

博士論文

高強度鋼の冷間据込みにおける  
荷重低減と高平面精度化に関する研究

(Study on Reduction in Load and Improvement of Flatness

Accuracy in Cold Upsetting of High-strength Steel)

2023 年

名古屋工業大学大学院工学研究科

大畠 崇昭



# 目次

<b>第 1 章</b>	<b>序論</b> .....	1
1.1	日本の冷間鍛造技術の発展 .....	1
1.2	冷間鍛造におけるニーズ .....	4
1.2.1	高強度鋼の鍛造加工 .....	4
1.2.2	潤滑剤の使用量削減 .....	7
1.3	高強度鋼の冷間鍛造における課題 .....	8
1.3.1	工具寿命の低下 .....	8
1.3.2	鍛造品精度の低下 .....	10
1.4	冷間鍛造工法 .....	11
1.5	本研究の目的および論文構成 .....	13
参考文献		15
<b>第 2 章</b>	<b>高強度鋼の冷間据込みにおける荷重特性</b> .....	20
2.1	緒言 .....	20
2.2	平面工具による据込み荷重 .....	22
2.2.1	実験型と試験片 .....	22
2.2.2	潤滑条件 .....	24
2.2.3	実験条件と評価方法 .....	26
2.2.4	実験結果と考察 .....	28
2.3	凹面工具による据込み荷重 .....	32
2.3.1	実験方法 .....	32
2.3.2	実験結果と考察 .....	33
2.4	FEM 解析による材料内部の応力状態および摩擦の影響 .....	34
2.4.1	解析条件 .....	34
2.5	結言 .....	38
参考文献		39
<b>第 3 章</b>	<b>高強度鋼の高圧縮時における摩擦係数</b> .....	41
3.1	緒言 .....	41
3.2	実験および FEM 解析方法 .....	42
3.2.1	実験装置と試験片 .....	42

3.2.2	試験方法.....	42
3.2.3	FEM 解析.....	44
3.3	$\mu$ 一定と仮定した較正曲線によるリング圧縮試験.....	45
3.3.1	寸法比 3:1:1 のリング試験片(高摩擦用).....	45
3.3.2	形状比 6:3:2 のリング試験片.....	46
3.3.3	低炭素鋼(S10C)製のリング試験片.....	49
3.4	摩擦係数の変化を考慮した較正曲線によるリング圧縮試験.....	50
3.5	対数ひずみを用いた較正曲線.....	53
3.6	繰り返し圧縮における $\mu$ の推定.....	56
3.7	円柱据込みによる $\mu$ の検証.....	60
3.8	結言.....	62

参考文献 63

## 第4章 高強度鋼の冷間据込みにおける荷重および製品平面度

	の簡易予測.....	65
4.1	緒言.....	65
4.2	実験と FEM 解析.....	66
4.2.1	実験装置と試験片.....	66
4.2.2	実験条件.....	67
4.2.3	FEM 解析条件.....	68
4.3	据込み荷重予測.....	69
4.3.1	実験および解析結果.....	69
4.3.2	据込み荷重の推定.....	74
4.4	製品平面度予測.....	77
4.4.1	実験結果.....	77
4.4.2	製品平面度の推定.....	78
4.5	適用範囲.....	81
4.6	結言.....	82

参考文献 83

## 第5章 総括..... 84

5.1	本研究のまとめ.....	84
5.2	本研究の実用事例.....	87



謝辞 88

付録 89

A.1	塑性発熱の影響.....	89
A.2	試験片の弾性回復量.....	92
A.3	再研磨前後の工具表面粗さの変化.....	93

# 第1章 序論

近年、自動車の軽量化や信頼性向上のため、高強度で高精度な部品が求められている。特に、摺動部品は耐摩耗性や耐スカuffing性などの要求から炭素含有量が 1 mass%を超えるような高強度鋼の使用が望まれている。これまで高強度鋼の鍛造品の多くは、鍛造性を向上するために材料を高温に加熱する温熱間鍛造で造られていた。しかしながら、温熱間鍛造は材料加熱に多くのエネルギーを消費するため、地球環境問題への対応として材料を積極的に加熱しない冷間鍛造で加工するニーズがある。さらに、地球環境問題への対応に加え、後工程(溶接や塗装など)での品質確保や製造コスト削減などの観点から潤滑剤の使用量を削減し、無潤滑に近い条件での加工が望まれている。

この序論では、まず冷間鍛造における従来技術として日本の冷間鍛造技術の発展について述べる。そして社会の抱える課題やニーズから無潤滑に近い条件で高強度鋼を冷間鍛造するニーズや課題について述べ、最後に本論の構成を示す。

## 1.1 日本の冷間鍛造技術の発展

Fig. 1.1 に日本の冷間鍛造技術の推移を示す [1] [2]。日本では 1950 年代に冷間鍛造用プレス機(マイプレス)が導入され、ボルトなど単純形状の小物部品を中心に自動車用部品にも冷間鍛造品が採用されるようになり工業的に普及した。

1960~70 年代になると、量産対応や大型製品への対応として鍛造設備は大型化・自動化された。また工具の高寿命化や加工限界を向上するため、使用する工具材質もこれまで使用されていた工具鋼よりも高強度で高靱性な高速度鋼 [3] [4]や粉末ハイス鋼 [5]などの使用が検討され、過酷な条件下では固体潤滑剤である  $\text{MoS}_2$  [6] [7] [8]が用いられるようになった。さらに、硬質膜被覆として CVD (Chemical Vapor Deposition) 処理 [9], TD (Thermo-reactive Deposition and Diffusion) 処理 [10], PVD (Physical Vapor Deposition) 処理 [11]の実用化研究が行われ、鍛造用工具表面への適用検討も盛んに行われた。加工法としては、逃がし穴、捨て軸などにより材料流動を制御する分流鍛造技術 [12] [13]が提案され、スプラインや歯車などの製品を低荷重で加工できるようになった。

1980~90 年代には、複数の工具を駆動して側方押し変形をして突出する部分を成形する閉塞鍛造 [14] [15]やニアネットシェイプ冷間鍛造法 [16], 静水圧を利用した背圧付与鍛造加工 [17] [18] [19]などの金型構造の工夫による高精度化やより製品に近い形状へのニアネットシェイプ技術が提案された。

2000 年代になると、板金成形技術に冷間鍛造技術を組み合わせた板鍛造 [20] [21]や温熱間鍛造で粗成形後に冷間鍛造で仕上げ成形を行う熱冷複合鍛造 [22]などの複合技術によってこれまで冷間鍛造技術だけでは対応できなかったような大型で複雑な製品が造られるようになった。また、サーボプレスを用いたスライドモーションの制御による成形限界の向上 [23]

[24]や工程削減 [25], 加圧機構のみで揺動動作をさせる多軸揺動鍛造 [26]や主加工軸まわりのねじりを付加したねじり振動付加鍛造 [27], 切削モードを用いた切削鍛造 [28]などによる低い荷重でより複雑な形状あるいは高精度な鍛造品を得るための加工法が提案された。さらに, 摩擦低減などの目的から工具表面のテクスチャリング [29]なども検討されている。

Fig. 1.2 は日本の乗用車 1 台当たりの冷間鍛造品の重量と各時期の新規開発品を示している。鍛造設備, 金型材料や表面処理, 潤滑剤, 加工法などの研究開発により自動車部品への適用範囲が広がり, 1965 年には 10kg 以下であった中型車 1 台当たりの冷間鍛造品の重量が 1980 年以降には 40kg を超え, 自動車の普及とともに冷間鍛造品の生産量も増加した。

年代	1950	1960	1970	1980	1990	2000	2010	現在
社会情勢	自動車産業 自由化	自動車の 基幹産業化	石油危機	円高ショック	バブル崩壊	製造業の 空洞化	グローバル コスト化	カーボン ニュートラル
要求	チップレス加工(切削⇒冷鍛) 大量生産対応 コスト低減(材料節減・工程短縮)		大型部品対応 多種少量対応(合理的生産方式)		部分的ネットシェイプ		ネットシェイプ・ネットクオリティ 部品の小型・軽量化 環境負荷低減(省エネ・省資源)	
対象	二輪車部品 乗用車小型部品 スピーカー部品 カメラ部品		乗用車大型部品 スプライン・ベベルギア CVJ-部品 内・外ギア部品		ヘリカルギア 異形断面部品 マイクロパーツ 高精度化		am 級の工程能力 高強度部品	
鍛造設備	板金設備利用 ナックルプレス マイプレス (400トン級)	冷鍛用プレスの開発 コールドホーマー普及 (600トン級)		多軸鍛造プレス(背圧・閉塞) 揺動鍛造プレス ホーマ大型化 高剛性・高精密化		縦型多段プレス プレスのホーマ化 サーボプレス		
素材	低C鋼規格化 合金肌焼鋼	SA 規格化 A50 系合金 A60 系合金	鋼清浄度改善 連続鋳造	炉外精錬鋼 特定用途鋼 AZ31 系合金 A20 系合金	冷鍛用高合金 A70 系合金	Ti 合金	高強度鋼 形態の理想化	焼鈍省略鋼
金型	二次硬化性 工具鋼	Mo 系ハイス 軟室化	超硬 HIP 処理 高靱性ハイス	高合金粉末 ハイス CVD, PVD	超硬微粒子化	表面改質/被覆 超微粒子超硬	高ヤング率材	テクスチャリング
潤滑	リン酸塩被膜	+MoS2		1 液性被膜		水溶性被膜	脱ボンデ潤滑 SB 下地処理	無・微量潤滑 WSB 下地処理
加工法	単一工程成形 単方向押し出し 切断インライン	多工程成形 多方向押し出し 捨て軸 肉移動	工法の見直し (加工限界) 熱鍛の冷鍛化	側方押し出し 閉塞鍛造	分流鍛造 揺動鍛造	背圧鍛造 熱冷複合鍛造	板・粉末鍛造 全面密閉成形	多軸揺動鍛造 ねじり振動付加 切削鍛造

Fig. 1.1 日本の冷間鍛造技術の推移

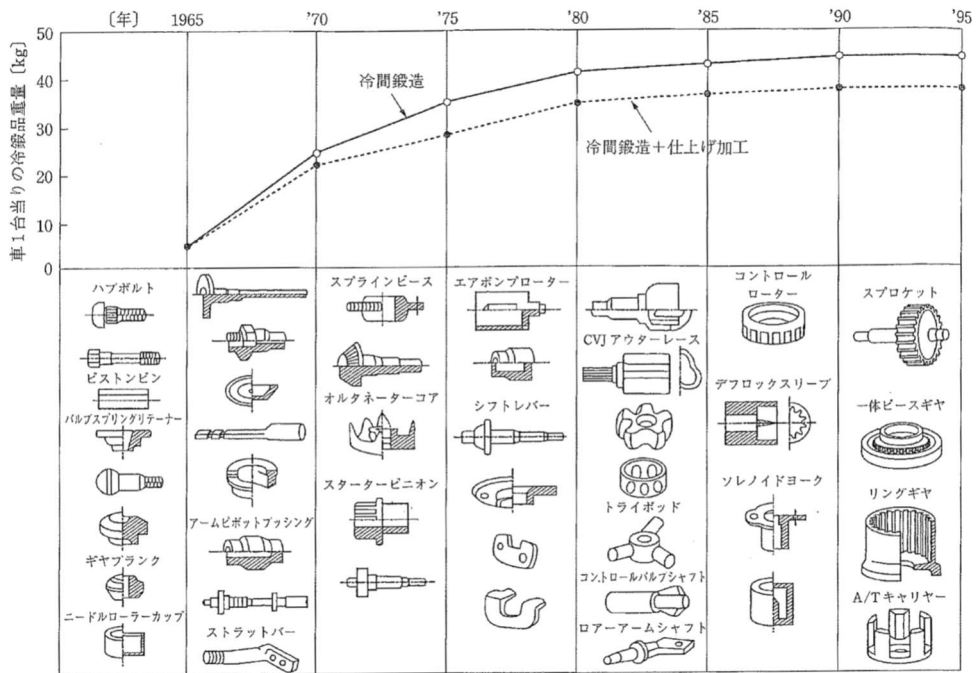


Fig. 1.2 日本の乗用車 1 台当たりの冷間鍛造品の重量と各時期の新規開発品  
 [引用元] JSTP Ed., Handbook of Technology of Plasticity, Corona Publishin, 2006, p. 286.

## 1.2 冷間鍛造におけるニーズ

### 1.2.1 高強度鋼の鍛造加工

鉄鋼材料は、冷間鍛造性に優れた炭素含有量が 0.1～0.45 mass%の炭素鋼や低合金鋼が用いられることが多い。しかし近年、自動車部品の軽量化や信頼性向上のため、中高炭素鋼や工具鋼、マルテンサイト系ステンレス鋼など炭素含有量が 1 mass%を超えるような高強度鋼を冷間で鍛造加工するニーズがある [30] [31]。

炭素含有量の多い高強度鋼の鍛造部品は Fig. 1.3 に示すように変形抵抗を下げ、変形能を向上させるため、材料を再結晶温度以上の高温に加熱する温熱間鍛造で造られることが多い。しかし、Fig. 1.4 に示すように温熱間鍛造の製造時におけるエネルギー消費の約 90%が材料加熱(ビレット加熱)で消費される [32]。そのため、熱間鍛造では地球規模での環境問題への対応として製造時におけるエネルギー消費量の削減が課題となる。

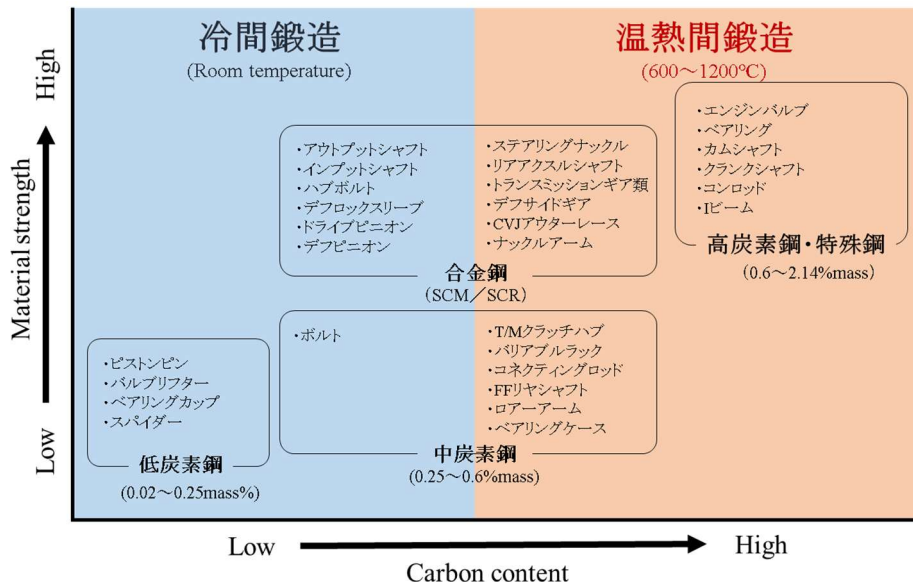


Fig. 1.3 自動車用鉄鋼製鍛造部品の材質と加工法

[出典元] JSTP Ed., Handbook of Technology of Plasticity, Corona Publishin, 2006, p. 250.

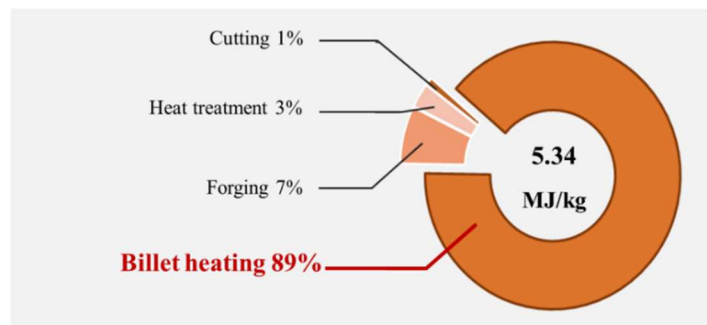


Fig. 1.4 熱間鍛造時におけるエネルギー消費内訳

温熱間鍛造ではビレット加熱における省エネルギー対策として、重油炉やガス炉などの燃焼炉から高効率な誘導加熱炉 [33] [34]や誘電(マイクロ波)加熱などの電気炉 [35]への変更や誘導(IH)加熱と遠赤外線(IR)加熱のハイブリッド加熱炉 [36]の使用などより高効率な加熱装置の開発や条件の最適化などが検討されている。また、鍛造設備と後工程の熱処理炉を連結し、熱間鍛造後の余熱を利用 [37]するなどの対策が取り組まれている。しかしながら、加熱装置の熱効率は理論値に近づいており、ビレット加熱におけるエネルギー消費の大幅な削減が難しくなっている。

Fig. 1.5 は、熱間鍛造と冷間鍛造の工程フローと製造時のエネルギー消費量を比較した例である。冷間鍛造では、変形抵抗を下げ鍛造性を向上させるために素材の段階で焼きなましを行う。この焼きなまし工程は多くのエネルギーを消費するが、鍛造時まで高温を維持する必要がなく、多量の素材を一度に処理できるため、熱間鍛造におけるビレット加熱に比べエネルギー消費が抑えられる。また、鍛造時の材料や金型への熱影響による寸法変化が小さく、スケールの発生による材料の重量変化がないことから温熱間鍛造に比べ歩留まりが高く、消費資源も抑えられる。さらに、再結晶温度以下で加工することで加工硬化による製品の高強度化も期待できることから鍛造後の熱処理工程の廃止などによる省エネルギー化も期待される。

近年では、この焼きなまし工程についても成分調整 [38]や組織の最適化 [39], 特殊熱処理 [40]などにより工程を省略あるいは簡素化した材料開発も盛んに行われている。ただし、これらの材料は冷間鍛造に求められる低い変形抵抗や高い鍛造性を有するが、低中炭素鋼や一部の合金鋼など使用可能な鋼種は限定的であり、今後の発展が望まれる。

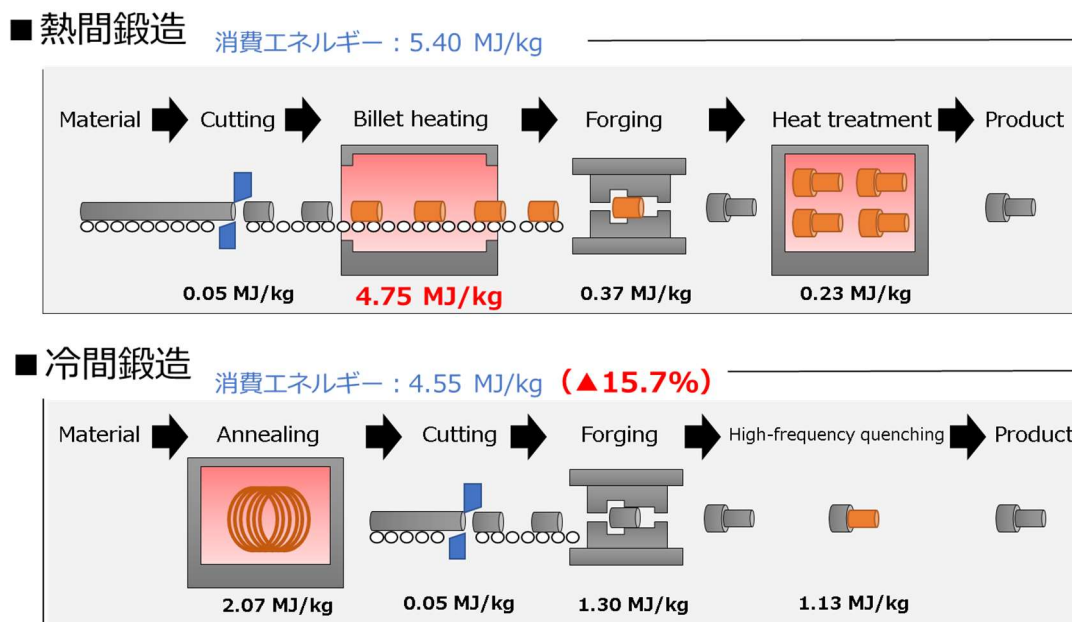


Fig. 1.5 熱間鍛造および冷間鍛造の工程フローとエネルギー消費量の一例

ここで、2020年の鉄系型鍛造製品の生産量を Fig. 1.6 に示す。現在、鉄系の型鍛造部品の90%以上が熱間鍛造で造られており、その内80%以上を自動車用品が占めている。近年必要とされ、温熱間鍛造で造られることの多い高強度鋼の鍛造品を冷間鍛造に工法置換できれば、温熱間鍛造品の量を減らし、製造時におけるエネルギーや資源の消費を低減するのに役立つ。

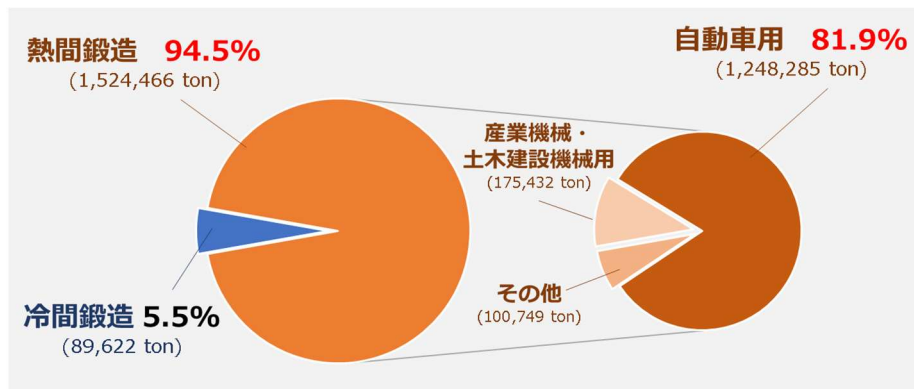


Fig. 1.6 鉄系型鍛造品の生産量

[出典元] Ministry of Economy, Trade and Industry Production Dynamics Survey, (2020)

## 1.2.2 潤滑剤の使用量削減

鉄鋼材料の冷間鍛造は、1934年にドイツの Dr. F. P. Singer がリン酸塩皮膜を生成させる化成処理(ボンデ<sup>®</sup>潤滑処理)を冷間押し加工に使用する特許を取得し、1935年に鉄薬莖を製造したのが始まりとされている [41]。現用の冷間鍛造においても工具と材料間の摩擦低減や凝着を防ぐ目的で材料にリン酸塩皮膜あるいはステンレス鋼ではシュウ酸皮膜処理を行い、材料表面に潤滑皮膜を生成させるボンデ処理が行われることが多い。しかしながら、ボンデ処理は高い潤滑性能を有する一方で、80℃を超えるような高温で 30 分程度の処理時間がかかるため多くのエネルギーを消費し、処理過程で多量のスラッジや廃液が発生するため環境面での課題がある。また、後工程(溶接や塗装など)での品質確保や作業環境の改善、製造コストの低減などの観点から化学反応を伴わない塗布型潤滑剤の活用 [42]が検討されている。

Fig. 1.7 に一液潤滑剤の技術レベルを示す。一液潤滑被膜は、微粒ブラスト [43]やウェットブラスト [44]による下地処理による被膜の密着性向上や、亜鉛・モリブデン化合物を添加した潤滑剤 [45]や二液二層型潤滑剤 [46]などの潤滑剤の開発により適用範囲が広がりつつある。しかしながら、化学反応を伴わないためボンデ被膜に比べ密着性が低く、摺動長さが長くなる長尺製品や著しい表面積拡大するような過酷な条件下では十分な潤滑性能を得ることが難しいのが現状である。それにも関わらず、環境問題対応や原価低減、塗装や溶接などの後工程における品質確保などの観点から、製造現場では潤滑剤の使用量削減の要求が高まっており、ドライ・セミドライ条件下での加工 [47]が望まれている。

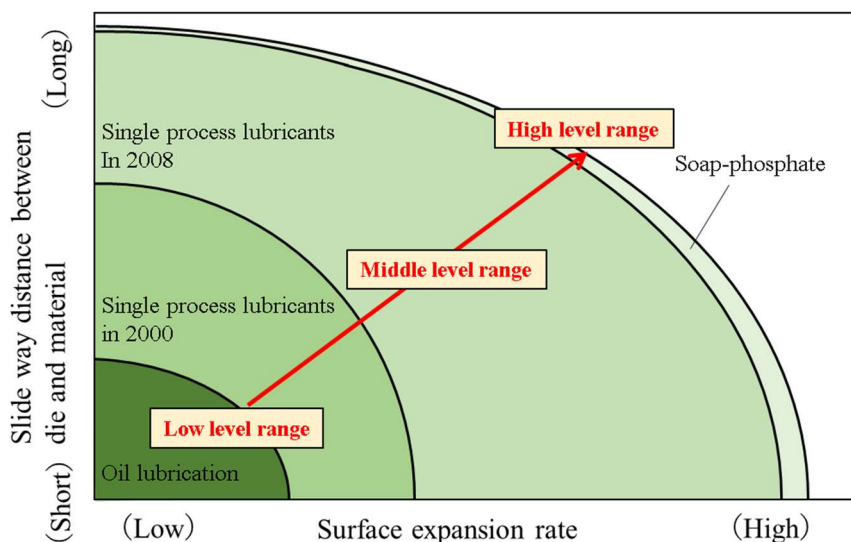


Fig. 1.7 一液潤滑剤の技術レベル

[出典元] Shimizu, A, “Lubrication Technology for Cold Forming in 21st Century.” *Nihon Parkerizing Technical Report.*, **20** (2008), p. 35.

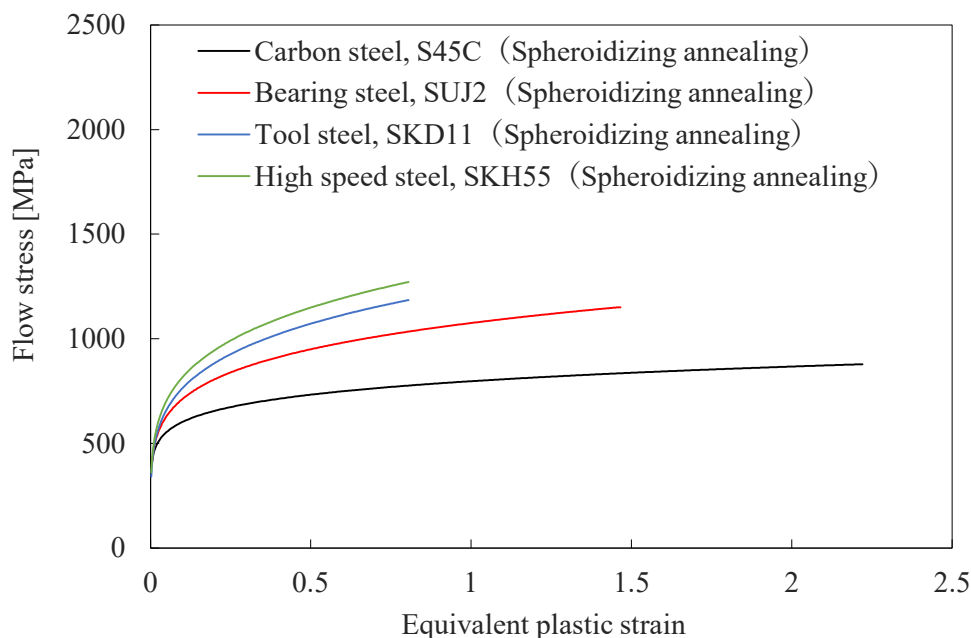


## 1.3 高強度鋼の冷間鍛造における課題

### 1.3.1 工具寿命の低下

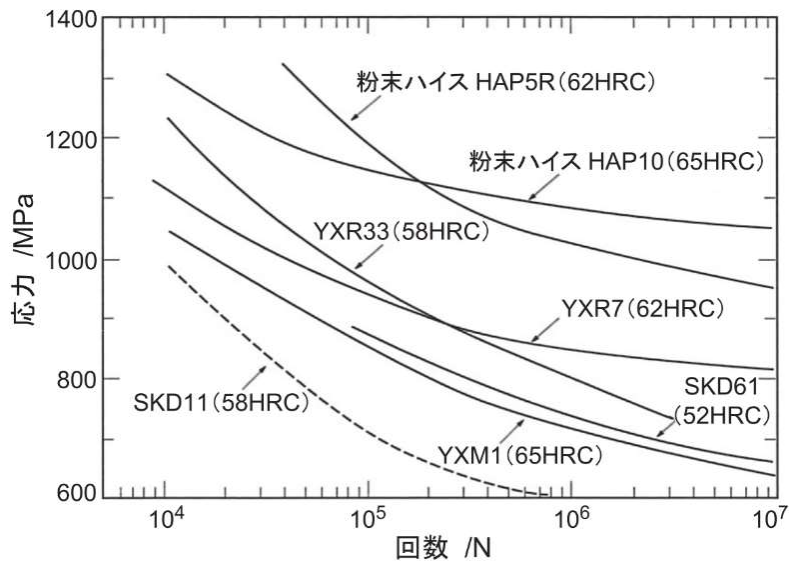
難成形材の室温における変形抵抗を **Fig. 1.8** に示す. 軸受け鋼 SUJ2 や工具鋼 SKD11, 高速度鋼 SKH55 などの高強度鋼は, 室温における変形抵抗が炭素鋼 S45C に比べ 5 割から 7 割程度高くなる. 冷間鍛造では相当塑性ひずみが 1.0 以上の大きなひずみを受けることが多く, この範囲では高強度鋼の変形抵抗が 1GPa を超える. 一部の場合を除けば工具にかかる接触面圧は材料の変形抵抗以上となり, 密閉鍛造などでは変形抵抗の 8 倍程度の圧力になることもある [48].

現用の冷間鍛造で使用されている各種工具鋼における疲労特性を **Fig. 1.9** に示す. 例えば, 工具鋼 SKD11 や高速度鋼 YXM1 (SKH51 相当) にかかる接触面圧が 600 MPa から 5 割から 7 割程度上昇すると工具疲労特性は 2 桁~3 桁も低下する. らに, **Fig. 1.10** に示す各種工具の圧縮耐力を見ると, 工具鋼や高速度鋼の圧縮耐力は 2000 MPa~3000 MPa ほどであり, 接触面圧が工具の圧縮耐力に近づく. さらに, 工具にかかる接触面圧は密閉鍛造のような工具による材料の拘束だけでなく, 工具と材料間の摩擦によっても上昇する. そのため, 無潤滑に近い過酷な摩擦条件下では一度の加工で工具が塑性変形あるいは破損する可能性が高まる. このように高面圧・高摩擦となる高強度鋼の冷間鍛造では, 工具の破損や工具寿命の低下が課題となる.

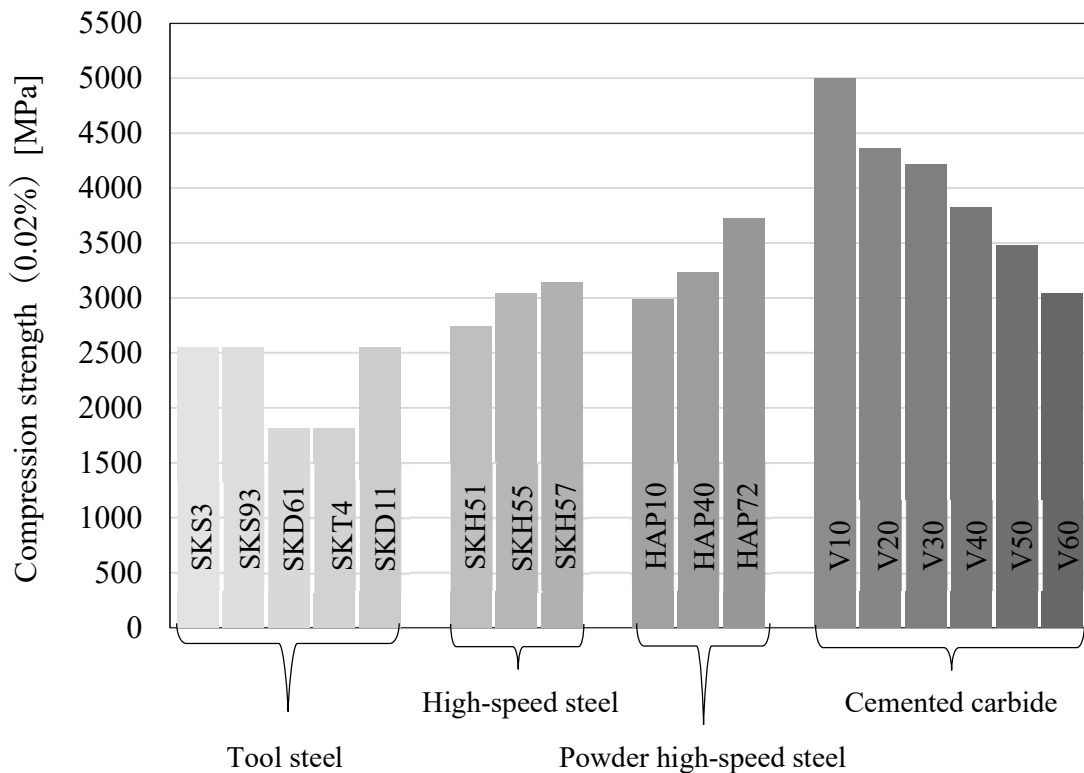


**Fig. 1.8** 難成形材の室温における変形抵抗

[出典元] Forging Subcommittee of JSTP, Ed., Wakariyasui-Tanzoukakou, Nikkan-Kougyo-Shinbunsha, 2005, p. 22.



**Fig. 1.9** 各種工具鋼の小野式回転曲げ疲労試験による疲労特性  
 [引用元] Fukumoto, S. & Obata, K.: “Recent Trends in Development of Forging Die Materials” *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, **54**-630 (2013), 570-574.



**Fig. 1.10** 各種工具の圧縮耐力  
 [出典元] Forging Subcommittee of JSTP, Ed., *Wakariyasui-Tanzoukakou, Nikkan-Kougyou-Shinbun*, 2005, p. 23.

### 1.3.2 鍛造品精度の低下

冷間鍛造では、材料を積極的に加熱しないため鍛造時の材料や金型の熱影響による寸法変化が小さく、スケールの発生による材料の重量変化がほとんどない。一方で鍛造時の変形抵抗が温熱間鍛造に比べ上昇するため、加工に必要な荷重あるいは工具にかかる接触面圧が高まり、鍛造設備や工具の弾性変形量が増す。例えば、設備の加圧方向のたわみ量は加圧力が 1000 kN の時には 0.6~3.5 mm, 10000 kN の時には 2~12 mm にも達する [49]。また、長さ 100 mm の鉄製工具に 1000 MPa の圧力がかかる場合には工具全長が 0.5 mm 弾性変形により縮む。設備や工具全長の縮みに対しては、加工ストロークを調整することで見込むことができる。しかしながら、一般的に荷重変動が±10%程度あることから製品高さは±0.05 mm 程度変動する [50]。荷重が上昇するほど荷重変動も大きくなることから、高強度鋼の冷間鍛造では製品高さの変動はさらに増し、Fig. 1.11 に示す冷間鍛造に対する要求精度より大きくなることが予測される。

ISO等級		5	6	7	8	9	10	11	12	13	14	15	16
加工方法													
熱間型鍛造	Hot die forging				-----								
温間型鍛造	Warm die forging			-----									
冷間型鍛造	Cold die forging		-----										
精密型鍛造	Precision die forging		-----	-----									
サイジング	Coining(Cold extrusion)		-----										
圧延(厚さ)	Rolling (thickness)			-----	-----								
仕上げ圧延(厚さ)	Finish rolling (thickness)	-----	-----										
仕上げ圧印(厚さ)	Finish coining(thickness)			-----	-----								
深絞り	Deep drawing						-----	-----					
しごき	Ironing	-----	-----										
管・線の引抜き	Tube and wire drawing						-----	-----					
せん断/打抜き	shearing / blanking				-----	-----	-----	-----					
精密せん断/打抜き	Fine blanking	-----	-----	-----									
旋削	Turning		-----										
円筒研削	Cyindrical grinding	-----	-----	-----									
例: 50mmに対する公差		0.011	0.016	0.025	0.039	0.062	0.100	0.160	0.250	0.39	0.62	1.00	1.60

Fig. 1.11 塑性加工品の寸法公差

[引用元] [43] H. Kudo, "From Near to Close Net Shape in Metal Forming Production," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 29, no. 324, pp. 4-12, 1988.

## 1.4 冷間鍛造工法

冷間鍛造では、Fig. 1.12 に示す【据込み】【前方押し】【後方押し】を組み合わせることで様々な形状の製品が造られる。

据込み加工はアプセット鍛造とも呼ばれ、「加圧軸方向に直角に材料を流動させ、高さの減少と横方向の寸法の増大を図るものである。」[51]。単純な円柱材料の据込み加工は、材料の変形抵抗評価にも用いられることから広範囲の実験や解析などが行われている [52] [53] [54] [55]。また、円柱状のビレット材を軸方向だけでなく側面から据え込む [56] [57] [58] [59] [60] [61]ことで、比較的広い平面を有する素形材や製品を造ることができる。これにより熱間圧延された厚板材料に比べ厚み精度の高い素形材を造ることができ、押し加工と組み合わせることで Fig. 1.13 に示すような製品形状に合わせた体積配分も歩留まりを下げることなく実現することも可能となる。実際、多段工程の工程間の位置決めや切断面を整形するための端面コイニング、荒地加工や製品形状への仕上げ加工など多くの製品で据込み加工は多用されている。

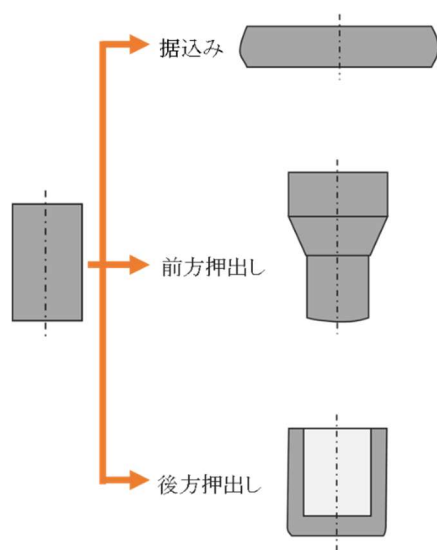


Fig. 1.12 冷間鍛造の成形工法



Fig. 1.13 丸棒側面の据込み事例

また, Fig. 1.14 に示すように押し出し加工は, 工具と材料間の摺動距離が長く, 面積拡大率も大きいことから工具と材料間の摩擦影響が強くなり, 高面圧・高摩擦下では加工が容易ではない。特に, 後方押し出しではパンチ直径が膨らみ材料が流動し難くなるなどの問題もある。そのため, SKD11 や SUJ2 などの高強度鋼を用いた冷間鍛造では, 多少の凹凸形状はあるが据込み加工により造られているものが多い。

そこで本研究では, 冷間鍛造の加工法の中でも高強度鋼の鍛造製品で多用され, 無潤滑下での加工が比較的容易な据込み加工に着目し研究を行う。

条件因子 \ 加工法	板材加工	引抜き・しごき加工	圧延・回転加工	鍛造・押し出し加工
面圧比 $p/Y^*$ (面圧 $p/\text{MPa}$ )	0.1~1 程度 (1~100 程度)	1~3 程度 (100~1000 程度)	1~3 (100~1000 程度)	2~5 程度 (100~3000 程度)
速度 $v/\text{m}\cdot\text{s}^{-1}$ (相対すべり速度 $v_s$ )	$10^{-3}\sim 10^{-1}$ のオーダー ( $0\sim 10^{-2}$ のオーダー)	$10^{-2}\sim 10^2$ のオーダー ( $10^{-2}\sim 10^2$ のオーダー)	$10^{-2}\sim 10^2$ のオーダー ( $10^{-2}\sim 10^0$ のオーダー)	$10^{-3}\sim 10^{-1}$ のオーダー ( $0\sim 10^{-1}$ のオーダー)
摩擦面温度 $T/^\circ\text{C}$	室温~150 程度	室温~300 程度	室温~150 程度 温・熱間温度	室温~400 程度 温・熱間温度
被加工材の表面積拡大比 $A/A_0^{**}$	0.5~1.5	1~2	1~2	1~100 程度
摩擦面への潤滑剤の供給形態	捕捉	導入	導入	捕捉(導入)

〔注〕 \*  $Y$ : 被加工材の単軸降伏応力,  $A/A_0$ : 被加工材の加工後と前の表面積の比

Fig. 1.14 塑性加工における摩擦条件範囲

[引用元] JSTP Ed, Tribology in Deformation Processes, Corona publishing, 1988, P. 83.

## 1.5 本研究の目的および論文構成

近年、自動車の軽量化や信頼性向上のため、高強度で高精度な部品が求められている。特に、摺動部品は耐摩耗性や耐スカuffing性などの要求から炭素含有量が 1 mass%を超えるような高強度鋼の使用が望まれている。これまで高強度鋼の鍛造品の多くは、鍛造性を向上するために材料を高温に加熱する温熱間鍛造で造られていた。しかしながら、温熱間鍛造は材料加熱に多くのエネルギーを消費するため、地球環境問題への対応として材料を積極的に加熱しない冷間鍛造で加工するニーズがある。さらに、地球環境問題への対応に加え、後工程(溶接や塗装など)での品質確保や製造コスト削減などの観点から潤滑剤の使用量を削減し、無潤滑に近い条件での加工が望まれている。しかしながら、無潤滑下の高強度鋼を冷間鍛造すると高面圧で高摩擦となることが予測され、このような過酷な条件下における加工条件に関する先行研究はほとんどなく、有識者の経験に基づいてトライ&エラーを繰り返しているのが現状である。

本研究の目的は、無潤滑下の高強度鋼を冷間鍛造するための条件を明らかにすることで、温熱間鍛造の量や潤滑剤の使用量を減らし、高強度鋼の鍛造部品を省エネルギー・省資源生産することである。そのために、冷間鍛造において多用されている据込み加工に着目し、無潤滑下での高強度鋼の冷間据込みにおいて低荷重あるいは高い平面精度を得るための加工条件について検討する。

本論文は全 5 章から構成され、各章の概要を以下に示す。

第 1 章では、鉄鋼材料の冷間鍛造における技術の発展と近年の冷間鍛造における材料の高強度化や環境負荷対応のニーズについて述べる。そして、高強度鋼の冷間鍛造における課題として高面圧・高摩擦による工具寿命や製品の寸法精度の低下について整理する。さらに、本研究の目的および論文構成を示す。

第 2 章では、工具の弾性変形が据込み荷重に及ぼす影響について実験と FEM 解析を用いて検討する。実験では、3 鋼種の型材で製作した平坦な工具を用いて据込み加工を行い、圧縮後の試験片端面形状から近似した工具の相当たわみ角を定義し、工具材質ごとの据え込み荷重を比較することで工具の弾性変形量の違いが据込み荷重に及ぼす影響を調査する。また、工具を剛体および弾性体と仮定した変形解析を行い、工具の弾性変形や工具と材料間の摩擦係数の違いによる材料内部の静水圧応力の変化を調査する。

第 3 章では、無潤滑下での高強度鋼の冷間据込みにおける荷重をより正確に推定することを目的として、リング圧縮試験による摩擦係数の推定を行う。ここでは、圧縮途中で摩擦が変化した際の摩擦係数を推定するための方法を提案する。そして、円柱の据込み加工により推定した摩擦係数の検証を行う。

第 4 章では、経済的な工具鋼製工具を用いて高強度鋼を低荷重で据込み、高い平面精度の製品を得るための条件について述べる。ここでは、従来のスラブ法と等分布圧力を受ける半無限体の弾性変位の理論式から与えられる荷重と製品端面の凹凸量を FEM 解析から求めた

各補正係数で補正することで、圧縮中に変化する工具加圧面形状の影響を考慮した据込み荷重や製品の平面精度を簡易に予測する方法を提案する。そして、圧縮中の工具加圧面が平坦となる最適な工具形状を簡便に推定する方法を提案する。

第5章は、本論文の総括であり、各章で得られた結果をまとめる。

## 参考文献

- [1] H. Sawabe, "Route to Net Shape Forging," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 41, no. 477, pp. 969-970, 19.
- [2] T. Ishikawa, "50 Years Advancement in Forging Technology," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 52, no. 600, pp. 50-54, 2011.
- [3] K. Arakawa and M. Suzuki, "冷間工具鋼," *Bulletin of the Japan Institute of Metals*, vol. 5, no. 4, pp. 269-283, 1966.
- [4] T. Sato, "The Die Materials for Cold Forging," *Jour. Jpn. Soc. Mech. Eng.*, vol. 68, no. 555, pp. 453-464, 1965.
- [5] T. Arai, "Trends of powder high speed tool steel," *Journal of the Japan Society of Precision Engineering*, vol. 39, no. 9, pp. 888-894, 1973.
- [6] K. Ishiguro and K. Takase, "Effect of Lubrication for Cold Extrusion of Steel (Part 1) - Reducing Effect for Friction -," *Journal of the Japan Society of Precision Engineering*, vol. 31, no. 6, pp. 498-503, 1965.
- [7] M. Kunogi, "Cold Extrusion of Alloy Steels," *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng.*, vol. 23, no. 134, p. 749, 1957.
- [8] H. L. D. Pugh, M. T. Watkins and J. Mckenzie, "An Experimental Investigation into the Cold Extrusion of Steel," *Sheet Metal Indust.*, vol. 38, no. 408, p. 253, 1961.
- [9] T. Hirahara and T. Takano, "The Application of Toyo TiC Coating to Die and Tools," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 19, no. 204, pp. 82-87, 1978.
- [10] T. Arai, "TD Process," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 19, no. 204, pp. 88-93, 1978.
- [11] M. Yasuoka, "Evolution of Thin Films for Cutting Tools," *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, vol. 66, no. 4, pp. 527-530, 2000.
- [12] K. Kondo and K. Ohga, "Development of Precision Cold Forging Process Utilizing Divided Flow," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 27, no. 300, pp. 121-131, 1986.
- [13] R. Gelger, "Kombinationen von Fließpreßverfahren," *Blech, rohre, profile*, vol. 25, no. 4, p. 176, 1978.
- [14] I. Mizutani, "Recent Advances in Precision Forming System," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 30, no. 343, p. 1082, 1989.



- [15] K. Shinozaki, "Precision Forging by Core Forging," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 33, no. 382, pp. 1250-1255, 1992.
- [16] R. Geiger and A. Pfeiffe, "Modern near-net-shape cold forging," *Metallurgia*, vol. 58, no. 8, pp. 310-315, 1991.
- [17] J. M. Alexander and B. Lengyel, "On the Cold Extrusion of Flanges against High Hydrostatic Pressure," *J. Inst. Metals.*, vol. 93, pp. 137-145, 1964.
- [18] K. Osakada, "Mechanics of Hydrostatic Extrusion," *J. High Press. Inst. Jpn.*, vol. 14, no. 2, pp. 57-63, 1976.
- [19] H. Ando and K. Miyoshi, "Net Shape Forging (Backpressure Forging)," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 41, no. 477, pp. 990-994, 2000.
- [20] T. Nakano, K. Ashihara, N. Ishinaga, T. Imura and Y. Toyama, "Development of Combined Forming of Cold Forging and Thick Sheet Metal," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 47, no. 551, pp. 1146-1150, 2006.
- [21] M. Merklein, J. M. Allwood, B. -A. Behrens, A. Brosius, H. Hagenah, K. Kuzman, K. Mori, A. E. Tekkaya and A. Weckenmann, "Bulk forming of sheet metal," *CIRP Annals*, vol. 61, no. 2, pp. 725-745, 2012.
- [22] K. Osakada, "Near Net Manufacturing in Forging," *J. Jpn. Soc. Precis. Eng.*, vol. 58, no. 6, pp. 943-947, 1992.
- [23] K. Osakada, K. Mori, T. Altan and P. Groche, "Mechanical servo press technology for metal forming," *CIRP Ann.*, vol. 60, pp. 651-672, 2011.
- [24] R. Matsumoto, S. Sawa, S. Utsunomiya and K. Osakada, "Prevention of galling in forging of deep hole with retreat advance pulse ram motion on servo press," *CIRP Annals Manufacturing Technology*, vol. 60, no. 1, pp. 315-318, 2011.
- [25] T. Arima, "サーボプレスにより材料流動制御した冷間鍛造技術," *SOKEIZAI*, vol. 55, no. 1, p. 21, 2014.
- [26] Y. Yoshida and K. Hirota, "Effects of Rocking Type and Blank Holding Condition on Workability in Rocking-die Forging Using Multiple Linear Actuators," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 63, no. 738, pp. 87-93, 2022.
- [27] R. Matsumoto and H. Utsunomiya, "Reduction of Axial Forging Load in Cold Upsetting with Torsion Die Motion," *The Proceedings of Mechanical Engineering Congress, Japan*, vol. 2016 G0400103, 2016.
- [28] Z. Wang, "Key Points of Shear Forming," *Journal of Japanese Society of Tribologists*, vol. 66, no. 8, pp. 632-637, 2021.
- [29] T. Shimizu, "Surface Texturing of Die Surface toward the Realization of Dry

- Forming Operation," *JOURNAL OF JAPANESE SOCIETY OF TRIBOLOGISTS*, vol. 63, no. 7, pp. 474-479, 2018.
- [30] H. Sato, T. Imai and S. Utsunomiya, "High Accurate Parts Forming in Cold Forging," *Denso Technical Review.*, vol. 6, no. 2, pp. 20-29, 2001.
- [31] T. Imai and H. Sato, "High-Accurate Forming in Cold Forging / Examples," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 41, no. 477, pp. 981-985, 2000.
- [32] K. Kubo and H. Sekiguchi, "Strategy for Improvement of Energy Consumption in Hot Forging Process," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 43, no. 492, pp. 11-15, 2002.
- [33] M. Tateno, "Induction Heating," *The journal of the institute of Electrical Engineers of Japan.*, vol. 104, no. 7, pp. 549-542, 1984.
- [34] J. Kapusta, J. Camber and G. Hulkó, "Steel Billet Continuous Induction Heating - Numerical Model and Advanced Control," *Applied Mechanics and Materials*, vol. 378, pp. 520-528, 2013.
- [35] P. A. Timothy, K. J. Thomas and R. T. John, "Metallic Forging Using Electrical Flow as an Alternative to Warm/Hot Working," *Trans. ASME, J.Manuf. Sci. Eng.*, vol. 129, no. 1, pp. 84-94, 2007.
- [36] JFA, "Development and practical use application of high efficiency forge heating method of forging material for environmental preservation," *J. Jpn. Forg. Assoc*, vol. 38, pp. 51-66, 2012.
- [37] S. Ohwaki, "Efforts and Future Prospect of Forming Heat Treatment Technology," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 57, no. 664, pp. 431-435, 2016.
- [38] K. Tsuchida and Y. Shinbo, "Special Steel Wire Rods for Cold Forging with High Property," *Nippon Steel Tech. Rep.*, vol. 386, pp. 28-31, 2007.
- [39] A. Monden, K. Miyanishi, S. Yamasaki and T. Ochi, "Development of Middle-Carbon Steel Bar and Wire Rods for Cold Forging," *Nippon Steel Tech. Rep.*, vol. 393, pp. 127-132, 2012.
- [40] M. Chiba and M. Sakata, "Wire Rod Capable of Eliminating Softening Annealing Treatment," *Kobe Steel Engineering Reports*, vol. 66, no. 2, pp. 26-29, 2017.
- [41] K. Osakada, "Development of Precision Forging Technology and Future Possibility," *Sanyo Technical Report*, vol. 22, no. 1, pp. 2-13, 2015.
- [42] H. Takahashi, N. Hayashi, K. Keishima and H. Matsui, "1 液潤滑化によるボンデ処理廃止," *15th Inverse Manufacturing System (IMS) Symposium*, pp. 140-147, 2010.

- [43] S. Komiyama and Z. Wang, "Practical Ability in a Dry in place type Lubricant Coating for Cold Forging," *Nihon Parkerizing Technical Report*, vol. 22, pp. 43-49, 2010.
- [44] K. Tachibana and K. Kitamura, "Effect of pretreatment by shotblasting prior to lubrication for cold forging," *Mech. Eng.*, vol. 10, no. 4, pp. 23-00062, 2023.
- [45] N. Kashimura, M. Takeuchi, F. Oda, F. Kawahara, H. Ojima and M. Banno, "Development of Environmentally Friendly Lubricant with High Performance and Simple Treatment for Cold Forging," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 41, no. 469, pp. 109-114, 2000.
- [46] I. Ishibashi, M. Sekizawa and T. Nakamura, "Development, Evaluation and Practical Use of Environmentally Friendly Lubricants for Cold Forging," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 52, no. 611, pp. 1263-1267, 2011.
- [47] R. Matsumoto and H. Utsunomiya, "Dry and Semi-Dry Forging," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 54, no. 626, pp. 210-214, 2013.
- [48] JSTP, Ed., Handbook of Technology of Plasticity, Corona publishing, 2006, p. 234.
- [49] H. Kudo, "From Near to Close Net Shape in Metal Forming Production," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 29, no. 324, pp. 4-12, 1988.
- [50] K. Osakada, "Present State of Net Shape Forming," *Journal of the Japan Society for Precision Engineering*, vol. 80, no. 12, pp. 1045-1048, 2014.
- [51] Editorial Committee for New Press Forming Data Book., New Press Forming Data Book, Japan: Nikkan-Kougyou-Shinbunsha, 1993, p. 340.
- [52] H. Kudo, K. Sato and I. Sawano, "Flow-Stress Test and Cold Forging Pressure of Carbon Steels —Study on Cold Forgeability Test : Part 1 —," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 6, no. 59, pp. 499-511, 1965.
- [53] Y. Yoshida and T. Ishikawa, "Evaluation Tests of Flow Stress and Workability in Forging," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 50, no. 577, pp. 93-97, 2009.
- [54] K. Osakada, T. Kawasaki, K. Mori and N. Taniguchi, "A Method of Determining Flow Stress under Forming Conditions," *CIRP Ann.*, vol. 30, no. 1, pp. 135-138, 1981.
- [55] T. Kato and K. Shinagawa, "An Analytical Study of the Method for Determining Flow Stress of Carbon Steel under Cold Upsetting Conditions," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 30, no. 342, pp. 1030-1037, 1989.
- [56] H. Kudo and K. Nagahama, "Experimental Results for Upsetting Pressure and

- Material Spread —Study in Transverse Upsetting Process of Circular Rod · 1st Report—," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 10, no. 106, pp. 827-836, 1969.
- [57] H. Kudo and K. Nagahama, "Analyses of Working Pressure, Material Spread and Fracturing —Study in Transverse Upsetting Process of Circular Rod · 2nd Report—," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 10, no. 106, pp. 837-846, 1969.
- [58] M. Hayama and M. Sako, "Estimation of Load and Contact Width in Rotational Compression of Rods," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 15, no. 157, pp. 141-146, 1974.
- [59] T. Nanba and T. Wada, "Study on Transverse Center Upsetting of Circular Rod," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 25, no. 282, pp. 625-630, 1984.
- [60] K. Kawai, "Elastic Stress Field in the Transverse Upsetting of Circular Rod under Concentrated Loads — A Study on Transverse Upsetting of Circular Rod I—," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 26, no. 296, pp. 974-980, 1985.
- [61] T. Nomura, C. S. Nguyen, K. Asai and K. Kitamura, "Behavior of asymmetric deformation of rod in locally-lateral upsetting," *Mechanical Engineering Journal*, vol. 3, no. 2, pp. 15-00576, 2016.

## 第2章 高強度鋼の冷間据込みにおける荷重特性

### 2.1 緒言

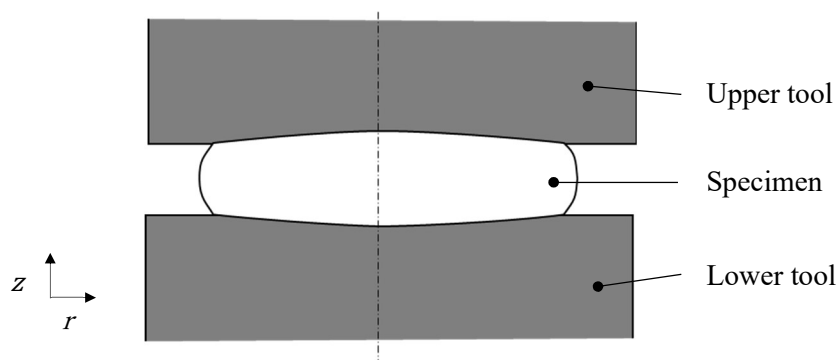
冷間鍛造において円柱の自由据込みの荷重は、従来のスラブ法によれば式(2-1)および式(2-2)から与えられる。ここで、 $F_s$ は据込み荷重、 $C$ は拘束係数、 $A$ は製品の投影面積、 $Y$ は材料の変形抵抗、 $\mu$ は工具と材料間のクーロン摩擦係数、 $d$ は製品の直径、 $h$ は製品の高さである。

$$F_s = CAY \quad (2-1)$$

$$C = 1 + \mu d / (3h) \quad (2-2)$$

一般に鍛造可否の判断基準の目安として、 $Y > 1000$  MPa の場合には鍛造可能であっても工具寿命や製品の平面度が低下するため量産化には注意が必要となる。そのため材料の化学成分や焼きなまし条件の最適化 [1] [2]により $Y$ を下げ、鍛造性を向上させた冷間鍛造に適した高強度鋼の開発が行われている。しかし、式(2-1)および式(2-2)のうち $Y$ と $d/h$ は製品の形状および材質に依存する。そのためこれらの値は製品設計段階でほぼ決定し、加工条件で工夫する余地が少ない。そこで、工程分割 [3]や揺動鍛造 [4]、側方押し [5]など局部的な加工による $A$ の最小化や潤滑剤の使用や工具の表面処理による $\mu$ の低減などによる荷重の低減が図られている。

ここで、**Fig. 2.1** に平坦な工具を用いた据込み加工における圧縮中の工具および試験片の断面形状を示す。材料と工具間に摩擦が生じる場合、摩擦丘の影響により工具の加圧面は弾性変形し、凹みが生じる。この凹みによって加工後の製品が中高な形となり、平面度が低下すること [6]が知られている。そこで、製品の寸法精度向上や潤滑機構を解明するため、工具形状や試験片形状の違いが工具の加圧面にかかる圧力分布に及ぼす影響 [7] [8] [9] [10]や工具にかかる圧力分布の測定方法 [11] [12] [13] [14]などの研究が広範囲に報告されている。



**Fig. 2.1** 平面工具を用いた据込み加工における圧縮中の工具および試験片の $rz$ 断面形状

式(2-2)の $C$ は工具と材料間の $\mu$ だけでなく、閉塞鍛造のように工具形状によって材料流動が妨げられることでも大きくなり、荷重が上昇する [15] [16]. そのため製品として不要な部分に材料の流動を許容する分流鍛造 [17]や製品の全部分形状が同時に金型と接触するように工程設計する全面同時仕上げ [18]など方法により $C$ を低く保つことが検討されている. しかし平坦な工具を用いた単純な据込み加工では、式(2-1)および式(2-2)による近似式から簡便に推定することが多く、この近似式では工具の弾性変形や材料内部の不均一変形が考慮されていない. 最近では、FEM 解析を用いて荷重を推定することもあるが、解析時間の制約もあって工具を剛体と仮定して弾性変形を考慮しないことが多い.

工具を弾性体とする FEM 解析による不均一変形の研究では、 $d/h$ が大きい場合には据込み荷重の予測にいて工具の弾性たわみが無視できない [19]ことが示されている. そして、軟鋼を超硬製の工具で 30%程度圧縮した場合において工具の弾性変形および試験片の弾性回復を考慮した FEM 解析は実験結果と近似する [20]ことが報告されている. しかし、これらの研究では弾性変形による工具の凹み形状と据込み荷重の関係については明らかにされていない. さらに、近年必要とされている無潤滑下の高強度鋼を高圧縮するような過酷な条件は含まれていない.

本研究で対象とする無潤滑下における高強度鋼の冷間据込みでは、高圧・高摩擦により工具の弾性変形量が現用の冷間鍛造に比べ大きくなることが予測される. そこで本章では、無潤滑下における高強度鋼の冷間据込みにおいて、工具の弾性変形が据込み荷重におよぼす影響を実験と FEM 解析により明らかにする.

## 2.2 平面工具による据込み荷重

### 2.2.1 実験型と試験片

実験には 4 柱油圧式プレス機を用い, 塑性発熱の影響が小さくなるよう 0.8 mm/s の低い圧縮速度で据込み加工を行う. 実験金型の構成を Fig. 2.2 に示す. 圧縮量はスペーサーの厚みで調整し, 下工具の底面に設置したロードセルで据え込み荷重を測定する.

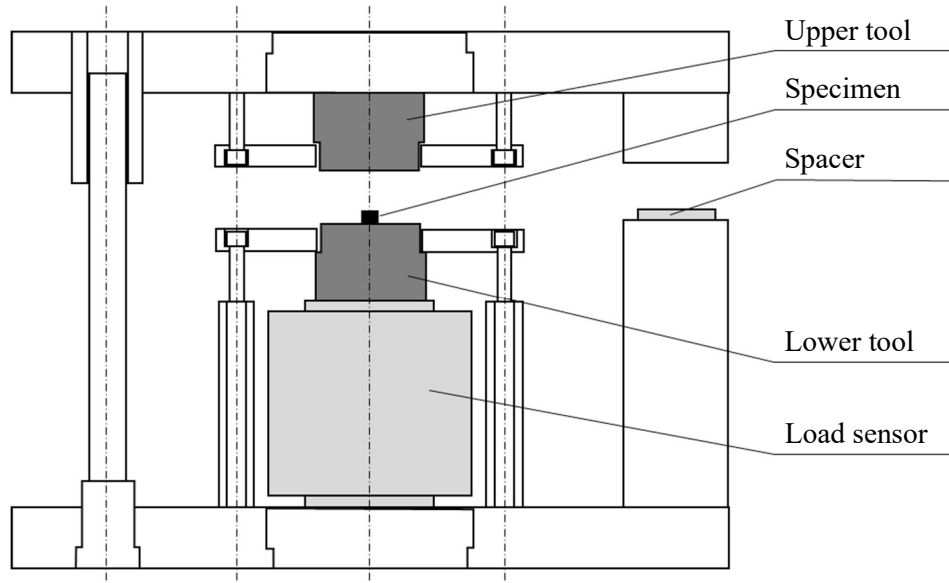


Fig. 2.2 実験型の構成

上下工具の形状を Fig. 2.3 に示す. 上下工具は同一形状で, 工具の弾性変形量の違いを評価するため, 焼入れ焼き戻した工具鋼(SKD11 in JIS)と高速度工具鋼(SKH51 in JIS), そして超硬(VF-10 in JIS)で製作した加圧面が平坦な平面工具を用いて据込み加工を行う.

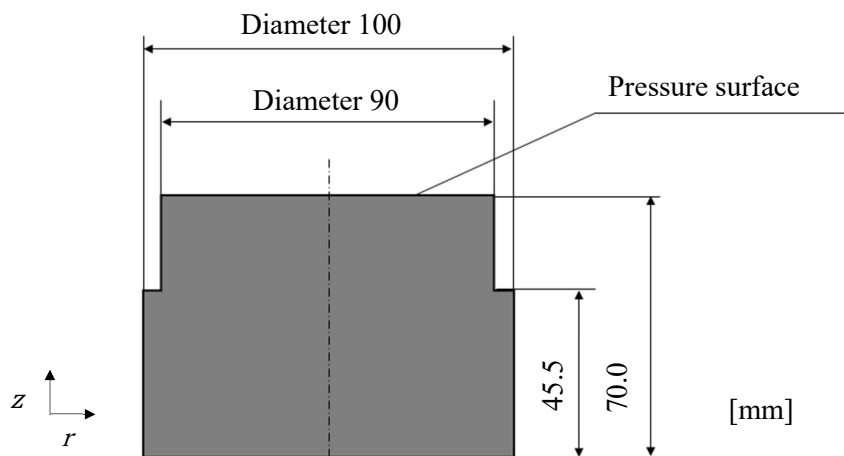


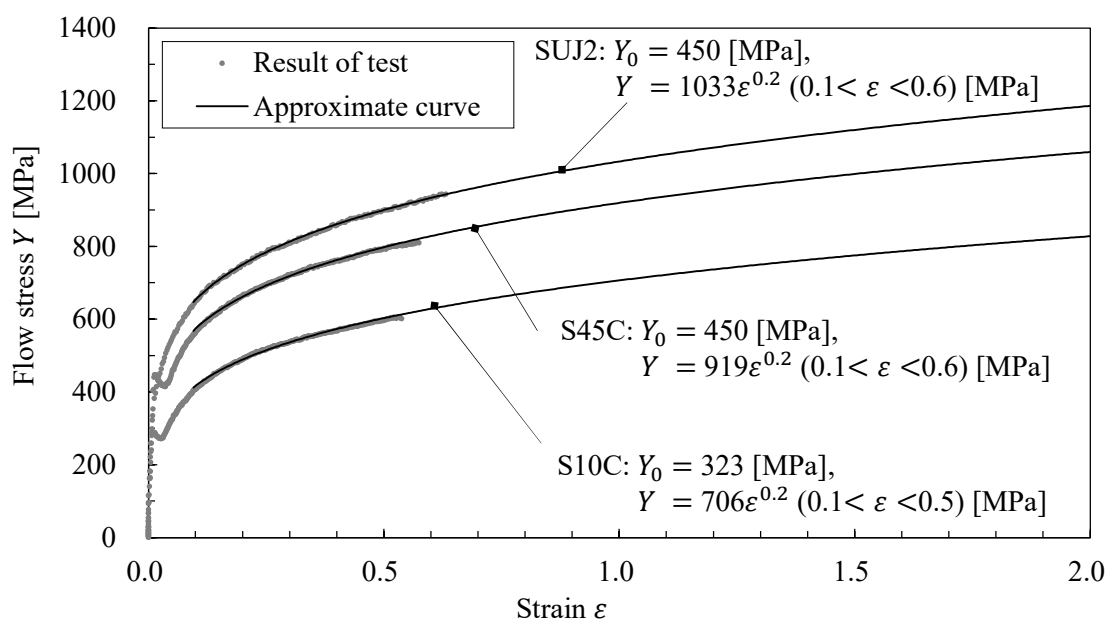
Fig. 2.3 上下工具の形状

上下工具の仕様を **Table 2-1** に示す. 工具のヤング率は表面処理前に工具の一部を切り出した試料を超音波パルス法で測定した値で, 平均硬度は工具の加圧面をビッカース硬度計で測定し, ロックウェル硬度(HRC)に変換した値である. 上下の工具は同ロットの材料から製作し, 工具の加圧面は工具材質の違いによる凝着性の違いや高圧縮時における激しい焼付きを防止するため滑らかで硬質な AlCr 系の表面処理を行う. 表面処理後の工具加圧面の表面粗さは,  $0.08 \mu\text{mRa}$ 以下である.

**Table 2-1** 上下工具の仕様

Material	SKD11	SKH51	VF-10
Young's modulus [GPa]	212	222	566
Mean hardness [HRC]	59	62	81
Surface roughness	$< 0.08 \mu\text{mRa}$		
Surface treatment	PVD (AlCr)		

試験片材質は, 高強度鋼として高炭素クロム軸受鋼(SUJ2 in JIS)と比較のため低炭素鋼(S10C in JIS)と中炭素鋼(S45C in JIS)を用いる. 試験片形状は, 焼きなました棒材から旋盤で初期直径 $D_0 = 14.0 \text{ mm}$ , 初期高さ $H_0 = 10.5 \text{ mm}$ に削り出した後, 工具加圧面と接触する端面を研削工具で  $1.0 \mu\text{mRa}$ 以下に仕上げたものを使用する. 各試験材料について, 単純圧縮を行い得られた変形抵抗曲線を **Fig. 2.4** に示す. 単純圧縮試験では, 75 mass%牛脂-25 mass%黒鉛の混合潤滑剤(牛脂黒鉛)を試験片と上下工具に塗布する. この潤滑剤を使用した際の $\mu$ は, リング圧縮試験より $\mu = 0.06$ である. ここで,  $Y_0$ は降伏応力,  $\varepsilon$ は真ひずみである.



**Fig. 2.4** 試験材料の変形抵抗曲線



### 2.2.2 潤滑条件

実験では潤滑剤は使用せず，下工具および試験片を炭化水素系の脱脂剤で拭き取り無潤滑に近い条件で据え込む．ここで，式(2-2)より工具と試験片間の摩擦係数 $\mu$ が据込み荷重に影響するため，各種工具とSUJ2の無潤滑下における $\mu$ をリング圧縮試験により推定する．

リング試験片の形状は，外径 $OD = 14.0$  mm，内径 $ID = 9.0$  mm，高さ $H = 4.7$  mm ( $OD:ID:H = 6:3:2$ )で，据込み実験用の試験片同様に端面を $1.0 \mu\text{m}Ra$ 以下に仕上げたものを使用する．リングの高さ減少率 $H_r$ と内径減少率 $D_r$ はそれぞれ式(2-3)と式(2-4)で定義し， $h_0$ はリング試験片の初期高さ， $h_1$ は圧縮後のリング試験片高さ， $d_0$ はリング試験片の初期内径， $d_1$ は圧縮後のリング試験片内径である．

$$H_r = (h_0 - h_1/h_0) \times 100 \quad (2-3)$$

$$D_r = (d_0 - d_1/d_0) \times 100 \quad (2-4)$$

ここで， $h_1$ と $d_1$ は慎重に測定する．圧縮後のリング試験片の厚みは工具の弾性変形により外径ほど薄い断面形状となり，工具と材料間の摩擦により穴が鼓状の断面となる．そこで Fig. 2-5 に示すように $h_1$ と $d_1$ はそれぞれリングの最大高さと最小内径を測定する．

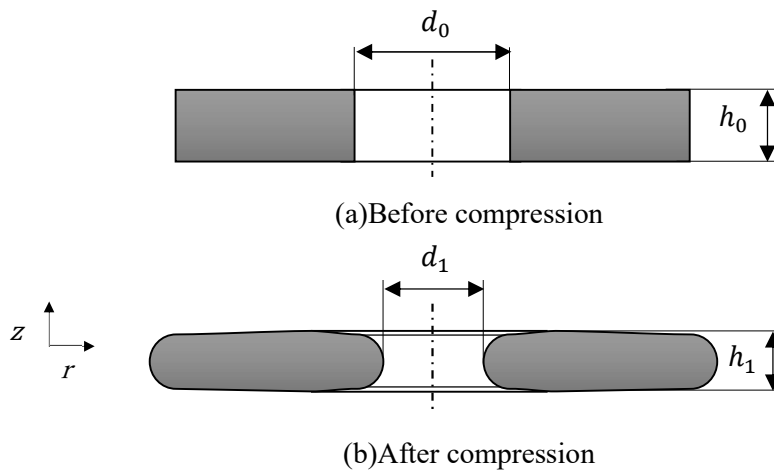


Fig. 2.5 リング試験片の測定ポイント

Fig. 2.6 に各工具材質における $D_r$ と $H_r$ の関係を示す. 図中の実線と破線はそれぞれ工具を剛体と $E = 212 \text{ GPa}$  の弾性体と仮定した FEM 解析により得られた $\mu$ の較正曲線である. 丸印は SKD11 製工具, 三角印は SKH51 製工具, 四角印が VF-10 製工具でリング圧縮試験を行った結果を示している.  $H_r < 30\%$  の範囲では実線と破線の差がほとんど見られない. すなわちこの範囲では工具材質による弾性変形量の差が $\mu$ の推定におよぼす影響は小さいと言える. この範囲において各工具材質を用いてリング圧縮試験を行った結果と較正曲線を比較すると, いずれの工具材質も $\mu = 0.17 \sim 0.19$  と推定できる.

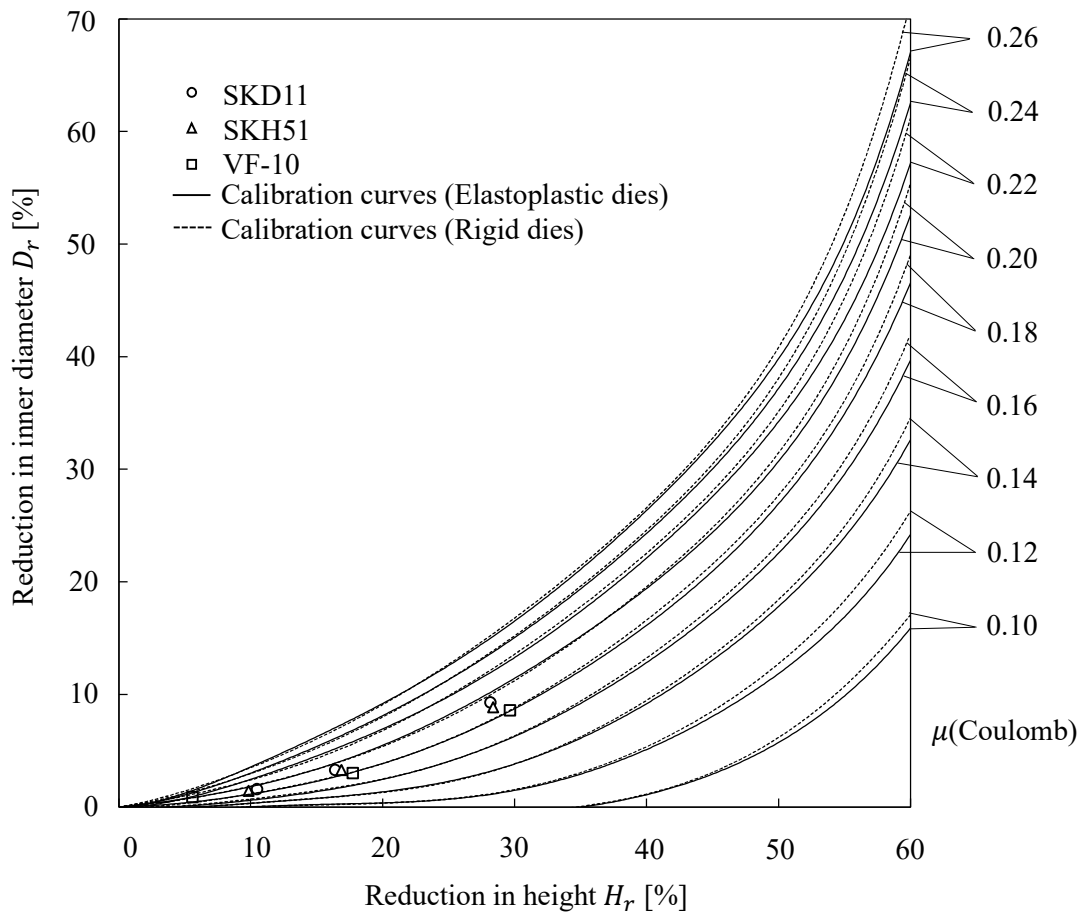
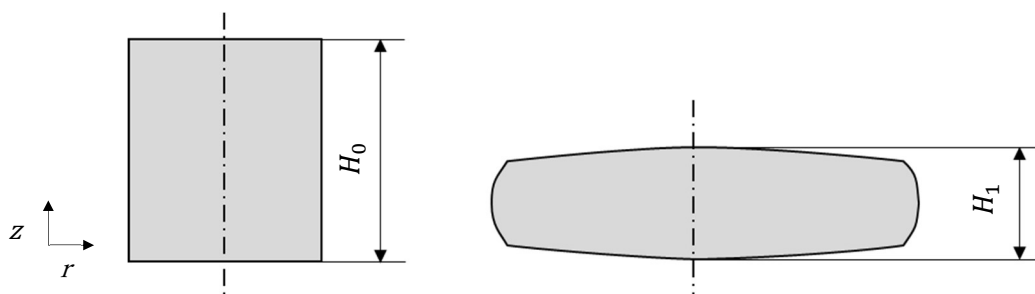


Fig. 2.6 各工具材質における $D_r$ と $H_r$ の関係

### 2.2.3 実験条件と評価方法

試験片材質(3 鋼種)と工具材質(3 鋼種)それぞれの組み合わせについて、狙いの圧縮率を 15%, 25%, 35%, 45%, 55%, 60%, 65%, 70%の 8 水準で据込み実験を行う。ただし、リング圧縮試験と同様に高圧により工具が弾性変形し、圧縮後の試験片は **Fig. 2.7** に示すような中高形状となる。

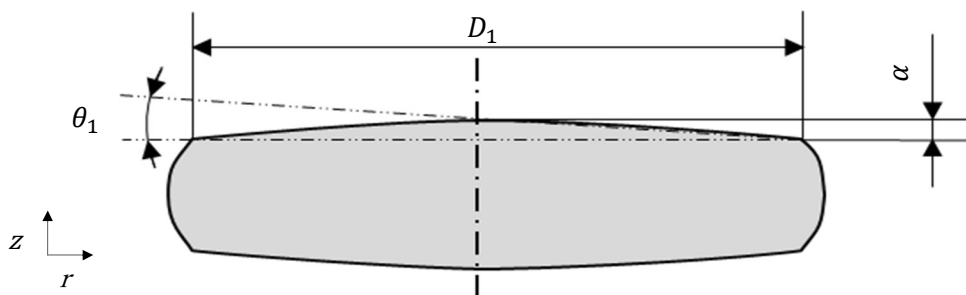


**Fig. 2.7** 試験片の測定ポイント

そこで、据込み加工の圧縮率 $Re$ は圧縮後の試験片中央の高さを測定し、式(2-5)から求める。ここで、 $H_0$ は試験片の初期高さ、 $H_1$ は圧縮後の試験片中央の高さである。

$$Re = (H_0 - H_1)/H_0 \times 100 \quad (2-5)$$

圧縮後の試験片端面の測定ポイントを **Fig. 2.8** に示す。 $D_1$ は圧縮後の試験片端面の直径、 $\alpha$ は試験片端面の凹凸量である。前述したように圧縮後の試験片端面は、工具表面の弾性変形による凹みにより中高形状となる。このことを利用して、圧縮後の試験片端面の形状から式(2-6)で近似した工具の相当たわみ角 $\theta_1$ を用いて評価する。具体的には、試験片端面の $\alpha$ を接触式形状測定機により測定する。**Fig. 2.9** は測定結果の一例である。まず試験片端面のエッジ 2 点を抽出し、仮想線を引く。その仮想線からの距離が最大となる測定点との距離が $\alpha$ であり、2 点間の距離が $D_1$ となる。



**Fig. 2.8** 圧縮後の試験片端面測定ポイント

$$\theta_1 = \tan^{-1}(2D_1/\delta) \quad (2-6)$$

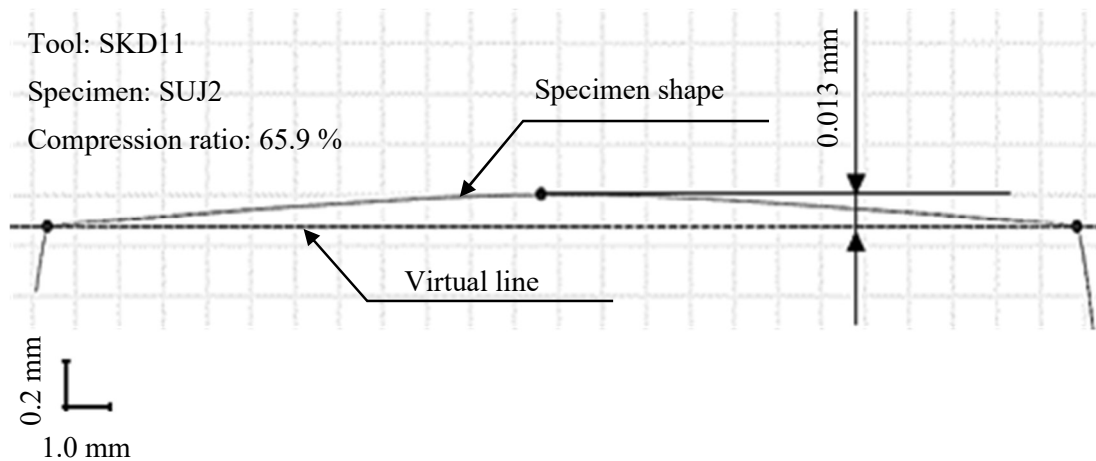


Fig. 2.9 接触式形状測定機による圧縮後の試験片端面形状測定結果

ここで、試験片端面の隆起量は、試験片の弾性回復量を含む結果であり、加工中の工具の弾性たわみ量と異なる。試験片中央部の厚さ方向の弾性回復量 $\Delta H_c$ と外周部の厚さ方向の弾性回復量 $\Delta H_i$ の差( $\Delta H_c - \Delta H_i$ )は、式(2-7)によって与えられる [6]。ここで $\nu_d$ は試験片のポアソン比、 $E_d$ は試験片のヤング率、 $f$ は半径方向の摩擦応力、 $r$ は試験片の任意の位置における半径である。

$$\Delta H_c - \Delta H_i = [2(1 - \nu_d - 2\nu_d^2)/E_d] \int_0^r f dr \quad (2-7)$$

本据込み実験で最も過酷な条件となる圧縮率 70%において、 $\nu_d = 0.3$ 、 $E_d = 208 \text{ GPa}$ 、 $f = 287 \text{ MPa}$  (クーロン摩擦係数 $\mu = 0.18$ 、平均面圧 $P_m = 1594 \text{ MPa}$ )、 $r = 11.8 \text{ mm}$ とおくと、( $\Delta H_c - \Delta H_i$ )は  $0.019 \text{ mm}$  となる。この弾性回復による $\theta_1$ の増分 $\Delta\theta_1$ は、 $0.04^\circ$ となる。FEM 解析を用いて試験片の弾性回復を調査した結果も、上式から算出した結果とほぼ一致することを確認した。この $\Delta\theta_1$ は、後述する試験結果に対し十分小さいことから、本実験では試験片の弾性回復は考慮の必要がないと判断した。

## 2.2.4 実験結果と考察

無潤滑下における S10C の据込み荷重  $F$  と工具の相当たわみ角  $\theta_1$  の関係を Fig. 2.10 に示す. 各プロットは実験結果であり, 実験結果を算術平均した近似曲線を併記する. S10C のような軟鋼の場合, 本実験条件の範囲において工具材質の違いによる  $F$  の差はほとんど見られなかった. この時の試験片端面形状から近似した工具の相当たわみ角  $\theta_1$  は, ヤング率が低く弾性変形量の大きい SKD11 製および SKH51 製の工具でも  $0.4^\circ$  以下であった.

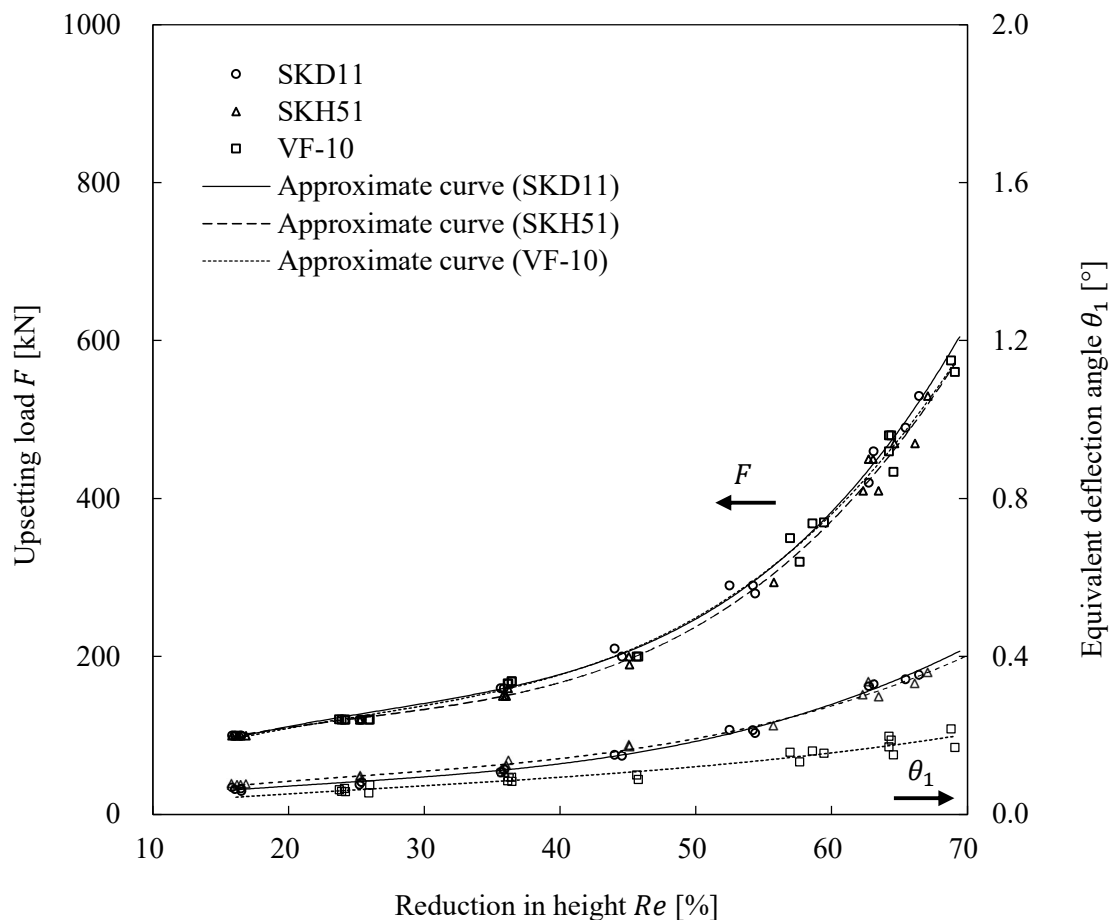


Fig. 2.10 無潤滑下における S10C の  $F$  と  $\theta_1$  の関係

次に、無潤滑下における S45C の $F$ と $\theta_1$ の関係を Fig. 2.11 に示す。  $Re < 60\%$ の範囲では、工具材質の違いによる $F$ の差はほとんど見られなかった。この範囲における $\theta_1$ は  $0.4^\circ$ 以下であり、S10C の試験結果と一致する。

VF-10 製工具は $Re$ が 70%付近の高圧縮域でも $\theta_1 < 0.4^\circ$ であり、S10C の据込みと同程度である。一方で SKD11 製と SKH51 製工具は $Re \approx 60\%$ で $\theta_1$ が  $0.4^\circ$ に達し、その後の $\theta_1$ 増大にともない VF-10 製工具に比べ $F$ が上昇する傾向が見られた。

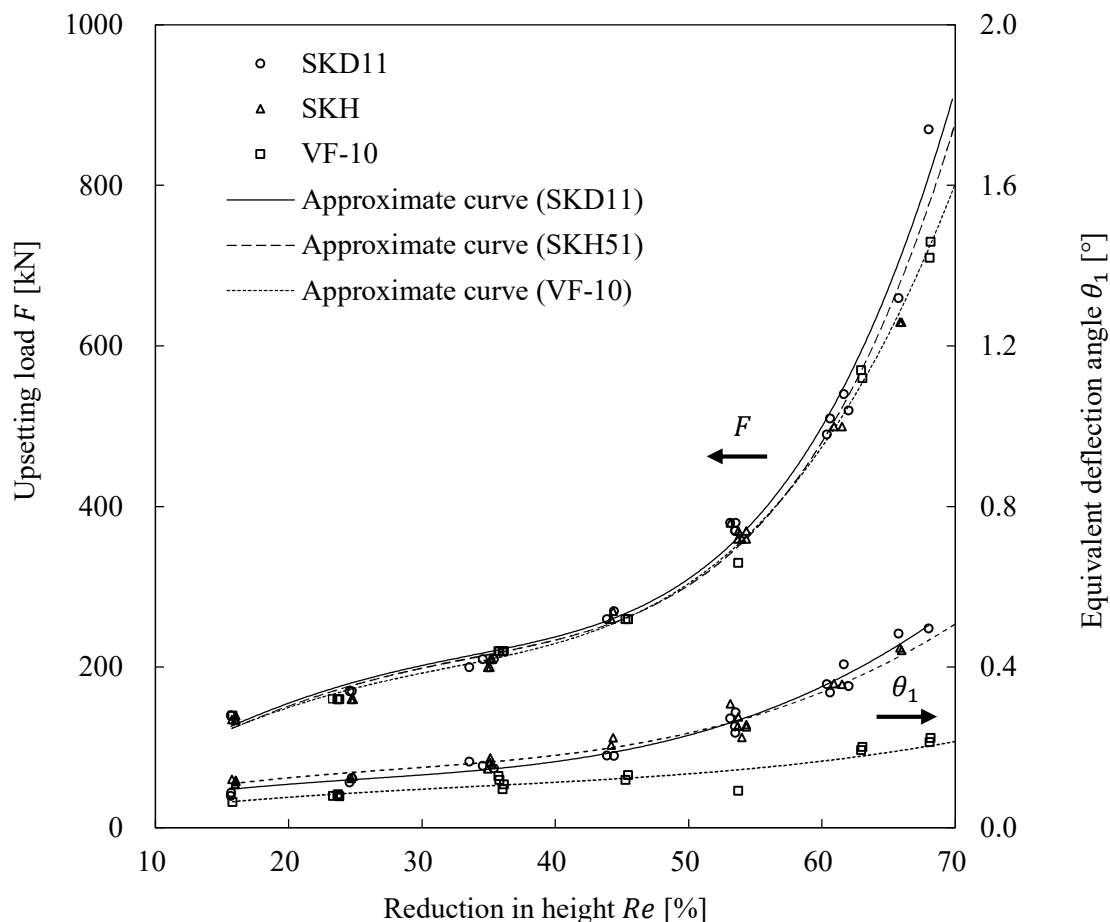


Fig. 2.11 無潤滑下における S45C の $F$ と $\theta_1$ の関係

無潤滑下における SUJ2 の  $F$  と  $\theta_1$  の関係を Fig. 2-12 に示す。SUJ2 では、 $Re$  が 55% 付近から工具材質の違いによる  $F$  の変化が見られた。これは S45C よりも 5% 近く低い圧縮条件である。このとき  $\theta_1 \approx 0.4^\circ$  であり、S10C や S45C の結果と一致する。

これらの結果から工具の弾性変形による局所的な凹みにより  $F$  が増加し、本実験条件では試験片端面形状から近似した  $\theta_1$  が  $0.4^\circ$  に達すると、 $\theta_1 < 0.4^\circ$  となる工具に比べ  $F$  が増加すると考えられる。

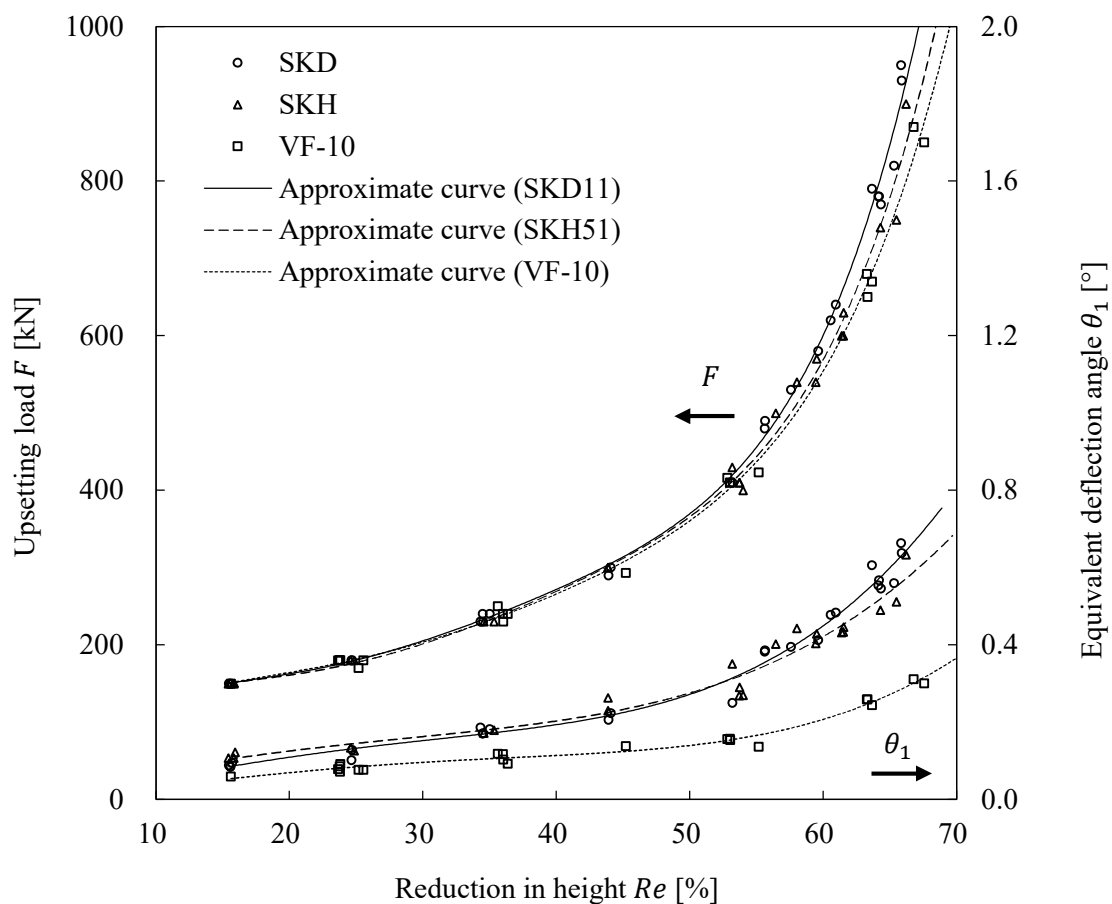


Fig. 2.12 無潤滑下における SUJ2 の  $F$  と  $\theta_1$  の関係

ここで S45C および SUJ2 について工具材質の違いが  $F$  におよぼす影響を比較するため、各試験材料における  $F$  の増加率を Fig. 2.11 と Fig. 2.12 に示した近似曲線から算出する。VF-10 製工具と SKD11 製工具における  $F$  の増加率と  $Re$  の関係を Fig. 2.13 示す。  $F$  の増加率は  $Re$  が高いほど急増し、S45C に比べ SUJ2 の方が工具材質の違いによる影響が強く現れている。すなわち低いヤング率の工具を用いて、より高強度な材料を冷間で据え込むほど  $F$  が増加すると言える。

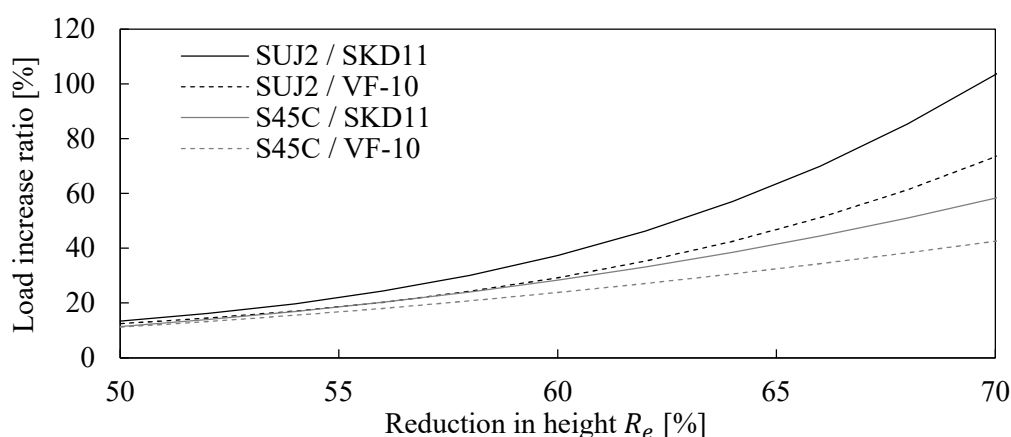


Fig. 2.13 被加工材および工具材質の違いによる  $F$  の増加率と  $Re$  の関係

一方で、VF-10 製工具は SUJ2 を  $Re \approx 70\%$  まで圧縮する条件でも  $\theta_1 < 0.4^\circ$  であり、平坦さを保っている。そのため高強度鋼の冷間据え込みにおいて VF-10 のような高いヤング率の工具を用いることは製品端面の平面度を向上させるだけでなく、工具の弾性変形による局所的な凹みによる  $F$  の増加抑制にも有効と言える。SUJ2 について SKD11 製工具を用いた場合に対する  $F$  の低減率を Fig. 2.14 に示す。SUJ2 を  $Re = 70\%$  まで圧縮する場合には SKD11 製工具に比べ SKH51 製工具では 10.3%、VF-10 製工具では 17.4% も  $F$  を低減できる。

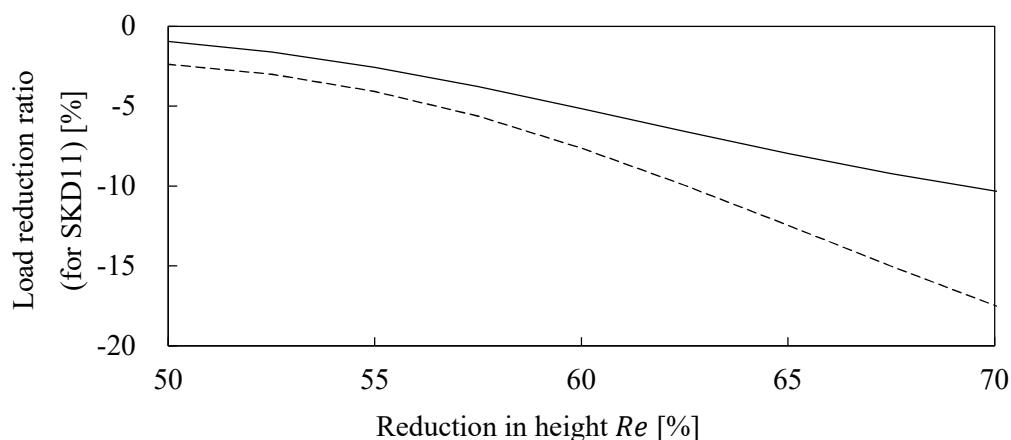


Fig. 2.14 工具材質の違いによる  $F$  の低減率と  $Re$  の関係



## 2.3 凹面工具による据込み荷重

量産加工では、製品形状による制約がない限り平滑な工具が用いられる。しかし、過負荷による窪み(型の塑性変形)や疲労、摩耗などによって意図せず工具表面が凹形状になることが十分に考えられる。そこで2.2節の結果を参考に初期の工具加圧面が $\theta_0 > 0.4^\circ$ となる工具を用いて、工具加圧面の凹みが据込み荷重に与える影響を調査する。

### 2.3.1 実験方法

試験片材質は、工具の凹みによる $F$ の変化が顕著であったSUJ2を使用する。工具は、2.2節の実験で使用したSKD11製の平面工具で、SUJ2の試験片を70%以上圧縮して平均面圧が2600 MPa付近となるまで負荷を与え、凹形状に塑性変形した工具を使用する。

過負荷前後の平面工具表面を接触式形状測定機で測定した結果を Fig. 2.15 に示す。過負荷前の平面工具(Fig. 2.15[a])は加圧面の凹みが0.001 mm以下であった。一方、過負荷を与えた平面工具(Fig. 2-15[b])は工具中央部が約0.13 mm窪み、圧縮した試験片の最終直径28 mm付近に対応する環状の位置で0.005 mmほどの隆起も見られる。この隆起部分を含めると過負荷後の凹面工具の $\theta_0$ は $0.54^\circ$ に相当する。

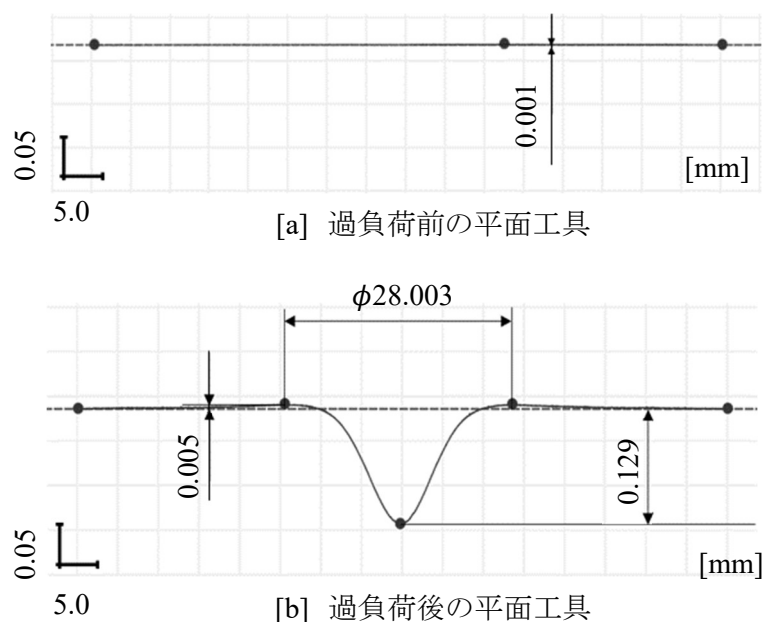


Fig. 2.15 無負荷時における工具の加圧面形状

### 2.3.2 実験結果と考察

凹面工具による無潤滑下でのSUJ2の据込み加工における $F$ と $\theta_1$ の関係をFig. 2.16に示す。比較のため2.2節で実施した過負荷前の平坦なSKD11製平面工具とVF-10製の平面工具を用いた場合の結果も併記する。

凹形状工具は加工初期から $\theta_1$ が $0.4^\circ$ 以上であるにも関わらず、 $Re < 35\%$ の範囲ではSKD11およびVF-10製の平面工具の $F$ とほぼ同等となった。一方で $Re$ が35%を超えると、凹面工具の $F$ は急激に増大し、同材質の平面工具より $F$ が上昇した。したがって、工具の凹み形状が $F$ に与える影響は $Re$ の高い領域で強く現れると考えられる。

$Re = 60\%$ まで圧縮する場合を見ると、凹面工具の $F$ は同材質の平面工具に比べ33.3%増加し、剛性の高いVF-10製の平面工具と比較すると45.5%も増加した。Fig. 1.9に示した各種工具の疲労特性を見ると、 $F$ が30%増加するとSKD11の疲労寿命は、1~2桁低下する。そのためこの $F$ の増加は非常に大きい。

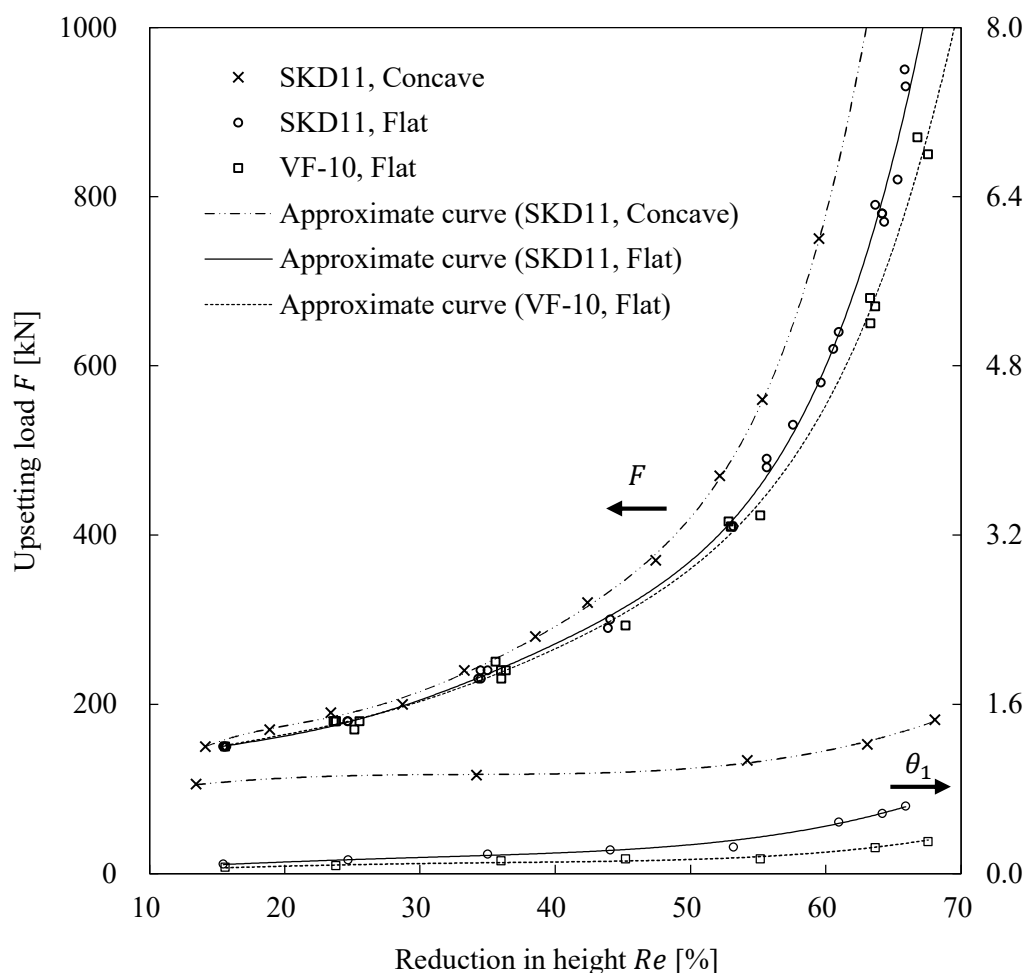


Fig. 2.16 工具加圧面形状の違いによる据込み荷重 $F$ と工具の相当たわみ角 $\theta_1$ の関係 (Specimen: SUJ2, Dry condition)

## 2.4 FEM 解析による材料内部の応力状態および摩擦の影響

2.2 節および 2.3 節の実験から無潤滑下での高強度鋼の冷間据込みでは、工具の弾性変形による局所的な凹みが増すことで  $F$  が増加することが明らかとなった。そこで材料内部の応力状態(静水圧応力の変化)について FEM 解析を用いて調査する。さらに、工具と材料間の摩擦が工具の弾性的な凹みによる  $F$  の増加に与える影響を明らかにする。

### 2.4.1 解析条件

解析には Simu fact Forming 2022.1 を使用し、Fig. 2.17 に示す型構造の軸対称解析を行う。上下工具は実験で使用した SKD11, SKH51, VF-10 に相当するヤング率 212 GPa, 222 GPa, 566 GPa の弾性体と比較のため剛体の場合についても解析する。上下の圧力板は剛体とする。

試験片は, SUJ2 の弾塑性体で, Fig. 2.4 で示した近似式を用いる。圧縮速度は実験と同じ 0.8 mm/s で,  $F$  の増加が顕著であった  $Re = 70\%$  ( $H_1 = 3.15$  mm) となる条件で比較する。工具と材料間のクーロン摩擦係数は,  $\mu = 0.01, 0.05, 0.10, 0.15, 0.20$  の 5 水準で解析する。

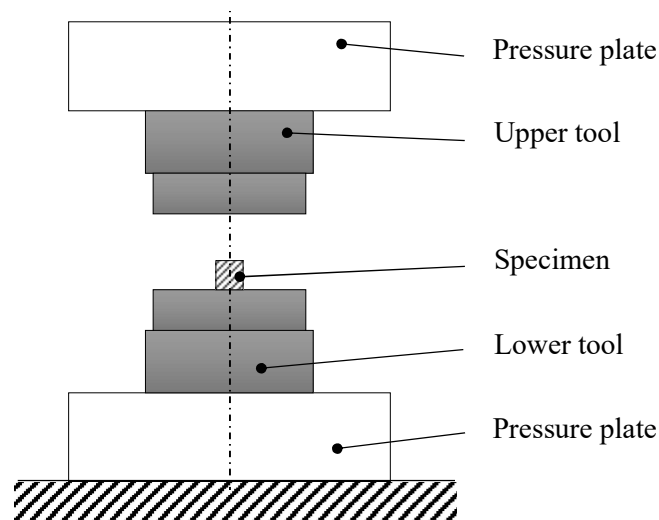
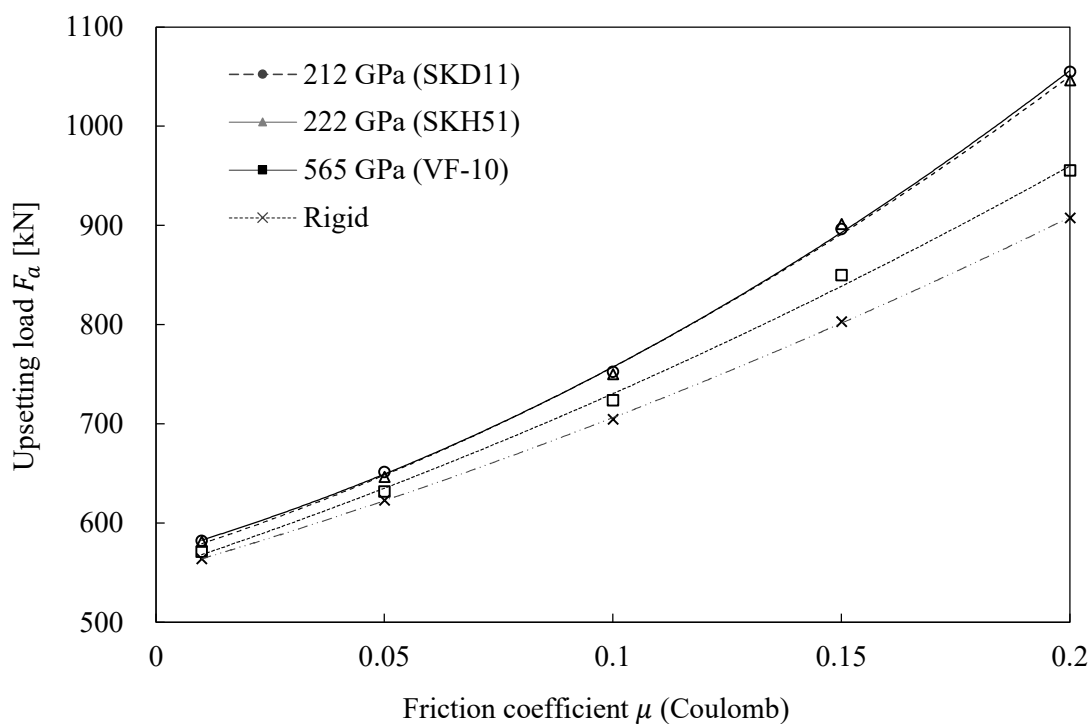


Fig. 2.17 解析モデルの模式図

まず、工具材質ごとの $F_a$ と $\mu$ の関係を Fig. 2-18 に示す。ここで $F_a$ は解析による求まる荷重である。試験片の材質や扁平量( $d/h$ )、摩擦係数が一定であってもヤング率が高い、すなわち弾性変形量の小さい工具材質ほど $F_a$ が低くなる。これは、実験結果と一致する。

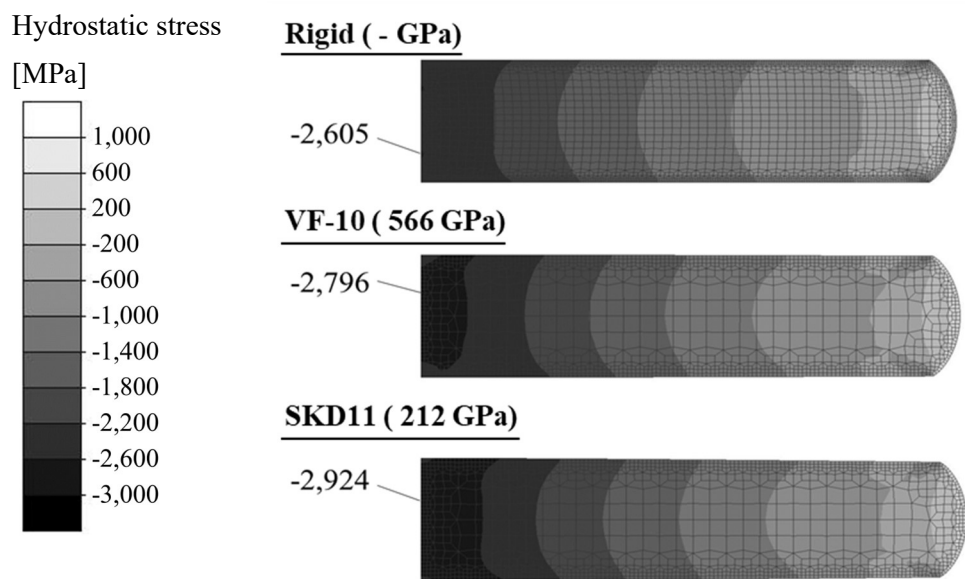
また、工具のヤング率の違いによる差異は境界面の $\mu$ が大きいほど強く現れている。すなわち、工具と材料間の摩擦を下げることで工具表面の局所的な凹みによる荷重増加を抑制できると言える。しかし、よく潤滑された鍛造表面の摩擦係数は $\mu = 0.02 \sim 0.07$ 程度 [21]であり、高強度鋼の鍛造加工では高面圧により潤滑膜が破断しやすいことからさらに潤滑状態が過酷になることが予測される。そのため高強度鋼の冷間据込みにおいては、工具と材料間の摩擦を低減するだけでなく、加工中に工具表面が少なくとも平坦になるよう工程や工具の材質、形状を設計することも重要となる。



**Fig. 2.18** 工具材質ごとの $F_a$ と $\mu$ の関係  
(Specimen: SUJ2,  $Re = 70\%$ )

試験片内部の応力状態(静水応力)の一例として、 $\mu = 0.15$ ,  $Re = 70\%$ における静水圧応力の分布を **Fig. 2.19** 示す. 工具のヤング率が低い, すなわち工具表面の凹みが深くなるほど試験片中心部の圧縮応力が高くなっている. そのため工具の弾性的な凹みによって試験片端面の自由な流動が阻害され, 静水圧応力が高まることで据込み荷重の上昇が生じたと推察した.

しかし, 2.3 節の実験では $Re$ の低い条件において工具加圧面の凹みが $F$ におよぼす影響は小さい.  $Re$ の低い条件では工具と接する材料端部の材料流動が少ないため, 工具表面の弾性的な凹みにより材料流動が妨げられる影響も小さくなったと考えられる.



**Fig. 2.19** 試験片の静水圧応力分布  
(Specimen: SUJ2,  $Re = 70\%$ ,  $\mu = 0.15$ )

次に、試験片中心部の静水圧応力と $\mu$ の関係を Fig. 2.20 に示す。 $\mu$ が大きくなるにつれて試験片中心部の静水圧応力が高まっている。これは、スラブ法における摩擦丘の増大を意味している。しかし、静水圧応力の増加率は、工具のヤング率の違いによって異なる。ヤング率の低い工具材質ほど静水圧応力が急激に高まっている。そして、この工具のヤング率の違いによる静水圧応力の変化は $\mu$ が大きいほど助長されている。すなわち工具と材料間の摩擦を下げることは摩擦丘の低減だけでなく、工具表面の弾性的な凹みによる静水圧応力の上昇を抑えることにも繋がる。そのため、 $\mu$ の低減は高強度鋼の冷間据込みにおける荷重低減に有効である。

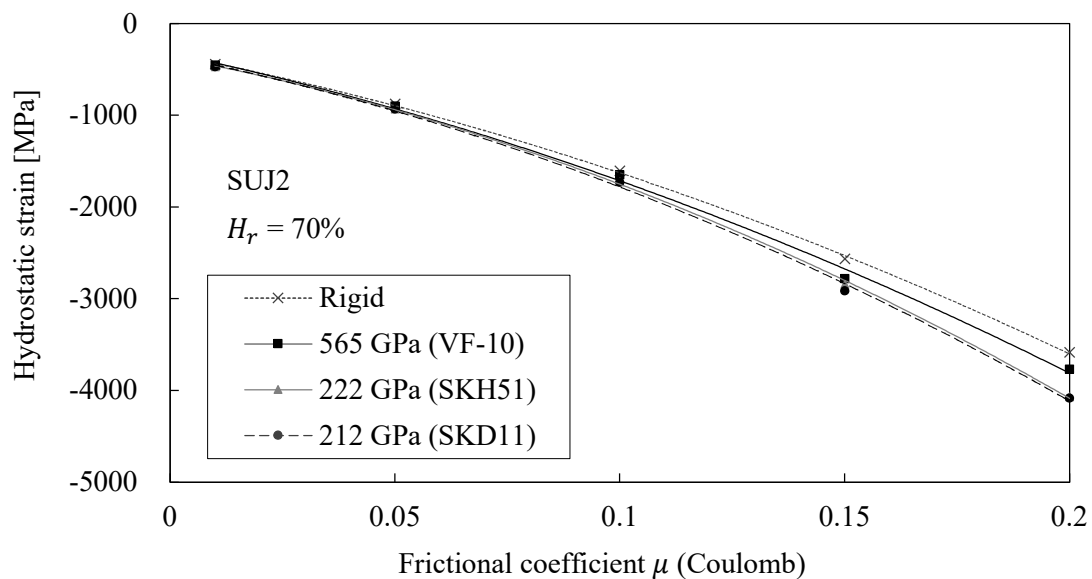


Fig. 2.20 試験片中心部の静水圧応力と $\mu$ の関係

## 2.5 結言

高強度鋼の冷間据込みにおける工具の弾性たわみが、据込み荷重に及ぼす影響について実験的に調査した。また、工具と材料間の摩擦が工具の弾性たわみによる荷重増加におよぼす影響や加工中の応力状態を FEM 解析により調査し、以下のことが明らかとなった。

- (1) S10C のような軟鋼では工具の弾性たわみが小さく、工具材質の違いによる据込み荷重  $F$  の差はほとんど見られなかった。しかし S45C では、試験片端面の形状から近似した工具の相当たわみ角  $\theta_1$  が  $0.4^\circ$  を超えると、工具の弾性たわみの小さい工具に比べ  $F$  が増加する傾向が見られた。さらに、より高強度な SUJ2 では S45C よりも低い  $Re$  で荷重の変化が見られ、工具材質の違いによる  $F$  の増加傾向が強く現れた。
- (2) ヤング率の高い VF-10 製工具を用いることで工具表面の弾性変形による凹みが深くならず、SUJ2 を 70% 圧縮した場合の  $F$  が SKD11 製工具に比べ 17.4% 低減できた。そのため、高強度鋼を冷間で高圧縮する際に高いヤング率の工具材料を用いることは製品端面の平面度を向上させるだけでなく、工具の弾性たわみによる荷重上昇の抑制にも有効と言える。
- (3) 初期の工具傾斜角  $\theta_0$  が  $0.4^\circ$  以上となる窪みを予め付与した凹面工具を用いた場合、圧縮率の低い条件では同じ材質の平面工具を用いた場合の  $F$  と同等であった。しかし高圧縮時には、同材質の平面工具に比べ荷重が急増した。 $Re = 60\%$  まで圧縮した場合の  $F$  は、VF-10 製の平面工具を用いた場合と比較すると 33.3% も増加した。
- (4) FEM 解析によれば、工具の局所的な凹みによって材料端面の自由な流動が阻害され、材料中心部の静水圧応力が高まることで荷重の上昇が生じたと考えられる。また、この静水圧応力の高まりは工具と材料間の  $\mu$  が大きいほど助長される。そのため、高強度鋼の冷間据込みにおいて摩擦を低減することは、摩擦丘の低減だけでなく、工具の弾性たわみによる荷重増加を抑制するのに役立つ。しかし、高面圧により潤滑膜が破断しやすい高強度鋼の冷間据込みでは、加工中の工具表面が少なくとも平坦になるよう工程や工具の形状、材質を設計することで高圧縮時の荷重の増加を抑制することも重要となる。

## 参考文献

- [1] T. Hoshino, K. Amano, N. Tabata and S. Nakano, "Effect of Alloying Elements on Cold Forgeability," *Kawasaki Tech. Rep.*, vol. 23, no. 2, pp. 105-111, 1991.
- [2] K. Hiraoka and H. Kinoshita, "Effect of Spheroidized Microstructure on Cold Forgeability of High Carbon Chromium Bearing Steel," *Sanyo Tech. Rep.*, vol. 6, no. 1, pp. 47-51, 1999.
- [3] J. Saga, "Recent Technical Developments in Cold Forging," *Jour. Jpn. Soc. Mech. Eng.*, vol. 71, no. 588, pp. 41-48, 1968.
- [4] K. Sakoda, "Deformation Behaviour of the Forged Parts in Orbital Forging," *Electr. Furn. Steel*, vol. 63, no. 2, pp. 136-145, 1992.
- [5] K. Shinozaki, "Enclosed Die Forging Technology. Its Characteristic Aspects and Industrial Applications," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 57, no. 664, pp. 406-410, 2016.
- [6] H. Kudo and T. Nakane, "Study on the Surface Flatness of Plastically Compressed Circular Disks," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 5, no. 41, pp. 393-402, 1964.
- [7] G. T. Van Rooyen and A. W. Backofon, *International Journal of Mechanical Science*, vol. 1, pp. 1-27, 1960.
- [8] S. Takahashi, "Effect of Shape on Contact Pressure Distribution in Compressing Axial Symetric Test Piece," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 7, no. 62, pp. 133-141, 1966.
- [9] S. Takahashi, "The Effect of Inhomogeneous Plastic Flow on Contact Pressure Distribution," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 7, no. 67, pp. 417-423, 1966.
- [10] A. Nagamatsu and M. Takuma, "Experimental Study of Pressure and Deformation of Rectangular Blocks in Compression — Compression of Rectangular Blocks I —," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 14, no. 144, pp. 49-57, 1973.
- [11] S. Takahashi, "The Distribution of Contact Pressure in Compressing Cylindrical Specimens," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 6, no. 52, pp. 271-279, 1965.
- [12] S. Matsubara and H. Kudo, "Nonuniform Pressure Distribution on Punch Nose Surface in Axisymmetric Cold Forging Processes," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 32, no. 366, pp. 875-879, 1991.
- [13] Y. Kojima and T. Mizuno, "A Measurement of Contact-Pressure Distributions in the Upsetting of Cylindrical Billets," *JSME Int. J. Series I*, vol. 32, no. 4, pp. 567-571, 1989.
- [14] Y. Kojima, "Measurement of Contact Pressure Distribution using Pipe-Type Strain Gage," *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng.*, vol. 59, no. 567, pp. 2599-2604, 1993.
- [15] G. E. Thomsen, T. C. Yang and S. Kobayashi, *Mechanics of plastic deformation in metal processing*, New York: The macmillan company, 1965.
- [16] Y. Takahashi, "押出しおよび鍛造の拘束係数," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 12, no. 122, pp. 212-218, 1971.
- [17] K. Ohga and K. Kondo, "Investigation of Precision Die Forging Utilizing Divided



- Flow (1st Report, Theoretical Analysis on Process Utilizing Flow Relief Axis or Hole)," *Trans.Jpn.Soc.Mech.Eng.*, vol. 48, no. 427, pp. 425-434, 1984.
- [18] K. Sieber, *Machinery (E)*, vol. 80, no. 2062, p. 927, 1952.
- [19] F. Soavi, L. Tomesani and O. Zurla, "Incipient upsetting of solid cylinders between rigid and elastic tools," *Int. J. Mech. Sci.*, vol. 36, pp. 601-615, 1994.
- [20] Y. S. Lin, "Upsetting of a cylindrical specimen between elastic tools," *Journal of Materials Processing Technology*, vol. 86, pp. 73-80, 1999.
- [21] K. Shinozaki, 絵とき「鍛造加工」基礎のきそ, Nikkan-Kougyou-Shinbunsha, 2009, p. 50.

## 第3章 高強度鋼の高圧縮時における摩擦係数

### 3.1 緒言

第2章では工具の弾性たわみにより据込み荷重が増加し、工具と材料間の摩擦が大きいほどこの荷重増加が助長されることを実験と解析から示した。この荷重増加は金型寿命や製品の平面度を低下させるため、正確な荷重を予測することは量産における最適な工程や金型の設計に役立つ。

据込み荷重の計算には2.1節の式(1)および式(2)で示したように、材料の変形抵抗 $Y$ 、材料の断面積 $A$ 、そして工具と材料間のクーロン摩擦係数 $\mu$ が必要となる。このうち材料の $Y$ と $A$ は製品設計の段階でほぼ決定するため、 $\mu$ を推定する必要がある。この $\mu$ は工具の弾性たわみによる荷重増加を助長することから正確な荷重を予測するために重要となる。

冷間据込みにおける $\mu$ の測定には簡便なリング圧縮試験がよく用いられる。リング圧縮試験では理論的な較正曲線を使用して $\mu$ を推定する。この理論的な較正曲線は工具が剛体であり、圧縮中の $\mu$ は一定であるという一般的な仮定の下で計算することが多い [1] [2] [3] [4] [5]。しかしながら、高強度鋼の冷間で高圧縮すると高圧により潤滑膜が薄くなるなり、潤滑の不十分な状態が局所的に発生し、境界潤滑となることがある。それにも関わらず、1.2節で述べたように製造現場では、環境負荷とコスト低減の観点から潤滑剤の使用を減らし、微量潤滑あるいは無潤滑に近い状態での加工が求められている。そのため、このような過酷な条件で材料を据え込むと圧縮中に摩擦が高くなることが予想される。

これまでいくつかの論文で、無潤滑あるいは不十分な潤滑下で圧縮中の摩擦係数が変化することが報告されている [6] [7] [8]。摩擦が変化する場合には、摩擦因子 $m$  ( $\tau_f = mk$ ,  $1 \geq m \geq 0$ , ここで $\tau_f$ は摩擦せん断応力、 $k$ はせん断降伏応力である)の変化 [9]、摂動逆解法 [10]、速度検定線図 [11]などによる推定方法が提案されている。また薄板形状へのリング圧縮試験の応用として、工具の弾性変形を考慮した較正曲線により $\mu$ を推定する方法 [12] [13]が報告されている。ただし、これらの論文ではアルミニウム合金や軟鋼が使用されており、近年要求されている高強度鋼の試験片を無潤滑下で高圧縮するような過酷な条件に関する情報は含まれていない。そこで本章では、高強度鋼(SUJ2)製のリング試験片を無潤滑下で高圧縮するリング圧縮試験により、より正確な $\mu$ の推定を試みた。具体的には、工具の弾性変形を考慮し、圧縮時の摩擦係数を変化させたFEM解析により $\mu$ の較正曲線を修正することで、より正確な $\mu$ を推定する。最後に、中実円柱試験片の冷間据込みを行い、リング圧縮試験で得られた $\mu$ を検証する。

## 3.2 実験および FEM 解析方法

### 3.2.1 実験装置と試験片

実験には 2.2 節の Fig. 2.2 および Fig. 2.3 で示した実験型と上下工具を使用する。上下工具には工具鋼(SKD11 in JIS)製の平面工具を用いる。

試験片の材質は、2.2 節の Fig. 2.4 に示した高炭素クロム軸受鋼(SUJ2 in JIS)と比較のため炭素含有量が 0.1mass%の低炭素鋼(S10C in JIS)も使用する。リング圧縮試験では、寸法比の異なる 2 種類のリング試験片を用い試験を行う。1つは外径 $OD = 14.0$  mm, 内径 $ID = 4.67$  mm, 高さ $H = 4.67$  mm ( $OD:ID:H = 3:1:1$ )で、もう一つは外径 $OD = 14.0$  mm, 内径 $ID = 7.0$  mm, 高さ $H = 4.67$  mm ( $OD:ID:H = 6:3:2$ )のリング試験片を用いる。

### 3.2.2 試験方法

リング試験片を下工具中央に配置し、0.8 mm/s の速度で圧縮する。試験前に工具と試験片を炭化水素系の脱脂剤で拭き取り、無潤滑に近い状態で試験を行う。各試験片は高さ減少率  $H_r = 10\%$ ,  $20\%$ ,  $30\%$ ,  $40\%$ ,  $50\%$ , および  $60\%$ に圧縮する。 $H_r$ は式(3-1)で定義され、 $h_0$ は圧縮前の初期高さ、 $h_i$ は圧縮後の高さである。

$$H_r = (h_0 - h_i)/h_0 \times 100 \quad (3-1)$$

また、内径減少率 $D_r$ は式(3-2)で定義され、 $d_0$ は圧縮前の初期内径、 $d_i$ は圧縮後のリング内径である。

$$D_r = (d_0 - d_i)/d_0 \times 100 \quad (3-2)$$

添字の $i$ は圧縮回数で、 $i = 1, 2, \dots, 6$ である。

リング試験片は2つの圧縮方法で試験を行う。1つは **Fig. 3.1(a)**に示すように狙いの $H_r$ まで途中で停止することなく1段階で圧縮する。もう一つは **Fig. 3.1(b)**に示すように10%圧縮するごとに試験片を取り出し、工具および試験片の表面の凝着や摩耗などを観察する段階的な圧縮を行う。

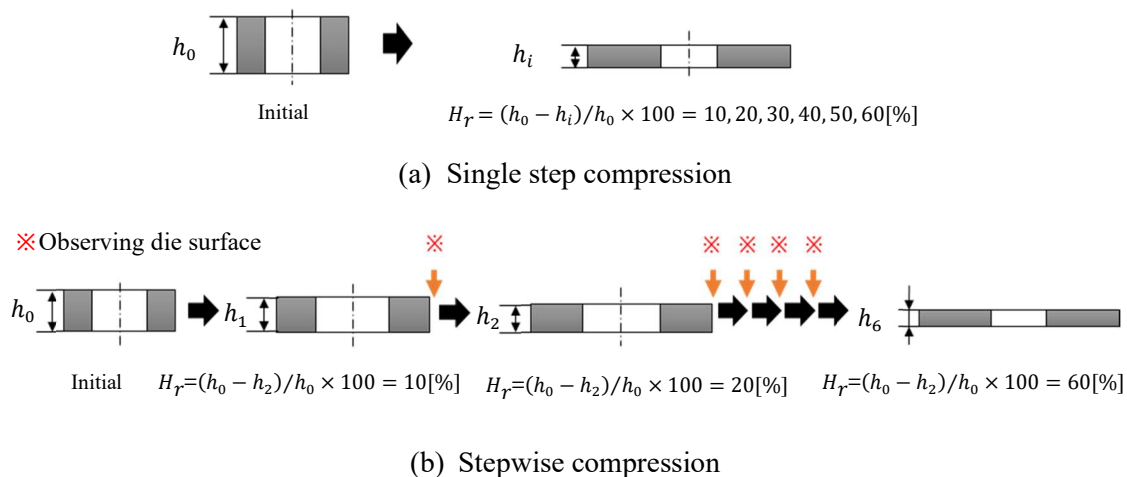


Fig. 3.1 リング圧縮試験の圧縮プロセス

圧縮後のリング試験片は直線形状や平坦な端面がないため、慎重に測定する。 **Fig. 3.2** に示すように内径付近はやや厚く、外径に向かって薄くなる。これは高強度鋼を圧縮する際の工具の弾性変形による凹みによって生じる形状である。そこで、試験片の最大厚さを $h_i$ として定義する。また、圧縮後のリング内径は深さの中央で最小の直径を示し、両端で最大直径となる湾曲した形状となる。これは、工具との接触面の摩擦の影響により生じる。そこで圧縮後の最小内径を $d_i$ と定義する。

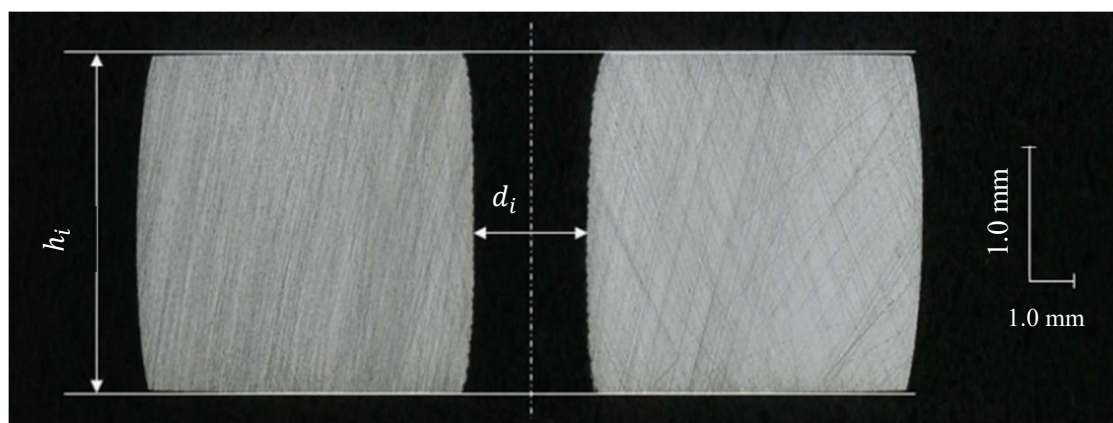


Fig. 3.2 圧縮後のリング試験片断面と測定ポイント

### 3.2.3 FEM 解析

解析には Simufact Forming 15.0 を使用する。工具とリング試験片は軸対称モデルとして解析する。上下工具はヤング率  $E = 212 \text{ GPa}$  の弾性体とする。リング試験片は、2.2 節の Fig. 2.4 に示す近似式を用い、SUJ2 と S10C の  $E$  は材料メーカーの測定値および機械技術者向けのハンドブック [14] より、それぞれ  $E = 208$  と  $E = 200 \text{ GPa}$  とする。

3.3 節から 3.5 節では圧縮中の  $\mu$  が一定とする従来の較正曲線を使用し、3.6 節では圧縮中に  $\mu$  が変化することを考慮して計算することで修正された較正曲線を用いる。

FEM 解析による圧縮後のリング試験片の断面を Fig. 3.3 に示す。この解析では 3.6 節で推定した  $\mu$  を使用した。解析による圧縮後のリング試験片の断面形状は Fig. 3.2 に示す実験結果と一致する。

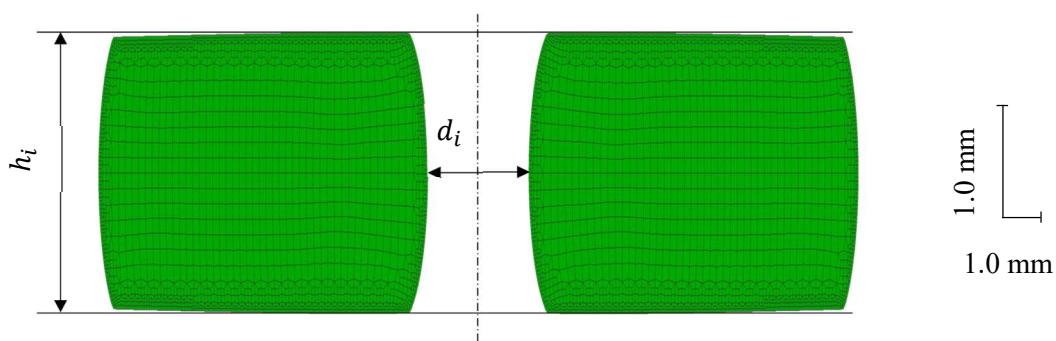


Fig. 3.3 解析による圧縮後のリング試験片断面

### 3.3 $\mu$ 一定と仮定した較正曲線によるリング圧縮試験

#### 3.3.1 寸法比 3:1:1 のリング試験片 (高摩擦用)

高強度鋼を潤滑剤なしで高圧縮すると、 $\mu$ が増加することが予測される。理論的に計算される較正曲線の間隔は $\mu$ が大きくなるにつれて狭くなることに注意しなければならない。圧縮されたリングの寸法の測定誤差は $\mu$ の推定に大きな影響を与える可能性がある。そこで高摩擦時の $\mu$ を推定するためのリング試験片形状として、寸法比 $OD:ID:H = 3:1:1$ のリング試験片が提案されている [15]。工具と材料間の $\mu$ が高い場合、この寸法比は内径変化が高さ変化の影響を受けやすくなるため、リング試験片を薄くなるまで圧縮しても較正曲線間の間隔は比較的広い。そこで、最初の試みとして初期の寸法比が 3:1:1 のリング試験片を用いて試験を行った。

Fig. 3.4 に寸法比 3:1:1 のリング試験片による $D_r$ と $H_r$ の関係と、 $H_r > 20\%$ の場合の代表的なリング試験片の外観を示す。黒丸印は一段階圧縮による実験結果であり、高さ減少率が20%を超えると $\mu = 0.2$ で一定と仮定した較正曲線から上方に逸脱する。これは圧縮中に摩擦が増加することを意味する。ただし $H_r \approx 40\%$ ではリングの内径が極めて小さいため、正確な内径を測定することができない。この寸法比のリング試験片を用いる場合、同じ制限が既に示されている。そして $H_r$ が50%に達するとリング内径が完全に閉じるため、3:1:1のリング試験片で高圧縮時の $\mu$ を推定することができない。

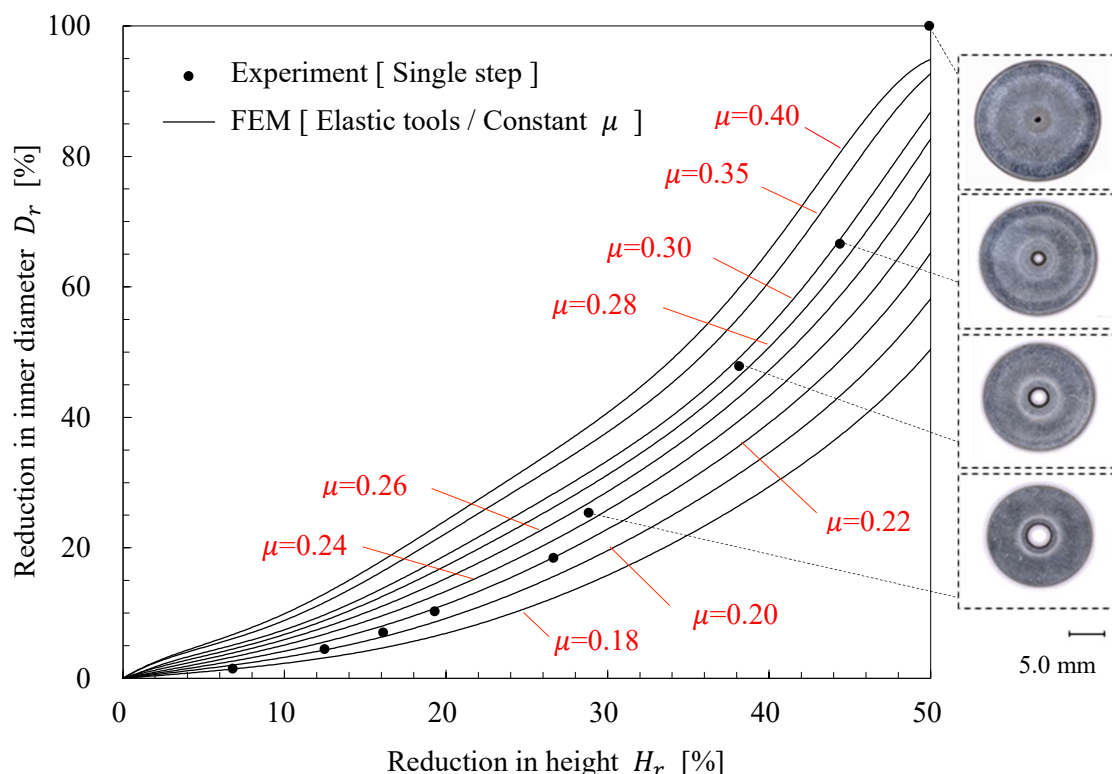


Fig. 3.4 3:1:1リング試験片による $D_r$ と $H_r$ の関係と代表的なリング試験片の外観  
(Tools: SKD11, Specimen: SUJ2, Dry condition)

### 3.3.2 形状比 6:3:2 のリング試験片

2 つめの試みとして、高強度鋼の高圧縮時における $\mu$ を推定するために寸法比 6:3:2 のリング試験片を用いて試験を実施した。Fig. 3.5 に寸法比 6:3:2 のリング試験片による $D_r$ と $H_r$ の関係を示す。 $H_r \leq 20\%$ における実験結果は $\mu = 0.19$  で一定となる。しかし、 $H_r > 20\%$ における実験結果は $\mu = 0.22$  で一定を示す較正曲線付近にある。そのため $H_r > 20\%$ の4つの実験結果は高い摩擦として読み取ることができる。これらの結果は寸法比が 3:1:1 のリング試験片を用いた結果と一致する。ただし、 $H_r > 20\%$ における $\mu$ を 0.22 と推定することができない。ここで使用する較正曲線は圧縮中の $\mu$ が一定であると仮定している。そのため厳密に言えば、これらの較正曲線は圧縮中に摩擦が変化する場合の $\mu$ の推定に使用するべきではない。

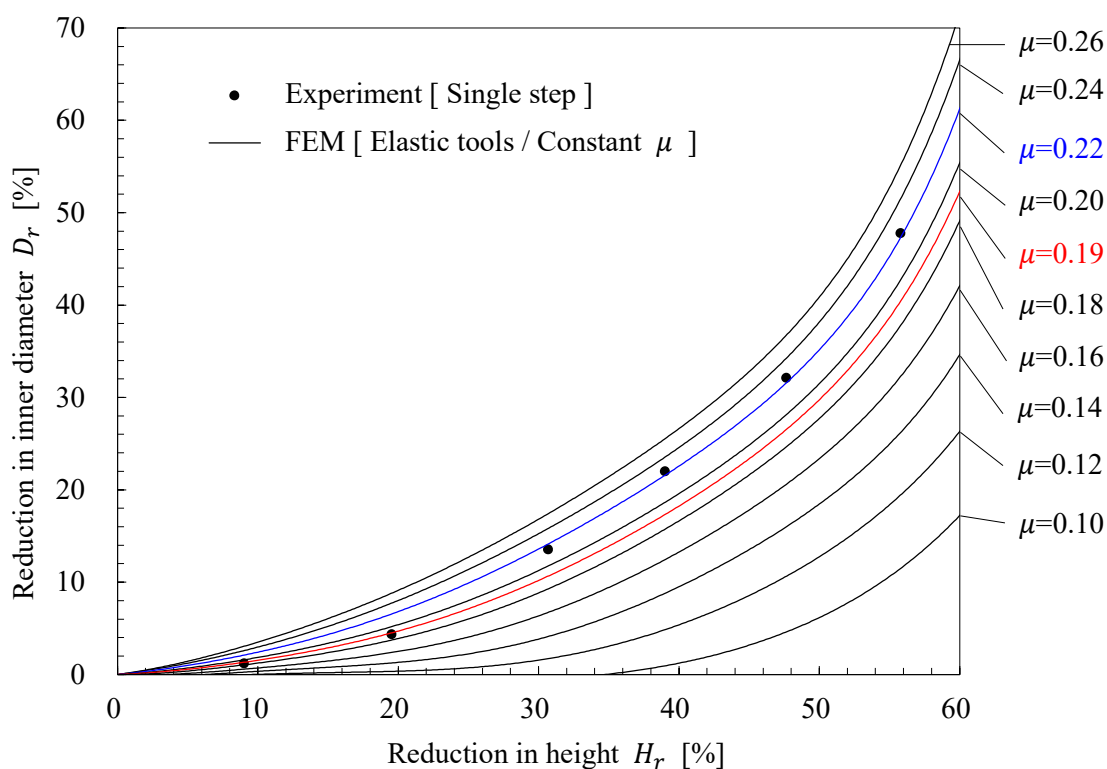


Fig. 3.5 6:3:2リング試験片による $D_r$ と $H_r$ の関係  
(Tools: SKD11, Specimen:SUJ2, Dry condition)

Fig. 3.6 に段階的な圧縮により工具表面の状態を観察した結果を示す. 三角印は $H_r = 60\%$ まで工具表面を研磨することなく圧縮した結果で, 四角印は 10%の圧縮ごとに工具表面を研磨して圧縮した結果である. 参考として Fig. 3.5 に示した 1 段階圧縮の結果も併記する. 未研磨の工具を用いた段階的な圧縮試験の結果は一段階圧縮の試験結果とほぼ同等であり, 同じ摩擦条件を意味する. しかし, 再圧縮前に研磨した工具を用いた場合の実験結果は $H_r > 30\%$ の場合でも $\mu = 0.19$ を示した.

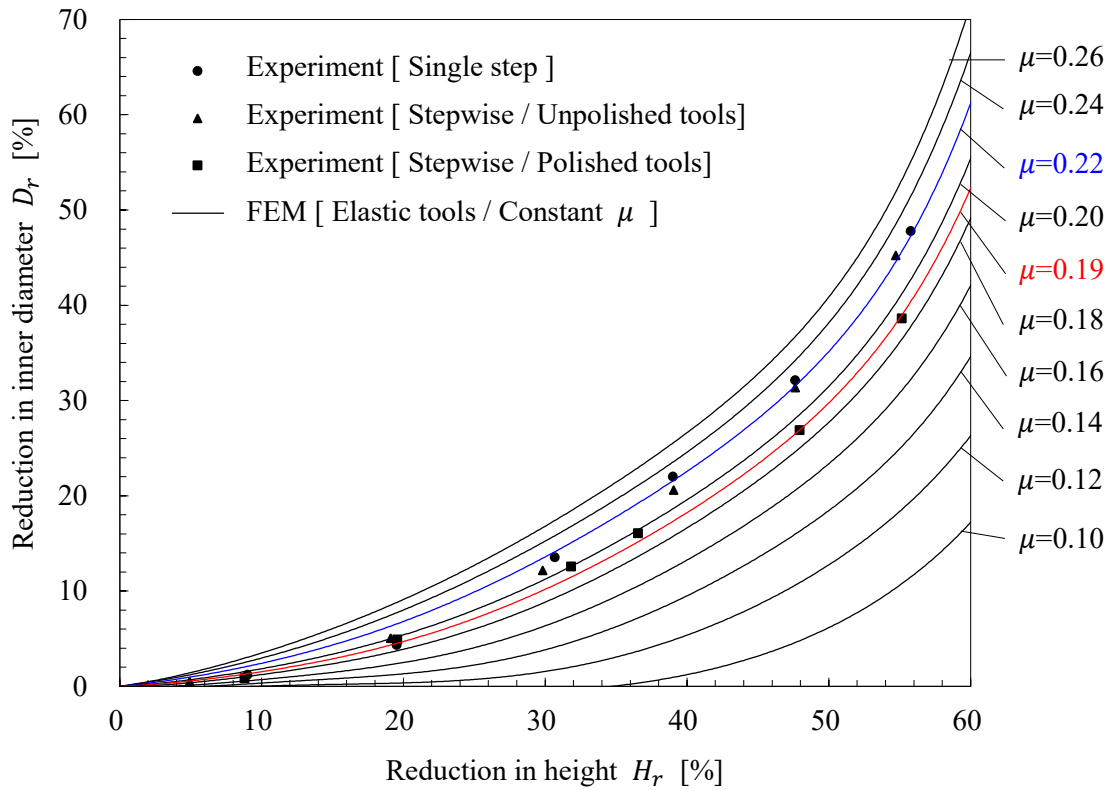
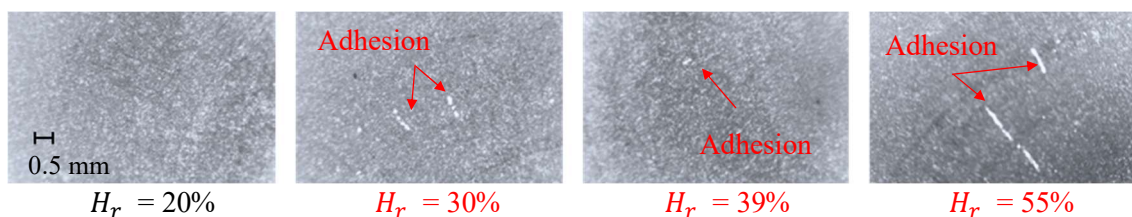


Fig. 3.6 未研磨と再研磨した工具を用いた段階的な圧縮による $D_r$ と $H_r$ の関係  
(Tools: SKD11, Specimen:SUJ2, Dry condition)



ここで、再圧縮前に工具表面を研磨した工具と未研磨の工具を用いて段階的に圧縮した際の工具表面の外観を **Fig. 3.7** に示す。工具表面には半径方向の軽度な凝着が観察された。この軽度な凝着は、 $H_r > 30\%$  の場合に圧縮された試験片によって生じた。リング試験片が圧縮されると、試験片の表面積が拡大し、酸化のない新生面が増加する。特に試験片の外径付近では材料の流れの速度や摩擦仕事が大きくなることから工具とリング試験片の境界面で局所的に凝着が発生したと推定される。対照的に再圧縮ごとに研磨した工具表面は凝着が少なくなる。丁寧に凝着物を除去することで、Fig. 3.6 に示すように  $H_r > 30\%$  の場合でも  $\mu$  は 0.19 を維持できる。そのため、この局所的で軽度な凝着により  $\mu$  が上昇した可能性がある。

a) Unpolished tools



b) Polished tools

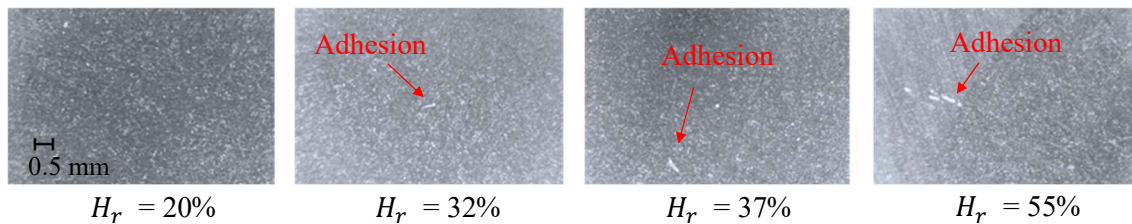


Fig. 3.7 段階的な圧縮による工具表面の外観

### 3.3.3 低炭素鋼(S10C)製のリング試験片

高強度鋼と比較するため、S10C製の6:3:2リング試験片を用いてリング圧縮試験を実施した結果をFig. 3.8に示す。黒丸で示す実験結果は本試験条件下において $\mu = 0.2$ で一定に保たれている。段階的な圧縮による工具表面の外観をFig. 3.9に示す。S10Cのリング試験片ではSUJ2に比べ工具表面への凝着が少ない。S10Cのリング試験片を圧縮する場合には接触圧力が低くなり、工具表面の硬質なコーティングにより局所的な凝着が減り、 $\mu$ が一定に保たれたと考えられる。これらの比較試験によれば、このような軽度の凝着であっても、高強度鋼の冷間据込みにおいて摩擦が増大することが示唆される。

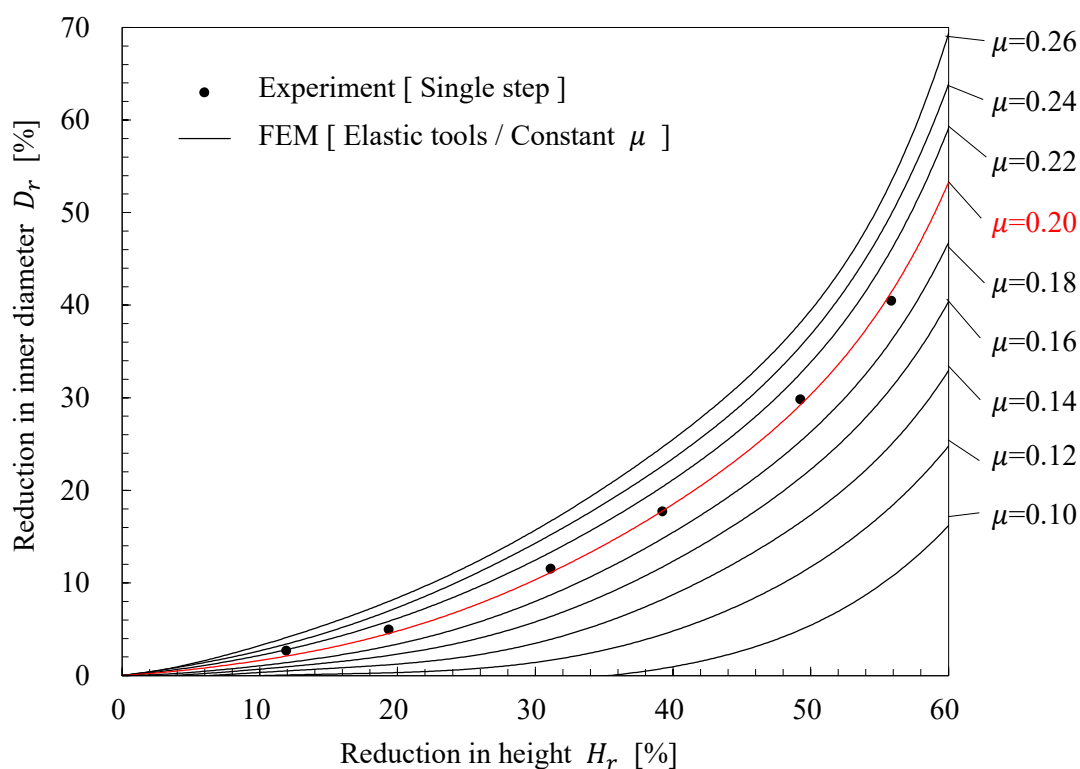


Fig. 3.8 S10C製リング試験片を用いた1段階圧縮による $D_r$ と $H_r$ の関係  
(Tools: SKD11, Dry condition)

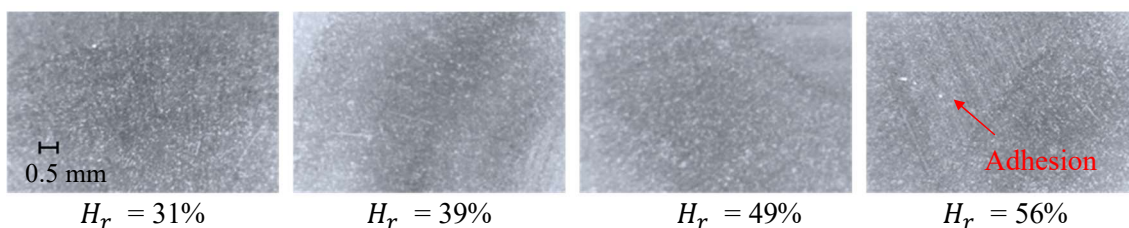


Fig. 3.9 S10C製リング試験片の段階的な圧縮による工具表面の外観

### 3.4 摩擦係数の変化を考慮した較正曲線によるリング圧縮試験

圧縮中に $\mu$ が変化する場合、摩擦の変化点において圧縮されたリング形状を初期のリング形状として再計算することで較正曲線を修正する方法が報告されている [16]。摩擦の変化点は $\mu$ が一定であると仮定した較正曲線からの実験結果の偏差によって推定される。ただし、この方法はスラブ法を使用して材料の変形が均一であると仮定して計算されている。その結果、高摩擦による材料内部のせん断変形が考慮できなくなるため、 $\mu$ の推定精度が低下する。そこで、せん断変形を考慮したリングの変形を有限要素法により計算することで、より適切な較正曲線を作成する必要がある。さらに工具の弾性変形を考慮することで、高強度鋼の高圧縮時におけるより正確な据込み荷重を予測する。

以下の手順を提案する。まず、従来の $\mu$ が一定であると仮定した場合の較正曲線と実験結果を比較する。この較正曲線は工具の弾性変形を考慮したものである。最初の $\mu$ は、従来の較正曲線と実験結果が一致する曲線を探索することで推定できる。Burgdorf の提案する方法を参照すると、実験結果がある一定の $\mu$ を示す曲線から逸脱した時点の $D_r$ と $H_r$ を使用して、変化点が決定される。そしてこの変化点で $\mu$ を変化させて再計算することで新たな較正曲線を作成する。この変化点における圧縮されたリングと弾性変形した工具の形状を再計算に用いる。そして、修正された較正曲線が変化後の実験結果と一致するまでいくつかの推定曲線を作成し、2 番目の $\mu$ が推定される。実験結果がさらに逸脱する場合には、同様の手順を繰り返して次の $\mu$ を推定する。

$\mu$ の変化を考慮した $D_r$ と $H_r$ の関係をFig. 3.10に示す. 破線は $\mu = 0.19$  で一定と仮定した場合の解析結果を示している. 実線は $H_r = 20\%$ において摩擦係数を $\mu = 0.21, 0.23, 0.25, 0.27$ と変化させた場合の解析結果である. 実験結果は2番目の $\mu$ がおよそ0.25と読み取れる. そして本実験では,  $\mu = 0.25$  を示す修正された較正曲線から大きく外れておらず,  $H_r > 20$  の場合でも $\mu$ は変化しなかった.

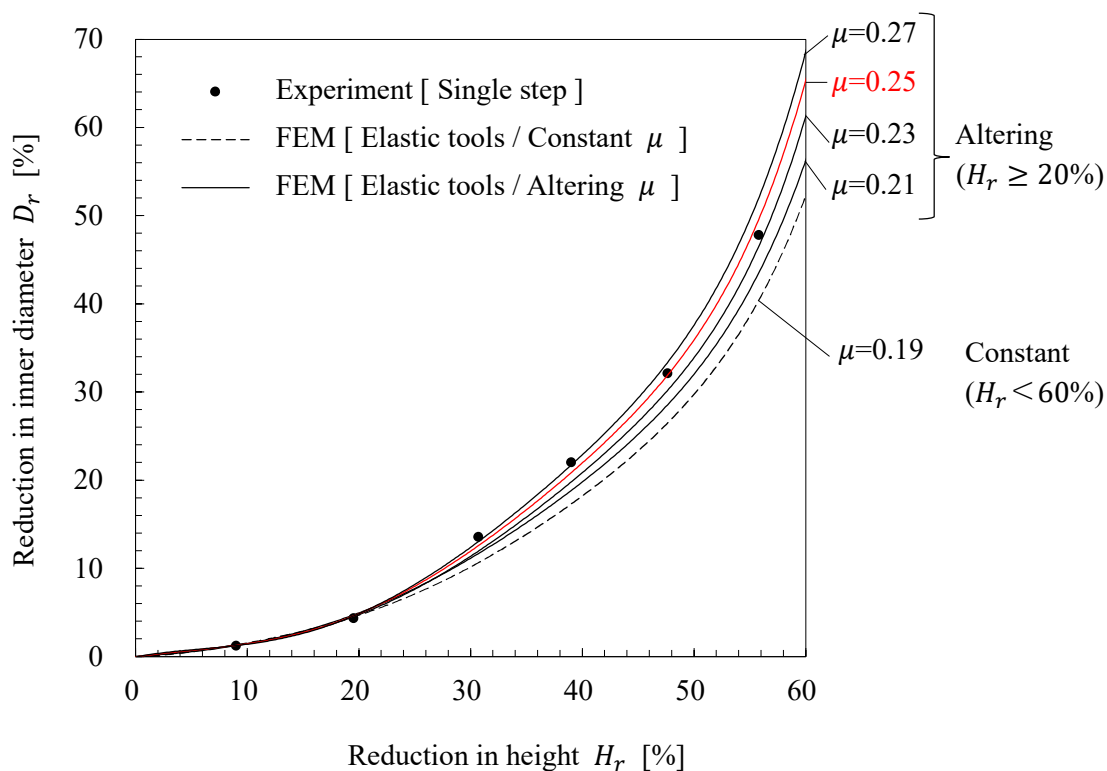


Fig. 3.10 摩擦の変化を考慮した $D_r$ と $H_r$ の関係  
(Tools: SKD11, Specimen:SUJ2, Dry condition)

ここで、 $H_r = 56\%$ に圧縮したリング試験片表面の外観を **Fig. 3.11** に示す。試験片表面に局所的な疵が観察された。3.3 節で述べたように高 $H_r$ では試験片の表面積が拡大し、表面に酸化のない新生面が増加することで試験片の一部が工具加圧面に凝着しやすくなる。特にリング外径付近では摩擦仕事が比較的大きいため、局所的な凝着が発生したと考えられる。しかし、Fig. 3.7 に示すように工具表面の硬質なコーティングにより高 $H_r$ の間、工具表面は深刻な凝着に成長しなかった。この範囲の工具加圧面の表面粗さは  $0.06\sim 0.07\ \mu\text{m}Ra$ であり、初期の工具加圧面の表面粗さと同等であるため、局所的な凝着はそれほど重度ではなく軽度である。その結果、試験片表面にプラウリングは全く発生せず、 $H_r > 20$  の場合でも $\mu = 0.25$ を維持することができたと考えられる。

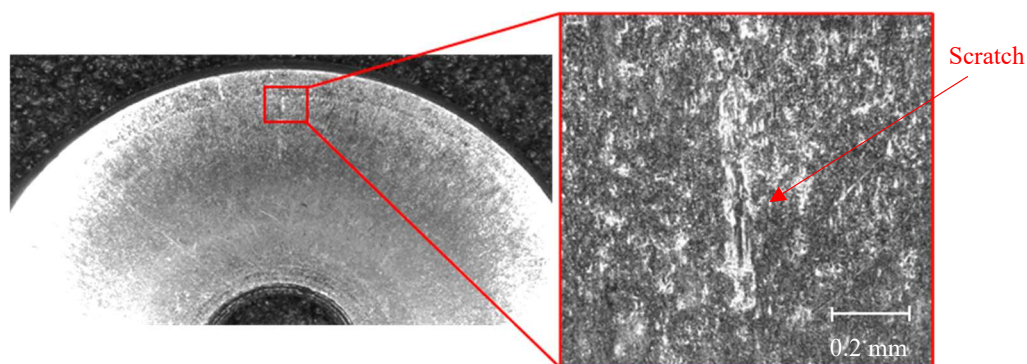
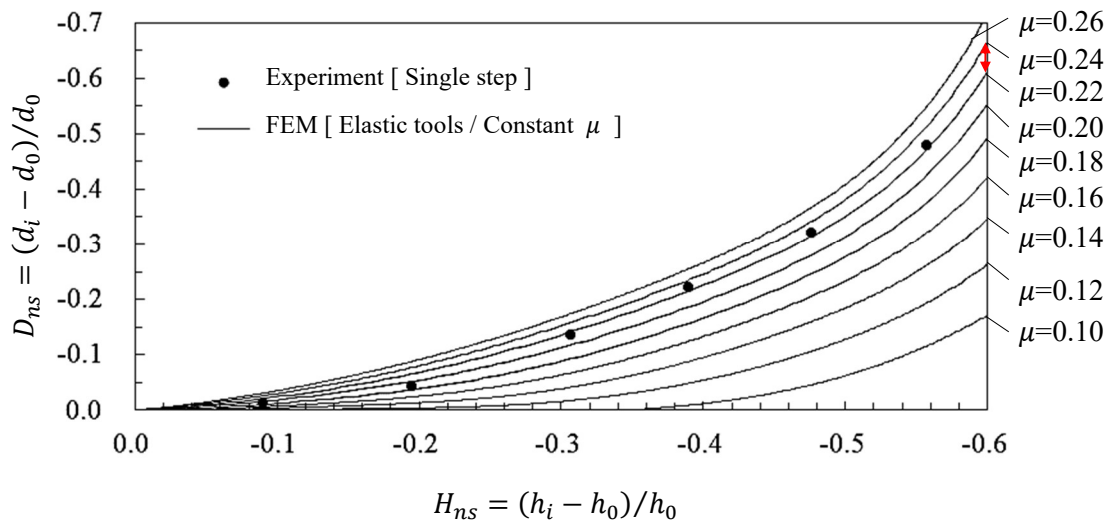


Fig. 3.11  $H_r = 56\%$ に圧縮したリング試験片表面の外観

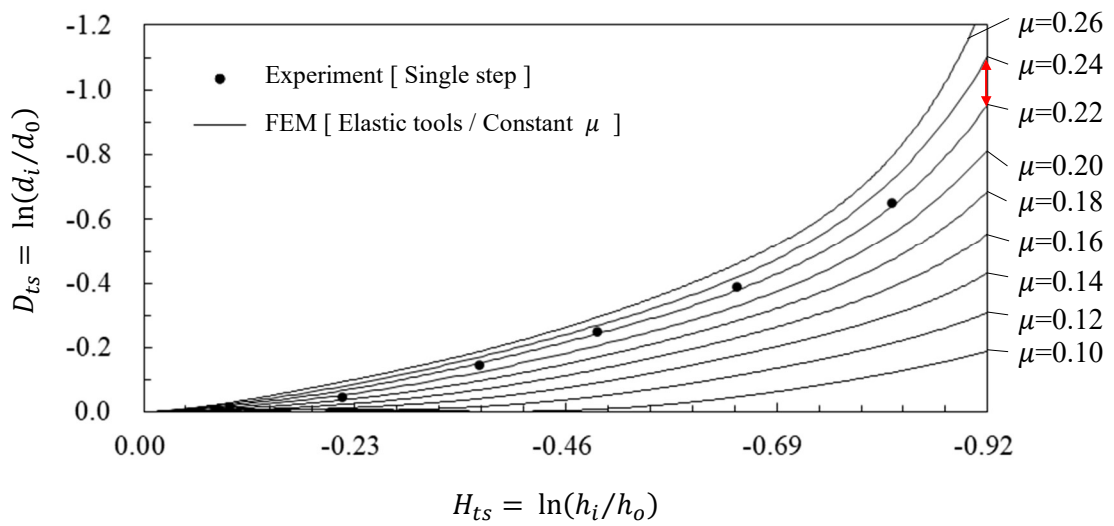
### 3.5 対数ひずみを用いた較正曲線

これまでの較正曲線は、リングの高さと内径の公称ひずみを使って計算した。そのため、寸法比 6:3:2 のリング試験片を高摩擦および高圧縮する条件下では各較正曲線間の間隔が狭くなり、曲線を区別し難くなる。較正曲線の読み取り誤差によっては、 $\mu$  の推定に大きな影響を与える可能性がある。実際 3.6 節で後述するように、 $H_r$  が大きい条件では  $\mu$  が高くなり、 $\mu$  を読み取るのが困難であった。3.3 節で示したように、寸法比 3:1:1 のリング試験片では  $H_r$  が大きくなるとリング内径が閉じるため、高圧縮時における  $\mu$  の推定には適さない。対数ひずみは穴の直径が 0 になると  $\infty$  を示すため、理論的にはリング内径が非常に小さくなくても使用できる。ただし、穴径が 0 に近づくと公称ひずみはおおよそ -1 を示す。これは、穴が閉じるほど摩擦が大きい場合に公称ひずみによって作成した較正曲線間の間隔は狭まり、読み取れないことを意味する。そこでリングの高さ変化と内径変化の対数ひずみを用いた。

**Fig. 3.12** は、寸法比 6:3:2 のリング試験片を1段階圧縮したときの高さと内径の変化を示している。Fig. 3.12 の(a)は公称ひずみ Fig. 3.12 の(b)は対数ひずみを用いて計算した結果である。例えば、 $H_r = 56\%$  (公称ひずみでは約-0.6, 対数ひずみでは約-0.9) の場合、 $\mu = 0.22$  と  $\mu = 0.24$  を示す較正曲線間の間隔はおおよそ 2 倍に拡大する。Fig. 3.12(b)の曲線は、実験結果と較正曲線を比較するとより読み取りやすく、測定誤差の影響も軽減できる。そのため、この方法は高摩擦および高圧縮下でのリング圧縮試験において寸法比 6:3:2 のリング圧縮試験片を用いて正確な  $\mu$  を推定するのに有用である。さらに、対数ひずみは既に計算された公称ひずみを用いて変換できるため、追加の試験や分析を行う必要がない。



(a) Nominal strain



(b) Logarithmic strain

Fig. 3.12 公称ひずみと対数ひずみによるリングの高さ変化と内径変化

**Fig. 3.13** に対数ひずみによる $\mu$ の変化を考慮した較正曲線と1段階圧縮の試験結果を示す。破線は $\mu = 0.19$ で一定と仮定した場合の解析結果を示している。実線は、 $H_{ts} = -0.2$ において摩擦係数を $\mu = 0.21, 0.23, 0.25, 0.27$ に変更した解析結果である。対数ひずみを用いた場合でも $\mu = 0.19$ から $\mu = 0.25$ に増加することが確認された。

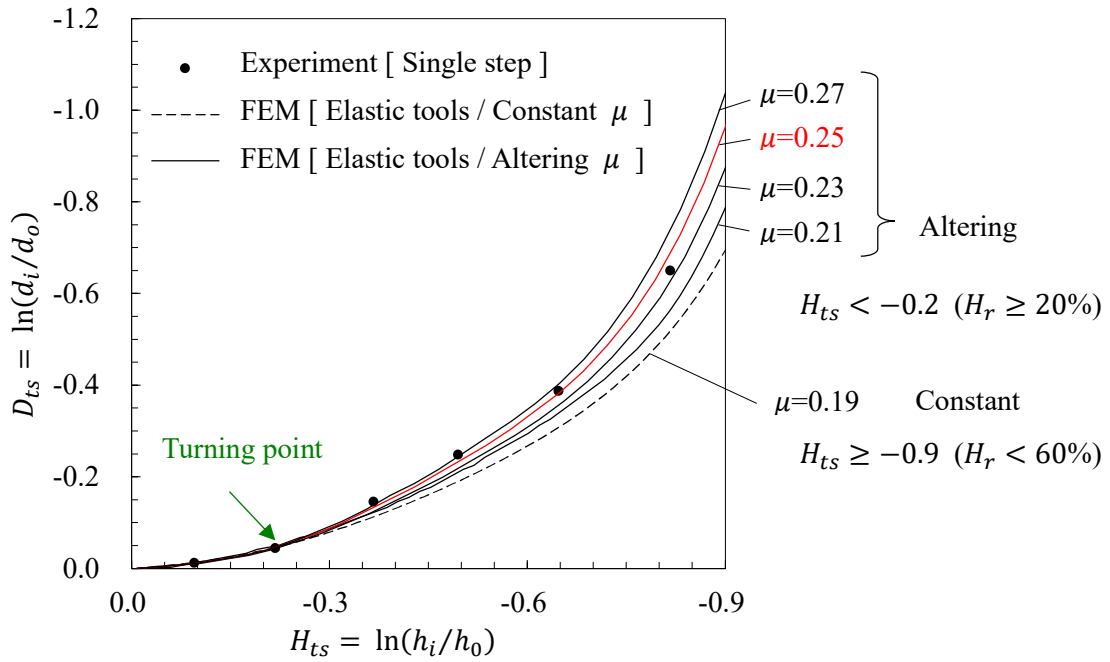


Fig. 3.13 対数ひずみによる $\mu$ の変化を考慮した較正曲線と1段階圧縮の試験結果



### 3.6 繰り返し圧縮における $\mu$ の推定

実際の製造現場では成形条件がそれほど厳しくないため、据込み加工に用いる工具を研磨する必要がない。しかし、据込み加工を連続で行うと徐々に凝着が成長したり、凝着物が剥離したりする。これにより $\mu$ がさらに変化する可能性がある。そこで軽度の凝着が残った状態で再研磨せず、段階的な圧縮を 10 サイクル連続して実施する。各サイクルは、 $H_r$ が 10%から 60%までを 10%ずつ 6 段階で圧縮する。さらに、**Fig. 3.14** に示すように工具表面の特定領域を観察し、圧縮後の状態変化を調べる。この観察領域は、3.3 節で局所的な凝着が観察された圧縮後のリング試験片の外径付近の接触領域に対応する。

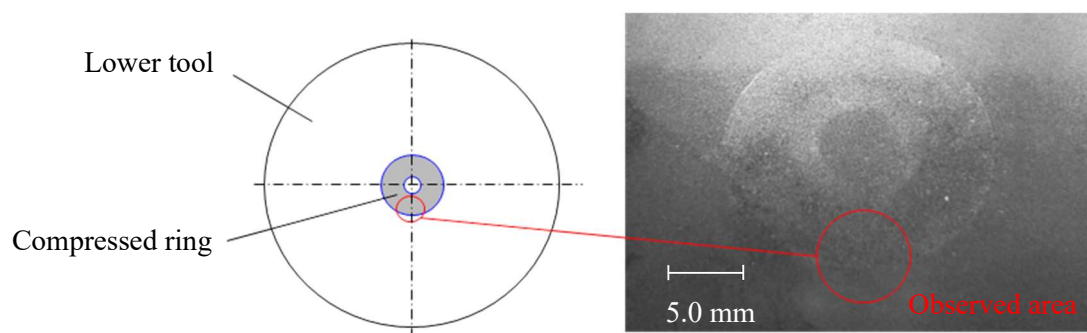


Fig. 3.14 工具表面の観察領域

Fig. 3.15 に再研磨を行わない工具による 10 サイクルの段階的な圧縮の繰り返し圧縮の実験結果と $\mu$ 一定と仮定した FEM 解析による $D_{ts}$ と $H_{ts}$ の関係を示す。 $H_{ts}$ が増加すると実験結果はある一定の $\mu$ を示す較正曲線から逸脱する。これは $H_{ts}$ が大きくなると $\mu$ が増加することを意味する。この $\mu$ の変化は Fig. 3.13 と同様であり、工具表面を再研磨せずに圧縮を繰り返しても $\mu$ が増加し続けることはなかった。

Fig. 3.16 は、繰り返し圧縮後の工具表面の外観である。注意深く観察すると、リング試験片の外径付近が接触する工具表面に軽度の凝着が見られた。リング試験片との強い接触により、工具表面の凝着物は成長することなく、付着と剥離を繰り返している。少なくとも凝着力は低下し続けている。

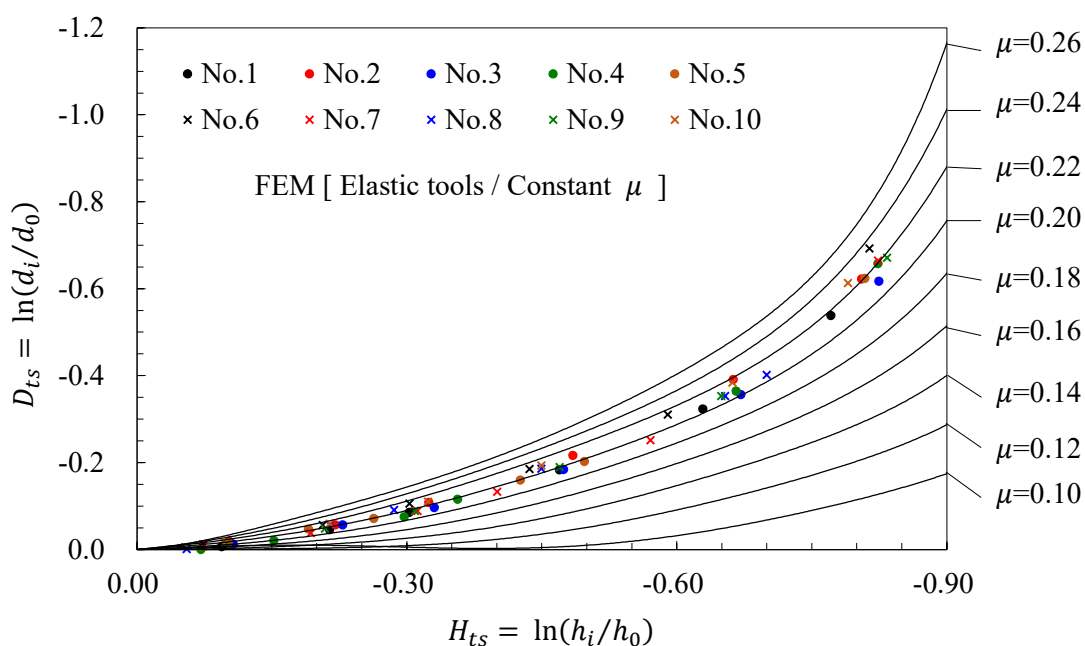
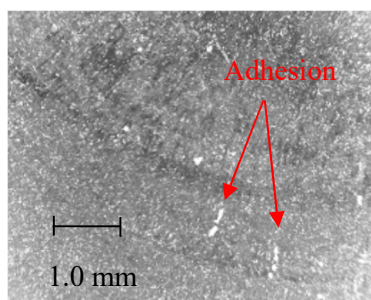
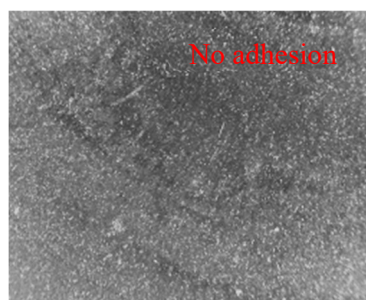


Fig. 3.15 繰り返し圧縮の実験結果と $\mu$ 一定と仮定した FEM 解析による $D_{ts}$ と $H_{ts}$ の関係



No.4  $H_{ts} = -0.6$  ( $H_r \approx 47\%$ )

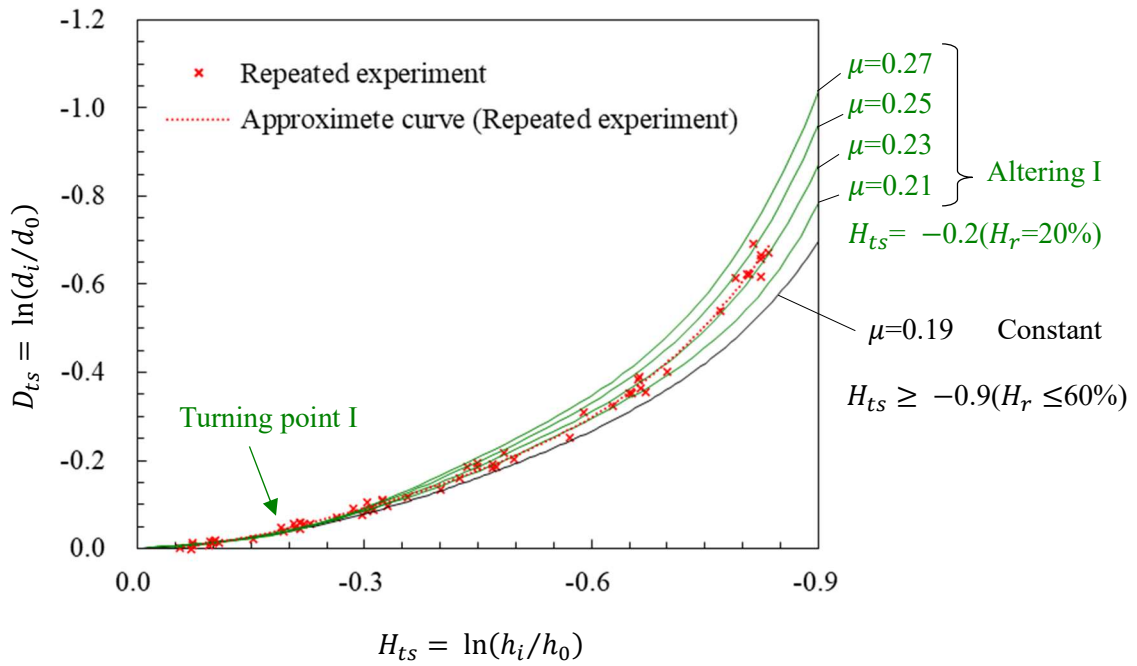


No.10  $H_{ts} = -0.7$  ( $H_r \approx 49\%$ )

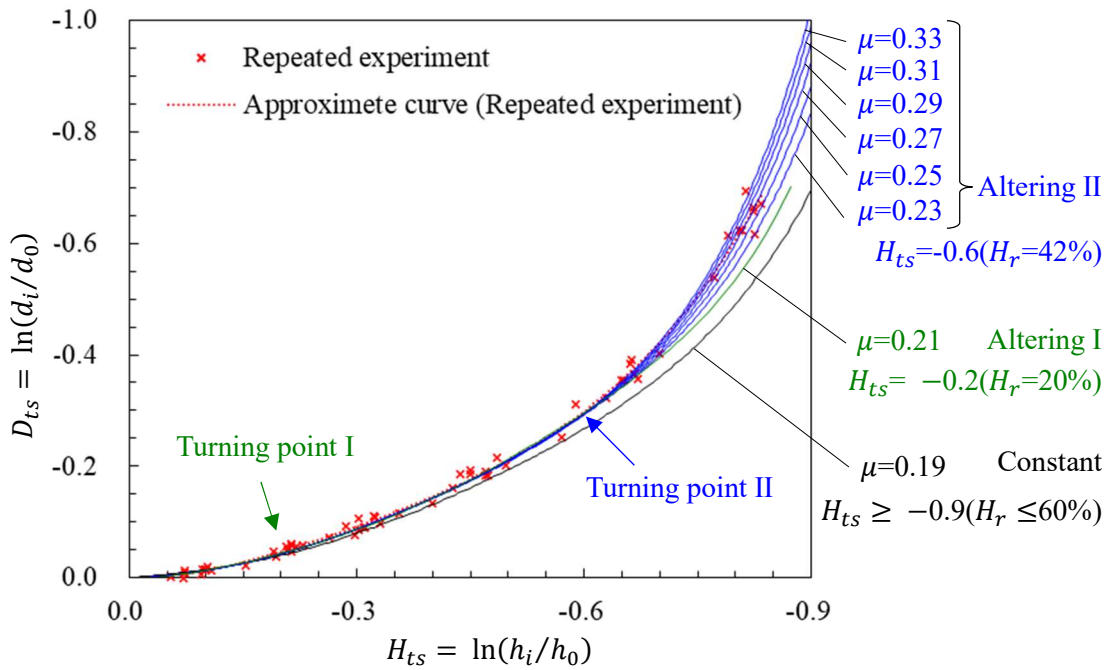
Fig. 3.16 繰り返し圧縮後の工具表面の外観

本実験では狙いの厚みのスペーサーを用いて圧縮量を制御しているため、繰り返し圧縮時における圧縮後のリング試験片の厚みにばらつきがある。プレス設備のセンター位置決め精度、プレス設備や実験型の剛性不足、作業環境の温度変化、不十分な洗浄による無潤滑条件の再現性などにより、上下工具間のクリアランスの制御が困難であった。これらの条件は、特に高荷重となる場合にリング試験片の厚み精度に影響を与える可能性がある。そこで実験結果を有用に推定するため、これらの実験結果を最小二乗法によって近似した曲線と $\mu$ の変化を考慮した較正曲線を比較することで $\mu$ を推定する。

**Fig. 3.17** に $\mu$ の変化を考慮した FEM 解析による較正曲線と繰り返し圧縮による実験結果を示す。バツ印は 10 サイクルの段階的な圧縮を実施したすべての実験結果を示している。赤の破線は実験結果の近似曲線である。Fig. 3.17(a)において、黒の実線は圧縮中の $\mu$ が 0.19 で一定であると仮定した較正曲線である。実験結果は、 $H_{ts}$ が $-0.2$  (または $H_r \approx 20\%$ ) に達するまで $\mu = 0.19$ を示す曲線と一致する。しかし $H_{ts}$ が $-0.2$ を超えると、 $\mu = 0.19$ を示す較正曲線から逸脱する。そのため、緑の実線で示すように $H_{ts} = -0.2$ で $\mu = 0.19$ から $\mu = 0.21, 0.23, 0.25, 0.27$ に切り替えた。その結果、実験結果は $H_{ts}$ が $-0.6$  (または $H_r \approx 42\%$ ) になるまで $\mu = 0.21$ に増加する曲線と一致した。ただし $H_{ts}$ が $-0.6$ を超えると、実験結果は $\mu = 0.21$ を示す較正曲線からも外れた。そのため同じ手順を繰り返し、Fig. 3.17(b)の青の実線で示すように $H_{ts} = -0.6$ で $\mu = 0.23, 0.25, 0.27, 0.29, 0.31, 0.33$ に切り替え、新たな較正曲線を計算した。これにより実験結果の近似曲線は $H_{ts}$ が $-0.8$ になるまで $\mu \approx 0.29$ に増加した。本実験条件では、圧縮中の $\mu$ が必然的に2段階増加した。そのため最適な $\mu$ を推定するには、多段階の摩擦の変化を考慮した較正曲線を詳細に探索する必要がある。



(a)  $H_{ts} = -0.2$  で  $\mu$  を切り替えて探索した結果



(b)  $H_{ts} = -0.2$  と  $-0.6$  で  $\mu$  を切り替えて探索した結果

Fig. 3.17  $\mu$  の変化を考慮した FEM 解析による較正曲線と繰り返し圧縮の実験結果

### 3.7 円柱据込みによる $\mu$ の検証

6:3:2 リング試験片を用いたリング圧縮試験で得られた $\mu$ から円柱の据込み荷重を予測する。この予測では次の2つのケースについて解析を行い、実験結果と比較する。

Case1. 摩擦係数 $\mu = 0.19$ で一定とする。この $\mu$ は Fig. 3.5 に示すリング圧縮試験で $H_r$ が低い条件における較正曲線によって推定した。この較正曲線は、 $H_r$ に関係なく $\mu$ が不変であると仮定して計算されていることに注意しなければならない。 $H_r$ の増加に伴って摩擦が増加する傾向があるため、このケースは据込み加工に最適ではない。

Case2. 最初の $\mu_1$ は0.19, 2番目の $\mu_2$ は0.25とする。この $\mu$ は Fig. 3.10 の較正曲線によって推定した。 $\mu_1 = 0.19$ は圧縮開始時点において妥当である。そして工具および試験片表面の観察に基づいて $H_r = 20\%$ で $\mu$ を0.19から0.25に切り替えて探索した結果から、適切な $\mu_2$ が0.25であると推定した。これは $\mu_1$ と $\mu_2$ を慎重に推定した結果である。

3.6節で実施した10サイクルの繰り返し圧縮では圧縮の途中で試験片を取り出し、工具および試験片の表面を観察した。据込み加工では、加工途中で停止することなく狙いの $H_r$ まで圧縮する。この据込み時の摩擦の変化は検証していない。

Fig. 3.18 に円柱据込み荷重と $H_r$ の関係を示す。高強度鋼の円柱材料を無潤滑下で圧縮した場合、 $H_r$ が45%を超えると実験結果はケース1で予測した曲線から外れる。ケース2の仮定を用いると、 $H_r$ が45%を超えても実験結果に近い据込み荷重の予測ができる。

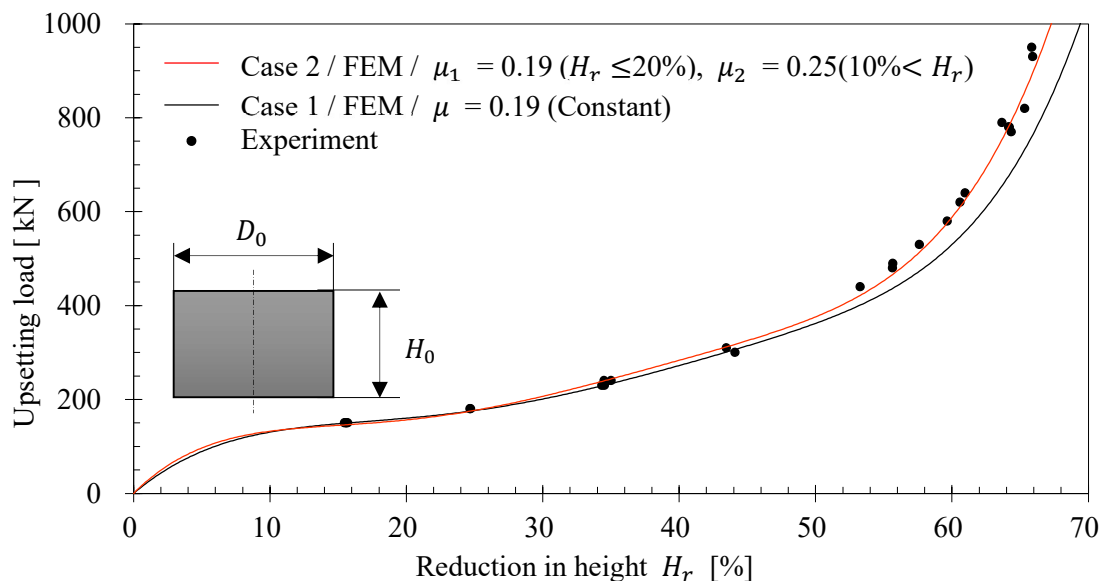


Fig. 3.18 円柱据込み荷重と $H_r$ の関係

(Specimen: SUJ2,  $D_0 = 14.0$  mm,  $H_0 = 10.5$  mm, Tools: SKD11)

**Fig. 3.19** に $H_r = 56\%$ における工具表面および円柱材料端面の外観を示す。工具表面には放射線状に軽度の凝着が観察された。そして、円柱材料端面の外径付近には疵が見られた。これらは3.3節および3.4節で実施したリング圧縮試験においても観察された。したがって圧縮中の $\mu$ の変化を考慮することは、過酷な摩擦条件下におけるより正確な据込み荷重の予測に寄与する。

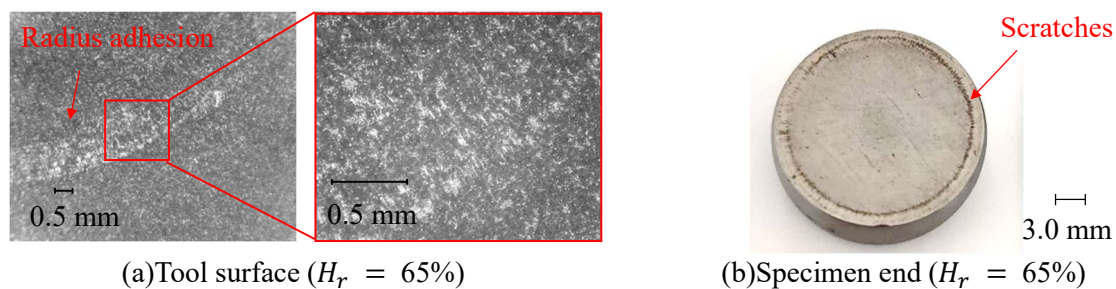


Fig. 3.19  $H_r = 65\%$ における工具表面および円柱材料端面の外観

### 3.8 結言

無潤滑下の高強度鋼を高圧縮する際の据込み荷重をより正確に予測するため、工具と材料間の摩擦係数をリング圧縮試験により推定し、以下のことが明らかとなった。

- 1) リング圧縮試験における高さ減少率 $H_r$ が大きい場合、実験結果は一定の摩擦係数を仮定した較正曲線から逸脱した。これは、摩擦が圧縮途中で変化したことを示唆している。
- 2) リング圧縮試験における摩擦の変化点を見つけ、その変化点で摩擦を切り替えてFEM解析により較正曲線を修正し、適切な較正曲線を探索することで摩擦の変化を考慮した。
- 3) リング試験片を圧縮するほど工具表面に放射状の軽度な凝着がいくつか観察された。この軽度な凝着により摩擦が変化すると推察される。しかし、高性能な工具表面の硬質なコーティングにより凝着物の付着を防止し、リング試験片表面をブラウリングするほど成長することはなかった。その結果、工具表面は凝着物がない、あるいは軽度の凝着であり、硬質なコーティングは摩擦係数のさらなる増加を抑制するのに役立つ。
- 4) 高摩擦および高圧縮下でのリング圧縮試験において寸法比 6:3:2 のリング圧縮試験片を用いて正確な $\mu$ を推定するため、対数ひずみを用いてリングの変形を整理した。対数ひずみは理論的にはリング内径が非常に小さくなくても使用できる。そして、実験結果と較正曲線を比較するとより読み取りやすく、測定誤差の影響も軽減できることからこの方法は有用である。さらに対数ひずみは既に計算された公称ひずみを用いて変換できるため、追加の試験や分析を行う必要がない。
- 5) 変化する摩擦係数の考慮は、無潤滑下の高強度鋼を高圧縮する際のより正確な据え込み荷重を予測するのに役立つ。

## 参考文献

- [1] B. Avizur, *Metal Forming: Processes and analysis*, McGraw-Hill, 1968.
- [2] M. Kunogi, "A New Method of Cold Extrusion," *J. Sci. Res. Inst.*, vol. 50, pp. 215-246, 1956.
- [3] J. B. Hawkyard and W. Johnson, "An analysis of the changes in geometry of a short hollow cylinder during axial compression," *Int. J. Mech. Sie.*, vol. 9, pp. 163-182, 1967.
- [4] B. Avitzur, "Bulge in Hollow Disk Forging," *Air Force Materials Laboratory Technical Report TR-69-261*, Nov, 1969.
- [5] C. H. Lee and T. Altan, "Influence of Flow Stress and Friction Upon Metal Flow in Upset Forging of Rings and Cylinders," *ASME J. Eng. Ind.*, vol. 94, no. 3, pp. 775-782, 1972.
- [6] A. T. Male, "Variations in Friction Coefficients of Metals during Compressive Deformation," *J. Inst. Metals.*, vol. 94, pp. 121-125, 1966.
- [7] A. T. Male and M. G. Cockcroft, "A Method for the Determination of the Coefficient of Friction of Metals under Conditions of Bulk Plastic Deformation," *J. Inst. Metals.*, vol. 93, pp. 38-47, 1964-1965.
- [8] K. Ohga, K. Takahashi and K. Kondo, "Usefulness of the Ring Compression Test for the Determination of the Coefficient of Friction," *Journal of the Japan Society of Lubrication Engineers*, vol. 22, pp. 21-28, 1977.
- [9] V. De Pierre and F. Gurney, "A Method for Determination of Constant and Varying Friction Factors During Ring Compression Tests," *Trans. ASME, J. Lubr. Technol.*, pp. 482-488, 1974.
- [10] H. Saiki and Y. G. Meng, "Determination of the Interface Friction Coefficient in Forging Processes Using the Inverse Perturbation Method," *Trans. JSME.*, vol. 54, no. 508, pp. 2181-2187, 1988.
- [11] H. Saiki, Y. G. Meng and H. Sakamoto, "An Experimental Study of Transient Friction during Forging Processes," *Trans. JSME.*, vol. 55, no. 516, pp. 2184-2191, 1989.
- [12] T. Iwata, M. Kamiyama, Y. Yogo, N. Iwata, T. Ishikawa and K. Suzuki, "Application of Ring Compression Test for Thin Sheet Metals —Measurement Method for Flow Stress in Large Strain Range for Thin Sheet Metals (1st report)



- ," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 54, no. 632, pp. 836-840, 2013.
- [13] T. Iwata, Y. Yogo, N. Iwata, S. Kato, T. Ishikawa and K. Suzuki, "Flow Stress Measurement Considering Plastic Anisotropy of Steels —Measurement Method for Flow Stress in Large Strain Range for Thin Sheet Metals (2nd report)—," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 54, no. 632, pp. 841-845, 2013.
- [14] JSME, Mechanical Engineers' Handbook Design, β2: Engineering Materials: Data and Guide for Mechanical Engineers, Japan: Maruzen, 2006, pp. β2-253-β2-254.
- [15] K. Osakada and R. Matsumoto, "Fundamental Study of Dry Metal Forming with Coated Tools," *Annals of the CIRP*, vol. 49, pp. 161-164, 2000.
- [16] M. Burgdorf, "Über die Ermittlung des Reibwertes für Verfahren der Massivumformung durch Ringstauchversuch," *Ind. Anzeiger*, vol. 89, pp. 799-804, 1967.

# 第4章 高強度鋼の冷間据込みにおける荷重および製品平面度の簡易予測

## 4.1 緒言

第2章では無潤滑下の高強度鋼を高圧縮すると、弾性変形による工具加圧面の局所的な凹みにより製品の平面度が悪化するだけでなく、荷重の上昇が助長することを報告した。そしてこの弾性的な凹みによる荷重の上昇は、工具と材料間の摩擦係数が高い条件ほど強く現れることを示した。加えて、ヤング率の高い超硬材を工具に使用することで高圧縮時の荷重の上昇を抑制し、より平坦な製品が得られることを示した。しかし超硬材は高価な上に靱性が低いため、複雑な製品形状および金型構造への適用には制約がある。そこで工具鋼や高速度工具鋼などの安価で高靱性な材料を工具に使用することで適用範囲が広がり、原価低減にも寄与できる。

工具鋼製工具を用いて高強度鋼を低荷重で据込み、より平坦な製品を得るためには、圧縮中の工具加圧面が少なくとも平坦になるように工具を設計することが望まれる。そこで工具加圧面を予め凸状にすることで工具の弾性的な凹みを相殺する方法が考えられる。凸状工具を用いた据込み加工の一例として、緩い傾斜を有する工具を用いて材料流動を制御し、低荷重で非軸対称形状に据え込む方法が提案されている [1]。この狙いは工具の弾性変形を打ち消すことでなく、異形品の低荷重据込みである。また、工具および被加工材の強度、寸法形状、摩擦係数に応じたノモグラムから製品の平面度を予測し、逆算的に近似した球面状の工具を用いて平面度を1/3以下に改善させている [2]。しかし無潤滑下の高強度鋼を高圧縮すると、想定外の荷重上昇や摩擦係数の変化が生じるため、ノモグラムの範囲外となる。さらに、これらの先行研究では凸面工具を用いた際の据込み荷重を簡便に予測することについては議論されていない。そのため近年要求されている無潤滑下の高強度鋼を冷間で据え込むような過酷な条件下において、荷重上昇の抑制と高い平面精度を両立する工具形状を短時間で設計することは容易ではない。

第3章では、無潤滑下の高強度鋼を高圧縮する際の摩擦係数 $\mu$ をリング圧縮試験から推定し、実験結果に近い据込み荷重をFEM解析から予測した。塑性加工において、材料の変形や最終形状を予測するためには非線形問題を解く必要があり、FEM解析による手法が多く用いられている。しかし、工具の弾性変形は線形問題であり、理論式により近似できる。工具の弾性的な凹みが球面状に近づくと、圧力分布の影響が強まるため、ヘルツ接触理論などから球面接触時の弾性変位を解く必要がある。本章では、試験片端面の曲率半径と押し込み量の比が大きい場合、薄い層での単軸圧縮と近似し、従来のスラブ法と等分布圧力を受ける半無限体の弾性変位の理論式を用いて工具の弾性変形を考慮した据込み荷重と製品端面の凹凸量を簡便に予測し、最適な工具の初期傾斜角を簡易に推定する方法を提案する。

## 4.2 実験とFEM解析

### 4.2.1 実験装置と試験片

実験には4柱式油圧プレス機を使用し、0.8 mm/sの速度で据え込む。上下工具の模式図をFig. 4.1に示す。上下工具は同一形状で、初期の傾斜角 $\theta_0$ が $0^\circ$ 、すなわち加圧面が平坦な平面工具と $\theta_0 = 1^\circ, 2^\circ, 3^\circ$ の円錐状の凸面工具を使用する。凸面工具は試験片を配置しやすくするため、加圧面の中央に $\phi 3$  mmの平坦部を設ける。工具材質は平均硬度が59 HRCの焼入焼戻した工具鋼(SKD11)を用いる。また比較のため、平均硬度が81 HRCの超硬(VF-10)製の平面工具も使用する。ただし、工具材質による凝着性の違いや無潤滑下での激しい焼付きを防止するため、いずれの工具も滑らかで硬質なAlCr系コーティングを施す。コーティング後の表面粗さは、 $0.08 \mu\text{mRa}$ 以下である。

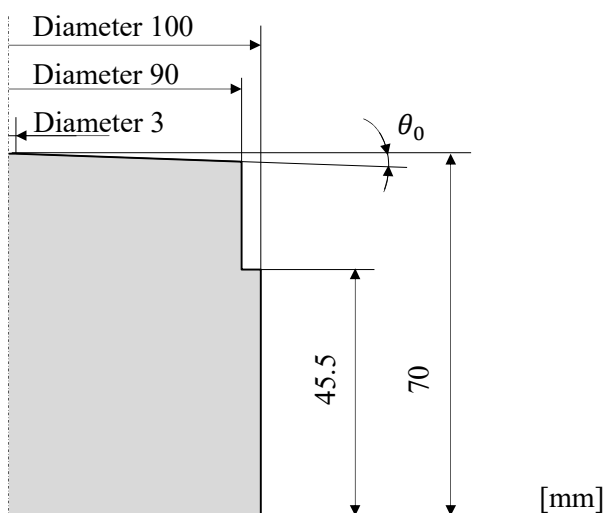


Fig. 4.1 上下工具の形状

(flat tool:  $\theta_0 = 0^\circ$ ; convex tool:  $\theta_0 = 1^\circ, 2^\circ, 3^\circ$ )

試験片は、焼きなました高炭素クロム軸受鋼(SUJ2)を初期直径 $D_0 = 14.0$  mm、初期高さ $H_0 = 10.5$  mmに削り出した後、研削工具で端面の表面粗さを $1.0 \mu\text{mRa}$ 以下に仕上げたものを使用する。この試験材料は2章および3章の据込み実験で使用した試験材料と同材質であり、2.2節のFig. 2.4で示したように75 mass%牛脂-25 mass%黒鉛混合潤滑剤を用いた単純圧縮試験により得られた試験材料の変形抵抗曲線は降伏応力450 MPa、変形抵抗 $Y = 1033 \varepsilon^{0.2}$  MPa ( $0.1 < \varepsilon < 0.6$ )で近似できる。

## 4.2.2 実験条件

試験ごとに工具と試験片を有機溶剤で拭き取り、無潤滑に近い状態で圧縮する。一部の試験では、75 mass%牛脂-25 mass%黒鉛混合潤滑剤を工具と試験片に塗布する。荷重は下工具底面に配置したロードセルで測定し、圧縮量は厚みの異なるスペーサーにより制御する。

工具鋼の圧縮耐力は約 2600 MPa [3]であり、実用的には面圧が 2000 MPa 以下で使用されることが多い。また、冷間鍛造用鋼の多くは限界圧縮率が 60%~70% [4]である。そこで本実験では、工具鋼の弾性変形領域で実験を行うため、面圧が 2000 MPa となるよう荷重を設定し、圧縮率 $Re$ が 20%~70%の範囲で実験を行う。 $H_1$ は圧縮後の試験片中央の高さとして、 $Re$ は式(4-1)により与えられる。

$$Re = (H_0 - H_1)/H_0 \times 100 \quad (4-1)$$

圧縮後の試験片断面の模式図を Fig. 4.2 に示す。圧縮後の試験片は半径方向に厚み分布を持つ。工具加圧面に弾性変形による凹みが生じる場合、試験片の厚みは(a)半径方向の中央が厚い断面形状となる。工具加圧面が凸状の場合、工具加圧面の形状が転写され、試験片の厚みは(b)外径に向かって厚くなる断面形状となる。そこで、式(4-2)を用いて試験片端面の凹凸量 $\alpha$ を算出する。圧縮後の試験片断面が Fig. 3 の(a)に示す凸状の場合に $\alpha$ は正值となり、Fig. 3 の(b)に示す凹状の場合は負値となる。この $\alpha$ の絶対値を製品の平面度とする。ここで、 $H_2$ は圧縮後の試験片外径部の高さである。

$$\alpha = (H_1 - H_2)/2 \quad (4-2)$$

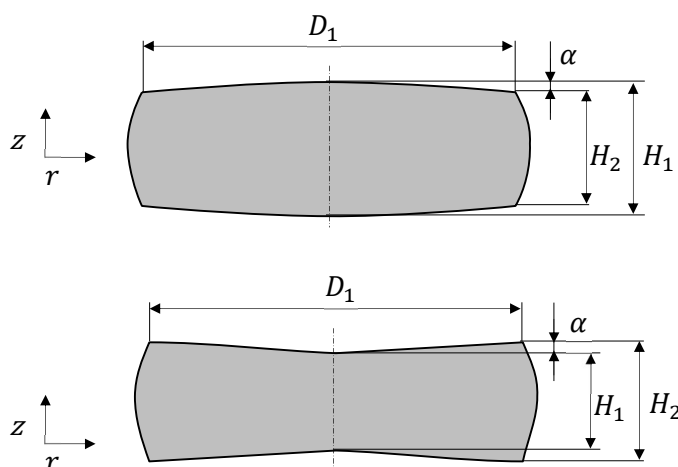
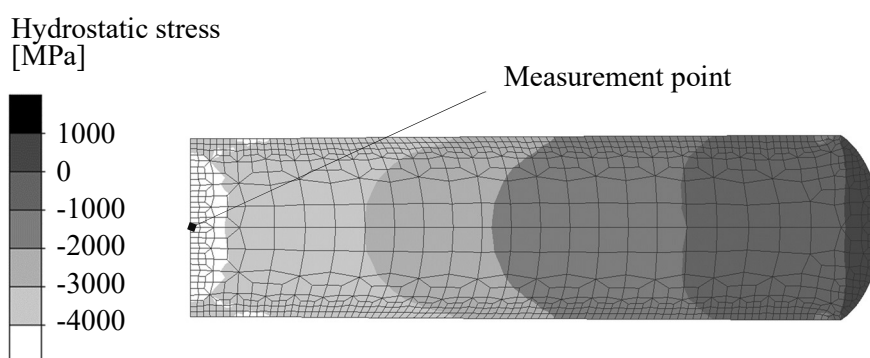


Fig. 4.2 圧縮された試験片の $rz$ 断面形状

### 4.2.3 FEM 解析条件

2 章において, 高強度鋼の高圧縮時では, 工具の弾性的な凹みにより, 材料の自由な流動が妨げられ, 材料内部の静水圧応力が高まることから荷重が上昇すると推察した. そこで, 本章においても据え込み荷重および製品平面度の予測に加え, **Fig. 4.3** に示す材料中心部における静水圧応力の変化を解析する. ここで, 実験と解析の結果を区別するため, FEM 解析による荷重を $F_a$ , 試験片端面の凹凸量を $\alpha_a$ とする.



**Fig. 4.3** 静水圧応力分布と測定ポイント

解析には Simufact Forming 2022.1 を使用し, 軸対称の変形解析を行う. 上下工具は弾性体とする. ヤング率  $E$  は, 超音波パルス法による測定結果から SKD11 と VF-10 でそれぞれ 212 GPa と 566 GPa である. 試験片は弾塑性体とし,  $E = 208$  GPa と 2.2 節の Fig. 2.4 で示した降伏応力および変形抵抗の近似式を用いる.

工具と材料間のクーロン摩擦係数 $\mu$ は, 3 章で実施した工具の弾性変形および摩擦の変化を考慮したリング圧縮試験により求める. まず,  $\mu$ が一定の較正曲線を作成する. 実験結果がこの較正曲線から外れて圧縮中に $\mu$ が変化する場合, その時点における工具および試験片の形状を引き継ぎ,  $\mu$ を切り替えて較正曲線を修正する. この方法により本報で用いる工具と材料間の $\mu$ は, 無潤滑時には $\mu = 0.19 (Re < 20\%)$ と $\mu = 0.25 (20\% < Re \leq 60\%)$ , 潤滑剤を使用する場合には $\mu = 0.06$ で一定と推定できた. ただし, 工具表面にかかる垂直方向の圧力が低い条件では, 工具表面に接線方向の摩擦応力が工具表面の垂直方向のたわみへ与える影響は小さい [5]. そこで解析では $Re > 20\%$ における $\mu$ を採用し, 無潤滑時は $\mu = 0.25$ , 潤滑時には $\mu = 0.06$ とする.

### 4.3 据込み荷重予測

#### 4.3.1 実験および解析結果

無潤滑下で SKD11 製工具を用いた際の据込み荷重  $F$  と  $Re$  の関係を Fig. 4.4 に示す. 比較のため, 無潤滑と潤滑剤を使用した場合の VF-10 製平面工具の結果も併記する. 各曲線は, 実験結果から算術平均した近似曲線である. SKD11 製の凸面工具を用いた場合の  $F$  は,  $Re > 50\%$  で平面工具より大幅に減少する.  $Re = 50\%$  は, SKD11 製の平面工具による  $F$  が VF-10 製の平面工具に比べ高くなる  $Re$  と一致する. これは, 工具と試験片間の接触面積が大きくなることで工具の加圧面形状の影響が強くなったと推察される.

$\theta_0$  を大きくするほど  $F$  は減少する.  $\theta_0 = 1^\circ$  の凸面工具を用いた場合の  $F$  は無潤滑時の VF-10 製平面工具と同等であり,  $\theta_0 = 3^\circ$  の凸面工具では  $Re > 50\%$  の高圧縮時の  $F$  が潤滑剤を用いた VF-10 製平面工具よりも低くなる.

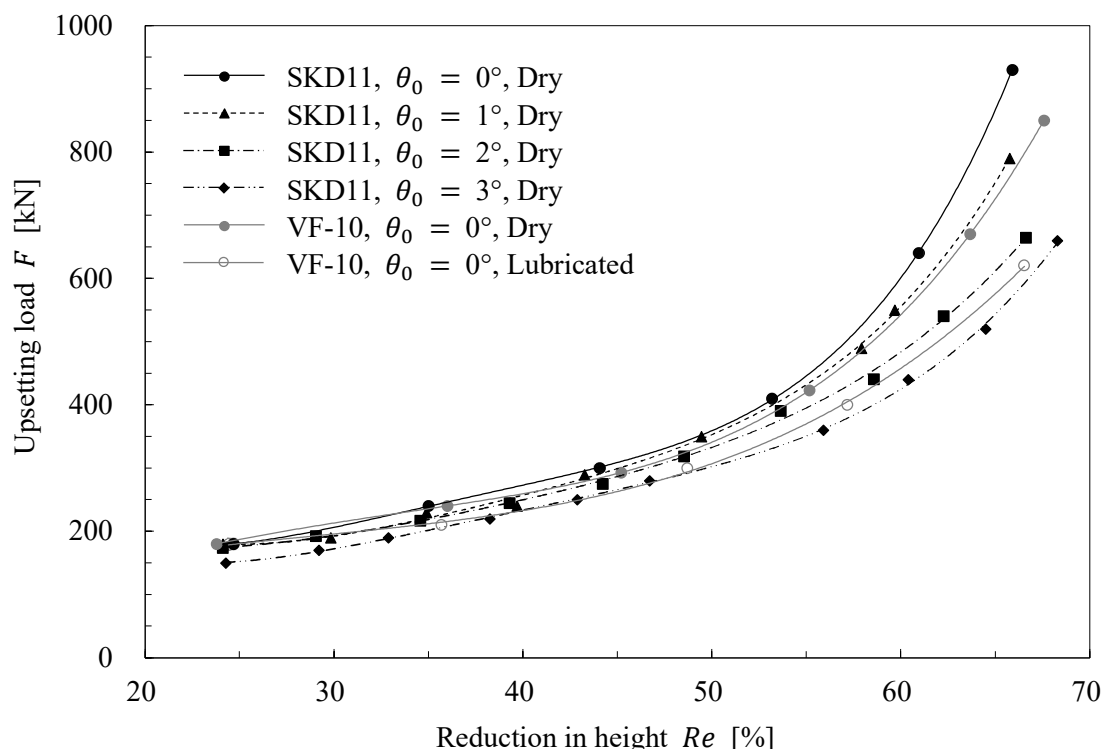


Fig. 4.4 工具の形状および材質と摩擦条件の違いによる据込み荷重の変化

ここで、FEM による据込み時の平均面圧 $p_a$ と試験片端面の平均断面積拡大比 $A_{a1}/A_{a0}$ の変化を Fig. 4.5 に示す。  $A_{a0}$ と $A_{a1}$ はそれぞれ圧縮前後における試験片端面の平均断面積である。  $Re > 50\%$ では $p_a$ が 1000 MPa を超え、  $A_{a1}/A_{a0} > 2$ 、すなわち試験片の初期直径の $\sqrt{2}$ 倍以上に拡大する。この高圧や急激な断面積拡大によって局所的に工具と強く擦られることで軽度な凝着が生じたと考えられる。

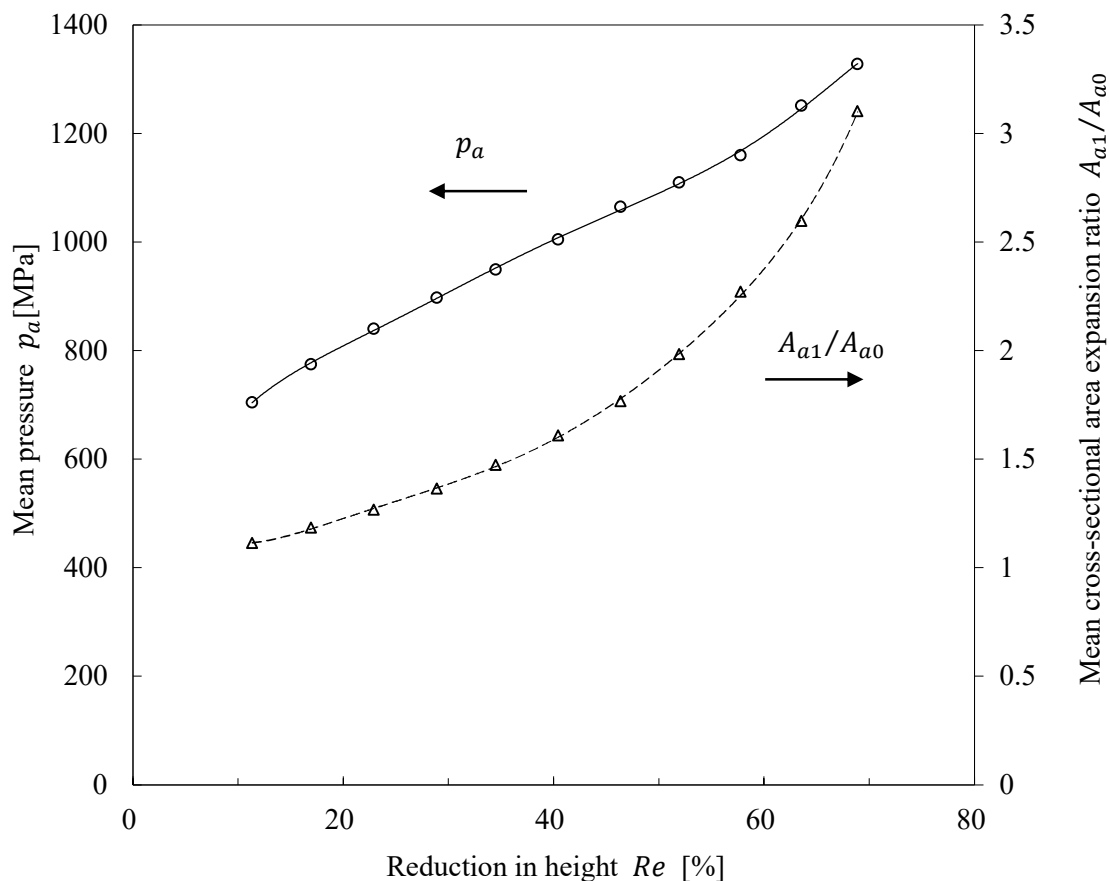


Fig. 4.5 FEM 解析による平均面圧と断面積拡大率の変化

潤滑剤を用いた VF-10 製の平面工具で圧縮した試験片端面の写真を Fig. 4.6 に示す.  $Re > 50\%$ では, 試験片端面の外周付近に放射状の軽度なきずがいくつか観察される. 3 章のリング圧縮試験においても高強度鋼を高圧縮すると軽度な凝着により試験片端面の外周付近に放射状のきずが生じ,  $\mu$ が高くなる傾向が見られた. そのため,  $Re > 50\%$ では SKD11 製の凸面工具より潤滑剤を用いた VF-10 製の平面工具の  $F$ が増加したと推察される. これらの結果から凸面工具の利用は高強度鋼を高圧縮する際の荷重低減に有用である.

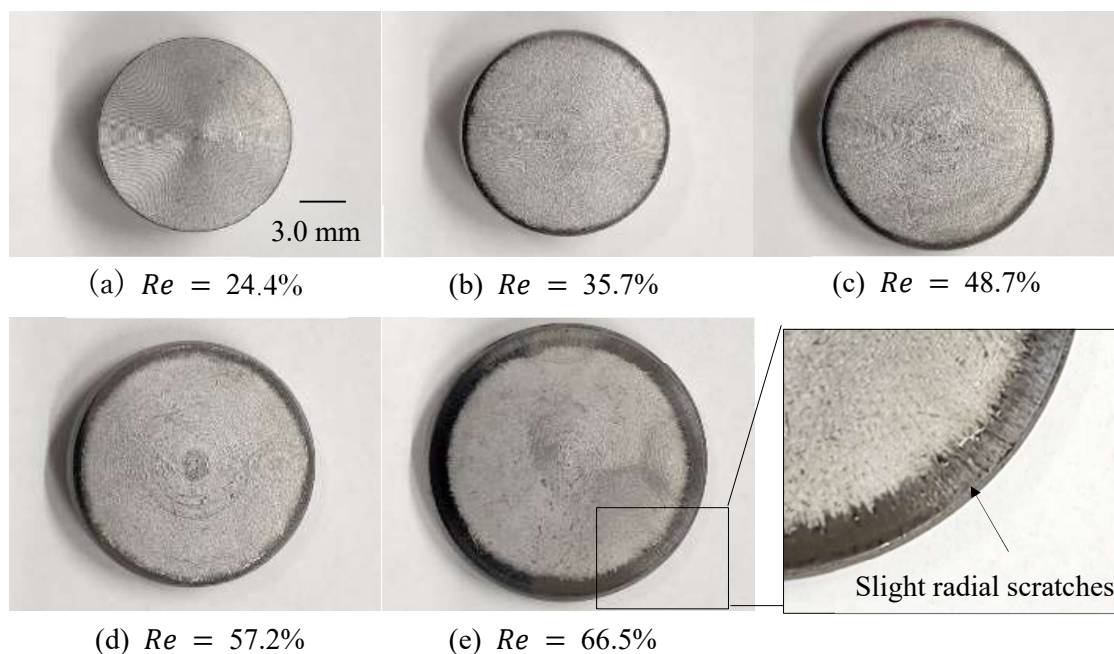
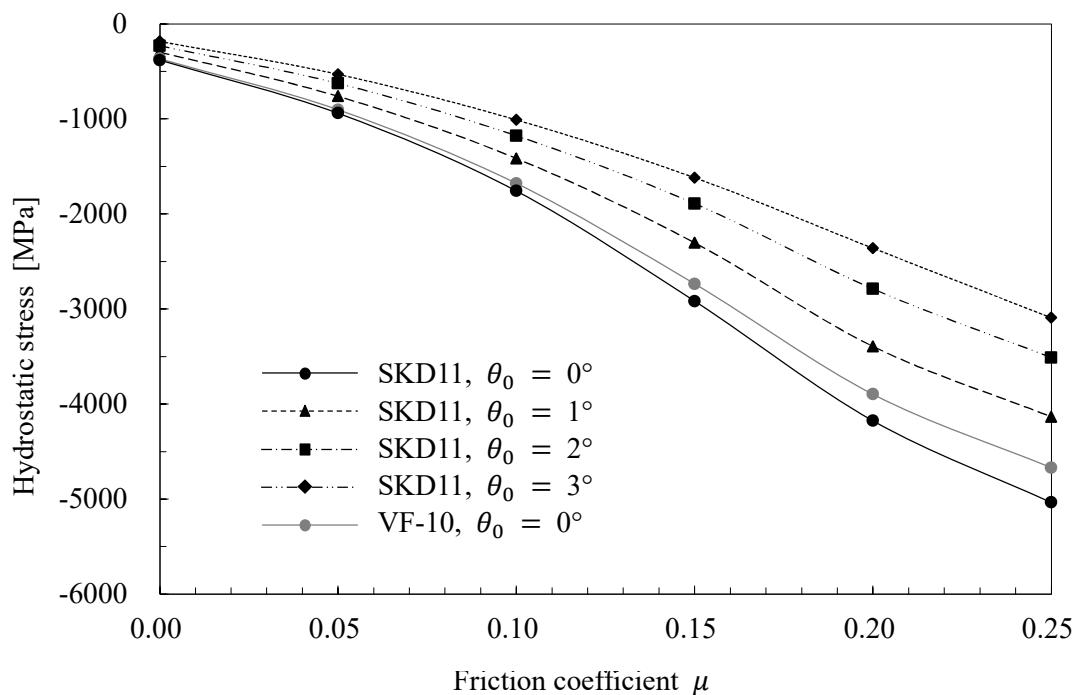


Fig. 4.6 潤滑剤を用いた VF-10 製平面工具により圧縮された試験片端面の外観



次に、荷重の変化が顕著な  $Re = 70\%$  における試験片中心部の静水圧応力の変化を FEM 解析により調査した。試験片中心部の静水圧応力と  $\mu$  の関係を **Fig. 4.7** に示す。比較のため VF-10 製の平面工具についても併記する。SKD11 製の凸面工具の静水圧応力は、VF-10 製の平面工具より小さい。これは材料中心部の材料流動を妨げる拘束が軽減し、 $F$  が低下することを示唆している。そして  $\mu$  が大きいほど工具形状すなわち  $\theta_0$  の影響が強く現れる。



**Fig. 4.7** 各種工具による静水圧応力と $\mu$ の関係  
(Specimen:SUJ2,  $Re = 70\%$ )

一例として、 $\theta_0$ の影響が強く現れた $\mu = 0.25$ における圧縮中の工具の平均傾斜角 $\theta_1$ と $Re$ の関係を Fig. 4.8 に示す. ここで工具加圧面は、試験片と接触する部位が局部的にたわむため、 $\theta_1$ は $D_1$ と $\alpha$ から以下の式(4-3)を用いて算出する.

$$\theta_1 = \tan^{-1}(2\alpha/D_1) \quad (4-3)$$

$\theta_0 = 1^\circ$ の凸面工具は本実験で無潤滑条件に相当する $\mu = 0.25$ で $\theta_1$ が $0^\circ$ に近づき、ほぼ平坦となる. そのため、Fig. 4.4 で示したように $\theta_0 = 1^\circ$ の凸面工具の $F$ は、 $Re > 50\%$ の高圧縮域まで弾性変形量の小さい VF-10 製の平面工具と同等になったと推察する.  $\theta_0 = 2^\circ$ と $3^\circ$ の凸面工具は $Re = 70\%$ における $\theta_1$ がおよそ  $1.1^\circ$ と  $2.2^\circ$ であり、凸形状を維持している.  $\theta_0$ と従来のスラブ法による平均面圧 $p_s$ の関係は、 $\theta_0$ が摩擦角に等しくなると、 $D_1/H_1$ にかかわらず $p_s/Y = 1$ となること [6]が指摘されている. ここで、 $D_1$ は Fig. 4.2 に示す圧縮後の試験片端面の直径である.  $\theta_1 = 1.1^\circ$ は $\mu \approx 0.02$ ,  $\theta_1 = 2.2^\circ$ は $\mu \approx 0.04$ の摩擦角に相当する. そのため、 $\theta_0 = 2^\circ$ と $3^\circ$ の凸面工具は工具加圧面の傾斜により摩擦抵抗が緩和されることで、同じ無潤滑条件に相当する $\mu = 0.25$ の平坦な工具に比べ $F$ が小さくなったと推察される. このように高強度鋼を高圧縮する場合には、高圧により圧縮中の工具が弾性変形し、 $\theta_1$ が変化するため工具の初期形状だけの情報だけでは $F$ を正確に予測することが難しい.  $Re$ の上昇に対応する工具形状を刻々と与えれば良いが、簡便ではない.

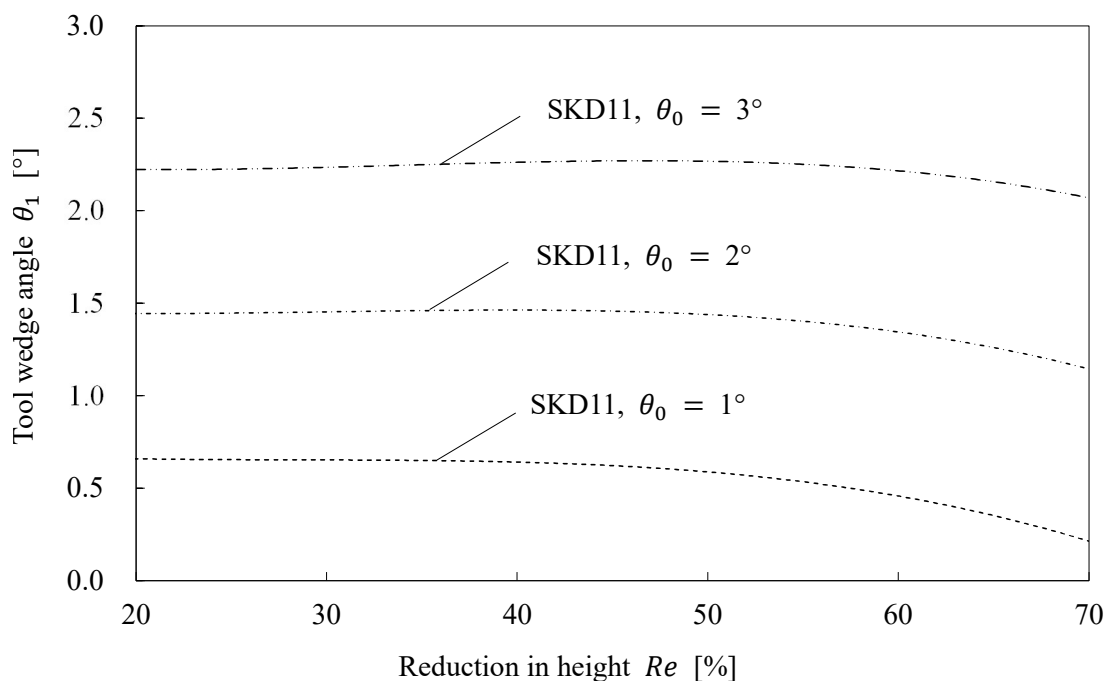


Fig. 4.8 圧縮中における工具傾斜角の変化

### 4.3.2 据込み荷重の推定

平面工具による円柱の据込み荷重は、従来のスラブ法よれば式(4-4)と式(4-5)の近似式から与えられる。

$$F_s = CYA \quad (4-4)$$

$$C = 1 + \mu D_1 / (3H_1) \quad (4-5)$$

ここで $F_s$ は近似式から与えられる推定荷重、 $C$ は拘束係数、 $Y$ は2.2節のFig. 2.4で示した単純圧縮試験から得られた材料の変形抵抗の近似式から与えられる。しかしこの理論式では工具の弾性変形や材料内部の不均一変形が考慮されておらず、凸面工具ではさらに煩雑な計算が必要となる。そこで工具の弾性変形を考慮したFEM解析を行い、従来のスラブ法による近似式に対する追加の補正係数 $C_1$ を求め、 $F_s$ を式(4-6)により簡易に予測する方法を提案する。

$$F_c = C_1 CAY \quad (4-6)$$

工具形状は $\theta_0 = 0^\circ$ の平面工具と $\theta_0 = 1^\circ \sim 3^\circ$ の凸面工具とし、摩擦条件は3章で行ったリング圧縮試験の結果から $\mu = 0 \sim 0.25$ として従来のスラブ法とFEM解析による荷重予測を行い、 $C_1$ を求める。工具形状や材質、潤滑状態などによる $F$ の変化が $Re > 50\%$ の高圧縮域で強く現れ、現用の冷間鍛造用鋼の限界圧縮率が60%~70%であることから $Re = 50\%$ 、60%と70%における $C_1$ と $\mu$ の関係をFig. 4.9示す。

$Re = 50\%$ では $\mu$ の違いによる $C_1$ の変化は小さい。そのため $\theta_0$ に応じた特定の $C_1$ により $F_s$ を補正することで $F_c$ を簡便に予測できる。これはFig. 4.8で示した無潤滑時( $\mu = 0.25$ )の工具の弾性変形が $Re = 50\%$ 付近までは微小であったことから、 $C_1$ は初期の工具傾斜角に応じた一定の値となった推察される。特に $\theta_0 = 0^\circ$ の場合、 $\mu$ の変化によらず $C_1 \approx 1$ であり従来のスラブ法で予測できることを意味する。

$Re = 60\%$ では、 $Re = 50\%$ と同様に $\mu$ の違いによる $C_1$ の変化が小さい。ただし、 $Re = 50\%$ に比べ $\theta_0$ の違いによる $C_1$ 変化が大きくなる。これは工具との接触面積が大きくなることで工具の加圧面形状の影響が強くなるためと考えられ、 $Re$ ごとに $\theta_0$ に応じた $C_1$ を読み取る必要がある。また $\theta_0 = 0^\circ$ の平面工具の場合 $C_1 > 1$ で $\mu$ が高くなるほど $C_1$ が大きくなる傾向が見られる。これは従来のスラブ法による予測荷重 $F_s$ よりも高くなることを示唆しており、注意を要する。

$Re = 70\%$ になると $\mu$ が高くなるほど $C_1$ が大きくなり、 $\theta_0$ が小さく、平坦に近い工具ほど $\mu$ の影響が強まる。これは $\mu$ が高くなることで工具にかかる面圧が上昇するため、圧縮中の工具加圧面が弾性的にへこむことで $C_1$ が上昇したと推察される。そのため $Re = 70\%$ では $\theta_0$ だけでなく、 $\mu$ に応じた $C_1$ により $F_s$ を補正する必要がある。

このように $Re$ ごとに $\theta_0$ と $\mu$ に応じた $C_1$ をFig. 4.9から読み取り、従来のスラブ法による近似式から得られる予測荷重を補正することで、高圧縮・高摩擦時における圧縮中の加圧面形状を考慮した据込み荷重 $F_c$ を簡便に予測できる。本報で示した条件下では、 $F_s$ に0.7~1.4を補正係数として乗ずることで $F_c$ を簡易に予測できる。

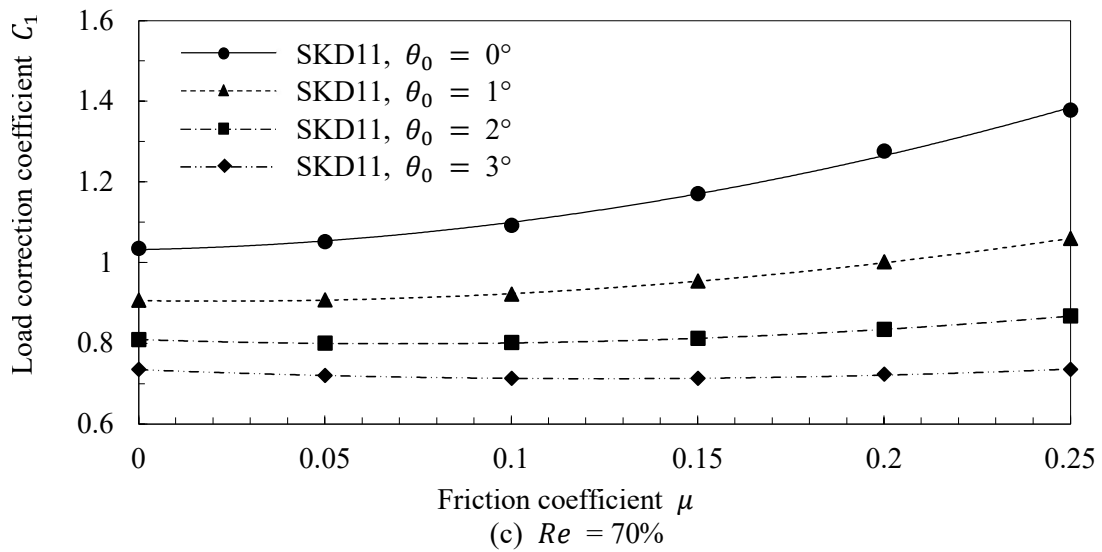
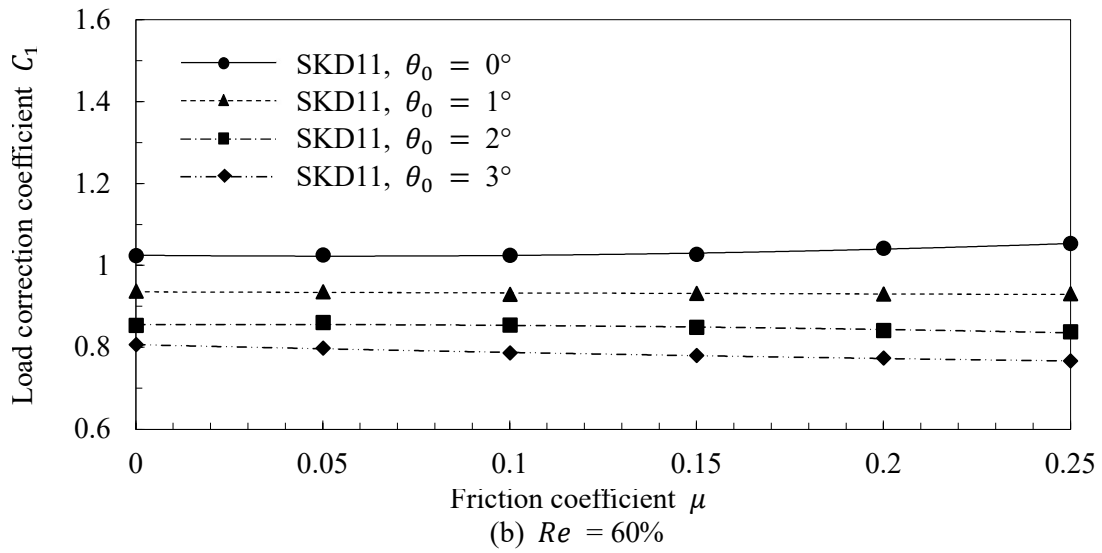
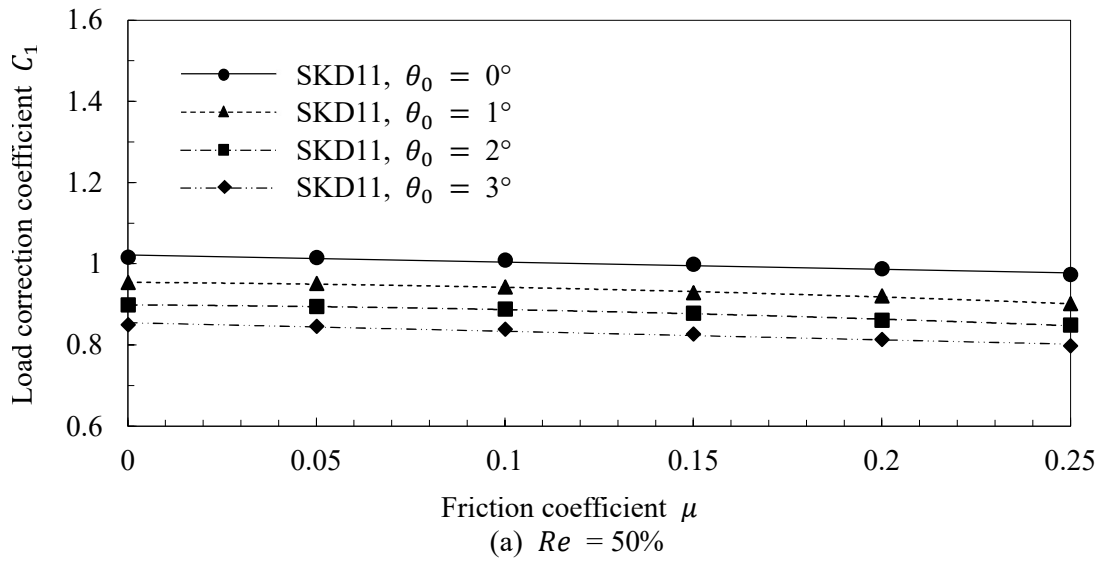
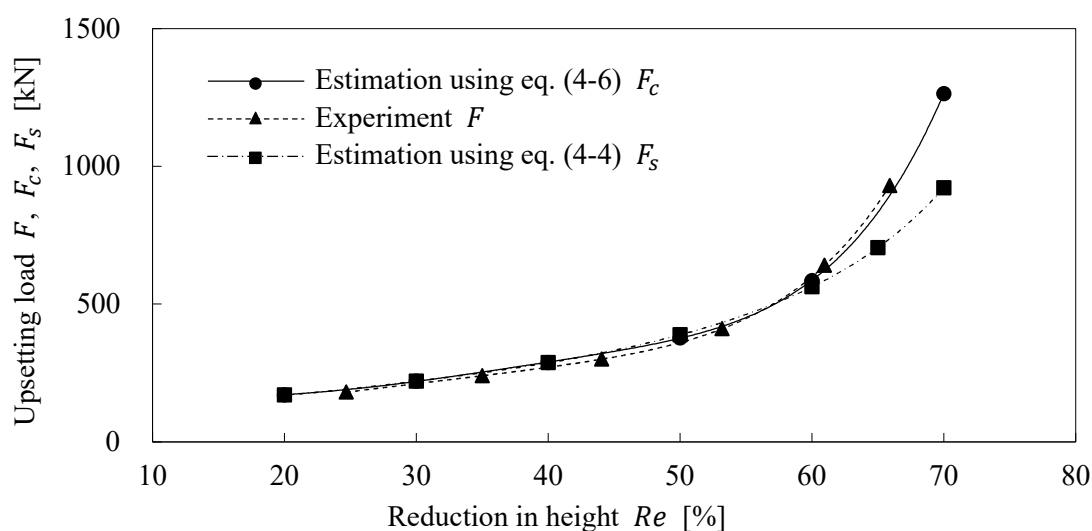


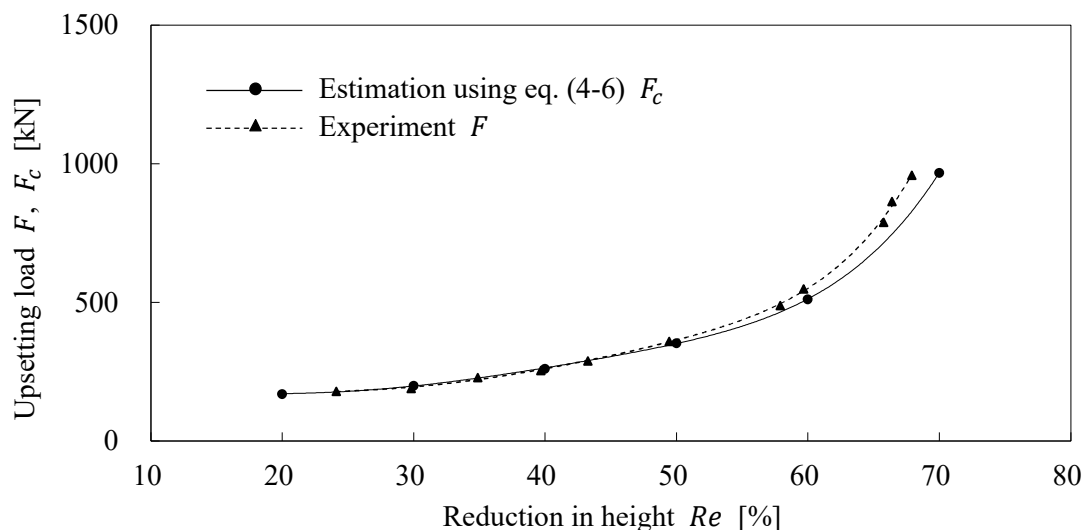
Fig. 4.9 補正係数 $C_1$ と $Re$ の関係

次に、4.3.1 項で実施した実験による $F$ と式(4-6)から推定される $F_c$ を比較し、 $C_1$ の検証を行う。**Fig. 4.10**は無潤滑下のSUJ2を(a)は平面工具、(b)は $\theta_0 = 1^\circ$ の凸面工具を用いて据え込む際の $F$ と $F_c$ である。 $Re = 60\%$ と $70\%$ における $F_c$ は、 $C_1$ をFig. 4.9から読み取り、 $Re \leq 50\%$ における $F_c$ は $Re = 50\%$ における $C_1$ を読み取り従来のスラブ法による予測を補正する。参考のため平面工具については式(4-4)による $F_s$ も併記する。

$\theta_0 = 0^\circ$ における $F_c$ は $F$ とよく一致しており、 $Re > 60\%$ における荷重は従来のスラブ法よりも高精度に予測できている。 $Re = 65\%$ における予測荷重は、 $\theta_0 = 0^\circ$ では約30 kN(4%)、 $\theta_0 = 1^\circ$ の凸面工具では80 kN(10%)程度 $F$ より低く見積もられているが、実際の荷重が $\pm 10\%$ 程度ばらつきが生じる [7]ことから実用的に使用できる。



(a) SKD11,  $\theta_0 = 0^\circ$ , Dry ( $\mu = 0.25$ )



(b) SKD11,  $\theta_0 = 1^\circ$ , Dry ( $\mu = 0.25$ )

**Fig. 4.10** 予測荷重と実験荷重の比較

## 4.4 製品平面度予測

### 4.4.1 実験結果

3.1節で実施した実験における $\alpha$ と $Re$ の関係をFig. 4.11に示す。 $Re = 68\%$ における $\alpha$ はVF-10製の平面工具を使用しても $60\ \mu\text{m}$ を超える。直径 $50\ \text{mm}$ 程度の大きさの冷間鍛造品の場合、寸法公差で $\pm 20\sim 30\ \mu\text{m}$  [8]が求められることが多いことから平面工具ではVF-10を使用しても後工程で成形あるいは除去加工が必要となる。

$\theta_0 = 2^\circ$ と $3^\circ$ の凸面工具は $Re$ が $70\%$ 付近でも $\alpha < 0$ であり、工具の加圧面は凸面を維持していると考えられる。しかし、SKD11製の平面工具を用いた場合より $\alpha$ の絶対値が大きく、試験片端面の凹凸量は $250\sim 300\ \mu\text{m}$ に悪化する。一方で $\theta_0 = 1^\circ$ の工具を用いた場合、 $Re > 60\%$ で $\alpha$ が $0$ に近づき、 $66\%$ 付近ではほぼ平坦な製品が得られる。このときの工具加圧面は、弾性変形によりほぼ平坦であったと考えられる。したがって、圧縮中における工具加圧面の凹凸が少なくとも要求される平面度以下となるように設計する必要がある。

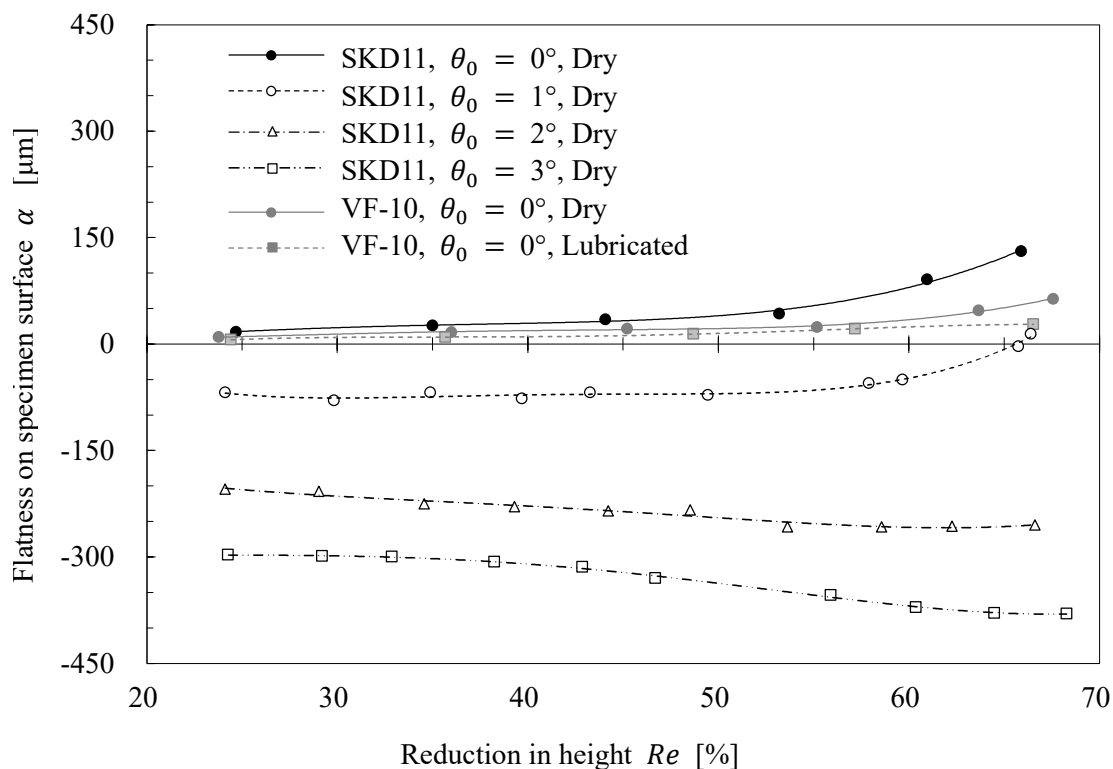


Fig. 4.11 製品の凹凸量 $\alpha$ と圧縮率 $Re$ の関係

#### 4.4.2 製品平面度の推定

製品の平面度を推定するには、目標とする $Re$ における工具形状を予測する必要がある。平面工具の弾性変形については、半無限体の弾性変位として、三次元弾性論とポイント・マッチング法を併用する方法 [9]や半無限体と円柱材料の境界条件を交互に逐次的に満足させて解に収束させる方法 [10]、実験結果に基づき作成したノモグラムにより予測する方法 [2]などが提案されている。しかし、これらの理論式やノモグラムを用いて傾斜を有する凸面工具の弾性変形を予測することは容易ではない。そこで 4.3 節の荷重予測と同様に、工具の弾性変形を考慮した FEM 解析を行い、理論式から予測される結果に対する補正係数を $C_2$ として示すことで、 $\alpha$ を簡便に推定する方法を提案する。

半径 $R$ の円で囲まれた面積上に等分布圧力を受ける半無限体の半径 $r$ の位置に生じる弾性変位 $\delta_r$ は、式(4-7)で与えられる [11]。ここで $\nu$ は工具のポアソン比、 $E$ は工具のヤング率、 $K$ は第 2 種だ円積分関数である。

$$\delta_r = \{4(1 - \nu^2)p_s R / \pi E\} K(\pi/2, r/R) \quad (4-7)$$

工具中心部( $r = 0$ )の弾性変位 $\delta_0$ と試験片端面の外径との接触部( $r = R$ )の弾性変位 $\delta_R$ の差が式(4-8)の $\delta_f$ 、すなわち理論式による試験片端面の凹凸量に相当する。

$$\delta_f = (\delta_0 - \delta_R) \quad (4-8)$$

この理論式から推定される $\delta_f$ に対し、工具の弾性変形を考慮した FEM 解析の結果を比較することで、平面精度の補正係数 $C_2$ を求め式(4-9)により製品の凹凸量 $\alpha_t$ を予測する。

$$\alpha_t = C_2 \delta_f \quad (4-9)$$

SKD11の実用的な使用範囲である  $1000 \leq p_s \leq 2250$  MPaにおける $\theta_0$ と $C_2$ の関係を Fig. 4.12 に示す.  $\theta_0 = 0$  では,  $1500 < p_s$  で  $C_2 > 1$  となり, 式(4-8)から予測される $\delta_f$ より試験片の中央部が膨らみ, 平面度が低下することを意味する. この傾向は,  $p_s$ が上昇するほど強くなる.  $\theta_0$ を大きくとれば $C_2$ は0に近づき, 平坦な製品が得られる. SKD11の実用的な使用範囲で平坦な製品を得るためには,  $C_2 = 0$ となるよう $\theta_0 < 1^\circ$ の緩い傾斜を設ける必要があることが読み取れる. 比較のためVF-10製の平面工具の結果を示すと,  $1000 \leq p_m \leq 2250$  MPaにおける $C_2$ は0.4~0.7であり, SKD11製工具で $C_2 = 0$ となるように $\theta_0$ を設計すれば, VF-10製の平面工具より平坦な製品が得られる.

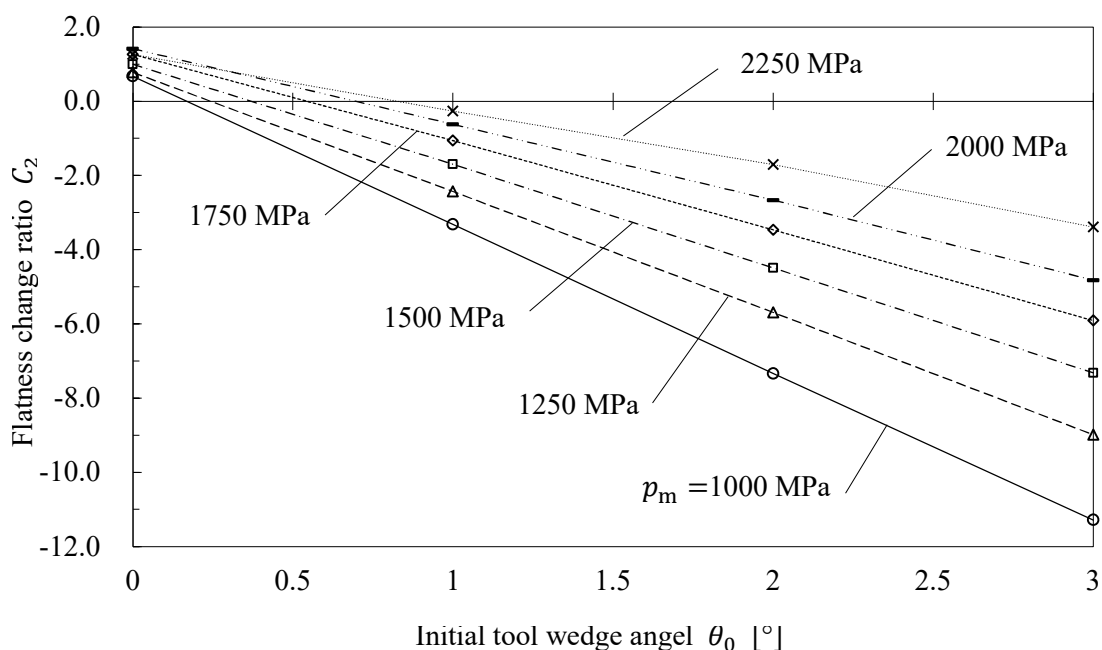
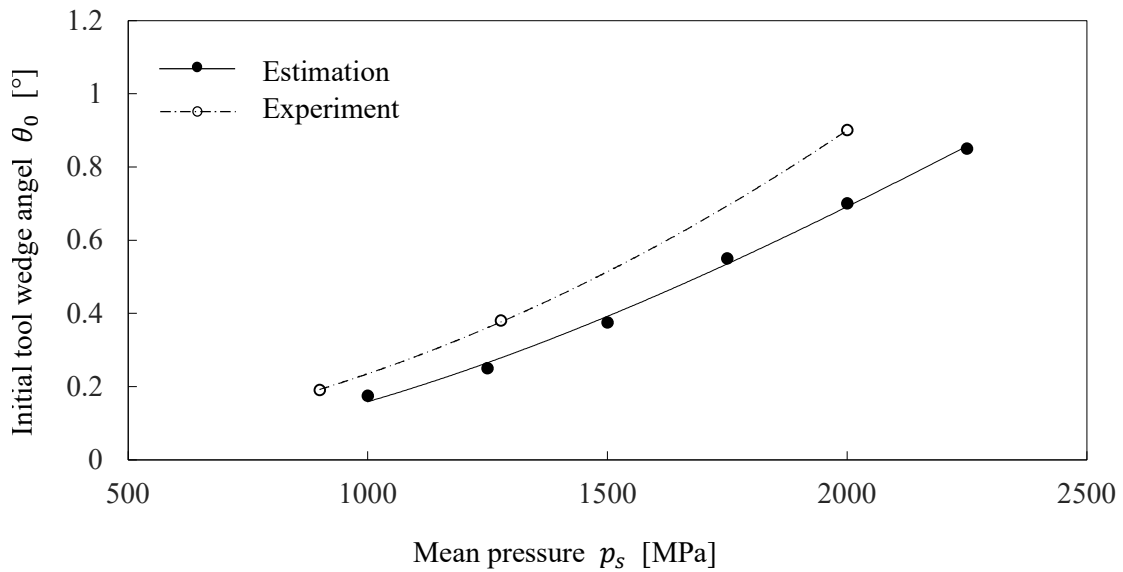


Fig. 4.12 各 $p_s$ における平面度の補正係数 $C_2$ と $\theta_0$ の関係  
(tools: SKD11; specimen: SUJ2)



**Fig. 4.13** は無潤滑下で SUJ2 を据え込む際に、平坦な製品を得るために必要な $\theta_0$ と $p_s$ の関係を示している。黒丸印は Fig. 13 から $C_2 = 0$ となる $\theta_0$ を推定した結果である。白抜き丸印は $\theta_0 = 0.19^\circ, 0.38^\circ, 0.90^\circ$ の SKD11 製凸面工具を用い、製品が平坦となる $Re$ を実験から探索した結果である。 $p_s = 1500$  MPa ( $Re = 62\%$ )における推定結果は実験結果よりおよそ $0.1^\circ$ 小さい。本実験における最大 $D_1$ が約 22 mm ( $Re = 64\%$ )であることからこの差は平面度にとすると $19\ \mu\text{m}$ となる。この推定結果は 4.1 節で述べた直径 50 mm 程度の冷間鍛造品に要求される寸法精度に入っている。



**Fig. 4.13** 平坦な製品を得るために最適な $\theta_0$ と $p_s$ の関係  
(tools: SKD11; specimen: SUJ2; dry condition)

## 4.5 適用範囲

本報では, SUJ2 を一例として SKD11 製工具の圧縮耐力以下の  $p_s < 2250 \text{ MPa}$  において低荷重あるいは平坦な製品を得るために最適な工具形状を予測する方法を示した. これにより  $Y$  が SUJ2 に近い高強度鋼 (S55C や SK7 など) [12] にも本報で示した各係数を適用できる. ただし, これらの係数は工具のヤング率および製品寸法に対する工具寸法の大きさによって影響を受ける. これらの影響について以下, 定性的に考察する.

冷間鍛造で高面圧となる場合には, SKD11 より高いヤング率の工具材料が使用されることが多い. このような場合,  $C_1$  および  $C_2$  は SKD11 より小さくなり, より高い平面精度が得られる. 工具の大きさは, 製品寸法に対し過剰に大きくすると工具が破損しやすくなる. そのため, 実用的には金型の設置スペースや経済的に有利になるように, 圧縮後の製品寸法と同定になるよう工具寸法が選択される. 工藤らの実験的な研究 [2]. によれば, 製品半径  $R_w$  と工具半径  $R_t$  の比が  $R_w/R_t > 0.33$  の時, 材料と工具の接触面周辺部における工具のたわみを妨げる周囲の工具部分体積が少なくなり, 製品の平面度が改善されることが知られている. 本報で示した結果は  $R_w/R_t < 0.33$  であり, 適切な ( $R_w/R_t > 0.33$ ) 工具寸法を選択すれば, 工具表面の凹みによる荷重上昇は軽減され, 製品はより平坦に近づく傾向となる. そのため工具表面の凹みによる荷重上昇は軽減され, 製品はより平坦に近づく傾向となる. したがって本報で示した簡易予測により実用的な範囲における荷重や製品の平面度を簡便に予測することができる.

## 4.6 結言

経済的な工具鋼製の凸面工具を用いた高強度鋼の冷間据込みにおける荷重および製品の平面度について実験と解析を行い、以下の結果が得られた。

- 1) 従来のスラブ法と工具の弾性変形を考慮した FEM 解析から、圧縮率  $Re > 50\%$  における補正係数  $C_1$  を算出した。  $Re$  ごとに工具の初期傾斜角  $\theta_0$  と摩擦係数  $\mu$  に応じた  $C_1$  を読み取り、従来のスラブ法から与えられる予測荷重を補正することで、圧縮中の工具加圧面形状の影響を考慮した荷重を簡便に推定する方法を提案した。
- 2) 製品の平面度についても荷重の推定と同様に、弾性変位の理論式と FEM 解析から補正係数  $C_2$  を算出した。従来のスラブ法から与えられる平均面圧  $p_s$  に応じた  $C_2$  を読み取り、理論式から与えられる製品の凹凸量  $\delta_f$  を補正することで、圧縮中の工具加圧面形状の影響を考慮した製品端面の凹凸量を簡便に推定する方法を提案した。
- 3) 平坦な製品を得るための最適な工具形状、すなわち円錐状工具の最適な初期傾斜角は、所定の  $p_s$  に応じて  $C_2 = 0$  となる  $\theta_0$  を読み取ることで簡易に推定することができた。

## 参考文献

- [1] T. Nomura, C. S. Nguyen, K. Kitamura and K. Matsunaga, "Control of Material Flow and Improvement of Fracture Limit in Upsetting of Cylinder Using Mildly Wedged Upper Die," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 58, no. 674, pp. 213-218, 2017.
- [2] H. Kudo and T. Nakane, "Study on the Surface Flatness of Plastically Compressed Circular Disks," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 5, no. 41, pp. 393-402, 1964  
※第2章 参考文献[6]と同一文献.
- [3] JSTP, Handbook of Technology of Plasticity, Corona Publishing, 2006, p. 321.
- [4] T. Fukumoto and H. Hagita, "Effect of the Longitudinal Surface Defect of the Steel Wire on Upsetting Limit," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 16, no. 170, pp. 255-263, 1975.
- [5] S. Timoshenko, Theory of Elasticity, Mc Graw-Hill, 1951, p. 85.
- [6] H. Kudo, "冷間圧縮圧造加工部品の設計(1)," *J. Jpn. Soc. Prec. Eng.*, vol. 28, no. 327, pp. 231-234, 1962.
- [7] K. Osakada, "Present State of Net Shape Forming," *J. Jpn. Soc. Prec. Eng.*, vol. 80, no. 12, pp. 1045-1048, 2014.
- [8] JSTP, Forging Technology — Toward Products with Net Shape and High Function —, Corona Publishing, 2018, p. 114.
- [9] J. Oda, M. Shibahara and H. Miyamoto, "On the Contact Stresses and the Deformations of the Compressive Forging Tools — Compression of an Elastic Circular Cylinder —," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 12, no. 126, pp. 539-546, 1971.
- [10] T. Aihara, "On the Stress Distribution in Elastic Contact between Flat End of a Circular Cylinder and an Elastic Plane : 1st Report, Axisymmetrical Contact between Solid Cylinder or Hollow Cylinder under Pressure and Semi-Infinite Body," *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng.*, vol. 40, no. 333, pp. 1287-1297, 1974.
- [11] I. Nakahara, T. Shibuya, E. Tsuchida, H. Kasano, T. Tsuji and H. Inoue, Handbook of Elasticity, Asakura Publishing, 2001, p. 314.
- [12] H. Yamamoto, "Data Sheet of Worm Forgeability of Difficult Steels in Cold Forging," *J. Jpn. Soc. Technol. Plast.*, vol. 22, no. 241, pp. 173-180, 1981.

## 第5章 総括

### 5.1 本研究のまとめ

本研究では、近年要求が高まっている自動車の軽量化や製造時における環境負荷低減への対応として、無潤滑下での高強度鋼の冷間据込みにおいて低荷重あるいは高い平面精度の製品を得るための条件を明らかにすることを目指した。まず、材質の異なる平面工具を用いて無潤滑下での高強度鋼の冷間据込みを行い、工具の弾性変形による局所的な凹みが据込み荷重の上昇を助長することを明らかにした。さらに、この荷重の上昇をより正確に予測するため無潤滑下での高強度鋼の高圧縮時における工具と材料間のクーロン摩擦係数をリング圧縮試験により推定した。ここでは、工具の弾性変形を考慮した FEM 解析から較正曲線を作成し、摩擦の変化に応じて較正曲線を修正することにより、高摩擦で高圧縮時の摩擦係数を推定した。また、工具の弾性変形による局所的な凹みを相殺するため工具加圧面を予め凸状にした凸面工具を用いて低荷重で加工する、あるいは高い平面度の製品を得る条件を理論式と各補正係数から簡便に予測する方法を提案した。各章の概要と結論は以下の通りである。

第 1 章では冷間鍛造技術の発展と冷間鍛造における近年のニーズとして、高強度鋼の使用や無潤滑に近い条件での加工が求められていることを紹介した。これらのニーズに対する課題として、冷間域で高強度鋼を高圧縮することによる高面圧や脱化成被膜や潤滑油の使用量削減などによる高摩擦から工具寿命や製品平面度が低下することが予測されることを述べた。しかし近年要求が高まっているこのような過酷な条件下において荷重を低減し、高い平面精度を得るための加工条件については有識者の知識や経験に基づき検討されており、これらを満足する加工条件を簡便に予測することの必要性を示した。そして冷間鍛造で多用される据込み加工において、低荷重あるいは高い平面精度の製品を得るための加工条件として最適な凸面工具の形状を予測する方法を提案するに至るまでの各論の構成について示した。

第 2 章では高強度鋼の冷間据込みにおいて、工具の弾性変形による局所的な凹みが据込み荷重におよぼす影響について実験的に調査した。また、工具と材料間の摩擦係数の違いがこの工具の弾性的な凹みによる荷重増加におよぼす影響や加工中の応力状態を FEM 解析により調査し、以下のことが明らかとなった。

- (1) S10C のような軟鋼では工具の弾性たわみが小さく、工具材質の違いによる据込み荷重  $F$  の差はほとんど見られなかった。しかし S45C では、試験片端面の形状から近似した工具加圧面の相当たわみ角  $\theta_1$  が  $0.4^\circ$  を超えると、工具の弾性たわみの小さい VF-10 製工具に比べ荷重が増加する傾向が見られた。さらに、より高強度な SUJ2 では S45C よりも低い圧縮率  $Re$  で荷重の変化が見られ、工具材質の違いによる荷重の増加傾向が強く現れた。

- (2) ヤング率の高い VF-10 製工具を用いることで工具表面の弾性変形による凹みが深くならず、SUJ2 を 70% 圧縮した場合の  $F$  を SKD11 製工具に比べ 17.4% 低減できた。そのため、高強度鋼を冷間で高圧縮する際に高いヤング率の工具材料を用いることは製品端面の平面度を向上させるだけでなく、工具の弾性たわみによる荷重上昇の抑制にも有効と言える。
- (3) 初期の工具傾斜角  $\theta_0$  が  $0.4^\circ$  以上となる窪みを予め付与した凹面工具を用いた場合、圧縮率の低い条件では同じ材質の平面工具を用いた場合の  $F$  と同等であった。しかし高圧縮時には、同材質の平面工具に比べ荷重が急増した。  $Re = 60\%$  まで圧縮した場合の  $F$  は、VF-10 製の平面工具を用いた場合と比較すると 33.3% も増加した。
- (4) FEM 解析によれば、工具の局所的な凹みによって材料端面の自由な流動が阻害され、材料中心部の静水圧応力が高まることで荷重の上昇が生じたと考えられる。また、この静水圧応力の高まりは工具と材料間の  $\mu$  が大きいほど助長される。そのため、高強度鋼の冷間据込みにおいて摩擦を低減することは、摩擦丘の低減だけでなく、工具の弾性たわみによる荷重増加を抑制するのに役立つ。しかし、高面圧により潤滑膜が破断しやすい高強度鋼の冷間据込みでは、加工中の工具表面が少なくとも平坦になるよう工程や工具の形状、材質を設計することで高圧縮時の荷重の増加を抑制することも重要となる。

第 3 章では無潤滑下の高強度鋼を高圧縮する際の据込み荷重をより正確に予測するため、工具と材料間の摩擦係数をリング圧縮試験により推定し、以下のことが明らかとなった。

- (1) リング圧縮試験における高さ減少率  $H_r$  が大きい場合、実験結果は一定の摩擦係数を仮定した較正曲線から逸脱した。これは、摩擦が圧縮途中で変化したことを示唆している。
- (2) リング圧縮試験における摩擦の変化点を見つけ、その変化点で摩擦を切り替えて FEM 解析により較正曲線を修正し、適切な較正曲線を探索することで摩擦の変化を考慮した。
- (3) リング試験片を圧縮するほど工具表面に放射状の軽度な凝着がいくつか観察された。この軽度な凝着により摩擦が変化すると推察される。しかし、高性能な工具表面の硬質なコーティングにより凝着物の付着を防止し、リング試験片表面をブラウリングするほど成長することはなかった。その結果、工具表面は凝着物がない、あるいは軽度の凝着であり、硬質なコーティングは摩擦係数のさらなる増加を抑制するのに役立つ。
- (4) 高摩擦および高圧縮下でのリング圧縮試験において寸法比 6:3:2 のリング圧縮試験片を用いて正確な  $\mu$  を推定するため、対数ひずみを用いてリングの変形を整理した。対数ひずみは理論的にはリング内径が非常に小さくなくても使用できる。そして、実験結果と較正曲線を比較するとより読み取りやすく、測定誤差の影響も軽減できることからこの方法は有用である。さらに対数ひずみは既に計算された公称ひずみを用いて変換できるため、追加の試験や分析を行う必要がない。
- (5) 変化する摩擦係数の考慮は、無潤滑下の高強度鋼を高圧縮する際のより正確な据え込

み荷重を予測するのに役立つ。

第4章では経済的な工具鋼製の凸面工具を用いた高強度鋼の冷間据込みにおける荷重および製品の平面度について実験と解析を行い、以下の結果が得られた。

- (1) 従来のスラブ法と工具の弾性変形を考慮した FEM 解析から、圧縮率  $Re > 50\%$  における補正係数  $C_1$  を算出した。  $Re$  ごとに工具の初期傾斜角  $\theta_0$  と摩擦係数  $\mu$  に応じた  $C_1$  を読み取り、従来のスラブ法から与えられる予測荷重を補正することで、圧縮中の工具加圧面形状の影響を考慮した荷重を簡便に推定する方法を提案した。
- (2) 製品の平面度についても荷重の推定と同様に、弾性変位の理論式と FEM 解析から補正係数  $C_2$  を算出した。従来のスラブ法から与えられる平均面圧  $p_s$  に応じた  $C_2$  を読み取り、理論式から与えられる製品の凹凸量  $\delta$  を補正することで、圧縮中の工具加圧面形状の影響を考慮した製品端面の凹凸量を簡便に推定する方法を提案した。
- (3) 平坦な製品を得るための最適な工具形状、すなわち円錐状工具の最適な初期傾斜角は、所定の  $p_s$  に応じて  $C_2 = 0$  となる  $\theta_0$  を読み取ることで簡易に推定することができた。

以上、本研究により無潤滑下の高強度鋼を冷間で据え込む際に、経済的で設計自由度の高い工具鋼製工具を用いて低荷重あるいは高い平面度の製品を得るための加工条件を明らかにすることができた。さらに、本研究で示した低荷重あるいは高い平面度の製品を得るための凸面工具形状の推定方法は SKD11 製工具で SUJ2 を据え込む場合に限らず、現用の冷間鍛造の実用範囲において参考となる。

## 5.2 本研究の実用事例

最後に実用化事例として、温間鍛造で造られていた SUJ2 製の単純形状製品を冷間鍛造へ工法置換した例について述べる。Fig. 5.1 は中間工程品と工具の破損事例である。本製品はビレットを 60%近く据え込む製品である。本製品は高強度鋼であることに加え、非軸対称形状であるため、切削加工により外形精度を確保しようとする時間を要し、歩留まりも低下する。そのため製品外形を金型で拘束し、鍛造工程で精度を確保することが望まれる。しかし、製品外形を金型で拘束すると、本研究で示した外形を金型で拘束しない自由据込みに比べ、材料の自由な流動が妨げられ、さらに荷重が増加する。実際、潤滑剤を用いた平坦な工具で据え込むと Fig. 5.1 で示すように高圧により工具が早期に破損し、加工が困難であった。

そこで本研究で示したように、高圧縮時における摩擦の変化や工具の弾性変形を考慮して工具形状を工夫することで荷重が低減し、工具を高寿命化した。さらに製品の平面精度も向上したことで、後工程での厚み方向の仕上げ代を減らすことができた。その結果、工法置換（予加熱の廃止や歩留まり向上など）による省エネルギー効果はCO<sub>2</sub>換算で85 ton(CO<sub>2</sub>)/yearが見込まれている。



Fig. 5.1 中間工程品と工具の破損事例



## 謝辞

末筆ではございますが、本研究の遂行ならびに本論文の執筆にあたり、多くの方々の御支援と御指導を賜りました。お世話になった皆様方に、この場をお借りして感謝の意を申し上げます。

はじめに、名古屋工業大学大学院 北村憲彦教授には、本研究を遂行する上で研究の着想から、実験、論文執筆まで多大な御指導と御鞭撻を戴きました。ここに深謝の意を表します。

名古屋大学大学院 石川孝司名誉教授、同大学の湯川伸樹准教授、名古屋工業大学大学院 糸魚川文広教授には、本論文を執筆するにあたり有益な御助言を戴きました。ここに感謝の意を表します。

豊田工業大学 浅井一仁助教授には、研究に不可欠な FEM 解析データを提供して戴きました。また、論文執筆では丁寧な御指導と適切な御助言を賜りました。厚く御礼申し上げます。

株式会社 MEG 松永啓一会長には、本研究を遂行するにあたり格別の御指導と多くの知識や示唆を賜りました。心から感謝致し、深く御礼申し上げます。

また、研究遂行にあたって御指導、御援助を戴いた株式会社三五 恒川幸三会長を始め、実験に御協力頂きました株式会社三五の関係各位に厚く御礼申し上げます。

最後に、御協力いただきました名古屋工業大学の成形加工学研究室所属の学生諸君に深く感謝致します。

# 付録

## A.1 塑性発熱の影響

第 2 章において、工具の弾性変形量の違いを評価するため SKD11, SKH51, VF-10 の工具材質を使用した。工具材質による凝着性の違いについては AlCr 系の表面処理を行うことで条件を統一した。この点については、第 2 章の Fig. 2.6 で示したリング圧縮試験により検証した。しかし工具材質により熱伝導率が異なるため、熱伝導率の高い工具材質ほど圧縮中の試験片温度が低下することで変形抵抗が増し、据込み荷重が上昇することが考えられる。そこで第 2 章から 4 章の実験では塑性発熱の影響を小さくするため、実験設備の最低圧縮速度である 0.8 mm/s で据込みを行うことで試験片温度の上昇が小さくなるよう設定した。

ここでは円柱試験片の初期高さ中央に熱電対を取り付け、工具材質の違いによる試験片表面温度の変化を調査した結果を示す。本研究で使用した工具材質の熱伝導率をエラー! 参照元が見つかりません。に示す。この値は材料メーカーの測定値であり、超硬材料を選定する際には工具鋼と熱伝導率の近い鋼種を選択した。無潤滑下で試験片を圧縮するほど外径は樽状となり厚み方向および円周方向に伸びるため、圧縮途中で熱電対が外れることがあった。そのため Fig. A-1 に示すように円周上 4 か所に熱電対を取り付け、所定の圧縮率まで圧縮した際に測定された試験片表面の最大温度で評価した。本実験で使用する試験片および工具の材質と形状は第 2 章で示したものと同じである。

Table A-1 工具材料の熱伝導率

	SKD11	SKH51	VF-10
Thermal conductivity W/(mK)20°C	20.6	21.0	29.0

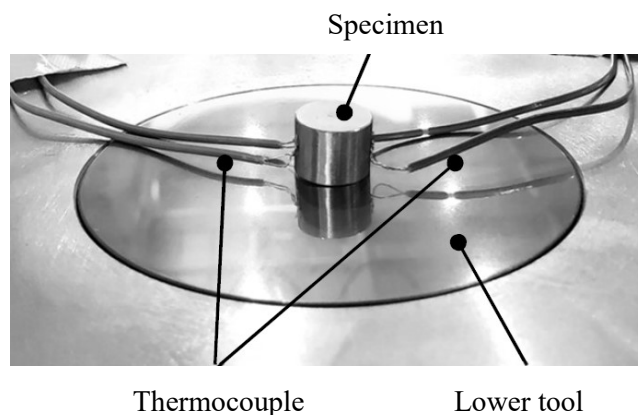
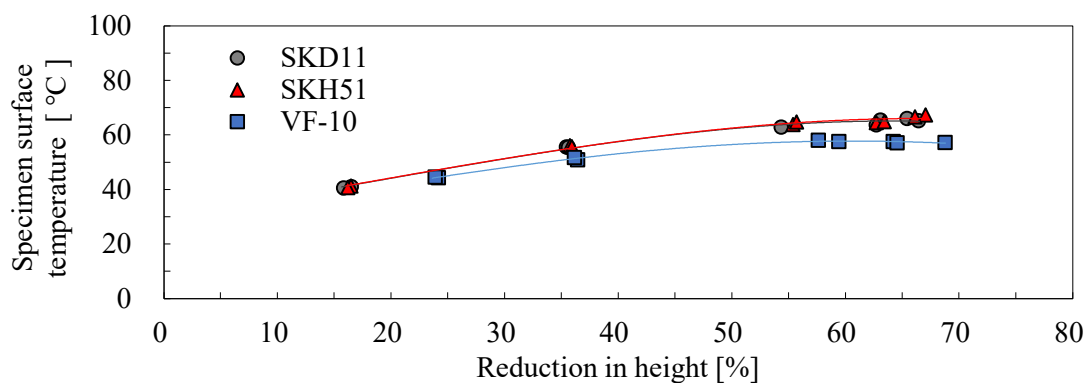
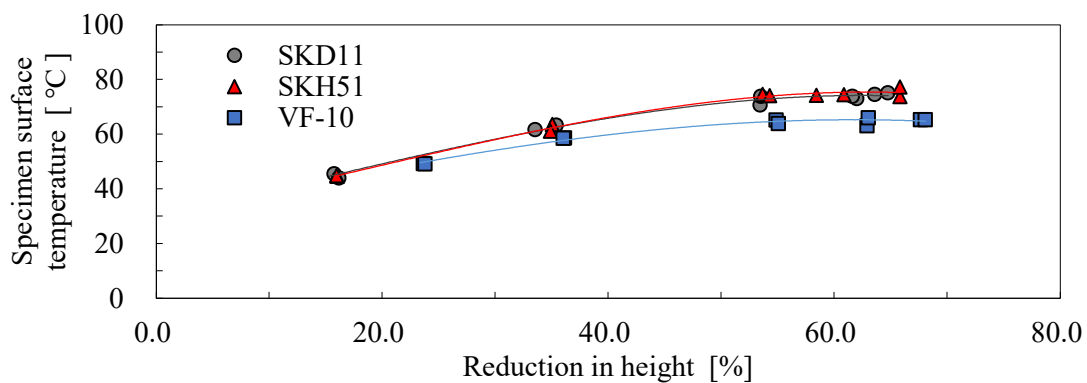


Fig. A-1 試験片表面温度測定時の外観

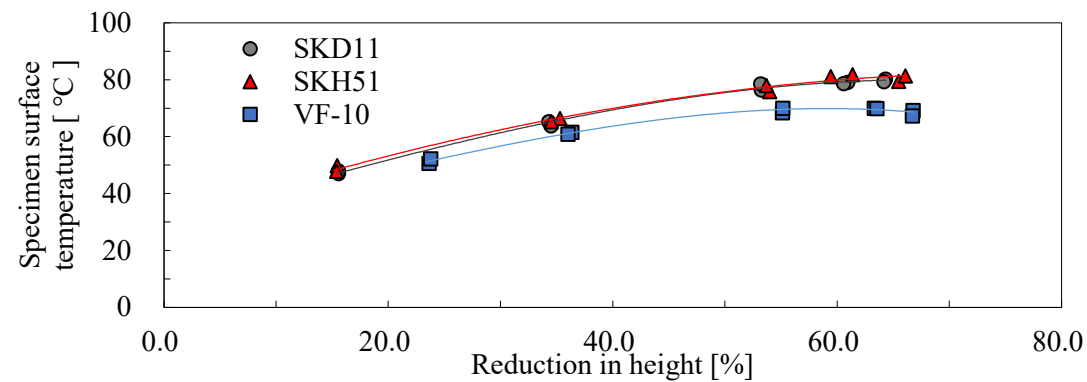
Fig. A-2 は各種工具材質の平面工具を用いた据込み加工時の試験片表面温度の変化を示しており, (a), (b), (c)はそれぞれ試験片材質が S10C と S45C, そして SUJ2 の場合の結果である. 試験片材質によらず熱電度率の高い VF-10 製工具を用いた場合の試験片表面温度は SKD11 および SKH51 に比べ低く, 圧縮率  $Re = 70\%$  付近ではおよそ  $10^{\circ}\text{C}$  の差が生じた. ただし,  $Re = 70\%$  付近における試験片表層温度はいずれも  $100^{\circ}\text{C}$  以下であった.



(a) Specimen: S10C



(b) Specimen: S45C



(c) Specimen: SUJ2

Fig. A-2 据込み加工時における試験片表層温度の変化

そこで SUJ2 の室温および高温圧縮試験を行い、試験片温度の違いが据込み荷重に及ぼす影響を調査した。試験機には富士電波工機(株)サーメックマスターZ を使用し、試験雰囲気は N<sub>2</sub> ガス中とした。試験温度を室温、100°C、200°C、300°C の 4 水準で行い 0.01 mm/s の速度で圧縮した。圧縮工具は窒化珪素製の平坦な工具を用い、断熱のため工具と試験片間に雲母プレートを使用した。試験片および試験機内の雰囲気加熱は 10°C/s の昇温速度で狙いの温度まで昇温した。本試験では圧縮工具の強度を考慮し、直径 8.0 mm、高さ 12 mm の試験片を高さ 7.2 mm ( $Re = 40\%$ ) まで圧縮した。試験片表層温度は、A.1 節の実験と同様に試験片初期高さ中央に熱電対を取り付け測定した。

Fig. A-3 は各温度域における SUJ2 の変形抵抗とひずみの曲線である。室温域で圧縮した場合に比べ、100°C 加熱すると変形抵抗は 11% 程度低下した。200°C まで加熱するとさらに変形抵抗は低下するが、300°C まで加熱すると室温の場合に比べ変形抵抗が上昇した。Fig. A-4 は試験後の試験片外観を示している。300°C まで加熱した試験片は表層が青黒く変色しており青熱脆性により変形抵抗が上昇したと推察される。本研究で使用した工具材質の違いによる温度変化は 10°C 程度であり、最も試験片表層温度が高くなる SUJ2 でも試験片表層温度は 80°C 程度であることから、工具材質による熱伝導率の違いが据込み荷重に及ぼす影響は十分に小さいと判断した。

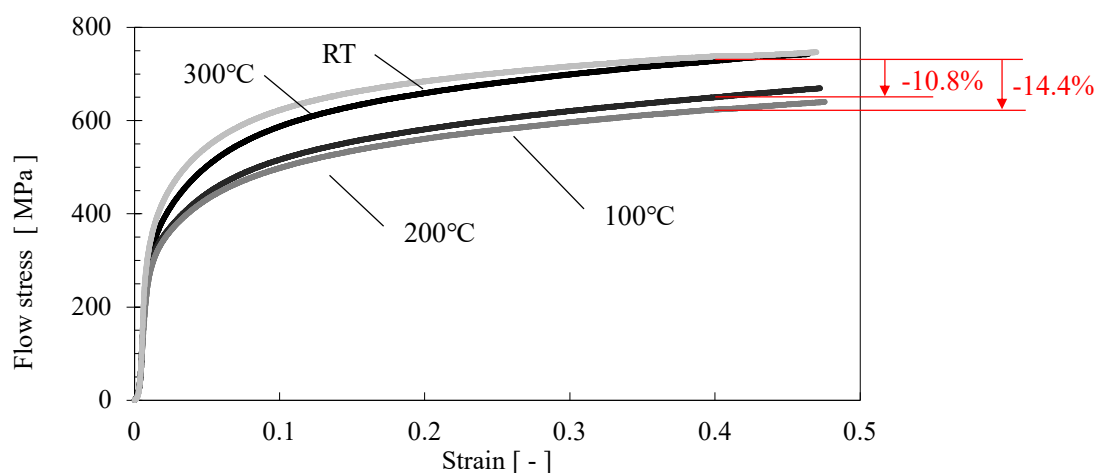


Fig. A-3 室温および高温圧縮試験による SUJ2 の変形抵抗曲線

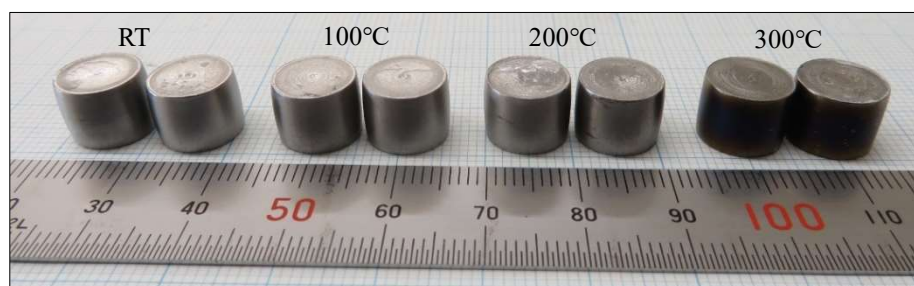
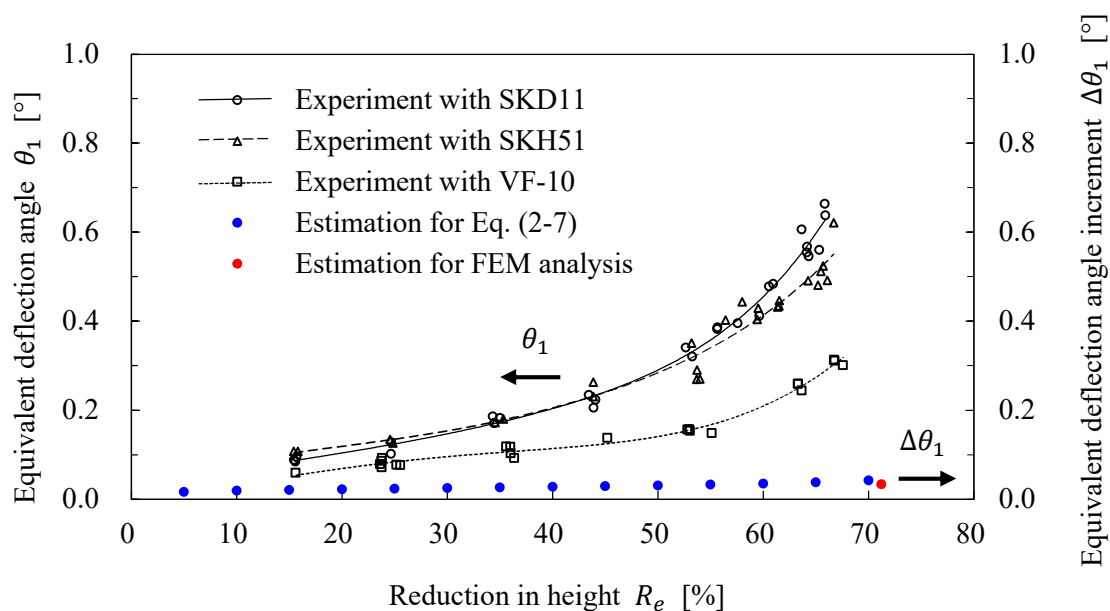


Fig. A-4 圧縮試験後の試験片外観

## A.2 試験片の弾性回復量

第2章において、試験片端面形状から工具の弾性変形を近似する際に試験片の弾性回復量が十分に小さく無視できると判断した。その際に、式(2-7)から算出した試験片端面の弾性回復量から求めた工具の相当たわみ角の増分が FEM 解析を用いて検討した結果と一致したことを述べた。ここでは、試験片の弾性回復による工具の相当たわみ角の増分 $\Delta\theta_1$ を **Fig. A-5** に示す。青丸印は式(2-7)から算出した $\Delta\theta_1$ 、赤丸印は FEM 解析から得られた $\Delta\theta_1$ である。比較のため、各種工具材質の平面工具を用いた据込み実験における工具の相当たわみ角 $\theta_1$ の変化も併記する。

理論式から得られた $\Delta\theta_1$ は $Re$ が高くなるほど大きくなり、 $Re = 70\%$ 付近でおよそ  $0.04^\circ$ となる。この結果は FEM 解析から得られた $\Delta\theta_1$ とほぼ一致した。本実験において最も過酷な条件である $Re = 70\%$ 付近における $\Delta\theta_1$ は工具加圧面形状が据込み荷重に影響を与えると考えられる $\theta_1 \approx 0.4^\circ$  に対して  $1/10$  程度であり、工具の弾性変形を近似する上で影響は小さいと判断した。

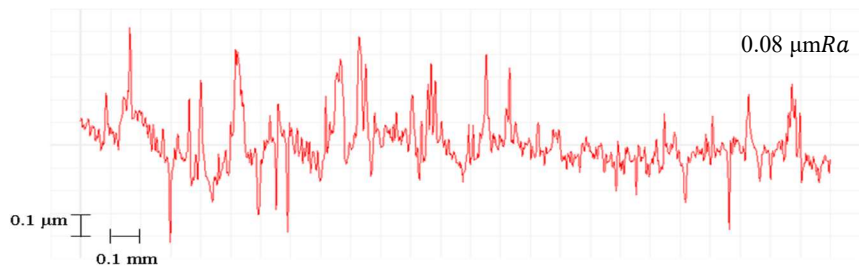


**Fig. A-5** 試験片の弾性回復による工具の相当たわみ角の増分 $\Delta\theta_1$   
(Specimen: SUJ2)

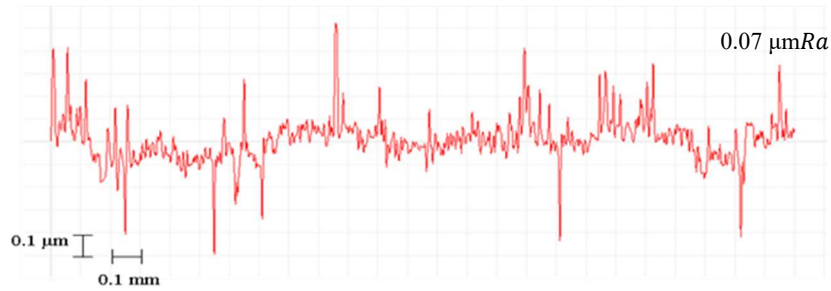
### A.3 再研磨前後の工具表面粗さの変化

第 3 章のリング圧縮試験において、工具加圧面とリング試験片の外径付近と接触する範囲で工具に軽度で局所的な凝着が観察された。そしてこの軽度な凝着により摩擦が増大していると推察した。その際、凝着物が付着した部位の工具表面粗さが初期の工具表面粗さと同等であることを述べた。ここでは、工具表面粗さを測定した結果を抜粋して紹介する。

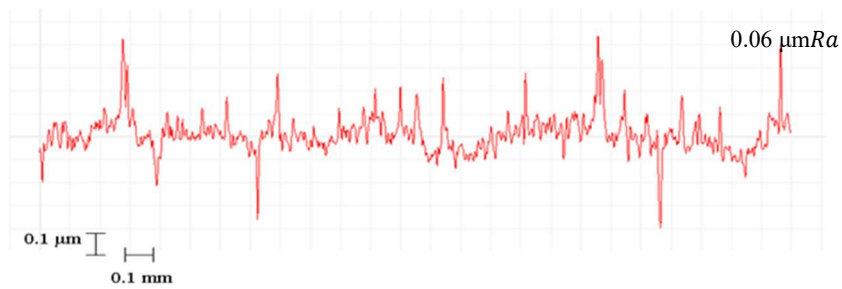
**Fig. A-6** の(a)は初期の工具表面粗さである。(b)と(c)は再研磨することなく高さ減少率 $H_r = 5\%$ ,  $19\%$ ,  $30\%$ ,  $39\%$ ,  $48\%$ ,  $55\%$ へ段階的に圧縮した際に凝着物が発生した $H_r = 30\%$ とさらに圧縮を行った $H_r = 55\%$ において凝着物が付着した部位の工具表面粗さである。ただし段階的な圧縮では、圧縮ごとに工具と材料表面を観察するため試験片を取り出し、再配置する際には脱脂剤で工具と試験片を拭き取っている。そして(d)は凝着物を再研磨することで除去した後の工具表面粗さを測定した結果である。凝着部および再研磨後の工具表面粗さは  $0.06 \sim 0.07 \mu\text{mRa}$  であり、初期の工具表面粗さと同程度である。そして(b)と(c)から、本実験条件では再研磨することなく圧縮を行っても初期の工具表面粗さに対し凝着物がさらに成長することはなかった。すなわち、この軽度で局所的な凝着や再研磨による工具表面粗さの変化は小さいと言える。



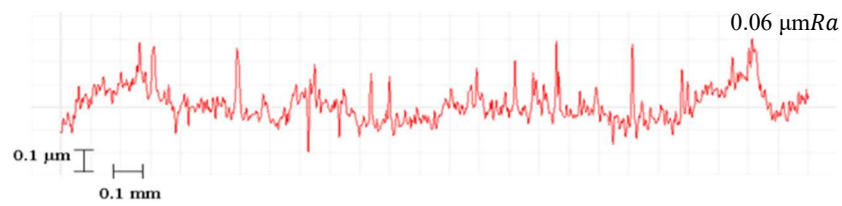
(a) 初期の工具表面粗さ



(b) 凝着部の表面粗さ ( $H_r = 30\%$ )



(c) 凝着部の表面粗さ ( $H_r = 55\%$ )



(d)  $H_r = 55\%$ へ圧縮した後に再研磨した工具表面粗さ

**Fig. A-6** 工具表面粗さの変化