

中実圧延ロールとスリーブ式圧延ロールの 残留応力解析ならびに疲労強度解析のまとめ (後編)

野田 尚昭・佐野 義一・高瀬 康・堀田 源治

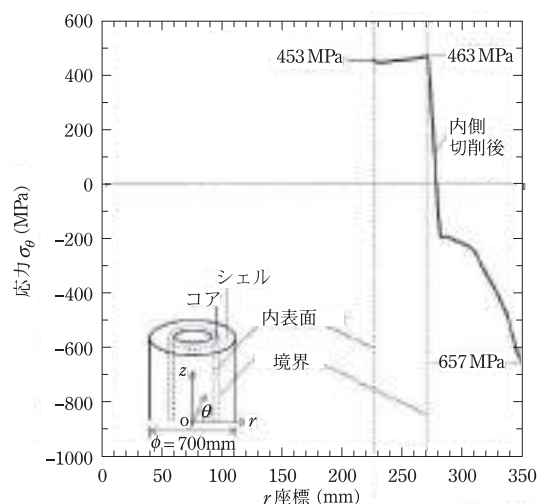
「中実熱処理」による複合スリーブ ロールの残留応力分布

図7に、前編図2の「中実熱処理」による残留応力を示す。図2(b)に示す焼入れ・焼戻しによって得られる残留応力は先に解説^{1)~6)}したように、先行研究²⁰⁾³⁹⁾⁶⁵⁾で与えられているのでそれを利用した。図7(a)は、その焼入れ・焼戻し処理を施した中実ロールから、図2(c)に示すような、スリーブを製作した場合(ドリルなどで開けた下穴を中ぐりバイトを使って切削)の残留応力分布である。さらに、図7(b)は、図2(c)のように仕上げたスリーブに、シャフトを焼嵌めしたとき(図2(d)参照)の残留応力分布である。

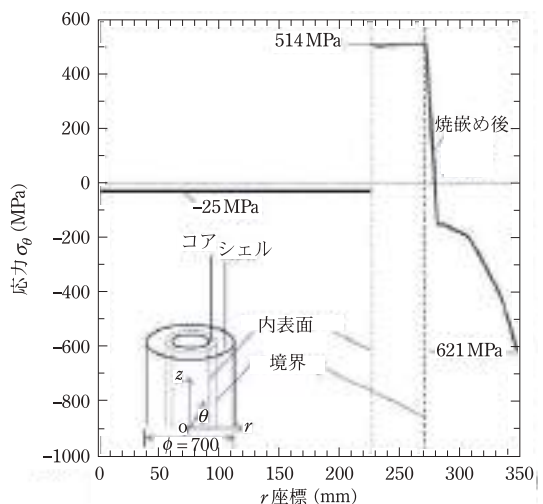
図7(a)はロール中央断面 $z=0$ における応力分布 σ_θ を示しており、 $r=270\text{ mm}$ で最大引張応力 $\sigma_\theta=463\text{ MPa}$ が現れている。他の断面 $z\neq 0$ についても調べた結果、 $\sigma_\theta=463\text{ MPa}$ が最大であることを確認している。横断面 $z=0$ における内層の残留応力は $\sigma_\theta=453\text{ MPa}\sim 463\text{ MPa}$ の範囲にあり、DCIの引張強さ $\sigma_\theta=415\text{ MPa}$ を超えている。図7(b)に示すように、シャフト焼嵌め後の残留応力分布では、最大引張応力は $r=225\text{ mm}$ で $\sigma_\theta=514\text{ MPa}$ まで増加する。

「スリーブ熱処理」による複合ス リーブロールの残留応力分布

図8は、前編図3の「スリーブ熱処理」によ

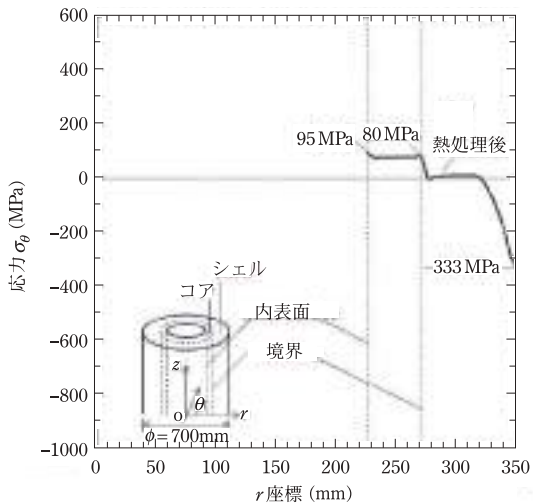
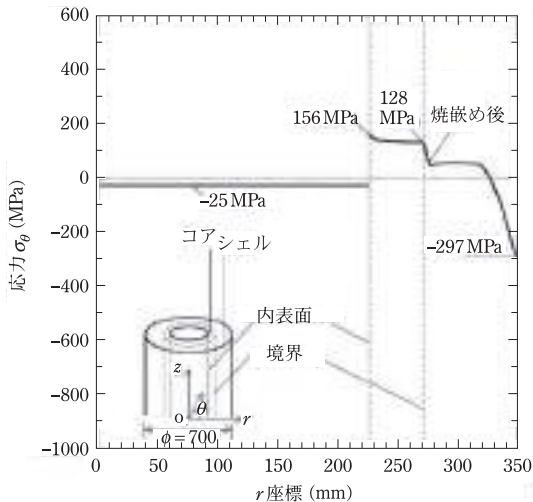


(a) 図2(c)の焼嵌め前の残留応力 σ_θ 分布(中央断面 $z=0$)



(b) 図2(d)の焼嵌め後の残留応力 σ_θ 分布(中央断面 $z=0$)

図7 「中実熱処理(前編図2)」の焼嵌め前後の残留応力 σ_θ 分布。

(a) 図3(c)の焼入れ前の残留応力 σ_θ 分布(中央断面 $z=0$)(b) 図3(d)の焼入れ後の残留応力 σ_θ 分布(中央断面 $z=0$)図8 「スリーブ熱処理(前編図3)」の焼入れ前後の残留応力 σ_θ 分布。

て得られる残留応力分布を示す。この場合、遠心 castingにより図2(a)と図3(b)の中間的な形状を作り、内面を加工して図3(b)の「仕上げ代」ゼロのスリーブを作製する。図8(a)は、図3(b)の「仕上げ代」ゼロのスリーブを図3(c)の焼入れ・焼戻し処理を施した状態の残留応力分布を示したものである。図8(b)は、図3(c)の焼入れ・焼戻し処理を施したスリーブにシャフトを焼入れした図3(d)の残留応力分布を示したものである。

図8(a)はロール中央断面 $z=0$ における応力分布 σ_θ を示しており、内面 $r=225\text{ mm}$ で最大引張応力 $\sigma_\theta=95\text{ MPa}$ が現れている。他の断面 $z\neq 0$ についても調べて、 $\sigma_\theta=95\text{ MPa}$ が最大であること確認している。スリーブ内面では小さい引張応力が望ましいので、 $z=0$ での残留応力分布 σ_θ を使用して「スリーブ熱処理」の妥当性を議論できる。

一方、断面 $z=0$ におけるスリーブ外面、すなわち $(r,z)=(270,0)$ での圧縮応力 $\sigma_\theta=-333\text{ MPa}$ は圧縮の最大応力ではないことがわかった。しかし、外面では大きい圧縮応力が望ましいため、 $z=0$ での残留応力分布 σ_θ を使用して「スリーブ熱処理」の妥当性を議論できる。

図8(a)の最大引張応力 $\sigma_\theta=95\text{ MPa}$ は、図7(a)の最大応力よりもはるかに小さく、DCIの引張強さよりもはるかに小さい。また、外表面の圧縮残留応力 $\sigma_\theta=-333\text{ MPa}$ は疲労き裂の進展を防ぐのに十分な大きさである。スリーブロールの製造には、図3に示すようなスリーブ熱処理型が有用であると結論付けることができる。図8(b)にシャフトを焼入れ後の残留応力分布を示す。ここで、 $r=225\text{ mm}$ での最大引張応力 $\sigma_\theta=156\text{ MPa}$ は十分に小さい。さらに、 $r=270\text{ mm}$ での最大圧縮応力 $\sigma_\theta=-297\text{ MPa}$ は、依然として十分に大きい。

「スリーブ熱処理」の有用性と その残留応力発生メカニズム

図7と図8の比較より、「スリーブ熱処理」の図8(a)の引張残留応力は「中実熱処理」の図7(a)の引張残留応力よりも小さいことが分かる。中実熱処理法では、中実ロール内部に広範囲に引張応力が現れる(図11(b)参照)。その状態から、中実ロールの内側を中ぐりしてスリーブに加工すると、断面積の減少によりスリーブ内層の引張応力が顕著に増加する。一方、「スリーブ熱処理」では、加工済みのスリーブに熱処理を施すため、スリーブ内面の引張残留応力が相対的に小さくなる。図3の「スリーブ熱処理」は最大引張残留応力 $\sigma_\theta=95\text{ MPa}$ が小さく、外表面の圧縮応力 $\sigma_\theta=$

-333 MPa が十分に大きいため、スリーブロールの製造に適していると結論付けることができる。

以下では図 3 (c) の複合スリーブロールの残留応力がなぜ小さくなるのかを残留応力発生メカニズムの観点からも考察する。ここでの解析は、図 4 (b) に示す解析モデルと境界条件に基づいている。付録 A では、図 2 (b) の複合中実ロールの残留応力発生概要を示す(詳細は文献参照²⁰⁾³⁹⁾⁶⁵⁾。

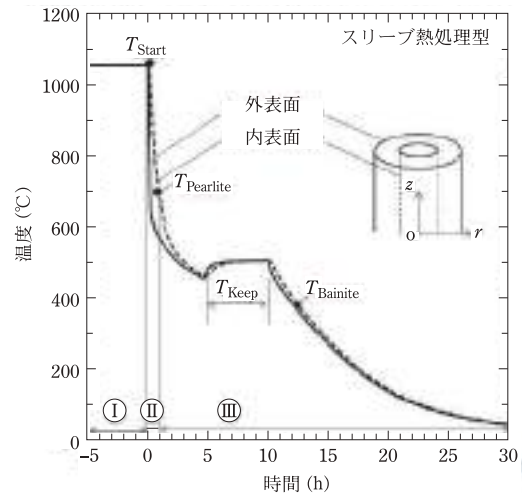
焼入れ時の温度と応力変化

まず、焼入れ時の残留応力の発生メカニズムについて考察する。図 9 (a) は、領域 I の加熱過程と領域 II および領域 III の焼入れ過程における温度履歴である。また、図 9 (b) は、領域 I、領域 II、および領域 III に対応する応力 σ_θ である。ここで領域 I から領域 III までのプロセス中の温度と応力 σ_θ は次のように説明できる。

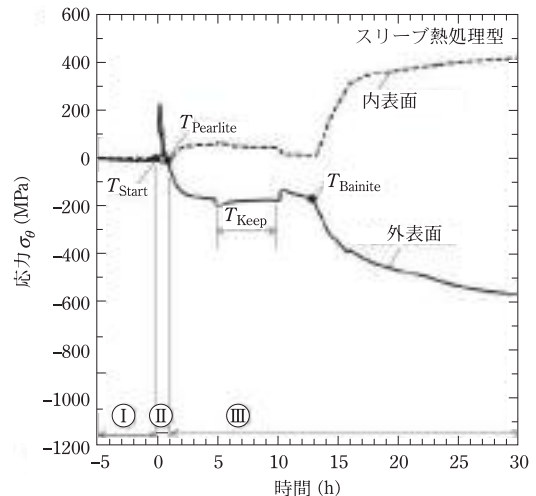
領域 I：温度はスリーブ全体の焼入れ温度 T_{Start} とほぼ同じであり、小さな温度差が維持されている。焼入れ前の予熱時の応力は無視できる。

領域 II：焼入れにより、スリーブの外側表面は温度 T_{Start} から冷却される。すると、最初は外層の収縮により表面に引張応力が現れて増加するが、この引張応力はすぐに圧縮応力に変化する。これは、スリーブ内側部分の熱収縮がスリーブ外側表面の熱収縮よりも大きくなるためである。したがって、塑性的に引き伸ばされた外側スリーブ表面は圧縮する必要がある。 $T_{Pearlite}$ では、内層にパーライト膨張変態が現れる。このプロセス中、HSS/DCI 境界から内面に向かって始まり、内面の圧縮応力は $T_{Pearlite}$ が発生するまで減少する。すると内面中心の応力と外面の応力が交差する。

領域 III：内側スリーブ部のパーライト変態膨張により、外層の残留応力が急速に圧縮に変化する。次に、冷却速度が速くなることで中心の引張応力が増加する。内層の応力は引張応力になり、外層の応力は圧縮応力になる。温度が T_{Keep} (保温期間) になると、初期の過冷却を調整するために外表面を加熱して温度を維持する。この T_{Keep} 中に、圧縮応力と引張応力がわずかに増加し、その後、温



(a) スリーブ焼入れ時(図3(c))の $|z| \leq 900$ mm での内外面の温度履歴



(b) スリーブ焼入れ時(図3(c))の $z=0$ での内外面の応力 σ_θ の履歴

図 9 スリーブ焼入れ時(図3(c))の温度と σ_θ の履歴

度差がなくなり、内部応力と外部応力がわずかに減少する。 T_{Keep} 後に表面冷却が再び始まると、温度 $T_{Pearlite}$ で外層にベイナイト変態膨張が発生し、圧縮応力が増加する。外層の圧縮応力とバランスをとるために、内面の引張応力も増加する。ベイナイト変態後の冷却過程では、内層の収縮により引張応力が増加し、これをバランスさせるために外層の圧縮応力が増加する。焼入れ終了時の内面の残留応力は 418 MPa になる。

焼戻し時の温度と応力変化

焼戻し熱処理により、焼入れによる過剰な残留応力が軽減される。焼戻しは、微細構造内の残留オーステナイトのマルテンサイト変態も促進する。焼戻しによる応力減少は主にクリープ効果によって引き起こされる⁸⁷⁾。そこで、高温下での強度の低い内部材 DCI のクリープ挙動はべき乗則と呼ばれる時効硬化則を用いて表現される³⁹⁾。式 (1) は時刻 t における内層 DCI のクリープ構成式である⁸⁸⁾。

$$\varepsilon_c = A \sigma^m t^n \quad (1)$$

材料のクリープ挙動を調べるため、実験を、 T_{Keep} で一定応力 $\sigma = 130 \text{ MPa}$ および $\sigma = 160 \text{ MPa}$ の下で実施した。その結果、式 (1) の定数 A , m , n が決定され、式 (2) が得られた^{89)~91)}。

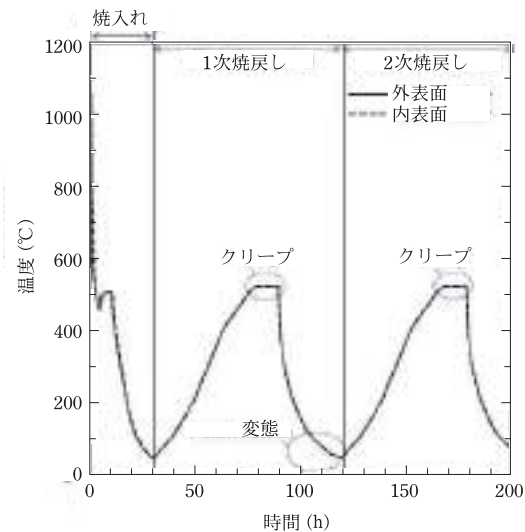
$$\varepsilon_c = 8.43 \times 10^{-16} \sigma^{5.003} t^{0.4919} \quad (2)$$

図 10 は、図 3 (c) の外面および内面の焼戻し後の温度履歴と、それに対応する応力変化 σ_θ を示している。2 回の焼戻しの結果、内面の残留応力は $\sigma_\theta = 94 \text{ MPa}$ まで大幅に減少し、これは焼入れ終了時の応力の 22% である。

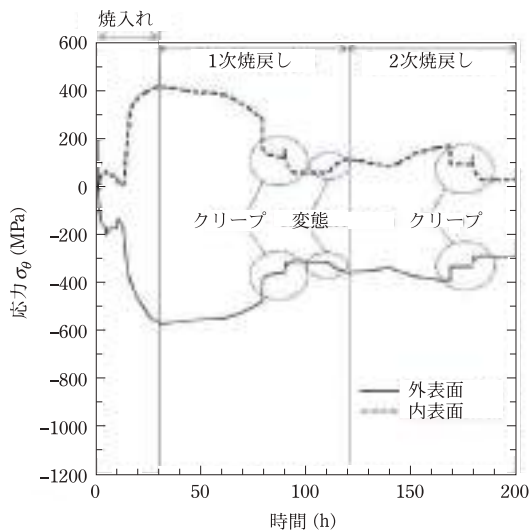
焼戻しによる応力 σ_θ とミーゼス応力 σ_{eq} の減少について

「スリーブ熱処理」の方が残留応力の減少が大きい理由を、「中実熱処理」の応力減少と比較して考察する。図 11 (a), 図 11 (b) に、図 3 (c) の「スリーブ熱処理」と図 2 (b) の「中実熱処理」における残留応力分布 σ_θ を比較して示す。ここでは、1 回目の焼戻し開始時、2 回目の焼戻し開始時、2 回目の焼戻し終了時の結果を示している。スリーブロールの結果は内面 $r = 225 \text{ mm}$ の応力に焦点を当てており、中実ロールの結果は内層の代表点である中心 $r = 0$ の応力に焦点を当てている。これらの比較より、1 回目焼戻し工程における「スリーブ熱処理」の応力低減効果がより大きいことを考察する。

図 11 (a) と図 11 (b) を比較すると、「スリーブ熱処理」における焼戻し開始時の内面応力 418 MPa (図 3 (c)) は、「中実熱処理」における応力 (図 2 (b)) に比べて約 2 倍となっている。それにもかかわらず、焼戻し終了時点ではスリーブ熱処理型 (図 3 (c)) の方が内面の残留応力が小さくなる。図 11 (a) に示すように、スリーブロール内面 ($r = 225 \text{ mm}$) の σ_θ は、1 回目の焼戻し処理後に 77% 減少している。しかしながら、中実ロールの中心 ($r = 0$) における σ_θ (図 11 (b)) は、1 回目の焼戻し処理後に約 2% 減少するのみである。このように、「スリーブ熱処理」は「中実熱処理」と比較して、焼戻し処理により内面残留応力 σ_θ の応力が顕著に低減されることがわかる。

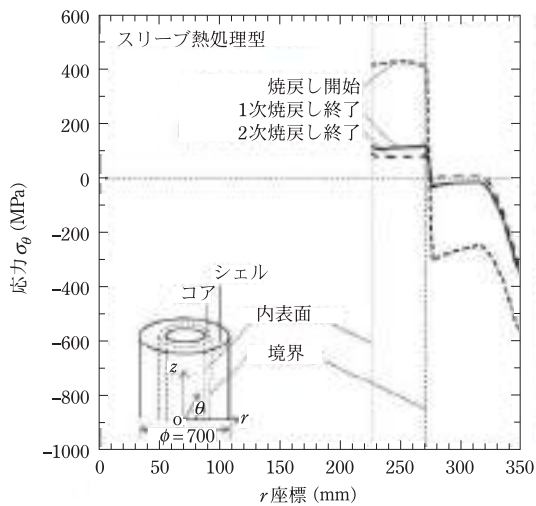
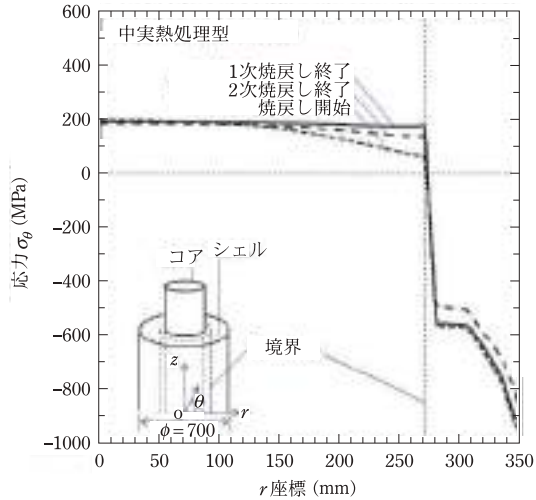


(a) 図3(c)の $|z| \leq 900 \text{ mm}$ のときの内外面の温度

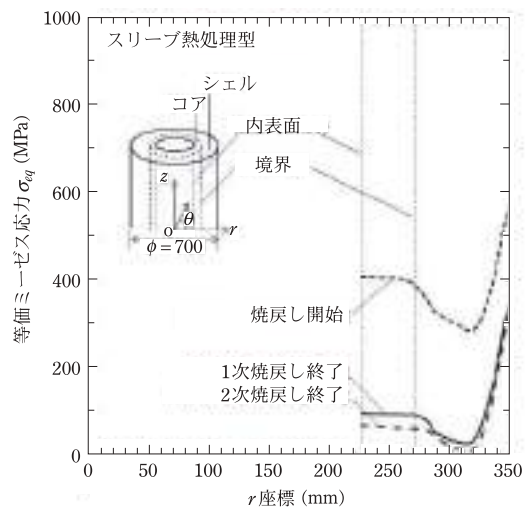
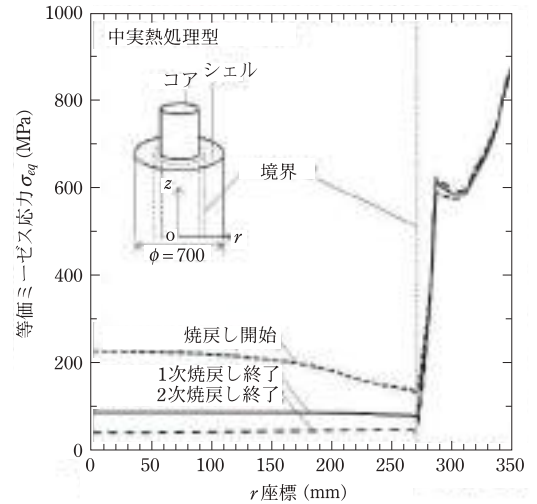


(b) 図3(c)の $z = 0$ のときの内外面の応力 σ_θ

図 10 図 3 (c) の「スリーブ熱処理」における温度と σ_θ

(a) 「スリープ熱処理(図3(c))」の $z=0$ における残留応力 σ_θ (b) 「中実熱処理(図2(b))」の $z=0$ における残留応力 σ_θ 図11 「スリープ熱処理(図3(c))」と「中実熱処理(図2(b))」の $z=0$ における応力分布の比較。

次に、ミーゼス相当応力 σ_{eq} に着目して応力低減効果を検討する。これは、多軸応力下では、クリープ構成式(2)の一軸応力 σ の代わりに、ミーゼス相当応力 σ_{eq} が、クリープ変形の駆動応力とみなすことができるためである⁹¹⁾⁹²⁾。よって、中実ロールにおける $r=225\text{ mm}$ における内層応力と、スリーブロールにおける $r=225\text{ mm}$ における内面応力とを比較する。具体的には、クリープ効果は、式(2)の応力 σ に等価ミーゼス応力 σ_{eq} を代入することで議論される。図12(a)に「スリープ熱処理」

(a) 「スリープ熱処理(図3(c))」の $x=0$ における等価ミーゼス応力 σ_{eq} (b) 「中実熱処理(図2(b))」の $z=0$ における等価ミーゼス応力 σ_{eq} 図12 「スリープ熱処理(図3(c))」と「中実熱処理(図2(b))」の $z=0$ における等価ミーゼス応力 σ_{eq} の比較。

におけるクリープを支配するミーゼス相当応力 σ_{eq} の各熱処理後の残留応力分布を示す。図12(b)に「中実熱処理」の結果を示す。

図12より、「スリープ熱処理」では「中実熱処理」に比べて σ_{eq} の応力低下が大きいことがわかる。これは図11の σ_θ の応力低減と同様である。焼戻し初期のスリーブロール内面 $r=225\text{ mm}$ のミーゼス相当応力 $\sigma_{eq}=407\text{ MPa}$ は「中実熱処理」の $\sigma_{eq}=163\text{ MPa}$ に比べ2倍以上大きくなっている。これは、図2(c)の「中実熱処理」では中心

部に3軸性の応力が生じるのに対して、図3(c)の「スリーブ熱処理」では内面が自由表面であるため3軸性の応力は生じないことによる。

複合中実ロールおよび複合スリーブロールの内部を起点とする疲労強度評価

表2および表3に、 $r=225\text{ mm}$ および $r=270\text{ mm}$ での最大応力、最小応力、平均応力、および応力振幅を示す。これらの危険領域は、業界で経験された以前のロール破損に基づいて考慮されている⁶⁷⁾。複合中実ロールの危険領域はHSS/DCI境界($r=270\text{ mm}$)である。一方、複合スリーブロールの危険領域は焼嵌め面($r=225\text{ mm}$)である。また、先の研究で、複合中実ロール内部のHSS/DCI境界に生じるロールの破損は、ロール回転中の応力 σ_r の変動が主な原因であることが示されている。一方、複合スリーブロール内側の焼嵌め領域における破損は、 σ_θ の変動が主な原因となる。したがって、表2および表3に示されている、ロール回転中の $r=225\text{ mm}$ および $r=270\text{ mm}$ にお

表2 スリーブロールの焼嵌め部 $r=225\text{ mm}$ に注目した最大応力、最小応力、平均応力、応力振幅(中実ロールは焼嵌めなし)。

応力	$\sigma_{\max}$ (MPa)	$\sigma_{\min}$ (MPa)	σ_m (MPa)	σ_a (MPa)	$\sigma_m + \sigma_{\text{res}}$ (MPa)
$\sigma_\theta^{\text{solid}}$	8	-56	-24	32	130
σ_r^{solid}	10	-299	-145	155	14
$\sigma_\theta^{\text{sleeve}}$	91	-25	33	58	189
σ_r^{sleeve}	2	-140	-69	71	-94

表3 HSS/DCI境界 $r=270\text{ mm}$ に注目した中実ロールとスリーブロールの最大応力、最小応力、平均応力、応力振幅。

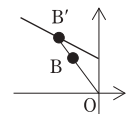
応力	$\sigma_{\max}$ (MPa)	$\sigma_{\min}$ (MPa)	σ_m (MPa)	σ_a (MPa)	$\sigma_m + \sigma_{\text{res}}$ (MPa)
$\sigma_\theta^{\text{solid}}$	9	-133	-62	71	74
σ_r^{solid}	7	-453	-223	230	-77
$\sigma_\theta^{\text{sleeve}}$	105	-9	48	57	176
σ_r^{sleeve}	-1	-167	-84	83	-96

る σ_θ と σ_r の最大値と最小値は、複合中実ロールと複合スリーブロールの両方で内部破壊を引き起こす駆動力となる。

本節では、標準的な圧延比は $P/P_{\text{total}}=1.0$ より厳しい圧延比 $P/P_{\text{total}}=1.5$ を疲労破壊のリスク評価に用いて、圧延トラブル時に、圧延板の食い込みや圧延材の温度低下などにより衝撃力が発生する可能性を考慮する。表2および表3において、上付き文字「solid」は複合中実ロールを表し、上付き文字「sleeve」は複合スリーブロールを表す。表2および表3に、平均応力 σ_m と残留応力 σ_{res} の重ね合わせを表す平均応力 $\sigma_m + \sigma_{\text{res}}$ も示されている。複合中実ロールの残留応力は以前の研究⁸⁷⁾が利用できる。一方、複合スリーブロールについては、図8(b)の残留応力を用いる。複合中実ロールの表2および表3の平均応力は大きな圧縮応力であるため、図13に、表2と表3に示す応力の疲労リスクを説明するため、応力振幅-平均応力線図($\sigma_a - \sigma_m$ 線図)を示す。大きな圧縮応力下での疲労限度線は利用できるものがないので、新たに求めており、図13の点A、D、F、G、およびHを通る太い実線として、疲労限度線A-D-F-G-Hを示している(その詳細を付録B⁹⁶⁾に示す)。すなわち、大きな圧縮応力下での疲労破壊はいくつか扱われているが、通常は、転がり軸受の転がり接触

表4 耐久限度線図(図13)におけるスリーブロールと中実ロールの応力振幅と平均応力を評価するための相対安全率SF。

$r=225\text{ mm}$		$r=270\text{ mm}$	
応力	相対安全率 SF	応力	相対安全率 SF
$\sigma_\theta^{\text{solid}}$	1.98	$\sigma_\theta^{\text{solid}}$	1.65
σ_r^{solid}	1.03	σ_r^{solid}	0.94
$\sigma_\theta^{\text{sleeve}}$	1.24	$\sigma_\theta^{\text{sleeve}}$	1.30
σ_r^{sleeve}	4.41	σ_r^{sleeve}	4.32



$SF = \overline{OB'}/\overline{OB}$

相対安全率の定義

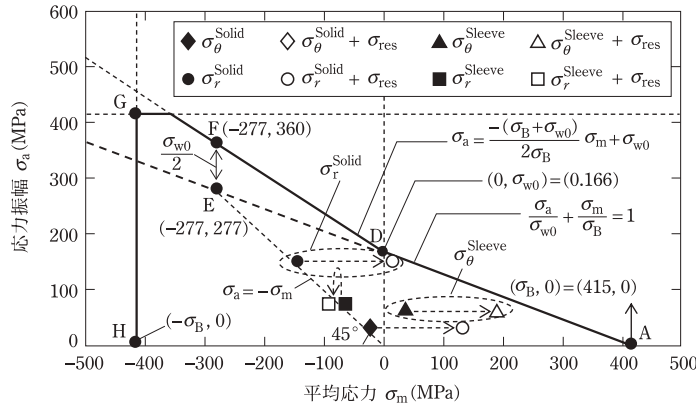
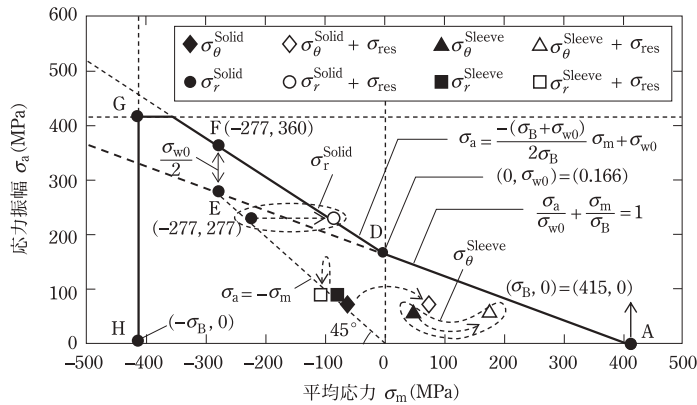
(a) スリーブロールの焼嵌め部 $r=225$ mm に注目した耐久限度線図(中実ロールは焼嵌めなし)(b) HSS/DCI 境界 $r=270$ mm に注目したスリーブロールと中実ロールの耐久限度線図

図 13 焼嵌め面 $r=225$ mm と HSS/DC 境界 $r=270$ mm での応力に焦点を当てた $\sigma_a - \sigma_m$ 線図(応力振幅: σ_a , 平均応力: σ_m , 両振疲労限度: $\sigma_{w0} = 110$ MPa, 引張強さ: $\sigma_B = 415$ MPa). 記号 σ_r^{solid} および $\sigma_\theta^{\text{solid}}$ は複合中実ロールの結果を表し, 記号 σ_r^{sleeve} および $\sigma_\theta^{\text{sleeve}}$ は複合スリーブロールの結果を表す. 記号 $\sigma_m - \sigma_{\text{res}}$ は, 平均応力 σ_m と残留応力 σ_{res} を重ね合わせたものを表す.

疲労とバックアップロール表面のスポーリングに限定されており⁹³⁾⁹⁴⁾, 大きな圧縮応力場下での通常の疲労強度に関して利用できる研究は極めて少ない⁹⁵⁾. 図 13 (a) は $r=225$ mm における疲労限度線図を示し, 図 13 (b) は $r=270$ mm における疲労限度線図を示す. 図 13 (a) および図 13 (b) に残留応力 σ_{res} を重ね合わせた後の平均応力 σ_m の変化を示す. 圧縮残留応力による複合スリーブロールの σ_r^{sleeve} を除き, すべての応力は引張残留応力により疲労限度線図に近づいていることがわかる.

表 4 に図 13 にプロットした各応力に対する相対安全率 SF を示す. ここで, 相対安全率は $SF = \overline{OB'}/\overline{OB}$ と定義される. ここで, O は原点, B は応力点, B' は線 OB と疲労限界線との交点である. より大きな SF 値は, そのポイントが SF 値

の小さい他のポイントよりも相対的に安全であることを意味している. したがって, 相対安全率 SF を使用して疲労破壊のリスクを比較できる. $r=270$ mm では, 複合中実ロールの最も危険な応力は $SF=0.94$ の σ_r^{solid} として求められ, 複合スリーブロールの最も危険な応力は $SF=1.30$ の $\sigma_\theta^{\text{sleeve}}$ として求められる. 同様の結果が $r=225$ mm で得られ, $SF=1.03$ の場合は σ_r^{solid} , $SF=1.24$ の場合は $\sigma_\theta^{\text{sleeve}}$ として表すことができる.

図 13 では, すべり発生時の損傷や欠陥はまだ考慮されていないが, 複合スリーブロールの内側に現れる応力は, 複合中実ロールに現れる応力よりも安全であることがわかる. 最近の研究⁸³⁾⁹⁷⁾では, すべり欠陥の形状が特定され⁸³⁾, すべり欠陥による疲労強度の低下が議論されている⁹⁷⁾. この

ようなすべり欠陥を適切なキーを設けるなどの適切な方法で防止できれば、スリーブロールの疲労強度を向上させ、中実ロールの疲労強度と同等にできると結論付けることができる。

おわりに

(1) 鉄鋼業の国際競争の激化とともに、圧延の苛酷化や圧延製品品質の高度安定化が進められ、高性能化の技術課題に対して残留応力の影響は少なくない。従来から行われている残留応力測定法としては Sachs 法や円板切り出し法があるが、これらは実体ロールを試作して破壊検査によって測定するため、コストと時間の負担が大きい。内層と外層に異なる材料を用いる複合ロールにおいては、シミュレーションのために、クリープ変形なども考慮して、物性値を新たに計測するなど、考慮すべきデータ量が膨大となるなどの困難があった。これらを克服し、異なる種々の熱処理による残留応力をシミュレーションする技術確立した。

(2) ハイスロールでは、その材質から熱処理によって残留応力が過大となり、圧延時の熱的な応力や機械的な応力によってロールが破壊に至る場合がある。よって、圧延用ロールの製造では、製品ロールの残留応力レベルを厳密に評価しておくことが極めて重要となる。ロール全表面の非破壊探傷技術が導入されてきたが、ロール寿命の伸延とともに、内部残留応力の評価が必要とされてきた。従来から行われている残留応力測定法として用いられている円板切り出し法等は、実体ロールの試作を行い破壊検査によって測定するためコストと時間の負担が大きい。このような理由で、種々の熱処理による残留応力をシミュレーションする技術確立することが強く期待された。

(3) 中実ロールの熱処理と残留応力の関係をシミュレーションによって考察し得られた主要成果をまとめて示した(「複合中実ロールの残留応力に関するシミュレーションによる主な成果」参照)。また、中実ロールの内部起点の疲労強度に関して得られた主要成果をまとめて示した(「複合中実

ロールの内部起点の疲労強度に関する主な成果」参照)。

(4) 超硬ロールなどの次世代圧延ロールでは、スリーブにシャフトを焼嵌めする構造を採用するスリーブロールによってのみ製造可能である。現状のスリーブロールで問題となる、スリーブすべりによるスリーブ割れを防止するには、スリーブ内面の残留応力を低減することが重要である。スリーブロールはスリーブを焼嵌めして製作するため、その残留応力は製作過程と関連して議論する必要がある。

(5) そこで2つの極端な製造プロセスを取り上げて残留応力を比較した。その一つは「中実熱処理」と呼ぶもので、「仕上げ代」が最大(極端に大きい)に相当する中実ロールを焼入れ・焼戻し後、中面を加工してスリーブを製造する工程である。もう一つは「スリーブ熱処理」と呼ぶもので、「仕上げ代」がゼロ(極端に小さい)のスリーブを製作し、その後焼入れ・焼戻しを行う方法である。

(6) 両極端を比較した結果、「スリーブ熱処理(図3(c))」の内面の引張残留応力は、「中実熱処理(図2(c))」の内層の引張残留応力よりもはるかに小さくなることが示された。図3の「スリーブ熱処理」は、内層の破断のリスクが小さいため、スリーブロールの製造に適しているといえる(図7、図8参照)。

(7) 「スリーブ熱処理(図3(c))」がスリーブロールにふさわしい理由は、「スリーブ熱処理(図3(c))」の引張残留応力が焼戻しにより大幅に低減できるためである。これは、図2(c)の「中実熱処理」では中心部に3軸性の応力が生じるが、「スリーブ熱処理」では内面が自由表面であるため3軸性の応力は生じないことによる(図12参照)。

(8) 「スリーブ熱処理」が適切であることを明らかにした後、残留応力と圧延応力の解析結果に基づいて、スリーブの疲労強度を考察した。図1(a)の中実複合ロールの結果と比較してスリーブの疲労強度を、耐久線図上の相対安全率SFで比較検討した(図13を参照)。その結果、すべり損傷を適切なキーの設定などで防止できれば、スリーブロールの疲労強度を向上させることが可能であり、

中実ロールの疲労強度と同等にできると結論付けることができる。

参考文献

- 87) N.A. Noda, M. R. Arid and Y. Sano: Tempering effect on residual stress in bimetallic roll, *Int. J. Mod. Phys. B*, **35** (2021), 2140044. <https://doi.org/10.1142/S0217979221400440>
- 88) D. L. May, A. P. Gordon and D. S. Segletes: The application of the Norton-Bailey law for creep prediction through power law regression. *Proc. Of ASME Turbo Expo, San Antonio, Texas, USA* (2013), 1. <https://doi.org/10.1115/GT2013-96008>
- 89) WO2013042528 A1: 2012: Centrifugal casted composite roller for hot rolling and method for producing same. <https://patents.google.com/patent/WO2013042528A1/ja>
- 90) 田中甚吉, 小幡忠良: 応力除去焼鈍に関する研究 (第2報) 定温応力緩和とクリープの関係, *溶接学会誌*, **36** 3 (1967), 222. <https://doi.org/10.2207/qjws1943.36.222>
- 91) Marc Mentat team: Theory and User Information. Vol. A, Tokyo: MSC. Software; 2012.
- 92) 大谷隆一: 構造物の高温強度について (V) クリープ強度およびクリープ破断強度, *材料*, **18** 192 (1969), 824. <https://doi.org/10.2472/jsms.18.824>
- 93) T. Sakai, B. Lian, M. Takeda, K. Shiozawa, N. Oguma, Y. Ochi, M. Nakajima and T. Nakamura: Statistical duplex S-N characteristics of high carbon chromium bearing steel in rotating bending in very high cycle regime, *Int. J. of Fatigue*, **32** (2010), 497. <https://doi.org/10.1016/j.jfatigue.2009.08.001>
- 94) E. Zalnezhad, A. A. D. Sarhan and P. Jahanshahi: A new fretting fatigue testing machine design, utilizing rotating-bending principle approach, *Int. J. Adv. Manuf. Technol*, **70** (2014), 2211. <https://doi.org/10.1007/s00170-013-5457-0>
- 95) K. H. Schroder: A Basic Understanding of the Mechanics of Rolling Mill Rolls. Tenneck, Austria: Eisenwerk Sulzau-Werfen, ESW-Handbook, (2003).
- 96) M. R. Aridi, N.A. Noda, Y. Sano, K. Takata, S. Zifeng: Effect of the residual stress to the fatigue failure of the bimetallic work roll in 4-high rolling mill, *Springer Proc. In Materials*, Vol.10 (Eds: I. A. Parinov, S. H. Chang, Y. H. Kim, N.A. Noda), Switzerland: Springer Nature, (2020), 389.
- 97) N.A. Noda, R. A. Rafar, Y. Taruya, X. Zheng, H. Tsurumaru, Y. Sano, Y. Takase, K. Nakagawa and K. Kondo: Fatigue strength analysis of bimetallic sleeve roll by simulation of local slip accumulation at shrink-fit interface caused by roll rotation, *Int J Adv Manuf Technol*, **125** (2023), 369. <https://doi.org/10.1007/s00170-022-10669-3>
- 98) A. Ince and G. Glinka: A modification of morrow and smith-watson-topper mean stress correction models, *Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct*, **34** (2011), 854. <https://doi.org/10.1111/j.1460-2695.2011.01577.x>
- 99) K. Kasaba, T. Sano, S. Kudo, T. Shoji, K. Katagiri and T. Sato: Fatigue crack growth under compressive loading, *J. of Nucl. Mater*, **258-263** (1998), 2059. [https://doi.org/10.1016/S0022-3115\(98\)00343-2](https://doi.org/10.1016/S0022-3115(98)00343-2)
- 100) 西谷弘信, 山下尚義: 70/30 黄銅疲れき裂の発生および伝ばに対する平均応力の影響, *日本機械学会論文集*, **32** 242 (1996), 1456. <https://doi.org/10.1299/kikai1938.32.1456>
- 101) 西谷弘信, 後藤真宏: S45C 焼なまし材の引張圧縮疲労におけるき裂発生および初期き裂伝ばに及ぼす平均応力の影響, *日本機械学会論文集*, **50** 460 (1984), 1926. <https://doi.org/10.1299/kikaia.50.1926>
- 102) 秋庭義明, 田中啓介, 谷口尚正: 片振圧縮繰返し下における低炭素鋼切欠材での微小疲労き裂の伝ばと停留, *日本機械学会論文集*, **53** 493 (1987), 1768. <https://doi.org/10.1299/kikaia.53.1768>

文献番号, 図番号は前編 (3月号) の続き

付録 A: 中実ロールの残留応力の解析

以前の論文²⁰⁾³⁹⁾⁶⁵⁾では, 複合中実ロールの残留

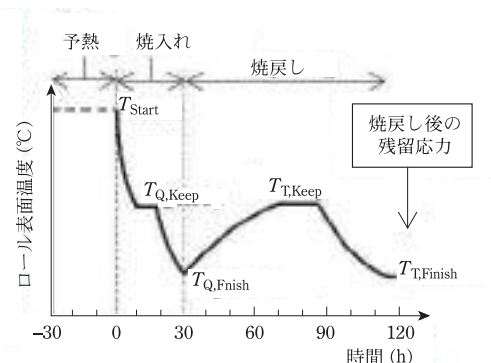
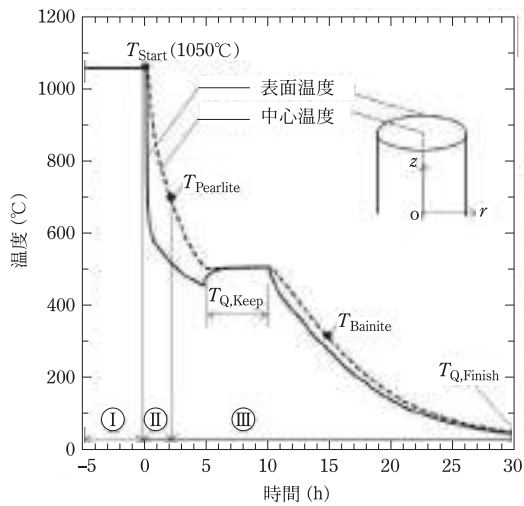


図 A1 中実ロールの熱処理時のロール表面温度.

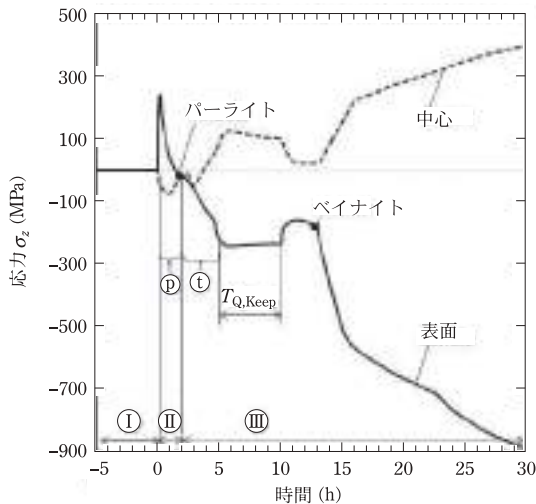
応力について同様に説明している。読者の便宜のために、この付録 A では、以前に説明した複合中実ロールの残留応力解析の概要を説明する。図 A1 は、複合中実ロール (図 2 (b) 参照) の予熱、焼入れ、焼戻しからなる熱処理中の表面温度履歴を示している。予熱プロセスでは、ロール全体が均一な温度 $T_{\text{Start}} = 1050^\circ\text{C}$ まで加熱され、数時間保持される。その後、空冷によりロール温度は急速に低下する。その後、ロールを再び炉に入れ、急速

冷却によって引き起こされる過剰な熱応力を防ぐために $T_{\text{Q,Keep}}$ に維持している。保持期間後、ロールは $T_{\text{T,Finish}}$ の温度までゆっくりと冷却される。

焼入れ工程後、残留応力を解放するために 2 回の焼戻し工程を行い、安定した組織を形成する。図 A2 は、複合中実ロールの焼入れ時の (a) 温度と (b) 応力 σ_z の履歴を示す。領域 I から領域 III の温度と応力については、本稿の前節で説明している。図 A3 (a) および図 A3 (b) に、 $z = 0$ で得られた応力

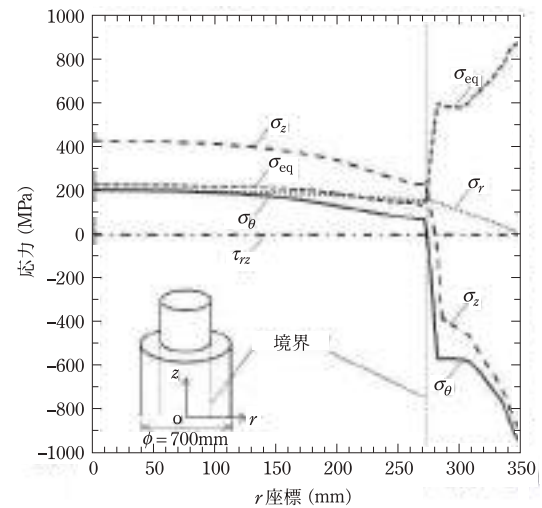


(a) $|z| \leq 900 \text{ mm}$ に沿った内外表面の温度

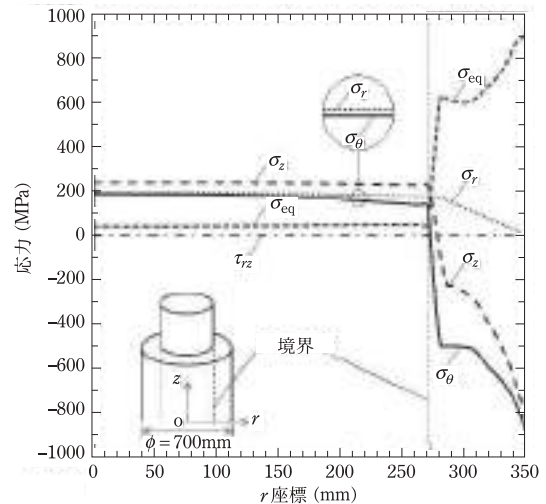


(b) $z=0$ のときの内外面の応力 σ_z

図 A2 中実ロールの熱処理 (図 2 (b)) における温度と応力 σ_z 。



(a) 焼入れ後 (焼戻し前) の残留応力分布



(b) 2回目の焼戻し後の残留応力分布

図 A3 中実ロールの熱処理 (図 2 (b)) によって得られる断面 $z = 0$ における残留応力分布。

分布 $\sigma_\theta, \sigma_z, \sigma_r, \tau_{rz}, \sigma_{eq}$ を示す. 図 A3 (a) に 1 次焼戻し前の応力分布を, 図 A3 (b) に 2 次焼戻し後の応力分布を示す. 図 A3 より, 焼戻しは σ_r と τ_{rz} にあまり影響を与えないことがわかる. 代わりに, 焼戻しは内層と外層の両方で σ_z を大きく減少させるが, 焼戻しは外層でのみ σ_θ を減少させる.

付録 B : 大きな圧縮応力下での複合中実ロールの疲労限度線

本稿では前章で新たに解析した複合スリーブロールの残留応力を扱っている. 前節では, 中実ロールと比較した図 13 に示す疲労強度の観点から結果の妥当性を確認している²⁰⁾³¹⁾³⁹⁾⁶⁵⁾⁶⁶⁾⁸⁷⁾. なお, 中実ロールは大きな圧縮応力下での疲労強度が必要となる. したがって, 読者の便宜のために, この付録 B では, 筆者らの以前の研究²⁰⁾³⁹⁾以外に利用可能な研究がないため, 中実ロールの疲労限界の概要を説明する. 図 B1 は, 大きな圧縮交互荷重 $\sigma_m \leq 0$ の下での疲労限界を議論するために, 応力振幅対平均応力線図 ($\sigma_a - \sigma_m$) を示す. まず,

極限引張強さ σ_B が, 式 (B1) で表されるように, 圧縮応力 $\sigma_m \leq 0$ および代替応力 $\sigma_a > 0$ に適用できると仮定する.

$$|\sigma_m| < \sigma_B, \quad |\sigma_a| < \sigma_B \quad (\text{B1})$$

いわゆる修正グッドマン則は, 式 (B2) で表すことができる.

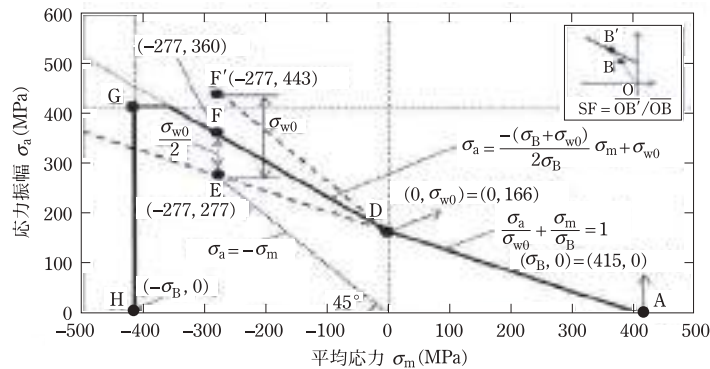
$\sigma_m \geq 0$ の場合,

$$\frac{\sigma_a}{\sigma_{w0}} + \frac{\sigma_m}{\sigma_B} \leq 1 \quad (\text{B2})$$

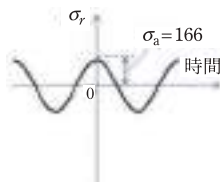
この限界線 $\sigma_a/\sigma_{w0} + \sigma_m/\sigma_B = 1$ が負の領域まで延長できると仮定する⁹⁸⁾. 図 B1 (c) に示すように, 脈動圧縮荷重 $\sigma_a + \sigma_m = \sigma_{\max} = 0$ を考える. 図 B1 (a) では, 縦軸から原点までの角度が 45° の点線で示される $\sigma_m = -\sigma_a$ で表される. 式 (B3) で表される領域では, き裂は伝播せず, 最終的な破壊は発生しない.

$$\sigma_a + \sigma_m = \sigma_{\max} \leq 0 \quad (\text{B3})$$

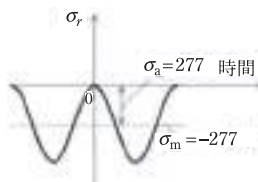
図 B1 (a) に示すように, 交点 $\sigma_a/\sigma_{w0} + \sigma_m/\sigma_B = 1$ と $\sigma_a + \sigma_m = 0$ を点 E とする. 点 E は式 (B3) を満たすので, 最終破壊はしない. そこで, 一定量の正の引張応力を加えることで, 点 F と点 F' を新た



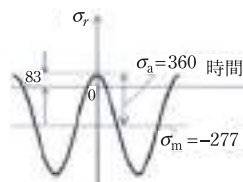
(a) 疲労限度線 A-D-F-G-H



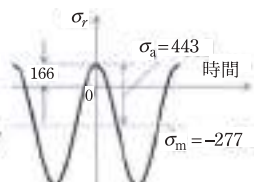
(b) 点Dの応力



(c) 点Eの応力



(d) 点Fの応力



(e) 点F'の応力

図 B1 圧縮応力下の疲労限度線.

に考慮する⁹⁹⁾。完全反転荷重に関しては、図 B1 (b) に示すように疲労限界は点 D として知られている。点 D は、最大引張応力 $\sigma_{\max} = \sigma_m + \sigma_a = 166 \text{ MPa}$ および最大圧縮応力 $\sigma_{\min} = \sigma_m - \sigma_a = -166 \text{ MPa}$ における疲労限界となる。その代わり、点 E では、図 B1 (c) に示すように、最大引張応力 $\sigma_{\max} = \sigma_m + \sigma_a = 0$ であるが、最大圧縮応力 $\sigma_{\min} = \sigma_m - \sigma_a = -554 \text{ MPa}$ は、点 D の圧縮応力 $\sigma_{\min} = -166 \text{ MPa}$ よりも 3 倍以上大きくなる。点 E の最大圧縮応力は $\sigma_{\min} = -554 \text{ MPa} = -277 \text{ MPa} \times 2 < -166 \text{ MPa} \times 3 = -498 \text{ MPa}$ である。したがって、点 E では、き裂の伝播がなく、最終的な破壊が発生していない場合でも、点 D に比べてき裂の発生に関してより深刻な損傷が蓄積される。図 B1 (e) に示すように、最大引張応力 $\sigma_{\max} = 166 \text{ MPa}$ が点 D と同じ F' を考える。点 D の圧縮応力 $\sigma_{\min} = -166 \text{ MPa}$ に比べて点 E の圧縮応力 $\sigma_{\min} = -554 \text{ MPa}$ が大きいので、疲労限界に必要な引張応力は $\sigma_{\max} = 166 \text{ MPa}$ よりも小さくなる可能性がある。代わりに、点 E では引張応力が存在しないため、以前の研究^{100)~102)} で示されているように、き裂の伝播や最終的な破壊は発生しない。このようにして、疲労限界点 F は点 D と点 F' の間にあることがわかる。そこで本研究では、この F 点の引張応力について、図 B1 (d) に示すように、 $\sigma_{w0}/2 = 83 \text{ MPa}$ を仮定する。図 B1 (a) の点 D と点 F を通る線を引くことで疲労限界を推定することができる。この範囲は次の式で表すこ

とができる。

$$\sigma_a \leq -\frac{\sigma_B + \sigma_{w0}}{2\sigma_B} \sigma_m + \sigma_{w0} \quad (\text{B4})$$

大きな圧縮交互荷重の場合、疲労限界は式 (1) によって決定される。式 (B1) から式 (B1), (B4) であり、図 B1 (a) の点 A, D, F, G, H を通る太い実線で表される。

のだ・なおき NODA Nao-Aki

1984 九州大学大学院工学研究科機械工学専攻博士課程修了。九州工業大学工学部講師・助教授を経て、教授。焼入れ式ローラや特殊ボルト等の産学連携に関する研究に従事。日本設計工学会論文賞受賞。日本機学会材料力学部門賞業績賞/貢献賞。日本機械学会フェロー。自動車技術会フェロー。2019-2021 日本材料学会九州支部長。2022.04 九州工業大学名誉教授。

さの・よしかず SANO Yoshikazu

1967 九州大学大学院機械修了。日立金属株式会社。1992 技師長。1996 九州大学より博士(工学) 授与。学術研究員。九州工業大学支援研究員を経て(株)ホーシン技術顧問。焼入れ式ローラの構造設計に関する研究に従事。(公社)日本設計工学会 2019 年度論文賞受賞。

たかせ・やすし TAKASE Yasushi

1985 九州工業大学技術職員。1993 同工学部設計生産工学科夜間主コース卒業。2002 技術専門職員。2007 「任意寸法の試験片に対して正確な応力集中係数を与える計算式に関する研究」で博士(工学)。2020 年度日本塑性加工学会教育賞受賞。

ほった・げんじ HOTTA Genji

1979 九州工業大学卒業。(株)日鉄エレックスを経て 2008 有明工業高等専門学校機械工学科教授。2012 熊本大学より博士(工学) 授与。2019 より九州工業大学客員教授。2021 西日本工業大学客員教授。日本技術士会ものづくり部会長。2021 年度技術士功労章受章。