

# 技 術 論 文

## 高寿命圧延用 CPC 特殊鋼ロールの軸継ぎ部応力解析法 Stress Analysis Method of Shaft Joint Welding Part in CPC Special Steel Work Roll for Long Life



技術開発センター  
主任 博士(工学) 肖 陽  
Yang Xiao

技術開発センター  
商品・生産技術開発室  
主任 木村 健治  
Kenji Kimura

技術開発センター  
商品・生産技術開発室  
主任 花田 喜嗣  
Yoshitsugu Hanada

山陽工場改革チーム  
チームリーダー  
博士(工学) 姜 孝京  
Hyo-Gyoung Kang

技術開発センター  
センター長  
博士(工学) 永吉 英昭  
Hideaki Nagayoshi

### 要 旨

CPC 製造技術と狭開先溶接軸継ぎ技術の組み合わせにより製造されたハイスロールは性能及びコスト両面で他製法のロールに比べ優れており、鋼材の圧延工程で幅広く使用されている。特に、最近開発した棒鋼・線材の粗圧延用 CPC 特殊鋼ロールにおいては既存ロールに比べ 3 倍以上の高寿命化を達成した。近年、圧延メーカーは国際競争を高めるため、低温・高負荷の圧延条件下で使用可能な高寿命ロールを求めている。このニーズに対応するためには、溶接軸継ぎロールにおいても更なる高強度化と高い信頼性が必要である。本研究では、有限要素解析法を用いて、軸内部の応力を解析すると共に応力分布を明らかにし、適正な軸継ぎ位置と最適な軸継ぎ部構造の検討を行ったので報告する。

### Synopsis:

The CPC high-speed steel roll manufactured with the combination of CPC technology and NGW (Narrow Gap Welding) technology has been widely used at the rolling process for steel materials, because it has the manufacturing cost competitiveness and the higher performance compared with the other roll manufacturing processes. Particularly, the CPC special steel work roll recently developed for roughing mill has shown over 3 times long life compared to the other process rolls. Recently, the roll has been used under rolling conditions of the lower temperature and higher load for the purpose of increasing global competitiveness of roll maker. To respond to the needs of customers, it becomes important that the welding joint part in the roll shaft must be assured the higher intensity and higher reliability. In this study, the stress in roll shaft is computed and the stress distribution is made clear. Also, the reasonable welding joint position and the optimal shape structures for joint welding part are investigated and discussed.

### 1. 緒言

当社が世界で初めて独自開発した CPC(Continuous Pouring process for Claddings)製造法<sup>1),2)</sup>と特徴ある狭開先溶接技術<sup>3)-5)</sup>を適用して製造した CPC ハイスロールは、形鋼、棒鋼、線材といった鋼材の中間・仕上げ圧延工程で幅広く使用されている。特に、狭開先溶接軸

継ぎ技術を適用することにより、遠心鋳造法に対する製造コスト面での障害を解決し競争力を高めた。軸継ぎ溶接適用前の従来の方法は、主に複合一体ロールとして製造され、軸部を CPC 材から削り出すしかなく、製品歩留りが低くロスが大きかった。それを解決するため、Fig. 1 に示すように CPC 後の複合材より胴部を

多数本取りして、狭開先溶接で軸と接合する製造法を適用した。最近、新CPC製造工法と熱処理による組織制御法を適用した粗圧延用の特殊鋼ロールが開発され<sup>6)</sup>、既存の合金ダクタイル鋳鉄ロールやセミハイスロールに比べ耐肌荒れ性や耐摩耗性に優れ、圧延メーカーの直近のニーズである低温・高負荷圧延用の高寿命ロールとして認められている。

また、圧延メーカーでは、更なる国際競争力の向上や高強度鋼種への転換及び低炭素社会への貢献のため、更なる省エネ圧延を実施している。特に、圧延工程の中で圧延スピードが遅く、圧延荷重が非常に高い粗列においては、主に合金ダクタイルが使用されてきたが、CPCロールの芯材であるSCM440圧延材に比べて軸材の強度が低く、鋳造材であるため、客先の低温・高負荷圧延や高寿命化を図る上で、破断事故に至る場合が多かった。したがって、軸接合した粗列用CPC特殊鋼ロールにおいては、軸部強度保証として、安全設計により更なる信頼性を高める必要がある。そこで、本研究では、有限要素法(FEM)を導入し、軸内部の応力を解析すると共に応力分布を明らかにし、軸継ぎ位置と軸継ぎ部構造の最適化を図った。

## 2. 解析方法および解析モデル

本研究では、CPC法で製造した棒鋼・線材用粗圧延ロールを解析対象として、解析モデルを設計した。まず解析により、実機操作時の圧延負荷とねじりモー

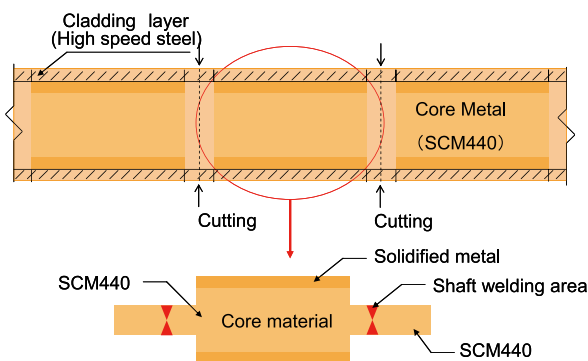


Fig.1 Schematic diagram showing manufacturing method for CPC work roll

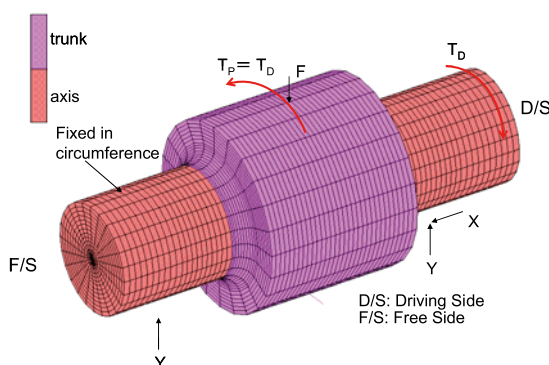


Fig.2 Three-dimensional analytical model for roll

メントを考慮し、軸部の応力分布および応力集中部を求めた。

## 2.1 駆動トルクの影響について

Fig.2に3次元解析モデルを示す。圧延時に発生するねじりモーメント $T_D$ により、軸部ではせん断応力が生じる。このときのねじりモーメントが軸内部の応力分布に及ぼす影響を調査した。

ロール圧延面の中心で圧延荷重 $F$ と圧延トルク $T_P$ を与える。このとき圧延トルク $T_P$ は駆動部の軸端にかかるトルク $T_D$ と等しい。また、固定箇所は、駆動側(D/S)では軸端で軸方向および軸垂直方向を、非駆動側(F/S)では軸端で軸垂直方向と円周方向とした。

Fig.3のa)に胴部と軸継ぎ溶接部の開先形状を示す。軸継ぎ時には胴部と軸部の中心合わせのため、コア部とされる部位が存在する。そのコア部より外周へと肉盛溶接を行い、軸を接合する。今回、このコア部に注目して解析を行った。

Table1に、軸継ぎ有無並びにトルク有無での解析結果を示す。駆動トルクがコア部のせん断応力に及ぼす影響は小さいことが分かった。

Table1 Effect of driving torque on shear stress in core area MPa

Section	Without welding joint		With welding joint	
	D/S	F/S	D/S	F/S
Torque( $T_D \neq 0$ )	40	38	48	45
No Torque( $T_D = 0$ )	38	38	45	45

## 2.2 解析モデル

せん断応力に及ぼす駆動トルクの影響が小さいことから、解析モデルは2次元平面に簡易化ができる。したがって、Fig.3に示すように、駆動トルクを与えずに、圧延荷重のみを圧延部に与えた。軸部では軸方向と軸垂直方向を固定する。この2次元解析モデルを用いてロール軸部及び接合部の応力分布を求め、軸継ぎ部へ

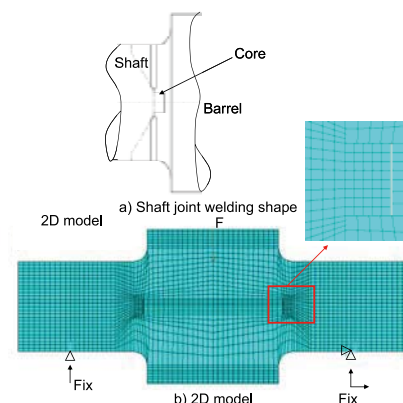


Fig.3 Two-dimensional analytical model for shaft jointed roll

の影響を明らかにした。また、軸継ぎがある場合、コア部のサイズ、位置及び形状と応力分布との関係を調べ、軸継ぎの設計における基礎的な知見を提供した。

### 3. 解析結果及び考察

#### 3.1 軸首部の応力分布と溶接部の位置について

Fig.3の2次元モデルにより求めたロール内部の応力分布を Fig.4 に示す。本来、製品の歩留りを向上するためには、軸接合位置をできるだけ胴端部側に近づけることが望ましい。しかし、首部(ネック部)に応力集中が起きるため、安全の観点から適切な接合部位置を把握する必要がある。ここで Fig.5 にロールの胴端部からの距離と表面応力との関係を示す。軸接合位置を胴端部から 40mm 離れた場合は、最大応力は溶接区間内に入ることが確認できる。そこで、接合部を胴端部から 60mm 離れると、最大応力は40%減り安全係数は 2.5 倍になることが分かった。

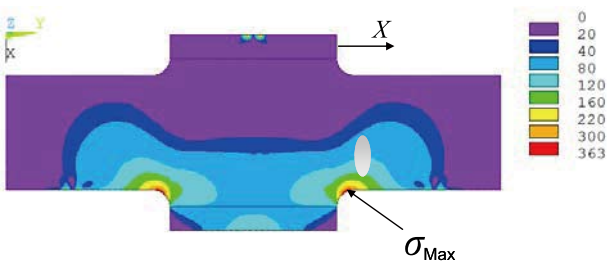


Fig.4 Stress distribution of roll

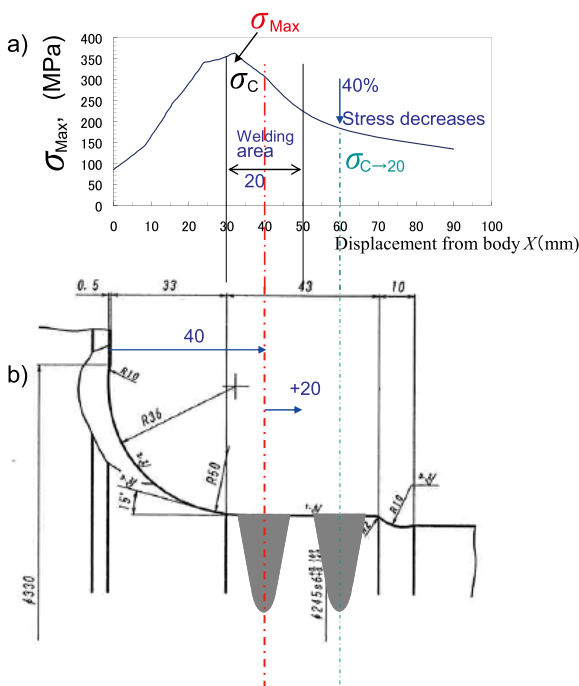


Fig.5 Relationship between maximum stress and welding position in roll shaft :  
a) Stress distribution, b) Welding position

軸継ぎ溶接部の位置と最大応力との関係を Table2 に示す。接合部の中心を胴端部より 40mm 離れたとき、安全係数は 0.69 であり危険側の状態であった。これを 60mm に変更することで、安全係数は 1.17 になった。このことから、より高い安全係数を確保するためには、圧延条件を明確に把握した上で強度解析を行い、適切な溶接位置を決める必要がある。

Table2 Effect of welding position on maximum stress in welding center part

Welding position (conventional)		
$\sigma_{\text{weld}}$ (MPa)	$\sigma_w$ (MPa)	Safety factor
308	215	0.69
Welding position(moved 20mm to axial direction)		
184	215	1.17

$\sigma_{\text{weld}}$  : Stress in welding center part  $\sigma_w$  : Effective fatigue strength

#### 3.2 ロール内部の応力分布に及ぼす軸接合有無の影響

中心コア部(未溶接部)の有無がロール内部の応力分布に及ぼす影響を調査した。まず、Fig.6 に解析結果を示す。コア部があるとき、溶接スタート部で (Fig.7 の①) の応力はコアがない場合より 2.4 倍高くなることが確認でき、最大発生応力を緩和させるための適切なコア部の設計を行った。

#### 3.3 コアのサイズと応力分布との関係

溶接スタート部の応力に及ぼすコアのサイズの影響を調査した。Fig.7 に示すように負荷がかかるとコア部は変形を受ける。コア下部 (Fig.7 の①) で引張り応力が生じ、上部 (Fig.7 の②) では圧縮応力が発生する。このように溶接スタート部に応力集中が起こることがわかり、繰り返し圧縮と引張の応力が交互にかかることで溶接スタート部での応力が疲労強度を超えると、疲

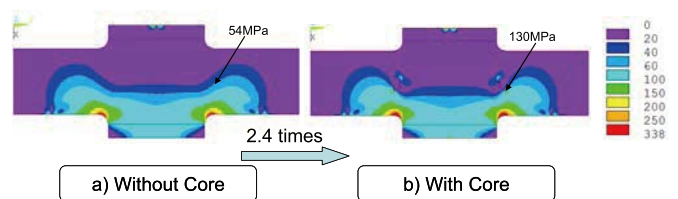


Fig.6 Effect of core existence on stress distribution in core part

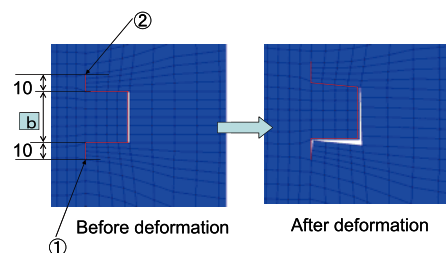


Fig.7 Deformation of core



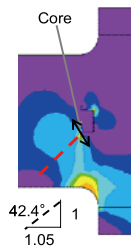


Fig.8 Analysis for crack growth direction

Table3 Influent of core size on maximum stress

Size(mm) b in Fig.7	Maximum stress (MPa)	
	① in Fig.7	② in Fig.7
40	131	-161
30	105	-122
20	96	-113
10	90	-108

働き裂伝ばが生じると考えられる。

き裂伝ば方向に対して有限要素法で解析を行った。解析結果は Fig.8 に示すように、き裂伝ば方向の角度は 42.4°であり、2次元解析モデルによりき裂伝ば方向の予測が可能であると思われる。

Table3 にコアのサイズを 40mm から 10mm まで変化させた場合、溶接スタート部の応力解析結果を示す。コアのサイズが小さくなると、先端で生じる最大発生応力は小さくなる。Fig.7 に示したように、コア部の変形前後の状態から、コアのサイズが小さいほど溶接スタート部の変形は小さくなるため、最大発生応力は低下したと考えられる。

### 3.4 内部コアの位置と応力分布

次に、コアの位置が応力に及ぼす影響を調査した。Fig.9 に現在の位置および 50mm 軸端部方向へ遠ざけ

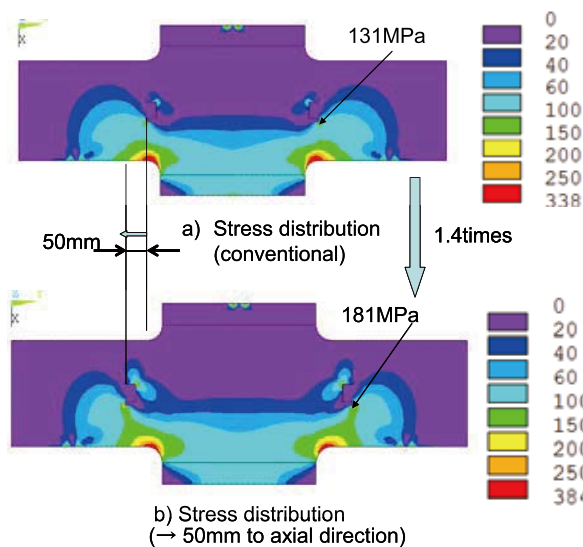


Fig.9 Influence of core position and stress distribution

た場合の応力分布を示す。この結果から、50mm 遠ざけた方が現状より溶接スタート部での応力は 1.4 倍大きくなる。また、軸内部での応力集中の発生範囲も大きくなり、き裂伝ばしやすくなると考えられる。Fig.10 と Fig.11 にロールのひずみと変形の状況を示す。コアの位置を胴端部から軸端部方向へ 50mm 離れると変形は(0.07°→0.12°)1.7 倍大きくなり、ひずみ(5.4x10<sup>4</sup>→7.4 x10<sup>4</sup> mm)は 1.4 倍に増加することが確認できる。

### 3.5 内部コアの形状と応力分布

Fig.12 の有限要素モデルを用い、コアの形状を変化した時の溶接スタート部に発生する最大応力を調査した。その結果を Fig.13 に示す。コアの形状を a)から

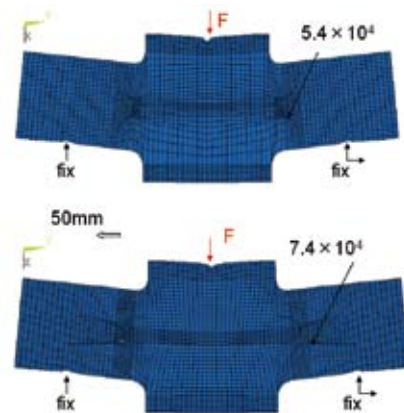


Fig.10 Influence of core position on strain

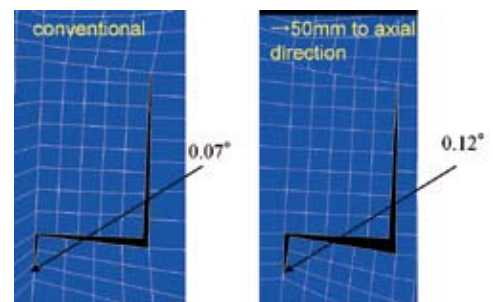


Fig.11 Deformation of core with different position

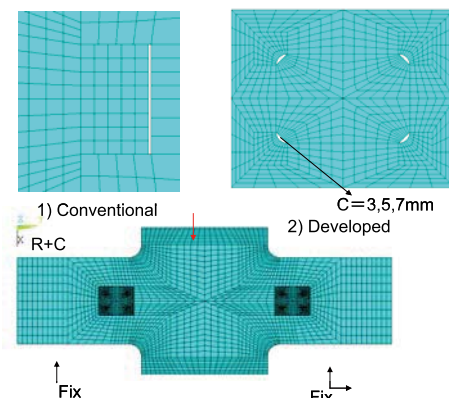


Fig.12 Analytical model for different core shape

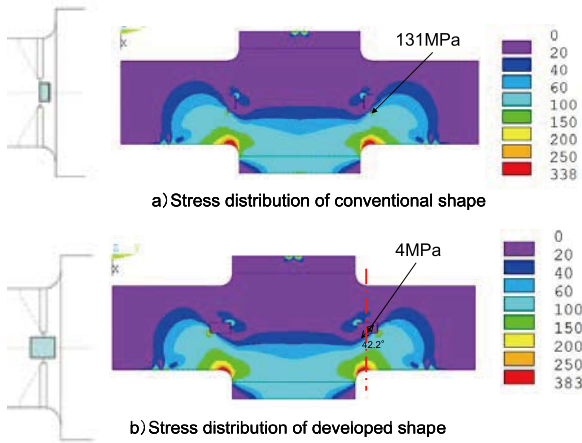


Fig.13 Influence of core shape on stress distribution

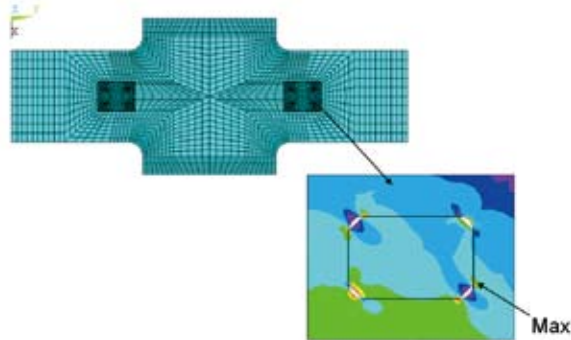


Fig.14 Stress distribution around core part

Table4 Effect of chamfer dimension of core part

Chamfer size C(mm)	Contact stress $\sigma_c$ (MPa)	Stress in welding start area $\sigma_w$ (MPa)
3	103	46
5	143	59
7	205	60

b)に変更すると、溶接スタート部での最大発生応力は著しく低下した。形状b)の場合は、溶接スタート部での最大発生応力は小さいため、溶接スタート部からのき裂伝ぱによる破断事故を防止することができる。

更に、コア部の面取り寸法を変更した場合のコア周辺で発生する最大応力を調査した。軸部の空間部の面取り寸法(C)をそれぞれ3,5,7mmに、内部空間部に入る棒材の面取り寸法(C)も合わせて3,5,7mmに設定した。Fig.14にコア周辺の応力分布を示す。内部に入る棒材と軸部との接触応力は最大になる。Table4に面取り寸法(C)を変化したとき、コア部の接触応力と溶接スタート部の最大発生応力を示す。面取り寸法(C)が大きくなるほど変形量が増加するため、応力は大きくなり、接触により生じた応力も大きくなる傾向が確認できる。

### 3.6 応力拡大係数( $\Delta K$ ) とき裂伝ぱ下限値( $\Delta K_{th}$ ) との関係

有限要素法を用いて、コア部の直上及び直下である溶接スタート部での応力拡大係数の解析を行った。引

張りにより生じた応力拡大係数は式(1)を用いて求めた<sup>7)</sup>。Fig.15のモデルを利用して、式中のき裂先端からの距離( $r$ )と応力( $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ )を有限要素法によって計算し、応力拡大係数を求めた。Table5に計算の結果を示す。

$$K = \sqrt{2\pi r} \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} \dots\dots\dots(1)$$

Table5 Change of stress intensity factor

$r$ (mm)	$\sigma_x$ (MPa)	$\sigma_y$ (MPa)	$K_x$ (MPa $\times$ m <sup>1/2</sup> )	$K_y$ (MPa $\times$ m <sup>1/2</sup> )
0.12	11.86	7.79	3.13	2.06
0.23	8.99	5.28	3.36	1.97
0.35	7.46	3.66	3.41	1.67
0.46	6.64	2.80	3.41	1.48
0.58	6.13	2.28	3.62	1.35
0.69	5.73	1.86	3.71	1.21
0.81	5.47	1.52	3.82	1.06
0.93	5.29	1.27	3.95	0.95

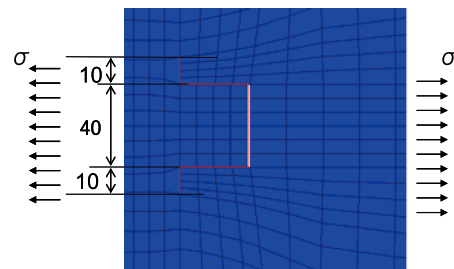


Fig.15 Analytical model for K

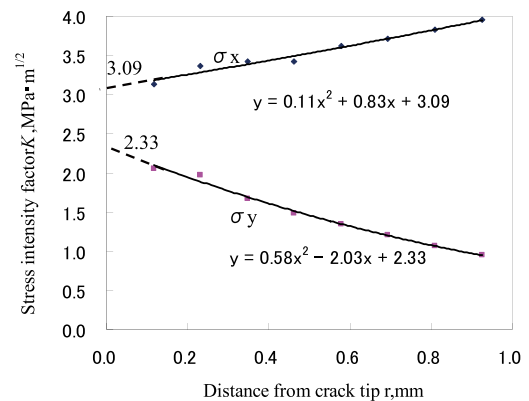


Fig.16 Stress intensity factor K

Fig.15に示すように、溶接スタート部をき裂先端部と見なした。応力の分布が急激に変化するため、き裂先端に極近い要素の計算結果は使わず、多少離れた要素の結果を使った。Fig.16にき裂先端からの距離( $r$ )と応力拡大係数( $K$ )との関係を示す。 $r$ が限りなく0に近づいたときの値を2次関数の外挿によって求め、応力拡大係数( $K$ )を算出した。Fig.16の結果から、溶接スタ

一ト部での応力拡大係数( $K$ )は $3.85 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ で、 $\Delta K = 2K = 7.70 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ である。Fig.17のき裂伝ば下限値( $\Delta K_{th}$ )は $8 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ であるので、安全係数は1.04になる。

同じ方法で改善後の形状 (Fig.13のb) ) に対しても有限要素法で計算し、その結果をTable 6に、溶接スタート部の応力拡大係数をFig.18にそれぞれ示す。Fig.17で調べた溶接スタート部の応力拡大係数( $K_1$ )は $1.23 \text{ MPa}$

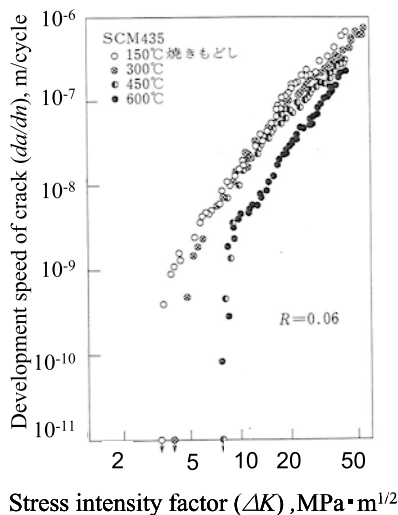


Fig.17 Relationship between  $da/dn$  and  $\Delta K$  for SCM435<sup>8)</sup>

Table6 Stress intensity factor of developed shape

r (mm)	$\sigma_x$ (MPa)	$\sigma_y$ (MPa)	$K_x$ ( $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ )	$K_y$ ( $\text{MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ )
0.20	4.02	0.85	1.40	0.29
0.40	3.48	0.69	1.71	0.34
0.60	3.20	0.49	1.92	0.30
0.80	3.04	0.36	2.11	0.25
1.00	2.94	0.28	2.28	0.22
1.20	2.86	0.22	2.44	0.18
1.40	2.81	0.17	2.58	0.16
1.60	2.76	0.14	2.72	0.13
1.80	2.76	0.13	2.87	0.14

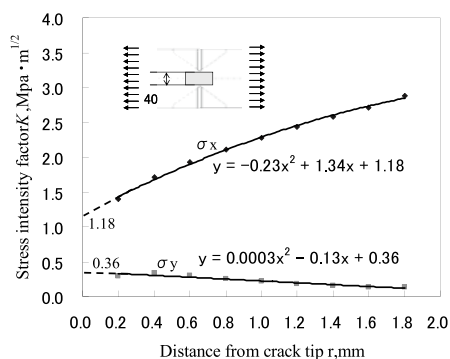


Fig.18 Stress intensity factor  $K$  at core part in new design

$\cdot\text{m}^{1/2}$ で、 $\Delta K = 2K = 2.46 \text{ MPa}\cdot\text{m}^{1/2}$ である。従って、応力拡大係数範囲( $\Delta K$ )は3分の1に小さくなり、安全係数は3.25と高くなった。

#### 4. 結論

これまでに得られた調査結果を要約すると、次の通りである。

- 1) 駆動トルクの有無はせん断応力に影響しないことが分かった。また、ロールの内部応力分布は二次元解析モデルを用いたシミュレーションにより解析可能であることが確認できた。
- 2) ロール軸部と胴端部を繋がる R 終点部で最大応力が生じるため、溶接部は最大応力発生部を避けることによって、より高い安全係数の確保が可能であることを確認した。
- 3) 内部コアがある場合は、溶接スタート部で応力集中が生じ、コア無の場合と比べると応力は 2.4 倍高くなることが分かった。
- 4) 内部コアのサイズが小さいほど、溶接スタート部の応力は少ないことが分かった。また、コアは胴端部から離れると変形が大きくなるため、溶接スタートの応力は増加する傾向を示した。
- 5) 内部コア部の形状と溶接スタート部の応力との関係を明らかにし、最適な軸継ぎ部の形状を決めることができた。
- 6) 応力拡大係数範囲( $\Delta K$ )を求めることができ、き裂伝ば下限値( $\Delta K_{th}$ )との関係から簡単にき裂進展状態を把握することができた。

当社は更なる軸接合部の強度向上及び高負荷圧延のニーズや低炭素社会への貢献のため、現在の溶接接合方式から超省エネ型摩擦接合方式へ変更を検討している。その成果に対しては次回ご報告する予定である。

#### 参考文献

- 1) 坂本、玉川、津田、森高：フジコー技報、No.1(1993)9
- 2) 坂本：フジコー技報、No.4(1996)20
- 3) ロールの製造方法、公開特許公報(A)、特願2004-142605
- 4) 大野、芳谷、尾崎：フジコー技報、No.10(2002)48
- 5) 大野、嵩、尾崎：フジコー技報、No.14(2006)26
- 6) 姜、園田、木村、永吉：フジコー技報、No.15(2007)38
- 7) 佐竹、平坂、持田、浜野：松江高専研究紀要 No.38(1994)2
- 8) 浅見克敏他：材料、32(1983)64