

C

マンドレルおよび素管の軸方向変位を考慮したピルガー圧延3次元数値シミュレーション

原子力発電用燃料被覆管はピルガー圧延により製造されており、その重要性から圧延過程での管の品質を高度に維持する必要がある。また同時に生産性の向上も必要となっている。このような品質・生産性の向上のためにロール、マンドレルおよび潤滑油の研究開発がなされており、そこでは圧延中の管・マンドレル・ロールの挙動を十分に把握し得るモデルおよび計算手法が望まれている。ここでは、陽解法3D-FEM (LS-DYNA) と簡易モデルによるピルガー圧延計算結果の一例を示し、素管およびマンドレル変位が管伸びに及ぼす影響、および摩擦係数とそれらの関係について検討した結果を紹介する。



技術本部
エンジニアリングメカニクス事業部
応用技術部
豊島 史郎



技術本部
材料評価事業部
材料技術部
原田 誠

C-1 ピルガー圧延

ピルガー圧延の特徴は加工度を大きく設定でき、かつ寸法精度が高いことであるが、以下のように非常に複雑な機構であり非定常・非対称変形をとる加工であるため、高品質・高生産性の達成には多くの経験・研究開発が必要とされている^{*1)}。

ピルガー圧延では上下一対のロール（徐々に小さくなる孔型を有するロールで、ラック&ピニオン機構により回転・並進する工具）とマンドレル（素管内挿入長尺ロッドで支持される曲線形状工具）により管が製造される。加工過程は管のフィードと60°程度の回転、ロールの正転・前進（行き圧延）および逆転・後進（戻り圧延）の繰り返しからなり、フィード部位は加工度の大きな場合は百回を超える多数回の行き戻り圧延を受け最終形状となる。なお、管両端はチャックにより弱支持されており、管内外面にはそれぞれに適した潤滑油

が注入されている。

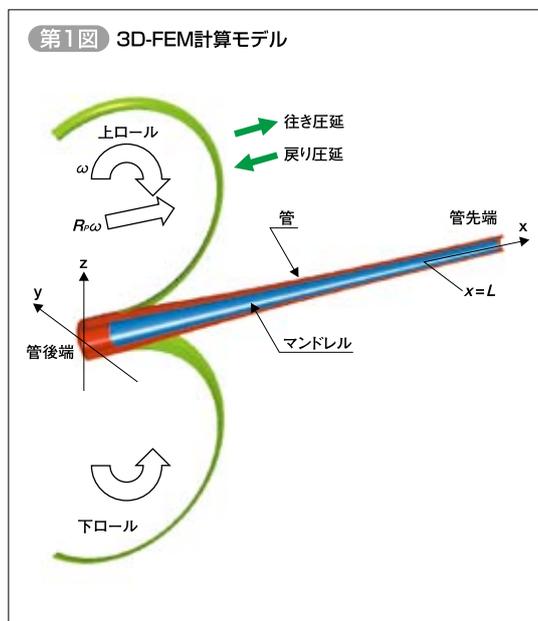
これまでにピルガー圧延の計算モデルおよび手法はいくつか提案されているが^{*2) ~*7)}、圧延中の素管およびマンドレル変位を考慮したものは報告されていない。これらの変位は管挙動・管伸びに大きく影響すると考えられる。また摩擦係数はそれらの変位に影響を及ぼす因子である。ここでは、摩擦係数 (μ_R : ロールと管、 μ_M : 管とマンドレル) が変形挙動に及ぼす影響の把握を目的として計算されたピルガー圧延3次元計算結果の一例と、その評価・軸方向変形メカニズムの理解にあたって作成した簡易モデルについて述べる。対象とした圧延は原子力発電用燃料被覆管第一パス圧延相当であり、素管寸法を外径64mm、肉厚11mm、加工ゾーン長を $L=620\text{mm}$ としている。

参考文献

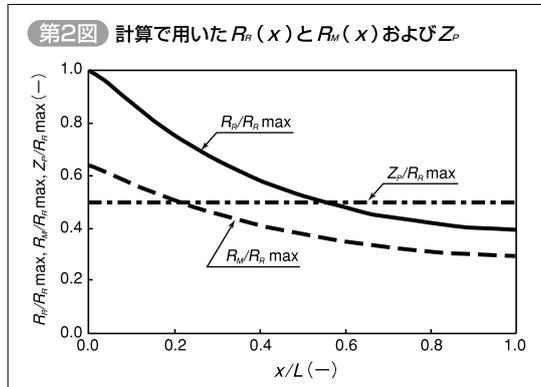
- *1) 阿部秀明、古堅宗勝：塑性と加工、第49巻（2008-9）、p.78.
- *2) H.Yoshida et al. : Annals CIRP, Vol.24 (1975) , p.191.
- *3) M.Furugen et al. : Journal of Mechanical Working Technology, Vol.10 (1984) , p.273.
- *4) S.Mulot et al. : Journal of Material Processing Technology, Vol.60 (1996) , p.505.
- *5) J.L.Aubin et al. : Zirconium in the Nuclear Industry: Tenth International Symposium, ASTM STP 1245, 1994, p.245.
- *6) J.L. Aubin et al. : Zirconium in the Nuclear Industry: Twelfth International Symposium, ASTM STP 1354, 2000, p.460.
- *7) M.Harada et al. : Zirconium in the Nuclear Industry: Fourteenth International Symposium, ASTM STP 1467, 2005, p.233.

C-2 3次元FEM計算

3次元FEM計算モデルと座標系を第1図に示す (x : 軸方向、 y : 幅方向、 z : 圧下方向)。ロールは剛体とし、ロール回転中心にミル剛性を示す線形バネ k_R を付加し、角速度 ω および x 方向速度 $R_r\omega$ を付与した (R_r : ピニオンギア半径)。マンドレルも剛体として取り扱い、後端部に支持ロッドの線形バネ k_M を付加した。管は等方弾塑性体とし、管後端にはチャック支持・滑りを模擬する非線形バネ k_p を付加した。ロールおよびマンドレル形状はあらかじめ定められるが、圧延部管形状は多数回の行き・戻り圧延計算結果として求められるものであり、計算前に精度ある形状を設定することは難しい。ここでは、管外径を無負荷時の上下ロール溝底距離 $2R_r(x)$ 、内径をマンドレル径 $2R_M(x)$ とした。第2図に計算で用いた $R_r(x)$ と $R_M(x)$ を示す。圧延中はミル剛性の影響により上下ロール間距離が若干開くため、上記の管外

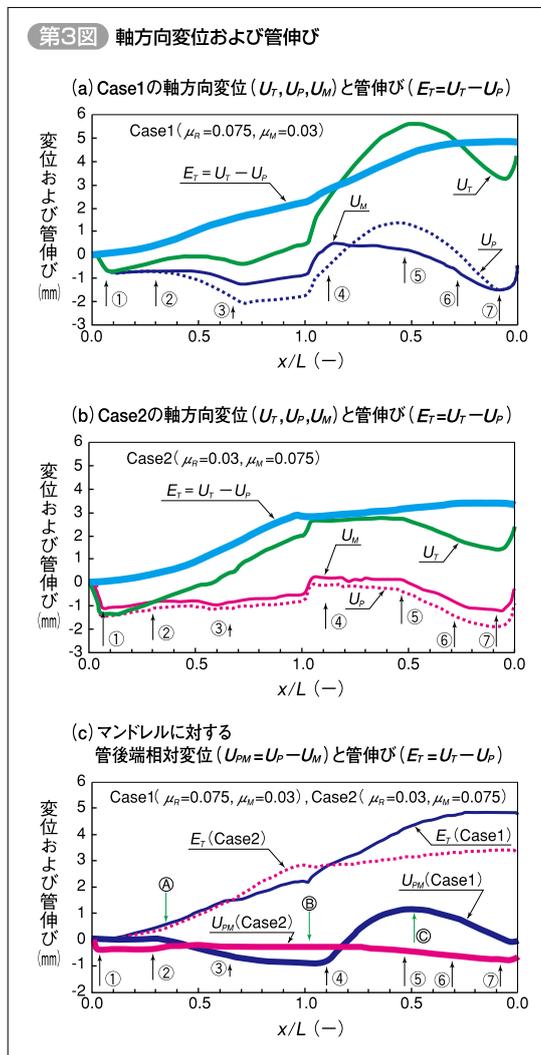


径は実際の管外径よりも若干小さめとなっている。なお、圧延力による上下ロール間距離の増分、すなわちミルジャンプ $\delta(x)$ を適当に考慮して管外径を $2(R_r(x) + \delta(x))$ とした計算結果の行き・戻り圧延における摩擦係数と管伸び傾向は同様であったことを付記しておく。



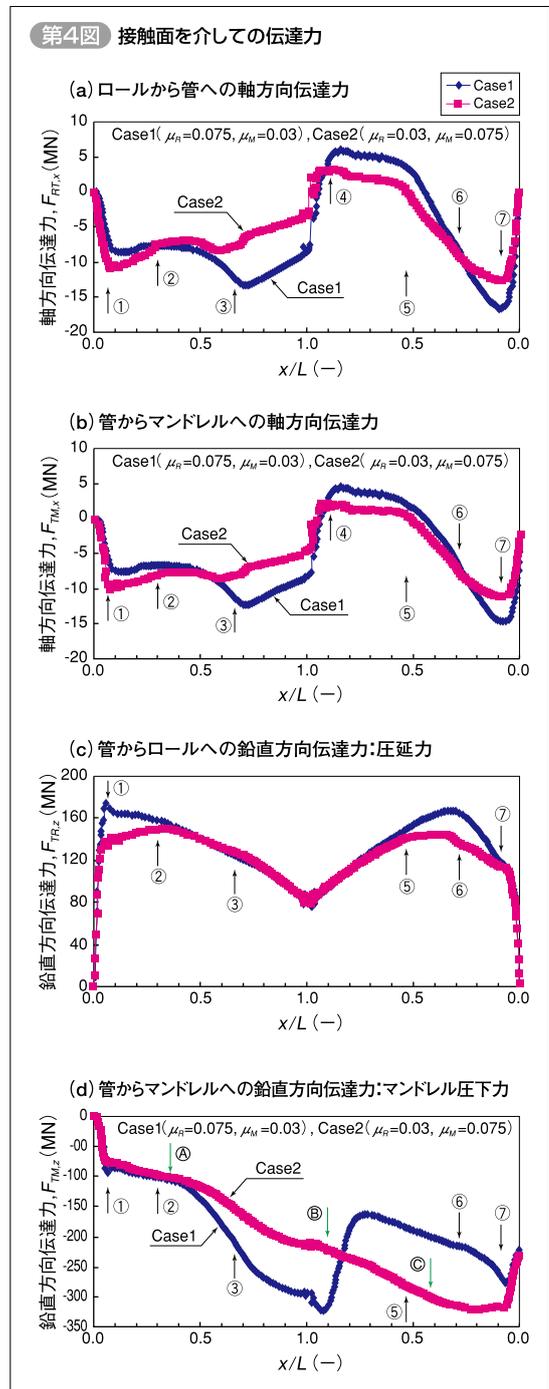
ここでは上下左右に対称条件を付加した1/4モデルにおいて、摩擦係数を $(\mu_R, \mu_M) = (0.075, 0.03)$: Case 1 と $(0.03, 0.075)$: Case 2 とした場合のフィード $f = 1 \text{ mm}$ に対する行き・戻り圧延結果を示す。

第3図(a)と(b)に圧延位置 x と軸方向変位を示す (U_M : マンドレル、 U_P : 管後端、 U_T : 管先端、 $E_T = U_T - U_P$: 管伸び)。なお、図中の①~



⑦は変位の特徴を示す点である。マンドレルと管後端の変位挙動は行き圧延と戻り圧延で異なっており、またCase 1とCase 2とでも異なっている(摩擦係数の影響を受けている)。管伸びについては行き圧延ではCase 2のほうが、戻り圧延ではCase 1のほうが大きい。これらより管伸びはマンドレル変位だけでなく管後端変位とも関係していると考えられる。マンドレルに対する管後端の相対変位 $U_{PM}(x) = U_P(x) - U_M(x)$ を図(c)にプロットした。これより、 $dU_{PM}(x)/dx \geq 0$ の場合に管伸び率 $dE_T(x)/dx$ が大きくなっており (Case 1での③~⑤)、 $dU_{PM}(x)/dx < 0$ の場合に管伸び率は小さくなっている (Case 1での①~②と⑦以降、Case 2での⑥以降) ことがわかる。

第4図(a)~(d)に圧延位置 x と接触面を介しての伝達力を示す ($F_{RT,i}(x)$: ロールから管

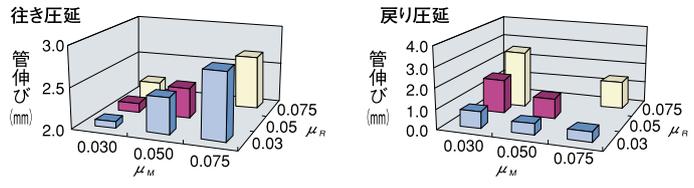


に伝達される*i*方向の力、 $F_{TMi}(x)$ ：管からマンドレルに伝達される*i*方向の力)。軸方向変位および管伸びを示す特徴点①～⑦は軸方向伝達力にも現われている。Case 2での行き圧延前半部と戻り圧延後半部の圧延力はCase 1のそれよりも小さくなっている。Case 2の管後端後退変位がCase 1のそれよりも大きいことがその理由と考えられる。なお、管伸びが小さくなる場所（Case 1の行き圧延後半部、Case 2の戻り圧延後半部）ではマンドレル圧下力が大きくなっている。

第5図に摩擦係数 μ_R と μ_M を変化させた場合の

行き・戻り圧延での管伸びを示す。行き圧延での管伸びは μ_R が小さいほど μ_M が大きいほど大きく、戻り圧延での管伸びは μ_R が大きいほど μ_M が小さいほど大きくなっている。

第5図 摩擦係数(μ_R, μ_M)と管伸び



C-3 軸方向変位・管伸びメカニズム

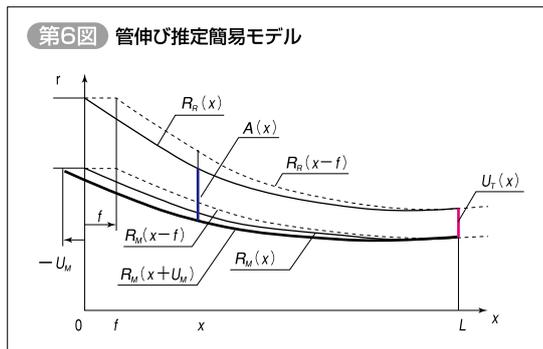
FEM結果と以下に示す簡易解析モデル (A) ~ (C) により軸方向変位・管伸びメカニズムについて検討する。

(A) マンドレル変位 U_M と管伸び $E_T(x)$

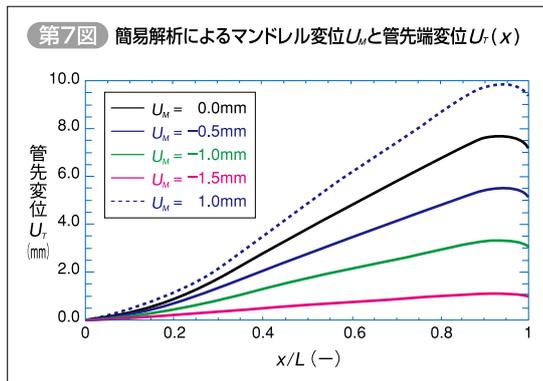
圧延中の管形状をロール溝底半径 $R_R(x)$ とマンドレル半径 $R_M(x)$ を持つテーパ管、材料を非圧縮性、管後端を固定として、 x まで圧延したときの管先端変位 $U_T(x)$ すなわち管伸び $E_T(x)$ を求めると、 $U_T(x)$ は式 (1) で表される (第6図参照)。 $f=1\text{mm}$ とした場合の計算結果を第7図に示す。これよりマンドレル変位が管伸びに大きく影響することがわかる。また $U_M=-1\text{mm}$ のとき $U_T(L)=3\text{mm}$ となっておりFEM結果とある程度対応している。

$$U_T(x) = \frac{\int_f^x \left\{ \begin{aligned} &R_R(x-f)^2 - R_M(x-f)^2 \\ &- \left[R_R(x)^2 - R_M(x-U_M)^2 \right] \end{aligned} \right\} dx}{R_R(x)^2 - R_M(x-U_M)^2} \quad (1)$$

第6図 管伸び推定簡易モデル



第7図 簡易解析によるマンドレル変位 U_M と管先端変位 $U_T(x)$

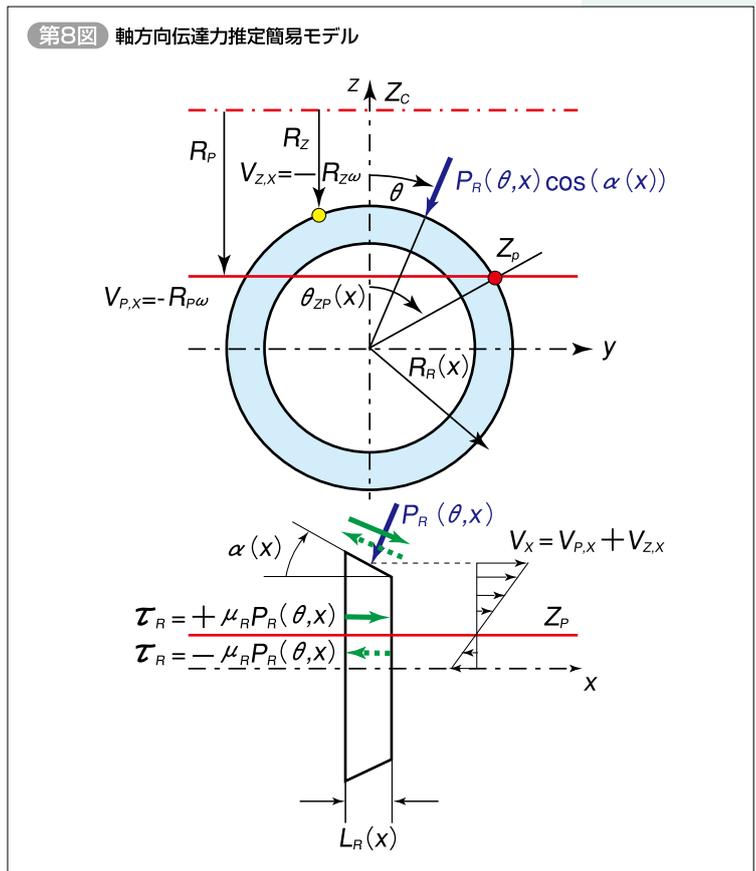


(B) ロールから管への軸方向伝達力

軸力推定簡易モデルを第8図に示す。 z 軸から Z_p までの角度を $\theta_{Zp}(x)$ 、管表面の傾斜角を $\alpha(x)$ 、接触長を $L_R(x)$ 、接触垂直応力を $P_R(\theta, x)$ 、圧延方向の接触せん断応力を $z \geq Z_p$ で $\mu_R P_R(\theta, x)$ 、 $z \leq Z_p$ で $-\mu_R P_R(\theta, x)$ として行き圧延でロールから管に伝達される軸方向力 $F_{RTx}(x)$ を求める (戻り圧延では $\mu_R = -\mu_R$)。さらに簡略化して $P_R(\theta, x) = P_R(x)$ とすると式 (2) のように近似される。

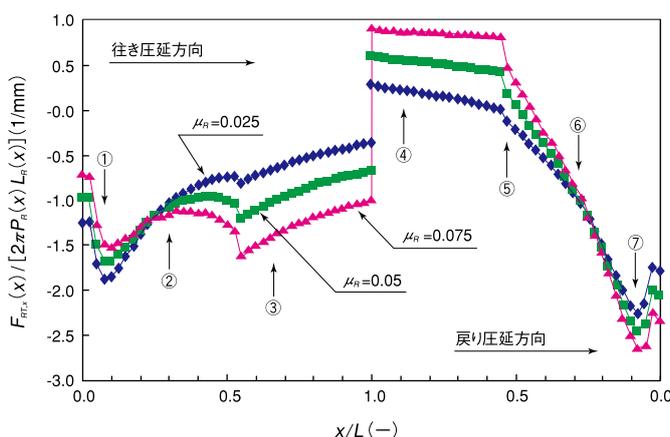
$$\frac{F_{RTx}(x)}{2\pi P_R(x) L_R(x)} \approx R_R(x) \cos(\alpha(x)) \left[-\tan(\alpha(x)) + \mu_R \left\{ 2 \left[\frac{\theta_{Zp}(x)}{\pi/2} \right] - 1 \right\} \right] \quad (2)$$

第8図 軸方向伝達力推定簡易モデル



第9図に μ_R と $F_{RT,x}(x) / \{2\pi P_R(x) L_R(x)\}$ の関係、およびFEMの軸方向変位と伝達力の特徴点①～⑦を示す。この図とFEM結果(第4図(a))は比較的よく一致している。これより、摩擦係数 μ_R が大きいと、行き・戻り圧延とも後半部でロールから管への伝達力が大きくなることがわかる。また、特徴点①と⑦は $a(x)$ すなわち $dR_R(x) / dx$ が最大となる位置、②と⑥は伝達力に μ_R の影響が現れない位置($\theta_{zp}(x) = 45^\circ$)、③と⑤は $R_R(x) = Z_p$ となる位置($\theta_{zp}(x) = 0^\circ$)と関係していることがわかる。

第9図 簡易解析によるロールから管への軸方向伝達力 $F_{RT,x}(x)$



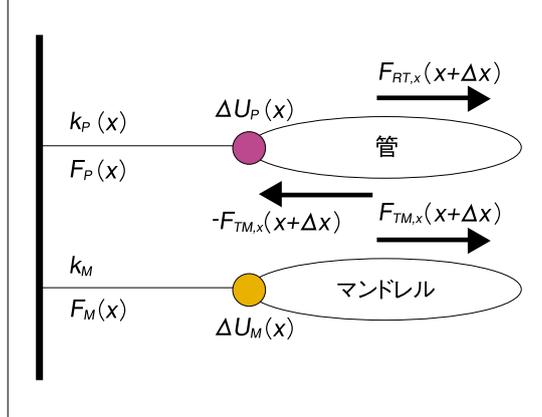
(C) マンドレル・管後端変位と管伸び

第10図の2自由度モデルにより管後端およびマンドレルの軸方向変位を推察する(図中の $F_P(x)$ と $F_M(x)$ はそれぞれ k_P と k_M のパネ力である)。力のつりあい式より $U_M(x+\Delta x)$ および $\Delta U_P(x) - \Delta U_M(x)$ は次のように近似される。

$$U_M(x+\Delta x) \approx \frac{F_{RT,x}(x+\Delta x)}{k_M} \quad (3)$$

$$\Delta U_P(x) - \Delta U_M(x) \approx \frac{F_{RT,x}(x+\Delta x) - F_{TM,x}(x+\Delta x)}{b(x)k_M} \quad (4)$$

第10図 管後端およびマンドレルの軸方向変位推察の2自由度簡略モデル



ここに $k_P(x) = b(x)k_M$ であり、管後端が滑っている場合を対象として $b(x) < 1$ 、 $|F_{RT,x}(x+\Delta x)| > |F_P(x)|$ としている。これより、 $|F_{RT,x}(x+\Delta x)|$ が大きいほど $|U_M(x+\Delta x)|$ も大きくなり、 $F_{RT,x}(x+\Delta x) \geq F_{TM,x}(x+\Delta x)$ の場合に $U_P(x) \geq U_M(x)$ となることがわかる。 $F_{TM,x}(x)$ は管内接触面での接触応力状態より求まるものであり、摩擦係数 μ_M が及ぼす影響は大きいと考えられる。

マンドレル変位と管伸び：(A)での「マンドレル後退量が大きくなると管伸びは小さくなる」を管伸び尺度とすると、マンドレル変位と管伸びは次のように推察される。[1] 行き圧延では(B)より $F_{RT,x}(x) < 0$ となるので式(3)より $U_M(x) < 0$ となり、マンドレルは後退する。 $|F_{RT,x}(x)|$ は μ_R に比例するので、 μ_R が小さいほど後退量が減少し、管伸びは大きくなると考えられる。[2] 戻り圧延では $F_{RT,x}(x) > 0$ 、 $U_M(x) > 0$ となり、マンドレルは前進する。 μ_R が大きいほど前進量が増え、管伸びは大きくなると考えられる。

管後端変位と管伸び：「管後端変位が正(マンドレル変位に対して正)となると管伸びは大きくなる」を管伸び尺度として、 $F_{RT,x}(x) = F_{TM,x}(x)$ の状態では μ_M が若干大きくなった場合を想定すると、管後端変位と管伸びは次のように推察される。[3] 行き圧延では $F_{RT,x}(x) < 0$ である。 μ_M が大きくなると $0 > F_{RT,x}(x) > F_{TM,x}(x)$ となり、式(4)より $U_P(x) > U_M(x)$ となる。よって、 μ_M が大きいほど管伸びは大きくなると考えられる。[4] 戻り圧延では $F_{RT,x}(x) > 0$ である。 μ_M が小さくなると $F_{RT,x}(x) > F_{TM,x}(x)$ となり、式(4)より $U_P(x) > U_M(x)$ となる。よって、 μ_M が小さいほど管伸びは大きくなると考えられる。上記の[1]～[4]はFEMによる摩擦係数と管伸び傾向と対応しており、(B)および(C)が摩擦係数と管伸びの関係を特徴づけていると考えられる。

一例ではあるが、3次元FEM計算と簡易モデルとの併用により、マンドレルと素管の軸方向変位が管伸びに及ぼす影響・メカニズムを検討した。今後は、より現実に近い条件での計算(対称条件を外し、フィード時の素管回転を考慮した多ストローク計算)を行う予定である。最後に、ビルガー圧延についての教示および数値計算によるメカニズム検討の機会を与えていただいた(株)ジルコプロダクツ・製造開発部門の方々、3次元FEM計算においてご指導いただいた神戸市立工業高等学校・中西宏教授に深謝する次第である。