



M. Asakawa

棒線材の引抜き・矯正加工とその FEM シミュレーション —たかが棒線されど棒線—

浅川 基男*

1. はじめに

棒線引抜き材には、建機・自動車構造部品用シャフト(φ3~50mm)、OA 機器用シャフト(φ4~15mm)、架橋用高強度ワイヤ(φ5~9mm)、スチールコードワイヤ・医療用ガイドワイヤ(φ0.2~0.3mm)、シリコン太陽電池・半導体シリコンウェハー・水晶振動子・LED 用サファイヤなどの精密切断加工用ソーワイヤ(φ0.1~0.2mm)、印刷用メッシュワイヤ・半導体用プローブピン(φ0.1mm 以下)などさまざまなサイズ・品種・用途がある。これらの棒線材は主に引抜き・矯正加工により生産されている。構造部材・機能部品としての用途が多いため、寸法公差・偏径差・真円度のみならず真直性・疵・表面粗度が年々厳しく求められている。例えば線径の公差はφ10mm 程度では10μm、φ0.2mm 細線では0.5μm 以下が要求されており、その寸法精度や真直性は機能のみならず次工程の研削省略や生産性向上にも必須である。これらの要求に応えられない企業には自然と注文が減り淘汰される過酷な技術競争社会である。目立たない分野であるが、日本のものづくりを根底で支えており「たかが棒線されど棒線」と称される所以である。以上の背景を踏まえ、ここでは引抜き基礎・加工方法については多くの文献・資料^{1)~9)}があるのでここでは割愛し、主として筆者らの研究を中心に引抜きの寸法精度・表面粗度とその後の矯正加工・真直度に焦点を絞り、紹介したい。

2. 棒線の引抜き

2.1 引抜き残留応力をコントロールする?

残留応力は引抜き後の寸法変動や熱処理・切削後の曲がりの原因となり、多くの研究がなされている^{10)~15)}。特に表層部の引張残留応力は疲労強度を低下させる要因となる。できれば圧縮残留応力とすることが望まれる。引抜きは他の塑性加工同様、工具の摩擦力に抵抗しながら変形するため、加工中の表層と中心のひずみが不均一となり表層部に引張り、中心部に圧縮の残留応力が残りやすい。そこで、ダイス形状を変化させ変形中のひずみ差を生じさせ、残留応力をコントロールできれば工業上極めて有用であると考え、基本からダイス形状と残留応力の関係を見直した。

2.1.1 ダイスの形状と試験方法

ダイス入口のアプローチ形状は Fig.1 に示すように直線

の角度型と曲線の円弧型がある。角度型のダイスは主に鋼線などの引抜きに用いられる一般的なダイス形状である。円弧型は延性が高いアルミニウム材料などに用いられることが多い。角度型ダイスではダイス半角 α を 4° から 13° の間で、円弧型ダイスではダイス半径 R を 8mm から 50mm の間で変化させてみた。角度型ダイスにおいて、ベアリング長さ L をダイス径 D で除した値: L/D を 0, 0.5, 1 倍と 3 段階に変化させた。特に断らない場合は以下 0.5 を使用した。供試材には線径φ11mm の 0.2%C の低炭素鋼を用いた。加工熱の影響を排除するため伸線速度 0.1m/s の低速ドロワーベンチを使用し引上がり径φ10mm (減面率 $Re=17\%$) で引抜いた。

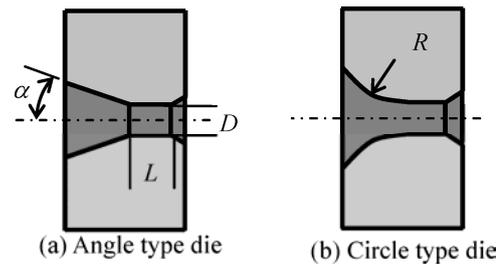


Fig. 1 Types of die shape and geometry

2.1.2 残留応力の測定方法

残留応力はスリット法および Heyn-Bauer 法で測定した¹⁴⁾。スリット法を Fig.2 に示す。棒材の長さ方向に切込みを入れると、残留応力が開放されスリットの開き幅が変化、これにより表層の残留応力 σ_L を(1)式で計算できる。式の E は弾性係数、 d_1 は棒材の直径、 Δh はスリット幅、 δ は変形後のスリット幅、 l はスリット長さを示す。

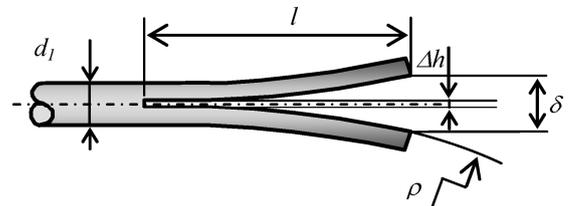


Fig. 2 Schematic illustration of slit method measuring residual stress

$$\sigma_L = \frac{1}{2} E (d_1 - \Delta h) \frac{\delta}{l^2} \quad (1)$$

内部の残留応力を測定する方法に Hyne-Bauer 法がある。これは棒材の円周表層部をわずかに除去、そのさいの棒材の長さ変化からひずみを測定し残留応力を算出、これを繰り返し内部まで測定する。(2)式に弾性係数 E ,

* 早稲田大学基幹理工学部 教授

断面積 A , 除去した断面積 dA , 残留応力開放による蓄積ひずみ ε , 表層除去によるひずみ $d\varepsilon$ から σ_L を算出する計算式を示す. ここでは, 旋盤で片側表層を 0.1mm 程度除去しつつ, この測定を繰り返した. 表層部の残留応力を求めた後, その分布形状が放物線であると仮定, 線材全断面の残留応力を積分した値が 0 となるように中心部の残留応力分布を推定して求めた.

$$\sigma_L = -E \left(A \frac{d\varepsilon}{dA} + \varepsilon \right) \quad (2)$$

2.1.3 角度型と円弧型ダイスの残留応力の比較

Fig.3 に角度型ダイスで引抜いた棒材のスリット法による開き δ の変化を示す. ダイス半角 α を小さくするほど, δ の幅が狭くなり, 表層部の引張残留応力が減少する傾向が観察される.

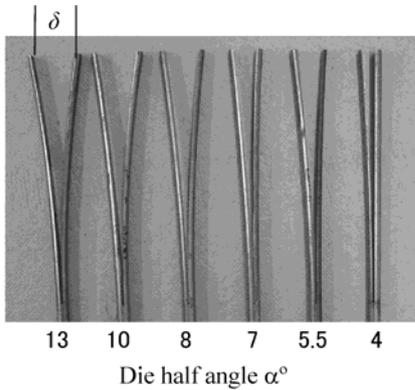


Fig. 3 Experimental results of slit method for bar drawn with angle type die

つづいて **Fig.4** の円弧型ダイスではダイス半径 R を大きくするほど, スリット幅 δ が小さくなり, 表層部の引張残留応力が小さくなる. つぎに, Heyn-Bauer 法による残留応力の測定結果を **Fig.5**, **Fig.6** に示す. 角度型, 円弧型ともに表層部に引張り, 中心部に圧縮の残留応力が発生している. しかし表層部の残留応力分布に着目すると, ダイス形状に応じて分布の様相が異なる結果となった.

Fig.5 の角度型ダイスでは表層に近づくほど, 大きな引張り残留応力が発生し, α が小さくなるとその残留応力は低下する. **Fig.6** の円弧型ダイスでは R が大きくなるほど表層の残留応力は低下するが, 表層からやや深い位置で引張り残留応力が最大となる特異な分布を呈するようになる.

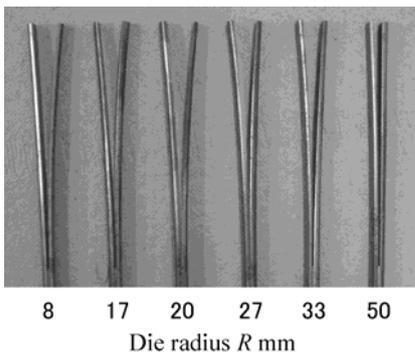


Fig. 4 Experimental results of slit method for bar drawn with circle type die

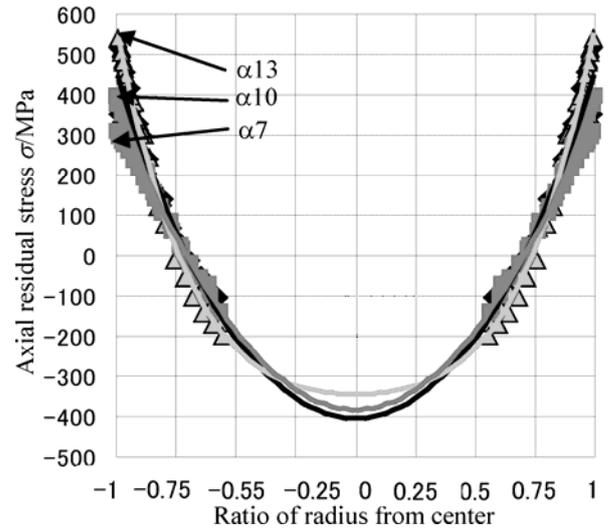


Fig. 5 Distribution of residual stress of bar drawn with angle type die

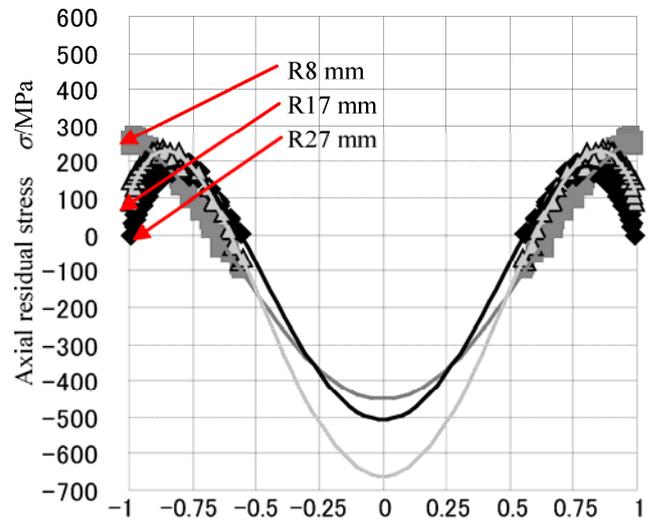


Fig. 6 Distribution of residual stress of bar drawn with circle type die

2.1.4 角度・円弧の組合せダイスの残留応力の比較

さらにここでは, 角度型と円弧型の組合せダイスによる残留応力の変化を **Fig.7**, **Fig.8** に示す. 組合せ型ダイスは, 2.1.3 の結果を参考にして, $\alpha=5^\circ$ および $R=50\text{mm}$ で接続した.

この結果, 組合せ型ダイスでは, 表層の引張り残留応力が低減しているだけでなく, 最表面では 100MPa の圧縮残留応力に転じている分布が観察された.



Fig. 7 Experimental results of slit method of bar drawn with type dies

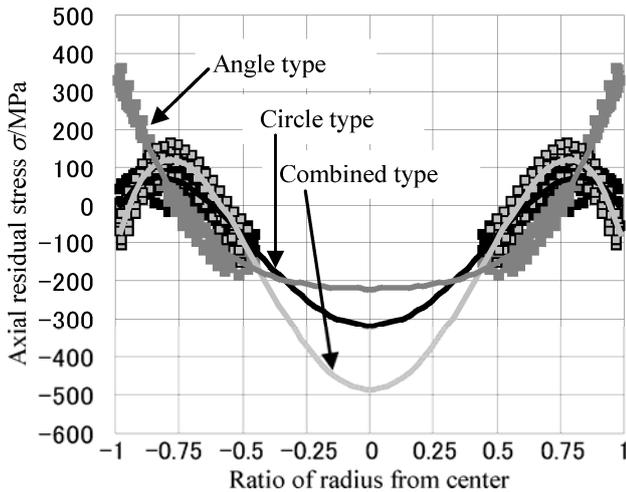


Fig. 8 Distribution of residual stress of bar drawn with l combined type dies

2.1.5 ベアリング長さの影響

ベアリング長さ L (Fig.1 参照) を変化させた場合のスリット法による残留応力測定結果を Fig.9 に示す。

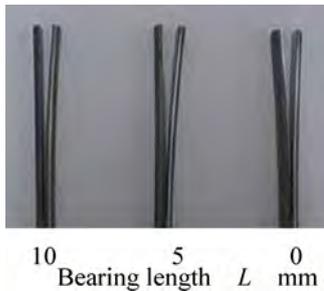


Fig. 9 Experimental results of slit method of bar drawn with bearing lengths

L を短くするほど、スリット幅 δ が大きくなり、引張り残留応力が增大するようになる。Fig.10 に Heyn-Bauer 法による L の長さ変化と残留応力の関係を示す。 L が減少するほど表層部の引張り残留応力が増大し、スリット法と一致する結果が得られた¹⁴⁾。

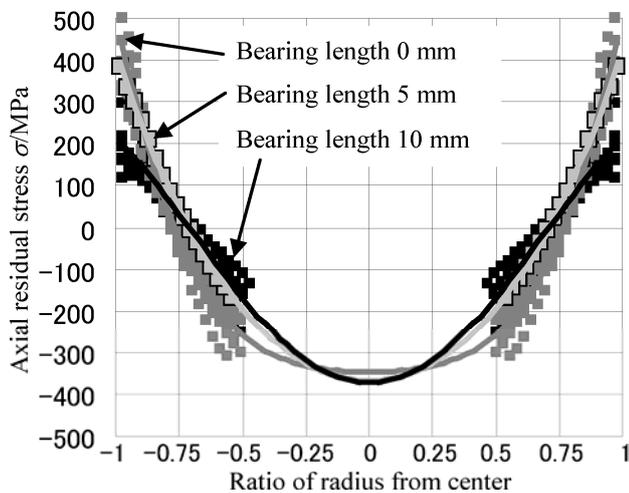


Fig. 10 Distribution of residual stress of bar drawn with bearing lengths

2.1.6 まとめ

Fig.11 にダイスと材料の接触長さ l と引抜き後の線径 d_1 の形状変化比 l/d_1 と塑性変形域の関係を示した。残留応力は引抜き中の棒材表層部と中心部のひずみ差によって生じるため、加工中に表層と中心に均一にひずみが加わる条件では残留応力は小さくなり、 α が大、すなわち l/d_1 が小さい場合 (左図) は表層部に集中して大きな塑性変形が加わるのに対して、 α が小、すなわち l/d_1 が大きい場合 (右図) は塑性変形が中心部までおよび、加工中に入るひずみがより均一になるため残留応力は低減した。同様に R が大きいほど l/d_1 が大きくなり、塑性変形が中心部までおよび残留応力が低減したと考えられる。

ダイス形状と残留応力について得られた知見を以下に要約する。

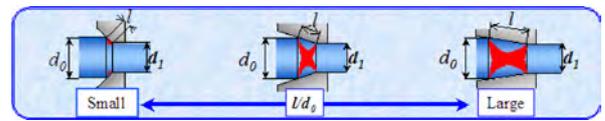


Fig. 11 Change of plastic deformation zone varying of contact length ratio l/d_1

- (1) ダイス半角 α が小さく、ダイス半径 R が大きくなると、ダイス内での材料流動の方向変化が小さくなる。すなわち引抜き加工中の付加的せん断ひずみによる余剰仕事小さくなり、表層部と中心部の不均一変形が緩和され残留応力が低減する。この対策により熱処理・切削加工・線材摩擦などにおける曲がり軽減される。
- (2) アプローチ部分の前半を角度型にし、ベアリング部との境界付近を円弧型にすると、引抜き後に圧縮傾向の残留応力が得られ、疲労強度向上に有用な引抜き材が得られる。
- (3) アプローチ通過後に弾性回復中の材料をベアリング部で軽く圧下する結果、長手方向に微小な塑性伸びが生じる、すなわちスキンプラス効果によって表層部の引張り残留応力が圧縮に転じる傾向がある。ただし、過大なベアリング長さ L の設定は引抜き力を増大させるので好ましくない。
- (4) ここでは割愛したが、上記のダイス形状に関する結果は弾塑性 FEM シミュレーション (MSC.MARC 静的陰解法) でも確認された。

2.2 引抜き径はダイス穴径通りにならない?

2.2.1 引抜きのアンダーシュート現象

近年、冷間鍛造の精密化にともないその素材となる引抜き棒線材の寸法精度向上が求められている。例えば実操業では、線径の 0~0.17% と高い寸法精度 ($d_1=10\text{mm}$ では 0~17 μm) が求められている。しかし、現状ではダイス穴径を一定に設計しても、引抜き条件が変化すると、引細りが生じてしまう。引細りは後述する「アンダーシュート」が主原因である。アンダーシュートとは引抜き加工中にアプローチ部とベアリング部の境界付近で材料がダイスから離れ、ダイス径 D_1 よりも縮径化する現象である^{16)~19)}。この現象を実際に確認するために、Fig.12 に示すように引抜きを中断しダイス逆方向から引抜き材を取り出し、ダイス内の線径変化を測定した。線径は計測

誤差±0.15 μm の非接触型レーザー測定器を使用した。供試材は 0.1% C, 線径 φ13.2mm, 減面率 $Re = 10\%$, ダイスイ半角 α はアンダーシュートが生じやすい 13° と設定した。アプローチ部とベアリング部の境界付近で大きく材料がダイスから離れ, 40 μm のアンダーシュート, その後の 5 μm の弾性回復による線径膨張が確認された。

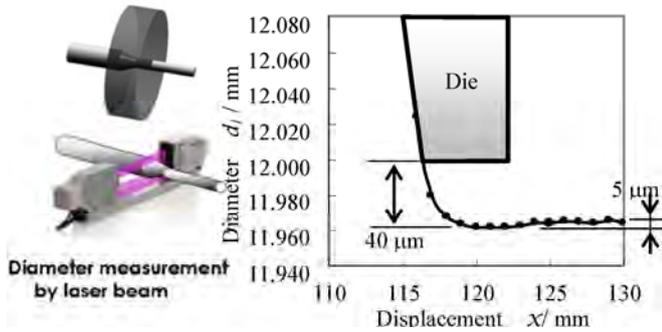


Fig. 12 Measurement result of undershoot

弾塑性 FEM 解析を用いて, 引抜き条件によって線径が変化する現象とその要因を探索した。Fig.13 上段に示すように, 材料は弾塑性体としダイス工具の WC チップや鋼製ホルダーも弾性体とした。引抜き中の棒材とダイス弾性変形後の外形を Fig.13 下段の輪郭模式図にして示す。

引抜き前後のダイス形状は, ベアリング部末端部までを表示した。灰色の線 A は引抜き前のダイス形状を示す。引抜き中のダイスは実線 B に示すように, アプロー

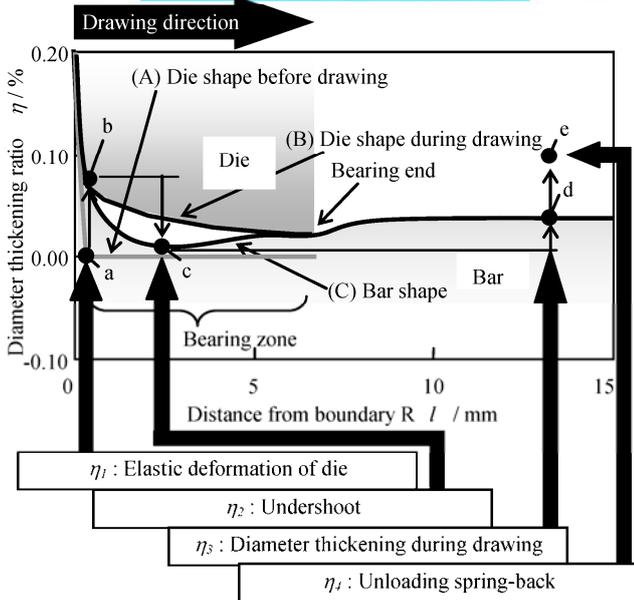
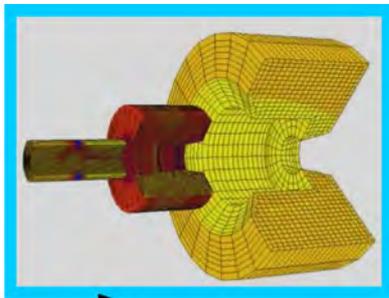


Fig. 13 Schematic die and bar shape before and during drawing by FEM simulation

チ部のダイス面圧により, ベアリング部入り口付近がテーパ状に大きく弾性変形する。線径変化率 η はダイス穴径 D に対する線径 d の増分と定義する。ダイスの弾性変形 η_1 は $a \rightarrow b$ で示される。このときベアリング部では, 実線 C に示すように引抜き中の材料がダイス(実線 B)から大きく離れる現象が確認された ($b \rightarrow c$)。この現象をここでは「アンダーシュート η_2 」と称することにした¹⁶⁾。その後, 棒材は弾性回復し条件によってはダイス末端部でダイスと再接触する (引抜き中の弾性回復 η_3 : $c \rightarrow d$)。最後に引抜き力除荷時に弾性回復する (引抜き力除荷時弾性回復 η_4 : $d \rightarrow e$)。以上述べたように, 単純と考えられていた引抜きはダイス内で複雑な径変化をしている状況が弾塑性 FEM 解析により明らかになった。

アンダーシュートの究明のため, 軸方向の塑性ひずみに着目した。Fig.14 の FEM 解析結果に示すように, アプローチ部では中心部の塑性ひずみが大きく, 表層部より先行して変形が進む。しかしその後ベアリング部との境界 R 通過直後では, 中心部の塑性ひずみが追いつくように表層部塑性ひずみが軸方向に急伸した結果, 線径が減少したと考えられる。この現象がアンダーシュートである。 α が大きくなるとアンダーシュートが顕著に表れるようになる。

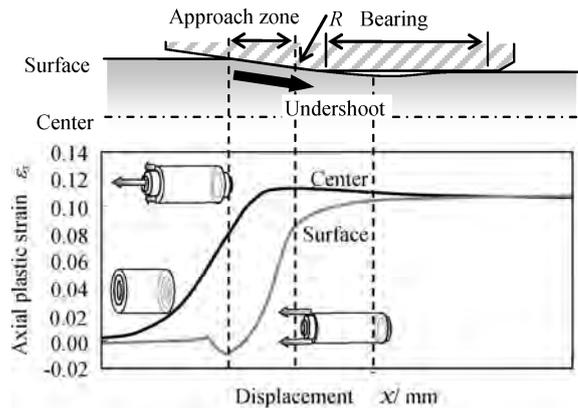


Fig. 14 Axial plastic strain at surface and center of bar

2.2.2 2枚ダイス伸線によるアンダーシュート

近年操業現場では寸法精度向上, 品質の安定の観点からダイスをタンデムにし2枚ダイス伸線が適用され始めている。そこで2枚ダイス伸線の寸法精度安定化への寄与を検証してみることにした¹⁹⁾。Fig.15 に示すように万能試験機の上に設置したホルダーでダイスを2枚固定し, 1パスの径を変化させ総減面率を $R_{tred}=10\sim 30\%$, 1パス目, 2パス目ともにダイスイ半角 α_1 および α_2 を 7° とし下方に引抜いた。2パス目のダイス穴径 D_2 を 12.000mm 一定としたときの線径測定結果を Fig.16 に示す。2パス目の減面率 $Re_2=5\sim 15\%$ で (-) 側で η が最大値を示した。この傾向は総減面率 R_{tred} が大きいほど顕著となっている。Fig.17 に2枚ダイス伸線後の線径を示す。材料はアプローチ部を通過直後のベアリング部において大きくダイスから離れ, 総減面率 $R_{tred}=20\%$ では約 15μm, $R_{tred}=30\%$ では約 30μm のアンダーシュートが確認された。総減面率 $R_{tred}=20\%$ とし, 2パス目のダイスイ半角を $\alpha_2=4\sim 13^\circ$ に変化させたときの線径測変化率 η を Fig.18

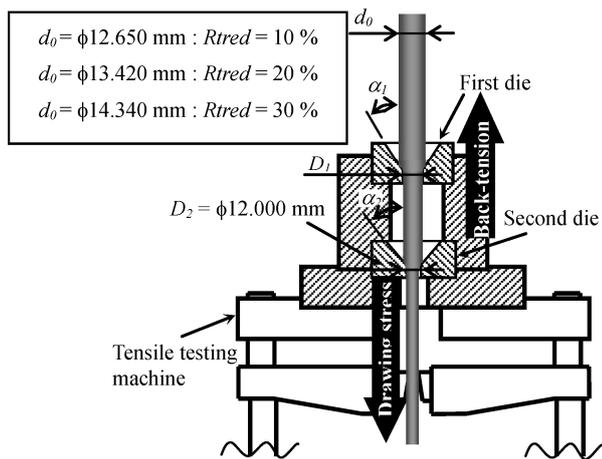


Fig. 15 Experimental drawing method in tandem pass

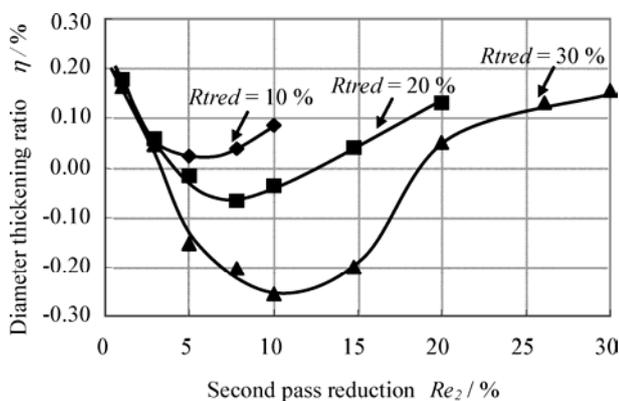


Fig. 16 Relationship between the diameter thickening and the second pass reduction changing total reduction

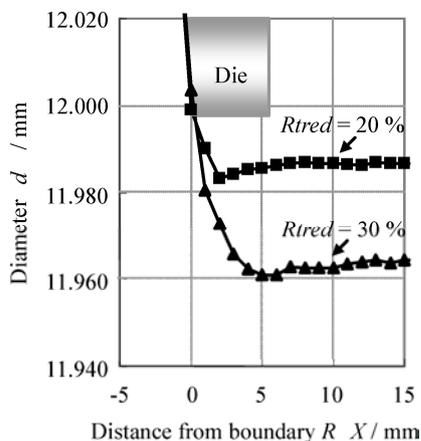


Fig. 17 Measurement results of diameter under changing total reduction

に示す。 α_2 が大きくなると、減面率 Re_2 により η が大きく変動するが $\alpha_2=4^\circ$ と小さくなると、減面率 Re_2 の影響を受けにくくなる現象が観察された。

2.2.3 まとめ

ダイスの弾性変形を考慮し、引抜き条件と線径の関係を検証した結果以下の知見を得た。

- (1) 線径はダイスの弾性変形、アンダーシュート、引抜き中の弾性回復、除荷時弾性回復の4要因の総和で

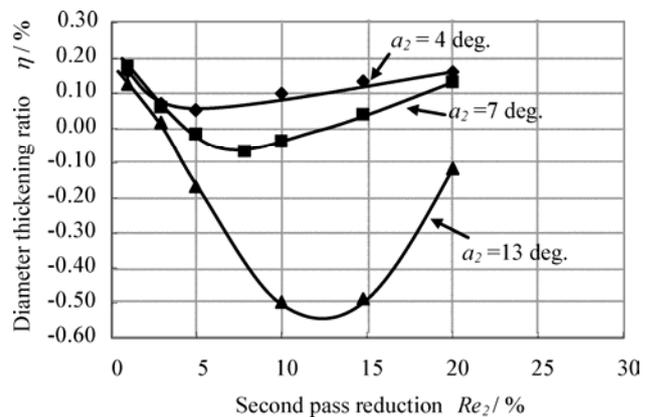


Fig. 18 Relationship between diameter thickening ratio and second pass reduction by changing approach semi-angle

構成されることが解明された。

- (2) 線径に最も影響を与える因子はアンダーシュートである。アンダーシュートはベアリング部において表層部の軸方向塑性ひずみが中心部に比べ増加した結果、線径減少につながったものと考えられる。
- (3) 線径に影響を与える主因はアプローチ半角、後方張力、減面率である。
- (4) 2枚ダイス伸線において2パス目の減面率が5~15%付近でアンダーシュートにより線径が細くなりやすい。対策としてダイス半角を小さくすると縮径の抑制が可能である。
- (5) 引抜きのFEMシミュレーションではダイス構造体の弾性変形を考慮すると正確な引抜き現象を再現できる。

2.3 加工発熱で引抜き径は変動する？

2.3.1 引抜きダイスの膨張と引抜き径の実操業実験

冷間引抜きでは材料引き始めは室温状態で加工される。しかし加工中の材料発熱により昇温したダイスは次第に膨張する。一方伸線中の寸法測定・材料替え・ダイス替えのため引抜きを中断することがある。そのたびに昇温・降温が繰り返され引抜き径は大きく変動することが予想される。そこで伸線中の温度上昇と寸法変化の状況を詳細に観察した²⁰⁾。実機 coil to coil 伸線において、線径 $\phi 7.90\text{mm}$ 、0.1%C の炭素鋼を減面率 $Re=11.6\%$ ($\phi 7.42\text{mm}$)、ダイス半角 $\alpha=7.5^\circ$ 、速度 $v=110\text{m/min}$ で引抜いた。ダイス温度は Fig.19 に示すようにダイス内面から熱電対を 1.5mm まで接近させた穴 A、4.5mm の穴 B、ダイスチップ部とケース部境界の 11.3mm の穴 C、19.3mm の穴 D およびダイス最表面温度 S とした。図中上段の数字は引抜き重量を示す。引抜き開始から4分後にダイス内温度は急激に上昇し、約10分経過後にはほぼ定常状態となった。定常状態時には、線材に最も近い穴 A の温度 T_A は約 160°C に達して安定した。

Fig.20 にコイル交換のために伸線機を10分停止させたときの穴 A 部温度 T_A と線径変化 η を黒丸印で示す。 T_A は約 90°C ($170^\circ\text{C} \rightarrow 80^\circ\text{C}$) 低下して、線径は約 0.12% (約 $9\mu\text{m}$) 縮小した。これによりダイス内温度低下と線径縮小が対応していることが確認された。

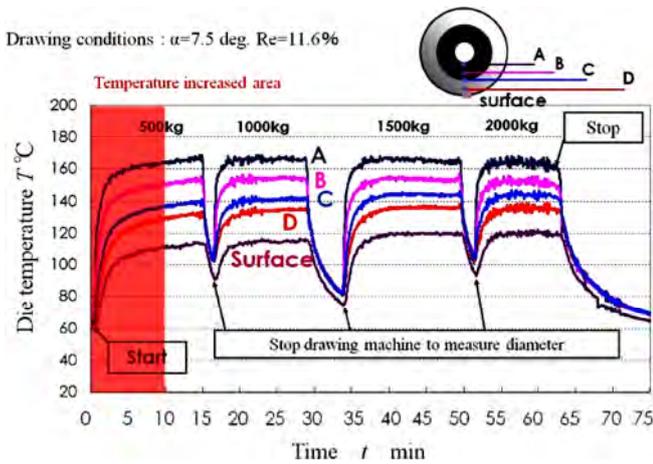


Fig. 19 Relationship between drawing time and die temperature

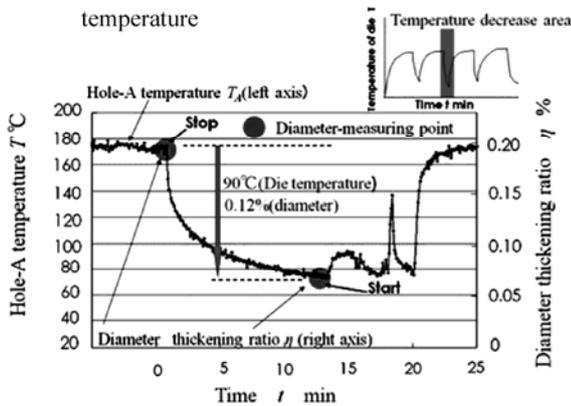


Fig. 20 Relationship between drawing time and die temperature / diameter thickening ratio

Fig.21 は実操業中に約 1ton コイルを伸線したさいの線径変化 η は 500kg 伸線時に 0.2% ほど増大しており寸法が安定するまでかなりの材料を要する状況が読み取れる。

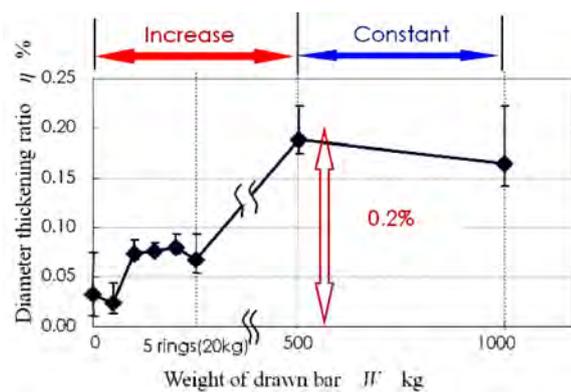


Fig. 21 Relationship between weight of drawn bar and diameter thickening ratio

ダイス半角は引抜き温度上昇・寸法変化と密接な関係がある。ここでは Fig.22, 23 に示すように、 $\alpha = 4 \sim 10^\circ$ まで変化させ、ダイスの温度上昇 T_A 、寸法変化率 η を観察した。伸線速度 v が增大するにつれ、 T_A が上昇し、 η も増大する。その変化は α が小さいほど顕著になる。 α が小さくなると摩擦仕事が大きくなるため T_A が上昇、そ

の結果 η が大きくなったと考えられる。

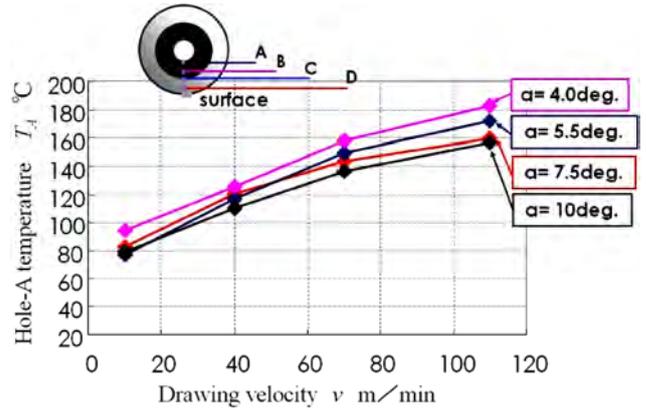


Fig. 22 Effect of drawing velocity on die temperature A

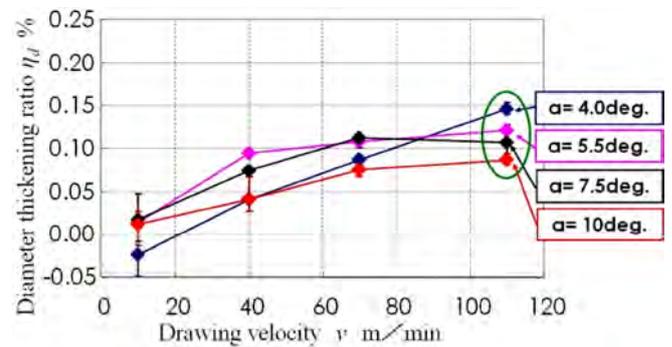


Fig. 23 Effect of drawing velocity on diameter thickening ratio

2.3.2 まとめ

0.1% C の炭素鋼を減面率 $Re = 11.6$ ($\phi 7.90 \text{ mm} \rightarrow \phi 7.42 \text{ mm}$), 110m/min の速度で coil to coil 伸線し、アプローチ半角 α を変化させてダイス内温度および線径を測定した結果、以下の知見を得た。

- (1) 引抜き開始からダイス内の温度は急激に変化し、その後ダイス内温度が 160°C 付近で定常状態になった。この温度上昇による線径変動は線径の約 0.2% (約 15 μm) であった。
- (2) ダイス内温度が定常状態に達した状態から伸線機を停止させて、10 分放置するとダイス中心部温度は約 170°C から 80°C へと 90°C 低下、この結果、線径は 9 μm (0.12%) 小さくなった。
- (3) ダイス半角 α が小さくなると摩擦仕事により温度が上昇し寸法変化が大きくなる。
- (4) 線径変動を小さくするためには、ダイスを常に一定温度に保持しておく恒温対策が必要である。

2.4 段付き引抜きダイスで超平滑を得る？

2.4.1 段付きダイスの構成

引抜き加工において寸法精度向上と平滑化は車の両輪に喩えられる。引抜き加工後における棒線の平滑化にはセンタレスグライダー工程やポリッシングなどの研磨工程が必要である。しかしこれらの工程は生産性を低下させ高コストとなる。そこで引抜き工程で寸法精度と平滑化が同時に得られればこれらの課題を一挙に解決できる。

従来、塑性加工により表層に高面圧とせん断ひずみを負荷させ超平滑化を得る努力がなされてきた²¹⁾²²⁾。そこで超平滑化を目的として、**Fig.24**に示すようにダイスのベアリング部に微小な突起を設けた段付きダイスを著者らが考案した²³⁾。この段付きダイスを用いることにより1パスの引抜きでサブミクロンの表面粗さ表面の改質が可能となる。本法は副次的な効果としてスキンパス効果のため残留応力の低減も期待できる。

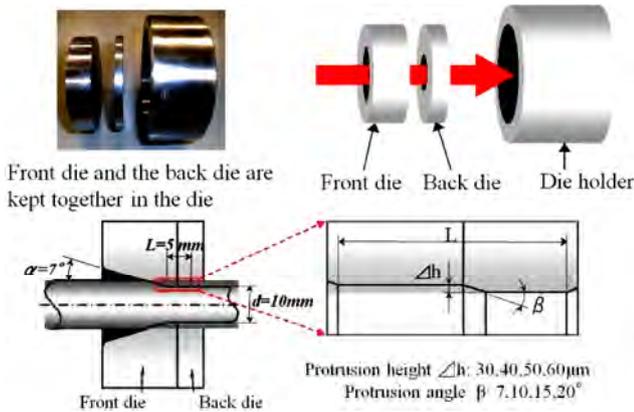


Fig. 24 Schematic view of separate-type protrusion die

2.4.2 棒鋼材による平滑化のメカニズム

0.09% C の低炭素鋼を4パス引抜き加工により線径φ11mmとし、ダイス穴径 $D_f=10\text{mm}$ (減面率 $Re=17.4\%$) の段

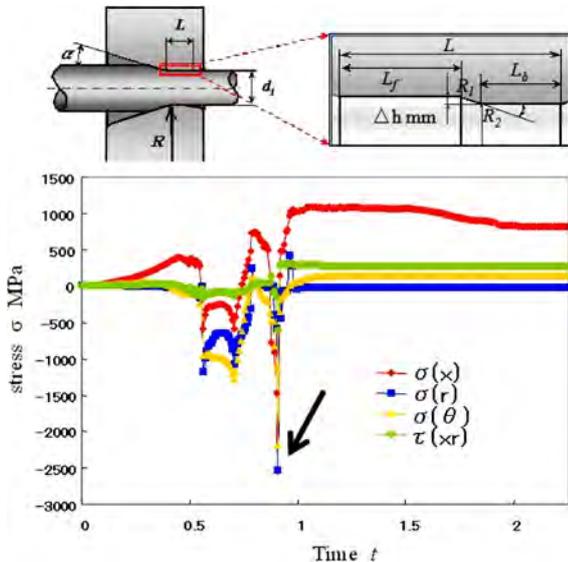


Fig. 25 Stress distribution of protrusion die by FEM

付きダイスにより引抜き加工した。潤滑剤は耐焼付き性能に優れる塩酸化パラフィン系油脂を使用した。

Fig.25にMSC. MARCによるFEMシミュレーション結果を示す。矢印の先端に示すように段付き部で2500MPaほどの強い垂直応力 σ_r 、およびせん断応力 τ_{xr} が生じている状況が再現されている²⁴⁾。**Fig.26**は引抜き過程の表層部組織(上図)と表面状態(下図)を示す。段付きダイスによる引抜き加工では高面圧と強いせん断ひずみが発生し、その結果オイルピットが押しつぶされ平滑化されたと考えられる。通常のダイスではオイルピットは引抜き工程中のアプローチ部で作られ、ベアリン

グ通過後も数多く残留している。しかしベアリングの段付き部で、これらのオイルピットが減少し平滑化されている状況が観察される(下図)。表層部金属組織では段付き部通過後、結晶粒が強く押しつぶされ、強いせん断流が確認される(上図)。これが超平滑化引抜き加工の要点である。

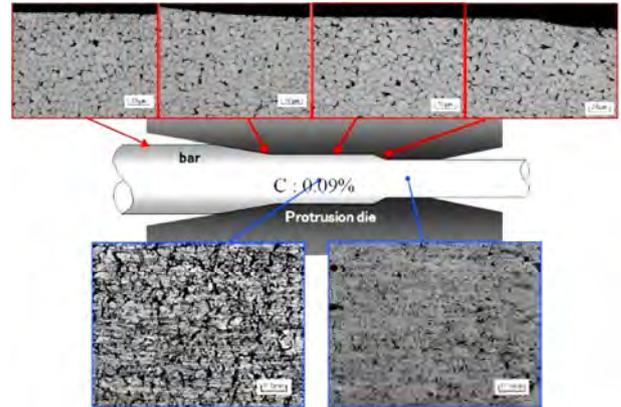


Fig. 26 Mechanism of smoothing surface in protrusion die drawing using low carbon steel bar ($\Delta h=40\mu\text{m}$, $\beta=15^\circ$)

2.4.3 アルミニウム合金棒材の超平滑化

以上を踏まえて、線径φ12.5mmのAl-Si系合金(降伏応力:154MPa)棒材の超平滑化を試みた。減面率は7.84%で引抜き径は12mmとした。**Fig.27**に示すようにアプローチを円弧型とした段付きダイスにより $\beta=15^\circ$ に固定し、段付き高さ Δh を変化させ、表面平滑度を観察した。 $\Delta h=0\mu\text{m}$ では通常のノーマルダイスを意味し、表面粗さRz値で2 μm 程度である。一方 $\Delta h=20\mu\text{m}$ 以上の段付きダイスを使用すると表面平滑度 $Rz=0.5\mu\text{m}$ となり、サブミクロンオーダーの鏡面が得られている。ただし $\Delta h=60\mu\text{m}$ と段付きが高すぎると焼付きが発生しやすいので注意する必要がある。**Fig.28**には4種類の材料表面を3次元表面粗さで観察した結果を示す。押ししま材、これをセンタースグラインダーでの研削材、押ししま材を通常のダイスで加工した引抜き材、同様に段付きダイス(最適な $\Delta h=40\mu\text{m}$, $\beta=15^\circ$ を採用)での引抜き材である。前者の2種は最大山高さでの測定であるが、後者2種の引抜き材は視点を最大谷深さ方向から観察した結果で表示してある。段付きダイスは表面平滑化のみならず微細凹部の是正効果も高いことが観察される。

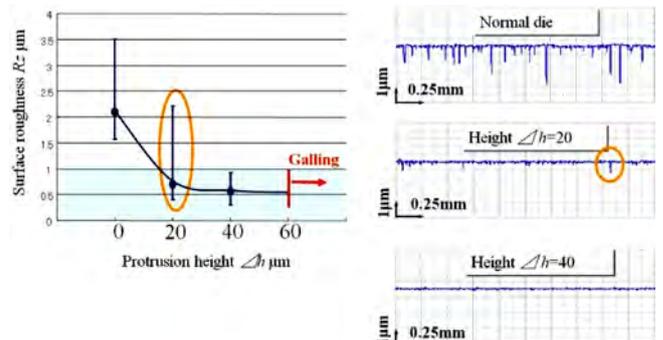


Fig. 27 Surface condition of Al-Si alloy bar in protrusion die drawing

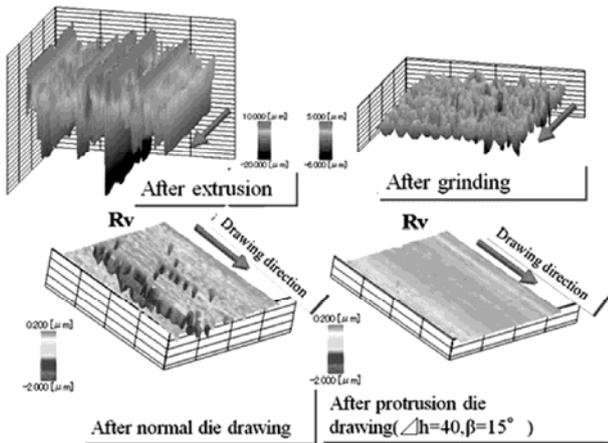


Fig. 28 Effect of protrusion die on surface roughness of Al-Si alloy

Fig.29(a)は押しのまま材, Fig.29(b)は段付きダイス使用後の外観写真を示す。段付きダイスによって鏡面仕上げされた表面が観察される。

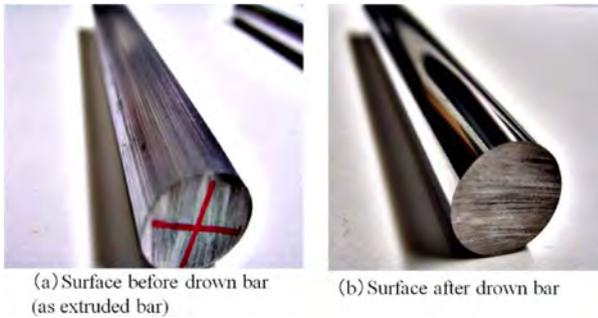


Fig.29 Comparison of surface condition between before and after protrusion die drawing

2.4.4 まとめ

低炭素鋼および Al-Si 系アルミニウム合金棒材について、ダイスベアリング部に微少段付きを特設したダイスで引抜いた結果、以下の知見が得られた。

- (1) 低炭素鋼において段付き部通過後、表層に強い圧縮とせん断力により表面の超平滑化が達成された。そのさいの段付き高さ $\Delta h = 40\mu\text{m}$ 、段付き角度は $\beta = 15^\circ$ であった。
- (2) 同上の条件で Al-Si 系押し棒材を 1 パスの段付きダイスによる引抜きした結果、最大高さ $R_z = 0.5\mu\text{m}$ の超平滑な表面が得られた。

2.5 引抜き材の寸法効果：太径と細径は全く別物？

2.5.1 引抜き材の表層強化機構

引抜き細線材の特徴として、Fig.30 に示すように同じ加工度でも、線径が細くなるほど引張強さが上昇することが知られている。これを寸法効果と称している。この原因として、①材料サイズの縮小化による物理的諸性質の変化、②熱処理などにおいて、表層部と中心部の加熱・冷却に時間差短縮による組織の均一化、③伸線加工後の急速抜熱によるひずみ時効低減による延性維持などが挙げられる。筆者らはさまざまな引抜きプロセスにおいてダイスと材料の摩擦により、表層部のみ硬度が上昇し、

かつ結晶粒微細化をともなった付加的せん断ひずみ層の発生を確認してきた²⁶⁾²⁷⁾。このひずみ層が引張り強さを上昇させる要因の一つと提案した。

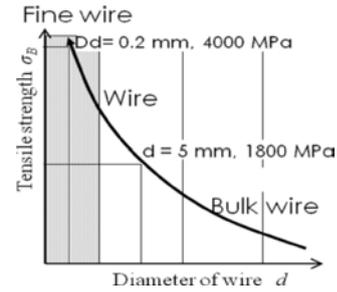


Fig.30 Schematic illustration of size effect of drawing

2.5.2 付加的せん断ひずみ層の深さと特長

付加的せん断ひずみ層の効果を確認するため、直径 $\phi 5.5\text{mm}$ の 0.06% 低炭素鋼を各種サイズまで連続伸線した後、焼鈍しそれぞれ減面率 16% でさらに 1 パス伸線した。その半径方向の硬さ分布測定結果を Fig.31 に示す。全ての実験結果において最表層部の硬さが最も高く、中心に向かって徐々に低下するが、ある深さに達すると一定になる。その深さ l は線径 d に無関係に $0.03 \sim 0.05\text{mm}$ となる興味深い結果を得た。

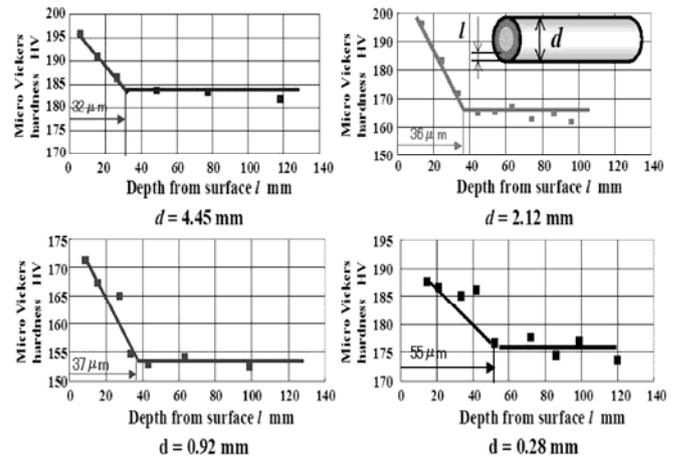


Fig.31 Hardness distribution from outer surface comparing various wire size

EBSD の観察によれば、Fig.32 に示す材料の中心部では伸線加工で優先的に発生する結晶方位のみであるのに対して、表層部ではさらに付加的せん断変形による回転で発生したもう一つの結晶方位が加わり、2つの結晶方

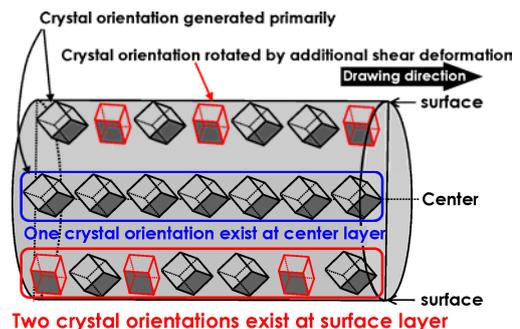


Fig.32 Schematic crystal orientations in center and surface layer

位の存在が確認された。すなわち表層部は結晶微細化および集合組織の分散化により、延性を保ちながら強度が高くなった可能性があると考えている。

表層付近の付加的せん断の強度を推定するため、まず線径 $\phi 0.3\text{mm}$ の焼鈍材の表層を除去した。当然ではあるが引張り強さには変化が見られなかった。この線材を減面率 16% で 1 パス伸線した $\phi 0.275\text{mm}$ の表層部を除去した結果、引張り強さは前よりも減少した。これを繰り返して表層から一定間隔ごとに引張り強さを算出した応力分布を Fig.33 に示す。深さ $20\mu\text{m}$ までの引張り強さは 600MPa 、 $20\sim 40\mu\text{m}$ の層では 500MPa 、 $50\mu\text{m}$ 以上では 350MPa まで低下している。すなわち、表層は内部よりも約 2 倍近く大きな強度になっているといえる。

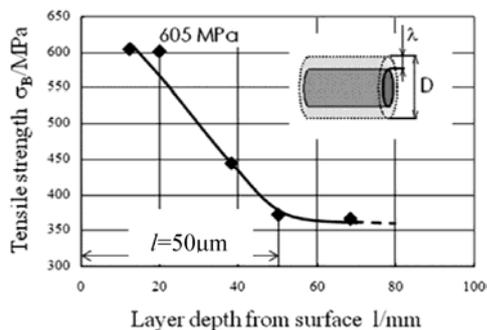


Fig. 33 Tensile strength distribution from outer surface after 16% drawing of $\phi 0.275\text{mm}$ wire

2.5.3 まとめ

引抜き材における付加的せん断ひずみ層が集合組織、および線材の引張り強さに与える影響を検討した結果、以下の知見を得た。

- (1) 線径に関係なく表層から約 $40\mu\text{m}$ まで硬化層が観察される。これは材料と工具の間に働く付加的せん断ひずみ層の影響によるものと考えられる。
- (2) 付加的せん断ひずみ層のある表層部の集合組織には結晶方位が 2 つ存在している。一方は中心部と同じ方位、もう一方は付加的せん断変形による結晶格子の回転で発生した方位と推定される。
- (3) この層は延性を維持しつつ引張り強さを向上させる効果がある。
- (4) 付加的せん断ひずみ層の引張り強さへの効果は線径が細くなるほど顕著になる。これは、Fig. 34 に示すように直径 d に対して付加的せん断ひずみ層 λ が占める割合が圧倒的に大きくなるためである。例え

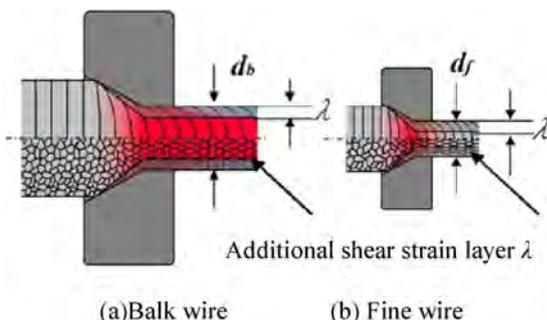


Fig.34 Comparison of additional shear strain layer between bulk wire and fine wire

ば $\phi 1\text{mm}$ では付加的せん断ひずみ層の面積比率は 15.4% であるが、 $\phi 0.1\text{mm}$ で 99.6% に跳ね上がる。このため両線材は同じ材質でも全く異なった機械的性質を示すと考えられる。

3. 棒線の矯正

3.1 棒線矯正の要点

近年、市場からの棒線の真直度への要求目標を達成するのは至難である。例えば OA 機器用シャフトでは鋼の弾性限ひずみの 1/100 以下に制御しなければ真直を達成できない。要求目標を達成できない企業には、注文が遠のき矯正市場から消え去る現実がある。矯正がものづくり企業の生死を制する時代になる所以もここにある。このような現状にもかかわらず、あるいはこのような厳しい現実だからこそ棒線矯正の研究や操業に関し、公表される知見や資料・文献はきわめて少ない。そこで、通減曲率法などの矯正理論や一般の棒線矯正技術に関しては専門書や文献があるので^{28)~34)}省略し、ここでは最近の著者らの 2 ロール矯正・ローラーレベラー矯正・温間矯正・回転矯正における棒線矯正研究の知見とその動向を紹介することにした。管材矯正については筆者の専門外のため割愛したことをご了承願いたい。

3.2 2 ロール矯正は未だ開発途上技術?

3.2.1 矯正を支配する素材

古より「氏より育ち」という諺がある、「生まれ素性よりもその後の躾や教育が大切」との教えであり筆者には心強い格言であった。しかし、残念ながら矯正の世界では「氏も育ちも」その両方が大切である。「氏」はすなわち「素材(材質の均一性や形状・寸法精度)」であり、「育ち」はその後の矯正技術に例えられる。素材が良ければ目標の真直を達成しやすい。Fig.35 は磨き棒鋼の真直度と圧延素材の強度の関係を示す。圧延プロセスの冷却条件を変化させ、素材(0.45% C, 線径 $\phi 22\text{mm}$)の強度(降伏応力 σ_Y , 引張強さ σ_B)をあえて変動させた。その素材を磨き棒鋼メーカーで引抜き・2 ロール矯正してもらい、

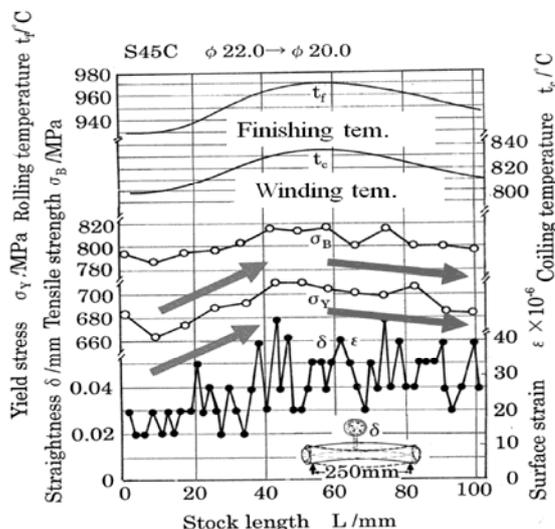
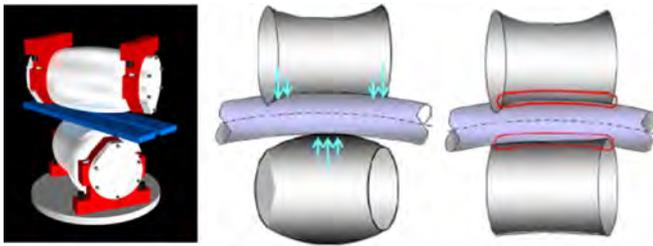


Fig. 35 Relationship between straightness and rolling condition

真直度との相関をトレースした。降伏応力 σ_Y が大きくなると真直度 δ (250mm あたりの振れ触れ回り) が悪化、小さくなると改善され強度と真直度の相関が観察された。矯正技術は強度一定を前提に構成された塑性加工法であるから当然でもある。

3.2.2 ロールプロフィールの考え方と実際

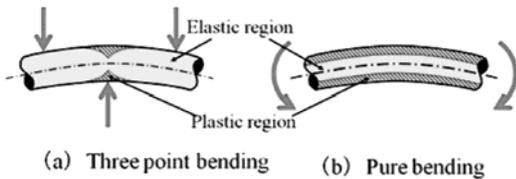
棒線や管では断面が円形状のため長手方向だけでなく周方向にも一様な矯正が必要となる。そのために材料を送り回転させながら周方向にも矯正する方法が有効である。2ロール矯正は Fig. 36(a)に示すように棒線(管)素材(コイル形状は除く)をガイドに誘導しながら交叉状に配置された上下ロールにより送り回転させる矯正法である。この2ロール矯正機は簡便、かつ高い真直性が得られるため磨き棒鋼を中心に多く実用化され、その研究も少なからずある³⁵⁾³⁶⁾。著者らは材料とロールが3点接触する方式(Fig. 36(b))から全面接触方式(Fig.36(c))に変更したロールプロフィールを設計し、実験的・解析的研究をしてきた^{37)~39)}。



(a) Outer view (b) Three point contact type (c) All contact type

Fig. 36 Outer view and fundamental roll profile of two-roll straightening

Fig. 37に3点曲げと純曲げの塑性領域の比較を示す。純曲げでは塑性領域が材料長手方向に広く分布しているのに対して3点曲げでは中央部の狭い領域のみとなっている。現状の2ロール矯正はほとんどが3点曲げ方式である。



(a) Three point bending (b) Pure bending

Fig.37 Comparison of plastic region between three point bending and pure bending

また2ロール矯正では入り口から中央部までは「曲げの導入工程」であり、真の矯正工程は中央部から出口部に限られる。塑性領域が狭い上に、ロールの半分しか矯正の実効が無いため、ロールプロフィール設計は極めて重要となる。実操業における従来の3点曲げ方式と、新しい考え方である純曲げに近い全面接触方式による真直度を評価した結果、ばらつきはあるものの真直度が改善された。

引抜き材の矯正では一般的に残留応力が解放されるため矯正後の寸法が太り気味になる。そのため前工程の引抜きでやや小さめに寸法調整しておくことがある。しか

し、従来の3点曲げ矯正では両端のみ寸法が太る現象があり、商品価値を落としたり、歩留まりの低下を来したりしている。一方、一様な曲げモーメントの付与が可能になると材料の頭端と尾端は胴部と同じように一様な曲げを受けるため、2ロール矯正における3点曲げ特有の端部太りが少なくなると予想される。そこで実験により両方式を比較してみると Fig.38 示すように両端太りが大幅に低減されている現象が実験により確認できた。

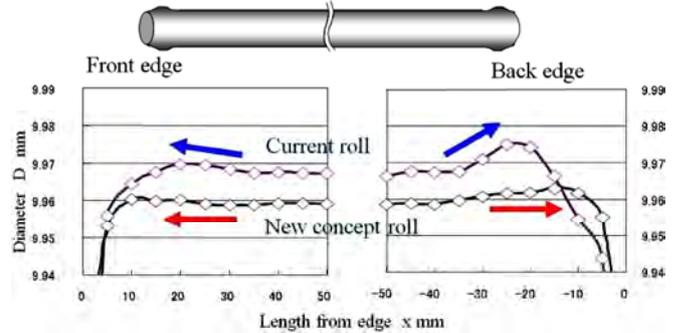


Fig. 38 Change of bar diameter of front edge and back edge bar after straightening

3.2.3 2ロール矯正のFEMシミュレーション

2ロール矯正の効果を確認するためには多鋼種・多サイズ・さまざまなロールプロフィール・ロール交差角を変化させる必要があり、実験は大変な工数と時間を必要とする。FEMシミュレーションはこの工数を縮減するツールとして注目されている。

ここではMSC. MARCによる静的陰解法のFEMシミュレーション解析により真直度向上策を究明した。ロールと材料の接触問題を正確な手順で解くと膨大な計算時間を要するため、Fig.39に示すように、回転するステップごとにロールプロフィール通りの曲率を強制的に材料に与えながら解析する手法を採用した(Fig.39 上図)。これにより一定ピッチごとの材料回転中の応力・ひずみおよび曲がり矯正状況を把握することができた(下図)。

Fig.40に示すように塑性率 $\xi = 2\eta / d$ (直径:d,塑性域: η)

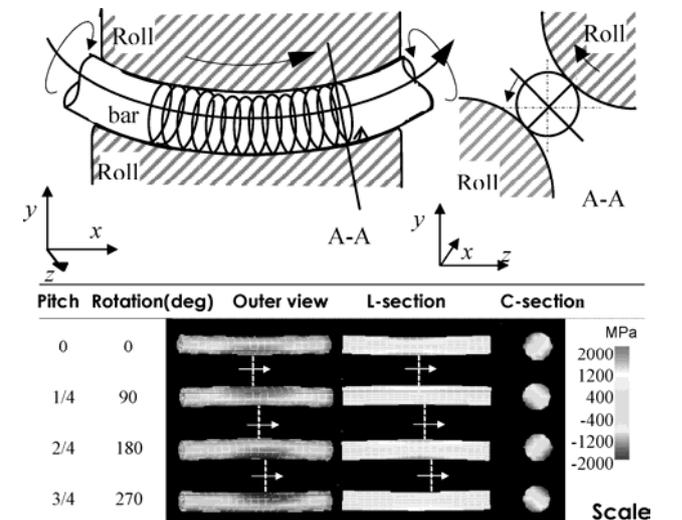


Fig. 39 FEM simulation method and stress distribution in x-direction by 1/4 pitch steps

を現状の30%から50~70%付与すると最も真直度が得られる状況が観察される。現状の有効曲げ曲げ戻し回数(弾性状態を除く塑性変形による曲げ)はわずか2~3回しか付与できていないこと、これを Fig.41 に示すように1.5~2倍 (n/n_0 , n_0 : 現状の曲げ回数) に曲げ曲げ戻し回数を増やすと真直度が格段に向上することなどがシミュレーション解析により示唆された³⁷⁻³⁹⁾。

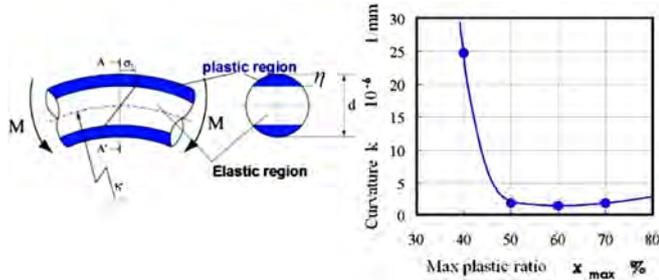


Fig. 40 Optimal value of plastic ratio by FEM analysis

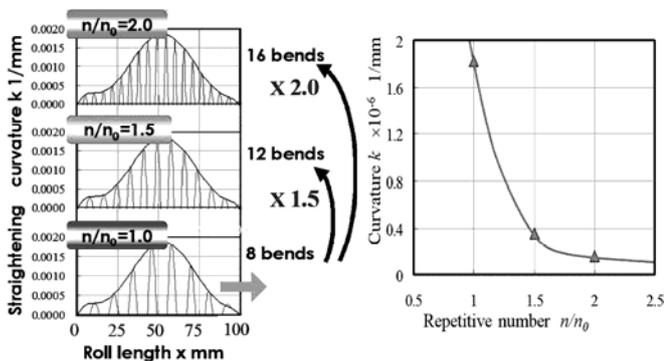


Fig. 41 Relationship between number n of bending and straightness actual manufacturing roll's number n_0

3.2.4 まとめ

2ロール矯正は磨き効果やその簡便な構造、取り扱いから広く使用されている。最近では矯正も圧延機並みに剛性が高くガタの少ない機械が開発されている。しかし、理論的にも実用的にも未解明な点が多く残されている。まず、2ロールで構成される中心のパスラインに棒材を通過させなければならない。しかし、通常の凹・凸ロールでは不安定となりサイドガイドで棒材をしっかりと支えなければならず、ガイドの摩耗や矯正材に疵を誘発しがちである。また矯正前の素材の曲がり大きいと矯正中の回転により棒材の振れ回りが激しくなりパスラインを外れ矯正不良を生じやすくなる。このため送り速度を低下せざるを得なくなり生産能率を悪化させる。FEMシミュレーションも含めて2ロール矯正は未だ開発途上にあるが、現時点の著者らの研究から下記の知見にまとめることができる。

- (1) 矯正前の素材の機械的性質が真直度と相関があり、高真直度を得るためには降伏応力を含めた組織・機械的性質の均一化、曲がりの少ない素材選択が必要である。
- (2) 現状の2ロール矯正は2~3回程度の塑性曲げを受けられる程度で必ずしも十分でない。
- (3) 2ロール矯正はその汎用的使用方法から3点曲げを基本としているが、塑性領域に限られるため極力3

点曲げから純曲げに近い矯正法とするのが望ましい。この方式は両端太りの対策にも有効である。

- (4) FEMシミュレーションによれば現状よりもさらに塑性率を増加し、曲げ戻し回数を増加させればさらなる真直度の向上が期待できるとの示唆を得た。

3.3 ローラーレベラーには矯正限界がある？

当初、鉄鋼メーカーは圧延直棒材を2次加工メーカーや最終ユーザーに供給していた。しかし高度成長期に運搬や能率・歩留まりの観点から棒材をコイル化し、ユーザーでコイル材を引き出し、引抜き・切断・矯正し直棒とするようになった。すなわち bar to bar から coil to bar への移行である。これにより画期的に生産性が向上し、自動車や電気・電子機器の部品として広く普及するようになった。しかし、コイル化にともない線材が矯正ライン中で回転する不具合が生じるようになった。これは従来の bar to bar では見られなかった現象である。このことは線回転を前提としていなかったローラーレベラー矯正に大きな問題となった。「コイル状の線材をローラーレベラーで矯正しても真直にならず矯正の限界値が存在する」と著者らが発表したさい、さまざまな異論やご意見を頂いた。そこでこの線回転の現象によるローラーレベラー矯正技術について、著者らの経験や研究結果を紹介したい。

3.3.1 コイル線材の回転現象

Fig.42 に示すように「曲がり」と「ねじれ」ともなったコイル状の線材をリールから引き出し連続処理ラインを通過して再度リールに巻き戻すとき、線材は右回転となり、ねじれはZ形状が観察される。したがって、Cに示すようにA、Bを組み合わせると左回転となる。Aに示すようにコイルのねじれがS形状のとき、引き出しでは左回転、Bのように巻き戻す方向の場合は逆に右回転となる。これは「ばね」のようにねじれの大きなコイル線材ほどその回転は大きく、コイル線材の直径が大きくねじれの少ない線材では回転は小さい。この現象は、弾性エネルギーの観点から「曲げ」あるいは「曲げ戻し」が付与された場合、エネルギーのより小さい「ねじれ」を選択するためであると考えられている⁴²⁾。このねじれをともなったコイル線材を直線に引き出すと、平面内か

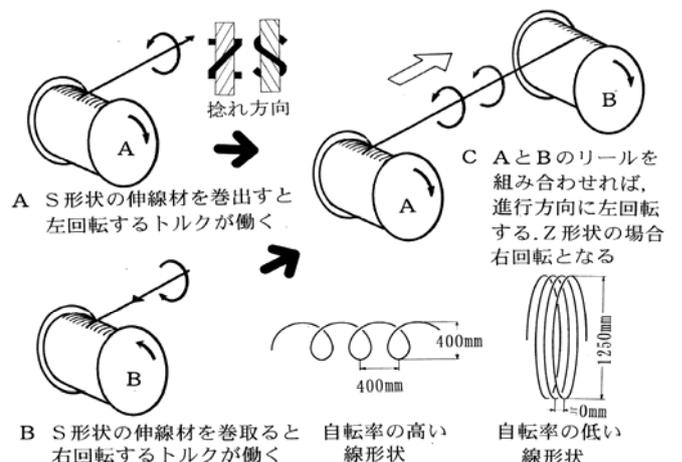


Fig.42 Schematic illustration of wire rotation by bending and reverse bending

ら浮き上がった3次元的な曲がり所謂「跳ね」が発生している^{40~42)}。

3.3.2 コイル線材のローラーレベラー矯正

ローラーレベラー矯正は棒線材に繰返し曲げ加工を与えながら長手方向に真直化する矯正法であり、機械構造がシンプル・安価・容易な操作なため、太径から細径線材まで広く用いられている。また回転矯正の欠点である工具マークや疵や小うねりが発生しにくい。Fig.43に示すように0.45%C、線径φ6mmの1次元材(1D:直棒材)においては理想的な真直材を得ることができる。曲がりのみがある2次元材(2D:曲がり材)も良好な真直を得ることが可能である。一方、曲がりとともにねじれのある3次元材(3D:曲がり+ねじれ)は矯正しても真直を得ることはできず、一定の「矯正限界」が存在することが確認された。

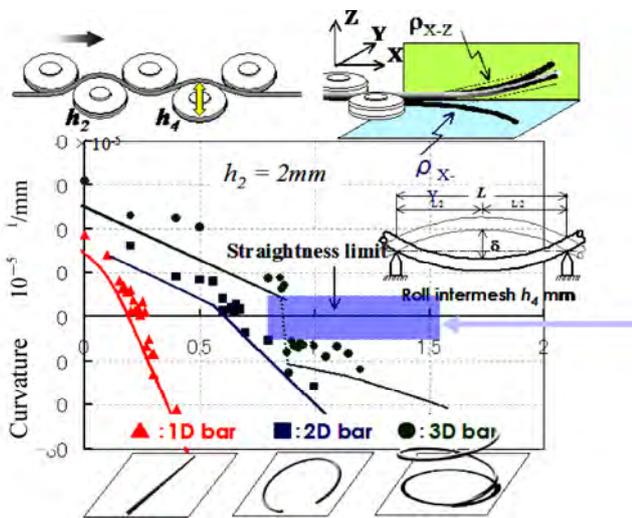


Fig. 43 Experimental roller-leveler straightening to examine effects of initial conditions comparing three types of coil shape

この矯正限界を解明するため理論的に考察した。Bauschinger効果を考慮するため、Fig.44に示すように棒材の引張り・圧縮試験ができるようにテフロンシートを介した工具で材料を挟み込み引張り・圧縮試験を繰り返して試験できるようにしてBauschinger効果を再現した。これにより数値解析に必要な材料特性 Chaboche-modelのデータを取得した。解析はMSC.MARCの静的陰解法によるFEMシミュレーションで矯正プロセスを再現した。Fig.45上段に示すように矯正後3次元材の形状をそれぞれX-Y平面(矯正時に曲げを受ける平面)、X-Z平面(矯正時に曲げを受ける平面に垂直な平面)に分解して評価した。3次元材のX-Y平面における曲りは矯正されるが平面上に配置されているロールではX-Z平面における曲りは十分矯正されない状況が確認できる。これはローラーレベラー矯正進行中に線材が自転してしまい、平面に配置されたロールからは斜めの曲げが付与され、目的通り曲げ曲げ戻しができないためである。この残留する曲りが矯正限界の原因であることが明らかになった⁴³⁾。これは線材引き出し時に線回転を誘発させる駆動力が素材にあるからである。この結果、X-Y平面の

曲りは矯正されているが、X-Z平面の曲りが矯正されていないことがよく再現されている。本事例のように今後FEMシミュレーションはさまざまな矯正現象の解明に有力なツールとなると期待される。

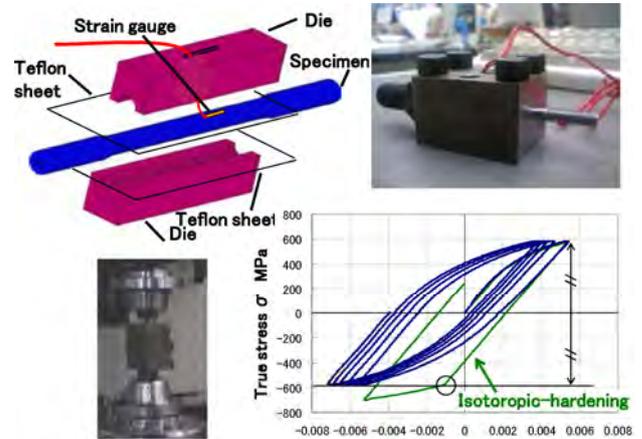


Fig. 44 Experimental method to evaluate Bauschinger effect of bar

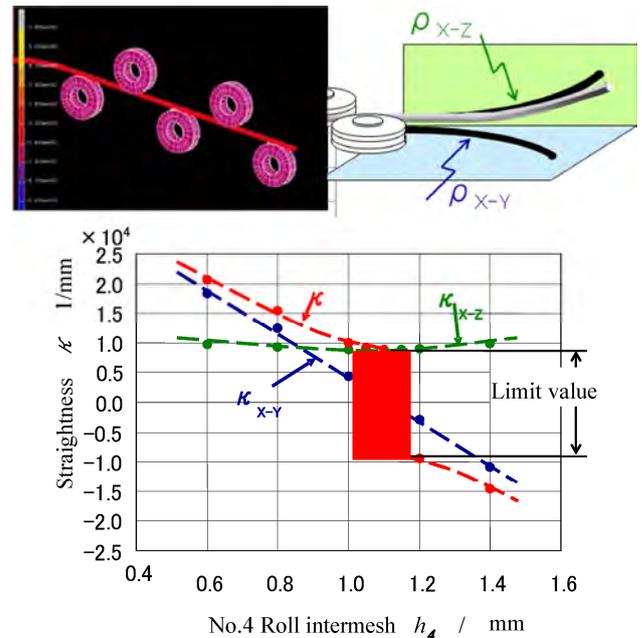


Fig. 45 FEM simulation of roller-leveler straightening to examine limit value

以上の知見からつぎのような対策が浮かび上がってくる。線材が回転する方向に沿って2ロール矯正機をユニット単位で回転できれば、本来の矯正が可能ははずである。その検証結果をFig.46に示す。ローラーレベラーを2ユニットに分割し、最初のユニットは線材の回転に沿った 20° つぎのユニットは 25° に設定した。この角度設定値 ω は曲がり指標である線材の半径 ρ 、ねじり指標であるピッチ p で算出できる。この実験から最終ロールの h_6 矯のローラー押し込み量を調整すれば矯正限界はほぼ皆無となり、本来の高真直が達成されることが確認できた。Fig.47はこれを実機に適用した事例で矯正ライン通過中に 90° 近く線材が自転する場合、 0° 45° 90° に分散してレベラーユニットを傾斜させて待ち受ければ高真

直が得られることを示している^{43)~45)}。

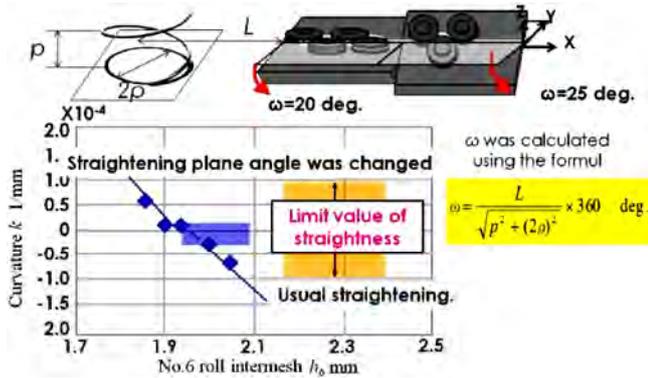


Fig. 46 Reducing method for limit value of straightness by changing angle of each roller leveler plane.

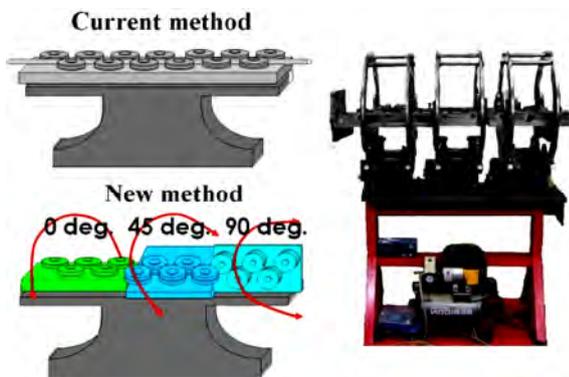


Fig. 47 New straightening method changing angle of each roller leveler plane

3.3.3 まとめ

2 ロール矯正機と同じようにローラーレベラーにも高い剛性が必要である。理想的には現状のローラーの片持ち支持から両持ちタイプに変更したい。ここでの実験はすべて両持ちタイプのローラーレベラーを試用した。

- (1) 線材は圧延材であれ、引抜き材であれコイル状に巻かれており、通常「曲がり」だけでなく「ねじれ」を有している。これを直線ラインに展開するさいに線材自身が自転する現象が観察される。
- (2) 上記の場合、正規の位置で曲げ曲げ戻し矯正ができないため真直が達成できない「矯正限界」を生じる。
- (3) ローラーレベラーで真直を得るためには、圧延あるいは引抜きプロセスで自転の少ないコイル線材を製造使用するか、線材の自転に沿うようにローラーレベラー自体を逐次傾斜・回転させる機構を付与することが有効である。

3.4 温間引張り矯正は素線形状と n 値がいのち？

近年、精密機械・電子産業等の発展にともない各種機器の小型化・精密化・高性能化が進んでおり、細線の需要増大とその高真直化が望まれている。しかし現状は未だ細線の高真直化の厳しい要請に対して十分対応できていない状況である。細線矯正にはさまざまな方法があるが、まず最も簡便な温間引張り矯正技術の基礎を追求した^{46)~49)}。

3.4.1 りん青銅細線の温間引張り矯正

りん青銅は強度が高く矯正しにくい材料として知られている。追って考察するが温間引張り矯正は曲がり・ねじれ・真円度など素線の形状が真直度には極めて重要である。ここでは供試材料として引張り応力 1500MPa、 ϕ 0.089mm のりん青銅線 C5191 を用いた。真直度に対する素線形状の影響を精査するために、線形状の異なる 6 種類の線材を伸線で作り分けて実験に供した。ここではトンネル型の温間引張り矯正装置を自作、加熱炉には被矯正材の酸化防止のために窒素ガスを封入した。

3.4.2 温間引張り矯正と素線形状

連続的に矯正する温間引張り矯正プロセスでのパラメーターは加熱温度 T 、加熱時間 t 、張力 P の 3 つとし、これらを変数として最適な矯正条件を探索した。さまざまな検討より t は 10sec、 P は引張り荷重の 50%、加熱温度 T はりん青銅の再結晶温度で以下の 300℃を上限とした。

Fig.48 に示すように線形状は仕上げ引抜きのダイス傾斜角度を変化させ 6 種類を作成した。No.1 は曲がりやねじれが最も大きい素線、No.6 は曲がりもねじれの少ない真直に近い素線である。ここでは材料長さ 15mm あたりのたわみ量 δ 、すなわち 2 次元曲がり量で真直度を評価した。No.6 の素線では、規格値を満たす高真直な線材を得ることができたが、形状の悪い No.1~5 では加熱温度を上げても規格値 $\delta=0.05\text{mm}$ を大きく外れる結果となった。温間矯正の真直度は矯正前の素線の形状に大きく依存することが観察された。Fig.49 に示すように素線の偏径差 (Ovality) を計測した。仕上げダイスを傾けて製作した形状不良の素線 (No.1, 2, 5) は偏径差も大きい。線形状だけでなく偏径差も真直度を悪化させる要因でもある。そこで素線の形状、素線の偏径差のいずれが大きく真直度に影響を与えるのかを明確にするために、偏径差の僅少な No.6 からあえて曲率半径の小さい供試材を作成し再度温間引張り矯正を試行した。その結果、素線形状が悪くても偏径差が良好であれば真直性が良くなることが確認できた。いずれにしても温間引張り矯正には、素線形状と偏径差が重要な要素である。

3.4.3 温間引張り矯正における n 値の重要性

りん青銅細線のほかに、ここでは引張り応力 2600MPa、 ϕ 0.07mm の純タングステン の温間引張り矯正を試行した。Fig.48 に示したようにりん青銅は 300℃において真直度 0 が可能となったが、純タングステンは真直度 0 を

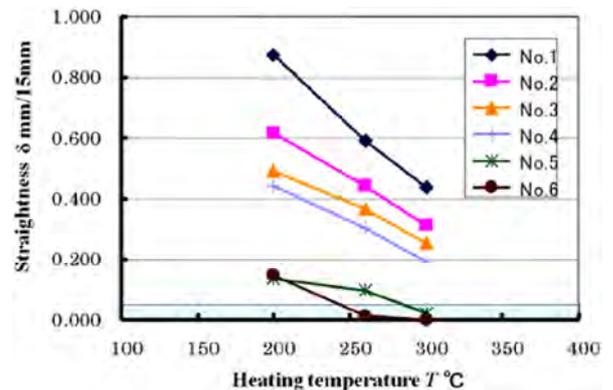


Fig. 48 Effect of original wire shape on straightening by tension and warm heating

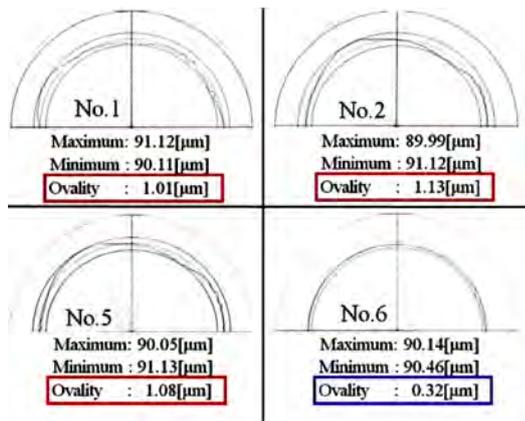


Fig. 49 Comparison of ovality of each wire for tension and warm heating straightening

達成することが極めて困難であった。真直度はそれぞれの材料の n 値特性に関係していると考えられる。Fig.50 に各材料・各温度における応力-ひずみ線図を示す。リン青銅は 300°C での温間矯正時には n 値が 0 であるが、それ以外の材料・温度では n 値が相対的に高い。

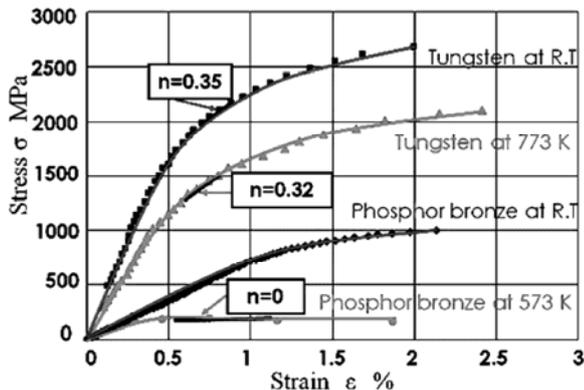


Fig. 50 Relationship between each stress-strain curve and n value of phosphor bronze wire and tungsten wire under various heat temperature

Fig.51 に示す応力-ひずみ線図にて温間引張り矯正の原理を説明する。曲がりのある線材の上部では引張りを加えると圧縮ひずみに、下部では引張りひずみになる。この出発点から一定のひずみ ϵ_1 で温間引張り矯正すると n 値が大きい場合（左図）は、張力解除後の上下スプリングバック量の差 $\epsilon_G = \epsilon_{\beta} - \epsilon_{\alpha}$ は残留、曲がりが残ってしまう。

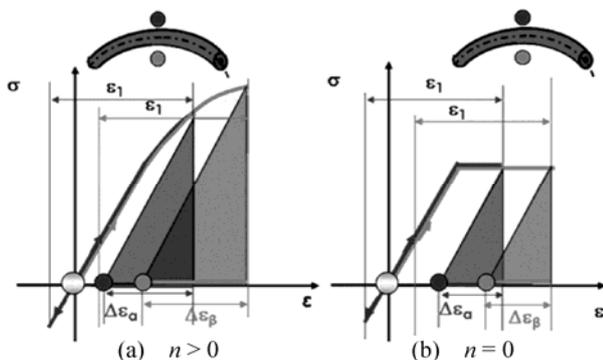


Fig. 51 Schematic illustration of stress-strain curve and n value

う。一方、 n 値が 0 の場合スプリングバック量の差 ϵ_G はほぼ 0 となり真直が達成されやすくなる。このように温度を上げて n 値を 0 に近づけることは高真直化のための重要な要件であり、温間時においても n 値が 0 になりにくい線材は温間引張り矯正には不適である。

3.4.4 まとめ

線径 $\phi 0.089\text{mm}$ のりん青銅および $\phi 0.07\text{mm}$ の純タングステン細線の温間引張り矯正を実験的に検討した結果以下の知見を得た。

- (1) 温間引張り矯正では曲がりやねじれなどの線形状が良好かつ偏径差の少ない素線を用意することが望ましい。りん青銅では曲率半径が大きく、ねじれの少ない偏径差 $0.32\ \mu\text{m}$ 以下の素線を $300^{\circ}\text{C} \cdot 50\% \cdot 10\text{s}$ の条件で矯正した結果、高真直で強度を維持した線材を得ることができた。
- (2) 温間引張り矯正では n 値が小さい材料において真直度が向上しやすい。

3.5 回転型ブレード矯正、実はねじり矯正？

3.5.1 回転型ブレードによる曲げ曲げ戻し通減矯正

回転ブレード矯正機は Fig.52 に示すように、7 個の押込んだコマが線材に曲率を与えながら、2 つのブレードが相互に逆方向に回転し線材が送られる矯正方法である。回転矯正機構のためローラーレベラーと異なり 3 次元の矯正が可能である^{50)~51)}。ここでは線径 $\phi 0.35\text{mm}$ 、降伏応力 $\sigma_Y = 1500\text{MPa}$ のステンレス線材 (AISI 304) で試験した。後方張力は破断応力の 3% 程度に設定し、コマ間隔は $L = 5\text{mm}$ と一定にした。また、曲げ曲げ戻し回数および現場での生産性を考慮して、回転数 r を高く、送り速度 v が小さくならないよう、各ブレードの回転数 $r = 2000\text{rpm}$ 、送り速度 $v = 600\text{mm/min}$ とした。押込むコマは偶数番目とし、通減曲率経路で矯正した。さまざまな通減経路を試行し最高真直度 $\kappa = 1.96 \times 10^{-5}\ \text{mm}^{-1}$ が得られた。しかし、矯正後の線材は真直になるが、線材を並べて観察すると、Fig.53(a)のように隣り合う線材の間に隙間が確認できた。これは矯正中の線材にねじれが加わり Fig.53(b)に示すように曲率方向が逆転した小さなうねりの発生が原因であると考えられる。

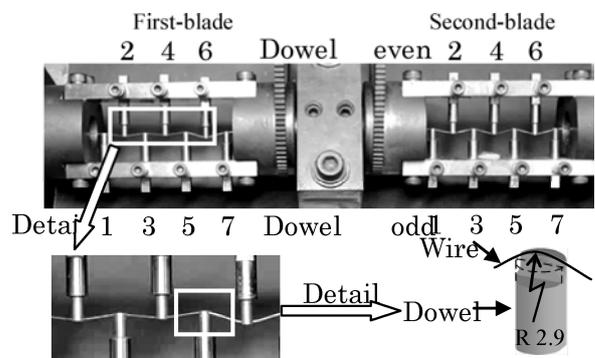


Fig. 52 Structure of rotational blade straightener

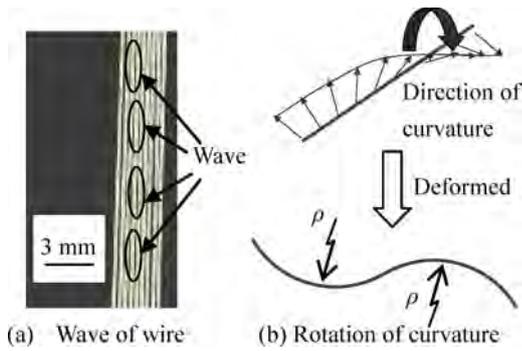


Fig. 53 Small wave of wire by rotational blade straightener

3.5.2 曲げ曲げ戻し矯正からねじり矯正へ

回転型ブレード矯正機によるうねりの発生原因を追及するために、線材長手方向 40 mm 区間の曲率半径を 3 点円弧近似により測定し、270 mm 区間で曲率方向が逆転した回数をうねりの数としカウントした。Fig. 54 に回転数・送り速度・張力を変化させながらうねりの数 N を変化させたさいの真直度を示す。うねりは形状不良として問題であるため、真直度が高かつうねりの数 N が 0 となる条件を探したが、 N が 0 に近づくにつれ真直度が悪化した。逆に回転型ブレード矯正後の線材の N が増大するにつれて真直度が向上する現象を見いだした。そこで発想の転換をはかり、うねりの発生要因であるねじれ量を増大させて真直度向上を目指すことにした。うねりについては数 N ではなく、うねり高さを低減すればよい。

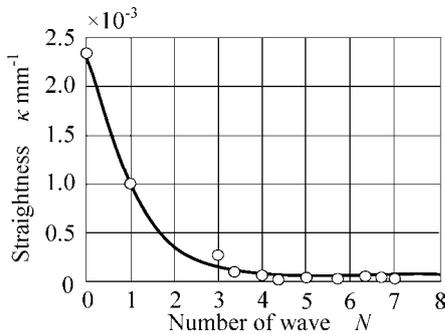


Fig. 54 Relationship between straightness and number of wave

そこで Fig. 55 に示す従来の遞減曲率矯正法から下段の図に示すように Second-blade の 4 番目のコマだけ強く押し込み、曲げのみならずねじりを線材に誘発する新たな「ねじり矯正法」を試みた。ここで回転型ブレード矯正機の上流側に進行しようとするねじれは、逆回転をしている押し込み量 0 の First-blade によって拘束されるので上流まで波及しない。以上からインラインプロセス中でねじり矯正が可能であると見直しを得た。ねじり付与による最高真直度 κ は $2.62 \times 10^{-6} \text{ mm}^{-1}$ となり、曲率遞減矯正の原理に基づいてコマを多数押し込んだ曲げ曲げ戻しの最高真直度 $\kappa = 1.96 \times 10^{-5} \text{ mm}^{-1}$ よりも 1 ケタ性能を向上することができた。

3.5.3 ねじり矯正と温間矯正の組み合わせ

さらなる真直度向上を狙って、回転型ブレード矯正と温間引張矯正を組み合わせた。温間引張り矯正中の張力

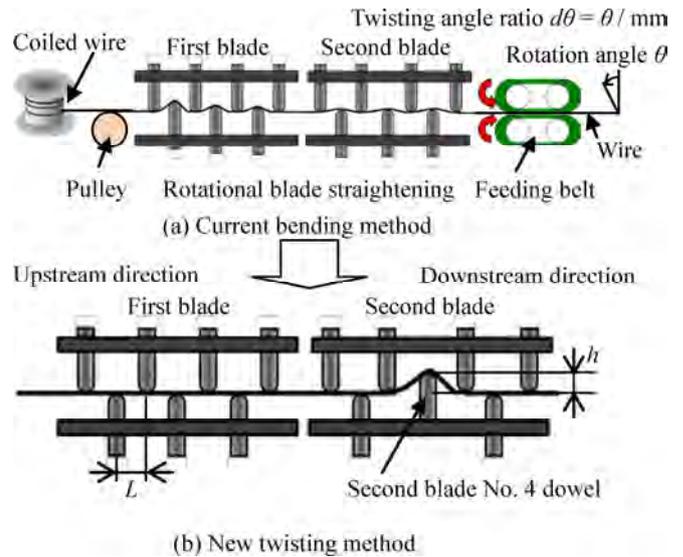


Fig. 55 Schematic illustration of current bending method and new twisting method for fine wire straightening

は送りベルトの速度差を用いて付与し、連続的に矯正した。回転矯正により高い真直度を得られているので、素材は温間矯正には適している。両者とも最高真直度が得られた条件に設定し、Fig. 56 のように回転型ブレード矯正、温間引張り矯正の順に組合せた。回転型ブレード矯正による真直度 κ は $2.62 \times 10^{-6} \text{ mm}^{-1}$ 、うねり高さ s は 0.128 mm に対し、組合せ矯正後の κ は $1.81 \times 10^{-6} \text{ mm}^{-1}$ 、 s は 0.117 mm となり、さらなる真直度向上、うねり高さ低減を達成した。

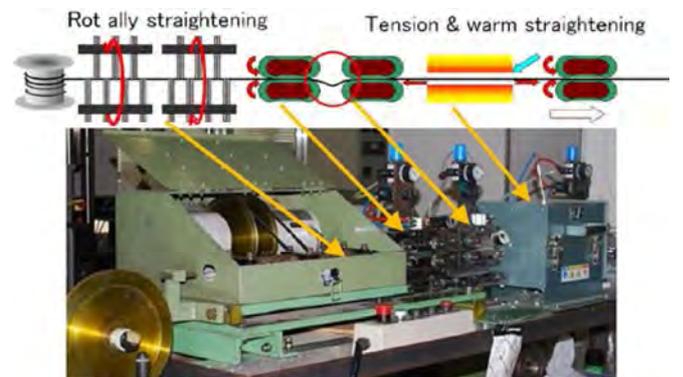


Fig. 56 Schematic illustration of combinatorial straightening

Fig. 57 に矯正後の線材を並べて拡大した写真を示す。曲げ曲げ戻し矯正で観察されたうねりが、ねじり矯正では全く確認されなかった。Fig. 58 に SMC.MARC の FEM

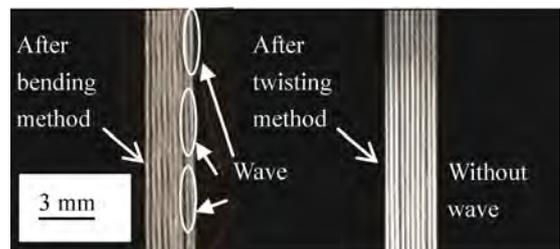


Fig. 57 Comparison of straightening between bending method and twisting method

シミュレーション結果を示す。複雑な回転矯正後の線材のうねりや真直と送りピッチ p との関係、および加工中の応力・ひずみや、矯正後の残留応力が定量的・視覚的に観察できるようになった。今後の矯正改善の有力なツールになりつつある。

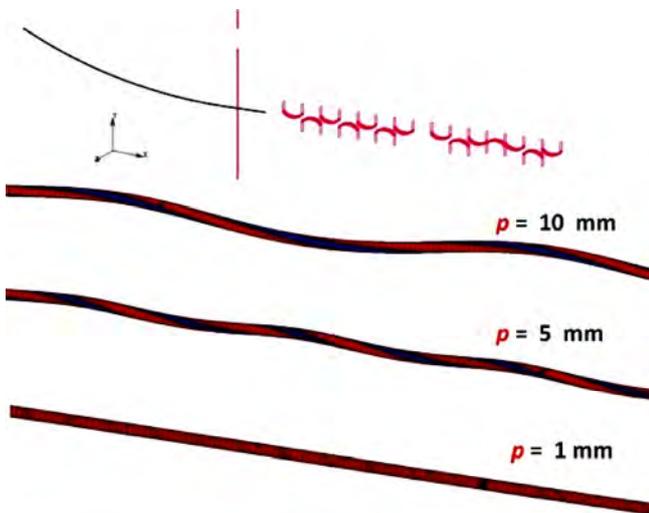


Fig. 58 FEM simulation of rotational blade straightening

3.5.4 まとめ

細線専用の相互に逆回転する回転型ブレード矯正で真直を試験した結果以下の結論を得た。

- (1) 回転型ブレード矯正では押込むコマを調整し、曲率低減矯正とする曲げ曲げ戻し矯正によって真直度 $\kappa=1.96 \times 10^{-5} \text{mm}^{-1}$ が得られた。
- (2) 回転型ブレード矯正では曲げ曲げ戻しよりも、ねじりによって格段に真直度が高く $\kappa=2.62 \times 10^{-6} \text{mm}^{-1}$ かつうねり高さ $s=0.128 \text{mm}$ の低減が可能である。
- (3) 回転型ブレード矯正により得られた高真直な線材を温間引張矯正と組み合わせることにより真直度 $\kappa=1.81 \times 10^{-6} \text{mm}^{-1}$ で、かつうねり高さ $s=0.117 \text{mm}$ の小さい矯正を達成できた。
- (4) FEMシミュレーションでは真直度のみならず回転矯正特有のうねりの発生原因も解明することが可能である。

4. おわりに

引抜き・矯正に取り組んで、一番勉強になるのは現場である。著者が現在まで訪問した引抜き・矯正の現場は100社を超えるだろう。そこで操業を担当している技術者・技能者と討論する中で何気ない一言に重要なヒントが隠されている。例えば、「15本のストランド中、何で両側近くのラインに真直の悪いワイヤーが多いのだろう？」と・・・

薄板・厚板の冷間加工・矯正加工は大手メーカーの技術者が現場と一体になって取り組んでおり技術向上が年々図られている。しかし、棒・線・管は2次加工メーカーが主体で、研究者が少ない上に現場の情報が研究者や学術機関に生の形で届きにくい。それが技術の進歩を足踏みさせている一因ともなっている。両者がより交流

して問題点の共有、その解決に注力することがますます大切と考えている。したがって著者らも機会さえあればいつでも、どこでも現場に馳せ参じるつもりでいる。

最後に本研究は天田金属加工機械技術振興財団（現公益財団法人天田財団）の数度にわたる研究開発助成のご支援の賜であり、ここに深甚の謝意を表します。

参考文献

- 1) 岩田 齊：塑性と加工，14-152(1973)，743-755.
- 2) B.Avitzur.: *Wire J. Int.*, (1974-11), 77-86.
- 3) 吉田一也・浅川基男：塑性と加工，30-342(1989-7)，935-940.
- 4) 稲数直次：塑性と加工，31-355(1990-8)，951-957.
- 5) 日本塑性加工学会編：引抜き加工，(1990)，コロナ社.
- 6) 中村芳美：塑性と加工，33-374(1992-3)，214-221.
- 7) 浅川基男：塑性と加工，39-447(1998-4)，338-341.
- 8) Ochiai.I., Nishida.S. & Tashiro.H.: *Wire J. Int.*, (1993-12)，50-61.
- 9) J.W.Pilarczyk: *Wire J. Int.*, (2005-1)，56-69.
- 10) 日比野文雄・瀬山長重：塑性と加工，24-270，(1983-7)，678-685.zannryuouryoku
- 11) 米谷茂・今井克哉：日本金属学会誌，54-3(1990)，336-345.
- 12) Renz, P., Steuff, W. & Kopp, R.: *Wire J. Int.*, (1996)，64-69.
- 13) 訓谷法仁・浅川基男：塑性と加工，38-433(1997)，147-152.
- 14) Asakawa, M., Sasaki, & W., Shishido, S.: *Wire J. Int.*, (2002-10)，68-72.
- 15) J. M. Atienza : *Wire J. Int.*, (2008-3)，70-75.
- 16) Komami, R., Asakawa, M. & Kubota, H.: *Proceeding of 9th ICTP*, (2008)，601.
- 17) Tanaka, Y., M., Asakawa, R., Komami, H., & Kubota, H., : *Wire J. Int.*, (2009-11)，66-71.
- 18) H. Overstam: *J. Materials Processing Technology*, 171(2006)，446-450.
- 19) 白崎園美・窪田紘明・駒見亮介・浅川基男：塑性と加工，49-568 (2011-5)，414-418.
- 20) Shirakawa, T., Asakawa, M., Shirasaki, S., & Ohno, Y.: *ICTP 2011. Steel Research Int.2011, special edition*, 291-296.
- 21) 中村保・近藤一義・西ヶ谷知栄：日本機械学会論文集(C編)，56-530(1990-10)，268-275.
- 22) 今村陽一・古堅宗勝・安藤芳信・丁場源：塑性と加工，41-472(2000-5)，477-472.
- 23) 村岡太郎・浅川基男・進藤聡・早川智也・照田伸二：第55回塑加連講論，(2004-11)，509-510.
- 24) Asakawa, M., Kajino, S., Ohsawa, Y., & Hashimoto, S.: *Wire J. Int.*, (2003-4)，111-115.
- 25) Asakawa, M., Hatakeyama, T., Tamura, Y., Kajino, S., Shishido, S. & Shimizu, S.: *Wire J. Int.*, (2004)，144 -151.
- 26) 梶野智史・浅川基男：塑性と加工，47-549，(2006-10)，953-957.
- 27) 梶野智史・畠山知浩・田村容子・大澤優樹・清水了・村岡太郎・浅川基男：塑性と加工，52-602(2011-3)，66-70.
- 28) 曾田長一郎：塑性と加工，5-41 (1964)，345-357.
- 29) 徳永春雄：塑性と加工，5-41(1964)，439-416.
- 30) 米谷茂・金子瑞雄・小早川誠市・矢入美登国：塑性と加工，5-41 (1964)，403-416.

- 31) 日比野文雄：塑性と加工，**35**-400(1994)，537.
- 32) 塑性加工学会編：70回塑性加工講習会資料・棒線材の矯正加工，(1995-12)
- 33) 日本鉄鋼協会編：棒線材矯正技術の最前線，(1998).
- 34) 日本鉄鋼協会創形創質工学会編：矯正技術の現状と新しい潮流，(2009-10)
- 35) O.Pawelski：塑性と加工（翻訳），**5**-41(1964-6)，445-456.
- 36) 齊藤誠・戸田宣・種村凱夫・藤倉正国・大石康夫：電気製鋼，**39**-5 (1968)，3-11.
- 37) 浅川基男：塑性と加工，**41**-468 (2000-1)，69-73.
- 38) 錦古里洋介・浅川基男・鈴木得功・柳橋卓・浜孝之：塑性と加工，**42**-491 (2001-12)，62-66.
- 39) 柳橋卓・浜孝之・小野田雄介・浅川基男：塑性と加工，**46**-537 (2005-10)，50-54.
- 40) 西岡多三郎・西岡猛：塑性と加工，**8**-73(1967-2)，90-94.
- 41) 須藤忠三・浅川基男：塑性と加工，**31**-352，(1990-5)，658-663.
- 42) 林弘治・和田知之・浅川基男：第42回塑加連講論，(1991-9)，169-172.
- 43) 濱田亮太・浅川基男・入沢辰之介・相澤重之・永平めぐみ・甘利正彦：鉄と鋼，**95**(2009-11)，780-787.
- 44) Hamada, R., Asakawa, M., Nagahira, M., & Amari, M.: *Wire J. Int.*, (2008-9), 81-87.
- 45) Nishimura, K., Asakawa, M. & Li, B.: *10thICTP*, (2011), *Steel Research Int. 2011, special edition*, 320-324.
- 46) 西畑三樹男：塑性と加工，**14**-145 (1973-2)，130-135.
- 47) Nagahira, M., Asakawa, M., Aizawa, S., Motoda, M., Yoshida, H., & Amari, M., : *Wire J. Int.*, (2007-11), 76-79.
- 48) Urabe, M., Asakawa, M., Kajino, S., Hamada, R., & Kashiya, D. : *Wire J. Int.*, (2009). 66-71.
- 49) 占部元彦・浅川基男・梶野智史・吉田将大：鉄と鋼**95**(2009-11)，794-800.
- 50) 鶴見一樹・加藤夏輝・作本興太・浅川基男：塑性加工春季講演会，(2012-6)，233-234.
- 51) 加藤夏輝・鶴見一樹・作本興太・浅川基男：第55回塑加連講論，(2012-11)，241-242.
- 52) 作本興太・浅川基男・加藤夏輝・鶴見一樹・菅野登美夫：塑性加工春季講演会，(2013-6).
- 53) 茅野修一・浅川基男・加藤夏輝・鶴見一樹・作本興太・菅野登美夫：塑性加工春季講演会，(2013-6).
- 54) 加藤夏輝・浅川基男・鶴見一樹・作本興太・菅野登美夫：塑性加工春季講演会，(2013-6).