにより実施するため、ひずみ計測は行わないことにした。破断伸びは試験片中央部の10mmの切欠きを利用し、突合せ伸びで評価することとした。

#### 4.2.3 実験結果

引張試験後の試験片をTable 4-1に示す。どちらの試験片も中央部で破断が生じている。荷重計測の結果をFig. 4-4に示す。ひずみ計測を行っていないため、横軸は試験機のクロスヘッド移動量で表す。引張方向の断面積の変化が一様でないため、応力の算出は行わなかった。最大引張荷重はそれぞれ7kN, 7.4kNとなり、引張速度が速いほど高い荷重となった。初期断面積を同一に設定した単軸引張試験において、引張荷重が1.2倍となったことと比較すると、荷重の上昇が少ない結果となった。以上より単軸引張とは異なる応力状態が得られたと判断した。

Table 4-1 Fracture position for R type plate at each strain rate

Strain rate [ s <sup>-1</sup> ]	0.001	1000
Test piece shape after experiment		

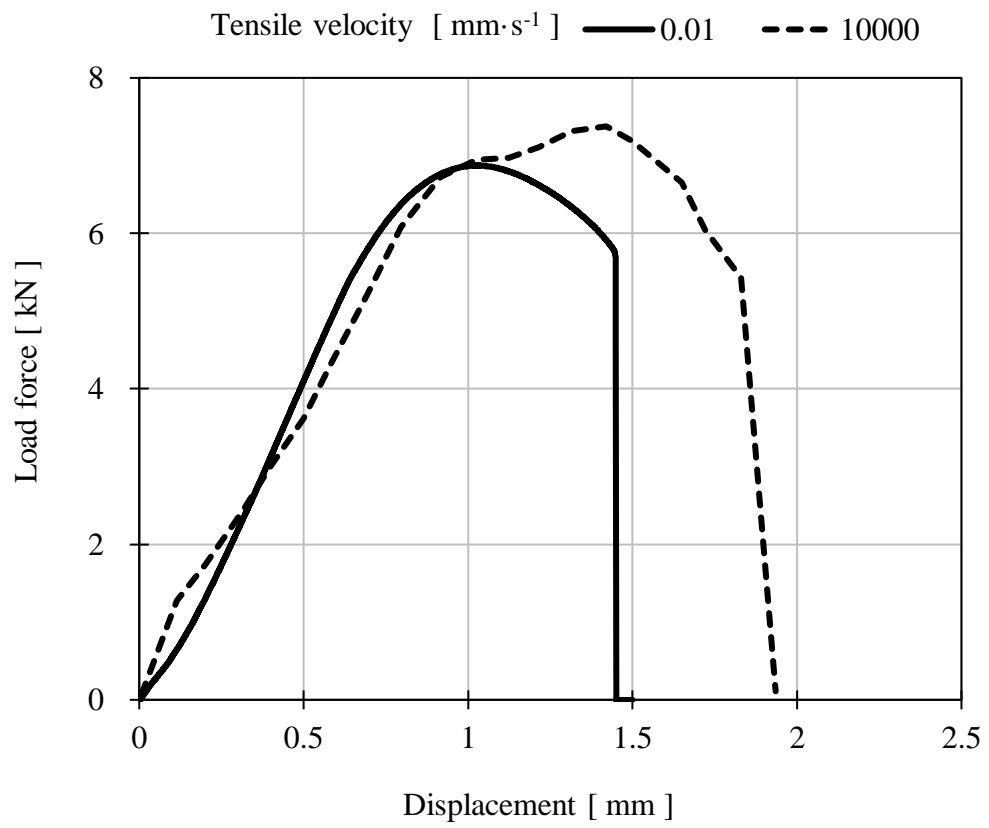


Fig. 4-4 Experimental results of load force and displacement in tensile test

#### 4.2.4 平面ひずみ試験のFEM計算

応力三軸度およびLoad角を取得するためFEM解析を行った。材料モデルは3章の結果よりひずみ速度による応力変化および温度上昇による軟化を考慮したモデルとした。計算要素はソリッド要素およびシェル要素を用いた。メッシュ分割をFig. 4-5に示す。ソリッド要素は中央の応力集中部のみを0.2mmとし、他部は1.2mmとして計算時間の短縮を図った。

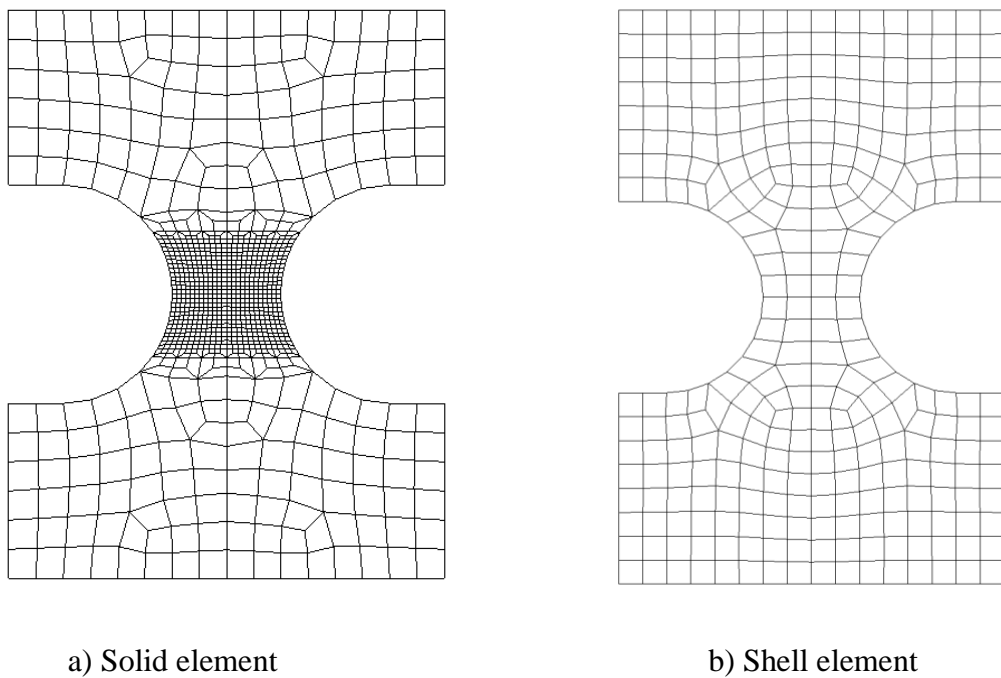


Fig. 4-5 Mesh discretization for R type plate

FEM計算より求めた荷重及び変位をFig. 4-6に示す. 引張試験と同等の引張荷重を得ることが出来た. 実験により得られた突合せ伸びから求めた破断位置を図中に●で示す.

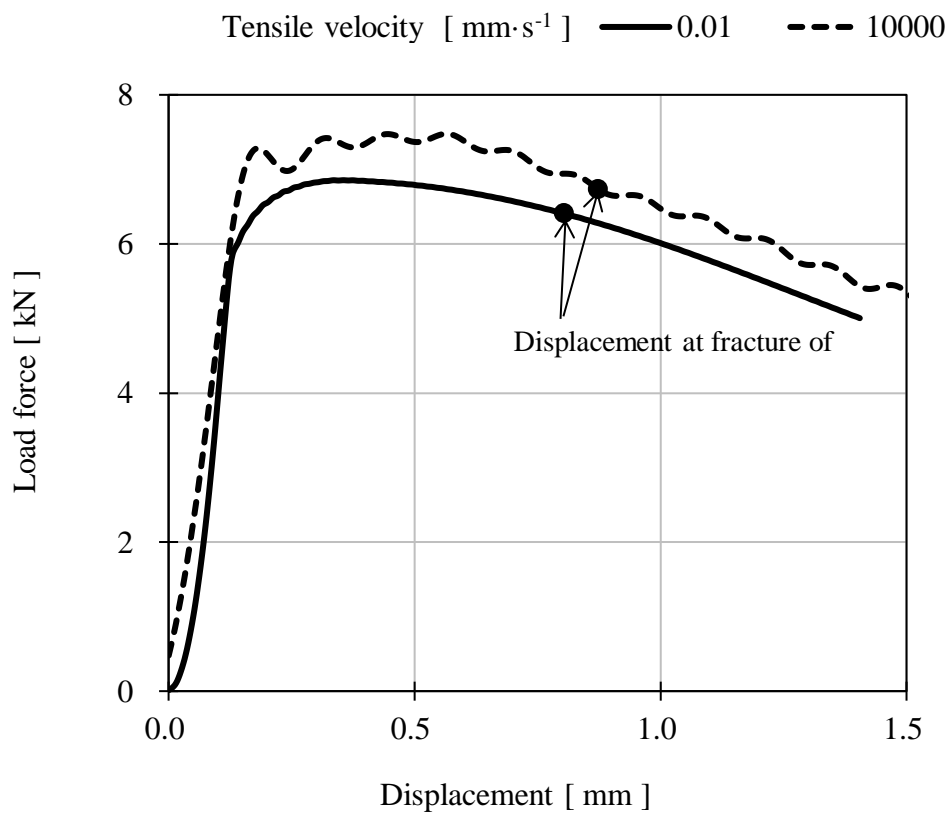


Fig. 4-6 Relationship between load and displacement from FEM analysis

### 4.3 Mohr-Coulombパラメータの同定

FEMの結果から得られた相当塑性ひずみをFig. 4-7に示す. Fig. 2-7に示した単軸試験片による引張試験の結果をBar type, Fig. 4-2に示した平面ひずみ試験片による引張試験の結果をR typeとした. ソリッド要素を使用した単軸試験片は, 速度の上昇により相当塑性ひずみが小さくなっている. 一方でシェル要素を使用した場合は速度による変化が少ない. 平面ひずみ試験片はソリッド, シェル共に変化は見られない. 応力三軸度の計算結果をFig. 4-8に示す. 相当塑性ひずみと同様に, 単軸試験片ではソリッド要素による計算結果にひずみ速度の影響が見られる.

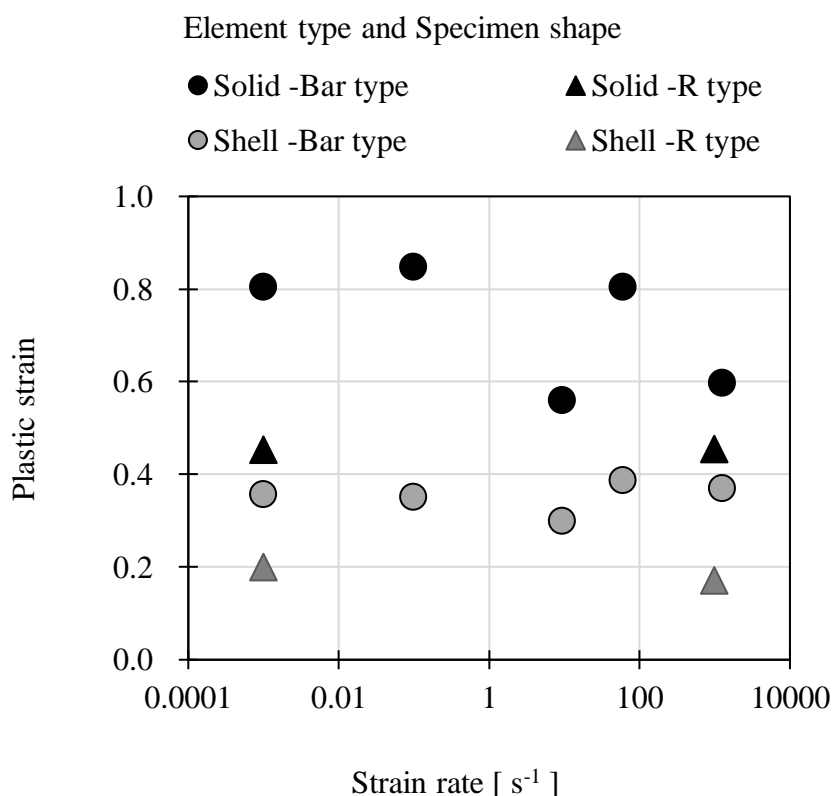


Fig. 4-7 Plastic strain at fracture for each strain rate



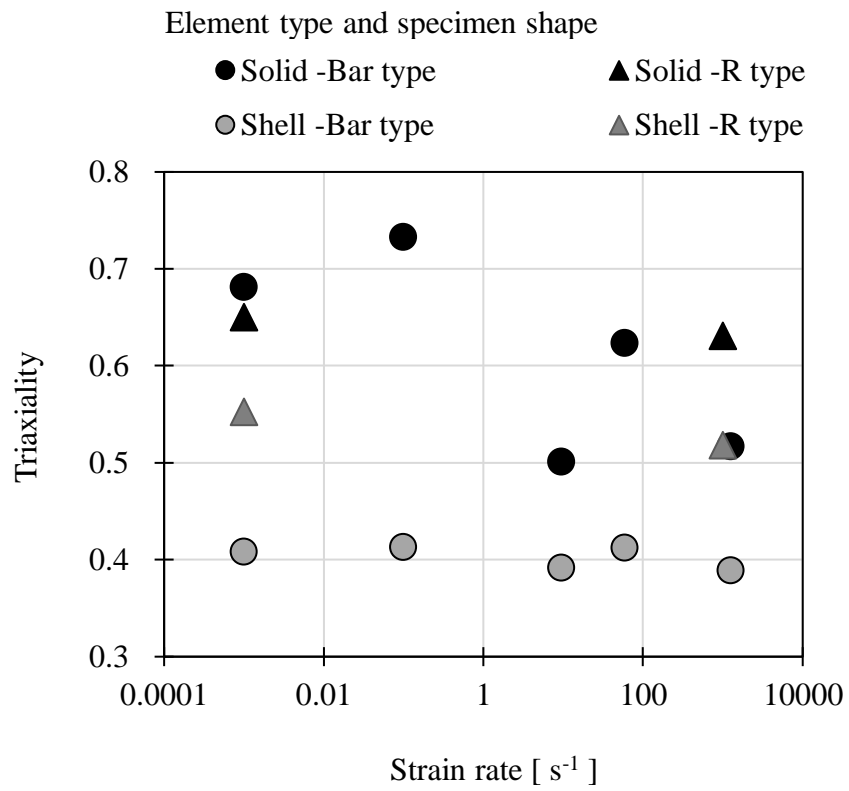


Fig. 4-8 Triaxiality at fracture for each strain rate

Fig. 4-9にLoad角の計算結果を示す. 単軸試験片ではひずみ速度の増加と共にLoad角が増加が生じている. R付き試験片も僅かな増加が見られる. シェル要素では平面応力状態を仮定しているため  $\sigma_3=0$  となり, 破壊限界ひずみ  $\xi$  は式(4-2)で計算される線分となる.

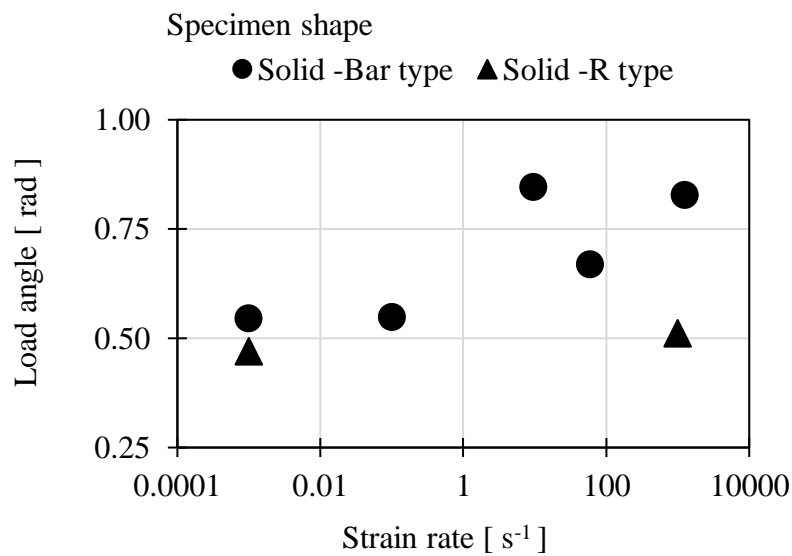


Fig. 4-9 Load angle at fracture for each strain rate

$$\xi = \cos \left[ \frac{\pi}{2} (1 - \bar{\theta}) \right] = -\frac{27}{2} \eta \left( \eta^2 - \frac{1}{3} \right) \quad (4-2)$$

$\xi$  :破壊が生じる時の限界ひずみ

$\bar{\theta}$  :Load角 [rad]

$\eta$  :応力三軸度

以上の結果をもとにMohr-Coulomb式のパラメータ同定を行った。同定には最小二乗法を用いた。得られた材料定数をTable 4-2に示す。可視化した破壊限界をFig. 4-10およびFig. 4-11に示す。

Table 4-2 Material constant of Mohr-Coulomb law for SPFC980Y

Element	C1	C2
Solid	0.015	692.9
Shell	0.189	745.0

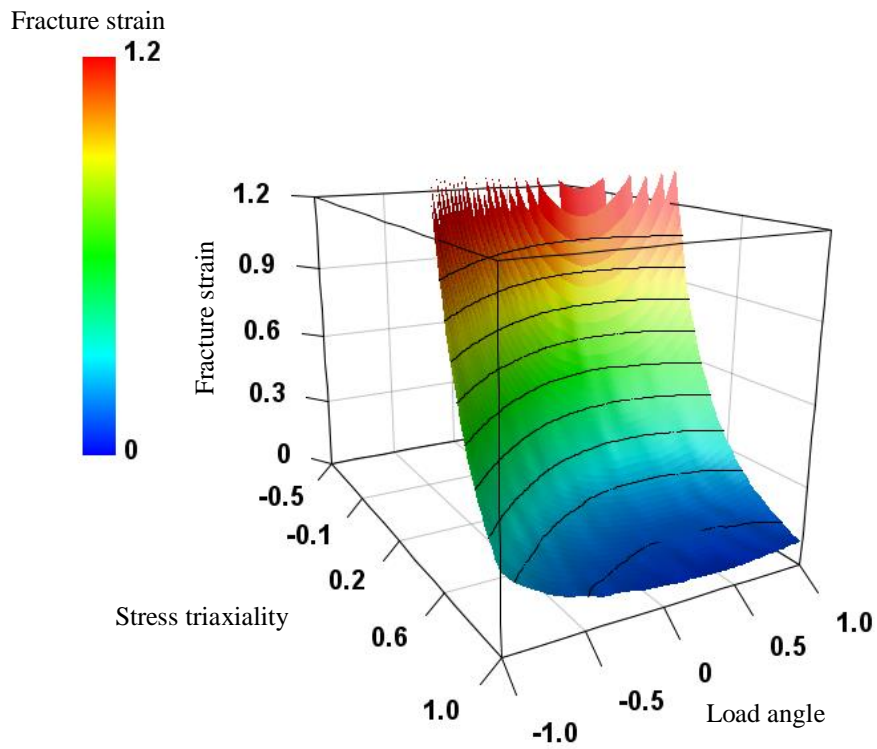


Fig. 4-10 Fracture criterion surface for solid element of Mohr-Coulomb law

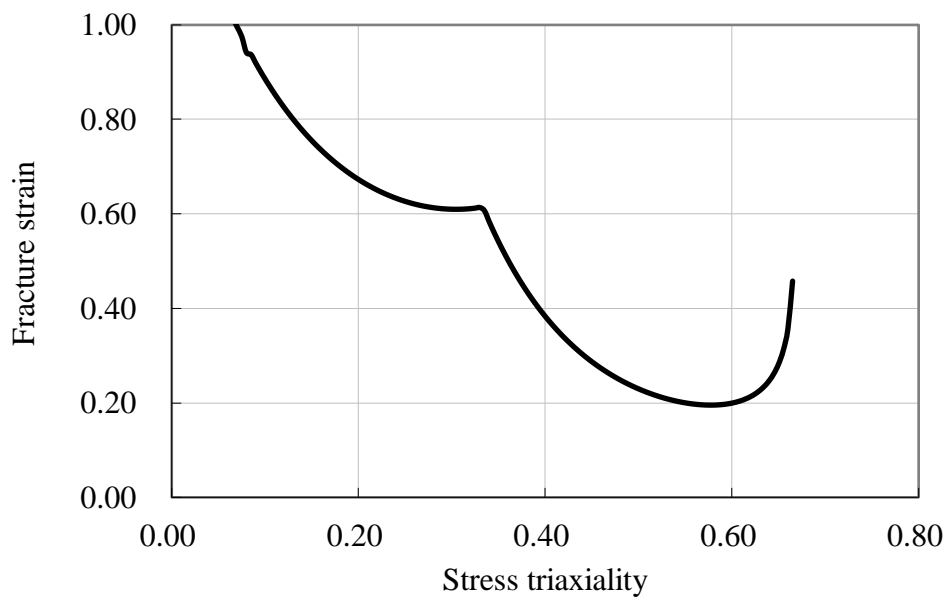


Fig. 4-11 Fracture criterion line for shell element of Mohr-Coulomb law

## 4.4 延性の予測

Mohr-Coulomb則による成形限界を用いて、材料延性の予測を行った。局所延性の温度依存性はFig. 2-22の値で破壊限界値を除算することで反映させた。破壊基準以外は3.3で求めた境界条件を使用した。計算結果より作成した応力-ひずみ曲線をFig. 4-12に示す。定性的に試験結果を再現することができた。ひずみ速度0.001よりもひずみ速度0.1の延性が低くなる現象を再現することができた。一方でひずみ速度9.5および60s<sup>-1</sup>の延性が0.001s<sup>-1</sup>を下回る現象を再現することはできなかったが、その差は0.02程度であり実用上は十分な精度が得られた。ひずみ速度1260s<sup>-1</sup>の延性のみが他速度と比較して大きくなる現象は表現されたが、ひずみには0.1の差異が生じた。

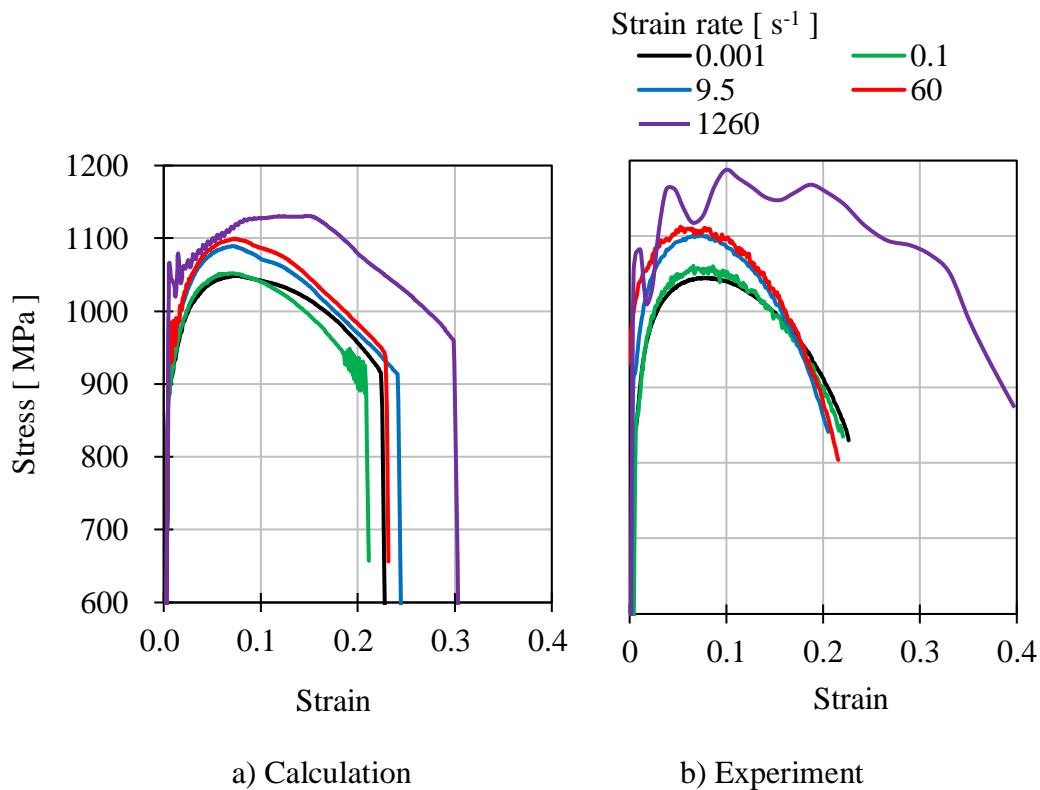


Fig. 4-12 Comparison of stress-strain curve by calculation and experiment

#### 4.4.1 温度に依存した特性値の変化が延性予測におよぼす影響

温度に依存した物性値が延性の評価結果に与える影響を確認するため、FEMを用いて分析を実施した。破壊限界は4.3で求めたMohr-Coulombの破壊基準を用いた。境界条件および材料モデルは3.3と同様に設定した。

加工硬化の速度依存性のみを考慮した結果をFig. 4-13に示す。実験と異なり、ひずみ速度  $0.001\text{s}^{-1}$ と $0.1\text{s}^{-1}$ の延性に差異が見られない。また $9.5\text{s}^{-1}$ と $60\text{s}^{-1}$ の延性が過大となった。

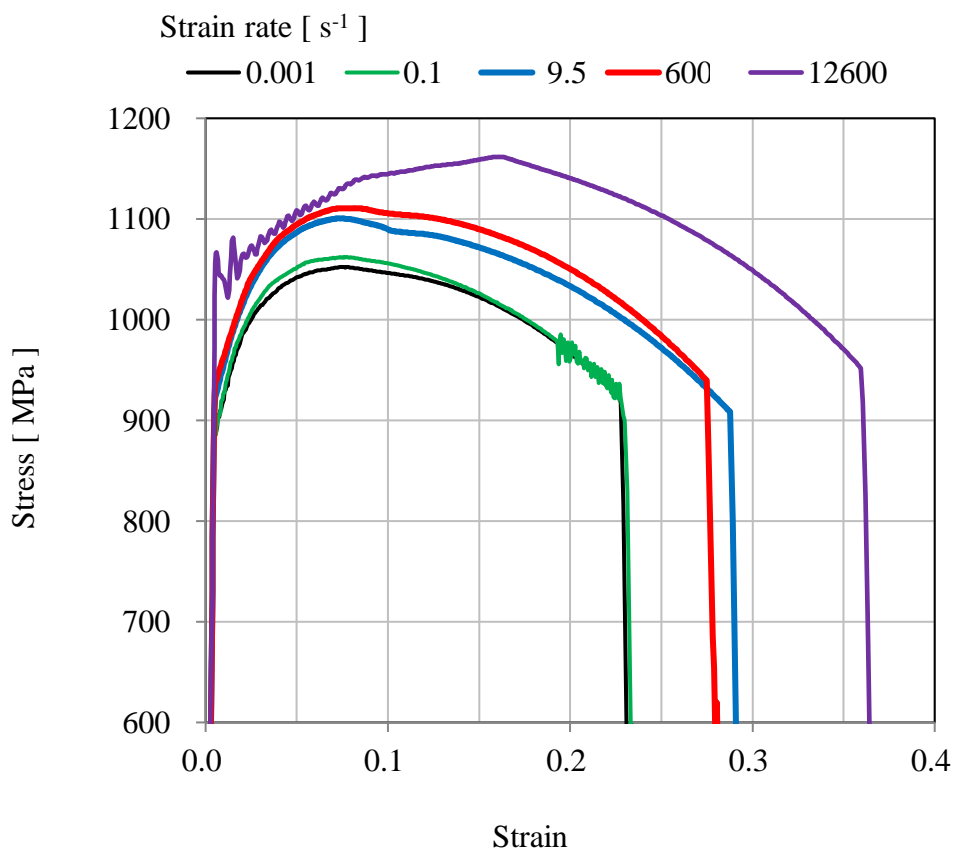


Fig. 4-13 Calculation result of included only strain rate dependence to stress

加工硬化の速度依存性と共に、塑性発熱による材料軟化考慮した場合の計算結果をFig. 4-14に示す。破壊限界に対する温度の異存性は考慮していない。発熱を考慮することで各速度ともに延性が実験値に近づいた。ひずみ速度0.1が0.001より早期に応力低下する挙動が再現されたが、ひずみ速度9.5s<sup>-1</sup>と60s<sup>-1</sup>は延性が過大評価されている。破壊限界値にも温度の依存性を考慮する必要があることが確認できた。

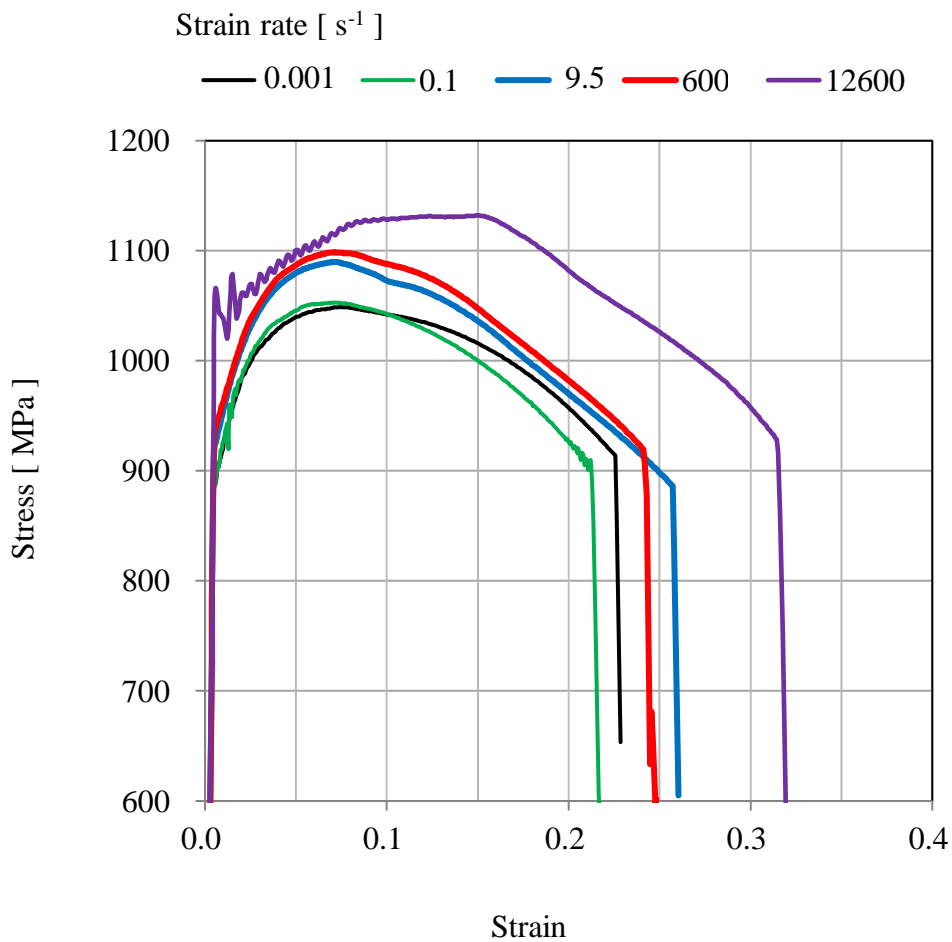


Fig. 4-14 Calculation results of stress - strain curves considering strain rate dependence to stress and softening by temperature

引張応力へのひずみ速度依存性, 塑性発熱による材料軟化および破壊限界への温度依存性による計算精度の差をFig. 4-15に示す. 結果はFEM計算による全伸びの値を実験値で除し, 無次元化して整理を行った. 破壊限界をひずみ速度 $0.001\text{s}^{-1}$ 時の試験結果を基に導出したにもかかわらず, 予測精度は0.92となった. ひずみ速度 $9.5\text{s}^{-1}$ の場合, 応力のひずみ速度依存性のみを考慮した従来型の計算を行った場合, 実験値のおよそ1.5倍の値を示す. 温度による影響を考慮することで精度が向上しているが依然としておよそ1.2を差異が大きい. Fig. 3-21に示したように, ひずみ速度 $9.5\text{s}^{-1}$ 時の材料温度は530Kに達するがFEM上は460Kまでしか上昇しておらず, 温度の影響が十分考慮されていないためだと考えられる.

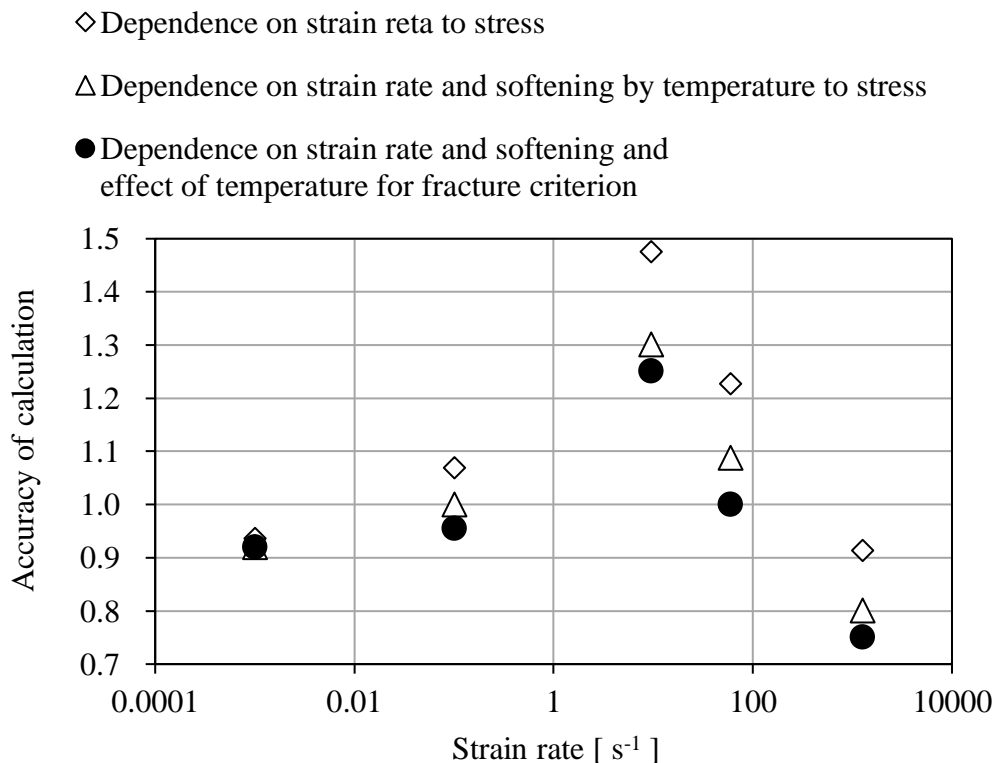


Fig. 4-15 Various effect on calculation accuracy of elongation for each strain rate



## 4.5 結論

FEMを用いた材料延性の速度依存性の再現を試みた。破壊限界値は多軸応力状態に対応したMohr-Coulomb則を採用した。加工硬化のひずみ速度依存性、材料軟化の温度依存性および破断限界の温度依存性を考慮した計算を行うことで、第3章で確認された、ひずみ速度毎に異なる応力の低下機構を再現することが出来た。従来から実施されてきた、応力のひずみ速度依存性のみを考慮した計算では、破壊までの予測精度向上は困難なことが確認された。

## 第5章 自動車用シート部品解析への適応

FEMによるひずみ速度依存性を考慮した破壊予測が自動車開発へ適応可能かを確認した。ひずみ速度が高速となる評価として、車両衝突に関わる評価であるスレッド評価試験を選定した。低速での評価はプレス成形性を対象とした。

### 5.1 衝突試験

スレッド評価は、自動車が衝突した際の変形を模擬するため、台車に乗せたシートを高速で打ち出すことにより荷重を加える試験である。シートは車両への積載時と同じ方法で台車に固定され、ダミー人形がシートベルトでシートへ拘束される。打ち出し速度はおよそ $10000\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ となる。

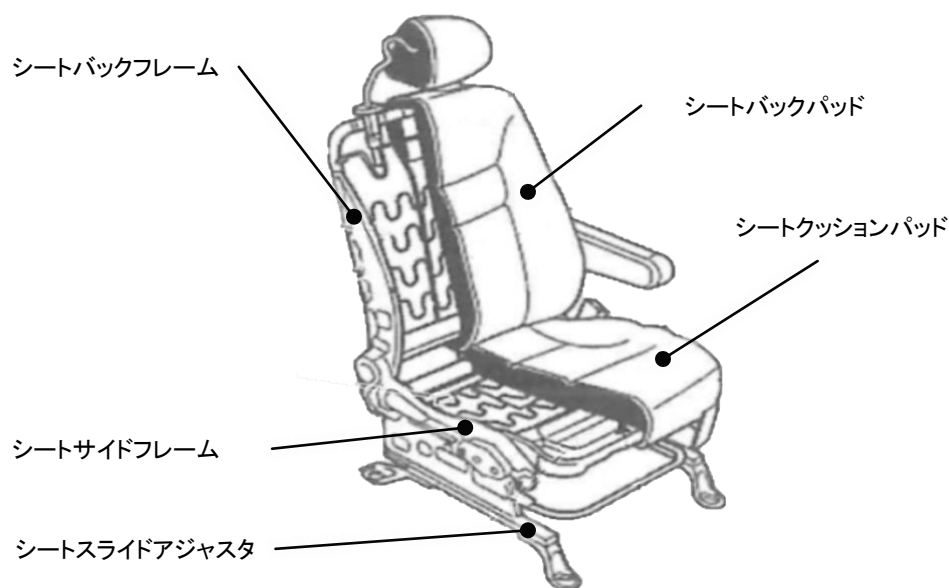


Fig. 5-1 General composition of automotive seat<sup>4)</sup>

評価対象の部品は、スレッド試験においてFig. 5-1に示すシートサイドフレームの車両前方側で材料の破断が生じた。自動車シートは構成部品が多いため、計算時間が

長いソリッド要素での計算は、開発リードタイムの観点から実施することができない。そのためシェル要素での計算が必要となる。本研究で得られた結果を用い、破壊発生の予測を実施した。計算モデルをFig. 5-2に示す。評価対象はシートサイドフレームである。材質はSPFC980Y 1.2mmである。計算要素はシェルとし破断発生部周辺はメッシュサイズを1.2mmとした。材料モデルはJohnson-Cookモデルとし破壊基準はFig. 4-11で求めたMohr-Coulombとした。

計算結果をFig. 5-3に示す。破壊部位は一致したものの、進展量を再現することができなかった。シェル要素を使用しているため、応力集中の再現に課題があると考えられる。GISSMO<sup>44),55),56)</sup>などのダメージカップリングモデルの適応によるひずみ集中の再現が必要となると考えられる。またFEMによる破壊表現は、破壊基準に到達した要素を除去することで実現している。シェル要素はメッシュサイズが大きいため、破壊部では実際の亀裂よりも広範囲で要素が除去されることになる。そのため、き裂先端部の応力集中によるエネルギーも同時に消失し亀裂進展量が過少評価されたものと考えられる。節点分離法の使用が望ましいと考えられる。また破断は、プレスによるせん断加工面から破断に進展している。せん断面に存在するマイクロクラックを起点とする破壊の場合、リーマー加工や機械切削面よりも破断限界が低下することが知られている。精度向上のためには、せん断加工による初期ダメージの導入方法を確立する必要があると考えられる。



Fig. 5-2 Calculation model for thread test

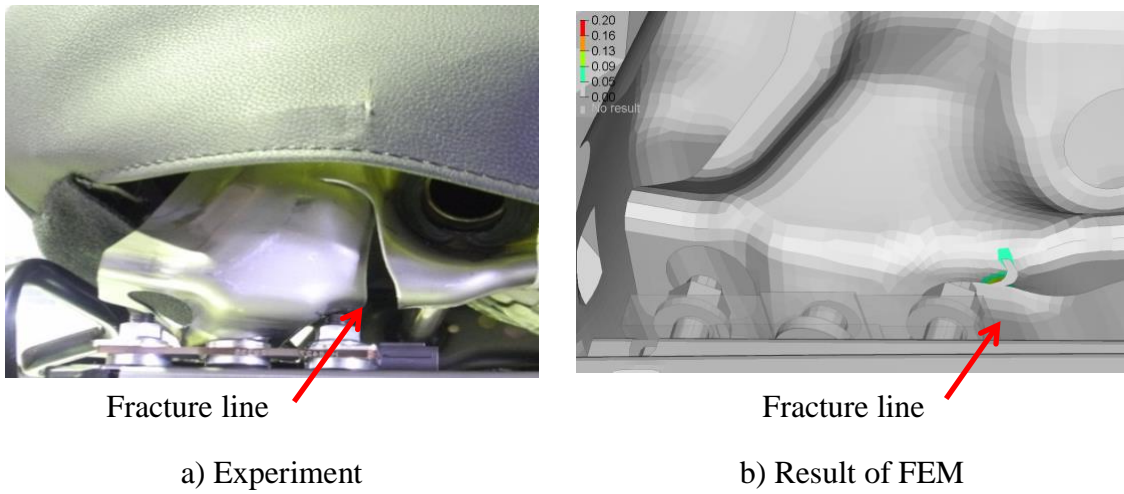


Fig. 5-3 Comparison of fracture area in thread test

## 5.2 プレス成形

プレス加工において、破断現象はせん断加工のように意図的に利用する場合もあるが、その多くは成形不具合である。なかでも伸びフランジ部の破断は、近年の材料の高張力化に伴い問題視されることが多くなった不良である<sup>57),58)</sup>。

評価対象はFig. 5-4に示す4つの伸びフランジ部を持つ成形品とした。材質はSPFC980Y  $t=1.2\text{mm}$ である。加工は一般のメカプレスを使用した。加工サイクルは30SPMであり、加工速度およそは $50\text{mm}\cdot\text{s}^{-1}$ である。実際の成形品をFig. 5-5に示す。破断はR10部のみが生じている。計算要素はソリッド要素とし、メッシュサイズは $0.4\text{mm}$ とした。材料モデルはJohnson-Cookモデルとし破壊基準はMohr-Coulombとした。

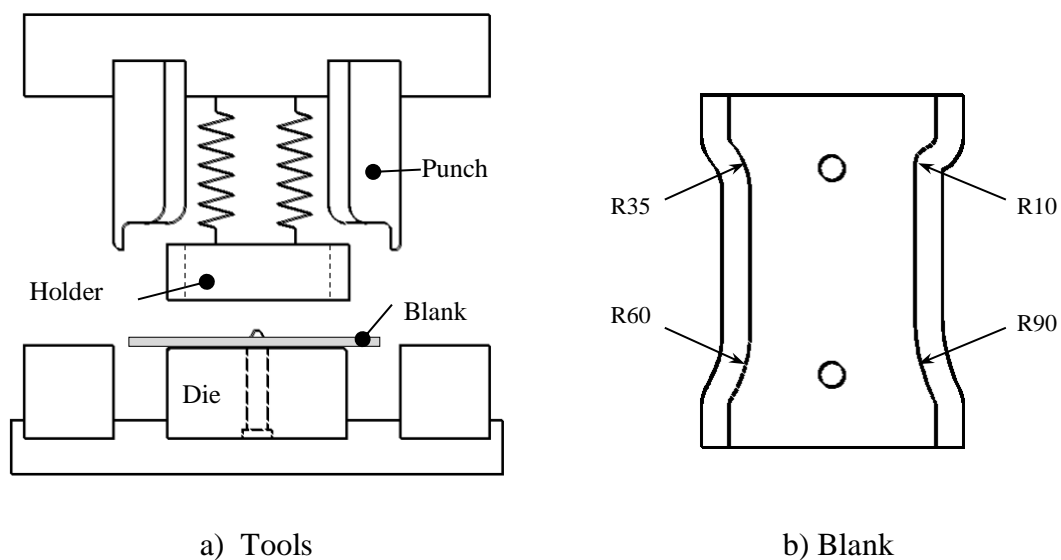


Fig. 5-4 Forming conditions of press forming

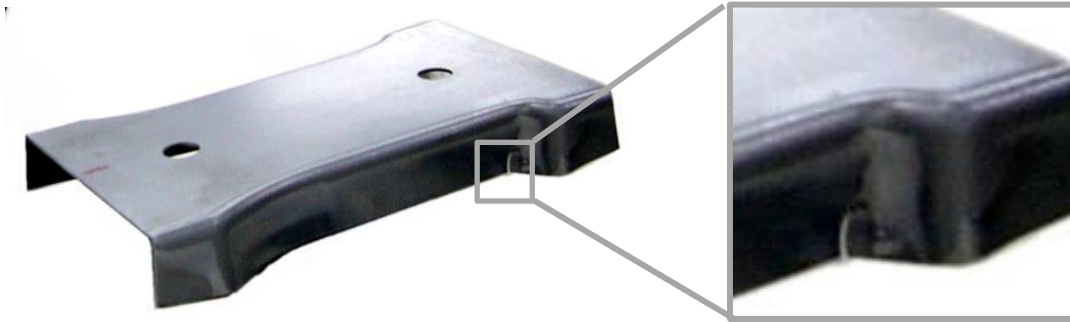


Fig. 5-5 Fracture occurred at stretch flange

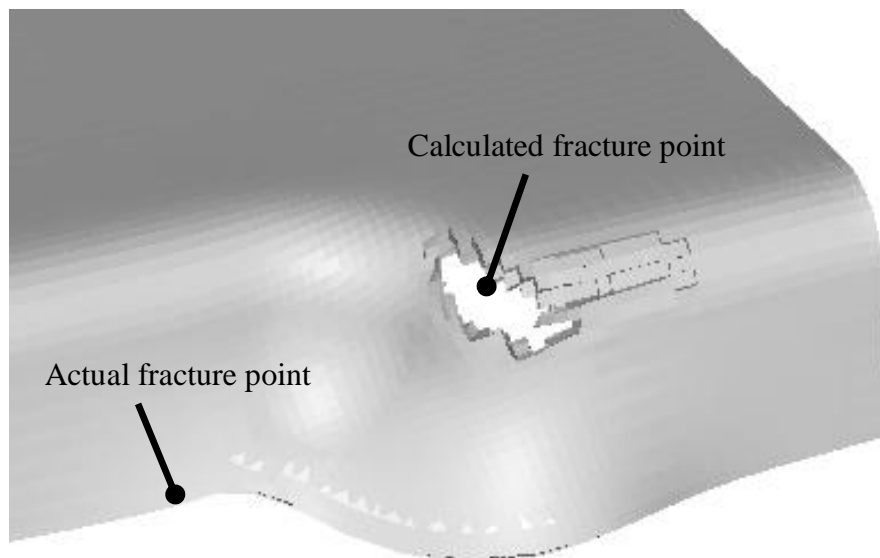


Fig. 5-6 Calculation result using Mohr-Coulomb fracture criterion

計算結果をFig. 5-6に示す. 曲げ部の外側から材料が破断する現象が発生した. 延性に乏しい材料を小R曲げした際に生じる破断と酷似している. 実際に破断が生じた部位では破断基準に到達しなかった.

Mohr-Coulombによる破断基準は、破断限界が曲面として評価される。本研究では実験値が2つしかないため、局面の予測精度が不足していたと考えられる。そこで伸びフランジ部の応力三軸度およびLoad角をFEM結果より算出し、曲面の再同定を行なったが、単軸引張、平面ひずみおよび伸びフランジの3つのひずみ限界を満足する曲面を得ることは出来なかった。Mohr-Coulombによる破断基準は曲面を二次方程式で表すため、複雑な形状を表現することができない。Basaran<sup>44)</sup>らはノッチ付き試験片を用い様々な方向へ引張、もしくは圧縮試験を行うことで多様な応力状態での限界曲面の導出を行なっている。DP600での限界曲面をFig. 5-7に示す。Mohr-Coulomb則では表現できない複雑な曲面となっている。

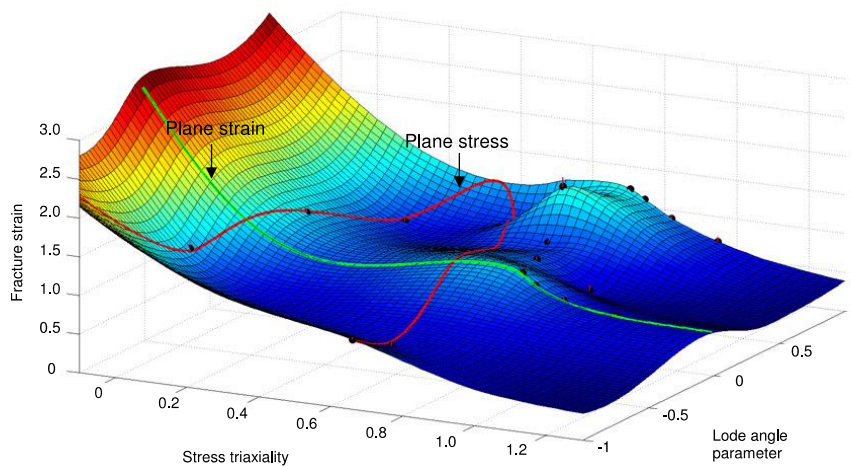


Fig. 5-7 Criterion surface of DP600 <sup>44)</sup>

そこでFig. 4-10の曲面に伸びフランジ割れに対応した限界点を追加した曲面を作成した. 新しい限界曲面をFig. 5-8に示す. Fig. 4-10と異なり応力三軸度が小さい時にLoad角の影響が大きくなる局面とした.

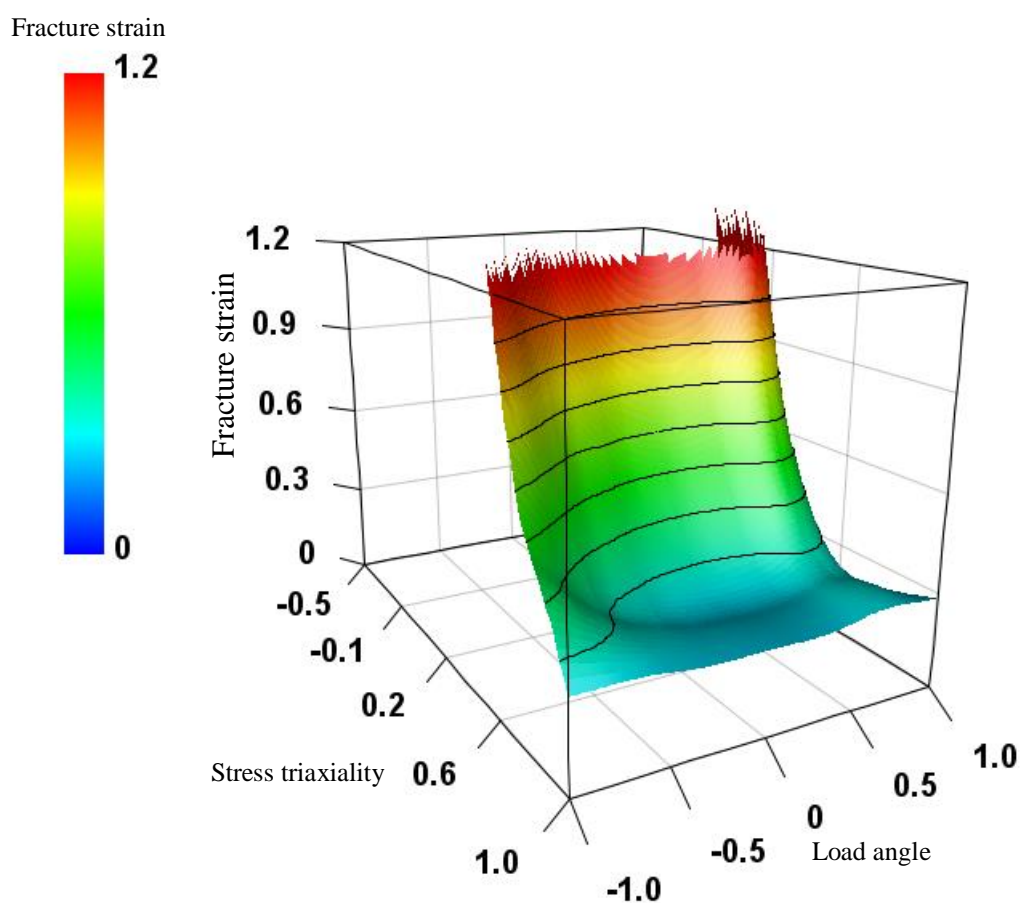


Fig. 5-8 Added criteria at stretch flange to Mohr-Coulomb law

再設定した破壊限界面により計算を行なった結果をFig. 5-9に示す. 実機と同様に伸びフランジ部のみが破断する結果を得ることができた. Fig. 5-8の限界面を用い, 単軸引張試験の再計算を行い, 破壊延性に影響がないことを確認した.



計算された破壊限界をCockcroft and Latham式による破壊予測<sup>59)</sup>と比較をした。Cockcroft and Latham 式の破壊限界は800MPaとした。Fig. 5-10に結果を示す。図は破壊限界までの比を示し1.0で破断が生じる。どちらの結果も同様の分布を示している。Cockcroft and Latham式を用いた過去の解析結果を、破壊限界面の作成に転用することが可能と考えられる。

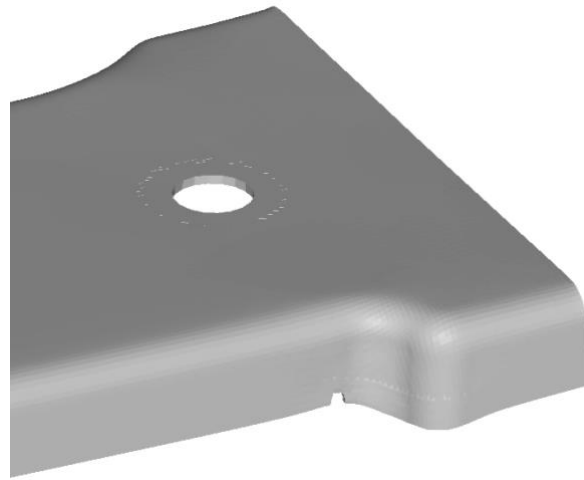
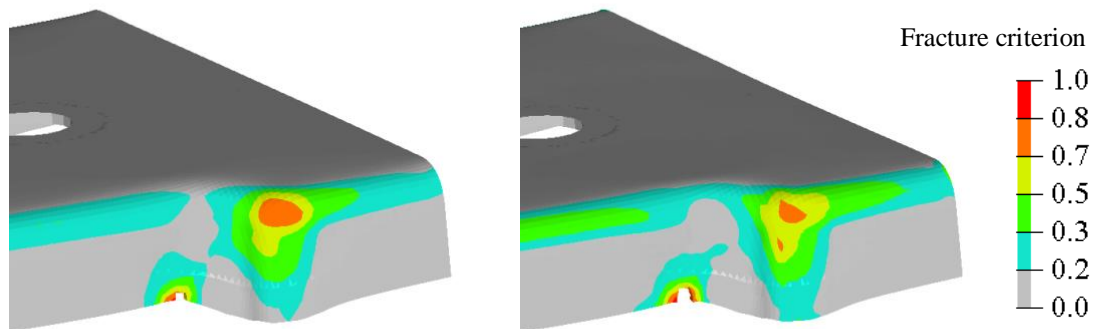


Fig. 5-9 Calculation result by modified fracture plane



a) Cockcroft and Latham criterion<sup>59)</sup>

b) Modified Mohr-Coulomb

Fig. 5-10 Comparison to Cockcroft and Latham criterion

## 結論

第4章で導出したMohr-Coulombの破壊限界を用いて自動車シート製品の破断予測解析を実施した。シェル要素を使用した場合、破断の進展量が過少評価された。シェル要素を使用しているため、応力集中の再現に課題があると考えられる。また要素除去法による破壊表現のため、き裂先端部の応力集中が過少評価された。

ソリッド要素を使用したプレス成形解析においては、導出した限界面では実機の破断を再現することができなかった。Mohr-Coulomb則では曲面の追従性が不足していると考えられる。車両開発で使用するためには多様な応力状態で破壊限界ひずみを測定した上で、最適な破壊限界曲面を表現可能な数式を用いた同定が必要になると考えられる。

## 第6章 結言と今後の展望

### 6.1 本研究による成果

薄鋼板における破壊のひずみ速度依存性を明らかにし、FEM解析により延性評価を行うことを目的として研究を行なった。

第2章では新たに設計した小型試験片を用いることで、従来試験片よりも一様伸び、全伸びを広範囲で計測することが可能となった。DICを用いたひずみの測定においては、単眼カメラで十分な測定精度を得られることを検証した。これにより2種類のゲージ長を用い、局所伸びの発生が最大応力の発生と同時に生じていることを実験で確認することができた。塑性変形が生じている間の温度上昇は最大応力の発生以降に生じ、破断の直前に急速に上昇することを確認できた。

第3章では加工硬化特性のひずみ速度依存性および温度依存性を導入したFEM解析により、最大応力の発生以降から破断に至るまでの応力低下機構が、ひずみ速度により異なることを明らかにすることができた。ひずみ速度 $1260\text{s}^{-1}$ の大幅な延性向上はFEMでは再現できなかったが、動的再結晶による応力均衡が生じ延性が向上している可能性が示唆された。

第4章においてFEMを用いて材料延性の速度依存性の検証を行ない、ひずみ速度毎に異なる応力の低下機構を再現することが出来た。その結果、実機の引張試験の結果を精度よく計算することが可能となった。従来の応力のひずみ速度依存性のみを考慮した計算では、破壊までの予測精度向上は困難なことが確認できた。

第5章では第4章で導出したMohr-Coulombの破壊限界を用いて自動車シート部品の破断予測解析を実施した。シェル要素を使用した場合、要素除去法による破壊部の応力集中が過少評価された。節点分離による破壊表現の必要性が示唆された。ソリ

ッド要素を使用したプレス成形解析の結果Mohr-Coulomb則では破壊限界曲面の追従性が不足していることが明らかとなった。車両開発で使用するためには多様な応力状態で破壊限界ひずみを測定した上で、最適な曲面を表現可能な数式を用いた同定が必要になると考えられる。

## 総括

以上の結果より、本研究によって薄鋼板の破壊はひずみ速度の影響により変化を生じることを明らかにすることができた。加工硬化の速度依存性、加工硬化の温度依存性、局部延性の温度依存性を考慮することで静的試験から求めた破壊限界を用いてひずみ速度に応じた延性破壊予測が可能である。以下にそのメカニズムを示す。

- 延性の変化はひずみ速度上昇による加工硬化による応力の増加、塑性発熱による材料の軟化および局所くびれ部の材料温度による破断限界の変化の複合現象である。
- ひずみ速度 $0.01\text{s}^{-1}$ から $60\text{s}^{-1}$ までの延性の変化は、最大応力発生以後の局部伸びの変化の影響が大きい。
- 局部延性の変化は材料温度の変化により生じる。材料温度は加工発熱により上昇する。
- SPFC980Yは青熱脆性の発生する $473\text{K}$ 付近までは延性が低下するが、それ以上に温度上昇が生じることで延性が向上する。
- ひずみ速度 $1260\text{s}^{-1}$ で生じた大幅な延性増加は、動的再結晶の効果と考えられる。

## 6.2 今後の展望

破壊までの延性が変化するメカニズムが明らかになった一方で、破壊限界の予測には課題が残る結果となった。Mohr-Coulomb則に変わる破壊限界曲面を検討する必要があると示唆された。多軸応力状態での破壊限界調査のため、多数の実機試験が必要になる。簡便な試験による実験方法を模索していく必要がある。さらなる精度向上のために、破断直前の体積減少を引き起こすボイドの発生、成長ならびに、それらの温度依存性を再現したFEM計算手法の開発が期待される。本研究において確認された動的再結晶と思われる応力緩和現象の解明は、近年取り上げられることの多いホットスタンピングによる成形解析にも必須であると考えられる。FEMにおける計算はマルチスケール解析が不要な簡便な解析手法の開発が望まれる。

## 参考文献

1. 国土交通省. 自動車燃費一覧(平成28年3月). (2016). [http://www.mlit.go.jp/jidosha/jidosha\\_fr10\\_000027.html](http://www.mlit.go.jp/jidosha/jidosha_fr10_000027.html). 2-5
2. 高行男. 自動車と材料(第2報)自動車の軽量化. 中日本自動車短期大学論叢 - 44 (2014). 19-33
3. スズキ環境・社会レポート2015. (2015).
4. 自動車技術会. 自動車技術ハンドブック 第3分冊 設計(デザイン・ボディ)編 (2013).
5. 車両等の型式認定相互承認協定 協定規則.
6. AIDAプレスハンドブック(第2版). (アイダエンジニアリング株式会社, 1982).
7. 小松 勇. 高張力化の進展と成形性確保のキーポイント. プレス技術 **50** - 6 (2012). 18-22
8. 日本鉄鋼協会. 自動車用材料の高速変形に関する研究会成果報告書. (日本鉄鋼協会, 2001).
9. 水井直光ほか. 高張力鋼板の適用による車体の正面衝突安全性向上の基礎検討. 材料とプロセス: 日本鉄鋼協会講演論文集 **9** - 6 (1996). 1100-1103
10. 広瀬 智史, 上西 朗弘, 米村 繁, 樋渡 俊二. 衝突安全車体設計のための材料性能評価技術. 新日鉄技報 - 393 (2012). 25-31
11. 土田 紀之, 井崎 栄政, 田中 知幸, 深浦 健三. Dual-Phase鋼の応力-ひずみ曲線におよぼす温度とひずみ速度の影響とKocks-Meckingモデルによる定式化. 鉄と鋼 **97** - 4 (2011). 201-208
12. 占部 俊明, 細谷 佳弘. 自動車用高強度冷延鋼板の現状と展望. 塑性と加工 **46** - 534 (2005). 560-564
13. Landron, C., E. Maire, J. Adrien, O. Bouaziz. Damage characterization in Dual-Phase steels using X-ray tomography. Optical Measurements, Modeling, and Metrology **5** (2011). 11-19
14. 森 謙一郎. ホットスタンピング入門 (日刊工業新聞社, 2015). 32
15. 水沼 晋, 山口 重裕, 阿部 光延, 速水 哲博. 薄鋼板の引張試験における局部伸びの支配因子. 鐵と鋼: 日本鉄鋼協会々誌 **66** - 2 (1980). 221-230
16. 奥村 敏恵, 堀川 浩甫. 構造用鋼板の伸び能力について. 土木学会論文集 **1968** - 152 (1968). 34-38

17. 津山 青史, 角田 浩之, 細谷 佳弘. IF鋼の延性に及ぼすひずみ速度および温度の影響. 鐵と鋼: 日本鐵鋼協會々誌 **80** - 5 (1994). 401-405
18. 菅沼俊治. サーボプレスによるフォーミングイノベーション 解説1 環境に優しいサーボプレス成形例. 型技術 **24** - 3 (2009). 24-29
19. 杉本 公一, 小林 光征, 橋本 俊一. TRIP型複合組織鋼の延性に対する温度とひずみ速度の影響. 日本金属学会誌 **54** - 6 (1990). 657-663
20. 周藤 悦郎, Ant Hansson. 冷間圧延薄鋼板の延性に及ぼす変形速度と温度の影響. 塑性と加工 **11** - 112 (1970). 351-360
21. Naka Tetsuo. Relation of Loading Condition and Forming Limit for High Strength Steel Sheets. Journal of the Japan Society for Technology of Plasticity **52** - 606 (2011). 782-786
22. 湯川伸樹. 延性破壊理論とそのモデル. 塑性と加工 **58** - 674 (2017). 177-181
23. 菊池 正紀. 延性破壊解析研究の最近の動向: Gursonの構成式を用いた数値解析(<特集>破壊力学). 材料 **51** - 8 (2002). 859-866
24. 宅田 裕彦, 小澤 慶祐, 浜 孝之, 吉田 亨, 新田 淳. 延性破壊条件式と有限要素解析による穴広げ成形限界予測. 塑性と加工 **49** - 572 (2008). 886-890
25. 宅田 裕彦, 蟹江 智文, 磯貝 栄志, 吉田 亨. 延性破壊条件式を用いた高張力鋼板の成形限界予測(加工・加工熱処理). 鐵と鋼: 日本鐵鋼協會々誌 **91** - 6 (2005). 553-559
26. Shinomiya Naruaki, Nobuhiko Shirakawa, Takayuki Nakamoto. Development of New Forming Process Using Heat Generation by Plastic Deformation ( Verification of Load Reduction Effect in Compression Test ). (2011). 1051-1055
27. Teramae Toshiya, Ken-ichi Manabe, Kei-ichi Nakamura, Keii Ueno. Development of Incremental Burring Process Using a Bar Tool Study of Incremental Burring for Large Branched Pipe ( 1 ). JOURNAL OF THE JAPAN SOCIETY FOR TECHNOLOGY OF PLASTICITY **48** - 553 (2007). 125-129
28. 石黒 太浩, 阿部 英嗣, 上野 紘一, 湯川 伸樹, 藤原 正尚, 吉田 広明, 石川 孝司. 中炭素鋼の延性破壊に及ぼす応力三軸度と組織異方性の影響. 塑性と加工 **54** - 634 (2013). 993-997
29. 大家 哲朗, 伊藤 耿一. 金属塑性加工における破壊予測理論の展望. 塑性と加工 **56** - 658 (2015). 914-919
30. 吉田 佳典. 塑性加工解析に必要な FEM ⑧せん断加工の解法. 塑性と加工 **56** - 648 (2015). 8-12

31. 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. 材料 **45** - 7 (1996). 785–791
32. 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 **2** - 2 (2002). 89–96
33. Wang, Wurongほか. Experimental study on high strain rate behavior of high strength 600-1000MPa dual phase steels and 1200MPa fully martensitic steels. Materials and Design **47** (2013). 510–521
34. 矢島悦次郎, 市川理衛, 古沢浩一. 若い技術者のための 機械・金属材料 - 増補版- (丸善株式会社, 1984). 120
35. 広瀬智史, 上西朗弘, 樋渡俊二, 吉田博司. 弾性棒式高速引張試験における試験片形状最適化. 塑性と加工 **55** - 640 (2014). 429–434
36. JIS ハンドブック 鉄鋼 I(2018) (日本規格協会, 2013). 71
37. 向井 陽一, 渡辺 憲一. 高強度鋼板の衝突特性と評価方法. R&D神戸製鋼技報 **52** - 3 (2002). 32–34
38. JIS ハンドブック 鉄鋼 I(2018) (日本規格協会). 281–293
39. OYANE, Moriya. Criteria of Ductile Fracture Strain. Bulletin of JSME **15** - 90 (1972). 1507–1513
40. Kadkhodapour, J ., A . Butz, S . Ziaei-Rad, S . Schmauder. A micro mechanical study on failure initiation of dual phase steels under tension using single crystal plasticity model. International Journal of Plasticity **27** - 7 (2011). 1103–1125
41. GURSON, A . L. Continuum Theory of Ductile Rupture by Void Nucleation and Growth : Part 1-Yield Criteria and Flow Rules for Porous Ductile Media. Journal of Engineering Materials and Technology **99** (1977). 2–15
42. 小森 和武. 微視的モデルを併用した塑性加工中の延性破壊の数値解析. 塑性と加工 **53** - 620 (2012). 795–799
43. 大塚 昭夫, 東郷 敬一郎, 岡本 芳秀. 延性き裂発生条件とボイド体積率 : Gurson の降伏関数に基づく検討. 材料 **35** - 395 (1986). 867–872
44. Basaran, Merdan, Sven David Wölkerling, Markus Feucht, Dieter Weichert, Daimler Ag. An Extension of the GISSMO Damage Model Based on Lode Angle Dependence. LS-DYNA Anwenderforum. (DYNAmore, 2010).
45. 上野洋一, 小山克己. アルミニウム合金板材の特性とプレス成形における留意点 (特集 部材軽量化に向けた難成形材の特性と加工技術). 型技術 **25** - 10 (2010). 29–33



46. 村田真伸. 塑性加工シミュレーションにおける硬化則の選択. 月刊名工研・技術情報 電子版 **762** (2015). 3
47. 酒井拓, 三浦博己. 動的再結晶—連続反応と不連続反応. まてりあ **48** - 10 (2009). 491–498
48. 牧正志, 田村今男. 2. 動的再結晶とその随伴現象: 金属および合金の高温変形挙動. 材料 **30** - 329 (1981). 211–217
49. Bao, Yao Zongほか. Dynamic Recrystallization Behavior in Martensite Steels. **91** - 7 (2005). 28–34
50. Johnson, Gordon R ., William H . Cook. A constitutive model and data for metals subjected to large strains, high strain rates and high temperatures. 7th International Symposium on Ballistics (1983). 541–547
51. 日本熱物性学会. 新編 熱物性ハンドブック. (養賢堂, 2008).
52. 大塚昭夫, 宮田隆司, 桜井勉, 飯田浩. 延性破壊に及ぼす応力三軸度の影響. 材料 **34** - 381 (1985). 622–626
53. Yamada, Takehisa, Yoichi Yamashita, Sohei Kanna. A study on evaluation of ductile crack initiation using strain hardening exponent for steels. Procedia Structural Integrity **2** - 842 (2016). 2206–2213
54. Bai, Yuanli, Tomasz Wierzbicki. Application of extended Mohr-Coulomb criterion to ductile fracture. International Journal of Fracture **161** - 1 (2010). 1–20
55. 内藤純也, 鎮西将太. GISSMOによる薄板金属材料の破断予測解析. LS-DYNA & JSTAMP フォーラム2014 (2014).
56. Effelsberg, J ., A . Haufe, Markus Feucht, Frieder Neukamm, P . Du Bois. On parameter identification for the GISSMO damage model. 12th International LS-DYNA® Users Conference Metal - 3 (2012). 1–12
57. 安部 洋平, 乗田 克哉, 森 謙一郎. 逐次接触パンチによる超高張力鋼板の伸びフランジ成形性の向上. 塑性と加工 **52** - 604 (2011). 569–573
58. 飯塚栄治, 比良隆明, 吉武明英. 高強度熱延鋼板の伸びフランジ性に及ぼす加工条件の影響. 塑性と加工 **46** - 534 (2005). 625–629
59. 上浦友洋, 田家猛好, 西村文得, 永井浩介. 金型設計における延性破壊条件の活用 (小特集号 延性材料の破壊予測). 塑性と加工 **53** - 620 (2012). 809–813

## 謝辞

本研究を遂行するにあたり、終始変わらぬご指導を頂きました日本大学生産工学部・高橋進教授に厚く御礼申し上げます。

論文の作成にあたりご多忙の中ご指導いただきました日本大学生産工学部・久保田正広教授、並びに綱島均教授に深く感謝申し上げます。

試験材料をご提供いただいた神戸製鋼所様、赤外線温度計を貸与頂きましたジャパンセンサー様に深く感謝いたします。

通常の業務が多忙であるにもかかわらず、大学院での研究に許可を頂き、研究費用および工数の負担をして頂いたシロキ工業株式会社の上司、同僚の皆様に心より感謝申し上げます。

最後、社会人学生としての多忙な生活を支えて頂いた家族に感謝申し上げます。