

X100鋼管におけるき裂伝播停止性能の証明と 三次元破壊過程評価技術の開発

Demonstration of Crack Arrestability of X100 Line Pipe and Development of Evaluation Technologies for Three-dimensional Fracture Process

牧野 寛之*
Hiroyuki MAKINO

天野 利彦
Toshihiko AMANO

抄 録

超高強度鋼管(≧X100)におけるき裂伝播停止性能は充分ではなく、幹線パイプラインへの適用にあたっては、クラックアレスターの使用が必須であると言われている。著者らは、独自に開発したき裂伝播シミュレーション結果をもとに、平坦型靱性値配列による試験を実施した。その結果、X100鋼管使用のフルスケールバースト試験で、世界で初めて、両側共に明瞭な、短距離き裂伝播停止が観測された事で、X100鋼管におけるき裂伝播停止性能の証明に成功した。また、高速延性破壊現象に対して、三次元破壊過程の評価技術を開発した。

Abstract

It is said that crack arrestability of the ultra high-strength line pipe (equal or above X100) is not enough and use of the crack arrester is required in application to the gas transmission trunk line of these line pipes. The authors carried out an X100 full-scale burst test using even toughness arrangement based on the analyzed results by an originally developed simulation model. As a result, among the full-scale burst tests using X100 line pipes, clear crack arrest within a short distance on both sides was observed for the first time in the world. The test has been successful in demonstrating the crack arrestability of X100 line pipe. And, for the behavior of propagating shear fracture, the evaluation technologies for three-dimensional fracture process were developed.

1. 緒 言

天然ガス利用拡大の要請により、ラインパイプの更なる高強度化が要求されている。超高強度鋼管を使用した高圧パイプラインの実現は、天然ガス輸送における総コスト低減の機会をガス会社に提供する。また、このマーケット要求に応えるかたちで、日本の鋼管メーカーは、X100さらにはX120といった鋼管の開発に成功したり。

これら超高強度鋼管の幹線パイプラインへの適用にあたっては、構造体としての健全性の立証が必要である。とりわけ、高速延性破壊による大規模災害を防止する為に必要な鋼管性能については、適用前に明らかにされなければならない。しかしながら近年における調査結果は、これら超高強度鋼管のき裂伝播停止性能を、従来手法で評価するのは困難であり、この問題を解決する唯一の方法が、フルスケールバースト試験と呼ばれる実物大の破壊試験実施に

よる確認である事を、示している。

以上を背景として、超高強度X100, X120鋼管を使用したフルスケールバースト試験の実施による、き裂伝播停止性能の確認が、近年多数おこなわれてきた²⁻⁸⁾。しかしながらこれら試験では、明瞭な、短距離き裂伝播停止に成功した例はなく、超高強度鋼管本体におけるき裂伝播停止性能は充分ではなく、幹線パイプラインへの適用にあたっては、クラックアレスターの使用が必須であると言われている。

2. パイプラインにおける高速延性破壊

パイプラインにおける高速延性破壊の模式図を、図1に示す。天然ガス輸送用のパイプラインには、延性破壊でありながら、き裂が約100~400m/sの高速で、時として長距離伝播する危険性を有した、高速延性破壊の存在が知られている。この現象の解明には、管内圧力とガス減圧波進行速度との関係を表す“ガス減圧曲線”(Gas decompression

* 鉄鋼研究所 材料信頼性研究部 主幹研究員 工博 千葉県富津市新富 20-1 〒 293-8511

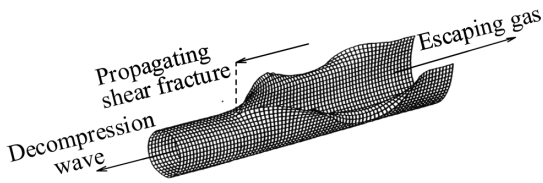


図1 パイプラインにおける高速延性破壊の模式図
Schematic illustration of propagating shear fracture in natural gas pipeline

curve) と、き裂先端圧力とき裂伝播速度との関係を表す“き裂伝播速度曲線”(Crack velocity curve) の、高精度推定が必要である。

ガス減圧曲線は、半無限長の鋼管の端部を解放した時の断熱膨張による、鋼管内部の圧力変化を解く事により推定される。また、き裂伝播速度曲線の推定式には、米国 Battelle 研究所より提案された Battelle 式^{9,10)}と、日本鉄鋼協会 HLP 技術検討会より提案された HLP 式^{11,12)}とが存在するが、両式共に半実験式であり、それぞれの式構築に際して、もとにした実験データに近い条件下では精度よい推定を与えるが、その適用範囲は限られている。

3. ガス減圧曲線の高精度推定

半無限長の鋼管の端部を開放した時、減圧波の先端は音速で鋼管中を移動する。しかし初期圧力の1/2レベルの移動速度はそれよりずっと遅れ、管端では初期圧力の約1/3が保たれる。ガス減圧曲線を推定する為には、下記の(1)~(3)式を解く必要がある。ここで、 $|_s$ は計算過程が等エントロピー変化に沿うものである事を示し、 P は減圧するガスの圧力レベル、 a は音速、 ρ は流体密度、 u は流速、 w は減圧波の進行速度を表す。

$$a^2 = \frac{dP}{d\rho} \Big|_s \tag{1}$$

$$\frac{du}{dP} = \frac{1}{\rho a} \tag{2}$$

$$w = a - u \tag{3}$$

実際の数値計算では、初期条件を $P = P_0$ (破壊開始圧力) で $a = a_0$, $u = 0$ とおき、 P_n, ρ_n と P_{n+1}, ρ_{n+1} ($P_n > P_{n+1}$) を、初期条件からの等エントロピーラインに沿う連続した点にとる事で、以下の差分式が適用できる¹³⁾。

$$(a_{n+1})^2 = \frac{P_n - P_{n+1}}{\rho_n - \rho_{n+1}} \tag{4}$$

$$u_{n+1} = u_n + \frac{1}{2} \times \frac{P_n - P_{n+1}}{a_{n+1}} \times \left(\frac{1}{\rho_n} + \frac{1}{\rho_{n+1}} \right) \tag{5}$$

$$w_{n+1} = a_{n+1} - u_{n+1} \tag{6}$$

(4)~(6)式の適用にあたっては、等エントロピーラインに沿ったガスの物性値を精度よく推定する必要がある。著者らは、以下に示す BWRS 状態方程式^{14,15)}を解く事で、多成分系天然ガスにおけるガス減圧曲線を、高精度に推定

している。

$$p = \rho_{mol} R_G T + \left(B_0 R_G T - A_0 - \frac{C_0}{T^2} + \frac{D_0}{T^3} - \frac{E_0}{T^4} \right) \rho_{mol}^2 + \left(b_0 R_G T - a_0 - \frac{d_0}{T} \right) \rho_{mol}^3 + \alpha \left(a_0 + \frac{d_0}{T} \right) \rho_{mol}^6 + \frac{c_0 \rho_{mol}^3}{T^2} (1 + \gamma \rho_{mol}^2) \exp(-\gamma \rho_{mol}^2) \tag{7}$$

ここで、 p は圧力、 ρ_{mol} はモル密度、 R_G はガス定数、 T は絶対温度である。また $A_0, B_0, C_0, D_0, E_0, \alpha, \gamma, a_0, b_0, c_0, d_0$ は物質定数である。

本手法による、ガス減圧曲線の解析結果例を図2に示す。

4. き裂伝播速度曲線の高精度推定

著者らは、近年実施され、その結果が公表されている、超高強度 X100, X120 鋼管を用いた全フルスケールバースト試験結果²⁻⁸⁾を解析し、従来グレードにおける試験¹⁶⁻²¹⁾の解析結果と併せて考察をおこなった。その結果、①超高強度鋼管を使用した高压領域においても、ガス減圧曲線の推定精度は比較的高い事、②高靱性鋼管における材料抵抗の指標として、シャルピーエネルギーよりも DWTT エネルギーの方が優れている事、③ Battelle 式、HLP 式共に、き裂伝播速度の推定精度に、明らかな鋼管サイズ依存性が存在する事が、判明した。

上記の調査結果を反映させ、以下に示す、新しいき裂伝

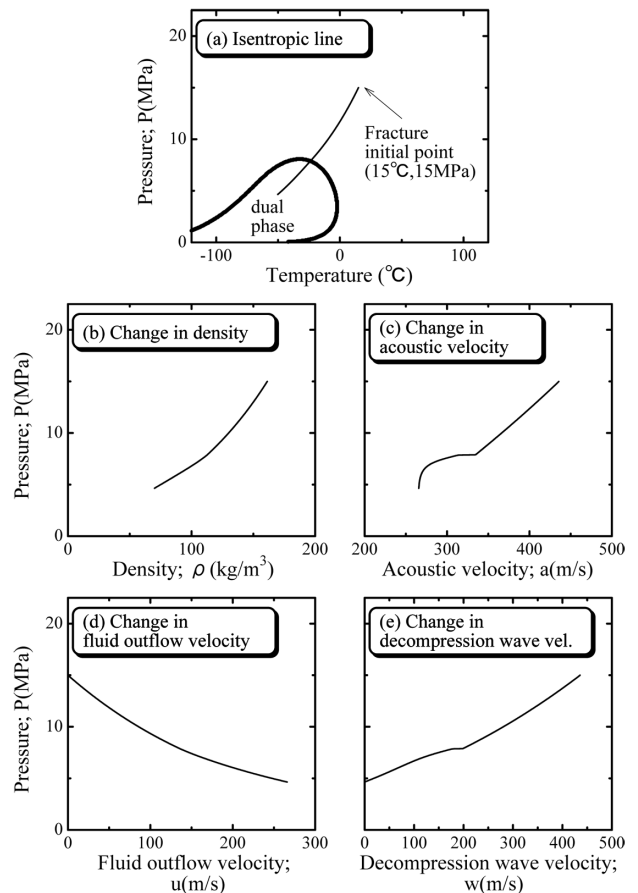


図2 ガス減圧曲線の解析結果例
Example of analyzed result of gas decompression curve

播速度式 (NSSMC's crack velocity curve) を構築した²²⁾。

$$V_c = \alpha \times \frac{\sigma_{flow}}{\sqrt{R}} \times \left(\frac{P_d}{P_a} - 1 \right)^\beta \quad (8)$$

$$P_a = \gamma \times 0.380 \times \frac{t}{D} \times \sigma_{flow} \times \cos^{-1} \exp \left(\frac{-4.57 \times 10^7 \times R}{\sqrt{Dt} \times \sigma_{flow}^2} \right) \quad (9)$$

$$\alpha = 0.670 \times \left(\frac{Dt}{D_0 t_0} \right)^{1/4} \quad (10)$$

$$\beta = 0.393 \times \left(\frac{D}{D_0} \right)^{5/2} \times \left(\frac{t}{t_0} \right)^{-1/2} \quad (11)$$

$$\gamma = \frac{3.42}{3.22 + 0.20 \times \left(\frac{t/D}{t_0/D_0} \right)^3} \quad (12)$$

$$D_0 = 1219.2 \text{ (mm)} \quad (13)$$

$$t_0 = 18.3 \text{ (mm)} \quad (14)$$

$$\sigma_{flow} = (\sigma_y + \sigma_T) / 2 \quad (15)$$

$$R = D_p \text{ (est)} / A_p \quad (16)$$

$$D_p \text{ (est)} = 3.29 \times t^{1.5} \times C_p^{0.544} \quad (17)$$

ここで、 V_c はき裂伝播速度 (m/s)、 σ_{flow} は流動応力 (MPa)、 R は材料抵抗値 (Joules/mm²)、 P_d はき裂先端圧力 (MPa)、 P_a はき裂伝播停止圧力 (MPa)、 t は管厚 (mm)、 D は管径 (mm)、 σ_y は降伏応力 (MPa)、 σ_T は引張強さ (MPa)、 D_p (est) はプレクラック DWTT エネルギーの推定値 (Joules)、 A_p はプレクラック DWTT エネルギーのリガメント面積 (mm²)、 C_p はフルサイズシャルピーエネルギー (Joules) である。

新しく構築したき裂伝播速度式の特徴は、従来式 (Battelle 式、HLP 式) の中では、限られた実験データに合わせ込んだ定数であった 3 箇所を、鋼管サイズ (管径と肉厚) の関数で与えられる変数 (α , β , γ) に変え、かつ、従来式それぞれが、その式構築に際してもとにした実験データの範囲においては、それぞれの式に漸近する形とした点である。

各き裂伝播速度式における推定精度の比較を、図 3 に示す。図 3 より、新しく構築したき裂伝播速度式の推定精度が、従来式より大幅に優れている事がわかる。

5. 高速延性破壊のき裂伝播シミュレーション

天然ガス輸送用パイプラインにおける高速延性破壊現象は、破壊過程におけるガス減圧速度 V_m と、き裂伝播速度 V_c との相互干渉により支配される。 V_m 及び V_c が圧力 P の関数で与えられれば、下記の仮定のもと、そこには (18), (19) 式に示す関係が存在する^{23,24)}。

- ① き裂先端圧力は、破壊と同時に伝播を開始した減圧波の圧力レベルで与えられる。
- ② き裂の伝播速度は、き裂先端圧力により支配される。

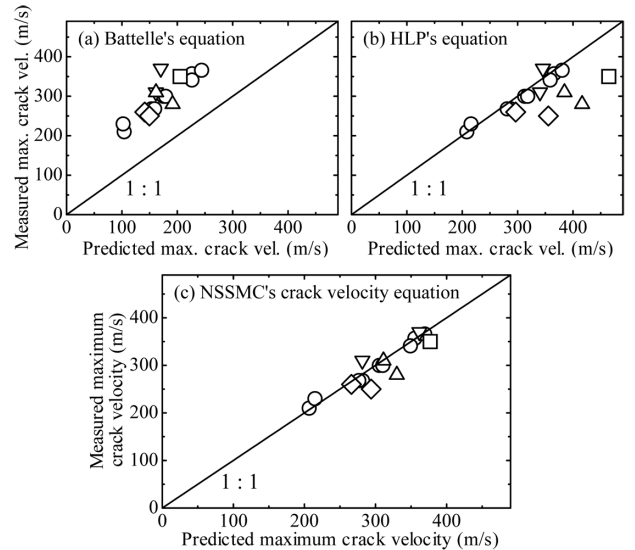


図 3 き裂伝播速度の推定精度比較
Comparisons of predicted and measured crack velocities

$$V_m = \frac{L}{T} = \frac{1}{T} \int^T V_c dT \quad (18)$$

$$\frac{dV_c}{dT} = \frac{dV_c}{dP} \times \frac{dP}{dV_m} \times \frac{dV_m}{dT} = \frac{dV_c}{dV_m} \frac{dP}{dP} \times \frac{1}{T} \times (V_c - V_m) \quad (19)$$

(19) 式は、き裂伝播速度の変化が V_m 及び V_c から計算できる事を示す。また、き裂伝播距離は次式で与えられる。

$$L = L_0 + \int_{T_0}^T V_c dT \quad (20)$$

関数 $P(V_m)$ (又は $V_m(P)$) 及び $V_c(P)$ と、初期値 (L_0, T_0) が与えられれば、(18)~(20) 式によりき裂伝播速度とき裂伝播距離の推定が可能である。本手法による、き裂伝播シミュレーションモデルのフローチャートを図 4 に示す。著者らは、第 3 章に記した手法により計算されるガス減圧曲線すなわち $P(V_m)$ と、第 4 章に記した手法により計算されるき裂伝播速度曲線すなわち $V_c(P)$ を用いて、図 4 に示す手法により、高速延性破壊のき裂伝播シミュレーションを実施している。

6. き裂伝播シミュレーションより得られた知見

図 5 に、き裂伝播シミュレーションによる評価例を示す。これは "1st DemoPipe Test" と呼ばれる、き裂が試験鋼管の全長にわたり伝播した、X100 鋼管使用のフルスケールバースト試験を対象としたものであり、試験における、実際の鋼管の靱性値配列を図 5 (b) に、き裂伝播挙動の実測値とシミュレーション結果との比較を図 5 (c) に示す。シミュレーション結果は、実測値と良く一致している事がわかる。また、鋼管の靱性値配列を変化させて、それがき裂伝播停止挙動に与える影響を評価した結果を、図 5 (d),(e) に示す。

過去に実施された全てのフルスケールバースト試験では、中央から端に向かって鋼管の靱性値が徐々に上昇する、漸増型靱性値配列を採用し、き裂伝播が停止した鋼管のエ

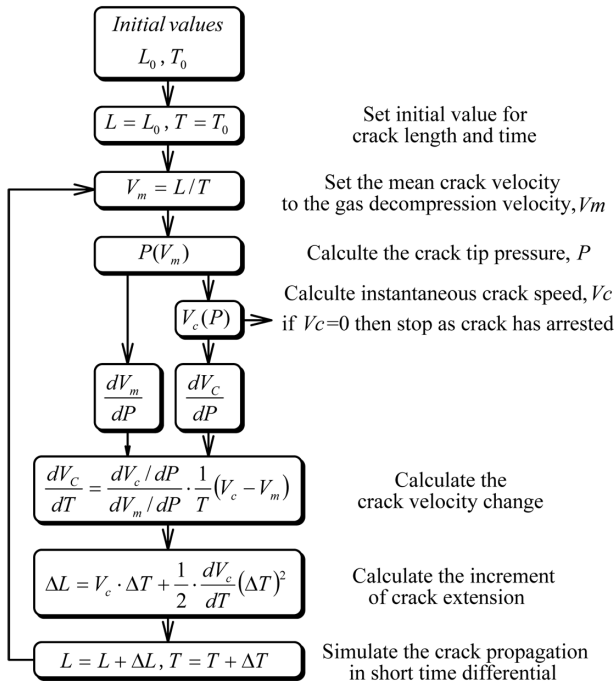


図4 き裂伝播シミュレーションモデルのフローチャート
Flow chart of the simulation model for crack propagation

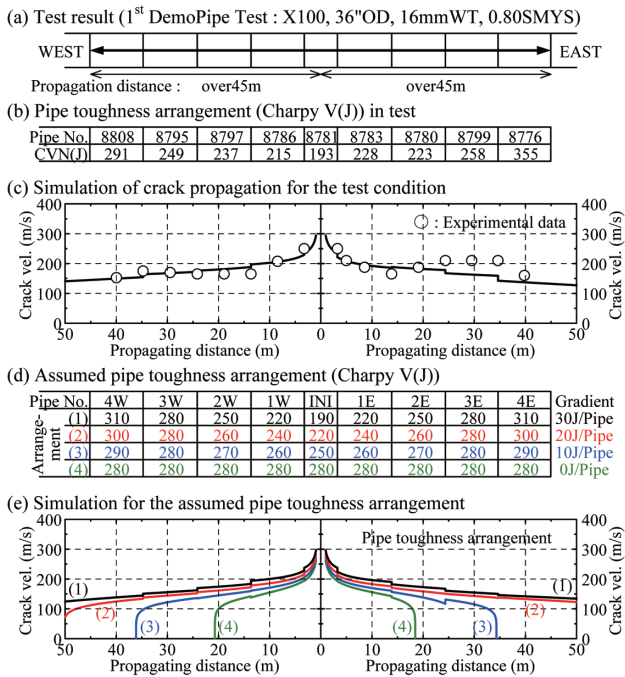


図5 鋼管の靱性値配列がき裂伝播停止挙動に与える影響
Effect of toughness arrangement on crack propagation behavior

エネルギーで、高速延性破壊を停止させる為に必要な鋼管靱性値を評価している。一方、著者らは、独自のき裂伝播シミュレーション結果に基づく考察より、以下の知見を得た²⁵⁾。

- ① 試験におけるき裂伝播停止鋼管のエネルギーは、鋼管の靱性値配列、すなわちき裂の伝播履歴に影響される。
- ② 試験における従来型の漸増型靱性値配列では、鋼管本体のき裂伝播停止性能を、過小評価する傾向にある。

- ③ 適切な試験条件による平坦型靱性値配列の試験を実施すれば、超高強度 X100 鋼管であっても、充分なき裂伝播停止性能を有している事が、証明可能である。

7. X100鋼管におけるき裂伝播停止性能の証明

著者らは、独自のき裂伝播シミュレーション結果から得られた知見をもとに、世界で初めて、平坦型靱性値配列による X100 フルスケールバースト試験を計画した。本試験は、2008 年 3 月に、イタリア・サルディニア島の CSM テストサイトで実施された。試験圧力は、76.8% SMYS (Specified Minimum Yield Stress) 相当の約 22MPa であり、過去実施された試験の中でも、最高レベルの試験圧力である。その他試験条件に際立った特徴はないが、ただ平坦型靱性値配列であるという点が、過去実施の全ての試験と異なる、最大の特徴である。試験後における鋼管の写真写真 1 に示す。

試験結果を、き裂伝播停止挙動の実測値と予測値との比較で図 6 に示す。図 6 (c) に示す様に、試験におけるき裂

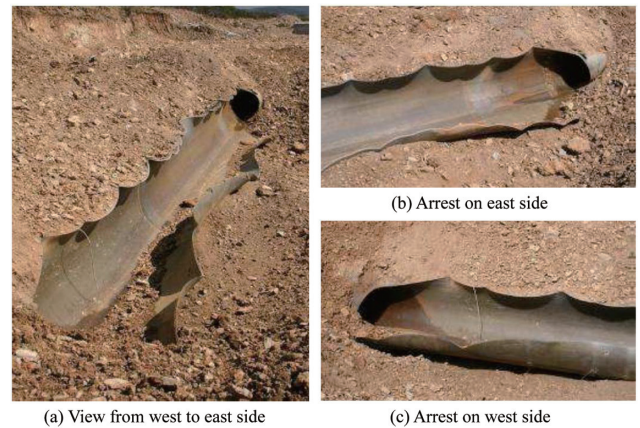


写真 1 NSSMC's X100 フルスケールバースト試験後の鋼管写真

Photographs of test pipes after the NSSMC's X100 full-scale burst test

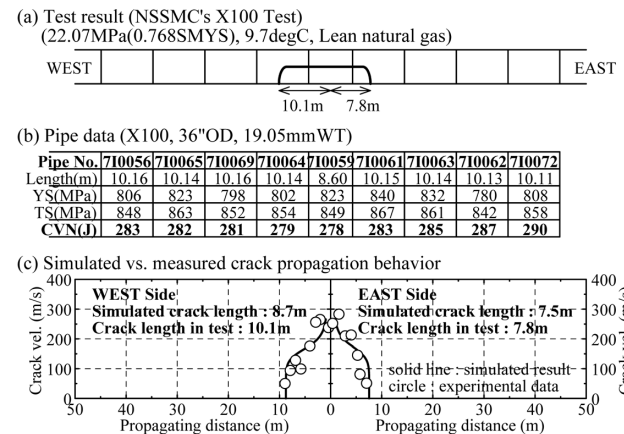


図6 NSSMC's X100 フルスケールバースト試験におけるき裂伝播停止挙動の実測値と予測値との比較
Predicted vs. measured crack propagation behavior of the NSSMC's X100 full-scale burst test

伝播停止挙動は、き裂伝播シミュレーションによる事前の予測結果と、非常に良く一致していた。また、X100 鋼管使用のフルスケールバースト試験で、世界で初めて、両側共に明瞭な、短距離き裂伝播停止が観測された事で、①試験におけるき裂伝播停止鋼管のエネルギーが、鋼管の靱性値配列に大きく影響される事の実証と、②超高強度 X100 鋼管本体におけるき裂伝播停止性能の証明に成功した²⁶⁾。本試験結果は、超高強度 X100 鋼管でも、鋼管本体での充分なき裂伝播停止性能を有する、クラックアレスターなしのパイプラインが実現可能である事を意味しており、超高強度鋼管を使用した幹線パイプライン実用化への大きな推進力となる事が期待される。

8. 三次元破壊過程評価技術の開発

本破壊現象に関する研究では、鋼管のき裂伝播停止性能を評価する為に、フルスケールバースト試験や部分ガスバースト試験が実施され、これら試験において、ガス減圧挙動やき裂伝播停止挙動を調査する為に、鋼管の内圧変化やき裂伝播速度の計測が実施されてきた。しかしながら、き裂伝播中における鋼管の三次元的な破壊過程を直接評価した例は非常に少ない。これは、①高速延性破壊が、秒速数百メートルで伝播する高速の破壊現象である為、その直接観察が困難であった事と、②鋼管変形と内部流体噴出の三次元連成問題を、計算力学で直接解くのが困難であった事に起因する。

一方、著者らは、三次元破壊過程評価技術の開発による破壊メカニズムの解明が、より高精度で適用範囲の広い次世代評価手法の確立に繋がるとの考えのもと、積極的に、これら評価技術の開発を進めてきた。近年、本分野においても、一定の成果を得る事ができたので、以下にその概要を紹介する。

前述の通り、高速延性破壊は秒速数百メートルで伝播する高速の破壊現象であり、その三次元破壊過程を直接観察したものは過去に例がないが、著者らは、試験設備内に高速撮影装置を設置する事により、三次元破壊過程の直接観察に成功した。本手法による撮影映像の一例を写真2に示す。この撮影システムの構築により、高速のき裂伝播中における、鋼管の三次元的な破壊過程と、内部流体の三次元的な噴出過程を、直接観察する事が可能となった。

また、き裂伝播中における、周方向曲げひずみの変化を動的に計測することにより、破壊過程における鋼管の展開(フラッピング)形状を評価する技術を確立した²⁷⁾。本手法による計測結果の一例を図7に示す。本評価技術の確立により、破壊過程でのミリセックオーダーにおける、鋼管断面の変形挙動(き裂到達直前の鋼管偏平化とき裂到達後の鋼管展開形状)を、直接計測する事が可能となった。

本破壊現象に対する計算力学の応用に関しては、破壊時における内部流体の減圧挙動と、鋼管の三次元変形挙動

とを、破壊クライテリアに基づき動的に連成させた非線形応力解析を、日本鉄鋼協会 HLP 技術検討会内における共同研究で開発した^{27,28)}。図8に、高速延性破壊の三次元連成解析シミュレーションの一例を示す。本シミュレーション技術の開発により、破壊過程における、き裂先端周りの応力分布や塑性ひずみ分布、さらには、き裂先端開口角CTOAや動的応力拡大係数 K_d といった破壊力学的パラメータの推移を、詳細に解析する事が可能となった。

本章で紹介した、三次元破壊過程の評価技術は、今後の計測ならびに解析データの蓄積を通して、当該破壊現象に

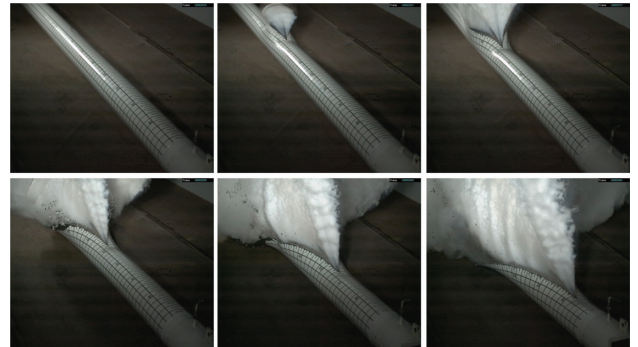


写真2 高速撮影装置による三次元破壊過程の直接観察
Direct observation of three-dimensional fracture process by a high-speed photographic device

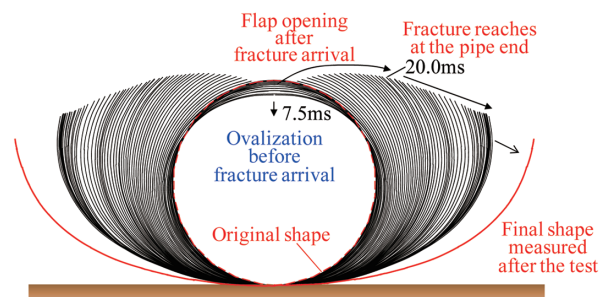


図7 破壊過程における鋼管展開形状の計測結果
Measured result of pipe shape evolution during fracture process

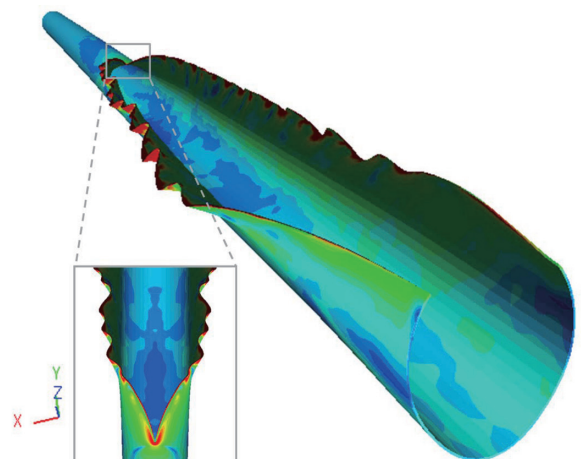


図8 高速延性破壊の三次元連成解析シミュレーション
Three-dimensional simulation of propagating shear fracture

対する詳細メカニズムの解明に貢献する事が期待される。

9. 結 言

独自に開発したき裂伝播シミュレーション結果から得られた知見をもとに、平坦型靱性値配列によるフルスケールバースト試験を実施した。その結果、X100 鋼管使用のフルスケールバースト試験で、世界で初めて、両側に明瞭な、短距離き裂伝播停止が観測された事で、X100 鋼管におけるき裂伝播停止性能の証明に成功した。本試験結果は、超高強度鋼管を使用した幹線パイプライン実用化への大きな推進力となる事が期待される。

高速延性破壊現象に対して、①三次元破壊過程の直接観察システム、②破壊過程における鋼管の展開形状評価技術、③三次元連成解析シミュレーション技術といった、三次元破壊過程の評価技術を開発した。これら評価技術は、今後の、計測ならびに解析データの蓄積を通して、当該破壊現象に対する詳細メカニズムの解明に貢献する事が期待される。

参考文献

- 1) Okaguchi, S. et al.: Production and Development of X100 and X120 Grade Line Pipes. Seminar Forum of X100/X120 Grade High Performance Pipe Steels. Beijing, China, 2005
- 2) Demofonti, G. et al.: 3rd International Pipeline Technology Conference, Volume I. Belgium, 2000, p. 509
- 3) Barsanti, L. et al.: 4th International Pipeline Conference. Calgary, 2002, p. 287
- 4) Papka, S. D. et al.: Symposium on High Performance Materials in Offshore Industry. Honolulu, 2003, ISOPE
- 5) Papka, S. D. et al.: Oil & Gas Journal. Feb.23, (2004)
- 6) Andrews, R. M. et al.: IGU 22nd World Gas Conference. Tokyo, 2003
- 7) Andrews, R. M. et al.: The 14th EPRG/PRCI Joint Technical Meeting on Pipeline Research. Berlin, 2003
- 8) Demofonti, G. et al.: 4th Internal Conference on Pipeline Technology. Ostend, Belgium, 2004
- 9) Eiber, R. J. et al.: Final Report on Fracture Control Technology for Natural Gas Pipelines. Columbus, Battelle, 1993
- 10) Rothwell, A. B.: 3rd International Pipeline Technology, Volume I. Belgium, 2000, p. 387
- 11) Makino, H. et al.: ISIJ International. 41, 381 (2001)
- 12) Makino, H. et al.: International Conference on the Application and Evaluation of High-Grade Linepipes. Yokohama, 2002, p. 501
- 13) Jones, D. G. et al.: 4th AGA-EPRG Linepipe Research Seminar. Duisburg, 1981, British Gas
- 14) Hopke, S. W. et al.: 76th International AIChE Meeting. Tulsa, Oklahoma, 1974, ESSO Production Research Company
- 15) Starling, K. E.: Fluid Thermodynamic Properties for Light Petroleum Systems. Houston, Gulf Publishing Company, 1973
- 16) Sugie, E. et al.: Journal of Pressure Vessel Technology. ASME. 104, 338 (1982)
- 17) Sugie, E. et al.: Journal of Energy Resources Technology. ASME. 106, 55 (1984)
- 18) Sugie, E. et al.: Journal of Offshore Mechanics and Arctic Engineering. ASME. 109, 2 (1987)
- 19) Sugie, E. et al.: Journal of Pressure Vessel Technology. ASME. 109, 428 (1987)
- 20) Sugie, E. et al.: 18th Symposium on Fracture Mechanics. ASTM STP 945, Philadelphia, 1987, p. 237
- 21) Mannucci, G. et al.: 3rd International Pipeline Technology. Brugge, Belgium, 2000, p. 303
- 22) Makino, H. et al.: International Seminar on Application of High Strength Line Pipe. Xi'an, China, 2010
- 23) Mimura, H.: 16th Japan Congress on Material Research. Kyoto, 1972, p. 101
- 24) Mimura, H.: US-Japan Joint Seminar on Fracture Tolerance Evaluation. Hawaii, 1982, p. 221
- 25) Makino, H. et al.: 7th International Pipeline Conference. IPC2008-64078, Calgary, Alberta, Canada, 2008
- 26) Makino, H. et al.: Pipeline Technology Conference. Paper No 008, Ostend, Belgium, 2009
- 27) 天野利彦 ほか：日本鉄鋼協会第160回秋季講演大会. Vol. 23, 2010, p. 1171
- 28) 吉村忍 ほか：日本鉄鋼協会第157回春季講演大会. Vol. 22, 2009, p. 394



牧野寛之 Hiroyuki MAKINO
鉄鋼研究所 材料信頼性研究部 主幹研究員
工博
千葉県富津市新富20-1 〒293-8511



天野利彦 Toshihiko AMANO
鉄鋼研究所 材料信頼性研究部 研究員