加工硬化を考慮した弾塑性 ordinary state based peridynamics による貫通き裂付配管の延性破壊解析

熊谷 知久* 三浦 直樹*

Ductile Fracture Simulations for Through Wall Cracked Pipes by Work-Hardening Elastic-Plastic Ordinary State Based Peridynamics

by

Tomohisa KUMAGAI* and Naoki MIURA*

Fracture tests for circumferentially through-wall STPG370 cracked pipes were simulated by elastic-plastic ordinary state based peridynamics where work hardening model was newly introduced. Three fracture tests were selected as objects of analysis with different crack angle and test temperature. Load-load point displacement curves were reproduced by the peridynamics while crack extensions were slightly slower than experimental results. Slant crack extension directions of specimens were also well reproduced by the peridynamics analyses.

Key words:

Peridynamics, Elastic plastic, Work hardening, Pipe fracture test

1 緒 言

高延性材料の延性破壊強度を精度よく予測することは、構造機器の健全性を確保する上で重要な課題であり、プラント機器の維持管理の高度化のために不可欠である。この目的のため、J 積分を支配パラメータとする弾塑性破壊力学に基づく評価がなされており、その考え方は米国機械学会や日本機械学会の軽水炉発電用機器の維持規格などに部分的に取り込まれているが、J 積分の本来の定義に基づく適用範囲には厳しい制限があり、除荷を伴うき裂進展問題への適用には疑義が示されることが多々ある¹⁾。一方、計算機能力の向上に伴い、近年、J 積分ではなく、損傷に基づく様々な延性き裂進展の数値解析が試みられており、こういった問題の解決に資する技術となる可能性があり、peridynamics (PD) もその1つである。

PD は積分方程式に基づく連続体力学の定式化の一種であり、材料の代表点である粒子間の相互作用が基礎となる²⁾。有限要素法をはじめとする微分方程式の手法では不連続場における空間の微分を正確に求めることができないため、不連続場の表現のために特有な手法を導入するのに対し、PD では粒子間の相互作用を積分するため、連続であるか不連続場であるかは解析手法に何ら影響を及ぼさない。不連続性を示す現象の一つである材料の破壊についても、破壊箇所では量は不連続となるため、通常の有限要素法では取り扱いが難しく、様々な手法が

用いられる。一方、PD では粒子間の相互作用をゼロとすれば、材料が破壊したことになり、自然に材料の破壊を取り扱うことができるため、破壊解析への適用が期待されている。ただし、これはPDに限らず、他の粒子ベースの解析手法においても同様である。なお、近年ではPDと他の粒子法の類似性が指摘されている^{3),4)}。

PD にはもっとも単純な2粒子間の結合のみから粒子間力が決まる bond-based、粒子間の位置ベクトルと粒子間力ベクトルの向きが一致する ordinary state based PD (OSB-PD) (bond based を包含する) とこれらのベクトルの向きが必ずしも一致しない non ordinary state based PD (NOSB-PD) がある。本研究ではより単純な OSB-PD を対象とする。OSB-PD は元来、ぜい性材料用に開発されており、prototype microelastic brittle モデル (bond based) や linear peridynamic solid モデルが使われてきたが、近年では、延性材料用の elastic plastic solid (EPS) モデルも使われている。しかしながら、EPS モデルについては実験と比較した例が少なく、その適用性については未だ検証が不十分であるとも考えられる。そこで、本研究では、PD を用いて予き裂を有する STPG370 製大型配管の室温および 200℃における4点曲げ試験⁵⁾ (Figs.1, 2, Table 1) を対象としたき裂進展解析を行い、き裂進展挙動や材料の応答の実験との比較から、その適用性を検証する。

Fig. 1 Schematic four-point bending in pipe fracture tests²⁾ (Units:mm).

Fig. 2 Geometry and nominal dimensions of pipe specimens (Units:mm).

Table 1 Test matrix.

TP No.	Temperature	Crack Type	Half Crack Angle
370TW-H-01	200°C	Through-wall crack	62.3°
370TW-H-02			46.4°
370TW-R-01	Room Temp.		61.2°

2 理 論

まず, 文献²⁾に基づき, PDの理論について説明する. 各質点の初期位置を $\mathbf{x}$ で表し, その時刻 t における変位を $\mathbf{u}(\mathbf{x}, t)$ で表す. 初期位置が $\mathbf{x}$ と $\mathbf{x}'$ である質点の初期相対位置と相対変位はそれぞれ $\xi = \mathbf{x}' - \mathbf{x}$, $\eta = \mathbf{u}(\mathbf{x}', t) - \mathbf{u}(\mathbf{x}, t)$ として定義される. 結果として, 現時点における相対位置は $\xi + \eta$ となる. state based PDでは数式をstateと呼ばれる下線で示すオペレータで表現する. stateはブラケット $\langle \cdot \rangle$ で表現されるベクトルに作用する. vector stateは写像がベクトルとなるオペレータで, scalar stateは写像がスカラーとなるオペレータである.

各質点の peridynamic 運動方程式は

$$\rho(\mathbf{x})\ddot{\mathbf{u}}(\mathbf{x}, t) = \int_{\mathcal{H}_x} \{ \mathbf{T}[\mathbf{x}, t](\mathbf{x}' - \mathbf{x}) - \mathbf{T}[\mathbf{x}', t](\mathbf{x} - \mathbf{x}') \} dV_{x'} + \mathbf{b}(\mathbf{x}, t), \quad (1)$$

となる. ここで, $\rho(\mathbf{x})$ は初期位置が $\mathbf{x}$ の粒子の質量密度, $\mathbf{T}[\mathbf{x}, t](\mathbf{x}' - \mathbf{x})$ は時刻 t における初期位置 $\mathbf{x}'$ の質点から初期位置 $\mathbf{x}$ の質点に対する force vector state であり, $\mathbf{b}(\mathbf{x}, t)$ は時刻 t における初期位置 $\mathbf{x}$ の質点に対する外力である. force vector state は半径 δ の球状の領域 $\mathcal{H}_x$ に亘って積分する. δ は horizon と呼ばれ, カットオフ半径に相当する.

force vector state は,

$$\mathbf{T}[\mathbf{x}, t](\mathbf{x}' - \mathbf{x}) = \mathbf{T}[\mathbf{x}, t](\xi) = \underline{\mathbf{t}} \mathbf{M}, \quad (2)$$

となる. ここで $\underline{\mathbf{t}}$ は force scalar state, $\mathbf{M}$ は deformed direction vector state である.

OSB-PDにおいて, $\mathbf{M}$ は,

$$\mathbf{M}(\xi) = \frac{\xi + \eta}{|\xi + \eta|}, \quad (3)$$

であり, 粒子間の相対位置ベクトルのユニットベクトルになる. なお, NOSB-PD では粒子間の位置ベクトルと荷

重方向は一致しない. 粒子間のばね的な力に相当することになり, 近傍粒子間で変位が連続となる方向に働く.

EPS モデルでは, $\underline{\mathbf{t}}$ を

$$\underline{\mathbf{t}} = \frac{3K\theta}{m} \omega \underline{\mathbf{x}} + \alpha \omega (\underline{\mathbf{e}}^d - \underline{\mathbf{e}}^{dp}), \quad (4)$$

とする. ここで, $\underline{\mathbf{x}}$ は position scalar state で, $\underline{\mathbf{x}}(\xi) = |\xi|$ であり, ω は影響関数で $1/|\xi|$ とした. K は体積弾性率で, α はせん断率 G と関連する量で,

$$\alpha = \frac{15G}{m}, \quad (5)$$

である. このように OSB-PD は等方性の定式化となっている. 異方性を考慮するためには, NOSB-PD を用いる必要がある. m は重み付き体積で,

$$m[\mathbf{x}] = \int_{\mathcal{H}_x} \omega(\xi) \underline{\mathbf{x}}(\xi) \underline{\mathbf{x}}(\xi) dV_{\xi}, \quad (6)$$

である.

θ は dilatation であり,

$$\theta[\mathbf{x}, t] = \frac{3}{m[\mathbf{x}]} \int_{\mathcal{H}_x} \omega(\xi) \underline{\mathbf{x}}(\xi) \underline{\mathbf{e}}[\mathbf{x}, t](\xi) dV_{\xi}, \quad (7)$$

である. ここで, $\underline{\mathbf{e}}$ は extension scalar state であり,

$$\underline{\mathbf{e}}[\mathbf{x}, t](\xi) = |\xi + \eta| - |\xi|, \quad (8)$$

である. $\underline{\mathbf{e}}^d$ は extension scholar state の偏差成分で

$$\underline{\mathbf{e}}^d = \underline{\mathbf{e}} - \underline{\mathbf{e}}^i = \underline{\mathbf{e}} - \frac{\theta \underline{\mathbf{x}}}{3}, \quad (9)$$

である. $\underline{\mathbf{e}}^i$ は extension scholar state の等方成分を示す. $\underline{\mathbf{e}}^{dp}$ は extension scholar state の塑性成分で, 各ステップで流れ則から導かれる deviatoric force state の試行値 $\underline{\mathbf{t}}_{trial}^d$ に応じて増加させる⁵⁾. 流れ則に基づくため, 塑性変形分の体積変化は生じないことになる.

第 n ステップでは $\underline{\mathbf{t}}_{trial}^d$ を,

$$\underline{\mathbf{t}}_{trial}^d = \alpha \omega (\underline{\mathbf{e}}_n^d - \underline{\mathbf{e}}_{n-1}^{dp}), \quad (10)$$

と定義する. ここで, $\underline{\mathbf{e}}_n^d$ は第 n ステップにおける $\underline{\mathbf{e}}^d$, $\underline{\mathbf{e}}_{n-1}^{dp}$ は第 $n-1$ ステップにおける $\underline{\mathbf{e}}^{dp}$ を示す.

降伏関数は,

$$f = \frac{\|\underline{\mathbf{t}}_{trial}^d\|^2}{2} - \psi, \quad (11)$$

である. ここで, ψ は質点の降伏応力であり, 弾完全塑性体においては, 質点の単軸引張状態の降伏応力 $\psi_0 = \frac{25\sigma_Y^2}{8\pi\delta^5}$ となる. ここで σ_Y は降伏応力である. $\|\underline{\mathbf{t}}_{trial}^d\|$ は $\underline{\mathbf{t}}_{trial}^d$ のノルムで,

$$\|\underline{\mathbf{t}}_{trial}^d\|^2 = \int_{\mathcal{H}_x} (\underline{\mathbf{t}}_{trial}^d(\xi))^2 dV_{\xi}, \quad (12)$$

である.

$f \leq 0$ のとき

$$\underline{\mathbf{t}}_n^d = \underline{\mathbf{t}}_{trial}^d, \quad (13)$$

$$\underline{\mathbf{e}}_n^{dp} = \underline{\mathbf{e}}_{n-1}^{dp}, \quad (14)$$

とし, それ以外の場合は,

$$\underline{\mathbf{t}}_n^d = \sqrt{2\psi} \frac{\underline{\mathbf{t}}_{trial}^d}{\|\underline{\mathbf{t}}_{trial}^d\|}, \quad (15)$$

$$\underline{\mathbf{e}}_n^{dp} = \underline{\mathbf{e}}_{n-1}^{dp} + \frac{1}{\alpha \omega} \left[\frac{\|\underline{\mathbf{t}}_{trial}^d\|}{\sqrt{2\psi}} - 1 \right] \underline{\mathbf{t}}_n^d, \quad (16)$$

とする.

本研究においては, 降伏関数に加工硬化の影響を新たに取り入れた. このため, (11)式を反復的に

$$f = \frac{\|\underline{\mathbf{t}}_{trial}^d\|^2}{2} - \psi(\underline{\mathbf{e}}_{n-1}^{dp}), \quad (17)$$

とし, 降伏応力において, 塑性ひずみを考慮して,

$$\psi(\underline{\mathbf{e}}^{dp}) = \frac{25\sigma_Y^2}{8\pi\delta^5}, \quad (18)$$

$$\sigma_p = h \left(\frac{\|\alpha \omega e^{dp}\| \sigma_Y}{\sqrt{2} \Psi_0 E} \right) + \sigma_Y \quad (19)$$

とした。ここで E はヤング率で、 $h(\varepsilon^p)$ は塑性ひずみ ε^p に対する降伏点以降の加工硬化曲線を示す。

粒子間の結合の破断によって材料の破壊を記述するため、損傷モデルを用いる。まずストレッチパラメータ s を質点間の結合の伸びに応じて、

$$s(t, \eta, \xi) = \frac{|\eta + \xi| - |\xi|}{|\xi|} = \frac{|u(\mathbf{x}', t) + \mathbf{x}' - (u(\mathbf{x}, t) + \mathbf{x})| - |\mathbf{x}' - \mathbf{x}|}{|\mathbf{x}' - \mathbf{x}|}, \quad (20)$$

と定義する。

損傷パラメータ μ は、

$$\mu(t, \eta, \xi) = \begin{cases} 1 & \text{if } s(t', \eta, \xi) < \min(s_0(t'), s'_0(t')) \text{ for all } 0 \leq t' \leq t, \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases} \quad (21)$$

とし、 μ が 0 となった場合は、horizon 内に存在しないものとして扱う。 s_0 と s'_0 は、

$$s_0(t) = s_{00} - \alpha_s s_{\min}(t), \quad (22)$$

$$s'_0(t) = s_{00} - \alpha_s s'_{\min}(t), \quad (23)$$

である。 s_{00} と α_s はパラメータであり、 $s_{\min}(t)$ は $\mathbf{x}$ の horizon 内にある $s(t, \eta, \xi)$ のうち最も小さい値、 $s'_{\min}(t)$ は $\mathbf{x}'$ の horizon 内にある $s(t, \eta', \xi')$ のうち最も小さい値を示す。

各質点の損傷 D は、

$$D(\mathbf{x}, t) = 1 - \frac{\int_{\mathcal{H}_x} \mu(t, \eta, \xi) dV_{\mathbf{x}'}}{\int_{\mathcal{H}_x} dV_{\mathbf{x}'}} \quad (24)$$

として計算する。

本研究では、結合がない粒子間、即ち初期に horizon 内になくとも、近接した粒子の接触を表現するための反発の近距離力を用いた⁶⁾。粒子 p と粒子 i の間の近距離力を、

$$\mathbf{f}_s(\mathbf{y}_p, \mathbf{y}_i) = \min\left\{0, \frac{c_s}{\delta} \left(|\mathbf{y}_p - \mathbf{y}_i| - d_{pi}\right)\right\} \frac{\mathbf{y}_p - \mathbf{y}_i}{|\mathbf{y}_p - \mathbf{y}_i|}, \quad (25)$$

とした。ここで d_{pi} は p と i の近距離相互作用距離を表し、

$$d_{pi} = \min\{0.9|\mathbf{x}_p - \mathbf{x}_i|, 1.35(r_p + r_i)\}, \quad (26)$$

であり、 c_s は、

$$c_s = 15 \frac{18K}{\pi \delta^4}, \quad (27)$$

である。 r_p と r_i はそれぞれ p と i のノード半径であり、粒子間距離の 1/2 とした。

さらに、horizon の境界付近にある粒子の影響を減衰させるため scaling function を用いた⁶⁾。粒子 p と粒子 i の間の相互作用を計算する際は体積を scaling function

$$v(\mathbf{x}_p - \mathbf{x}_i) = \begin{cases} -\frac{1}{2r_i} |\mathbf{x}_p - \mathbf{x}_i| + \left(\frac{\delta}{2r_i} + \frac{1}{2}\right) & \text{if } \delta - r_i < |\mathbf{x}_p - \mathbf{x}_i| < \delta \\ 1 & \text{if } |\mathbf{x}_p - \mathbf{x}_i| < \delta - r_i \\ 0 & \text{otherwise} \end{cases} \quad (28)$$

を乗じて減衰させた。

本研究で提案した加工硬化モデルの効果を確認するため、PDにより、単軸引張試験の解析を行った。米国国立Sandia研究所による古典分子動力学法・粒子法計算汎用ソフトウェアLAMMPS⁷⁾にプラグイン化されているPD-LAMMPS⁸⁾のEPSモデル⁹⁾のコードを修正し、これを

用いた。対象とするのはSTPG370丸棒試験片の200℃における引張試験である。試験結果はRamberg-Osgoodの関係式によって整理されているため⁹⁾、これを利用する。Ramberg-Osgoodの関係式は弾性変形領域と塑性変形領域の区別が曖昧である上に、降伏点近傍では近似性が悪くなる。このため、本研究では降伏応力を超えた領域における応力-ひずみ関係ではRamberg-Osgoodの関係式を用い、降伏応力以下では線形弾性とし、その間は一定値とする。即ち

$\varepsilon < \varepsilon_0$ のとき

$$\sigma = E\varepsilon \quad (29)$$

$\varepsilon_0 \leq \varepsilon \leq \varepsilon_h$ のとき

$$\sigma = \sigma_Y \quad (30)$$

$\varepsilon_h < \varepsilon$ のとき

$$\sigma = \min(R^{-1}(\varepsilon), \sigma_u), \quad (31)$$

とする。ここで、 $\varepsilon_0 = \sigma_Y/E$ 、 σ_u は引張強さである。 $R(\sigma)$ は Ramberg-Osgood の関係式で

$$R(\sigma) = \varepsilon_0 \left\{ \frac{\sigma}{\sigma_0} + \alpha \left(\frac{\sigma}{\sigma_0} \right)^n \right\} \quad (32)$$

であり、 $\varepsilon_h = R(\sigma_Y)$ である。

丸棒試験片の標点部を模擬し、長さ291mm、直径50mmの丸棒を粒子間距離 $d=1.5\text{mm}$ として格子状に配置した粒子によってモデル化し、一端15mm、他端15mmをそれぞれ引張側にひずみ速度1/sの速度で強制的に変位させた。時間刻みは $1.0 \times 10^{-7}\text{s}$ とした。物性値としては、密度 $\rho=7700\text{kg/m}^3$ とし、200℃における値として、体積弾性率 $K=164.1\text{GPa}$ 、せん断弾性係数 $G=73.1\text{GPa}$ 、 $\sigma_Y=240.0\text{MPa}$ 、 $\sigma_u=513.5\text{MPa}$ とし、 $s_{00}=0.20$ 、 $\alpha_s=0.3$ 、 $\delta=3.5d=5.25\text{mm}$ とした。(32)式のパラメータは $\alpha=4.03$ 、 $n=3.67$ 、 $\sigma_0=\sigma_Y$ 、 E をヤング率として、 E は K と G から計算した。Ramberg-Osgood関係式の逆関数は数表によって作成した。純粋に式(17)の効果を確認するため、近距離反発力・scaling functionは除いた。応力は一端の粒子が受ける長手方向の力を粒子の投影面積で除して求めた。解析の結果、得られた応力-ひずみ曲線は加工硬化挙動を示し、入力した応力-ひずみ曲線とほぼ一致した (Fig.3)。応力の大きさについては Ψ_0 に影響を受けるため、 δ により多少上下した。

(a) strain between 0% and 10%

(b) strain between 0% and 2%

Fig. 3 Stress-strain curves for the tensile test.

3 解析対象と計算手法

解析は第2章と同様に修正したPD-LAMMPSを用いたOSB-PDによりき裂進展解析を行った。材料モデルとしてはEPSモデルを採用し、第2章で述べた加工硬化を導入した。破壊した粒子が他の粒子に重なるのを防ぐため、近距離反発力を考慮した。また、き裂進展をスムーズにするため、scaling functionを考慮した。

全長3800mm、外径318.5mm、中央部800mmの管厚10.3mm、端部管厚17.4mmの大型配管を計算対象とするが、影響のない端部752mmを除いた中央部3048mmのみを取り扱うこととした (Fig. 4)。粒子間距離1.5mmとして格子状に配置した粒子によりモデル化し、中央部600mmのみ損傷を考慮した。2種類の予き裂モデルを用意し、試験体長手方向中心断面にはき裂幅3mm、き裂半角度60° (370TW-H-01試験片, 370TW-R-01試験片)、45° (370TW-H-02試験片, Fig. 5) の貫通予き裂を入れた。総粒子数は370TW-H-01・370TW-R-01モデルで13,313,566、370TW-H-02モデルで13,314,310となった。なお、座標系の定義はFig. 4に示す通りであり、x方向の正は紙面奥から手前の向きとした。

境界条件としては、配管長手方向両端部z方向上部を円周方向90°・幅24mmに亘ってz方向に固定し、配管長手方向中央部からy方向に±500mmの位置z方向下部を円周方向90°・幅24mmに亘ってz方向に1.0m/sの速度で変位を与えた (Fig. 6)。試験では準静的荷重負荷であったのに対し、今回の変形速度は非常に高いが、計算コストの問題からこの値を採用した。

物性値は、Table 2に示す通り、370TW-H-01/02では200℃の物性値、370TW-R-01では常温の物性値を用いた。また、 $\sigma_0 = \sigma_Y$ 、 $\varepsilon_0 = \sigma_Y / E$ とした。 s_{00} および境界条件を与える領域サイズは荷重-荷重点変位曲線およびき裂進展曲線の再現性が高くなるよう調整した。 $s_{00} = 0.20$ とし、 s_{00} 以外はTable 2のパラメータを用いて、第2章で行った丸棒引張解析を行ったところ、おおよそ入力した応力-ひずみ曲線が得られることが確認された (Fig. 7)。ただし、scaling functionを導入しないと応力は過大に見積もられた。Table 2で示した破断ひずみに相当する s_{00} は第2章

で示した s_{00} の値よりも小さいが、これはき裂先端では単軸試験片よりも応力多軸度が高く、破断ひずみが小さくなると推測されることから妥当であると考えられる。

Fig. 4 Size of calculation model (Units:mm).

Fig. 5 Particle model around the crack for 370TW-H-02.

Fig. 6 Boundary conditions of calculation model (Units:mm).

Table 2 Analysis parameters for pipe fracture tests.

	370TW-H-01/02	370TW-R-01
ρ [kg/m ³]	7700	7700
K [GPa]	164.1	174.4
G [GPa]	73.1	77.7
σ_Y [MPa]	240	289
σ_u [MPa]	513.5	480.0
s_{00}	0.050	0.065
α_s	0.3	0.3
δ [mm]	3.75	3.75
α	4.03	6.80
n	3.67	5.45

(a) 370TW-H-01/370TW-H-02

Fig. 7 Stress-strain curves for the tensile tests employing parameters in Table 2.

4 結果と考察

き裂進展解析において、すべてのモデルで予き裂先端からき裂が進展した。き裂進展解析時の荷重点変位-荷重曲線 (Fig.8) を見ると、すべてのモデルで実験同様ピーク荷重を示し、その後減衰した。解析中の粒子の振動により、得られる曲線にも振動が乗るため、平滑化した曲線も同時に示す。なお、荷重速度を低くするほど、振動は小さくなった。荷重点変位-荷重曲線における荷重が実験値よりもやや大きくなったものの、すべてのモデルにおいておよそ実験による曲線を再現できた。370TW-R-01 モデルでは、370TW-H-01・370TW-H-02 に比べて、ピーク荷重後の荷重の減衰が小さいことも確認できる。これは予め高い s_{00} 値を設定したためと考えられる。

荷重点変位-荷重曲線上にき裂進展開始点を示す。ストレッチパラメータの意義を考慮して、粒子間距離が $1 + s_{00}$ 倍を超えた時点で破断し、き裂となったと判定した。き裂長さは数値解析・実験ともにき裂を初期のき裂断面に射影し、これをき裂進展量とした。解析によるき裂進展開始点の荷重点変位と実験で測定された発生点の荷重点変位は、すべてのモデルにおいて、およそ一致した。き裂進展曲線 (Fig.9) を見ると、370TW-H-01 モデルではおよそ実験とき裂進展量は同様であったが、370TW-H-02 モデル・370TW-R-01 モデルでは、実験よりもややき裂進展量が大きかった。

Fig.10 に示したように実験では傾斜した方向にき裂が進展したのに対し、数値解析においても実験同様傾斜したき裂が進展した。なお、き裂進展方向は s_{00} の値を 0.04 以下にすると傾斜しなくなった。また、今回の解析では、また、今回の解析では、370TW-H-01 モデルでは、 x 方向手前側と奥側でき裂の進展の y 方向が一致し、370TW-H-02・370TW-R-01 モデルでは一致しなかった。ただし、事前の検討では、き裂の進展の y 方向が x 方向の手前側と奥側で一致するかについてはランダムであった。なお、実験では、370TW-H-01, 370TW-R-01 試験片では、 x 方向手前側と奥側でき裂の進展の y 方向が一致し、370TW-H-02 試験片では一致しなかった⁵⁾。

(a) 370TW-H-01 (half crack angle 60°, 200°C)

(b) 370TW-H-02 (half crack angle 45°, 200°C)

(c) 370TW-R-01 (half crack angle 60°, RT)

Fig.8 Load-load point displacement (LPD) relations.

(a) 370TW-H-01 (half crack angle 60°, 200°C)

Fig. 9 Crack extension behavior.

Fig.10 Simulated crack profiles at intermediate LPDs and final experimental LPDs. Color indicates particle damage. Photographs after the tests are shown for comparison²⁾.

5 結 言

本研究では、ひずみ硬化型弾塑性モデルを用いた PD に基づき、貫通予き裂を有する STPG370 製大型配管の 4 点曲げ試験におけるき裂進展解析を実施した。解析パラメータや境界条件を調整したところ、総じて荷重が大きくなったものの、すべての解析で実験から得られた荷重点変位-荷重曲線をおおよそ再現することができた。一部実験と異なる点もあったが、き裂の進展挙動も一定程度再現することができた。延性き裂進展解析に最も広く使われている有限要素法においても荷重-荷重点変位曲線やき裂進展曲線を完全に再現することは難しく¹⁰⁾、これらの特徴的な実験結果を大きな乖離なく再現できたことから、PD は単調荷重下の延性破壊試験で生じた現象を概ね模擬できたと言える。

本研究を進めるにあたっては、延性破壊シミュレーション研究委員会において、メンバーの東京理科大学 菊池正紀教授・高橋昭如准教授、高麗大学 Yun-Jae Kim 教授、上智大学 長嶋利夫教授、近畿大学 和田義孝教授から様々な助言を受けた。また、電力中央研究所 高橋由紀夫氏、太田丈児氏、張聖徳氏から重要な指摘を受けた。ここに関係者に謝意を表したい。

参考文献

- 1) K. Ohji, "J-integral applied to fracture problems", Journal of the Society of Materials Science, Japan, Vol. 28, No. 308, pp. 347-355 (1979).
- 2) S. A. Silling, M. Epton, O. Weckner, J. Xu, and E. Askari, "Peridynamic states and constitutive modeling", Journal of Elasticity, Vol. 88, No.2, pp.151-184 (2007).
- 3) G. C. Ganzenmüller, S. Hiermaier, and M. May, "On the similarity of meshless discretizations of Peridynamics and Smooth-Particle Hydrodynamics", Computers & Structures, Vol. 150, No. 1, pp. 71-78 (2015).
- 4) M. A. Bessa, J. T. Foster, T. Belytschko, and W. K. Liu, "A meshfree unification: reproducing kernel peridynamics Authors", Computational Mechanics, Vol. 53, No. 6, pp 1251-1264 (2014).
- 5) N. Miura, K. Kashima, K. Miyazaki, S. Aoiike, M. Hisatsune, and K. Hasegawa, "Development of flaw evaluation criteria for class 2 and 3 light water reactor piping -Establishment of flaw evaluation method for moderate-toughness pipes-", CRIEPI Report, T75 (2003).
- 6) John A. Mitchell, "A nonlocal, ordinary, state-based plasticity model for peridynamics", Technical Report SAND2011-3166 (2011).
- 7) S. Plimpton, "Fast parallel algorithms for short-range molecular dynamics", The Journal of Computational Physics, Vol. 117, No.1, pp.1-19 (1995).
- 8) M. L. Parks, P. Seleson, S. J. Plimpton, R. B. Lehoucq, and S. A. Silling, "Peridynamics with LAMMPS: A User Guide v0.2 Beta", SAND2010-5549 (2010).
- 9) R. Rahman, and J. T. Foster, "Implementation of elastic-

plastic model in PDLAMMPS”,

http://lammps.sandia.gov/doc/PDF/PDLammps_EPS.pdf.

10) N. Miura, T. Kumagai, M. Kikuchi, A. Takahashi, Y-J. Kim, T. Nagashima, and Y. Wada, “Benchmark analysis for ductile fracture simulation –Description of problems and comparison of results–”, The 12th World Congress on Computational Mechanics, MS205A-1, Seoul, Korea, 2016 July.