

Salome-Meca を用いた熱疲労解析

三浦純哉^{1†} 藤岡照高² 新藤康弘²

¹ 東洋大学大学院理工学研究科 ² 東洋大学理工学部

Thermal Fatigue Analysis using Salome-Meca

Junya MIURA^{*†} Terutaka FUJIOKA^{**} Yasuhiro SHINDO^{**}

^{*}Toyo University, Graduate School of Science & Engineering ^{**}Toyo University, Faculty of Science & Engineering

Abstract

The aim of the present research is to perform an analytical simulation of a previous thermal fatigue test and to verify accuracy of the simulation. Heat transfer, elastic, and elastic-plastic finite-element analyses (FEA) were conducted separately. After the simulation, the equivalent total strain ranges were estimated. In the elastic FEA, The stress redistribution locus (SRL) method was employed as a simplified elastic-plastic FEA. The calculation results were consistent with the measured temperatures and the distribution of cracks observed of the thermal fatigue test.

Keywords: Thermal fatigue damage, Analytical simulation, Simplified assessment of thermal fatigue damage, Equivalent strain range

1. 緒言

火力・原子力発電設備において、急激な温度変化を受ける機械部品では、その繰返しによって引張りと圧縮の熱応力が交互に発生し、表面でのき裂の発生や、その伝播などにつながることもある。近年、そのような熱による疲労破壊が頻発している。しかし、熱疲労試験の難易度が高いことから熱疲労損傷に関する V&V（検証と妥当性確認）データや事例が少なく、損傷の評価手順が煩雑であるために、一般産業に普及していないのが現状である。そこで本研究では、過去に日本原子力研究開発機構（JAEA）によって行われた熱疲労試験を Salome-Meca を用いて解析的に再現し、V&V を行うことを目的とする。また、手順が煩雑であるアメリカ機械学会（ASME）規格におけるひずみ範囲定義法[1]を簡易化した定義を用い、その精度を検証した。

2. 再現解析対象

2.1. 試験体形状

1989 年に JAEA によって行われた熱疲労試験[2]を再現解析の対象とした。試験体の形状を図 1 に示す。熱伝導の遅れにより、発生するき裂の深さが変化することを確認するために、最大肉厚 30 mm、最小肉厚 3.5 mm、内径 53.5 mm を有する SUS304 製の厚肉円筒試験体を使用した。

2.2. 試験条件

試験体内部に、流速を一定に保った二種類の液体金属ナトリウムが交互に流し込まれ、急熱と急冷の繰返しによって熱疲労損傷が発生させられた。はじめに温度 600 °C の液体金属ナトリウムによって 50 分間の急熱、続けて温度 300 °C の液体金属ナトリウムによって 10 分間の急冷が行われた。この急熱、急冷が 2,000 回繰返された。

[†] E-mail address of corresponding author: s36a01700082@toyo.jp

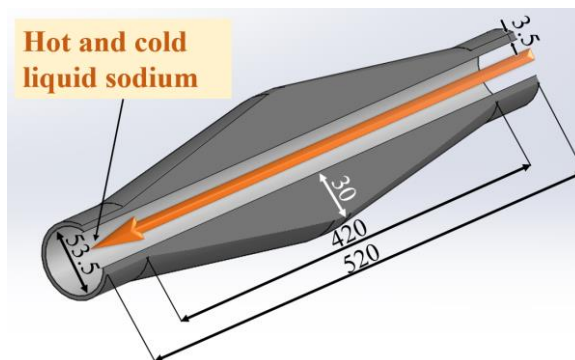


Fig. 1 Specimen dimensions and configuration

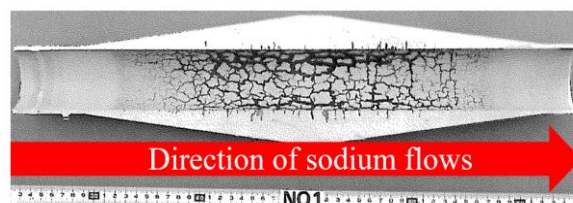


Fig. 2 Examples of the cracks observed [2]

2.3. 試験結果

試験終了後に試験体を断面でカットし、内部に発生したき裂が観察された。観察されたき裂の写真を図 2 に示す。厚肉部になるほど深いき裂が発生していることが確認できる。

3. 熱疲労試験の再現解析

3.1. 解析条件

熱疲労試験[2]の再現解析を行った。解析ソフトは、Salome-Meca 2015.1 (Code-Aster Ver:11.7) [3]を使用した。解析モデルと境界条件を図 3 に示す。試験体は軸対称、左右対称構造であるため、図 3 に示す 2 次元の 1/4 モデルを作成した。8 節点四辺形要素を使用し、要素数、節点数はそれぞれ 264, 875 である。左端（ナトリウム入り口側）は Z 軸方向の変位を同じとし、右端は Z 軸方向の変位をゼロとした。解析モデルの内面には液体金属ナトリウムによる熱伝達を与えた。熱伝達の温度時刻歴を図 4 に示す。急熱と急冷の 1 サイクル（3,000 s）の温度変化として、実験から得られた温度計測結果を使用した。解析のタイムステップ分割数は 3,200 とした。SUS304 の物性値を表 1 と表 2 に示す。これらはすべて温度依存のデータであり、試験の報告書[2]より引用した。熱応力解析はひずみ制御であるため、応力—ひずみ線図の影響は少ないと考え、今回の弾塑性解析では弾完全塑性体を定義した。

3.2. 解析結果

熱伝導解析結果と試験での温度計測結果との比較を図 5 に示す。試験で計測された評価点での温度変化は、解析結果とはほぼ一致していることが確認できた。最大の引張り、圧縮応力が発生した厚肉部内面での弾性解析の結果と弾塑性解析の結果を図 6 に示す。また、商用 CAE ソフトである MSC.Marc[4]での解析結果と比較すると、微小な誤差がみられた。本解析では、軸方向と周方向の応力が支配的であった。

Table 1 Material properties of the Type 304 stainless steel (304SS) for the heat transfer analysis

T (°C)	λ (W/m K)	C_p (kJ/kg K)	ρ (kg/m ³)	h (kW/m ² K)
300	18.30	0.5399	7900	13.10
350	18.97	0.5482	7880	12.71
400	19.68	0.5524	7860	12.33
450	20.35	0.5566	7830	11.98
500	21.02	0.5608	7810	11.63
550	21.69	0.5692	7790	11.30
600	22.36	0.5775	7760	10.99

Table 2 Material properties of the 304SS for the elastic and elastic-plastic FEA

T (°C)	E (GPa)	ν	α (10 ⁻⁶ m/m K)	S_m (MPa)	σ_y (MPa)
300	176.4	0.287	18.79	114.7	172.0
350	172.5	0.291	19.19	110.7	166.1
400	168.6	0.295	19.57	106.8	160.2
450	163.7	0.298	19.93	101.9	152.9
500	158.8	0.302	20.28	98.00	147.0
550	153.9	0.306	20.60	95.06	142.6
600	149.0	0.310	20.87	92.12	138.2

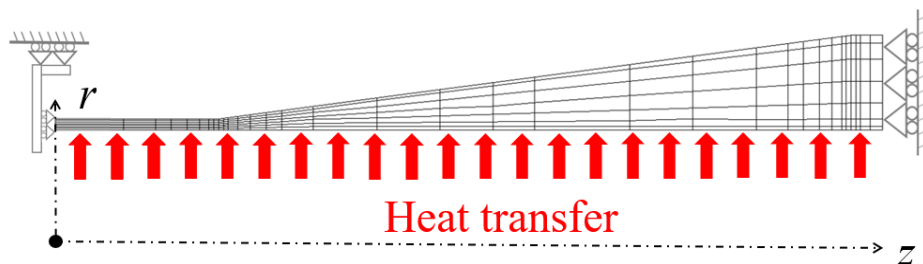


Fig. 3 FEA model and boundary conditions

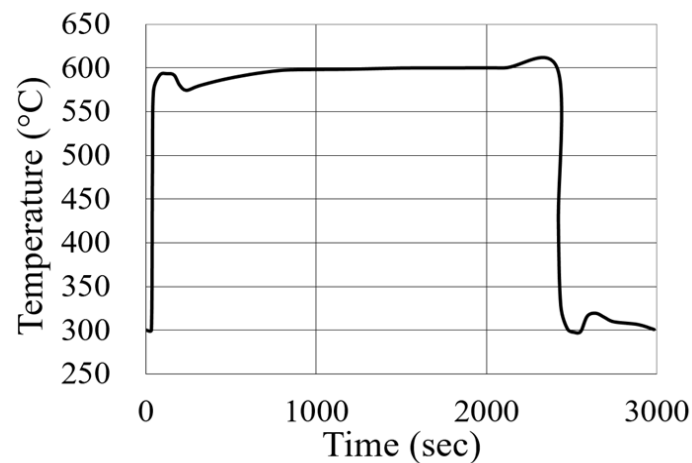


Fig. 4 Temperature changes of sodium in one cycle

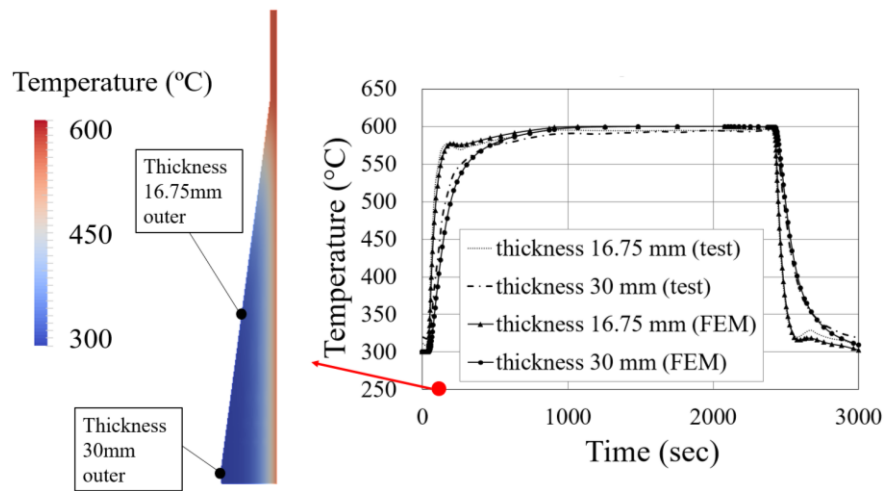
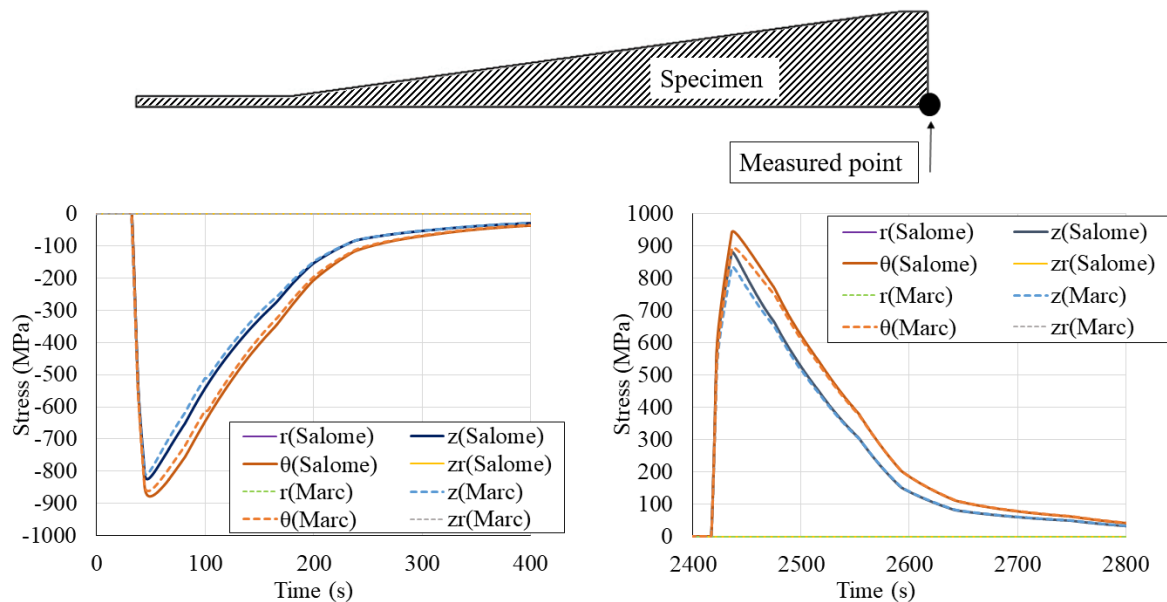
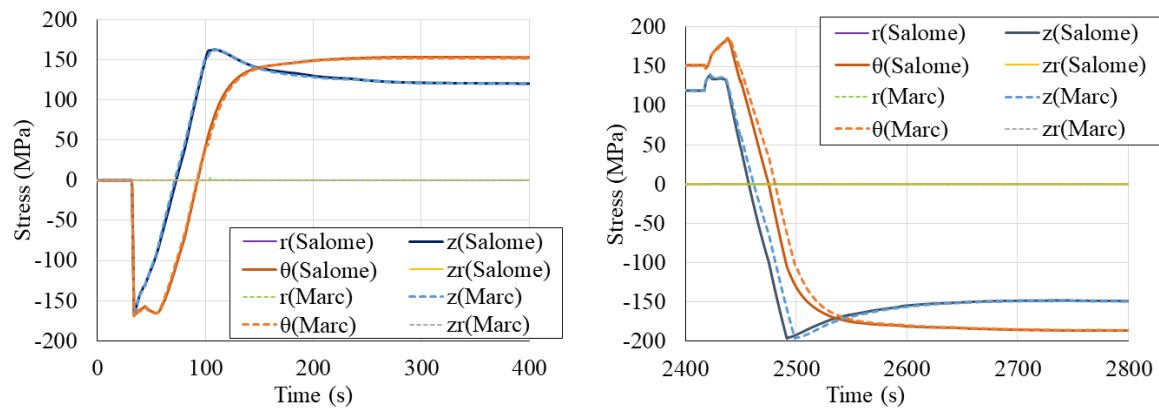


Fig. 5 Results of the heat transfer analysis



(a) Rapid heating (Elastic FEA)

(b) Rapid cooling (Elastic FEA)



(c) Rapid heating (Elastic-plastic FEA)

(d) Rapid cooling (Elastic-plastic FEA)

Fig. 6 Results of the elastic FEA: (a), (b) and elastic-plastic FEA: (c), (d)

4. 簡易法を用いた熱疲労損傷評価

4.1. 評価手順

得られた弾性解析結果と弾塑性解析結果からミーゼスの相当ひずみ範囲を計算し、それらを比較することで解析の精度検証を行った。

まず、弾性解析結果からひずみ範囲を計算するために、ミーゼスの相当応力範囲 S_p を求めた。軸対称体の場合、 S_p は、次の式から求めることができる。

$$S_p = \frac{1}{\sqrt{2}} \{ (\Delta\sigma_z - \Delta\sigma_r)^2 + (\Delta\sigma_r - \Delta\sigma_\theta)^2 + (\Delta\sigma_\theta - \Delta\sigma_z)^2 + 6\Delta\tau_{zr}^2 \}^{1/2}, \quad (1a)$$

$$\Delta\sigma_z = \sigma_z(t_1) - \sigma_z(t_2), \quad (1b)$$

$$\Delta\sigma_r = \sigma_r(t_1) - \sigma_r(t_2), \quad (1c)$$

$$\Delta\sigma_\theta = \sigma_\theta(t_1) - \sigma_\theta(t_2), \quad (1d)$$

$$\Delta\tau_{zr} = \tau_{zr}(t_1) - \tau_{zr}(t_2). \quad (1e)$$

ここで t_1 , t_2 は S_p を最大とする 2 つの時刻点を表す。本研究では、ASME 規格におけるひずみ範囲定義法を簡易化した定義[5]を用いて S_p を求めた。簡易定義法を用いた計算方法のフローチャートを図 7 に示す。はじめに急熱時 (0~2400 s) にミーゼスの相当応力の瞬間値を計算し、最大となるときのインクリメント数を t_1 とする。次に急冷時 (2400~3000 s) に t_1 との差を取り、 S_p が最大となるときのインクリメント数を t_2 とした。

次に、SRL (応力再配分軌跡) 法[6]を用いて相当ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon$ を算出した。 $\Delta\varepsilon$ は、以下の式で表される。

$$\Delta\varepsilon = \frac{S_p}{E} (S_p \leq 3S_m), \quad (2a)$$

$$\Delta\varepsilon = \frac{S_p^2}{3S_mE} (S_p > 3S_m). \quad (2b)$$

ここで E は縦弾性係数、 S_m は設計応力強さである。ASME 規格に基づき、応力範囲が設計応力強さの 3 倍を超えるとときに SRL 法を用いた。

最後に、弾塑性解析結果から $\Delta\varepsilon$ を求めた。軸対称体の場合、 $\Delta\varepsilon$ は次の式から求めることができる。

$$\varepsilon = \frac{\sqrt{2}}{2(1+\nu)} \left\{ (\varepsilon_z - \varepsilon_r)^2 + (\varepsilon_r - \varepsilon_\theta)^2 + (\varepsilon_\theta - \varepsilon_z)^2 + \frac{3}{2}\gamma_{zr}^2 \right\}^{1/2}, \quad (3a)$$

$$\Delta\varepsilon = \frac{\sqrt{2}}{2(1+\nu)} \left\{ (\Delta\varepsilon_z - \Delta\varepsilon_r)^2 + (\Delta\varepsilon_r - \Delta\varepsilon_\theta)^2 + (\Delta\varepsilon_\theta - \Delta\varepsilon_z)^2 + \frac{3}{2}\Delta\gamma_{zr}^2 \right\}^{1/2}, \quad (3b)$$

$$\Delta\varepsilon_z = \varepsilon_z(t_1) - \varepsilon_z(t_2), \quad (3c)$$

$$\Delta\varepsilon_r = \varepsilon_r(t_1) - \varepsilon_r(t_2), \quad (3d)$$

$$\Delta\varepsilon_\theta = \varepsilon_\theta(t_1) - \varepsilon_\theta(t_2), \quad (3e)$$

$$\Delta\gamma_{zr} = \gamma_{zr}(t_1) - \gamma_{zr}(t_2). \quad (3f)$$

ここで ν はポアソン比である。2 時刻点の決定法は弾性解析ルートから応力範囲を求めるものをひずみ範囲を求めるものに修正し、使用した。

4.2. 評価結果

解析結果と試験でのき裂の発生状況との比較を図 8 に示す。弾性解析結果から SRL 法を用いて疲労評価を行った結果は、過度に安全側の評価となった。これは、今回の試験では現実の機械部品では発生しない大き

な熱応力が厚肉部に発生したためであると考えられる．弾性解析結果から純粋弾性法を用いて疲労評価を行った結果は，弾塑性解析結果と比べて危険側の評価となった．これより，相当応力範囲が $3S_m$ を超える場合は，弾塑性解析を行う必要があることが分かる．また，Salome-Meca での解析結果と，MSC.Marc での解析結果とを比較すると，微小な誤差があることが確認できた．

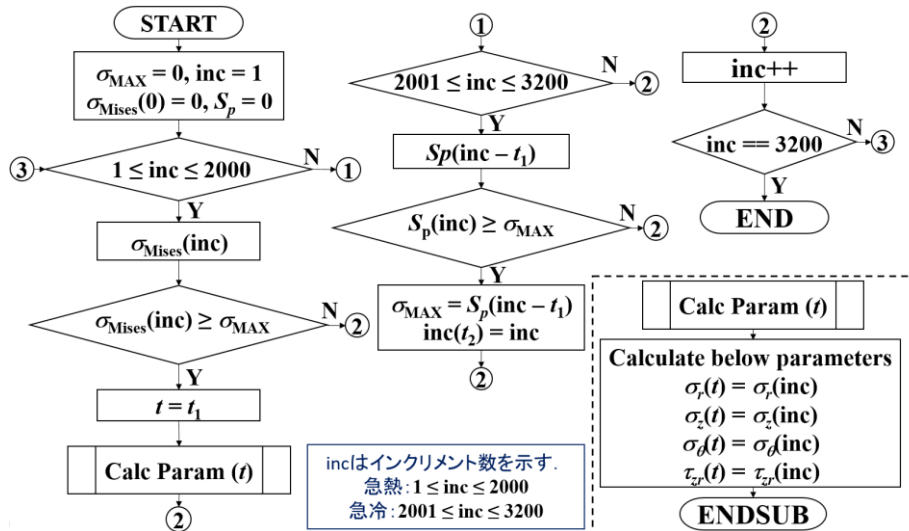


Fig. 7 Flowchart describing the stress range calculation

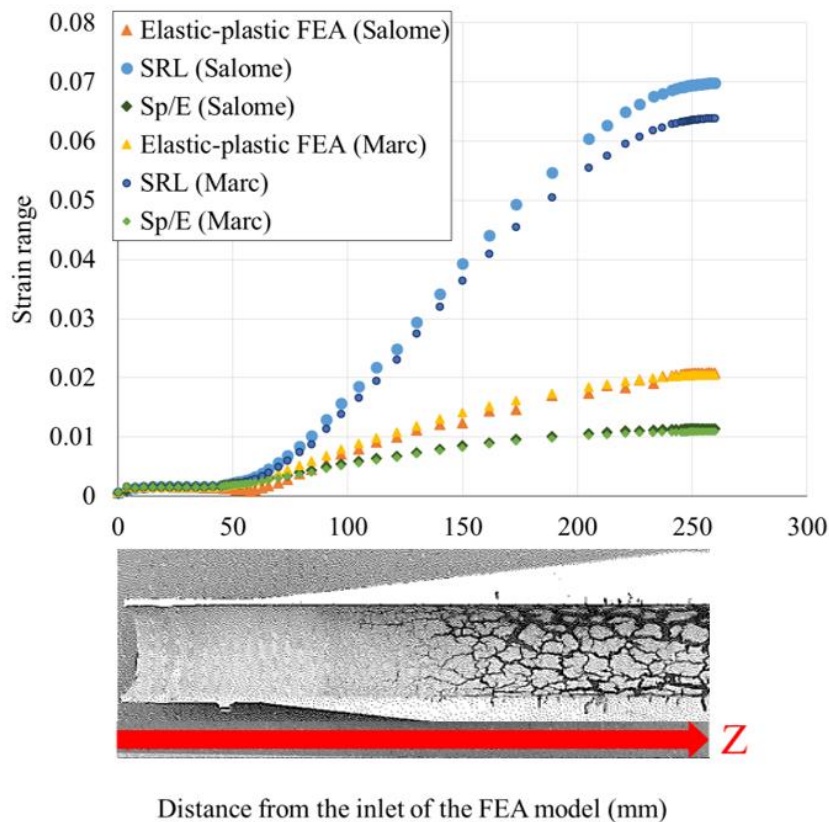


Fig. 8 Comparison of equivalent strain range between elastic FEA and elastic-plastic FEA

5. 結言

本研究では、Salome-Meca を用いて熱疲労解析を行った。疲労損傷を定めるための 2 時刻点決定法は ASME 規格におけるひずみ範囲定義法を簡易化したものを使用し、弾性解析からの疲労損傷評価では SRL 法を用いて相当ひずみ範囲を算出した。

非定常熱伝導解析結果は、試験で計測された温度変化とよく一致した。Salome-Meca での解析結果と、MSC.Marc での解析結果とを比較すると、弾性解析、弾塑性解析の両方で微小な誤差が見られた。弾塑性解析では、厚みが急激に変化する部分において、解析精度の低下が確認された。

SRL 法を用いて求めた相当ひずみ範囲は、過度に安全側の評価となり、純粋弾性法を用いて求めた相当ひずみ範囲は、弾塑性解析結果と比べて危険側の評価となった。

参考文献

- [1] ASME, Boiler and Pressure Vessels Code, Section III, Subsection NH, 2014.
- [2] 石崎公人, 他三名, SUS304 鋼の熱疲労試験, JAEA, PNC-TN9410 89-101, pp. 1-112, 1989.
- [3] Code-Aster, <https://www.code-aster.org/spip.php?rubrique1>, (accessed 2018-11-12).
- [4] MSC Software, <http://www.mscsoftware.com/>, (accessed 2018-11-12).
- [5] Junya MIURA, Terutaka FUJIOKA, and Yasuhiro SHINDO, Visualization of Thermal Fatigue Damage Distribution with Simplified Stress Range Calculations, ASME Journal of Pressure Vessel Technology, 140 (6), Paper No: PVT-17-1225, 2018. DOI: 10.1115/1.4041057
- [6] Terutaka FUJIOKA, Elastic-Route Estimation of Strain Range in Notched Components Under Thermal Loading Without Performing Stress Linearization, ASME Journal of Pressure Vessel Technology, 137 (2), Paper No: PVT-14-1008, 2014. DOI: 10.1115/1.4027418