

高温炉中で使われる セラミックローラー稼動中におけるシャフトの抜け

野田 尚昭^{1)*}・佐野 義一¹⁾・高瀬 康¹⁾・原田 正太²⁾・スルヤディ デディ²⁾・熊崎 誠一²⁾

Simulation of Coming out of the Shaft from the Ceramics Sleeve During Rotation of the Rollers Connected under Small Shrink Fitting Ratio

Nao-Aki NODA, Yoshikazu SANNO, Yasushi TAKASE, Shota HARADA, Dedi SURYADI and Seiichi KUMASAKI

Synopsis : In this paper the loosening and coming out of a roller is considered by using FE analysis when a ceramics sleeve is shrinking fitted to two steel shafts. It should be noted that only small shrink fitting ratio can be applied for the connection because of the brittleness of ceramics. However care should be taken for coming out of the shafts during rotation under such small shrink fitting ratio. In this study therefore the finite element analysis is applied to simulate this behavior. Then, the coming out behavior during rotation can be realized by the simulation where the rotation of the roller is replaced by the shift of the load at an interval of the rotation angle. Under smaller shrink fitting ratio the shaft comes out, but under larger shrink fitting ratio the shaft does not. The effects of the magnitude of the load, friction coefficient, and stiffness of the shaft are also discussed.

Key words : welding and joining; ceramics roller; coming out; finite element method; structural design; shrink fitting.

1. 緒言

自動車用鋼板をはじめとする高級鋼材を生産するための熱処理炉 (Fig.1 参照) では、ローラーを用いて鋼材の搬送が行われている。現在, Fig.2 (a) のようなステンレス耐熱鋼にセラミック溶射でコーティングされた胴部と、ステン

レス耐熱鋼の軸部を溶接、焼嵌め等で接合し、中空部を水冷する構造のローラー (ハースロールと呼ばれる) が、主として用いられている。このローラーは、炉内の高温環境下において使用中に、耐熱鋼とセラミックコーティング層の線膨張係数の違いや、コーティング層の微小欠陥や密着強度の限界等に起因し、ローラー表面にき裂や剥離¹⁾、それに伴う肌あれ、摩耗等の発生を招き、ローラーの寿命を短くしている。また、ローラー内部を水冷するために熱損失が無視できない。

そこで、Fig.2 (b) のように胴部材料全体をセラミックとし、その両端に鋼製軸を用い、中空部を空冷するローラー構造を検討している。胴部材料を耐熱性・耐摩耗性²⁾・耐腐食性³⁾に優れたセラミックにすることで、現状のコーティングに起因する欠陥を防止でき、ローラー寿命を飛躍

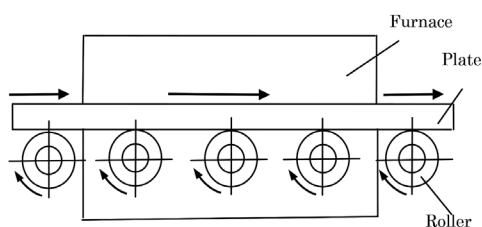


Fig. 1. Layout of rollers in heating furnace.

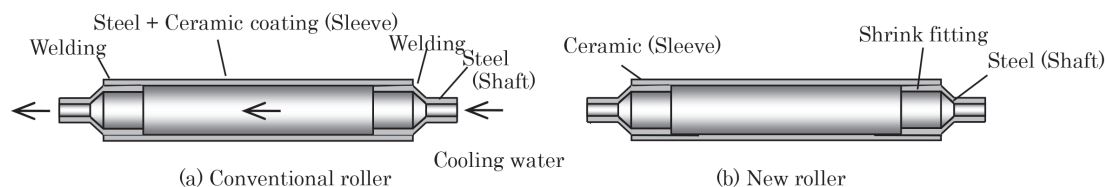


Fig. 2. Roller structure. (Online version in color.)

平成26年9月22日受付 平成27年1月27日受理 (Received on Sep. 22, 2014 ; Accepted on Jan. 27, 2015)

1) 九州工業大学大学院工学研究院機械知能工学研究系 (Dept. of Mechanical and Control Engineering, Kyushu Institute of Technology, Sensui-cho 1-1 Tobata-ku Kitakyushu-shi Fukuoka 804-8550)

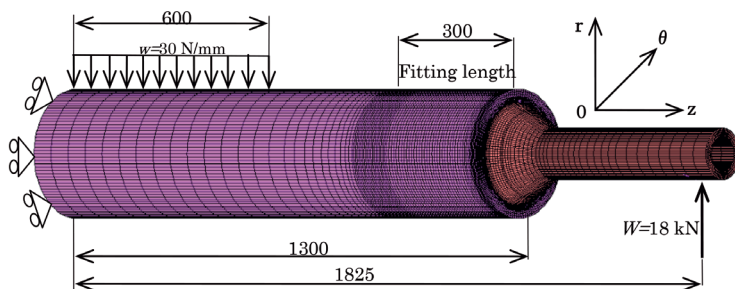
2) 九州工業大学大学院 (Kyushu Institute of Technology)

* Corresponding author : E-mail : noda@mech.kyutech.ac.jp

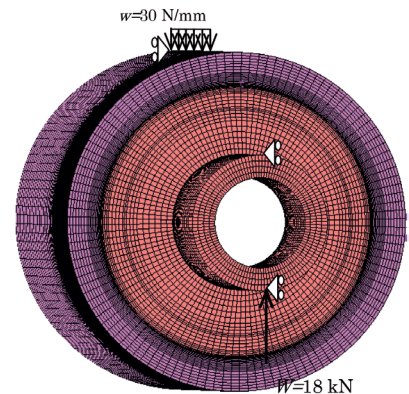
DOI : <http://dx.doi.org/10.2355/tetsutohagané.101.284>

的に延長させることができる。また、円筒状セラミックの接合法として最も適している焼嵌め接合にすることで^{4,5)}、ローラーの交換やメンテナンスに要する時間を短縮することができる。一方で、軸部には線膨張係数がセラミックに比べ約4倍大きい鋼を用い、焼嵌め接合部においてセラミックは靱性が低いため^{6,7)}、この構造では胴部セラミックスリーブの張割れが問題となる^{8,9)}。このような接合構造の強度解析としては、これまでに高温環境下で使用されるセラミック同士を組み立てた構造のメッキ用ロール¹⁰⁾、連続酸洗設備用セラミック製ロール¹¹⁾、ならびに高温環境下で使用される加熱炉中セラミックローラー¹²⁾の研究を行ってきた。そして、軸スリーブの肉厚を薄くすることでセラミックスリーブ内側に生じる引張応力を低減できるなどの結論が得られた。しかし、セラミックが脆性材料であるため、Fig.2 (b) に示すセラミックローラーにおいては低い焼嵌め率を用いる必要があり、シャフトと接合されたローラーにおいて、使用中にスリーブからシャフトが抜ける現象に対する検討が必要である。例えば、本研究対象の加熱炉用とは異なるメッキ鋼板製造ラインに、本研究と同じ構造のローラーを試験的に使用した際に、セラミックスリーブから軸が抜け出すトラブルが複数件生じている。セラミックローラーの適用を考えている搬送ローラー等には、通常すべり軸受けが用いられるので、軸移動の拘束がないか又は軸移動範囲が大きい条件で用いられる。このため、このような軸の抜け出しが問題となっている。たとえ、軸移動が小さな公差範囲内で拘束されている場合でも、軸の抜け出しが起きると、スラスト方向荷重が生じて発熱や摩耗が生じ、軸の円滑な回転が阻害されることが予想される。このように、抜けの研究は必要性があるにも関わらずこれまでになされていない。

そこで本研究では先行する研究事例がないなかで、どのようなメカニズムで抜けが生じるのかを究明するため、有限要素法を用いた弾性解析によりこの現象を解析し、あわせて抜けに対するいくつかの要因についても検討する。



(a) Side view



(b) Front view

Fig. 4. Analytical half model and FEM mesh. (Online version in color.)

2. 解析条件

2.1 解析モデル

対象とするローラーの形状寸法はFig.3に示すとおりで、抜け出しに関係する軸受けは軸移動を拘束しないすべり軸受けタイプである。解析に用いたモデルと負荷条件をFig.4に示す。ここで用いたモデルは実体の1/2モデルを用い、FEM要素分割には、スリーブとシャフト共に六面体の一次要素で、要素数は154320である。要素サイズは、スリーブとシャフトの接触部で最小1.25 mm × 1.25 mm × 6 mmとした。解析コードはMarc、解析タイプは静的構造解析、ステンレス耐熱鋼シャフトは塑性を有するが、負荷条件が塑性変形には達しない範囲にあることや、セラミックは破断までマクロ的な塑性変形を生じないことから材料構成則は弾性体とする。接触部のねじり荷重の影響については、z方向のせん断応力に比べて θ 方向のせん断応力が小さいため、ここでは無視する。なお、摩擦モデルに関しては、stick-slipモデル、bilinearモデルの2種類が一般的に精度は良いと言われている¹³⁾。反復判定過程から摩擦力を決定するstick-slipモデルでは膨大なデータが発生し解析時間が多くかかってしまう。そのため今回の解析では解析時間を考慮して、変位に基づく単純な判定から摩擦力を決定するbilinearモデルを採用した。スリーブとシャフトの接合部の摩擦係数は $\mu = 0.3$ とする。以上の条件を基準条件とする。

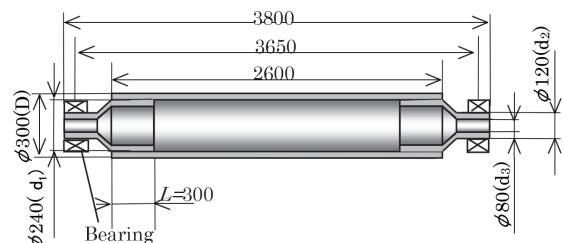


Fig. 3. Structure and dimensions of the new roller model (mm). (Online version in color.)

2・2 境界条件と解析方法

本研究では、スリーブに焼嵌め固定されたシャフトが抜けていく可能性と基本的な影響を明らかにするため、まずシャフトの抜けが生じ易い常温で考察する。焼嵌め代 δ をスリーブ嵌め込み部の内径 $d_i = 240$ mmで除したものを焼嵌め率 δ/d と定義する。本研究の解析では、軸・スリーブ間の焼嵌め率を $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3} \sim 1.0 \times 10^{-3}$ の範囲で変化させ考察する。今回研究で使用したFEM解析ソフトでは、焼嵌め代 δ を設定することで、シャフトとスリーブに生じる応力が計算される。

稼働中のローラーを模擬するために用いた負荷条件は、Fig.4に示すように実体の1/2モデルを用い、軸部を単純支持とし、搬送される最大級の鋼材による分布荷重 $w = 30$ N/mmをローラー・スリーブに負荷するものとする。また、スリーブ端部をz軸方向、荷重面に垂直な方向に拘束し、軸受け部も荷重面に垂直な方向で拘束する。Fig.5に示す負荷条件と回転との関係において、軸端部外表面の点Aに注目すると、初期に下端にあるA点は180°回転後には上端に移る (Fig.5 (b))。このような回転挙動を模擬するにあたって、Fig.6のようにローラーを回転せずに点Aを初期位置に固定させたままで、スリーブ部への荷重と対応する軸荷重 w を、一定時間間隔で角度 θ_0 ずつ周方向に移行させることを繰り返すことによってモデル化する。すなわち、荷重負荷を受けた状態でのローラーの回転を、回転しないローラーに荷重が周方向に移動しながら作用する問題に置き換える。通常の離散化数値解析と同様に、ここでは荷重の連続的な移動を不連続な周方向の荷重移動でモデル化する。ここで初期荷重位置 $\theta = 0^\circ$ は繰返し数 $N = 0$ に相当する。また、 $\theta = 360^\circ$ は繰返し数 $N = 1$ に相当する。

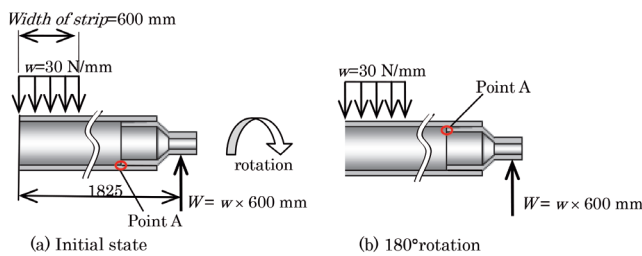


Fig. 5. Dimensions and loading condition of new roller. (Online version in color.)

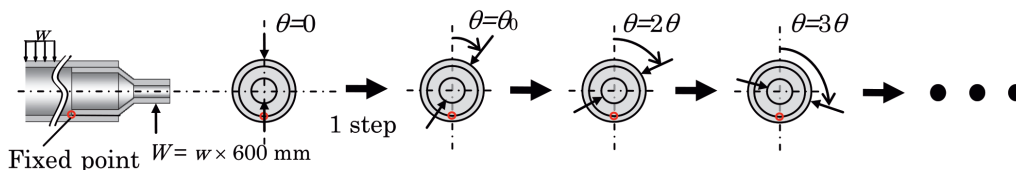


Fig. 6. The rotation of the roller is replaced by the shifted load at the interval of the rotation angle θ_0 . When $\theta = 0^\circ$ the number of cycle $N = 0$, and when $\theta = 360^\circ$ the number of cycle $N = 1$. (Online version in color.)

2・3 材料の物性値

Table 1にローラー構成材料の物性値を示す。軸部は比較的安価で強靱な合金鋼とし、スリーブを窒化珪素セラミックとする。また、解析には用いないが参考までに熱膨張係数も両材で比較するために示しておく。

3. 焼嵌めおよび曲げ荷重によるシャフトの変形と抜けの評価方法

3・1 焼嵌めによりシャフトに生じる応力と変形

Fig.7は、焼嵌めによるシャフトの変形を図示したものである。本解析では、Fig.7 (a) に示すように点Aと点Cの焼嵌め前の位置 (O) からのz方向変位で抜け量 (抜け方向を正とする) を定義する。

ここで、点Cはシャフト外径端部の直交する4点 (A, A', B, B') の平均値とする。Fig.7 (a) に示すように焼嵌めによって、シャフトはr方向に圧縮され軸方向に伸ばされるため、点Aはスリーブ内に入り込んで負の変位 $u_{zA}^{sh} = u_{zC}^{sh} < 0$ が生じる。Fig.7 (b) に焼嵌めによる応力 σ_r 、Fig.7 (c) にせん断応力 τ_{rz} を示す。シャフト端面で最大の圧縮応力 $\sigma_r = 120$ MPaが働いているので、シャフト端面の変形が大きいと考えられる。焼嵌めによる圧縮応力 σ_r によりシャフトは軸方向へ伸ばされるが、Fig.7 (c) に示すように、伸びを妨げる向きにせん断応力 τ_{rz} が働いている。また、シャフト端面で最大のせん断応力が働いているのは、(a) の最大の圧縮応力によってシャフト端面が大きく変形し、それを大きく妨げようとしているからであると考えられる。

3・2 初期荷重によるシャフトの変形と回転による抜けの評価方法

次に、シャフトの受ける初期荷重による変形を考察する。Fig.8 (a) に示すように、焼嵌め前のシャフトの位置を基準に座標 (r, z) を定義し、その位置からの相対変位 u_{zA} ,

Table 1. Material properties.

	Ceramics	Steel
Young's modulus [GPa]	300	210
Poisson's ratio	0.28	0.3
Tensile strength [MPa]	500	600
Mass density [kg/m ³]	3200	7800
Thermal expansion coefficient [1/K]	0.3×10^{-5}	1.2×10^{-5}

u_{zC} を考える。シャフト回転前の初期荷重負荷でFig.8 (b)のように点Aでは抜け方向変位 $u_{zA}^{N=0}$ ($>0 > u_{zA}^{sh}$)が生じ、焼嵌めによって負の方向に変位していたA点が最初の荷重負荷によって正の方向へと変位する。また、点Cに注目すると、 $u_{zC}^{N=0}$ ($> u_{zC}^{sh}$)も生じるが、多くの場合に $u_{zC}^{N=0} < 0$ である。これらの $u_{zA}^{N=0}$ および $u_{zC}^{N=0}$ がサイクルの繰返し数 $N=0$ における初期値となる。

Fig.9とFig.10に点Aの変位 u_{zA} を示す。ここでは、セラミックスリーブの焼嵌めで通常用いられる焼嵌め率より著しく小さい焼嵌め率 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ と、通常値に近い焼嵌め率 $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$ を用いた。なお、横軸は焼嵌め後の荷重状態をO点とし、荷重が360°移行することを1サイクルとしたときの、サイクルの繰返し数 N であり、繰返し数 $N=1$ では荷重が1周した状態である。荷重移動角度 θ_0 には30°を用いたが、その妥当性については次節で詳しく考察する。

これらのグラフは、荷重を3回転させた場合の、点A (Fig.7) の繰返し数 N に対する焼嵌め前の位置 (O) からの

z 方向変位 u_{zA} を表したものである。Fig.9に示す●a'は焼嵌めによる変位 u_{zA}^{sh} であり、その後シャフト回転前の初期荷重負荷での変位 $u_{zA}^{N=0}$ が初期値●aとなる。焼嵌め率の小さいFig.9では、点Aは1回転毎の周期で山谷が繰り返され山谷の平均は次第に大きくなっている。一方、焼嵌め率を大きくした、Fig.10では、周期変動はほぼ同様であるが、平均値は変化していないようにみえる。

山谷の生じる位置に注目すると、まず、極大値は繰返し数 $N \equiv n + 1/6$ ($n = 0, 1, 2, \dots$) すなわち回転角度 $\theta \equiv 2\pi n + \pi/3$ で生じており、極小値は繰返し数 $N \equiv n + 2/3$ ($n = 0, 1, 2, \dots$) すなわち回転角度 $\theta \equiv 2\pi n + 4\pi/3$ で生じている。Fig.9のa~dには回転角度を図示している。極大極小の生じる位置は $\theta = 0^\circ$, $\theta = 180^\circ$ と一致しない。これは、荷重位置の周期毎の回転に対して、スリーブ・シャフト間の相対変位挙動が不可逆的な摩擦力分布の影響を受けて、荷重方向変化に瞬時に追従できないためと考えられる。本研究では隣合う極大値と極小値の差を振幅と定義する。

Fig.9, 10より焼嵌め率の小さい $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ (Fig.9)

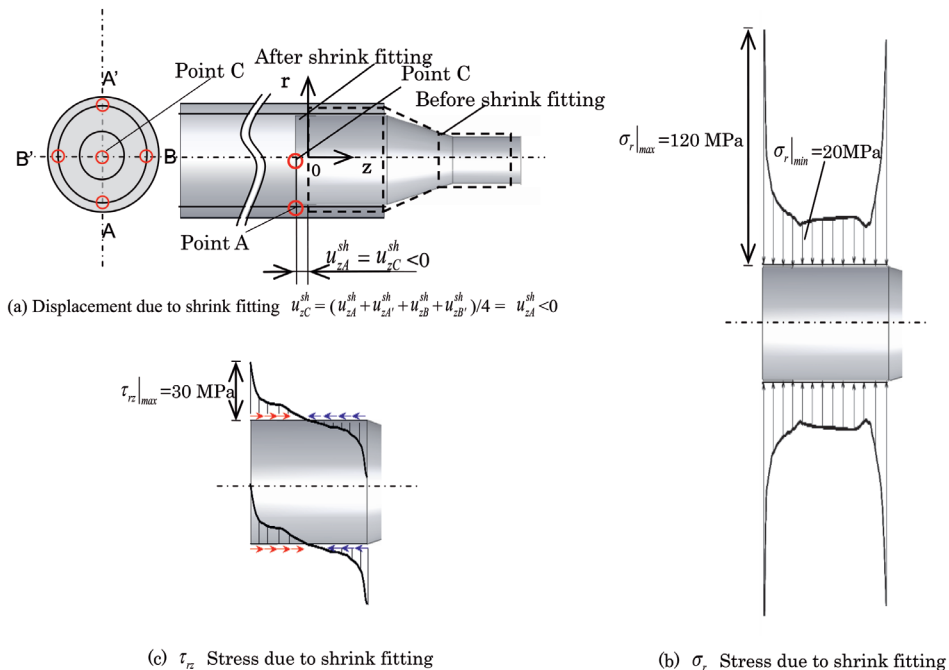


Fig. 7. Displacement and stress of the shaft due to shrink fitting. (Online version in color.)

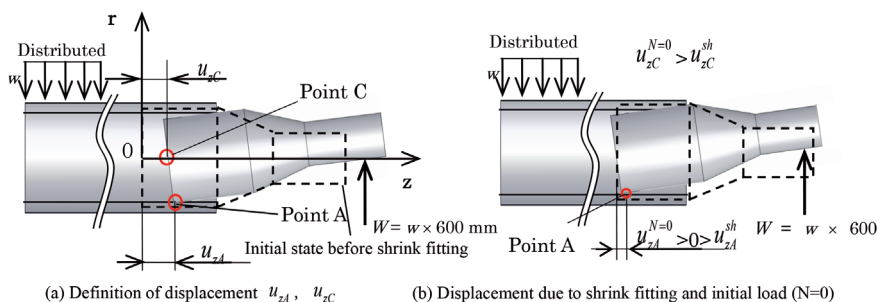


Fig. 8. Displacement of the shaft due to bending load. (Online version in color.)

ではサイクルと共に、 u_{zA} はz方向に大きくなっており、この動きはシャフトが抜ける方向へと移動していることを示している。一方、焼嵌め率を大きくした $\delta/d=0.2 \times 10^{-3}$ (Fig.10) では、サイクルと共に u_{zA} の最大・最小値共に増加はするが、抜けに対する挙動は明確でない。

次に、Fig.11には荷重移動による周期的な変動を示さない中心点Cに注目して繰返し数Nに対するz方向変位 u_{zC} の変化を表す。Fig.11より、焼嵌め率 $\delta/d=0.01 \times 10^{-3}$ のとき、 u_{zC} は単調増加しているため、さらにサイクルを増やせば抜けていく可能性が高いといえよう。しかし、焼嵌め率の大きい $\delta/d=0.2 \times 10^{-3}$ ではサイクルの増加につれ一旦わずかに大きくなるが、その後減少に転じ、一定値に収束するようにみえる。この場合サイクルをさらに増やしても

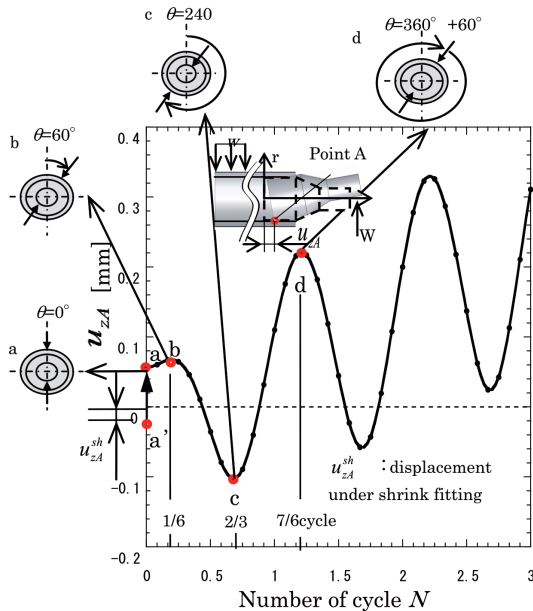


Fig. 9. The displacement u_{zA} vs. number of cycle N for $\delta/d=0.01 \times 10^{-3}$ when $\theta_0=30^\circ$. (Online version in color.)

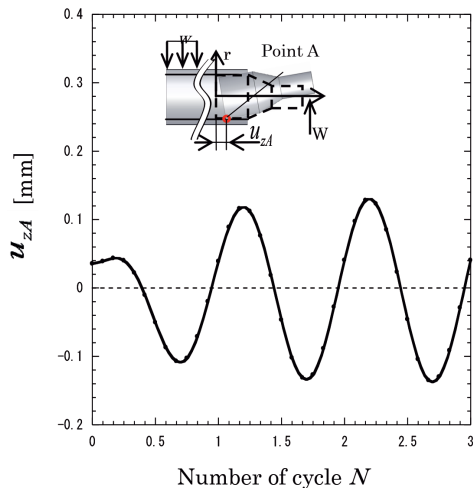


Fig. 10. The displacement u_{zA} vs. number of cycle N for $\delta/d=0.2 \times 10^{-3}$ when $\theta_0=30^\circ$. (Online version in color.)

抜ける可能性は低いと言える。以上より、 u_{zC} の荷重サイクル数に対する変化をみていけば、シャフトの抜けの評価は可能と考える。

3.3 荷重移動角度 θ_0 の選択

本研究では、荷重荷重を受けた状態でのローラーの回転を、回転しないローラーに荷重が周方向に移動しながら作用する問題に置き換える。通常の離散化数値解析と同様にここでは荷重の連続的な移動を不連続な周方向の荷重移動でモデル化する。その際、解析に用いる荷重移動角度 θ_0 は小さい方が実態をより精度よく近似できるはずである。一方では、解析時間の都合上 θ_0 を大きくとれる方が好ましい。そこで、荷重移動角度 θ_0 による抜けの違いを検証するため、 $\theta_0=30^\circ$ に加えて $\theta_0=6^\circ, 12^\circ, 18^\circ$ で解析を行った。まず、Fig.12に $\delta/d=0.01 \times 10^{-3}$ における繰返し数Nに対する u_{zA} を示す。Fig.12より、 θ_0 が小さい $\theta_0=6^\circ$ で求めた u_{zA} は $\theta_0=30^\circ$ よりも振幅が大きくなるのがわかる。次に、Fig.13には $\theta_0=30^\circ$ および $\theta_0=6^\circ$ で求めた u_{zC} の繰返し数Nに対する変化を示す。Fig.13より、焼嵌め率の小さな $\delta/d=0.01 \times 10^{-3}$ では、 θ_0 による違いはほとんど見られない。一方、実態に近い焼嵌め率の大きい $\delta/d=0.2 \times 10^{-3}$ においては、 $\theta_0=30^\circ$ では、抜ける可能性が低いように見受けられるが、実回転状態に近い $\theta_0=6^\circ$ では、サイクルが進むごとに傾きが大きくなり、抜ける可能性が示唆される。

以上より、小さな焼嵌め率 (抜けやすい条件) においては荷重移動角度 $\theta_0=30^\circ$ と $\theta_0=6^\circ$ では抜けに対する影響はほとんどみられなかったが、焼嵌め率がある程度大きい場合には、抜けに対する θ_0 の影響が生じる。このため、抜けの判断には θ_0 について更に詳細な検討が必要と考えられる。

そこで、 $\theta_0=6^\circ$ と $\theta_0=30^\circ$ とで u_{zC} の異なる挙動が見られた $\delta/d=0.2 \times 10^{-3}$ (Fig.13) における、 θ_0 の影響をより詳細に調べるため、荷重移動角度 $\theta_0=12^\circ, 18^\circ$ を追加し、Fig.14

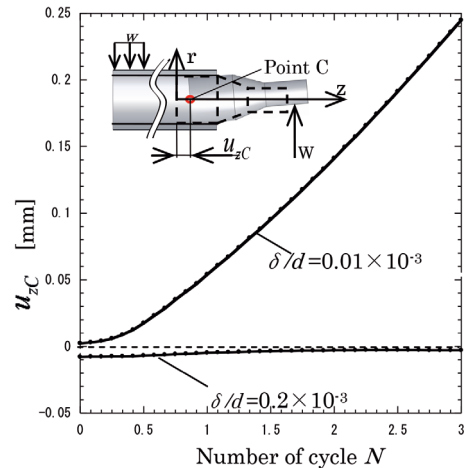


Fig. 11. The displacement u_{zC} vs. number of cycle N for different shrink fitting ratio when $\theta_0=30^\circ$. (Online version in color.)

と Fig.15 に結果をまとめた。Fig.14 には各 θ_0 における繰返し数 N に対する u_{zA} を, Fig.15 には u_{zC} を示す。

Fig.14 によれば u_{zA} の振幅は荷重移動角度 θ_0 を小さくするほど大きくなり, $\theta_0 = 12^\circ$ でほぼ収束する。また Fig.15 においても, 抜け量は $\theta_0 = 6^\circ$ と $\theta_0 = 12^\circ$ の曲線において相対変位差 1% 程度でほぼ一致する。このような検討から荷重の連続的移動を不連続な荷重移動でモデル化する離散化誤差は荷重の間欠移動角 $\theta_0 \leq 12^\circ$ で 1% 程度以内であると考えられる。よって以後本研究では解析所要時間を考慮して, 荷重移動角度 $\theta_0 = 12^\circ$ の結果をもって考察することにする。

4. 境界条件および物性値の違いによる抜けへの影響

本章では, ローラーを構成する材料の物性値および荷重条件の抜けへの影響を検証するために, 焼嵌め率, 負荷荷重, ヤング率, 摩擦係数をそれぞれ変化させて, 荷重移動角度 $\theta_0 = 12^\circ$ を用いて解析を行った。

4.1 焼嵌め率の影響

本論文では, 焼嵌め率 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3} \sim 1.0 \times 10^{-3}$ の範囲を調べる。ここで $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$ は, 軸・スリーブ間の焼嵌め率を極端に小さくした場合であり, $\delta/d = 0.1 \times$

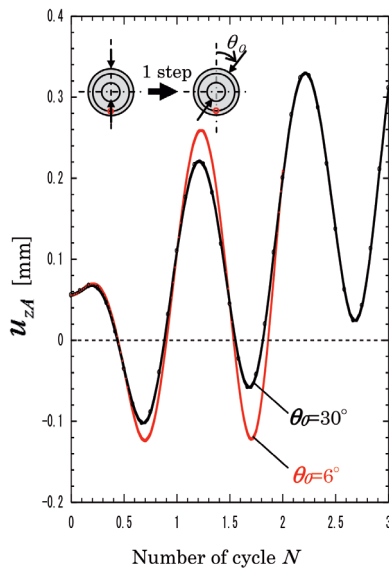


Fig. 12. The displacement u_{zA} vs. number of cycle N for $\theta_0 = 6^\circ$ and $\theta_0 = 30^\circ$ when $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3}$. (Online version in color.)

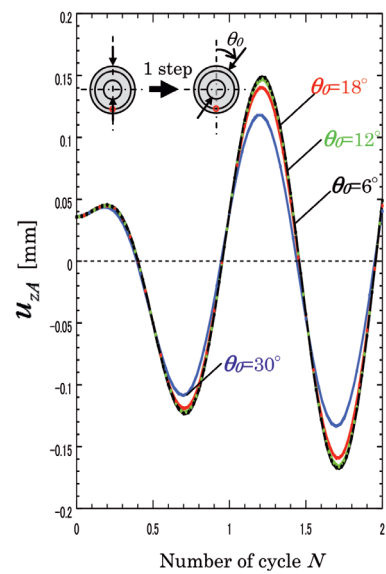


Fig. 14. The displacement u_{zA} vs. number of cycle N for different θ_0 when $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$. (Online version in color.)

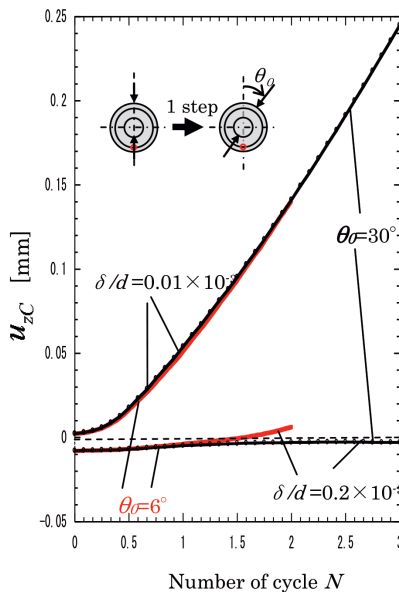


Fig. 13. The displacement u_{zC} vs. number of cycle N for different θ_0 and δ/d . (Online version in color.)

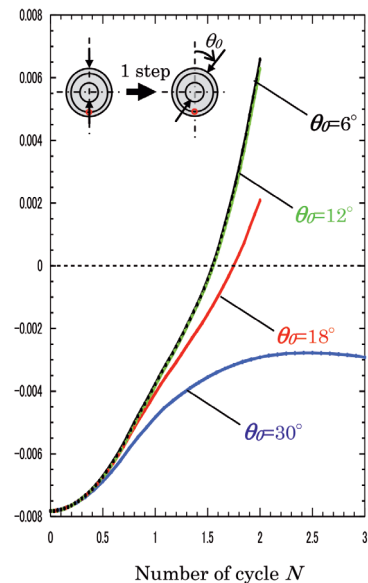


Fig. 15. The displacement u_{zC} vs. number of cycle N for different θ_0 when $\delta/d = 0.2 \times 10^{-3}$. (Online version in color.)

10^{-3} , 0.2×10^{-3} , 0.4×10^{-3} は実際のセラミックに用いられている場合に相当する。 $\delta/d = 1.0 \times 10^{-3}$ は鉄鋼で用いられる比較的大きい場合である。Fig.16に各焼嵌め率でのサイクルに対する軸中心のz方向変位 u_{zC} を示す。Fig.16で $N = 0$ の初期値に注目すると、焼嵌め率が大きくなるにつれ焼嵌め時の圧縮応力が大きくなるので、 u_{zC} の初期値 $u_{zC}^{N=0}$ は負の側に大きくなっている。繰返し数 $N = 0 \rightarrow 2$ の u_{zC} に注目すると、 $\delta/d = 0.01 \times 10^{-3} \sim 0.2 \times 10^{-3}$ では u_{zC} は単調増加しており、さらにサイクルを増やせば抜けていく可能性が高いと考えられる。また、 $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ でも僅かに増加がみられるので抜ける可能性があると考えられるが抜ける速度は減少している。一方、 $\delta/d = 1.0 \times 10^{-3}$ の u_{zC} は繰返し数 $N = 0 \rightarrow 2$ で負の側で変化しており、抜けないと推測される。以上の結果を考慮して、本章では、抜けに対して中立的な焼嵌め条件の $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$ を用いて解析する。

4・2 荷重の影響

スリーブ部にかかる被搬送材による分布荷重を $w = 30$ N/mmを基準 (Fig.4参照) にその1.5~2.0倍に相当する $w = 45, 60$ N/mmに増加させて抜けに対する影響を調べた。Fig.17に各荷重における、サイクルに対する u_{zC} を示す。Fig.17によると、荷重が増えるにつれて抜け速度が著しく大きくなることわかる。

4・3 シャフト材のヤング率の影響

シャフト部材としてヤング率 $E_{sh} = 210$ GPa (鋼) に対して、ヤング率の大きな $E_{sh} = 300$ GPa (窒化珪素セラミックに相当)、小さな $E_{sh} = 100$ GPa (片状黒鉛鋳鉄に相当) を用いる場合の、 u_{zC} に対する影響を解析し、結果をFig.18に示す。Fig.18によれば、ヤング率Eが小さくなるとサイクルに対する u_{zC} の変化は大きくなり、抜けやすくなると判断

できる。なお、 $N = 0$ における u_{zC} はヤング率が小さいほど、負の側に大きくなるが、これは焼嵌め時のz方向への変形が大きくなるためと考えられる。

4・4 摩擦係数の影響

スリーブとシャフトとの焼嵌め接触部の摩擦係数を $\mu = 0.1, \mu = 0.3$ (基準), 0.5 に変えて u_{zC} に対する影響を調べ、Fig.19に結果を示す。Fig.19によれば、摩擦係数が小さくなると u_{zC} のサイクルに対する変化量が大きくなる。ところが、摩擦係数の小さい $\mu = 0.1$ では、1.5サイクルあたりで u_{zC} 変化に他と異なる特異な挙動がみられ、それ以上のサイクルではむしろ減少に転じる。このため、さらにサイクル $N = 4$ まで解析をすすめた結果、 $N = 2.5$ で再度増加に転じ $N =$

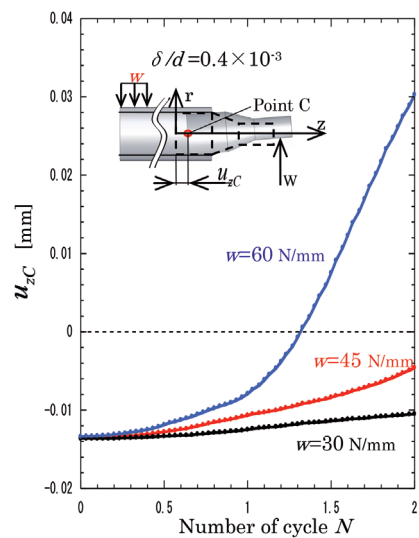


Fig. 17. The displacement u_{zC} vs. number of cycle N for different load w when $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$, and $\theta_0 = 12^\circ$. (Online version in color.)

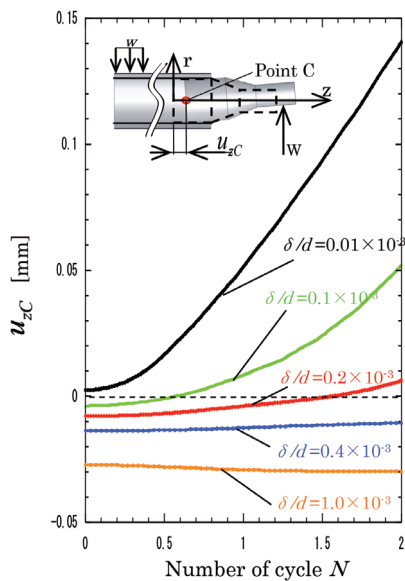


Fig. 16. The displacement u_{zC} vs. number of cycle N for different shrink fitting ratio δ/d when $\theta_0 = 12^\circ$. (Online version in color.)

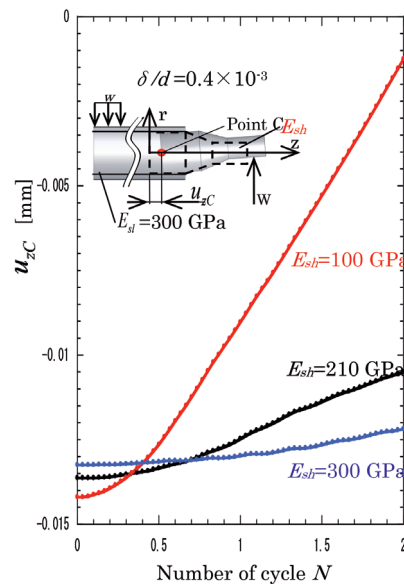


Fig. 18. The displacement u_{zC} vs. number of cycle N for different Young's modulus of shaft E_{sh} when $\delta/d = 0.4 \times 10^{-3}$, $\theta_0 = 12^\circ$. (Online version in color.)

3.3で急激な増加が見られた。この結果や考察については、十分な検討を行うことができていないので今後引き続き解析し検討する予定である。なお、 $N=0$ における u_{zC} をみると、 μ が小さいほど u_{zC} は負の方向に大きく、入り込みが大きいことが分かる。これは、焼嵌めによるシャフトの軸方向伸びが、それを阻止する摩擦力との釣り合いで決まり、 μ が小さければシャフトの伸びが大きくなることによる。

5. 抜けのメカニズム

前章までに示したように焼嵌め率等の条件によってシャフトの抜けが生じる場合と生じない場合がシミュレーションできる。本章では焼嵌め後の荷重と回転によって焼嵌め時の応力がどのように変化するかを調べることで抜けのメカニズムを考察する。解析時間の制約のため繰返し数 N が大きい場合の抜けの有無を決定することは難しい。そこで本研究では、まず焼嵌め時と $N=2$ のシャフトに生じる応力に注目する。Fig.20に繰返し数 $N=2$ におけるシャフト表面のせん断応力 τ_{rz} の分布を展開図の形で示す(対称性よ

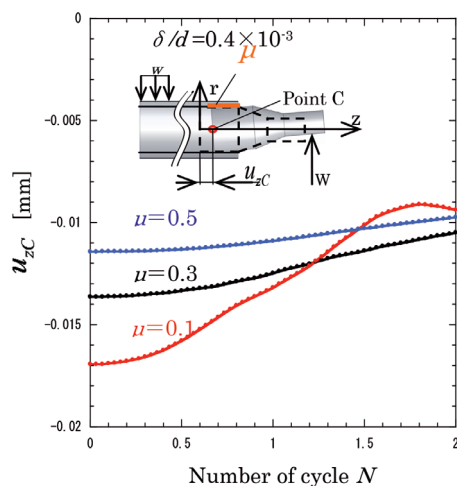


Fig. 19. The displacement u_{zC} vs. number of cycle N for different friction coefficient μ when $\delta/d=0.4 \times 10^{-3}$, $\theta_0=12^\circ$. (Online version in color.)

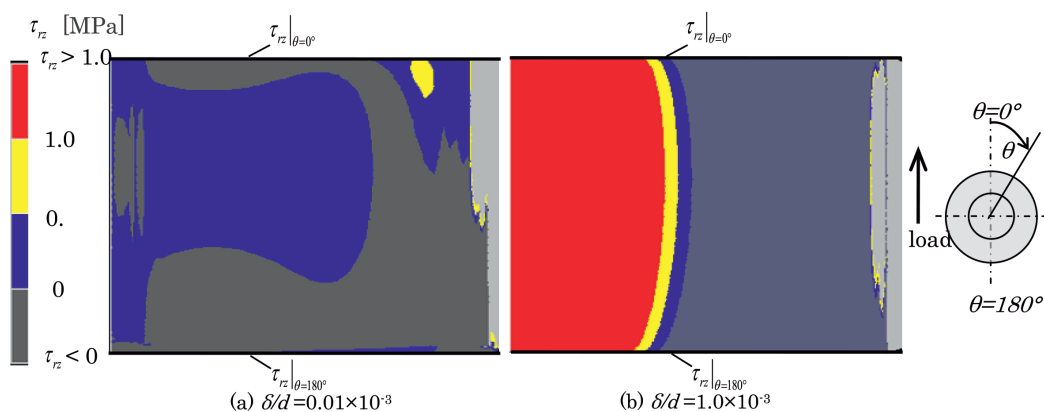


Fig. 20. Shear stress distribution τ_{rz} from $\theta=0^\circ$ to $\theta=180^\circ$ at $N=2$ for (a) $\delta/d=0.01 \times 10^{-3}$ and (b) $\delta/d=1.0 \times 10^{-3}$. (Online version in color.)

り $\theta=0^\circ$: $\theta=180^\circ$ の範囲で示す)。Fig.20 (a) は焼嵌め率が極端に小さく抜けやすい条件 $\delta/d=0.01 \times 10^{-3}$ の場合であり、Fig.20 (b) は鉄鋼で用いられる比較的大きく抜けにくい条件 $\delta/d=1.0 \times 10^{-3}$ の場合である。両者の τ_{rz} の分布状態は大きく異なっており、Fig.20 (a) は円周方向に τ_{rz} の変化が大きく複雑に変化するのに対して、Fig.20 (b) では円周方向に τ_{rz} の変化は極めて小さい。Fig.20 (a) で円周方向の変化がみられるのは、焼嵌め率が小さいためシャフトにかかる焼嵌め圧力が小さく、負荷される曲げ荷重による接触部への影響が強ク現れるためである。一方、Fig.20 (b) では焼嵌め率が大きいためシャフトにかかる焼嵌め圧力が大きく、曲げが加わっても接触状態への影響が小さく焼嵌め時の応力分布が円周方向に比較的一様のままである。

Fig.21 (a) に $\delta/d=0.01 \times 10^{-3}$ での焼嵌め時の τ_{rz} と繰返し数 $N=2$ でのシャフトのせん断応力分布を示す。ここではシャフトの上端の $\tau_{rz}|_{\theta=0^\circ}$ と下端の $\tau_{rz}|_{\theta=180^\circ}$ の分布を図示している。また、Fig.21 (b) に $\delta/d=1.0 \times 10^{-3}$ での焼嵌め時と繰返し数 $N=2$ でのシャフトのせん断応力分布を示す。Fig.21 (a) に注目すると、焼嵌め時のせん断応力はスリーブ端面を除いてほぼ0に等しい。しかし、 $N=2$ の時には、軸に曲げ荷重をかけているため焼嵌め部のせん断応力分布は大きく変化し、シャフト端部側でせん断応力の向きが逆転している。これはシャフトが抜ける方向へ移動しようとするため、それを妨げるせん断応力が作用するようになるためである。

次にFig.21 (b) に注目すると、焼嵌め時のせん断応力はFig.21 (a) に比べると最大値が600倍程度大きい。これは、焼嵌め率が大きく、図示してはいるが焼嵌め時のシャフトへの最大圧縮応力がFig.21 (a) に比べて180倍程度大きいことと関係している。特に $N=2$ と焼嵌め時を比較すると極めて変化が少ないことがわかる。これはシャフトに曲げ荷重を加えても、その効果が焼嵌め部に大きな変化を与えていないことを示す。この結果、シャフト端部付近のせん断応力は変化しない。結局、焼嵌め応力と $N=2$ の応力が大きく変化することが $\delta/d=0.01 \times 10^{-3}$ で抜けることと対応しており、焼嵌め応力と $N=2$ の応力が変化しないこ

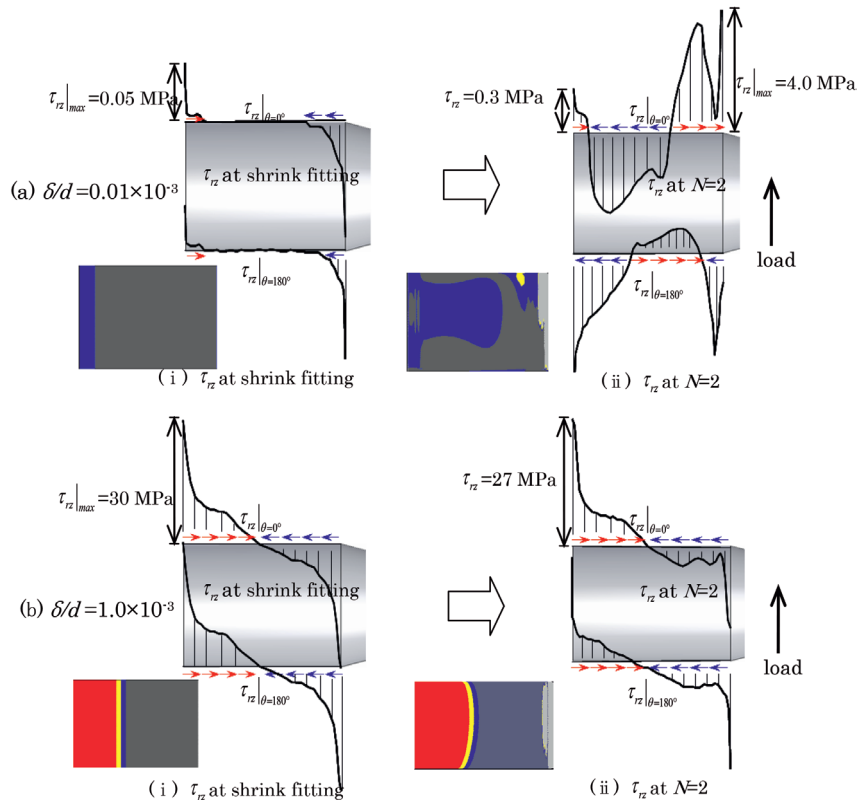


Fig. 21. Shear stress distribution τ_{rz} for (a) $\delta/d=0.01 \times 10^{-3}$ and (b) $\delta/d=1.0 \times 10^{-3}$. (Online version in color.)

とが $\delta/d = 1.0 \times 10^{-3}$ で抜けないことと対応している。

6. 結言

本研究では、低焼嵌め率の条件で接合された鋼板搬送用ローラーにおいて稼働中にシャフト部の抜けが生じ易いことに着目した。抜ける現象のシミュレーション解析を行い、以下の結論を得た。

- (1) 今まで実験中や稼働中に問題となっていたシャフトの抜けという現象を、初めてシミュレーションにより実現することができた。シャフト端部中心点の変位に注目することにより、抜ける場合と抜けない場合が焼嵌め率に依存して生じることが示された。
- (2) 荷重負荷を受けた状態でのローラーの回転を、回転しないローラーを荷重が周方向に移動しながら作用する問題に置き換えた。荷重の連続的移動を不連続な荷重移動でモデル化する離散化誤差は荷重移動角度 $\theta_0 \leq 12^\circ$ で1%程度以内であると考えられる。
- (3) シャフト部のヤング率、焼嵌め接触部の摩擦係数、負荷荷重の大きさが抜けに及ぼす影響を考察した。その結果、ヤング率と摩擦係数はそれぞれ小さくなるにつれ抜け量は大きくなった。また、負荷荷重は大きくなると抜け量が顕著に増加した。
- (4) 焼嵌め時と繰返し数 $N=2$ のシャフトの応力状態を比べると、抜けが生じる場合には、せん断応力の向きが

抜けを妨げる方向に向きを変えるのに対し、抜けが生じない場合には、せん断応力分布に大きな変化が生じない。このことから抜けが生じるか否かを判定できる可能性がある。

文 献

- 1) M.Fujii, A.Yoshida, J.Ishimaru, S.Shigemura and K.Tani: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. C*, **72**(2006), No.716, 1354.
- 2) T.Ono: *J. Jpn. Soc. Mech. Eng.*, **86**(1983), No.774, 470.
- 3) C.Liour, T.Mori, H.Kobayashi and T.Mitamura: *JCS-Japan*, **98**(1990), No.1136, 348.
- 4) W.Li, N-A.Noda, H.Sakai and Y.Takase: *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, **5**(2011), No.1, 14.
- 5) W.Li, N-A.Noda, H.Sakai and Y.Takase: *Key Eng. Mater.*, **452-453**(2011), 241.
- 6) S.Harada, N-A.Noda, O.Uehara and M.Nagano: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, **57**(1991), No.539, 1637.
- 7) E.Ogawa, K.Shimizu and S.Hamayoshi: *Hitachi Metals Technical Review*, **28**(2012), 50.
- 8) M.Tsuyunaru, N-A.Noda, Hendra and Y.Takase: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, **74**(2008), No.743, 919.
- 9) N-A.Noda, Hendra, Y.Takase and M.Tsuyunaru: *Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering*, **11**(2008), No.2, 1410.
- 10) N-A.Noda, M.Yamada, Y.Sano, S.Sugiyama and S.Kobayashi: *Engineering Failure Analysis*, **15**(2008), No.4, 261.
- 11) N-A.Noda, Hendra, M.Oosato, K.Suzumoto, Y.Takase and W.Li: *Key Eng. Mater.*, **462-463**(2011), 1140.
- 12) S.Matsuda, D.Suryadi, N-A.Noda, Y.Sano, Y.Takase and S.Harada: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. A*, **79**(2013), No.803, 989.
- 13) Theory and User Information, Volume A, MSC. Software, Tokyo, (2008), 532.