

A Study on Improvements in Multiaxial Stress Analysis with Area Detector Type Diffraction Method

メタデータ	言語: jpn 出版者: 公開日: 2021-04-01 キーワード (Ja): キーワード (En): 作成者: メールアドレス: 所属:
URL	https://doi.org/10.24517/00061512

This work is licensed under a Creative Commons Attribution-NonCommercial-ShareAlike 3.0 International License.



エリアディテクタ方式の X 線三軸応力測定法の改良に関する研究*

佐々木 敏彦^{*1}, 高橋 俊 一^{*1}
佐々木 勝成^{*2}, 小林 裕 一^{*3}A Study on Improvements in Multiaxial Stress Analysis
with Area Detector Type Diffraction MethodToshihiko SASAKI^{*4}, Shun-ichi TAKAHASHI,
Katsunari SASAKI and Yuichi KOBAYASHI^{*4}Department of Materials Science and Engineering, Kanazawa University,
Kakuma-machi, Kanazawa-shi, Ishikawa, 920-1192 Japan

Three methods of an area detector type multiaxial stress measurement were studied in this paper. The first method, which was proposed by Sasaki and Hirose, gives us correct results when precise diffraction data are obtained and are used in the stress calculation. The error of the stress determination sometimes occurs in this method when the diffraction data contains the error of measurement. In order to avoid such an error, the second method was developed in this study by improving the first method. The second method was also found to be correct in this paper and to be effective within practical use. The third method was also proposed to decrease the number of diffraction data needed in the stress calculation. The evaluation on the accuracy and the comparison of these three methods were carried out by conducting a numerical simulation and an experiment. It was found that the two methods proposed in this paper can contribute to make progress in the reliability of the multiaxial stress evaluation by the area detector type X-ray method.

Key Words: Area Detector, X-ray Diffraction, Residual Stress, Image Plate, Experimental Stress Analysis

1. 緒 言

X 線応力測定法は表面部分の測定であるため、通常、平面応力理論が適用されるが⁽¹⁾、研削加工した鋼⁽²⁾⁽³⁾、鉄道レール⁽⁴⁾⁽⁵⁾、多相材料^{(6)~(8)}などでは三軸応力の影響が現れることが知られている。これらの場合では、特定の方向への強い変形や、材料内に弾性係数が異なる複数の相が含まれることによって発生する微視的な応力状態が影響している⁽⁹⁾⁽¹⁰⁾。Dölle らは、このような場合に対する X 線回折に基づく三軸応力測定法を提案した⁽¹¹⁾。Dölle らの方法は、合計 6 方向の格子ひずみ分布($\sin^2 \psi$ 線図)を用いるため、実験室的には問題無いが、現地測定や生産ラインなどの比較的迅速で測定効率が求められる場合に対しては課題が残る。

著者ら⁽¹²⁾は、イメージングプレート(IP)や CCD などのエリアディテクタを用いて回折環全体の情報を使用することによって、Dölle らの方法の課題の一部を

克服できる可能性があることを報告した。他方、平ら⁽¹³⁾、Schubert ら⁽¹⁴⁾、佐々木ら⁽¹⁵⁾、He ら⁽¹⁶⁾、下羽ら⁽¹⁷⁾などによってもエリアディテクタ方式に関する検討が種々なされている。回折環の中心角を 1° 間隔に解析すると、回折環全体からは合計 360 個の格子ひずみが得られるので、6 個の三軸応力成分の決定に対して十分なデータが得られる。現地測定や実用性を考慮すると、試料の設定の影響を受けやすくなる回折データの絶対値の使用をなるべく避け、 $\sin^2 \psi$ 法と同様な相対的な変化を利用することが望ましい⁽¹⁸⁾。この観点から、著者らは異なる 2 方向からの回折環を用いる方法を提案した⁽¹²⁾。しかしその後、応力成分の一部(σ_y)の測定精度に課題があることが認められ、ポアソン効果によるひずみ感度低下が一因とされた⁽¹⁹⁾。同様な σ_y の精度について、下羽らは平面応力測定の場合について検討した⁽¹⁷⁾。

本研究では、エリアディテクタ方式による三軸応力測定法の測定精度の改善、および、実用性を高めるための方法について検討した。最初に、従来法⁽¹²⁾の測定方向($\phi_0=0$ および $\phi_0=180^\circ$)に加えて、新たに $\phi_0=90^\circ$ および $\phi_0=270^\circ$ の測定方向を加えた場合(第二法)について検討した。さらに、測定データの減少のため、 $\phi_0=0$ 、 $\phi_0=90^\circ$ および $\phi_0=0$ の三方向の回折環

* 原稿受付 2008 年 3 月 19 日, 改定原稿受付 2008 年 7 月 28 日.

^{*1} 正員, 金沢大学大学院 (〒920-1192 金沢市角間町).

^{*2} 金沢大学大学院.

^{*3} 正員, (株)日立製作所 (〒210-0011 川崎市川崎区富士見 1-6-3).

E-mail: sasakit@kenroku.kanazawa-u.ac.jp

を用いる場合(第三法)についても検討した。本報では、各方法の説明と共に、シミュレーションおよび実測例を通して比較検討し、それらの特徴を明らかにした。

2. エリアディテクタ方式の三軸応力測定法

2・1 基礎式 実用材料の多くは、微細な結晶粒の集合体であり、X 線を照射すると次式の Bragg の条件に従って回折 X 線を発生する。

$$2d \sin \theta = n\lambda \cdots \cdots (1)$$

ここで、 d は格子面間隔、 θ は Bragg 角、 λ は X 線の波長、 n は回折次数である(以下、 $n=1$ を用いる)。回折 X 線は、照射点を頂点とする円錐の側面を形成するように発生するため、入射 X 線と垂直にエリアディテクタを置くと、ほぼ円形の回折環が測定される。X 線応力測定の方法⁽¹⁾では、回折環の一端の回折強度分布測定を通して θ を決定し、応力計算に用いる。一方、エリアディテクタ方式では、図 1 のように最初に回折環半径 R が得られ、次いで次式を用いて θ (単位: rad) を得る⁽¹³⁾。

$$\theta = \frac{\pi}{2} - \frac{1}{2} \tan^{-1} \left(\frac{R}{C_L} \right) \cdots \cdots (2)$$

ここで、 C_L は X 線照射点と検出器との距離である。このようにして得られる θ の値は、回折に寄与した一群の格子面に対する平均値である。式(1)の微分から、格子面の法線方向の縦ひずみ ε と θ の関係が次のように導かれる。

$$\varepsilon = \frac{\Delta d}{d} = -\Delta \theta \cdot \cot \theta = (\theta_0 - \theta) \cot \theta_0 \cdots \cdots (3)$$

ここで、 Δd は d の変化量 ($=d-d_0$, d_0 は無ひずみ時の d)、 $\Delta \theta$ は θ の変化量 ($=\theta-\theta_0$, θ_0 は無ひずみ時の θ) である。次に、測定試料の X 線照射点に試料座標系 xyz を設定し(図 2 参照)、原点における応力を以下のように表記する。

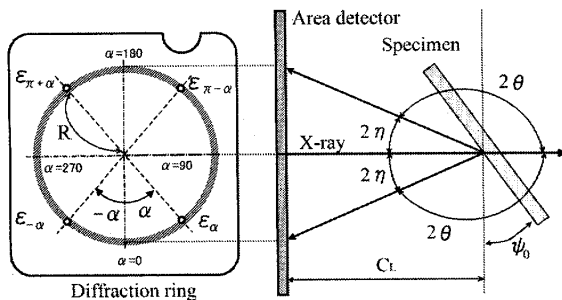


Fig. 1 Debye-Scherrer ring and optics used for area detector type X-ray stress measurement and definition of four strains used for stress calculation

$$\sigma_{ij} = \begin{pmatrix} \sigma_x & \tau_{xy} & \tau_{xz} \\ \tau_{xy} & \sigma_y & \tau_{yz} \\ \tau_{xz} & \tau_{yz} & \sigma_z \end{pmatrix} \cdots \cdots (4)$$

回折環の中心角が α の位置から式(3)を用いて得られるひずみを ε_α と書くと、式(4)の応力に対して次式が成立する⁽¹²⁾。

$$\begin{aligned} \varepsilon_\alpha = & \sigma_x \frac{1}{E} [n_1^2 - \nu(n_2^2 + n_3^2)] + \sigma_y \frac{1}{E} [n_2^2 - \nu(n_3^2 + n_1^2)] \\ & + \sigma_z \frac{1}{E} [n_3^2 - \nu(n_1^2 + n_2^2)] + \tau_{xy} \frac{2(1+\nu)}{E} n_1 n_2 \\ & + \tau_{yz} \frac{2(1+\nu)}{E} n_2 n_3 + \tau_{xz} \frac{2(1+\nu)}{E} n_3 n_1 \cdots \cdots (5) \end{aligned}$$

ここで、 E は縦弾性定数、 ν はポアソン比である(いずれも回折弾性定数⁽¹⁸⁾)。 $n_1 \sim n_3$ は試料座標系に対する ε_α の方向余弦であり、エリアディテクタ方式の場合には次のようになる⁽¹²⁾。

$$\begin{aligned} n_1 = & \cos \eta \sin \phi_0 \cos \phi_0 \\ & - \sin \eta \cos \phi_0 \cos \phi_0 \cos \alpha \\ & - \sin \eta \sin \phi_0 \sin \alpha \\ n_2 = & \cos \eta \sin \phi_0 \sin \phi_0 \\ & - \sin \eta \cos \phi_0 \sin \phi_0 \cos \alpha \\ & + \sin \eta \cos \phi_0 \sin \alpha \\ n_3 = & \cos \eta \cos \phi_0 + \sin \eta \sin \phi_0 \cos \alpha \end{aligned} \cdots \cdots (6)$$

ここで、 η は θ の補角 ($=\pi/2-\theta$)、 ϕ_0 は試料面法線と入射ビームとのなす角、 ϕ_0 は試料面への入射ビームの投影と x 軸とのなす角である。式(5)はエリアディテクタ方式の場合の基礎式である。以下では、平らの $\cos \alpha$ 法(平面応力測定)⁽¹³⁾ のように、回折データの相対的变化を通した三軸応力決定法について検討する。

2・2 第一法⁽¹²⁾ 図 1 に示すように、任意の ϕ_0 に対する回折環において ε_α および中心角 α が π だけ異

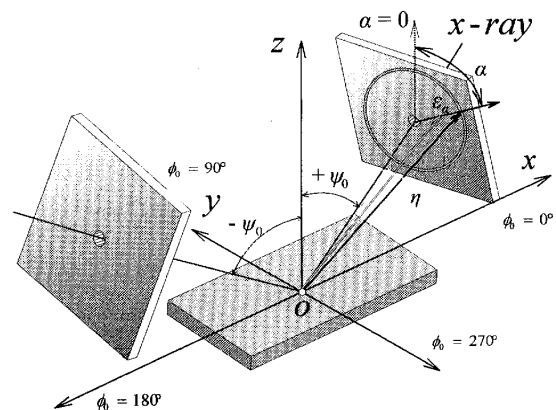


Fig. 2 Explanation of measurement of Debye-Scherrer rings used for the first method of the multiaxial stress measurement

なる方向のひずみ $\varepsilon_{\pi+\alpha}$, $-\alpha$ 方向のひずみ $\varepsilon_{-\alpha}$, $\varepsilon_{-\alpha}$ と π 異なる方向のひずみ $\varepsilon_{\pi-\alpha}$ について考え, これらを用いて次のような $a_1 \sim a_3$ を求める⁽¹²⁾⁽¹³⁾.

$$\begin{aligned} a_1(\phi_0) &= \frac{1}{2}[(\varepsilon_{\alpha} - \varepsilon_{\pi+\alpha}) + (\varepsilon_{-\alpha} - \varepsilon_{\pi-\alpha})] \\ a_2(\phi_0) &= \frac{1}{2}[(\varepsilon_{\alpha} - \varepsilon_{\pi+\alpha}) - (\varepsilon_{-\alpha} - \varepsilon_{\pi-\alpha})] \\ a_3(\phi_0) &= \frac{1}{2}[(\varepsilon_{\alpha} + \varepsilon_{\pi+\alpha}) + (\varepsilon_{-\alpha} + \varepsilon_{\pi-\alpha})] \quad \cdots \cdots (7) \end{aligned}$$

式(7)に式(5)を代入すると, $\phi_0=0$ のとき次式が得られる.

$$\begin{aligned} a_1(0) &= -\frac{1+\nu}{E}[(\sigma_x - \sigma_z)\sin 2\phi_0 + 2\tau_{xz}\cos 2\phi_0] \\ &\quad \times \sin 2\eta \cos \alpha \\ a_2(0) &= \frac{2(1+\nu)}{E}[\tau_{xy}\sin \phi_0 + \tau_{yz}\cos \phi_0] \\ &\quad \times \sin 2\eta \sin \alpha \\ a_3(0) &= \Phi \cos^2 \alpha + \Psi \quad \cdots \cdots (8) \end{aligned}$$

ここで, Φ および Ψ は次のとおりである.

$$\begin{aligned} \Phi &= \frac{2(1+\nu)}{E}[(\sigma_x - \sigma_z)\cos^2 \phi_0 - (\sigma_y - \sigma_z) \\ &\quad - \tau_{xz}\sin^2 \phi_0] \sin^2 \eta \\ \Psi &= \sigma_x \left(\frac{2}{E} \right) [\cos^2 \eta \sin^2 \phi_0 - \nu(\sin^2 \eta \\ &\quad + \cos^2 \eta \cos^2 \phi_0)] \\ &\quad + \sigma_y \left(\frac{2}{E} \right) (\sin^2 \eta - \nu \cos^2 \eta) \\ &\quad + \tau_{xz} \frac{4(1+\nu)}{E} \cos^2 \eta \sin 2\phi_0 \\ &\quad + \sigma_z \left(\frac{2}{E} \right) [\cos^2 \eta \cos^2 \phi_0 \\ &\quad - \nu(\sin^2 \eta + \cos^2 \eta \sin^2 \phi_0)] \quad \cdots \cdots (9) \end{aligned}$$

式(8)より, a_1 および a_2 はそれぞれ $\cos \alpha$, $\sin \alpha$ に関して直線的であることが判明する. また各直線の傾きは以下ようになる.

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial a_1(0)}{\partial \cos \alpha} \right) &= -\frac{1+\nu}{E}[(\sigma_x - \sigma_z)\sin 2\phi_0 \\ &\quad + 2\tau_{xz}\cos 2\phi_0] \sin 2\eta \\ \left(\frac{\partial a_2(0)}{\partial \sin \alpha} \right) &= \frac{2(1+\nu)}{E}[\tau_{xy}\sin \phi_0 + \tau_{yz}\cos \phi_0] \\ &\quad \times \sin 2\eta \quad \cdots \cdots (10) \end{aligned}$$

次に, 式(10)のそれぞれについて $\phi_0 > 0$ と $\phi_0 < 0$ に関する平均および偏差を求め, 次のように $b_1 \sim b_4$ と表す.

$$\begin{aligned} b_1(\phi_0) &= \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial a_1(\phi_0)}{\partial \cos \alpha} \right)_{\phi_0 > 0} + \left(\frac{\partial a_1(\phi_0)}{\partial \cos \alpha} \right)_{\phi_0 < 0} \right] \\ b_2(\phi_0) &= \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial a_1(\phi_0)}{\partial \cos \alpha} \right)_{\phi_0 > 0} - \left(\frac{\partial a_1(\phi_0)}{\partial \cos \alpha} \right)_{\phi_0 < 0} \right] \\ b_3(\phi_0) &= \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial a_2(\phi_0)}{\partial \sin \alpha} \right)_{\phi_0 > 0} + \left(\frac{\partial a_2(\phi_0)}{\partial \sin \alpha} \right)_{\phi_0 < 0} \right] \end{aligned}$$

$$b_4(\phi_0) = \frac{1}{2} \left[\left(\frac{\partial a_2(\phi_0)}{\partial \sin \alpha} \right)_{\phi_0 > 0} - \left(\frac{\partial a_2(\phi_0)}{\partial \sin \alpha} \right)_{\phi_0 < 0} \right] \quad \cdots \cdots (11)$$

式(10)を式(11)へ代入して整理すると, $\phi_0=0$ のとき次式が得られる.

$$\begin{aligned} \sigma_x - \sigma_z &= -\frac{E}{1+\nu} \frac{1}{\sin 2\eta} \frac{1}{\sin 2\phi_0} b_2(0) \\ \tau_{xy} &= \frac{E}{2(1+\nu)} \frac{1}{\sin 2\eta} \frac{1}{\sin \phi_0} b_4(0) \\ \tau_{yz} &= \frac{E}{2(1+\nu)} \frac{1}{\sin 2\eta} \frac{1}{\cos \phi_0} b_3(0) \\ \tau_{xz} &= -\frac{E}{2(1+\nu)} \frac{1}{\sin 2\eta} \frac{1}{\cos 2\phi_0} b_1(0) \quad \cdots \cdots (12) \end{aligned}$$

式(12)から全てのせん断応力成分(τ_{xy} , τ_{xz} , τ_{yz})および $\sigma_x - \sigma_z$ が得られる. 一方, 式(8), (9)の Φ より $\sigma_y - \sigma_z$ に関する次の関係が得られる.

$$\begin{aligned} \sigma_y - \sigma_z &= -\Phi \frac{E}{2(1+\nu)} \frac{1}{\sin^2 \eta} + (\sigma_x - \sigma_z) \cos^2 \phi_0 \\ &\quad - \tau_{xz} \sin 2\phi_0 \quad \cdots \cdots (13) \end{aligned}$$

Φ は, ε_{α} から式(7)の a_3 を求め, 続いて a_3 を $\cos^2 \alpha$ に対して直線近似したときの傾きであり, 測定により得ることができる. すでに, 式(12)より式(13)の右辺の $\sigma_x - \sigma_z$ および τ_{xz} が判明しているの, 式(13)および Φ から $\sigma_y - \sigma_z$ が決定できる.

各垂直応力成分を明らかにするためには, 式(5)から導出される次の関係を用いる.

$$\sigma_z = \frac{E}{1-2\nu}(\varepsilon_{\alpha} - X) \quad \cdots \cdots (14)$$

ここで, X は次のようになる.

$$\begin{aligned} X &= \frac{2(1+\nu)}{E}(\tau_{xy}n_1n_2 + \tau_{yz}n_2n_3 + \tau_{xz}n_3n_1) \\ &\quad + \frac{1}{E}(\sigma_x - \sigma_z)[n_1^2 - \nu(n_2^2 + n_3^2)] \\ &\quad + \frac{1}{E}(\sigma_y - \sigma_z)[n_2^2 - \nu(n_3^2 + n_1^2)] \quad \cdots \cdots (15) \end{aligned}$$

X は, ここまでにおいて判明した応力成分と既知数だけからなり, 計算により値が確定する. したがって, 得られた X を式(14)に代入すると, E および ν は既知のため σ_z が判明する. このような σ_z は回折環全体から得られるのでその平均値を取る. σ_z とすでに得られている $\sigma_x - \sigma_z$ および $\sigma_y - \sigma_z$ とから σ_x と σ_y が判明し, その結果, 6 個の三軸応力成分がすべて判明する.

2.3 第二法 第一法では, σ_y 成分の測定精度が不十分なケースがあることが判明している⁽¹⁹⁾. その原因として, ポアソン効果のため $\phi_0=0$ 方向から測定した回折環の半径変化に σ_y の作用が反映され難く, 測定感度が低くなることが考えられる. よって, その改善には y 軸方向の変形に敏感な $\phi_0=90^\circ$ のときの

回折環を利用することが考えられる(付録参照)。図3に本法の概要図を示す。本研究ではこのような方法を第二法と呼び、以下において検討する。

$\phi_0 = 90^\circ$ の場合、式(5)~(7)より次式が得られる。

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial a_1(90)}{\partial \cos \alpha} \right) &= -\frac{1+\nu}{E} [(\sigma_y - \sigma_z) \sin 2\phi_0 \\ &\quad + 2\tau_{yz} \cos 2\phi_0] \sin 2\eta \\ \left(\frac{\partial a_2(90)}{\partial \sin \alpha} \right) &= -\frac{2(1+\nu)}{E} [\tau_{xy} \sin \phi_0 + \tau_{xz} \cos \phi_0] \\ &\quad \times \sin 2\eta \dots\dots\dots (16) \end{aligned}$$

式(16)を式(11)の $b_1 \sim b_4$ に代入して応力成分を求めると次のようになる。

$$\begin{aligned} \tau_{yz} &= -\frac{E}{2(1+\nu)} \frac{1}{\cos 2\phi_0 \sin 2\eta} b_1(90) \\ \sigma_y - \sigma_z &= -\frac{E}{(1+\nu)} \frac{1}{\sin 2\phi_0 \sin 2\eta} b_2(90) \\ \tau_{xz} &= -\frac{E}{2(1+\nu)} \frac{1}{\cos \phi_0 \sin 2\eta} b_3(90) \\ \tau_{xy} &= -\frac{E}{2(1+\nu)} \frac{1}{\sin \phi_0 \sin 2\eta} b_4(90) \dots\dots\dots (17) \end{aligned}$$

式(17)より $\sigma_y - \sigma_z$, τ_{xy} , τ_{xz} , τ_{yz} が得られる。この結果と前節の2・2で述べた $\phi_0 = 0$ から得られる応力成分とを合わせると、第一法と同様に式(14)を用いて σ_z が決定できる。その際、ひずみ感度を考慮して(付録参照)、 $\phi_0 = 0^\circ$ 方向から得られる $\sigma_x - \sigma_z$, τ_{xy} , τ_{yz} , および、 $\phi_0 = 90^\circ$ 方向から得られる $\sigma_y - \sigma_z$, τ_{xy} , τ_{xz} を採用する(τ_{xy} は平均値を用いる)。こうして σ_z が得られると、 $\sigma_x - \sigma_z$, $\sigma_y - \sigma_z$ から σ_x , σ_y が直ちに判明する。第二法では、4方向の回折環測定が必要であり、これは第一法の2個に比べ2倍となる。しかし、 σ_y とそれに影響を受ける σ_x , σ_z の精度向上が期待できる。

2・4 第三法 必要な回折環の測定数を減らすため、ここでは $\phi_0 > 0$ を用いず $\phi_0 = 0$, すなわち、試料面に垂直な方向からの回折環を使用する(図4参照)。垂直入射の場合、式(10)は次式のようになる。

$$\begin{aligned} \left(\frac{\partial a_1(0)}{\partial \cos \alpha} \right)_{\phi_0=0} &= -\frac{2(1+\nu)}{E} \tau_{xz} \sin 2\eta \\ \left(\frac{\partial a_2(0)}{\partial \sin \alpha} \right)_{\phi_0=0} &= \frac{2(1+\nu)}{E} \tau_{yz} \sin 2\eta \dots\dots\dots (18) \end{aligned}$$

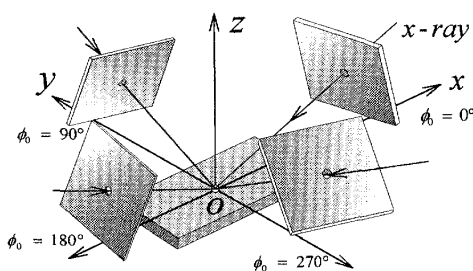


Fig. 3 Explanation of measurement of Debye-Scherrer rings used for the second method

これより、せん断応力 τ_{xz} , τ_{yz} が以下のように得られる。

$$\begin{aligned} \tau_{xz} &= -\frac{E}{2(1+\nu)} \frac{1}{\sin 2\eta} \left(\frac{\partial a_1(0)}{\partial \cos \alpha} \right)_{\phi_0=0} \\ \tau_{yz} &= \frac{E}{2(1+\nu)} \frac{1}{\sin 2\eta} \left(\frac{\partial a_2(0)}{\partial \sin \alpha} \right)_{\phi_0=0} \dots\dots\dots (19) \end{aligned}$$

回折環形状に対する τ_{xz} , τ_{yz} の影響は $\phi_0 = 0$ のときが最も大きく、したがって応力測定には最適な条件である(付録参照)。 τ_{xz} が得られると、 $\phi_0 \neq 0$ のとき式(10)の第一式から $\sigma_x - \sigma_z$ が次式のように得られる。

$$\begin{aligned} \sigma_x - \sigma_z &= -\frac{E}{1+\nu} \frac{1}{\sin 2\eta} \frac{1}{\sin 2\phi_0} \left(\frac{\partial a_1(0)}{\partial \cos \alpha} \right) \\ &\quad - 2\tau_{xz} \cot 2\phi_0 \dots\dots\dots (20) \end{aligned}$$

同様に、式(19)の第二式から得られる τ_{yz} を用いると、式(16)の第一式から $\sigma_y - \sigma_z$ が次式のように得られる。

$$\begin{aligned} \sigma_y - \sigma_z &= -\frac{E}{1+\nu} \frac{1}{\sin 2\eta} \frac{1}{\sin 2\phi_0} \left(\frac{\partial a_1(90)}{\partial \cos \alpha} \right) \\ &\quad - 2\tau_{yz} \cot 2\phi_0 \dots\dots\dots (21) \end{aligned}$$

次に、 τ_{xy} については $\phi_0 = 0$ および $\phi_0 = 90^\circ$ における a_2 の関係を用いる。すなわち、 τ_{xz} , τ_{yz} は既に式(19)から得られているので、式(10)および式(16)のそれぞれ第二式より次式の関係が得られる。

$$\begin{aligned} \tau_{xy} &= \frac{E}{2(1+\nu)} \frac{1}{\sin 2\eta} \frac{1}{\sin \phi_0} \left(\frac{\partial a_2(0)}{\partial \sin \alpha} \right) \\ &\quad - \tau_{yz} \cot \phi_0 \\ \tau_{xy} &= -\frac{E}{2(1+\nu)} \frac{1}{\sin 2\eta} \frac{1}{\sin \phi_0} \left(\frac{\partial a_2(90)}{\partial \sin \alpha} \right) \\ &\quad - \tau_{xz} \cot \phi_0 \dots\dots\dots (22) \end{aligned}$$

式(22)の二式の計算精度は等価であり、両者を平均することで信頼性が向上する。以上の結果から第一法、第二法と同様に式(14)を用いて σ_z が決定できる。また σ_z が得られると、 $\sigma_x - \sigma_z$, $\sigma_y - \sigma_z$ の値から σ_x , σ_y が直ちに判明する。第三法では、3方向の回折環を用いており、第二法より1個少なくできる。

3. シミュレーションによる検証

3・1 計算条件 2章の各応力計算法の検証および後述する実験で用いる応力計算プログラムの検証の

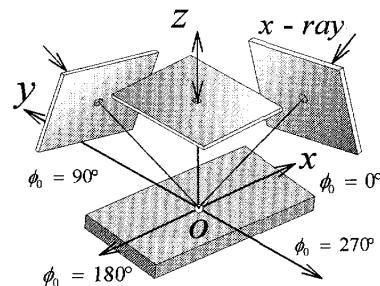


Fig. 4 Explanation of measurement of Debye-Scherrer rings used for the third method

ためシミュレーションを行った。まず、以下のような単純な応力成分を任意に仮定した。

$$\sigma_{\text{initial}} = \begin{pmatrix} 100 & 100 & 100 \\ 100 & 100 & 100 \\ 100 & 100 & 100 \end{pmatrix} \text{ [MPa]} \dots\dots\dots (23)$$

次いで標準的な CrK α 線による鋼(フェライト)の 211 回折の測定を想定して、表 1 に示すような計算条件を設定した。こうして回折環上のひずみ ε_α を α に関して 1° ずつ求めた。この ε_α を仮想的に測定データと見なして 2 章の各応力計算法を適用し、応力値が正しく逆解析できるか検証した。図 5 は、順解析計算により得られた $\phi_0=0$ および $\phi_0=30^\circ$ に対する ε_α 分布である。同図には、ひずみを 10^{-7} , 10^{-6} , 10^{-5} の桁でそれぞれ四捨五入した場合の結果が示されている。ここでは、このように四捨五入する桁を変えることで、実際

の測定で想定される測定誤差の混入を簡便的に模擬した。

3.2 結果の比較 図 6～図 8 に得られた応力計算結果を示す。比較的高精度な 10^{-7} の桁で四捨五入したひずみデータ(以下、 10^{-7} データと呼ぶ)を用いた場合は、第一法が 0.02～0.36% の誤差範囲、第二法が 0.0～0.05%、第三法が 0.09～0.47% となり、3 種類の方法はともに高精度であることが分かる。次に、 10^{-6} の桁で四捨五入したデータ(以下、 10^{-6} データ)に対する応力計算結果(図 7)では、第一法が 0.19～3.5% の誤差範囲、第二法が 0.19～0.65%、第三法が 0.83～3.8% となった。 10^{-5} の桁で四捨五入したデータ(以下、 10^{-5} データ)に対する応力計算結果(図 8)では、第一法が 0.6～46.0% の誤差範囲、第二法が 0.56～2.7%、第三法が 1.8～16.0% となった。 10^{-5} データでは、第一法による σ_y の誤差が顕著になっている。第二法は全ての応力成分において比較的高精度である。以上より、 10^{-6} データより高い精度の測定データ(ε_α)が得られる場合は、3 種類の方法のどれも実用範囲内の応力精度を与えるが、 ε_α のバラツキが 10^{-5} データに近づくとも第一法の σ_y の誤差が大きくなることが判明する。また、後者の場合には第二法か第三法を用いることで誤差を大幅に抑えることができる。第一法の精度が低下した理由は、前にも触れたように X 線入射方向と直交する方位に関する応力成分におい

Table 1 Conditions used for the numerical simulation

Material	Steel(ferrite)
Young's modulus (GPa)	206.0
Poisson's ratio	0.28
Diffraction line hkl	211
Diffraction angle in stress free state (deg)	156.4
Incident angle of X-ray, ψ_0 (deg)	30.0, 0.0
Distance between material and detector (mm)	100.0
Number of strains used for calculation	360
Interval of angle α (deg)	1.0

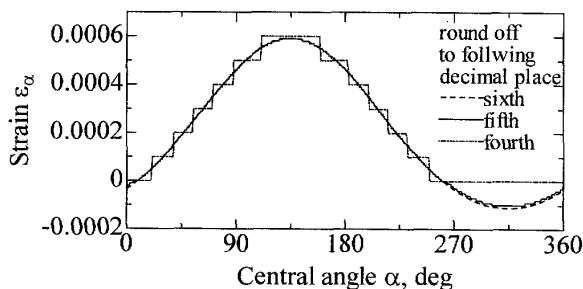


Fig. 5 Strains ε_α rounded off at different decimal places as a function of angle α

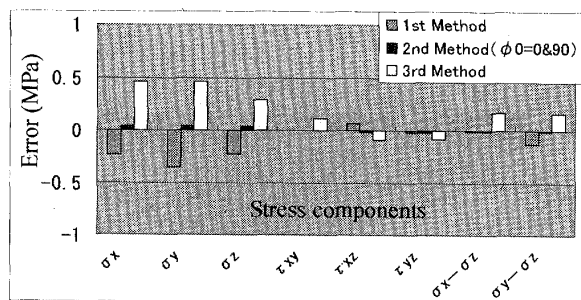


Fig. 6 Result of stress calculation for strains rounded off to the sixth decimal place

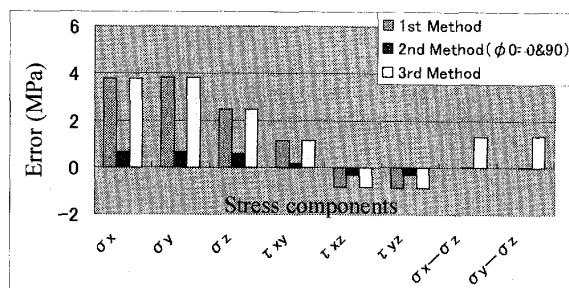


Fig. 7 Result of stress calculation for strains rounded off to the fifth decimal place

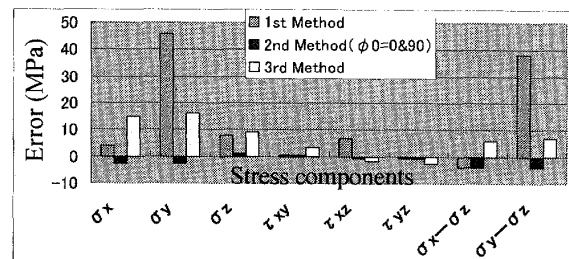


Fig. 8 Result of stress calculation for strains rounded off to the fourth decimal place

て、ポアソン効果による感度低下が起きたためである。これに対して第二、第三法では $\phi_0=90^\circ$ の回折データを使用しているため、比較的良好な精度が得られたと考えられる。なお、どの計算結果においても第二法が最も高精度の結果を示しているが、応力決定精度は初期値や計算条件によってある程度変動することが判明している。その実態は複雑であるので、詳細については今後の課題とする。

4. 適用例

4・1 試料および測定方法 本測定試料は、在来線で使用され保守により交換された JIS 60 kg 普通レールの一部分である。その標準的な化学成分および機械的性質を表 2 に示す。レールは、車輪による転動接触疲労によって踏面(車輪との接触面)近傍に金属組織の塑性流動を形成させ、X 線応力測定を行うと三軸残留応力が観察される⁽⁴⁾。本研究では、実験装置にセット可能なように頭頂部を厚さ 10 mm×幅 10 mm に切断した後、踏面の中心点について X 線測定を行った。試料の切断は自動鋸盤によりレール頭頂部をスライス状(厚さ 10 mm、長さ 165 mm)とした後、精密切断機にて水冷しながらレールの長手方向に 10 mm の幅となるように行った。その際、レール踏面に切断過程での残留応力の付与が生じないように配慮した。なお、測定結果は車輪による転動接触によってレール踏面直下に形成された局所的な残留応力と、切断による応力解放とが重畳した結果に対応するものと考えられ

る。主な X 線条件を表 3 に示す。回折環測定には 127 mm×127 mm のイメージングプレート(IP)を使用した。回折環画像を構成する各画素は設計上、一辺 100 μm の正方形であり、縦横共に約 1 000 画素(合計 100 万画素)である。各画素の輝度分解能は 8 bit である。回折環画像の処理方法は著者らの文献(12)と同様である。試料座標系は、レールの踏面中央の X 線照射点を原点とし、レールの長手側(走行方向)を x 軸($\phi_0=0$)に設定した。

4・2 測定結果 図 9 に、測定された回折環画像の例を示す。いずれも内側の回折環が基準材(焼鈍した鋼)の 211 回折であり、その次がレール試料の 211 回折である。さらにその外側の弱い回折は基準材の 220 回折である。測定した回折環画像から自作した画像処理ソフト⁽¹²⁾によって半径方向に関する回折強度分布を求めた。次に、レール試料の回折について半価幅中点法によってピーク位置を決定し、次いで a_1 線図を求めた。その一例を図 10 に示す。

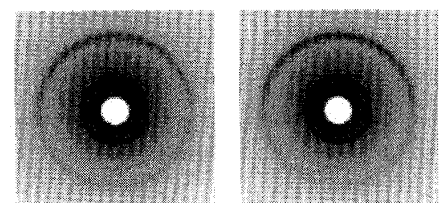
図 11 は、測定データに対して第一法～第三法を適用したときに得られた応力成分を比較した図である。6 個の応力成分と $\sigma_x-\sigma_z$, $\sigma_y-\sigma_z$ の結果が示されている。せん断応力についてはほぼ三方法ともに同様な傾向を示している。一方、垂直応力、とくに、 σ_y および

Table 2 Chemical composition and mechanical property of material used in this study

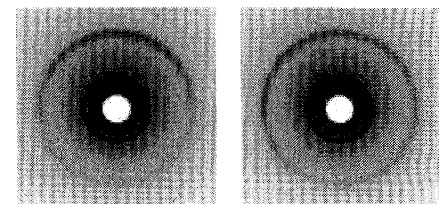
Chemical composition (wt.%)					Tensile strength (MPa)
C	Si	Mn	P	S	
0.63~0.75	0.15~0.30	0.70~1.10	<0.030	<0.025	>800

Table 3 Experimental conditions used for X-ray experiment

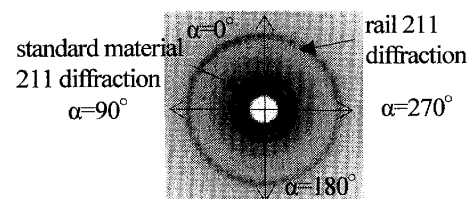
Characteristic X-ray	CrK α
Diffraction line, hkl	$\alpha\text{Fe-211}$
Tube voltage, kV	30
Tube current, mA	10
Diameter of collimator, mm	1
Incident angle of X-ray to specimen, deg	30
Incident angle of X-ray to Fe-powder, deg	0
Distance between detector and specimen, mm	100
Distance between detector and Fe-powder, mm	43



(a) $\phi_0=0$, $\phi=30^\circ$ (b) $\phi_0=90^\circ$, $\phi=30^\circ$



(c) $\phi_0=180^\circ$, $\phi=30^\circ$ (d) $\phi_0=270^\circ$, $\phi=30^\circ$



(e) $\phi_0=0^\circ$, $\phi=0^\circ$

Fig. 9 Debye-Scherrer rings obtained from rail

$\sigma_y - \sigma_z$ に関しては第一法が他と異なる傾向を示している。各応力計算法に対する比較結果は、シミュレーションにおける図 8 の傾向と概ね類似している。この原因は、ポアソン効果によるひずみ感度の差に関係していることが推測される。 $\sigma_y - \sigma_z$ の誤差は σ_z の決定に影響し、その後の σ_x の決定にも影響を与える。これに対して、他の二方法では、 $\phi_0 = 90^\circ$ 方向の回折環データを用いることで、こうした影響を低減することができる。

第二、第三法による応力値の差は比較的小さい結果となったが、両者は互いに X 線侵入深さの異なる回折データを用いており、各測定結果は応力状態によって厳密には一致しない場合があり得ると考えられる。すなわち、第二法では 4 種類の入射角 ϕ_0 は皆同一であるが、第三法は一部に $\phi_0 = 0$ のデータを用いている。そのため、 $\phi_0 = 0$ における実験誤差の影響と共に、 ϕ_0 による X 線侵入深さの相違によって材料内の測定範囲が異なる。レール頭頂面では Hertz の接触応力が発生し、X 線侵入深さ領域を含む頭頂面近傍には応力勾配が発生することが知られ⁽²⁰⁾、残留応力状態にも影響していることが考えられる。両方法の応力計算結果における誤差の原因の一つには、このような X 線侵入深さの差が関与していることが考えられる。

一方、第三法では $\phi_0 = 0$ の回折環から τ_{xz} , τ_{yz} が得られ、 $\phi_0 = 0$ および $\phi_0 = 90^\circ$ の回折環 ($\phi_0 = 30^\circ$) からそれぞれ $\sigma_x - \sigma_z$ および $\sigma_y - \sigma_z$ が決定できるのに対して、

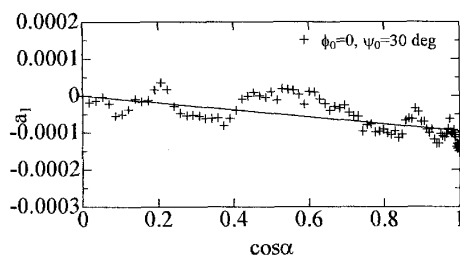


Fig. 10 a_1 vs. $\cos \alpha$ diagram obtained from experiment

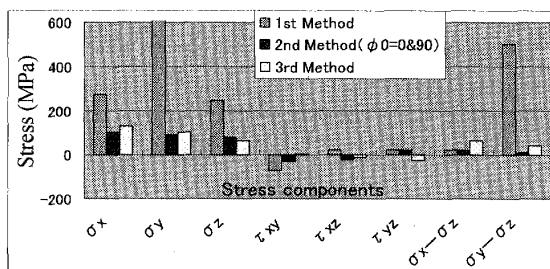


Fig. 11 Stresses obtained with both the first and the second methods using measurement data of $\phi_0 = 30$ deg

第二法では $\phi_0 > 0$ および $\phi_0 < 0$ における 2 組の回折環を利用することで同様な応力成分が決定される。その結果、計算過程の増加による新たな誤差の発生が考えられる。このように、各方法の使用に対しては、回折環の測定精度や応力勾配の程度に応じて適切な選択が必要である。

5. 考 察

数値的シミュレーションおよび実測例を通して、三種類の応力計算法はいずれも理論的に正しいものであることが確認できた。また、格子ひずみ ε_a の精度が 10^{-6} データ (10^{-6} の桁で四捨五入したひずみデータ) の場合以上であるときは、どの方法を用いても正しい結果が得られることが判明した。第一法では 2 方向からの回折環を用い、第二法では 4 方向、第三法では 3 方向からの回折環をそれぞれ用いている。よって、格子ひずみ ε_a の精度が高い場合は測定量の少ない第一法が実用上有効である。一方、格子ひずみの精度が 10^{-6} データより低下する場合は、ポアソン効果の影響によって X 線入射方向と直交する方向に作用する応力成分 (σ_y) に誤差が現れやすい傾向が認められた。この影響を回避するためには、 $\phi_0 = 90^\circ$ 方向の測定データを用いる第二法または第三法を適用する必要がある。また、第三法では第二法の有する特長を保持しながら必要な回折環データを 1 方向分減らすことが可能である。そのため、測定時間の減少が期待でき、敷設レールのような現地測定での三軸応力測定において効果が期待される。なお、現地測定が求められる屋外の構造物には鋼材が多く、その内部にはフェライトおよびセメントタイトを含んでいる。そのため、両相の弾性定数差による微視的な付加応力が一般に発生し、巨視的な応力が単軸応力あるいは平面応力状態であっても微視的なスケールにおいては三軸応力状態となる⁽²¹⁾。このような場合に対して回折法みによる応力は、巨視的な平均応力 (マクロ応力) と上述の微視的な相互作用応力 (ミクロ応力) の和からなる相応力となる。よって、鋼材の X 線応力測定においては潜在的に三軸応力解析の必要性が少なくない可能性が考えられる。とくに、結晶粒が微細化する場合には、X 線侵入深さ範囲において三軸応力の影響が現れやすいとされている⁽⁶⁾。本研究で示した方法はこのような場合に対して比較的に実用的な評価方法となるものと思われる。

6. 結 言

(1) $\phi_0 = 0$ および $\phi_0 = 180^\circ$ 方向から得られる回

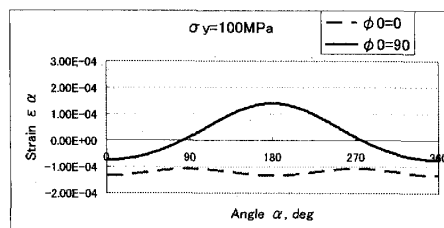


Fig. 12 Influence of σ_y on strains obtained from Debye-Scherrer ring calculated with $\phi_0=0$ and $\phi_0=90^\circ$ ($\phi_0=30^\circ$)

折環を用いた三軸応力測定法(第一法)は、 $10^{-7} \sim 10^{-6}$ の桁で四捨五入したひずみデータに対しては有効な応力計算結果を与えるが、それよりも誤差を多く含むデータに対しては σ_y 成分を中心に応力計算誤差が増加する。

(2) 第二法として、 $\phi_0=0$ および $\phi_0=180^\circ$ 方向に加えて $\phi_0=90^\circ$ および $\phi_0=270^\circ$ 方向から得られる回折環を用いた三軸応力測定について検討した。その結果、 $10^{-7} \sim 10^{-6}$ の桁で四捨五入したひずみデータに対して実用範囲内の応力計算結果を与え、さらに、 10^{-5} の桁で四捨五入したデータに対しても誤差が10%台に留まり、第一法より誤差に強いことが判明した。

(3) 第三法として、 $\phi_0=0$ および $\phi_0=90^\circ$ 、および、 $\phi_0=0$ を用いる方法を考案した。その結果、3個の回折環から全三軸応力成分が決定できると共に、第二法と同程度の測定精度が得られることが判明した。

終わりに、鉄道技術に関して情報提供をいただいた鉄道総合技術研究所、石田誠部長、岩淵研吾室長、佐藤幸雄主任研究員に感謝します。また、本実験において献身的に協力していただいた柿田大祐君〔金沢大学大学院、現(株)東芝〕に感謝します。

付録 ϕ_0 方向とひずみ ε_α の変化

式(24)のように、 $\sigma_y (=100 \text{ MPa})$ のみが作用するときの回折環全周における ε_α の分布およびそれに対する ϕ_0 の影響を図12に示す。計算条件は3章と同様である($\phi_0=30^\circ$ 、一部 $\phi_0=0$)。図より、 ε_α の変化幅は、 $\phi_0=90^\circ$ で大きく、 $\phi_0=0$ のときの約8.2倍を示した。また、 $\phi_0=0$ では $\phi_0=90^\circ$ よりやや複雑な変化を呈している。よって、 σ_y を逆解析する場合は、 $\phi_0=90^\circ$ のひずみ分布を用いる方が有利であることが分かる。

$$\sigma_{\text{initial}} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 100 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} [\text{MPa}] \quad \text{.....(24)}$$

同様に τ_{xz} について式(25)を仮定して検討した。図

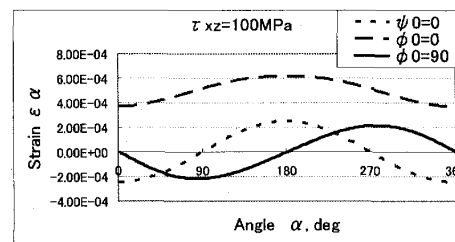


Fig. 13 Influence of τ_{xz} on strains obtained from Debye-Scherrer ring calculated with $\phi_0=0$ and $\phi_0=90^\circ$ ($\phi_0=30^\circ$)

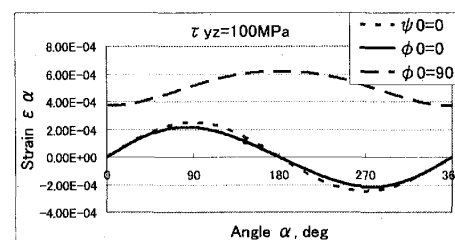


Fig. 14 Influence of τ_{yz} on strains obtained from Debye-Scherrer ring calculated with $\phi_0=0$ and $\phi_0=90^\circ$ ($\phi_0=30^\circ$)

13は、 τ_{xz} に対する ε_α 分布である。 $\phi_0=90^\circ$ での ε_α の変化幅は、 $\phi_0=0$ のときの約1.75倍となり、 τ_{xz} を逆解析するときは $\phi_0=90^\circ$ のひずみ分布を用いるべきであると言える。なお、図に示されるように垂直入射($\phi_0=0$)の場合には $\phi_0=0$ のときの2.0倍、また、 $\phi_0=90^\circ$ のときの1.15倍のひずみ変化となり逆解析に有利であることが分かる。

$$\sigma_{\text{initial}} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 100 \\ 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} [\text{MPa}] \quad \text{.....(25)}$$

τ_{yz} について式(26)を仮定して同様の検討を行った。図14に結果を図示する。 τ_{xz} の場合と類似した傾向が見られ、 $\phi_0=0^\circ$ では $\phi_0=90^\circ$ のときの約1.75倍 ε_α の変化が大きいたことが分かる。よって、 τ_{yz} に対する逆解析には $\phi_0=0^\circ$ の条件を用いることが望ましい。垂直入射の場合に最も感度が高くなる点も τ_{xz} と同様である($\phi_0=90^\circ$ 方向の2.0倍、 $\phi_0=0^\circ$ 方向の1.15倍)。

$$\sigma_{\text{initial}} = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 100 \\ 0 & 0 & 0 \end{pmatrix} [\text{MPa}] \quad \text{.....(26)}$$

文 献

- (1) The Society of Materials Science, Japan ed., *X-Ray Stress Measurement Method*, (1981), p. 54, Yokendo.
- (2) Hanabusa, T. and Fujiwara, H., *Residual Stress in Uni-Directionally Deformed Surface Layer and d-sin²*

- ϕ Diagrams by X-Ray Stress Measurements, *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 30, No. 338 (1981), pp. 1095-1101.
- (3) Kuramoto, M., Sasaki, T., Umez, J., Nishimoto, K. and Yoshioka, Y., Influence of Different Grinding Processes on Residual Stress, *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 34, No. 380 (1985), pp. 499-505.
- (4) Nagashima, S., Tanaka, N., Ohtsubo, T. and Akimoto, K., A Study on Plastic Flow and Residual Stress Distribution in Carbon Steel Caused by Rolling Contact, *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 32, No. 363 (1983), pp. 1314-1320.
- (5) Kakita, D., Sasaki, T., Iwafuchi, K., Sato, Y., Ishida, M., Kanematsu, Y., Hiratsuka, K. and Takago, S., Triaxial Residual Stress in Rails Measured with X-Ray Method, *Proceeding of the 41st Symposium on X-Ray Studies on Mechanical Behavior of Materials, The Society of Materials Science, Japan*, (2006-7), pp. 67-72.
- (6) Hanabusa, T., Nishioka, K. and Fujiwara, H., Criterion for the Triaxial X-Ray Residual Stress Analysis, *Zeitschrift für Metallkunde*, Vol. 74 (1983), pp. 307-313.
- (7) Tanaka, K., Matsui, M. and Taka, T., X-Ray Stress Measurement of WC-Co Alloys, *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 42, No. 472 (1993), pp. 96-102.
- (8) Sasaki, T., Lin, Z. and Hirose, Y., Calculation of X-Ray Elastic Constants of Composite Materials Using Eshelby/Mori-Tanaka Model, *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 47, No. 2 (1998), pp. 197-203.
- (9) Noyan, I. C., Equilibrium Conditions for the Average Stresses Measured by X-Rays, *Metallurgical and Materials Transactions, A*, Vol. 14 (1983), pp. 1907-1914.
- (10) Sasaki, T., Lin, Z. and Hirose, Y., X-Ray Measurement of Macro- and Microstresses Using Imaging Plate and Its Application to Ferritic and Austenitic Dualphase Stainless Steel, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 62, No. 604 (1996), pp. 2741-2749.
- (11) Dölle, H. and Hauk, V., The Influence of Multiaxial Stress States, Stress Gradients and Elastic Anisotropy on the Evaluation of (Residual) Stresses by X-Rays, *Journal of Applied Crystallography*, Vol. 12 (1979), pp. 489-501.
- (12) Sasaki, T. and Hirose, Y., X-Ray Triaxial Stress Analysis Using Whole Diffraction Ring Detected with Imaging Plate, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 61, No. 590 (1995), pp. 2288-2295.
- (13) Taira, S., Tanaka, K. and Yamazaki, T., A Method of X-Ray Microbeam Measurement of Local Stress and Its Application to Fatigue Crack Growth Problems, *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 27, No. 294 (1978), pp. 251-256.
- (14) Schubert, A., Kämpfe, B., Ermirich, M., Auerswald, E. and Tränkner, K., Use of An X-Ray Imaging Plate for Stress Analysis, *Materials Science Forum*, Vol. 166-169 (1994), pp. 151-156.
- (15) Sasaki, T. and Hirose, Y., Single Incidence X-Ray Stress Measurement for All Plane Stress Components Using Imaging Plate of Two-Dimensional X-Ray Detector, *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 44, No. 504 (1995), pp. 1138-1143.
- (16) He, B. B., Preckwinkel, U. and Smith, K. L., Advantages of Using 2D Detectors for Residual Stress Measurements, *Advances in X-ray Analysis*, Vol. 42 (1998), pp. 504-509.
- (17) Shitaba, Y., Ishikawa, T., Ohya, S. and Akita, K., Development of Stress Analyzer Using Whole Back Reflection Ring, *Journal of the Society of Materials Science, Japan*, Vol. 55, No. 12 (2006), pp. 1139-1145.
- (18) Noyan, I. C. and Cohen, J. B., *Residual Stress*, (1986), p. 126, Springer-Verlag.
- (19) Sasaki, T., Matsuyama, R., Kakita, D., Iwafuchi, K., Sato, Y., Hiratsuka, K. and Hirose, Y., Improvement of Triaxial Stress Measurement with *cosa* Method and Its Application, *Proceedings of the 42nd Symposium on X-Ray Studies on Mechanical Behavior of Materials, The Society of Materials Science, Japan*, (2007-7), pp. 82-87.
- (20) Johnson, K. L., *Contact Mechanics*, (1985), p. 88, Cambridge Press.
- (21) Sasaki, T., Lin, Z. and Hirose, Y., X-Ray Measurement of Plastic Strain by Means of Eshelby/Mori-Tanaka Model and Its Application, *Transactions of the Japan Society of Mechanical Engineers, Series A*, Vol. 63, No. 606 (1997), pp. 370-377.