

# 17%Cr-7%Niステンレス鋼の圧延荷重予測モデル

矢澤 武男\*・富澤 淳\*<sup>2</sup>・芝原 隆\*・高山 透\*・池田 敏郎\*<sup>3</sup>

Load Prediction Model of 17%Cr-7%Ni Stainless Steel in Cold Rolling

Takeo YAZAWA, Atsushi TOMIZAWA, Takashi SHIBAHARA, Toru TAKAYAMA and Toshiro IKEDA

**Synopsis :** The load prediction model of 17%Cr-7%Ni stainless steel in cold rolling has been developed. In this model, the flow stress equations included deformation-induced martensitic transformation and the mathematical model of rolling load based on the approximate theory of Bland & Ford are considered. The volume fraction of martensite by ferrite scope was modified by X-ray diffraction method. The flow stress were investigated from the tension tests of sheets pre-strained by rolling with temperature range from 20°C to 200°C, and the flow stress equations were established from parameters of the volume fraction of martensite, material temperature, equivalent strain and strain rates. The rolling load, the volume fraction of martensite and the strip temperature calculated by this load prediction model were consistent with the experimental results. By using this load prediction model, it is made clear that the rolling load and the volume fraction of martensite depends on strip temperature and rolling speed greatly.

**Key words :** cold rolling ; 17%Cr-7%Ni stainless steel ; deformation-induced martensitic transformation ; flow stress equation ; load prediction model.

## 1. 緒言

オーステナイト系ステンレス鋼は冷間加工により加工誘起マルテンサイトが生成し、著しく加工硬化する。そのために、17%Cr-7%Ni (SUS301) 鋼板や18%Cr-8%Ni (SUS304) 鋼板をはじめとするオーステナイト系ステンレス鋼板の冷間圧延では、圧延荷重の制限によるドラフトスケジュールの制約が問題となる場合がある。一方、オーステナイト系ステンレス鋼は、加工温度により、加工誘起マルテンサイトの生成挙動が大きく変化することが知られている。したがって、圧延温度を考慮した正確な圧延荷重予測を行うことが重要な課題である。

加工誘起マルテンサイトを考慮した変形抵抗式はSUS304鋼板についていくつかの研究<sup>1-3)</sup>があるが、冷間圧延における圧延荷重予測に適用した報告は少なく<sup>4)</sup>、より加工誘起マルテンサイトの生成しやすいSUS301ステンレス鋼板に着目して研究を行った例は少ない<sup>5)</sup>。

そこで本報では、SUS301鋼板の冷間圧延時に生成する加工誘起マルテンサイトの生成挙動を明らかにするとともに、温度、相当ひずみ、ひずみ速度を考慮した変形抵抗式を作成し、オーステナイト系ステンレス鋼板の冷間圧延に適用しうる圧延荷重予測モデルを構築した<sup>6)</sup>。さらに、本モデルを用いてオーステナイト系ステンレス鋼板の冷間圧延で問

題とされる初期コイル温度変化に起因した荷重変動、および高級バネ等に使用されるステンレス鋼ハード材圧延で問題となる製品硬度の変動要因について検討を行った。

## 2. 実験方法

供試材としてTable 1に示すSUS301鋼板を用いた。

冷間圧延時の加工誘起マルテンサイトの生成挙動を調査するためTable 2に示す条件にて圧延を実施した。加工発熱、ロール抜熱の影響をできる限り少なくするため、圧延速度を100m/min、各パスの圧下率を1~2%として、総圧下率で60%まで多パス圧延した。各パスの入・出側温度は設定温度に対して約±3°Cである。

Table 1. Chemical compositions of 17%Cr-7%Ni stainless steel used. (mass%)

C	Si	Mn	Cr	Ni	Nb	Cu	N	Mo
0.11	0.57	0.75	16.9	6.69	0.002	0.20	0.0326	0.13

Table 2. Rolling conditions in model mill.

Sheet	1.0t×50w×300 mm
Work roll diameter	φ105 mm 4Hi mill
Rolling speed	100 m/min
Total reduction	0~60 % (each pass 1~2 %)
Rolling temperature	18,40,70,120,180 °C
Lubricant	Neat

平成8年6月17日受付 平成8年11月12日受理 (Received on June 17, 1996; Accepted on Nov. 12, 1996)

\* 住友金属工業(株)総合技術研究所 (Corporate Research and Development Laboratories, Sumitomo Metal Industries, Ltd., 3 Hikari Kashima 314)

\* 2 住友金属工業(株)和歌山製鉄所 (Wakayama Steel Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

\* 3 住友金属工業(株)直江津製造所 (Naoetsu Works, Sumitomo Metal Industries, Ltd.)

Table 3. Conditions of tension tests of sheets pre-strained by rolling.

Rolling tests	Sheet	1.0t×70w mm
	Rolling speed	10 m/min
	Rolling temperature	20,200 °C
	Reduction	20,40,60 %
Static tensile tests	Specimen	JIS13B
	Range of extensometer	50 mm
	Tensile speed	0.09 mm/min
	Test temperature	20,100,200 °C
Dynamic tensile tests	Specimen	JIS13B
	Range of extensometer	10 mm
	Tensile speed	1~500 mm/min
	Test temperature	20 °C

変形抵抗は、圧延-引張試験法を用いて調査し、温度、相当ひずみ、ひずみ速度との関係を求めた。圧延-引張試験条件をTable 3に示す。変形抵抗は、引張試験のチャートから0.2%耐力を測定して求めた。

### 3. 加工誘起マルテンサイトの定量法

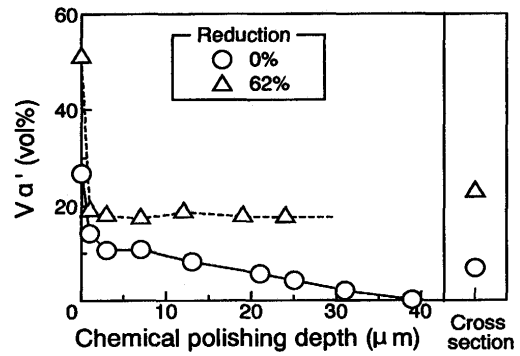
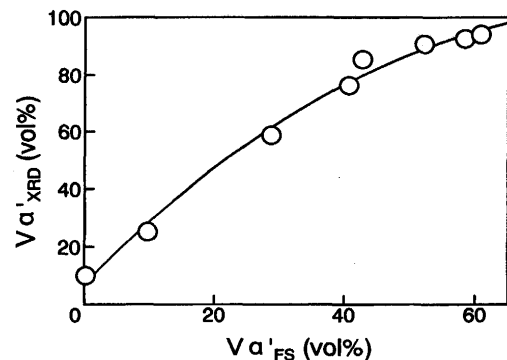
加工誘起マルテンサイト( $\alpha'$ 相)の体積率の測定には、磁気誘導によるフェライト含量計(Fisher製)を用いた。また、フェライト含量計の測定精度を向上するため、X線回折測定により得られた定量値を用いて校正を行った。

#### 3.1 X線回折による定量計算

表面酸化膜を除去した鋼板試料にX線回折測定(Cu対陰極, 30kV-100mA)を実施した。定量計算は、まず $\alpha'$ 相とオーステナイト相( $\gamma$ 相)の回折X線ピーク位置から計算した各相の格子定数および鋼の組成を用いて理論的な回折X線の相対強度 $R_{(hkl)}$ を求め、一方でX線回折図形から $\alpha'$ 相については(110), (200), (211), (220), (222)の5本,  $\gamma$ 相については(111), (200), (220), (311), (222), (331)の6本の回折X線ピーク強度 $I_{(hkl)}$ を求めた。このうち、強度平均化法<sup>7)</sup>によって結晶配向の影響を軽減するため、 $R_{(hkl)}$ と $I_{(hkl)}$ から $\alpha'$ 相(110)と $\gamma$ 相(111)のランダム化した回折X線ピーク強度を計算した。この実験的に求めた強度 $I\alpha'_{(110)}$ ,  $I\gamma_{(111)}$ と理論的な相対強度 $R\alpha'_{(110)}$ ,  $R\gamma_{(111)}$ より $\alpha'$ 相の体積率を求めた<sup>8)</sup>。ただし、b.c.t.構造の $\alpha'$ 相と後述するb.c.c.構造のフェライト相( $\alpha$ 相)をX線回折図形によって区別することは角度分解能の上で困難であったため、この定量計算においては $\alpha'$ 相と $\alpha$ 相を区別せず、 $\alpha'$ 相として取り扱った。

#### 3.2 表面近傍 $\alpha'$ 相の定量値への影響

鋼板表面に対してX線回折測定を行った場合、冷間圧延していない試料でも10から数10vol%の $\alpha'$ 相が検出された。そこで、20vol% HF-80vol%  $H_2O_2$ 溶液への浸漬処理によって試料表面からの化学研磨を行い、研磨深さを変化させてX線回折測定による $\alpha'$ 相体積率( $V\alpha'$ )の定量を実施した。その結果、試料へのX線侵入深さが $\mu\text{m}$ オーダーであるため、深さ方向の存在率変化の影響もあるが、Fig. 1に示した例のように、

Fig. 1. Volume fraction of martensite( $V\alpha'$ ) as a function of chemical polishing depth.Fig. 2. Comparison of the volume fraction of martensite determined by X-ray diffraction method( $V\alpha'_{XRD}$ ) with that measured by ferrite scope( $V\alpha'_{FS}$ ).

表面から約 $1\mu\text{m}$ 以内の領域で $\alpha'$ 相の存在率が高くなっていることが明らかになった。これは、鋼板の焼鈍などの工程で表面近傍に発生した $\alpha$ 相もしくは $\alpha'$ 相の存在によるものと考えられ、この相の表面濃化はX線を極低角度一定で入射して回折角のみを走査する視斜角入射X線回折法<sup>9)</sup>においても確認された。

この表面濃化相が $\alpha'$ 相体積率の定量値へ及ぼす影響を除くため、以下の方法を行った。すなわち、鋼板を帯状に切断して重ね合わせた断面試料を作成し、重ね合わせた切断面をエメリー紙によって研磨したのち、さらに研磨ひずみ部を除去する目的で研磨面から深さ方向に約 $15\mu\text{m}$ を上述の化学研磨により除去し、この化学研磨面に対してX線回折測定を行った。この断面試料の化学研磨面の測定結果をFig. 1 (Cross section)に併記したが、表面近傍の $V\alpha'$ の分布を考慮した板厚方向の平均的な測定値となっている。そこで、本報でのX線回折測定での $V\alpha'$ の定量化はすべて断面試料の測定値を用いることとした。

#### 3.3 フェライト含量計の校正曲線

より簡便な評価法であるフェライト含量計の測定精度を向上する目的で、フェライト含量計による $\alpha'$ 相の体積率測定値( $V\alpha'_{FS}$ )とX線回折による定量値( $V\alpha'_{XRD}$ )の校正曲線を作成した。結果をFig. 2に示すが、両者には良い相関が得られた。そこで実際の測定は、簡便なフェライト含量計を

用いて行い、Fig. 2 の校正曲線から高精度のマartenサイト生成率を算出した。

### 4. 17%Cr-7%Niステンレス鋼板の圧延荷重予測モデル

#### 4.1 マartenサイト生成式

##### 4.1.1 加工誘起マartenサイトV $\alpha'$ の定式化

圧延温度を5水準変更して圧延した試料のV $\alpha'$ の測定結果をFig. 3に示す。圧延温度によりV $\alpha'$ の生成量が大きく異なり、圧延温度が低いほどV $\alpha'$ も大きくなる。

三谷ら<sup>2)</sup>が報告しているように、V $\alpha'$ が50vol%生成する相当ひずみ $\bar{\epsilon}_c$ を用いてFig. 3の結果を整理すると、Fig. 4のようにV $\alpha'$ は圧延温度によらず一つの曲線で表される。Fig. 4の結果を回帰し、V $\alpha'$ 生成式を式(1)のように求めた。

$$V\alpha' = \eta_1 \left\{ 1 + \eta_2 \left[ \frac{\bar{\epsilon}}{\bar{\epsilon}_c} \right]^{-B} \right\}^{-1} \times 100 (\text{vol}\%) \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、Bは定数、 $\eta_1$ 、 $\eta_2$ は実験結果をより精度良く表現するために用いた補正係数である。

$$\eta_1 = 0.86, \eta_2 = 0.67, B = 1.96$$

また、 $\bar{\epsilon}_c$ は、Tを圧延温度(°C)として実験結果を最も良く表現できる関数形を選択し、次式とした。

$$\bar{\epsilon}_c = \exp(-1.56 + 0.02T) \quad \dots\dots\dots (2)$$

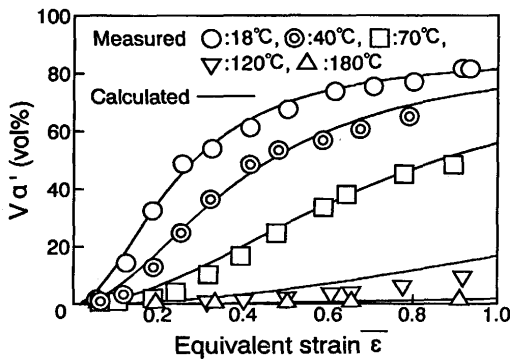


Fig. 3. Relationship between volume fraction of martensite and equivalent strain at rolling temperature of 18°C to 180°C.

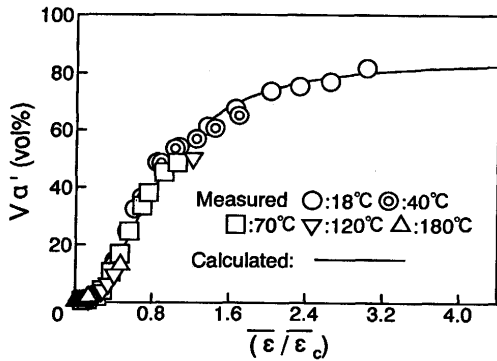


Fig. 4. Relationship between volume fraction of martensite and the ratios of equivalent strain  $\bar{\epsilon}$  to the critical equivalent strain  $\bar{\epsilon}_c$  for 50% total generated martensite.

なお、式(1)、(2)により計算した結果をFig. 3中に実線で示す。計算値は、実測したV $\alpha'$ と良く一致している。

#### 4.1.2 マartenサイト生成式の温度、ひずみ履歴に対する計算手法

圧延温度T<sub>1</sub>で相当ひずみ $\bar{\epsilon}_1$ まで圧延後、温度T<sub>2</sub>で $\bar{\epsilon}_2$ まで圧延したときのV $\alpha'$ は以下のように算出する。

まず、温度T<sub>1</sub>のマartenサイト生成曲線に沿ってV $\alpha'$ (T<sub>1</sub>,  $\bar{\epsilon}_1$ )を求める。次に、圧延温度がT<sub>1</sub>からT<sub>2</sub>に変化するが、温度が変化してもV $\alpha'$ (T<sub>1</sub>,  $\bar{\epsilon}_1$ )の増減はないと考え、V $\alpha'$ (T<sub>1</sub>,  $\bar{\epsilon}_1$ ) = V $\alpha'$ (T<sub>2</sub>,  $\bar{\epsilon}_m$ )の関係から $\bar{\epsilon}_m$ を逆算する。温度T<sub>2</sub>のマartenサイト生成曲線に沿って、 $\bar{\epsilon}_m$ を始点として相当ひずみ増分( $\bar{\epsilon}_2 - \bar{\epsilon}_1$ )の計算を行えば、最終的に生成したV $\alpha'$ が求められる。すなわち、下式より計算することができる。

$$V\alpha' = V\alpha'(T_2, \bar{\epsilon}_m + (\bar{\epsilon}_2 - \bar{\epsilon}_1)) \quad \dots\dots\dots (3)$$

初期パスを100°C、200°Cで圧延し、それ以降20°Cで圧延した場合のV $\alpha'$ と、式(3)による計算値の比較をFig. 5に示す。式(3)により圧延温度が大きく変化した場合でもV $\alpha'$ の推定が可能である。

#### 4.2 SUS301鋼の変形抵抗式

変形抵抗 $\bar{\sigma}$ は三谷ら<sup>2)</sup>の提案に基づき、(4)式のように定式化を行った。

$$\bar{\sigma} = (1-M)\bar{\sigma}_A + M\bar{\sigma}_M \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで、 $\bar{\sigma}_A$ 、 $\bar{\sigma}_M$ ： $\gamma$ 相、 $\alpha'$ 相の変形抵抗

M：マartenサイト体積比(体積率V $\alpha'$ /100)

それぞれの相の変形抵抗については、Table 3に示した条件で静的引張試験及び動的引張試験を実施し、温度、相当ひずみ、ひずみ速度との関係を調査した。

##### 4.2.1 静的変形抵抗式

$\gamma$ 相の静的変形抵抗 $\bar{\sigma}_A^{ST}$ は、200°Cで圧延を実施後、V $\alpha'$ が2 vol%以下の試料に、20°C、100°C、200°Cの温度で静的引張試験を行い調査した。結果をFig. 6に示す。

Fig. 6の結果を回帰して、 $\bar{\sigma}_A^{ST}$ (MPa)を式(5)のように求めた<sup>3)</sup>。

$$\bar{\sigma}_A^{ST} = \bar{\sigma}_0^{ST} + 990 \{ 1 - \exp(-0.95\bar{\epsilon}) \}^{0.55} \quad \dots\dots\dots (5)$$

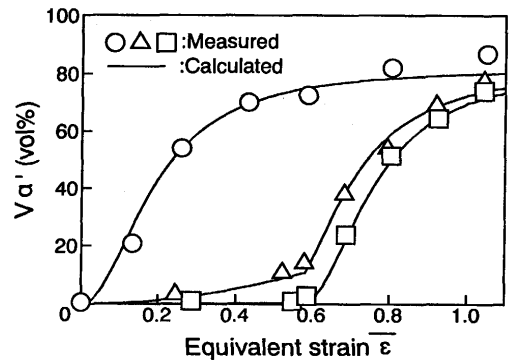


Fig. 5. Comparison of the experimental value with calculated value in volume fraction of martensite.

- ：Rolling temp.: 20°C
- △：Rolling temp.: 100°C ( $\bar{\epsilon} \leq 0.6$ ) → 20°C ( $\bar{\epsilon} > 0.6$ )
- ：Rolling temp.: 200°C ( $\bar{\epsilon} \leq 0.6$ ) → 20°C ( $\bar{\epsilon} > 0.6$ )

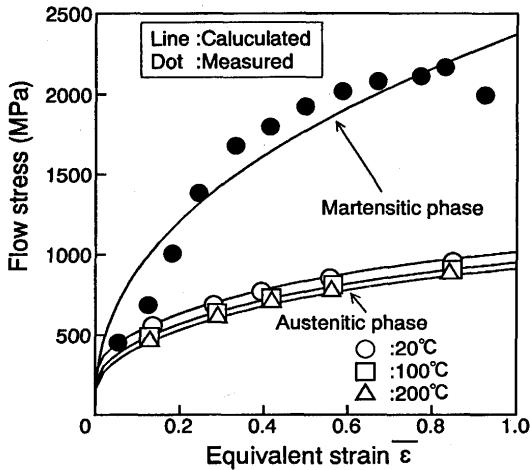


Fig. 6. Relationship between the flow stress and the equivalent strain for austenitic phase and martensitic phase.

ここで、 $\bar{\sigma}_0^{ST}$  (MPa)は、予ひずみを加えていない母材試料に引張温度を20°C~200°Cに変化させた引張試験結果から、式(6)のように求めた。

$$\bar{\sigma}_0^{ST} = 68.4 \exp[387/(T+273)] \dots\dots\dots (6)$$

$\alpha'$ 相の静的変形抵抗 $\bar{\sigma}_M^{ST}$  (MPa)は、18°Cの圧延材から実測した $V\alpha'$ 、同圧延材の静的引張試験から得た0.2%耐力 $\bar{\sigma}$ 、及び(5)、(6)式から求めた $\gamma$ 相の変形抵抗 $\bar{\sigma}_A^{ST}$ を用いて式(4)から逆算して求めた。逆算した $\bar{\sigma}_M^{ST}$ を同じくFig. 6に示す。 $\bar{\sigma}_M^{ST}$ の温度依存性は小さいと仮定して、Fig. 6のデータを回帰し、式(7)を得た。

$$\bar{\sigma}_M^{ST} = 2370 \epsilon^{0.42} \dots\dots\dots (7)$$

4.2.2 ひずみ速度依存性

前節で求めた静的変形抵抗式は、ひずみ速度約 $10^{-4}$  (1/s)の引張試験の結果から導いた。しかしながら、実際の圧延加工中のひずみ速度は $10 \sim 10^3$ 程度であり、前節の変形抵抗式では圧延荷重の予測に大きな誤差を生じることが予想される。そこで、圧延中のひずみ速度よりは小さい範囲であるが、予備圧延により相当ひずみ0~80%の圧下を付与した圧延材にTable 3に示した条件で引張速度を変化させた動的引張試験(ひずみ速度 $10^{-3} \sim 10^0$ )を実施し、 $\gamma$ 相、 $\alpha'$ 相それぞれの変形抵抗に及ぼすひずみ速度の影響を調査した。

Fig. 7に $\gamma$ 相、 $\alpha'$ 相の変形抵抗の $\bar{\epsilon}$ 依存性を示すが、どちらの相においてもひずみ速度の上昇に伴い変形抵抗が増加する傾向が得られた。そこで、志田の方法<sup>10)</sup>に従い、ひずみ速度依存性を考慮した変形抵抗式を式(8)、(9)のように求めた。

$$\bar{\sigma}_A = (-4.6 + 1.0 \bar{\sigma}_A^{ST}) [1 + \{1.5 - 0.28 \ln(\bar{\sigma}_A^{ST})\} \bar{\epsilon}^{0.15}] \dots\dots\dots (8)$$

$$\bar{\sigma}_M = (1.4 + 1.0 \bar{\sigma}_M^{ST}) [1 + \{1.1 - 0.19 \ln(\bar{\sigma}_M^{ST})\} \bar{\epsilon}^{0.15}] \dots\dots\dots (9)$$

実際の圧延加工中のひずみ速度 $10 \sim 10^3$ での変形抵抗は、式(8)、(9)より外挿して求めた。

なお、厳密には本試験における予ひずみを付与する圧延でのひずみ速度が、その後の引張試験のひずみ速度依存性に及ぼす影響についても考慮する必要があるが、その影響度は小さいと仮定し無視することとした。

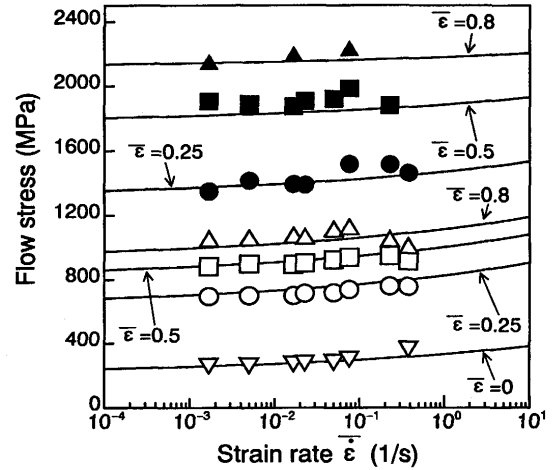


Fig. 7. Effect of strain rate on flow stress in austenitic phase and martensitic phase. Open: Austenitic phase, Solid: Martensitic phase.

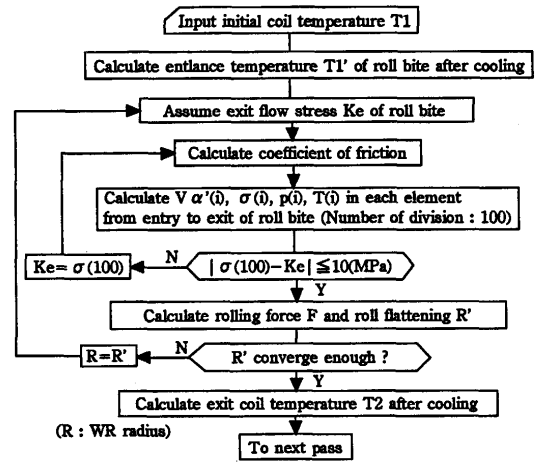


Fig. 8. Flow chart for load prediction model of 17%Cr-7%Ni stainless steel.

4.3 圧延荷重推定モデル

荷重計算は、入・出側の弾性変形を考慮したBland & Fordの式を使用し、温度計算は、加工発熱、摩擦発熱、ロール抜熱、クーラントによる冷却を考慮した<sup>11)</sup>。

実際の圧延荷重予測の計算においては、ロールバイト内を100要素に分割し、入側より要素毎に温度、 $V\alpha'$ 、圧力分布を計算した。本計算のフローチャートをFig. 8に示す。

5. 圧延荷重予測モデルの精度検証

5.1 モデルミルにおける圧延荷重予測モデルの精度

圧延荷重予測モデルの精度を検証するため、加熱装置を備えた4Hiのモデルミルを用いて、各パス20%の等圧下率で、入側温度を変化させた3パスの張力圧延を行った。圧延機入側、出側には接触式温度計を設置し、オンラインで板温度を測定した。なお、摩擦係数はロールけがき法から求めた先進率より逆算した。圧延条件をTable 4に示す。

Table 4. Rolling conditions in model mill.

Strip	1.0t×70w mm
Work roll diameter	φ105 mm
Rolling speed	2 m/min
Back tension	175 MPa
Front tension	185 MPa
Reduction	20 %
Lubricant	Neat

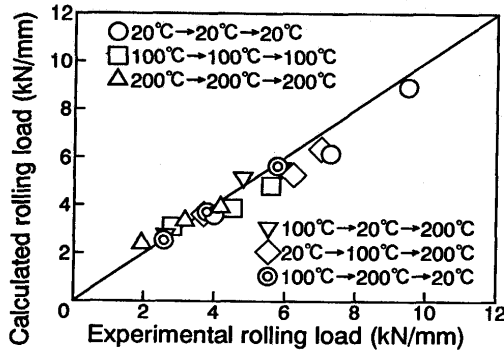


Fig. 9. Comparison of the experimental value with calculated value in rolling load.

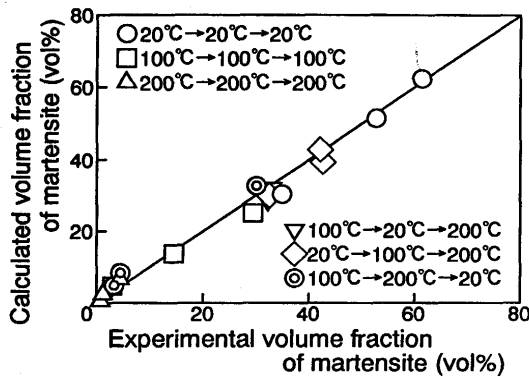


Fig. 10. Comparison of the experimental value with calculated value in volume fraction of martensite.

本圧延試験により得られた圧延荷重、マルテンサイト生成率 $V\alpha'$ の実測値と、圧延荷重予測モデルを用いて計算した結果をFig. 9, Fig. 10に示す。圧延荷重、 $V\alpha'$ の実測値と計算値は良く一致しており、各パスの圧延温度が大きく変化した場合でも、本荷重推定モデルにより高精度の予測が可能であることがわかった。

5・2 実機における圧延荷重予測モデルの精度

実操業における圧延荷重の予測精度を検証した。圧延条件をTable 5に示す。圧延機入・出側には接触式の温度計を設置し、板温度計測を行った。なお、クーラントによる板温度低下の計算に必要な熱伝達係数は、60~80°Cに加熱したコイルを圧延を行わずクーラント冷却のみ行ったときの入・出側板温度の実測値からニュートンの冷却式により940(J/m<sup>2</sup>・s・k)と求めた。

圧延荷重、マルテンサイト生成率の実測値と計算値の比較をFig.11, Fig.12に示す。なお、計算に用いた摩擦係数は、

Table 5. Rolling conditions.

Mother strip	1.5t×630w mm
Finished thickness	0.8 mm
Total pass number	5 passes
Initial coil temperature	25°C
Rolling speed	100~250 m/min
Mill type	6Hi UC mill
Work roll diameter	φ80 mm
Lubricant	Neat, 40°C

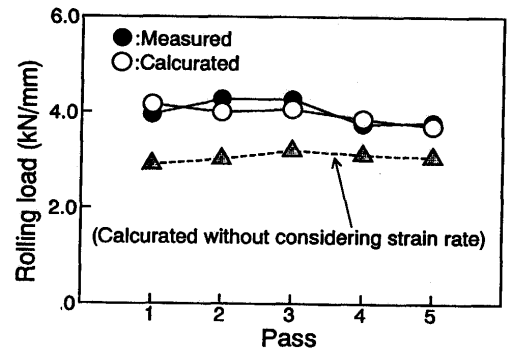


Fig. 11. Comparison of the experimental value with calculated value in rolling load.

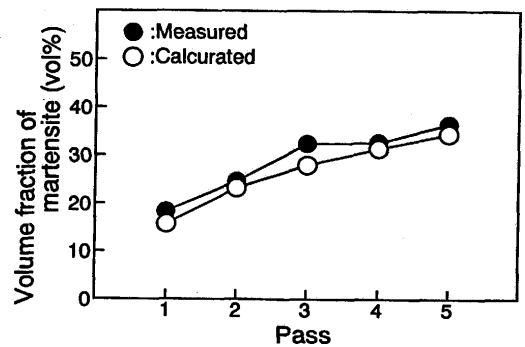


Fig. 12. Comparison of the experimental value with calculated value in volume fraction of martensite.

モデル試験同様ロールけがき法により求めた。

実測値と計算値は良く一致しており、ひずみ速度の大きい実機圧延においても本圧延荷重予測モデルにより圧延荷重、マルテンサイト生成率の高精度の予測が可能である。

また、Fig.11にはひずみ速度依存性を考慮しなかった場合の計算圧延荷重を併記したが、実測荷重を約1.0kN/mm程低めに評価する結果となっている。

6. 解析結果および考察

ここでは、上記圧延荷重予測モデルを用いて、実操業で問題とされる初期コイル温度の変化による荷重変動を計算し、温度に応じた最適圧延スケジュールを検討する。さらに、ハード材の仕上圧延において問題とされる製品硬度の変動要因について考察する。

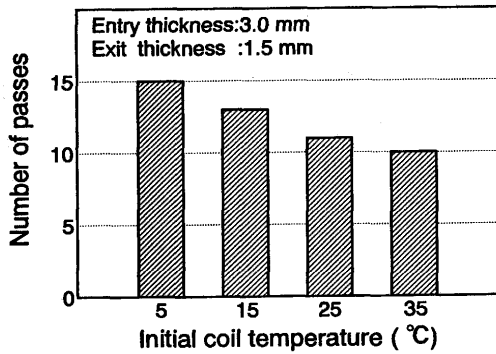


Fig. 13. Effect of initial coil temperature on number of rolling passes under constant rolling load 4.0kN/mm.

### 6・1 初期コイル温度の圧延荷重に及ぼす影響

まず、極端に気温が変化した場合を想定して、初期コイル温度が35°Cと5°Cの場合の圧延荷重について、Table 5に示したミルを対象に計算を行った。その結果、同一の圧延スケジュールでも、初期コイル温度が35°Cと5°Cの場合には、0.7~1.0kN/mm程度の単位幅当たりの圧延荷重差が発生することがわかった。

そこで、3.0t×700wのコイルを全パス4.0kN/mmで最終板厚1.5tまで圧延するのに要するパス数を、初期コイル温度をパラメータとして算出した。結果をFig.13に示す。初期コイル温度が5°Cの圧延ではトータル15パスを要するが、初期コイル温度の上昇に伴い必要パス回数が減少し、35°Cでは10パスで目標板厚まで到達する。したがって、オーステナイト系ステンレス鋼板の冷間圧延では、温度に応じてパススケジュールを最適化することにより、圧延能率の向上が図れることが示唆された。

### 6・2 仕上圧延の製品硬度におよぼすライン速度の影響

高級バネ用ステンレス鋼、いわゆるハード材の圧延では、製品硬度の管理を仕上圧延での圧下率の調整により行っている。製品硬度は、マルテンサイト生成率 $V_{\alpha'}$ に大きく依存するため、仕上圧延後の製品の $V_{\alpha'}$ を安定させることが重要な課題となる。

Fig.14は、素材0.6t×700wから製品厚0.3tまでの3パス圧延において、圧延速度以外の条件は同一にして、圧延速度を20m/minと200m/minとした場合の $V_{\alpha'}$ の計算結果を示したものである。圧延速度の違いにより最終製品の $V_{\alpha'}$ に比較的大きな差が生じている。これは、クーラント冷却による板温度降下量の差と変形抵抗のひずみ速度依存性による発熱量の差が、結果として $V_{\alpha'}$ 生成量の違いとなって現れたものと理解できる。したがって、仕上圧延の操業においては、圧下率の管理とともにライン速度の管理をすることも安定した製品硬度を得るためには重要と考えられる。

また、本モデルを用いて初期コイル温度等に起因する硬

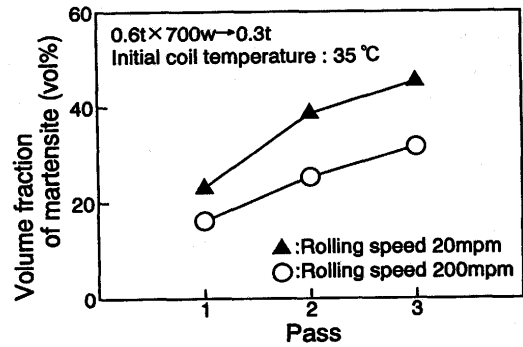


Fig. 14. Effect of rolling speed on volume fraction of martensite.

度変動を最小限に留めるための圧延条件を決定すれば、目標硬度を有する製品を安定して製造することが可能と考えられ、今後実操業へのモデルの適用を図り、その効果を検証していきたい。

## 7. 結言

(1) X線回折法によりマルテンサイト生成率 $V_{\alpha'}$ を測定し、より簡便な評価法であるフェライト含量計の測定値との相関を求め、校正曲線を作成した。

(2) 室温から200°Cの圧延温度に対応するSUS301鋼板の $V_{\alpha'}$ 生成式を作成し、温度、ひずみ、ひずみ速度依存性を考慮した変形抵抗式を作成した。

(3) 本変形抵抗式を組み込んだ荷重推定モデルを用いて、圧延荷重、 $V_{\alpha'}$ の高精度な推定が可能である。

(4) 上記解析方法より、ライン速度や温度変化が、圧延荷重、 $V_{\alpha'}$ 生成に大きな影響を及ぼすことが判明した。また、初期コイル温度に応じてパススケジュールを最適化することにより圧延能率の向上が期待できる。

## 文 献

- 品川一成, 武岡 努, 森上謙一郎, 小坂田宏造: 塑性と加工, 34 (1993), 794.
- 三谷義人, 白石光信, ホルヘ・コルテス, 徳岡雅康: 平成元年度塑性加工春期講演会講演論文集, (1989), 487.
- 小坂田宏造, 白石光信, ホルヘ・コルテス, 山内恵介: 第40回塑性加工連合講演会講演論文集, (1989), 579.
- 星 泰雄, 渡辺裕一郎, 剣持一仁, 鍵田征雄, 永井 肇, 河澄英輔, 都築 聡, 桂 重史: 平成6年度塑性加工春期講演会講演論文集, (1994), 9.
- 西浦伸夫, 八木竜一, 藤田文夫, 尾崎大介, 鈴木宣嗣, 村田幸一: 材料とプロセス, 8 (1995), 502.
- 矢澤武男, 富澤 淳, 高山 透, 山本知明: 第45回塑性加工連合講演会講演論文集, (1994), 379.
- カリテイ, 松村源太郎訳: 新版X線回折要論, アグネ社, (1982), 377.
- 野原清彦, 小野 寛, 大橋延夫: 鉄と鋼, 63 (1977), 772.
- 高山 透, 日野谷重晴: 日本金属学会会報, 31 (1992), 687.
- 志田 茂: 塑性と加工, 13 (1972), 935.
- 八田夏夫, 小門純一: 塑性と加工, 21 (1980), 59.