

実験及び数値モデル解析による高圧ガスパイプライン  
高速延性き裂伝播・停止現象に対する諸因子の影響評価

Assessment of Influencing Factors on Ductile Crack Propagation / Arrest  
in High Pressure Gas Pipelines by Experimental and Numerical Model Analyses

東京大学大学院工学系研究科システム創成学専攻 086377 三澤 慧  
指導教員 栗飯原 周二 教授

## 1 序論

### 1.1 背景

地球温暖化抑止へ向けて、従来の石炭及び石油から、より CO<sub>2</sub> 排出量の少ない天然ガス、将来的には水素ガスへの移行が進み、需要が今後増大すると見られている [1]。これらを大量輸送する際にはパイプライン輸送が経済的に有利となるが、水素ガスに対する安全性評価指針はまだ確立されていない。他方、CCS や EOR のために CO<sub>2</sub> パイプラインも今後必要となるが、これに対しても安全性評価基準は未だ存在しない。

ガスパイプラインの安全性として、第1に破壊が発生しないこと、第2に万が一破壊が発生しても小規模なものに留めること、の2段階が要求され、本研究はこの2番目の観点に基づくものである。破壊には大きく脆性破壊と延性破壊の2種類があるが、脆性破壊は一旦発生すると材料特性によって停止させることが難しい。脆性破壊を予防する一方で、延性き裂が減圧波とともに高速で伝播する高速延性き裂伝播現象を材料の靱性によって停止させることで安全性を担保することが試みられているが、既存モデルは天然ガスを対象に経験的に決定されたものであるため、パイプライン材料の高強度化とともに整合しない事例が増加している上、水素や CO<sub>2</sub> に対して直接適用することは困難である。

計算機の能力向上に伴って FEM による解析手法が近年多く行われているものの、それらは真に連成していない [2] か、もしくは整合性検証が不十分 [3] である。また計算量が多く時間がかかる欠点を持つ。

### 1.2 目的

本研究では実験的手法と数値的手法の双方を用いて、ガスパイプラインの高速延性き裂伝播現象に及ぼす諸因子の影響評価を行うことを目的とする。特に数値モデルは

- 物理的考察に基づく
- ガス減圧とき裂伝播を動的相互連成
- 従来モデルよりも広い適用範囲
- シンプルかつ実用的

なものを目標とする。

なお、筆者は卒業論文において動的連成効果を組み込んだ数値モデルを開発した [4] が、本研究ではゼロベースで数値モデルの再構築を行った。

## 2 バーストテスト

### 2.1 フルスケール鋼管水素ガスバーストテスト

Norway 2009 テストでは、水素ガスパイプラインの安全性を実証するために本研究室と SINTEF が共同で 2009 年 8 月にバーストテストを行った。

#### 2.1.1 実験方法

供試管には API 5L-X65 規格の UO 鋼管で、外径 559 mm、パイプ厚 13.5 mm のものを用いた。West 側を TMR, East 側を TMCP で製造し、Fig. 1 のように配置した。各パイプの機械的特性値は Table 1 に示す。水素ガスを 16.0 MPa まで充填した後、火薬によって初期切欠を導入しバーストさせた。

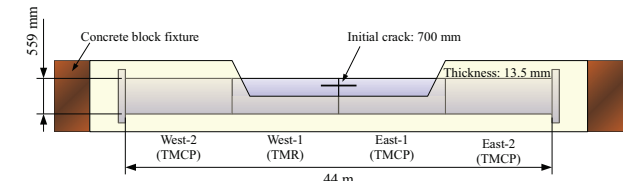


Fig. 1 Pipe settings of Norway 2009

Table 1 Mechanical properties of the steel pipes

No.	YS (MPa)	TS (MPa)	EL (%)	CVN (J)
West-1 (TMR)	506	583	38	467
West-2 (TMCP)	558	659	33	474
East-1 (TMCP)	571	665	32	492
East-2 (TMCP)	571	662	32	483

#### 2.1.2 実験結果

バーストの結果、長さ 735 mm の初期切欠に加え延性き裂が軸方向に West 側では 410 mm, East 側では 190 mm それぞれ伝播し、分岐して周方向に逸れた後に停止した (Fig. 2)。

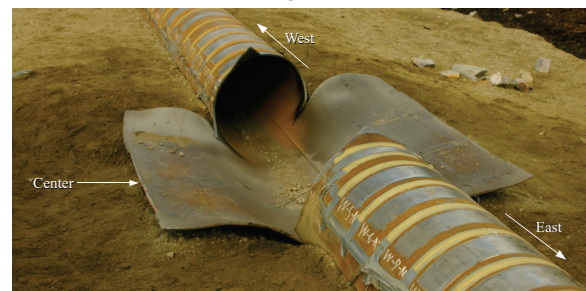


Fig. 2 Pipe deformation of Norway 2009

## 2.2 アルミニウム小径管バーストテスト

Kushiro 2009 テストでは、数値モデル構築に用いるパイプの変形形状データを得るために水圧及び窒素ガスによるバーストテストを行った。

### 2.2.1 実験方法

外径 100 mm, パイプ厚 3 mm の工業用純アルミニウム引抜管から 4 体のパイプを製作し、それぞれに長さおよび深さの異なる表面切欠を導入した。うち 1 体 (W-1) を水圧により、残りの 3 体 (G-1, G-2, G-3) を窒素ガスによりそれぞれ昇圧させてバーストさせた。

### 2.2.2 実験結果

バーストテストの結果、各パイプは Fig. 3 のように変形した。計測された軸方向の延性き裂の距離及びバースト圧力を Table 2 に示す。

また、パイプ G-2 の外側表面について非接触レーザ 3D 形状計測を行った結果、Fig. 4 に示すような軸方向断面図が得られた。また、このデータから周方向全体の伸びを求めたところ、き裂から後方は約 3% で一定という結果が得られた。

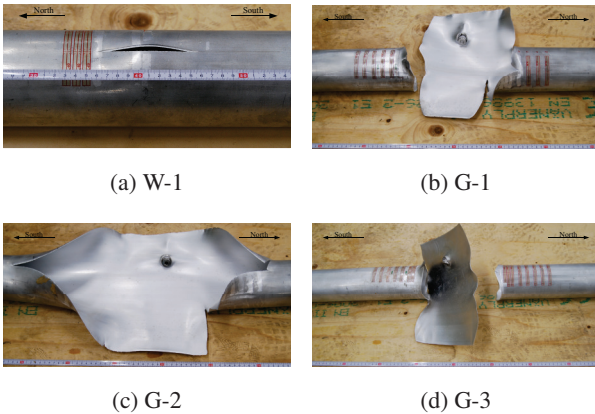


Fig. 3 Pipe deformation of Kushiro 2009

Table 2 Summary of Kushiro 2009 test results

No.	Medium	Pressure (MPa)	Crack length	
			South (mm)	North (mm)
W-1	Water	5.2	0	0
G-1	Nitrogen	5.1	45	90
G-2	Nitrogen	6.2	280	170
G-3	Nitrogen	5.0	20	0

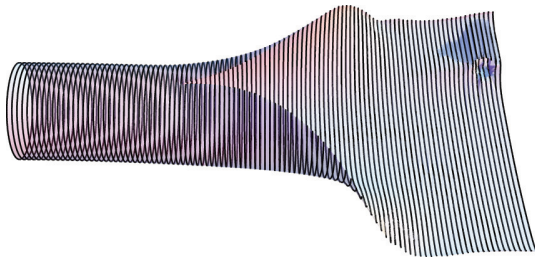


Fig. 4 3D measurement result

## 3 数値モデル構築

### 3.1 パイプの変形形状

Kushiro 2009 テストの結果から、周方向歪  $\varepsilon_\theta = 0$  と仮定できる。これと 3D 形状計測結果、有限変形理論における変位と歪の関係式から、軸方向、周方向、半径方向の変位  $u, v, w$  の関数形を

$$u(\psi, \theta) = 0 \quad (1)$$

$$v(\psi, \theta) = R_0 \int_0^\theta \left[ \frac{\sqrt{R_0^2 - (\partial w / \partial \theta)^2}}{R_0 + w} - 1 \right] d\theta \quad (2)$$

$$w(\psi, \theta) = 2R_0\psi \left( 1 - \cos \frac{\theta}{2} \right) \quad (3)$$

と仮定する。ここで  $\psi$  は変形量を表すパラメータであり、 $R_0$  はパイプ半径である。

半径方向変位について式 (3) を 3D 形状計測結果と比較すると Fig. 5 となり、この変形形状の仮定は実際の変形形状と精度良く一致する。

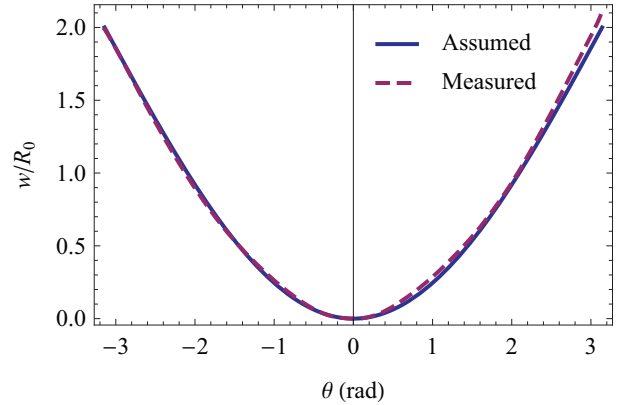


Fig. 5 Comparison of radial displacements

### 3.2 ガス減圧モデル

ガスは等エントロピ的に状態変化するとし、またき裂からの漏出量を  $\phi \dot{m}$  とすると、き裂からのガス漏出を考慮した 1 次元圧縮性流体の支配方程式は

$$\frac{\partial(\rho A)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u A)}{\partial x} + \phi \dot{m} = 0 \quad (4)$$

$$\frac{\partial(\rho u A)}{\partial t} + \frac{\partial(\rho u^2 A)}{\partial x} = -A \frac{\partial p}{\partial x} \quad (5)$$

$$\rho = \rho(p) \quad (6)$$

$$T = T(p) \quad (7)$$

となる。ここで  $p$  は圧力、 $\rho$  は密度、 $u$  は軸方向流速、 $T$  は温度、 $A$  はパイプ断面積、 $\phi$  はき裂開口量である。 $A$  と  $\phi$  はパイプの変形形状の仮定より、 $\psi$  の関数として表現できる。

### 3.3 き裂伝播モデル

軸方向の引張力  $N_x$ 、パイプ面内の剪断力  $Q_{x\theta}$  および周方向の曲げモーメント  $M_\theta$  を考慮して仮想

仕事の原理から支配方程式を導出すると、

$$F_1 \left( \psi, \frac{\partial \psi}{\partial x} \right) + F_2 \left( \psi, \frac{\partial \psi}{\partial x}, \frac{\partial^2 \psi}{\partial x^2} \right) + F_3(\psi) \left( \frac{\partial \psi}{\partial t} \right)^2 + F_4(\psi) \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} = 0 \quad (8)$$

の形に表現され、この式は変形量パラメータ  $\psi$  に関する、 $x$  について2階、 $t$  について2階の非線形偏微分方程式となる。また材料は非線形弾性体を仮定し、降伏強度の歪速度依存性を考慮した。

き裂進展条件として、動的なエネルギー収支

$$\frac{1}{h} \left( \frac{dW_{\text{gas}}}{dx} - \frac{dU}{dx} - \frac{dE_k}{dx} \right) \geq \mathcal{G} \quad (9)$$

を用いる。ここで  $h$  はパイプ厚、 $W_{\text{gas}}$  はガスによる仕事、 $U$  は歪エネルギー、 $E_k$  は運動エネルギー、 $\mathcal{G}$  はエネルギー解放率であり、応力拡大係数の次元のき裂伝播抵抗値  $K_R(V)$  に対して

$$\mathcal{G} = \frac{[K_R(V)]^2}{E} \quad (10)$$

の関係が成り立つ。以上の式からき裂が仮に形状を保って進展したとした時に、破面を形成するために必要なエネルギーを充足するかどうかを判定し、充足していた場合、き裂先端を1空間ステップだけ進める。

き裂伝播抵抗値  $K_R(V)$  の速度依存性は、今井によって得られたデータ [5] (Fig. 6) より

$$K_R(V) = K_{R0} \left[ 1 + 3.1 \left( \frac{V}{200} \right)^3 \right] \quad (11)$$

とした。ここで  $K_{R0}$  は準静的条件下でのき裂伝播抵抗値、 $V$  はき裂伝播速度で単位は [m/s] である。

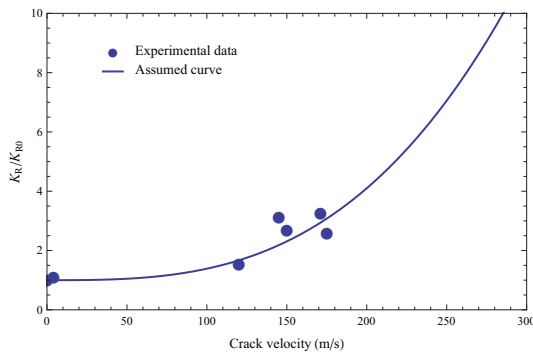


Fig. 6 Crack velocity dependence of resistance

### 3.4 連成モデル

ガス減圧モデルとき裂伝播モデルを交互に計算することで、この2つの挙動を動的に相互連成させて解く。本研究では空間方向に差分法に2次の中央差分近似を、時間方向の積分スキームに2次から4次のRunge-Kutta法を用いた。

## 4 数値モデルの整合性検証

### 4.1 Norway 2009 テストの再現計算

Norway 2009 テストの再現計算を試みた結果を、き裂伝播速度履歴についてバーストテスト結果と比較したものを Fig. 7 に示す。West 側のき裂伝播距離はバーストテスト結果が 780 mm に対してシミュレーション結果が 820 mm, East 側はバーストテスト結果が 565 mm に対してシミュレーション結果が 780 mm となった。き裂伝播速度とき裂伝播距離の双方が高精度で一致した。

なお、き裂伝播抵抗値には DWTT(Drop Weight Tearing Test) 吸収エネルギーから換算した値を用いた。

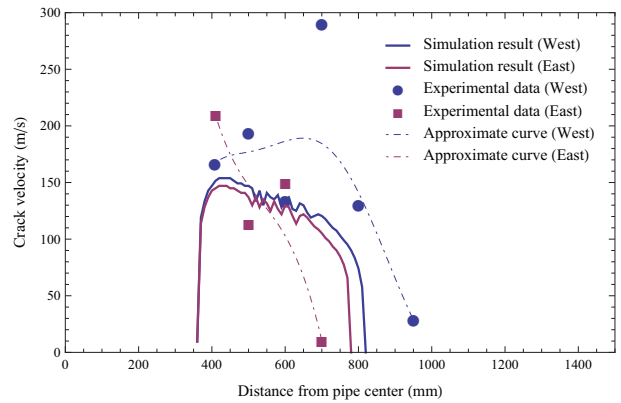


Fig. 7 Comparison of crack velocities (Norway 2009)

### 4.2 Kushiro 2009 テストの再現計算

Kushiro 2009 テストのうち、G-2 について再現計算を試みた。なお、降伏強度は引張試験結果から 102 MPa とし、き裂伝播抵抗値は今井による切欠付平板引張試験の結果 [5] から  $300 \text{ MPa} \sqrt{\text{m}}$  とした。

その結果をバーストテスト結果と比較したものを Fig. 8 に示す。初期き裂長さを含むき裂伝播距離はバーストテスト結果において South 側で 330 mm, North 側で 220 mm であったが、シミュレーション結果では 245 mm と精度良く一致した。き裂伝播速度についてもバーストテスト結果、シミュレーション結果ともに平均して約 100 m/s と合致する結果となった。

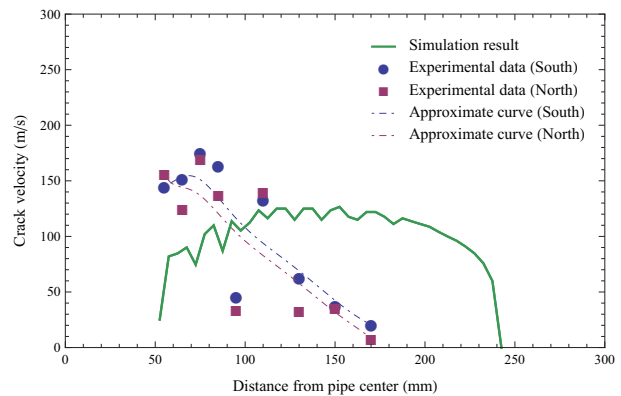


Fig. 8 Comparison of crack velocities (Kushiro 2009)

### 4.3 Kamaishi 1980 テストの再現計算

日本鉄鋼協会 HLP 委員会が 1980 年に釜石で実施した API 5L-X70 鋼管バーストテスト [6] の再現計算を試みた。計算条件は Table 3 に示し、DWTT 吸収エネルギーからき裂伝播抵抗値を算出して用いた。

計算結果におけるパイプの変形挙動、き裂伝播速度の履歴及び減圧曲線を Fig. 9, Fig. 10 及び Fig. 11 にそれぞれ示す。いずれも計算結果はバーストテスト結果と非常に良く一致した。

Table 3 Parameters for Kamaishi 1980

Gas	Pressure (MPa)	Temp. (K)	OD (mm)	Thickness (mm)	YS (MPa)
Air	12.0	280	1219.2	18.3	530

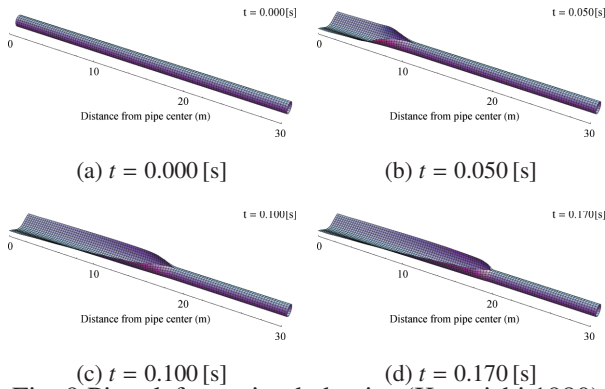


Fig. 9 Pipe deformation behavior (Kamaishi 1980)

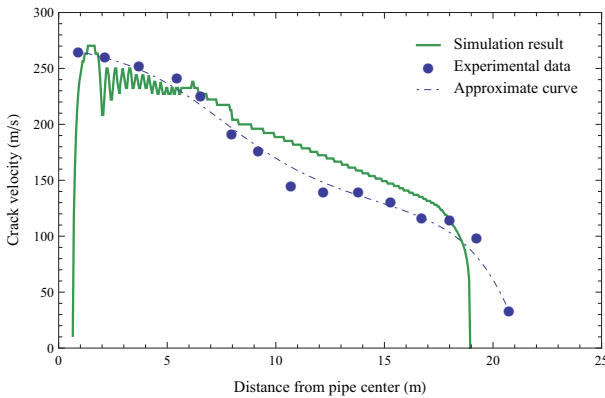


Fig. 10 Comparison of crack velocities (Kamaishi 1980)

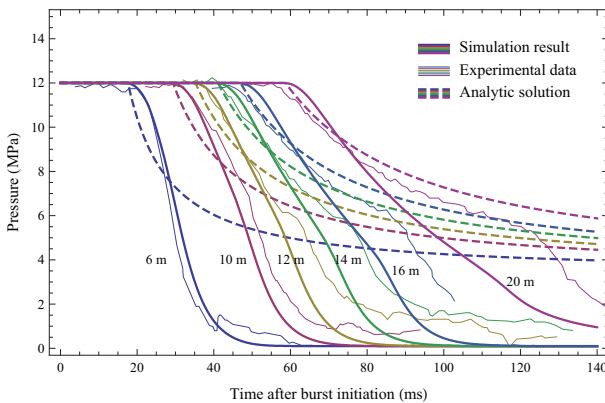


Fig. 11 Pressure decay (Kamaishi 1980)

### 4.4 Italy 2002 テストの再現計算

EPRG によって行われた API 5L-X100 鋼管バーストテスト [7] の再現計算を試みた。計算条件は Table 4 に示す。

き裂伝播速度についてシミュレーション結果をバーストテスト結果と比較したものを Fig. 12 に示す。いずれも約 170 m/s で 40 m 以上を伝播する結果となり、高強度鋼に対してもこの数値モデルがき裂伝播速度、伝播距離ともに精度良く予測することができることを示す結果となった。

Table 4 Parameters for Italy 2002

Gas	Pressure (MPa)	Temp. (K)	OD (mm)	Thickness (mm)	YS (MPa)
CH <sub>4</sub>	19.3	287	914.4	16.0	790

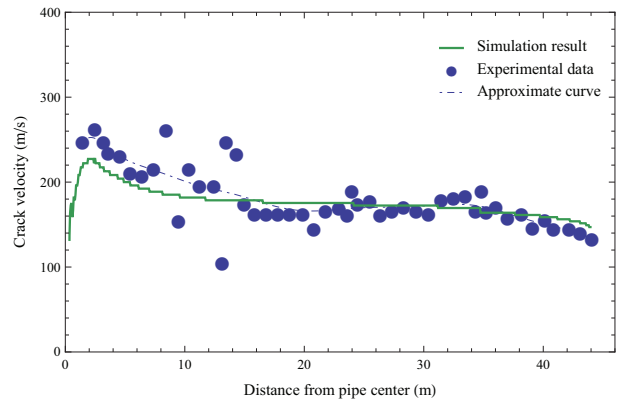


Fig. 12 Comparison of crack velocities (Italy 2002)

### 4.5 Italy 2008 テストの再現計算

API 5L-X100 鋼管の靱性をほぼ一定に配置して行われたバーストテスト [8] の再現計算を試みた。計算条件は Table 5 に示す。シミュレーション結果はバーストテスト結果と良く一致し、き裂伝播挙動がパイプの靱性配置に依存することを示した Italy 2008 テストの結果を数値計算によって再現した。

Table 5 Parameters for Italy 2008

Gas	Pressure (MPa)	Temp. (K)	OD (mm)	Thickness (mm)	YS (MPa)
CH <sub>4</sub>	22.07	283	914.4	19.1	830

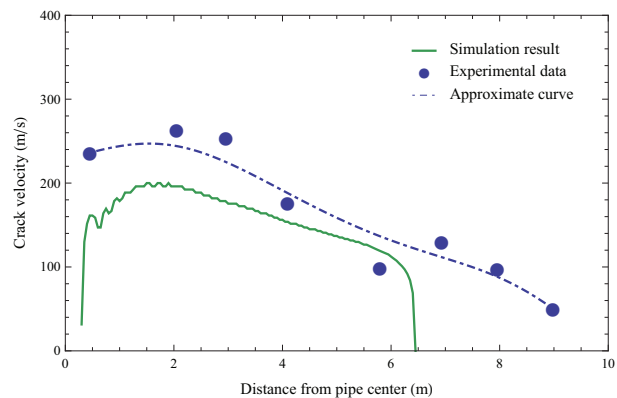


Fig. 13 Comparison of crack velocities (Italy 2008)

## 5 諸因子の影響評価

Table 6 に示す計算条件を基準として、パイプラインの高速延性き裂伝播現象に及ぼす諸因子の影響評価を行った。

Table 6 Parameters for influence analyses

Gas	Pressure (MPa)	Temp. (K)	OD (mm)	YS (MPa)	DF
CH <sub>4</sub>	15.0	288	254	448	0.75

### 5.1 き裂伝播抵抗値

き裂伝播抵抗値、すなわちパイプ材料の靱性を変化させたときのき裂伝播速度及び伝播距離を比較したものを Fig. 14 に示す。

靱性が高くなるほどき裂伝播速度、き裂伝播距離が共に低下する結果となった。

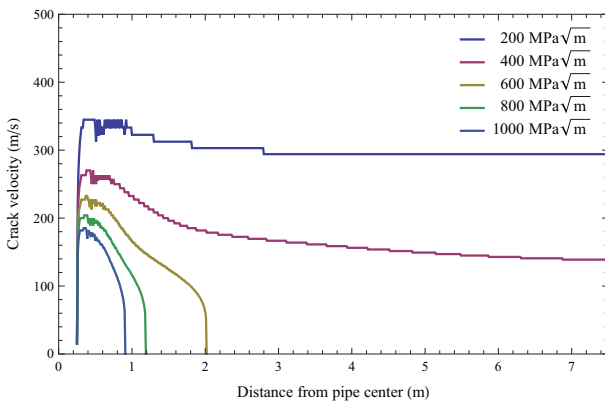


Fig. 14 Effect of crack propagation resistance

### 5.2 設計係数

パイプラインの設計係数 (DF: Design Factor) を基準条件の 0.75 の場合と日本で使用される 0.40 の場合で比較した。ここで、初期圧力と外径は一定に保ち、パイプ厚のみを変化させた。

設計係数が小さい場合はき裂伝播速度・距離ともに小さくなり、強度に対して安全率を大きくとれば高速延性き裂伝播現象に対してもより安全側を選択することとなることが示された。

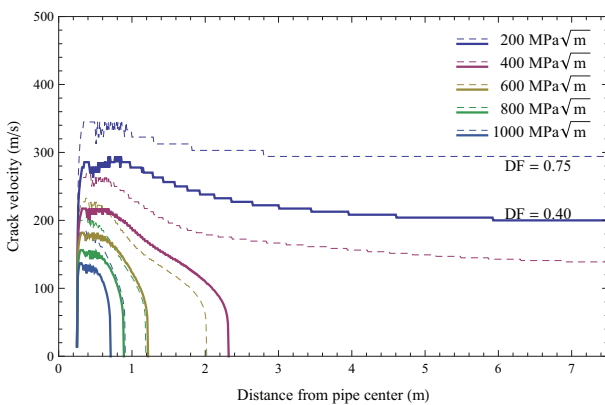


Fig. 15 Effect of design factor

### 5.3 直径

パイプ直径を基準条件の 0.5 倍から 3 倍まで変化させてその影響を調べた。ここで、設計係数を一定に保つようパイプ厚を直径と比例するよう変化させた。

直径が大きくなるほどき裂伝播距離は長くなり、またその直径に対する比も大きくなる結果となった。これは直径に対するガスの減圧波の速度が相対的に大きくなったためと考えられる。このことは高速延性き裂伝播現象に対して数値モデルによる解析が必須であることを示す。

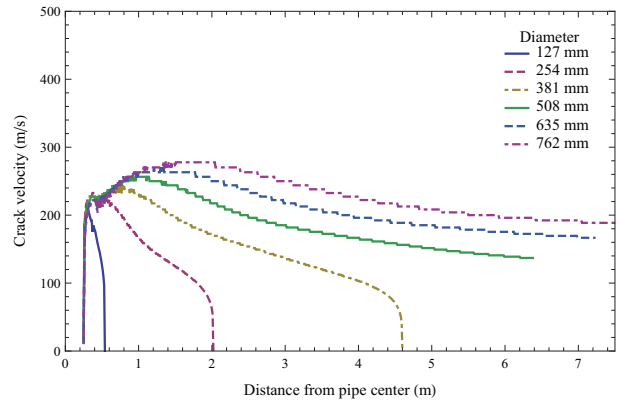


Fig. 16 Effect of pipe diameter

### 5.4 ガス種

#### 5.4.1 水素

ガスが水素の場合について基準条件のメタンの場合と比較した。低靱性の場合でもき裂伝播距離は小さくなり、Norway 2009 テストと合わせて、水素ガスパイプラインの安全性を示す結果となった。

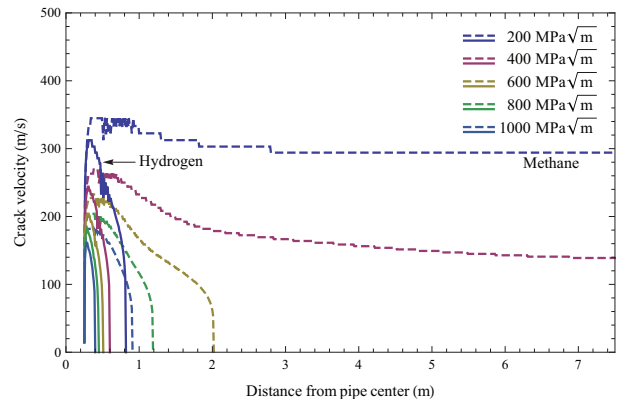


Fig. 17 Effect of pressurizing medium (H<sub>2</sub>)

#### 5.4.2 天然ガス

ガスが天然ガスの場合について基準条件のメタンの場合と比較した。なお、天然ガスの減圧挙動は GASDECOM による気液二相平衡計算を行って求めたものを使用した。

重成分が含まれる場合は減圧過程において液滴が発生して減圧が遅れるため、結果としてき裂伝播速度がメタンに比べて 2 倍程度の距離となった。これは天然ガスの成分が高速延性き裂伝播現象に大きな影響を及ぼすという実験結果と一致する。

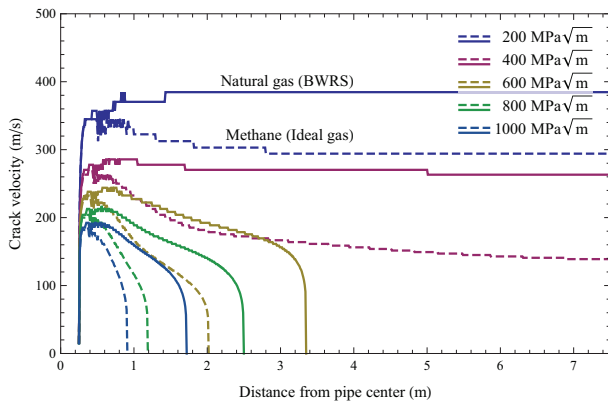


Fig. 18 Effect of pressurizing medium (NG)

### 5.4.3 二酸化炭素

不純物として窒素が5%含まれるCO<sub>2</sub>の場合について基準条件のメタンの場合と比較した。CO<sub>2</sub>の減圧挙動はGASDECOMによる気液二相平衡計算を行って求めたものを使用した。この場合初期状態においてパイプ内部は液体であり、気化しながら減圧すると考えられる。

計算の結果、き裂伝播抵抗値が1000 MPa√mの場合でもき裂を停止させることはできず、CO<sub>2</sub>パイプラインには厚肉化やクラックアレスタの併用が必須であると考えられる。しかしながらGASDECOMでは高濃度CO<sub>2</sub>に対して予測精度が下がることが報告されており[9]、CO<sub>2</sub>パイプラインの安全性評価基準確立のためには、CO<sub>2</sub>の熱力学的挙動予測の高精度化、実大規模試験による検証が必要である。

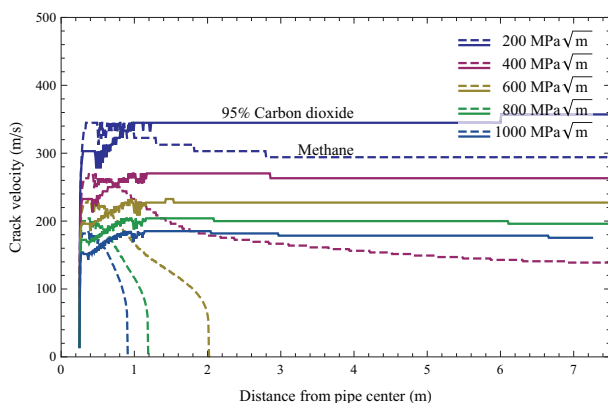


Fig. 19 Effect of pressurizing medium (CO<sub>2</sub>)

## 6 結論

世界で唯一の、実用に耐えるき裂伝播挙動とガス減圧挙動を動的相互連成する数値モデルを構築した。多数のバーストテストとの整合性検証を行った結果、高速延性き裂伝播現象の評価にはき裂伝播挙動とガス減圧挙動を相互連成する必要性が示された。また、この数値モデルの適用範囲は

- 降伏強度が100 MPaの純アルミニウムから950 MPaのX120鋼管まで
- 外径が100 mmの小径管から1200 mmの大径管まで
- 空気やメタンの他、水素から気液二相状態が生じる天然ガスまで

と既存モデルに比べて広く、FEMに比べて圧倒的な計算速度を持つ。加えて物理的考察に基づいたモデルであるため、CO<sub>2</sub>パイプラインに対しても直接適用できる可能性がある。

Norway 2009テストでは実験と数値モデルの双方から水素ガスパイプラインの安全性を実証し、逆に数値モデルによる影響分析から、高速延性き裂伝播現象の評価のためには数値モデルによる解析が必要であること、CO<sub>2</sub>パイプラインには厚肉化やクラックアレスタの併用が必須であることを示した。

さらなるモデルの精度向上のために、応力多軸性の考慮や、き裂伝播抵抗値の精度向上、バックフィルモデルの適用範囲拡大が挙げられる。

### 参考文献

- [1] 大橋一彦, 平田賢. 展望・解説 天然ガスをベースとした水素社会への移行戦略(前編). 配管技術, Vol. 48, No. 6, pp. 1-8, May 2006.
- [2] 吉村忍, 猪野正輝, 秋葉博, 伊木聡, 井上健浩, 牧野寛之. 高圧液化天然ガスパイプラインバースト現象の3次元FEMシミュレーションシステムの開発. CAMP-ISIJ, Vol. 22, No. 1, pp. 394-397, March 2009.
- [3] P. E. O'Donoghue, M. F. Kanninen, C. P. Leung, G. Demofonti, and S. Venzi. The development and validation of a dynamic fracture propagation model for gas transmission pipelines. *The International Journal of Pressure Vessels and Piping*, Vol. 70, No. 1, pp. 11-25, January 1997.
- [4] 三澤慧. ガス減圧と動的破壊現象を連成した高圧ガスパイプライン高速延性き裂伝播シミュレーションモデルの開発. 卒業論文, 東京大学, February 2008.
- [5] 今井康仁. 高圧ガスパイプライン用鋼管材料の高速延性き裂伝播抵抗に及ぼすき裂伝播速度及びマイクロ組織の影響. Master's thesis, 東京大学大学院, February 2010.
- [6] E. Sugie, H. Kaji, T. Taira, M. Ohashi, and Y. Sumitomo. Shear fracture arrestability of controlled rolled steel X70 line pipe by full-scale burst test. *Journal of Energy Resources Technology*, Vol. 106, pp. 55-62, March 1984.
- [7] S. D. Papka, J. H. Stevens, M. L. Macia, D. P. Fairchild, and C. W. Petersen. Full-size testing and analysis of X120 linepipe. In *The 19<sup>th</sup> International Offshore and Polar Engineering Conference*, Honolulu, May 2003.
- [8] Hiroyuki Makino, Izumi Takeuchi, and Ryota Higuchi. Fracture arrestability of high pressure gas transmission pipelines by high strength linepipes. In *Pipeline Technology Conference*, Ostend, October 2009.
- [9] Andrew Cosham and Robert J. Eiber. Fracture control in carbon dioxide pipelines - the effect of impurities. In *7<sup>th</sup> International Pipeline Conference*, Calgary, September 2008.