

塑性変形を考慮した深穴穿孔法による 部材内部残留応力の高精度評価法の開発

A highly accurate residual stress measurement method by the deep hole drilling technique considering the effect of plastic deformation

大阪大学	望月 正人	Masahito MOCHIZUKI	Member
大阪大学	岡野 成威	Shigetaka OKANO	Non-Member
大阪大学	北野 萌一	Houichi KITANO	Non-member

Abstract

The Deep hole drilling (DHD) technique has received much attention as a measurement method for through-thickness residual stress. In the past, however, the traditional DHD technique has ignored the effects of plastic deformation around a reference hole, which has been occurred in the DHD procedure. Therefore, the evaluation results obtained by the traditional DHD technique can have accuracy problem. When residual stress is large, the problem is serious because the area which deform plastically. In this study, the residual stress evaluation method considering the effect of plastic deformation was proposed. In addition, the method was applied to residual stress evaluation in FE analysis. As a result, the proposed method could evaluate a residual stress field better than traditional method.

Keywords: Deep hole drilling technique, Residual stress measurement, Plastic deformation, Theoretical analysis, High accurate evaluation

記号表

r, θ : 半径方向座標, 周方向座標
 $\sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{r\theta}$: 半径方向, 周方向, せん断応力
 $\sigma_r^0, \sigma_\theta^0, \tau_{r\theta}^0$: 半径方向, 周方向, せん断応力の弾性解
 $\overline{\sigma_r}, \overline{\sigma_\theta}, \overline{\tau_{r\theta}}$: 塑性変形が生じた際の補正項
 ν : ポアソン比, σ_Y : 降伏応力
 σ_e : ミーゼスの相当応力
 R_0 : 円孔径, R_1 : トレパニング径
 $\rho: r/R_0, \eta: 1/\rho, \rho_1: R_1/R_0, \eta_1: 1/\rho_1$
 φ, ψ, χ : エアリーの応力関数
 E : ヤング率, E_s : セカント係数, G : 横弾性係数
 w : 応力エネルギー密度, F : コンプリメンタリエネルギー
 F_{mod} : 修正コンプリメンタリエネルギー
 u_r : 半径方向変位, 添字 p : 塑性項
 $(u_r)_{measurement}, (u_r)_{theoretical}$: 理論式による孔径変化量, 測定孔径変化量
 u : 塑性変形を考慮した孔径変化量, σ_x, σ_y : 負荷応力
 u_e : σ_x, σ_y が負荷された時の弾性計算により得られる孔径変化量
 Δu : 塑性変形が孔径変化量におよぼす影響量

K : (弾性体における孔縁最大周方向応力) 3

K_z : (弾性体における孔縁最大板厚方向応力) 0.6

添字 ps, pe, 3D: 平面応力状態, 平面ひずみ状態, 三次元状態

$\sigma_x^{add}, \sigma_y^{add}$: 応力の再配分の影響を表す仮想応力場

Δu_{max} : 仮想応力場が最大値を示すときの応力解放による孔径変化量

Δu^{add} : 仮想応力場による孔径変化量

1. 緒言

溶接構造物の内部には、局所的な入熱、接合部材間の線膨張係数の違い、周囲の拘束といった原因で残留応力が存在する。特に、接合界面には部材の降伏応力程度の引張残留応力が生じ、その応力は構造物の破壊強度や疲労強度に影響を及ぼすことが知られている[1]。そのため、構造物の残留応力を評価することは、部材の健全性、信頼性、余寿命評価のために重要である。このような理由から、これまでに多くの残留応力評価手法が提案されているが、近年、装置が簡便である、内部残留応力測定が可能である、様々な形状を有する対象に適用が可能であるといった理由で、DHD(Deep Hole Drilling)法が注目を集めており、その適用事例が増加している[2-4]。この方法

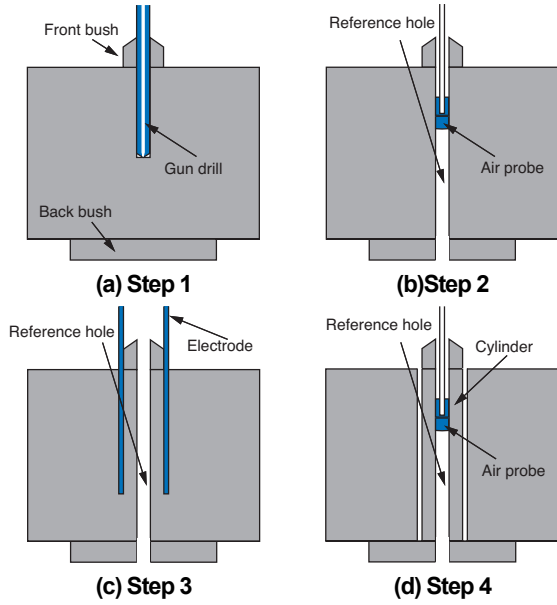


Fig. 1 DHD steps

は、測定位置に円孔を作製し (Step 1), その周囲をくりぬいて残留応力を解放し (Step 3), 解放前後の円孔径を測定する (Step 2, Step 4) というステップにより得られる円孔径変化量を解放ひずみとして、対象内部の残留応力を評価する手法である。しかし、従来の残留応力評価手法は、評価対象を弾性体と仮定した簡易な理論にもとづいている。そのため、DHD プロセス中に塑性変形が生じた場合には、残留応力評価結果には誤差が含まれることになる。

そこで、本研究では、従来と比べて高精度な残留応力評価を可能とすることを目指して、DHD プロセス中に生じる塑性変形の影響を適切に考慮することを可能とする評価手法の提案を行う。また、提案手法および従来手法による残留応力評価を数値解析上でを行い、結果を比較する。

2. 従来手法およびその問題点

従来の DHD 法では、まず、Fig. 1 に示すような、以下の 4 つの手順により、2 種類の貫通円孔径の測定を行う。

[Step 1] 測定領域に貫通円孔を作製する。

[Step 2] 貫通した円孔の径 d を全板厚において、いくつかの方向 θ に対して測定する。

[Step 3] 中心部の円孔より一周り大きい領域をくりぬく。

[Step 4] 再度、作製した円孔の径 d' を測定する。

以上の手順で測定される、ある深さ z および x 方向との成す角 θ における貫通円孔径 $d(z, \theta)$, $d'(z, \theta)$ の差を初期の円孔径 d で正規化したものを $\overline{u_r(z, \theta)}$ とすると、無限有孔平板に対する弾性解法により、 $\overline{u_r(z, \theta)}$ と各応力の関係は、

$$\begin{aligned} \overline{u_r(z, \theta)} &= \frac{d'(z, \theta) - d(z, \theta)}{d(z, \theta)} \\ &= -\frac{1}{E} [\sigma_x(1 + 2 \cos 2\theta) \\ &\quad + \sigma_y(1 - 2 \cos 2\theta) + \tau_{xy}(4 \sin 2\theta)] \end{aligned} \quad (1)$$

となる。よって、各測定深さにおいて 3 種類以上の θ について、 $\overline{u_r(z, \theta)}$ の測定を行うことで、式(1)を用いて、 $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ が決定できることがわかる。

しかし、Eq.(1)は弾性解法により得られたものであるもので、DHD プロセス中に塑性変形が生じた場合には成り立たない。そこで、以降の検討では、円孔作製直後(Step 1 終了直後)の応力集中により生じる塑性変形および応力解放過程(Step 3)における応力の再配分に起因する塑性変形の影響を考慮した残留応力評価方法の提案を行う。

3. 円孔作製直後の応力集中による塑性変形の影響を考慮した残留応力評価方法

3.1 二次元弾塑性体における残留応力-孔径変化量関係の導出

今、ある残留応力状態の領域に円孔を作製した際の、二次元弾塑性体における円孔周囲の応力が、

$$\begin{aligned} \sigma_r &= \sigma_r^o + \overline{\sigma_r} \\ \sigma_\theta &= \sigma_\theta^o + \overline{\sigma_\theta} \\ \tau_{r\theta} &= \tau_{r\theta}^o + \overline{\tau_{r\theta}} \end{aligned}$$

となるとする。このとき、弾性解は弾性解のみで各成分が釣り合っているため、弾性解に追加された項である $\overline{\sigma_r}, \overline{\sigma_\theta}, \overline{\tau_{r\theta}}$ も釣り合う必要がある。よって、エアリーの応力関数を $\varphi(r, \theta)$ ($\varphi(\rho, \theta) = R_0^2 \sigma_Y \psi(\rho, \theta)$) とすると、

$$\begin{aligned} \overline{\sigma_r} &= \frac{1}{\rho} \frac{\partial \psi}{\partial \rho} + \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial^2 \psi}{\partial \theta^2} \\ \overline{\sigma_\theta} &= \frac{\partial^2 \psi}{\partial \rho^2} \end{aligned} \quad (2)$$

$$\overline{\tau_{r\theta}} = \frac{1}{\rho^2} \frac{\partial \psi}{\partial \theta} - \frac{1}{\rho} \frac{\partial^2 \psi}{\partial \rho \partial \theta}$$

となる。ここで、 $\psi = \sum_{q=0}^{\infty} f_q(\rho) \cos 2q\theta$ とフーリエ級数展開し、 $\rho = 1$ において、 $\overline{\sigma_r} = \overline{\tau_{r\theta}} = 0$ であることに加えて、弾性項と同様に $1/\rho^2$ により塑性項も小さくなると仮定すると、未知数 a_{pq} と η を用いて、 ψ は、

$$\begin{aligned} \psi &= \int_0^\eta (1 - \eta) \sum_{p=0}^M a_{p0} \eta^{p-1} d\eta \\ &\quad + (1 - \eta)^2 \sum_{p=0}^M \sum_{q=1}^N a_{pq} \eta^p \cos 2q\theta \end{aligned} \quad (3)$$

と近似することができる。今、Fig. 2 に示すように無限遠より σ_x, σ_y が負荷されているとすると、Eq.(2)と弾性解法

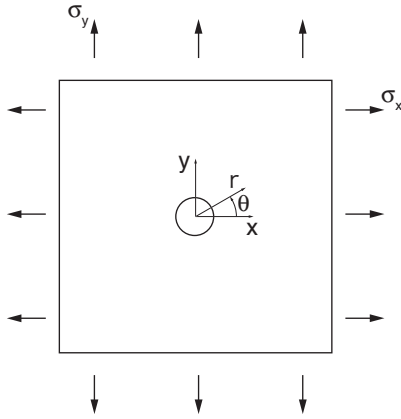


Fig. 2 Definition of σ_x, σ_y

により各方向の応力が定められる．次に，Eq.(3)中の a_{pq} が満たすべき条件について考える．今，面積が A のある領域のコンプレメンタリエネルギー F は次のようになる．

$$F = \int_A w dA$$

$$w(\sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{r\theta}) = \int_0^{\sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{r\theta}} (\varepsilon_r d\sigma_r + \varepsilon_\theta d\sigma_\theta + \gamma_{r\theta} d\tau_{r\theta})$$

この時， $\delta F = \delta \int_A w dA = 0$ を満たす $\sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{r\theta}$ が境界値問題に対する解となる．さて，この関係は弾性解についても成り立つので，領域を半径 R の領域であるとすると，

$$\delta \int_{A_R} [w(\sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{r\theta}) - w(\sigma_r^0, \sigma_\theta^0, \tau_{r\theta}^0)] dA = 0$$

が成立する．上式は塑性ひずみ ε^p および $\bar{\sigma}$ を用いて，

$$\delta \lim_{R \rightarrow \infty} \int_{A_R} [w^p(\sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{r\theta}) - w^p(\sigma_r^0, \sigma_\theta^0, \tau_{r\theta}^0) + \frac{1}{2E} (\bar{\sigma}_r^2 + \bar{\sigma}_\theta^2 - \bar{\sigma}_r \bar{\sigma}_\theta + 3\bar{\tau}_{r\theta}^2)] dA = 0$$

$$w^p(\sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{r\theta}) = \int_0^{\sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{r\theta}} (\varepsilon_r^p d\sigma_r + \varepsilon_\theta^p d\sigma_\theta + \gamma_{r\theta}^p d\tau_{r\theta})$$

となる，すべての応力状態において $\delta^2 w > 0$ とすると，上式を満たすのは，

$$F_{\text{mod}} = \lim_{R \rightarrow \infty} \int_{A_R} [w^p(\sigma_r, \sigma_\theta, \tau_{r\theta}) - w^p(\sigma_r^0, \sigma_\theta^0, \tau_{r\theta}^0) + \frac{1}{2E} (\bar{\sigma}_r^2 + \bar{\sigma}_\theta^2 - \bar{\sigma}_r \bar{\sigma}_\theta + 3\bar{\tau}_{r\theta}^2)] dA$$

が最小となるときである．さらに，材料の真応力-真ひずみ関係として，Ramberg-osgoodの式 $\varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \alpha \frac{\sigma_Y}{E} (\frac{\sigma}{\sigma_Y})^{n-1}$ (α, n :加工硬化定数)を採用すると， $\varepsilon_r^p d\sigma_r + \varepsilon_\theta^p d\sigma_\theta + \gamma_{r\theta}^p d\tau_{r\theta} = (\frac{1}{E_s} - \frac{1}{E}) \sigma_e d\sigma_e$ であるので，

$$w^p = \int_0^{\sigma_e} (\frac{1}{E_s} - \frac{1}{E}) \sigma_e d\sigma_e = \frac{\alpha}{n+1} (\frac{\sigma_e}{\sigma_Y})^{n-1} \frac{\sigma_e^2}{E}$$

となり，次の関数を最小とする応力成分が真の解となる．

$$\Phi = \int_0^1 \int_0^{\frac{\pi}{2}} [\frac{\alpha}{n+1} (\frac{\sigma_e}{\sigma_Y})^{n-1} \frac{\sigma_e^2}{E} - \frac{\alpha}{n+1} (\frac{\sigma_e^0}{\sigma_Y})^{n-1} \frac{(\sigma_e^0)^2}{E} + \frac{\bar{\sigma}_e^2}{2E}] \frac{1}{\eta^3} d\eta d\theta \quad (4)$$

よって，上式を用いることで，任意の無限遠における負荷応力に対して未知数 a_{pq} を定めることができ，塑性変形が生じる場合の円孔周囲の応力状態および変形状態を得ることができる．以上の検討は，応力状態を平面応力状態と仮定したものであるが，平面ひずみ状態の場合には，

$$\sigma_z^0 = \nu \{ \sigma_r^0 - (\sigma_x \cos^2 \theta + \sigma_y \sin^2 \theta) + \sigma_\theta^0 - (\sigma_x \sin^2 \theta + \sigma_y \cos^2 \theta) \}$$

$$\sigma_z = \frac{\nu + \frac{\alpha}{2} (\frac{\sigma_e}{\sigma_Y})^{n-1}}{1 + \alpha (\frac{\sigma_e}{\sigma_Y})^{n-1}} \{ \sigma_r - (\sigma_x \cos^2 \theta + \sigma_y \sin^2 \theta) + \sigma_\theta - (\sigma_x \sin^2 \theta + \sigma_y \cos^2 \theta) \}$$

とすることで，未知数 a_{pq} を定めることができる．さて，以上の方法でトレパニング径 R_1 での応力成分が得られる．無限遠における主応力軸からの角度を θ として Eq.(3)中の M, N を3とすると，トレパニングでの解放応力は，

$$(\sigma_r)_{R_1} = (\sigma_r^0)_{R_1} + \sigma_Y [\alpha_0(a_{M0}, \eta_1) + \alpha_1(a_{M1}, \eta_1) \cos 2\theta + \alpha_2(a_{M2}, \eta_1) \cos 4\theta + \alpha_3(a_{M3}, \eta_1) \cos 6\theta]$$

$$(\tau_{r\theta})_{R_1} = (\tau_{r\theta}^0)_{R_1} + \sigma_Y [\beta_1(a_{M1}, \eta_1) \sin 2\theta + \beta_2(a_{M2}, \eta_1) \sin 4\theta + \beta_3(a_{M3}, \eta_1) \sin 6\theta]$$

ただし， $M=0, 1, 2, 3$

となる．トレパニングの応力解放過程においては塑性変形が生じないとすると，エアリーの応力関数法により変形状態を得ることができる．今，エアリーの応力関数 χ を

$$\chi = Br^2 + C \ln r + \sum_{m=1}^2 (D_{1m} r^{2m} + D_{2m} r^{2m+2} + D_{3m} \frac{1}{r^{2m}} + D_{4m} \frac{1}{r^{2m-2}}) \cos 2m\theta$$

とすると，各応力成分は，

$$\sigma_r = [2B + \frac{C}{r^2}] + \sum [(2m - 4m^2) D_{1m} r^{2m-2} + (2m + 2 - 4m^2) D_{2m} r^{2m} - (2m + 4m^2) \frac{D_{3m}}{r^{2m+2}} - (2m - 2 + 4m^2) \frac{D_{4m}}{r^{2m}}] \cos 2m\theta$$

$$\sigma_\theta = [2B - \frac{C}{r^2}] + \sum [(4m^2 - 2m) D_{1m} r^{2m-2} + (6m + 2 + 4m^2) D_{2m} r^{2m} + (2m + 4m^2) \frac{D_{3m}}{r^{2m+2}} + (4m^2 - 4m) \frac{D_{4m}}{r^{2m}}] \cos 2m\theta$$

$$\tau_{r\theta} = 2m \sum [(2m - 1) D_{1m} r^{2m-2} + (2m + 1) D_{2m} r^{2m} - (2m + 1) \frac{D_{3m}}{r^{2m+2}} - (2m - 1) \frac{D_{4m}}{r^{2m}}] \sin 2m\theta$$

となる．ここで， $B, C, D_{1m}, D_{2m}, D_{3m}, D_{4m}$ はトレパニング面および円孔面における境界条件により一意に決

定される。ここで、半径方向変位は、

$$2Gu_r = -[2Br + \frac{C}{r} + \sum [2mD_{1m}r^{2m-1} + (2m+2)D_{2m}r^{2m+1} - 2m\frac{D_{3m}}{r^{2m+1}} - (2m-2)\frac{D_{4m}}{r^{2m}}]] \cos 2m\theta \quad (3)$$

$$+ \frac{r}{1+\nu} [4B + \sum [4C_{2m}r^{2m} + \frac{6m-2}{2m-1} \frac{D_{4m}}{r^{2m}}]] \cos 2m\theta$$

となり、この値が塑性変形の影響を考慮した場合の DHD プロセスにより得られる孔径変化量となる。

3.2 三次元弾塑性体における残留応力-孔径変化量関係の導出

前節の検討結果を用いると、二次元弾塑性体における塑性変形を考慮した残留応力と DHD プロセスによって得られる孔径変化量の関係が得られる。しかし、実際の対象は三次元体であるため、二次元弾塑性体を仮定した残留応力評価では塑性変形の影響を正しく考慮出来ない可能性がある。ここで、残留応力評価に関連する二次元体と三次元体の相違点としては、1. 弾性体における孔径変化量、2. 応力集中係数、3. 板厚方向の応力成分がある。そこで本研究では、次の様にして、三次元弾塑性体における残留応力-孔径変化量関係を算出する。まず、相違点 1.については、三次元体における孔径変化量がこれまでの研究により算出可能であるため [6]、その値を用いることとする。次に相違点 2.に対応するために、塑性変形の影響量 Δu の算出の際においてのみ残留応力を $K\sigma_x$ 、 $K\sigma_y$ とするものとする。相違点 3.については塑性変形の影響量 Δu の算出の際においてのみ、

$$\sigma_z^0 = K_z \nu \{ \sigma_r^0 - (K\sigma_x \cos^2 \theta + K\sigma_y \sin^2 \theta) + \sigma_\theta^0 - (K\sigma_x \sin^2 \theta + K\sigma_y \cos^2 \theta) \}$$

$$\sigma_z = K_z \frac{\nu + \frac{\alpha}{2} (\frac{\sigma_c}{\sigma_Y})^{n-1}}{1 + \alpha (\frac{\sigma_c}{\sigma_Y})^{n-1}} \{ \sigma_r - (K\sigma_x \cos^2 \theta + K\sigma_y \sin^2 \theta) + \sigma_\theta - (K\sigma_x \sin^2 \theta + K\sigma_y \cos^2 \theta) \}$$

とする。以上の様にして $(u_e)_{3D}$ はこれまでの研究成果により、 Δu_{3D} は前節の手順を用いることで計算することが可能となる。よって、三次元弾塑性体における円孔周囲の塑性変形の影響を考慮した孔径変化量 $u_{3D} (= (u_e)_{3D} + \Delta u_{3D})$ も計算可能となる。

3.3 残留応力評価方法

以上の検討を用いると、ある負荷応力に対する円孔径変化量を得ることができる。しかし、Eq.(4)を最小にする a_{pq} は孔径変化量から直接得ることが出来ない。そこで本

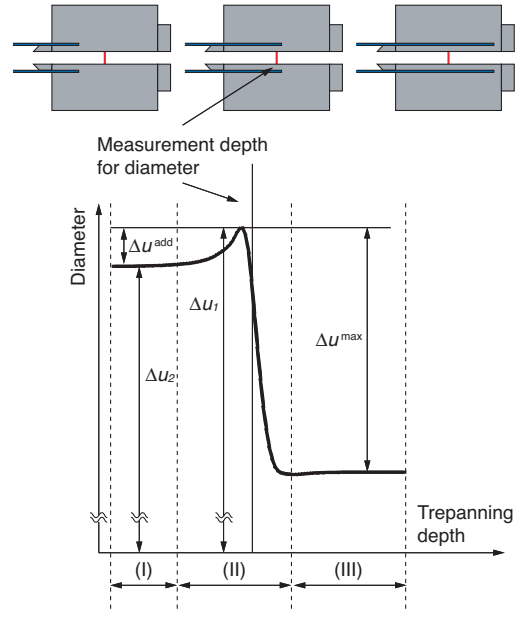


Fig. 3 Schematic illustration of diametric change in trepanning process

研究では、従来手法の DHD 法より得られる残留応力を初期値として、 $\sum_{\theta=\theta_1, \theta_2, \theta_3, \dots} \{ (u_r)_{\text{measurement}} - (u_r)_{\text{theoretical}} \}^2$ を最小とする残留応力 σ_x 、 σ_y および加工硬化定数 n 、降伏応力 σ_Y を共役勾配法により探索するものとする。また、本研究では、せん断残留応力 τ_{xy} が存在する場合について述べていないが、主応力方向を $\theta = 0^\circ, 90^\circ$ とした場合に $(u_r)_{\text{measurement}} = A + B \cos 2\theta + C \cos 4\theta + D \cos 6\theta$ となることを利用すれば測定された孔径変化量から予め主応力方向を取得しておくことができる。

4. 応力解放過程の応力再配分による塑性変形の影響を考慮した残留応力評価方法

4.1 残留応力-孔径変化量関係の導出

前章の方法で、全板厚に渡って同時にトレパニングした際の残留応力を評価することができる。しかし、実際にはトレパニングは板片面から逐次行われるため、残留応力解放領域の変形が未解放領域に新たな応力場を負荷する場合がある。Fig. 3 に孔径とトレパニング量の関係の模式図を示す。この図において領域(I)は孔径測定位置から離れた位置でトレパニングが行われており、孔径が変化しない領域、領域(II)は測定位置近傍でトレパニングが行われ、応力解放領域の影響が生じている領域、領域(III)は測定位置でも残留応力が解放されている領域である。

今、負荷される応力場の孔径変化量に及ぼす影響が、仮想的な応力場 σ_x^{add} 、 σ_y^{add} が遠方より加えられた影響と

等しいものとする。さらに、これらの応力場が最大となるときの孔径とトレパニング後の孔径の差を Δu_{\max} とかく。このとき、 Δu_{\max} を用いて前章の方法により残留応力場を算出することができる。算出される残留応力場は $\sigma_x + \sigma_x^{\text{add}}$, $\sigma_y + \sigma_y^{\text{add}}$ である。ここで、便宜上 Fig.3 中の最大孔径変化量を Δu_{\max} とすると、 σ_x^{add} , σ_y^{add} の影響量 Δu^{add} は Fig.3 に示したようになる。つまり、 Δu^{add} は残留応力場が σ_x , σ_y であるときと、 $\sigma_x + \sigma_x^{\text{add}}$, $\sigma_y + \sigma_y^{\text{add}}$ であるときの孔径の差となる。これらの孔径は前章で得られる残留応力と円孔周囲の応力場の関係から算出することが可能であるため、 σ_x , σ_y , σ_x^{add} , σ_y^{add} を一意に決定することが可能である。

以上をまとめると応力解放過程における塑性変形の影響を考慮した残留応力評価方法は次のようになる。

- [1] Δu_{\max} による $\sigma_x + \sigma_x^{\text{add}}$, $\sigma_y + \sigma_y^{\text{add}}$ の評価
- [2] 残留応力場が $\sigma_x + \sigma_x^{\text{add}}$, $\sigma_y + \sigma_y^{\text{add}}$ のときの孔径を u_1 として評価
- [3] $u_1 - u_2 = \Delta u^{\text{add}}$ となる孔径 u_2 を生じさせる σ_x , σ_y の探索

5. 有限要素解析により得られた孔径変化量による残留応力評価

5.1 数値解析方法

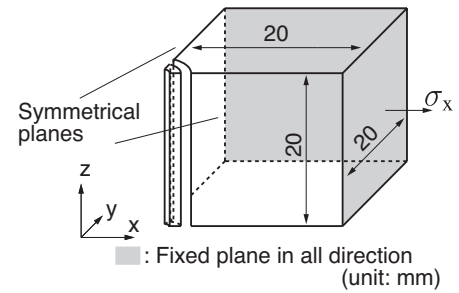
数値解析対象は Fig.4(a) に示す三次元モデルとする。円孔周囲の寸法を Fig.4(b) に示す。用いる機械的特性は、ヤング率 E : 200 GPa, ポアソン比 ν : 0.3, 加工硬化定数 α : 0.08, n : 11, 降伏応力 σ_Y : 500 MPa としている。また、トレパニングは板厚の 1/32 ずつ行うものとしており、残留応力に相当するものとしてモデルの x 方向に初期応力 $\sigma_x = 400$ MPa をモデル全体に与えている。

5.2 孔径変化量取得結果

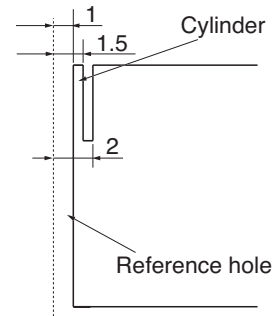
孔径変化履歴取得結果の一例として、Fig.5 に板厚中央部における孔径とトレパニング量の関係を 3 つの角度について示す。ここで、各角度は x 軸からの角度である。この図より、トレパニングに伴い、円孔周囲に新たな応力が負荷され、孔径が変化していることがわかる。

5.3 残留応力評価結果

残留応力評価結果を Fig.6 に示す。ここで、残留応力評価の際には、 0° , 30° , 45° , 60° , 90° の 5 つの角度の孔径変化量を用いており、未知数は x , y 方向残留応力、降伏応力および加工硬化定数 n の 4 種の値としている。また、



(a) Size of whole object



(b) Size around the reference hole

Fig. 4 Object used for 3D FEM

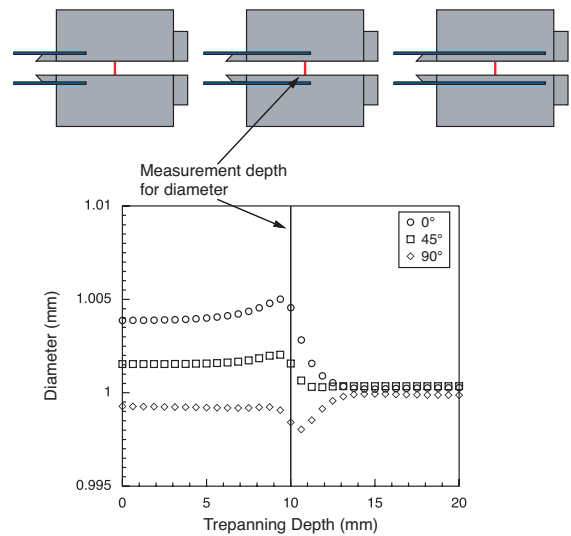


Fig. 5 Diametric change in trepanning process

簡単のため Δu_{\max} は各角度の孔径変化量の平方和が最大となるものを用いている。各図中には、現在もっとも精度の良い残留応力評価が可能であると考えられている iDHD 法 [7] による評価結果を併せて示している。降伏応力および加工硬化定数の評価結果を Fig.7 に示す。これらの図より、提案手法は iDHD 法と比べて精度の良い評価が全板厚に渡って行えていることがわかる。また、降伏応力および加工硬化定数についても、残留応力の評価結果程では無いが比較的良好な精度で評価が行えている。

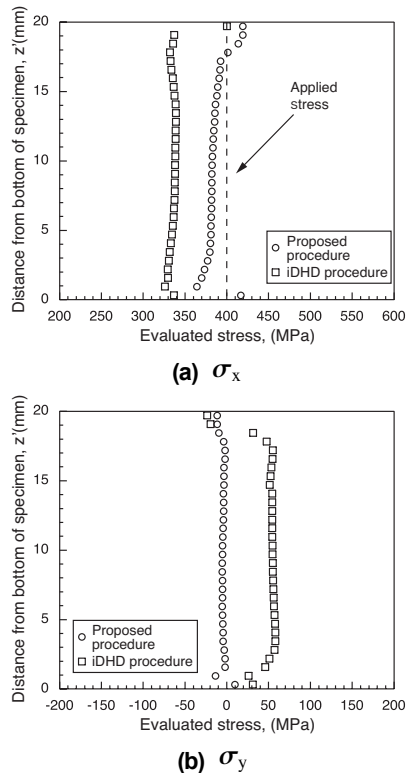


Fig. 6 Evaluation results of residual stresses

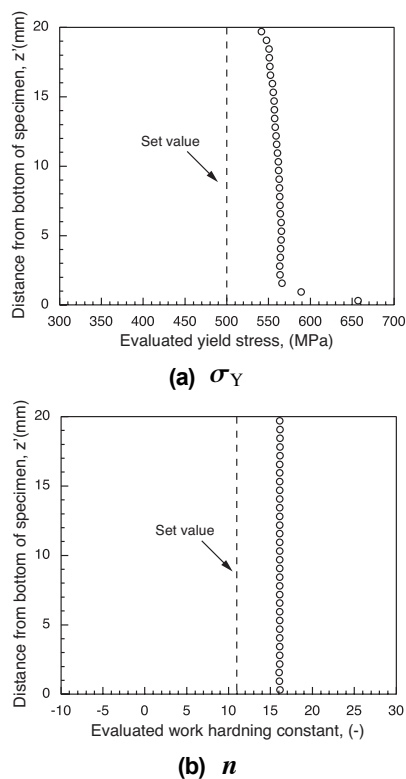


Fig. 7 Evaluated results of σ_Y and n

6. 結言

本研究では、DHD法による残留応力評価の高精度化をめざして、従来のDHD法では無視されてきたDHDプロセス中の塑性変形の影響を考慮した残留応力評価法の提案を行なった。また、提案した手法による残留応力評価を数値解析上で行い従来手法と比較した結果、提案手法の方が精度良く評価することが可能であることがわかった。

参考文献

- [1] A. Ohata, Y. Maeda, T. Mawari, S. Nishijima and H. Nakamura, "Fatigue strength evaluation of welded joints containing high tensile residual stresses", *International Journal of Fatigue*, Vol. 8(3), 1986, pp. 147–150.
- [2] A. Mirzaee-Sisan, A. Fookes, D. S. C.E. Truman, T. Brown and T. Dauda, "Residual stress measurement in a repair welded header in the as-welded condition and after advanced post weld treatment", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 84(5), 2007, pp. 265–273.
- [3] X. Ficquet, D. Smith, C. Truman, E. Kingston and R. Dennis, "Measurement and prediction of residual stress in a bead-on-plate weld benchmark specimen", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 86(1), 2009, pp. 20–30.
- [4] G. Hilson, S. Simandjuntak, P. Flewitt, K. Hallam, M. Pavierb and D. Smith, "Spatial variation of residual stresses in a welded pipe for high temperature applications", *International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 86(11), 2009, pp. 748–756.
- [5] J. R. Barber, "Elasticity", KLUWER ACADEMIC PUBLISHERS, Vol. pp. 87–89.
- [6] H. Kitano, S. Okano and M. Mochizuki, "High Accurate Residual Stress Evaluation by Deep Hole Drilling Technique Considering Three-dimensional Stress Fields", *Quarterly Journal of The Japan Welding Society*, Vol. 31(3), 2013, (in press).
- [7] A. H. Mahmoudi, S. Hossain, C. E. Truman, D. J. Smith and M. J. Pavier, "A New Procedure to Measure Near Yield Residual Stresses Using the Deep Hole Drilling Technique", *Experimental Mechanics*, Vol. 49(4), 2009, pp. 595–604.