

高張力鋼板における応力緩和現象による プレス成形性向上メカニズム究明

早稲田大学 機械科学・航空学科

教授 鈴木進補

(平成 28 年度 一般研究開発助成 AF-2016032)

キーワード：応力緩和，高張力鋼板，プレス成形，Kocks-Mecking (KM) モデル

1. 研究の目的と背景

高張力鋼板は、低燃費化と衝突安全性向上への要求から自動車部材として広く用いられている。一方で、鋼板の強度増加に伴い生じやすくなる成形不良を抑制する成形技術の確立が急務である。これまでに、サーボプレス機による加工経路の最適化が成形性向上に有効であると報告されている¹⁾³⁾。成形性向上の要因として、応力緩和現象による塑性ひずみの分散が考えられている³⁾。ここで応力緩和現象とは、成形中に金型を停止しひずみ一定で保持した際、時間の経過に伴い荷重が低減する挙動を言う。実際に、申請者のグループでは、引張中に複数回クロスヘッドを保持することでステップモーションを模擬した単軸引張試験を行い、応力緩和現象の導入による成形限界の向上を確認している。これを実成形に適用するためには、金型速度・金型停止位置・停止時間を制御することにより、応力緩和現象を効果的に導入しかつ効率的な生産を行える最適な加工経路を考案する必要がある。これまでに、金属材料の成形限界や形状凍結性の向上を目的とした応力緩和の研究⁴⁾⁵⁾が行われているが、さらに、応力緩和挙動自体を詳細に考察し、緩和挙動のモデル化、定式化をすることが求められている。

応力緩和現象は、転位運動の熱活性化過程に支配されるため⁶⁾、粘弾塑性特性である引張変形時の流動応力のひずみ速度や温度に依存した関数として統一的に理解できる可能性がある。転位運動の熱活性化過程に基づき、流動応力のひずみ速度および温度に依存する構成式として、式(1)で表される^{7)Kocks-Mecking(KM)モデル⁸⁾}が提案されており、Dual-Phase 鋼板を含む種々の鉄鋼材料の引張変形挙動の表現に適用されている⁹⁾。

$$\frac{\sigma}{\mu} = \frac{\sigma_a}{\mu} + S_I(T, \dot{\epsilon}) \frac{\hat{\sigma}_I}{\mu_0} + S_D(T, \dot{\epsilon}) \frac{\hat{\sigma}_D}{\mu_0} \quad (1)$$

本モデルにおいて流動応力は非熱的応力である内部応力（第一項）と熱的応力である固溶強化項（第二項）および加工硬化項（第三項）の重ね合わせとして表現される。しきい応力 $\hat{\sigma}$ は0 K または $\dot{\epsilon} \rightarrow \infty$ での熱的応力を表しており、 $\hat{\sigma}_D$ はひずみの関数となる。 μ は剛性率、 μ_0 は0 Kでの剛性率である。また S_I および S_D は式(2)により表される。

$$S_i = \left[1 - \left(\frac{kT}{g_{0i} \mu b^3} \ln \frac{\dot{\epsilon}_{0i}}{\dot{\epsilon}} \right)^{\frac{1}{q_i}} \right]^{\frac{1}{p_i}} \quad (i = I, D) \quad (2)$$

ここで、 k はボルツマン定数、 g_{0i} は、規格化活性化エネルギー、 b はバーガースベクトルの大きさ、 $\dot{\epsilon}_{0i}$ はひずみ速度の次元をもつ定数、 p_i および q_i は強化機構の種類による定数である。このように KM モデルにおける各パラメータは、それぞれ物理的意味合いを示すため、本モデルの発展により変形機構の本質的な理解が深まることが期待される。これにより、応力緩和によるプレス成形性向上メカニズムが明らかとなる。

本研究では、KM モデルによる応力緩和挙動の表現を目的として実験を行った。高張力鋼板の引張試験、クロスヘッド保持試験および繰り返しクロスヘッド保持試験を行い、パラメータ同定を行い、KM モデルによる応力緩和挙動の妥当性を検討した。

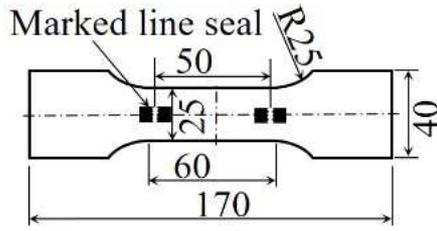
2. 実験方法

KM モデルのパラメータ同定のため種々のひずみ速度および温度で引張試験を行った。実験試料に、ひずみ速度依存性が発現しやすく広く自動車部材に適用されている590 MPa 級鋼板を用いた。板厚 3.2 mm の熱延鋼板から圧延方向と長手方向が一致するように 2 種類の引張試験片を切り出した（図 1）。試験条件を表 1 に示す。

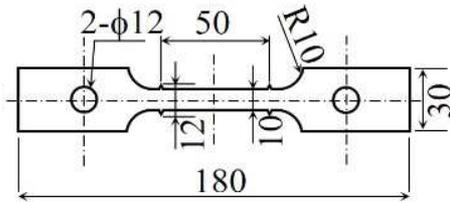
試験温度 298 K および 373 K の条件では、図 1 (a) の試験片および、オートグラフ（島津製作所、AG-I 250kN）とビデオ伸び計（島津製作所、DVE-101）を用いた。試験温度 223 K の条件では、図 1 (b) の試験片およびオートグラフ（島津製作所、AG-X 250kN）を用いて試験を行い、クリップゲージ（Epsilon, 3541-010M-040M-LT）によりひずみ計測を行った。

応力緩和挙動のひずみ速度および温度依存性を評価するため、各ひずみ速度および温度の条件において単軸引張を行い公称ひずみ 0.05 に達した時点で 300 s 間クロスヘッドを停止し、その後除荷するクロスヘッド保持試験を行った。

また、応力緩和挙動のひずみ依存性を測るため、単軸引張中、公称ひずみ 0.01 ごとにクロスヘッドを 30 s 間停止する繰り返しクロスヘッド保持試験を行った。



(a) 298 K および 373 K での試験.



(b) 223 K での試験.

図1 引張試験片 (単位: mm).

表1 試験条件.

	ひずみ速度 $\dot{\epsilon}$ s ⁻¹	温度 T K
引張試験	$10^{-5}, 10^{-4}, 10^{-2}, 10^{-1}$	298
	10^{-3}	223, 298, 373
クロスヘッド保持試験	$10^{-5}, 10^{-4}, 10^{-2}$	298
	10^{-3}	223, 298, 373
繰り返しクロスヘッド保持試験	10^{-2}	298

3. 実験成果

3.1 速度依存性および応力緩和現象

図2に引張試験により得られた真応力-真ひずみ曲線を示す。 $\sigma \geq 400$ MPa の範囲を拡大して示している。ひずみ速度の増加に伴い流動応力が増加していることが確認された。

図3に、ひずみ速度 8.3×10^{-4} s⁻¹ におけるクロスヘッド保持試験により得られた真応力-真ひずみ曲線を示す。クロスヘッド保持時の応力変化を拡大して示している。所定のひずみ値においてクロスヘッドを停止した際応力値が低減していることから、応力緩和現象の発現が確認できた。

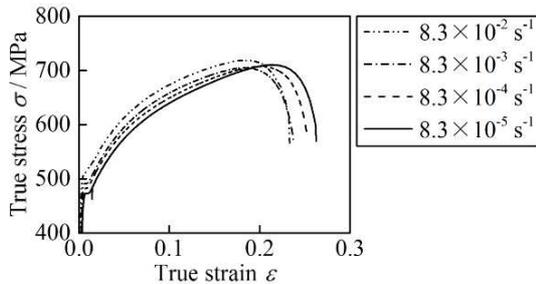


図2 引張試験における真応力-真ひずみ曲線

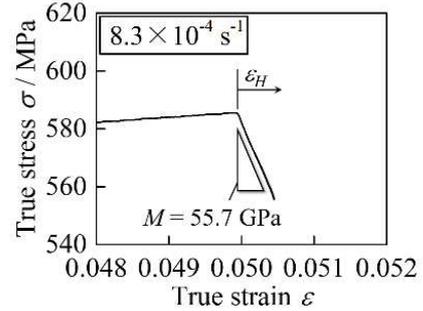


図3 クロスヘッド保持試験における真応力 σ -真ひずみ ϵ 曲線。(ひずみ速度: 8.3×10^{-4} s⁻¹, ϵ_H : クロスヘッド停止時からの真ひずみ, M: 試験機剛性を示す定数)

3.2 試験機の弾性変形

図3より、応力の低下に伴う試験片のわずかなひずみの増加が確認できる。応力緩和中において、ひずみ一定で保持されるべきであるが、単軸引張時、試験片への負荷により試験機に弾性変形が生じてしまう。これは、クロスヘッド停止中において、応力緩和による荷重低下に伴い試験機の弾性変形量が減少し、試験片のひずみが増大する方向に変形が進むためと考えられる¹⁰⁾。

守谷ら¹¹⁾は、クロスヘッド保持中の真応力 σ とクロスヘッド停止時からの真ひずみ増加量 ϵ_H の関係を式(3)により表している。

$$\sigma = -M\epsilon_H + C \quad (M, C: \text{定数}) \quad (3)$$

図3の結果より、試験機剛性を示す定数 M を 55.7 GPa と算出した。

3.3 KM モデルパラメータの同定

図4に、真応力-真ひずみ曲線より取得した各塑性ひずみ ϵ_p におけるひずみ速度および温度と流動応力 σ との関係を示す。横軸は、ひずみ速度と温度の関数である Larson-Miller パラメータの逆数 $\xi^{-1} = [T \ln(\dot{\epsilon}_0 / \dot{\epsilon})]^{-1}$ として整理した。

温度の低下とひずみ速度の増加に伴い流動応力が増加することから、流動応力の温度およびひずみ速度依存性の発現を確認した。本研究では、最大荷重点以前の $\epsilon_p \leq 0.10$ の範囲に対して KM モデルによる定式化を試みた。

まず、内部応力 σ_a を算出する。図4に示すように、あるひずみにおいて、Larson-Miller パラメータの逆数と流動応力との関係は、直線で近似することができ、いずれのひずみにおいても $\ln \dot{\epsilon}_0 = 20$ で良好にフィッティングすることができた。そこで $\xi^{-1} = 0$ での応力を外挿により求め、そのひずみにおける内部応力として算出した。それぞれのひずみにおいて同様の操作を行い、式(4)に示すひずみと内部応力の関係式を指数関数として近似した。

$$\sigma_a = 562(0.002 + \epsilon_p)^{0.0742} \quad (4)$$

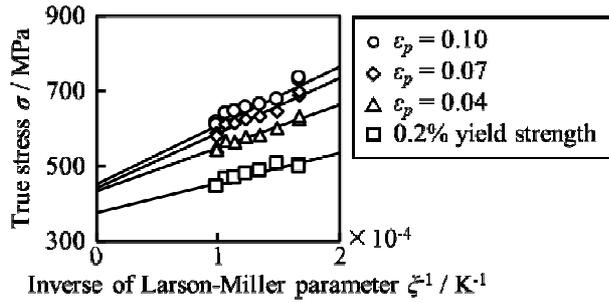


図4 Larson-Miller パラメータの逆数と真応力の関係

次に固溶強化項を算出した。図5に示すとおり、横軸を $(kT/\mu b^3 \cdot \ln(\dot{\epsilon}_{0l}/\dot{\epsilon}))^{p_l}$ 、縦軸を $((\sigma_y - \sigma_a)/\mu)^{q_l}$ として引張試験の結果をプロットした。ここで σ_y は 0.2% 耐力、 $\dot{\epsilon}_{0l} = 10^8 \text{ s}^{-1}$ ¹²⁾、 $p_l = 0.5, q_l = 1.0$ ¹³⁾ とした。これらのプロットを線形近似し、傾きと切片を求めた結果、それぞれ $\hat{\sigma}_l = 250 \text{ MPa}$ および $g_{0l} = 0.317$ が得られた。

最後に、加工硬化項を算出した。あるひずみにおける引張試験結果を、図5と同様に、横軸に $(kT/\mu b^3 \cdot \ln(\dot{\epsilon}_{0D}/\dot{\epsilon}))^{p_D}$ 、縦軸に $((\sigma - \sigma_a)/\mu - S_0 \hat{\sigma}_l/\mu_0)^{q_D}$ としてプロットした。ここで、 $\dot{\epsilon}_{0D} = 10^8 \text{ s}^{-1}$ ¹²⁾、 $p_D = 0.5, q_D = 1.5$ ¹³⁾ とした。これらプロットを線形近似し、傾きと切片より $\hat{\sigma}_0$ と g_{0D} を求めた。それぞれのひずみに対し同様の解析を行い、 ϵ_p に伴う $\hat{\sigma}_0$ および g_{0D} の変化を取得した。

3.4 KM モデルによる応力緩和挙動の表現

試験機の剛性を考慮した見かけのヤング率 ¹⁴⁾ を E' とすると、クロスヘッド保持中におけるひずみ速度は式(5)で表される。

$$\dot{\epsilon}_p = -\sigma/E' \quad (5)$$

ここで、式(1)におけるひずみ速度に式(5)を代入し、 $dt/d\sigma$ と σ の関係式を導出した。この式を用いて、クロスヘッド保持開始時の応力 σ_0 から任意の応力 σ まで積分し、応力緩和中の応力 σ とクロスヘッドを停止してからの保持時間 t_H の関係を導出した。

KM モデルによる応力緩和挙動のひずみ速度、温度およびひずみ依存性表現の妥当性を検討した。応力緩和量 $\Delta\sigma$ (保持時間 30 s における真応力 σ と保持開始時の応力 σ_0 の差) と初期応力変化速度 $|\dot{\sigma}|$ (保持時間 0 - 0.2 s 間における応力変化速度) のひずみ速度、温度およびひずみによる変化を考えた。図6および7に、それぞれこれらパラメータの定義、モデルと実験値の比較を示す。図7(a) およ

び(b)は、それぞれひずみ速度および温度を変えたクロスヘッド保持試験の結果を、(c)は繰り返しクロスヘッド保持試験の結果を示す。また、温度 298 K、ひずみ速度 10^{-2} s^{-1} でのクロスヘッド保持試験で得られた応力緩和挙動は、保持開始ひずみ 0.05 での繰り返しクロスヘッド保持試験から得られた結果と一致したことを確認した。そのため、あるひずみにおける応力緩和挙動にそれ以前の応力緩和履歴がほとんど影響しないとみなした。

ひずみ速度をパラメータとして変えた試験結果より、ひずみ速度の増加に伴い応力低下量は増加し、初期応力変化速度も顕著に増加する傾向 ¹⁵⁾ が見られた。また、温度をパラメータとして変えた試験結果より、温度の低下に伴い応力低下量は増加し、初期応力変化速度もわずかに増加することがわかった。一方、繰り返しクロスヘッド保持試験結果から、ひずみの増加に伴うクロスヘッド停止時の応力の増加に伴い応力低下量は線形に増加するが、初期応力変化速度は変化しないことがわかった。

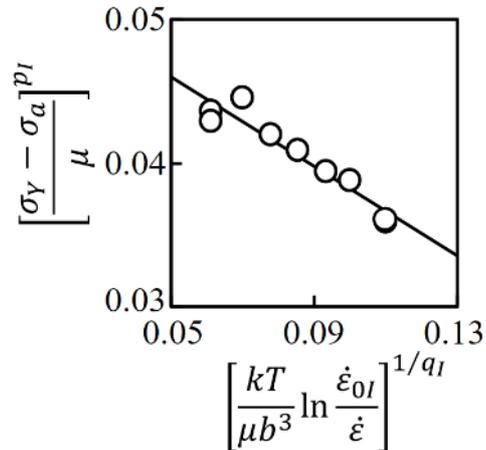


図5 引張試験の結果。直線の傾きが $\hat{\sigma}_l$ 、切片が g_{0l} に相当する。

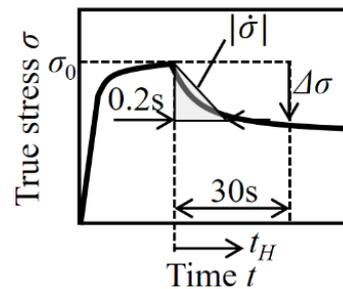


図6 真応力の時間変化の模式図と各パラメータの定義。応力緩和量 $\Delta\sigma$: 保持時間 30 s における真応力 σ と保持開始時の応力 σ_0 の差、初期応力変化速度 $|\dot{\sigma}|$: 保持時間 0 - 0.2 s 間における応力変化速度。

以上より、KM モデルにより、応力緩和挙動のひずみ速度、温度およびひずみ依存性が表現できることを確認した。ただし、応力低下量や応力変化速度は予測値より実測値の

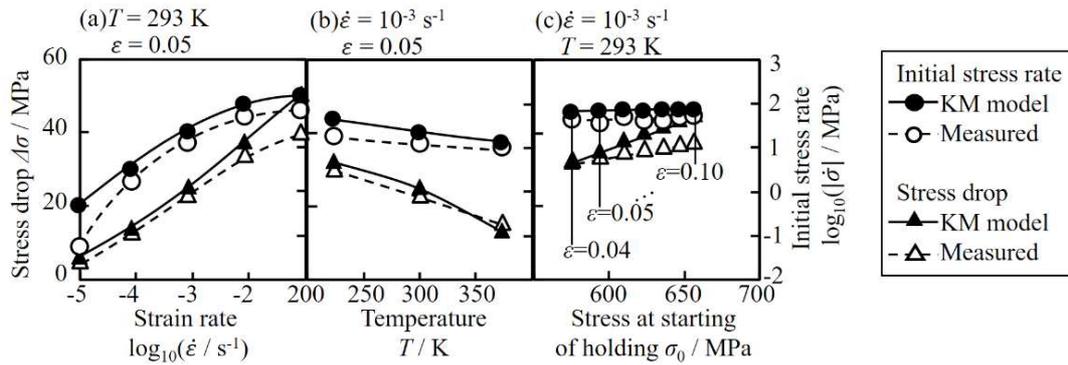


図7 ひずみ速度、温度、保持開始ひずみと
応力緩和量（保持時間 30 s 後）および初期応力変化速度の関係。

ほうが小さくなる傾向も見られた。この要因として以下が考えられる。

- 試験機の慣性：クロスヘッド保持開始直後、クロスヘッド変位速度は、試験機の慣性のため、瞬時に 0 とはならない、そのため実際の試験においては、クロスヘッド保持開始直後も試験片はひずみが増加する方向に変形し、応力緩和が抑制されている。
- 転位密度の変化：転位密度の増加に従い、 $\hat{\sigma}_D$ 増加することが知られている⁷⁾。また、引張変形時の転位密度は温度依存性をもつ可能性がある¹⁶⁾。しかし、本研究のモデルでは、引張変形時、同一のひずみでは温度によらず同一の転位密度であることを仮定している。このため、実際の転位密度より低温時は小さく、高温時は大きく見積もっている可能性がある。そのため、転位密度の温度依存性を考慮することで、低温では $\hat{\sigma}_D$ が増加、高温では $\hat{\sigma}_D$ が減少し、現在のモデルよりも応力緩和予測精度が向上する可能性がある。

4. 結言

590 MPa 級高張力鋼板において引張試験および応力緩和試験を行い、試験機剛性の定量化、応力緩和挙動の発現を確認し、KM モデルのパラメータを同定した。様々なひずみ・ひずみ速度・温度における応力緩和挙動の実験値と KM モデルによる予測値を比較し、プレス成形における各パラメータの影響を明らかにするとともに、以下の知見を得た。

- (1) KM モデルにより応力緩和挙動のひずみ速度、温度、およびひずみ依存性が定性的に予測できる。
- (2) 定量的には KM モデルでは実際より応力緩和挙動を顕著に表現している。今後、試験機慣性による保持開始直後のひずみ進展および、転位密度の温度依存性を考慮することにより、応力緩和を予測する精度を向上できる。

今後本研究で構築した式の精度を向上させ、FEM に組み込むことで、応力緩和現象を考慮したプレス成形シミュ

レーションを行えると期待できる。これによりシミュレーション上で最適な加工経路を見出せるようになり、サーボプレス機を用いたプレス成形性の大幅な向上に貢献できる。

謝辞

本研究は、公益財団法人天田財団平成 28 年度一般研究開発助成 (AF-2016032) のご支援を受け実施いたしました。ここに謝意を表します。本研究を遂行するにあたりご協力いただきました共同研究者の理化学研究所 高村正人 上級研究員、京都大学大学院 浜 孝之 准教授、ならびに早稲田大学 大学院生 村澤皓大氏、楠田義徳氏、鈴木優里菜氏に厚く御礼申し上げます。

参考文献

- 1) 玉井ら: 塑性と加工, 55(2014), 28.
- 2) 菅沼: 塑性と加工, 49(2008), 118.
- 3) 山下ら: Honda R&D Tec. Rev., 24(2012), 142.
- 4) K. Hariharan, *et al.*: Mater. Des., 52(2013), 284.
- 5) H. J. Bong, *et al.*: Metall. Mat. Trans. A, 47(2016), 4160.
- 6) F. Guiu, *et al.*: Phys. Stat. Sol., 6(1964), 111.
- 7) P. S. Follancebee, *et al.*: Metall. Trans. A, 20(1989), 863.
- 8) U. F. Kocks, *et al.*: J. Eng. Mater. Tech., 98(1976), 76.
- 9) 土田ら: 鉄と鋼, 100(2014), 1191.
- 10) 小峯ら: 平 27 塑加連講論, (2015), 379.
- 11) 守谷ら: 鉄と鋼, 83(1997), 599.
- 12) 土田ら: 鉄と鋼, 87(2001), 657.
- 13) K. Ono: J. Appl. Phys., 39(1968), 1803.
- 14) 村澤ら: 第 67 回塑加連講論 (2016), 313.
- 15) K. Murasawa, *et al.*: Key. Eng. Mater., 716(2016), 948.
- 16) 藤野ほか: 材料, 20(1971), 827.