

248 汎用ソルバによるクレイズ挙動を考慮した ポリマの破壊予測3Dシミュレーション

A 3D-Simulation for Fracture Prediction of Ductile Polymer Based on Propagation and Growth Cessation of Craze Using a Commercial FEM Solver

正 高橋 順一 (旭化成エンジ) 山本 敏治 (旭化成エンジ)
正 志澤 一之 (慶大)

Junichi Takahashi, Asahi-Kasei Engineering corporation, 1-3-2 Yakoh, Kawasaki-ku, Kawasaki
Toshiharu Yamamoto, Asahi-Kasei Engineering corporation, 1-3-2 Yakoh, Kawasaki-ku, Kawasaki
Kazuyuki SHIZAWA, Department of Mechanical Engineering, Keio University, 3-14-1 Hiyoshi, Kohoku-ku, Yokohama

Key Words: Plasticity, Constitutive Equation, Damage, Ductile Polymer, Craze, Puncture Test, Commercial Solver

1. 緒言

近年, 計算機能力の著しい向上に伴い, 汎用ソルバを利用した構造部材の大変形解析や破断予測解析が広く行われるようになってきている. また汎用ソルバが扱う材料則は年々増えつづけ, 特に金属材料に対してはかなり充実してきた感もある. しかしながらポリマを対象とした材料則は未だ少ないのが現状である.

ポリマは顕著なひずみ速度依存性をもち, ひずみの局所化領域の伝ばに伴い高クレイズ領域が伝ばするなど, 特徴的な力学的応答を示す. ここでクレイズとは, ポリマ特有の損傷形態の1つであり, 結晶性ポリマの延性破壊はクレイズの集積により発生する. このようなポリマの特徴を再現でき, かつクレイズ挙動に基づいて破断予測を行える材料モデルは, 現在の汎用ソルバには導入されていない.

著者らは既報⁽¹⁾⁽²⁾でポリマの力学的特徴を有する材料モデル, すなわちクレイズ依存性弾粘塑性構成式, クレイズ発展式およびひずみ速度硬化則を提案し, クレイズの集積に基づく破断予測を可能としてきたが, いずれも解析対象が最も簡単な2次元の平板引張問題に限定されていた.

そこで本報では, 新たに作成したユーザサブルーチンを紹介して既報で提案した材料モデルを汎用ソルバ RADIOSS に組み込み, クレイズ挙動を考慮した 3D-FEM 解析を行う. 得られた結果を実験結果ならびに汎用ソルバの弾塑性材料則による解析結果と比較検討することにより, 本材料モデルの有用性を評価する.

2. クレイズ依存性弾粘塑性構成式および諸発展式

全自由エネルギーの引数に塑性変形速度 D^p およびクレイズ密度 ω を導入し, 熱力学的手法を用いれば, クレイズの影響を含む非共軸弾粘塑性構成式が次式のように得られる⁽¹⁾.

$$\mathbf{T} = \mathbf{C}^v : \mathbf{D} - \dot{\bar{\epsilon}}^p (\cos \delta) \mathbf{P}' - \frac{\dot{\omega}}{1-\omega} \mathbf{T} \quad \dots\dots\dots (1)$$

$$\mathbf{C}^v \equiv \frac{H_\omega(1-\omega)}{H_\omega + 3\mu} \left[\mathbf{C}^e + \frac{3\mu}{H_\omega} \left\{ \frac{1}{3} (3\lambda + 2\mu) \mathbf{I} \otimes \mathbf{I} + 3\mu \frac{\mathbf{T}' \otimes \mathbf{T}'}{\bar{\sigma}^2} \right\} \right] \dots\dots\dots (2)$$

$$\mathbf{P}' \equiv \mathbf{C}^v : \mathbf{m}' = 3\mu(1-\omega) \frac{\mathbf{T}'}{\bar{\sigma}}, \quad H_\omega \equiv \frac{1}{k(1-\omega)} \frac{\bar{\sigma}}{\dot{\bar{\epsilon}}^p} \quad \dots\dots\dots (3)$$

ここで, \mathbf{T} は Cauchy 応力, $\bar{\epsilon}^p$ は相当塑性ひずみ, δ は非共軸角, k は非共軸パラメータ, $\bar{\sigma}$ は相当応力, λ および μ は Lamé 定数, \mathbf{T}' は偏差応力である. さらに, 散逸過程の熱力学的議論を通して決定されたクレイズ速度に対する引数を用いれば, クレイズ発展式⁽²⁾が次式のように得られる.

$$\dot{\omega} = A f(\bar{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p) \dot{\bar{\epsilon}}^p + B(1-\omega) \langle \dot{\bar{\epsilon}}^p \rangle \quad \dots\dots\dots (4)$$

ここで $f(\bar{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p)$ はクレイズ進展の割合を表す関数であり,

$$\left. \begin{aligned} f(\bar{\epsilon}^p, \dot{\bar{\epsilon}}^p) &= f_1(\dot{\bar{\epsilon}}^p) f_2(\bar{\epsilon}^p) \\ f_1(\dot{\bar{\epsilon}}^p) &= D_1 \dot{\bar{\epsilon}}^p \quad (0 < D_1 < 1) \\ f_2(\bar{\epsilon}^p) &= 0.5 \left[1 + \tanh \left\{ -D_2 (\bar{\epsilon}^p - \epsilon_c) \right\} \right] \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

のように表現される. 式(4)の右辺第1項はクレイズの発生・成長項であり, 塑性ひずみの増加に伴いクレイズが増加する. 式(5)における f_1 は, クレイズの進展が低ひずみ速度ほど大きいというひずみ速度依存性を表現し, f_2 は分子鎖配向領域ではクレイズの成長が停止するという特徴を表現している. ただし, ϵ_c は成長停止ひずみ値(再硬化値)である. また, 式(4)右辺第2項は, 等方成長項として Gurson のポイド発展式を参考に著者ら⁽¹⁾が提案した形を用いている.

一方, クレイズ発生クライテリオンとしては, 式(6)で表される速度依存の損傷発生条件⁽²⁾を用いる.

$$\sigma_b \geq A_1 + (B_1/3\sigma_m) + C_1 \bar{\sigma}, \quad \sigma_b \equiv \sigma_1 - \nu\sigma_2 - \nu\sigma_3 \quad \dots\dots\dots (6)$$

ここで, σ_m は静水圧応力, $\sigma_1 \sim \sigma_3$ は主応力, A_1 , B_1 および C_1 は材料定数である. なお, 塑性平均垂直ひずみ ϵ_m^p に対する発展式には, 数値実験により同定した次式⁽²⁾を用いる.

$$\dot{\epsilon}_m^p = \left\{ q_1 \omega \cosh \left(\frac{(q_2 \omega + q_3) \sigma_m}{\sigma_y} \right) \right\} \dots\dots\dots (7)$$

ここで σ_y は降伏応力, q_1 , q_2 および q_3 は材料定数である.

3. PP 材の板打ち抜き実験

米国材料試験協会 ASTM の規格 D3763 を参考に, 図1に示すポリプロピレン(PP)材の打ち抜き実験を実施する. すなわち内径 25.4mm の鋼製リングで上下から 2mm 厚の PP 板材を締め付けて固定し, 先端形状が直径 12.7mm の半球形インパクトを速度 1m/s で PP 板材に衝突させて, インパクトが受ける荷重とインパクト先端の変位の関係を得る.

4. 硬化則の同定

硬化データ取得のため, ASTM-D1708 で示される形状の引張試験片を打ち抜き実験に供した PP 材と同じシートから切り出し, 単軸引張実験を 3 種類のひずみ速度下で別途実施する. 得られた荷重 W とチャック変位 d の関係から真応力 σ_t と

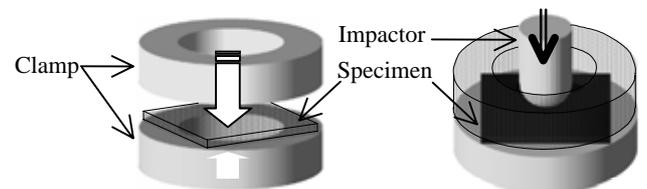


Fig.1 Method for puncture test

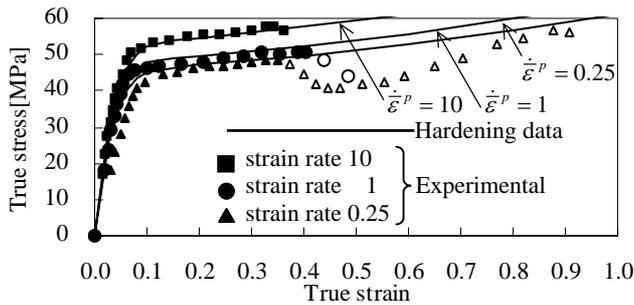


Fig.2 Stress-strain curves

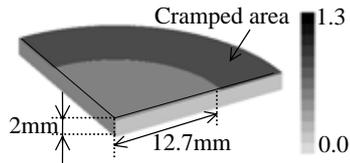


Fig.3 FEM model



Fig.4 Distribution of equivalent strain

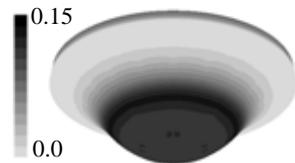


Fig.5 Distribution of craze

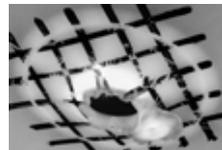


Fig.6 Punctured specimen

真ひずみ ϵ_r の関係を、初期断面積 A_0 と初期チャック間距離 L_0 により式(8)で概算する。なお、ひずみ速度は(チャック速度/初期チャック間距離 L_0)で算出する。

$$\sigma_r = W/A_0 \times (1+d/L_0), \quad \dot{\epsilon}_r = \ln(1+d/L_0) \dots\dots\dots (8)$$

単軸引張実験で得られた PP 材の真応力-真ひずみ関係に対して、次式のような硬化則⁽¹⁾の各係数を同定する。

$$\dot{\bar{\epsilon}}^p = \dot{\epsilon}_r \operatorname{sgn}(\bar{\sigma}) \left| \frac{\bar{\sigma}}{g(\bar{\epsilon}^p)} \right|^{1/m} \dots\dots\dots (9)$$

$$g(\bar{\epsilon}^p) = \sigma_r \{ \tanh(k_1 \bar{\epsilon}^p) + k_2 + H_{\epsilon}(\bar{\epsilon}^p - \epsilon_r) k_3 (\exp \bar{\epsilon}^p - \exp \epsilon_r) \} \dots\dots\dots (10)$$

ここで $\dot{\epsilon}_r$ は参照ひずみ速度、 ϵ_r は再硬化ひずみ、 m はひずみ速度感度指数、 σ_r は参照応力であり、同定された各定数はそれぞれ、 $\dot{\epsilon}_r = 1.0s^{-1}$ 、 $m = 0.04$ 、 $\sigma_r = 17\text{Mpa}$ 、 $\epsilon_r = 0.05$ 、 $k_1 = 25$ 、 $k_2 = 1.85$ 、 $k_3 = 0.6$ である。得られた硬化カーブを実験データとあわせて図 2 に示す。ただし実験データの白ヌキシンボルの領域では 2 次くびれが発生したため、定数同定に際しては参考程度としている。

5. PP の板打ち抜き FEM 解析

以上の材料モデル、すなわち構成式(1)、クレイズ発展式(4)、クレイズ発生条件式(6)、塑性平均垂直ひずみの発展式(7)および硬化則(9)を、ユーザサブルーチンを通じて RADIOSS に組み込み、PP 材の板打ち抜き問題に対する FEM 解析を実施する。なお式(4)~(7)における材料定数を $A = 0.5$ 、 $B = 10^{-6}$ 、 $D_1 = 0.99$ 、 $D_2 = 100$ 、 $\epsilon_c = 0.6$ 、 $A_1 = 2.5$ 、 $B_1 = 540$ 、 $C_1 = 0$ 、 $q_1 = 0.018$ 、 $q_2 = 0.0$ 、 $q_3 = 1.5$ とする。解析モデルは変形の対称性を仮定した図 3 に示すような 1/4 モデルであり、1 点積分 3D ソリッド要素を用いた 19833 節点 17200 要素のモデルである。鋼製リングによる試験片の拘束は、締め付け部の下面を完全固定し、上面を上方変位のみ拘束する。インパクトは直径 12.7mm の剛壁球とし、強制速度 1m/s を与える。

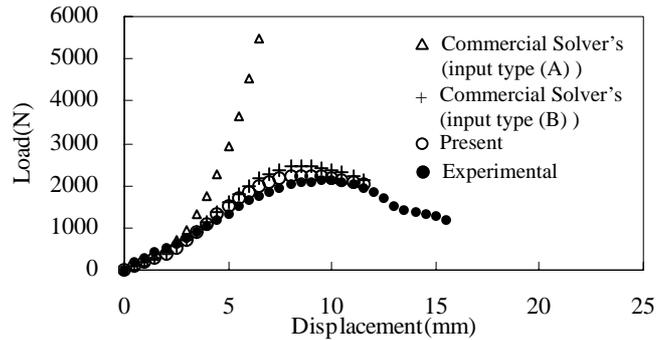


Fig.7. Puncture experimental result and FEM results

最大荷重を超えたインパクト変位 10mm における相当塑性ひずみ分布とクレイズ密度分布をそれぞれ図 4、図 5 に示す。相当塑性ひずみは最も変形が大きい試験片中央において最大で、外周に向かって徐々に小さくなる。これに対して高クレイズ密度領域は試験片中央部でなく、その周辺で円環状に分布しており、図 6 に示す実験の破断部位とよく一致する。

またインパクトの荷重-変位関係について実験と解析の結果を比較すると、図 7 に示すように本材料モデルによる解析結果は実験結果とよく整合する。なお、解析は実験に比べて荷重最大となる変位が 1mm 程度小さいが、これは硬化則同定の際に、引張実験で生じた 2 次くびれの影響を組み込んでいないことが原因と考えられる。このような引張実験に対する詳細な検討や新たな硬化則の開発は今後の課題としたい。

図 7 には、汎用ソルバの弾塑性材料則による解析結果もあわせて示したが、図 2 の実線で示される 3 種類のひずみ速度に対するデータを表形式で入力する方法を type(A)、またひずみ速度 100 および 1000 の硬化カーブを式(9)により算出し type(A)に加え、5 種類のひずみ速度に対するデータを入力する方法を type(B)と称している。図 7 において、type(A)は実験結果より著しく高い荷重を示すが、打ち抜き解析で生じるひずみ速度が $100s^{-1}$ 以上であることから、この弾塑性材料則の硬化カーブの高ひずみ速度領域に対する外挿が適切でないと考えられる。これに対して type(B)のようにポリマ特有のひずみ速度依存性を再現できる式(9)を用いて、あらかじめデータの外挿を行えば、実験結果に近い荷重履歴が得られる。しかし、その場合でも汎用ソルバによる解析では、図 4 のようなひずみ分布しか得られないため、ポリマの破壊機構に基づく破断予測はできない。

なお、本材料モデルを用いた解析の CPU 時間は、汎用ソルバの弾塑性材料則を用いた場合に比べて、わずか 30%増にすぎない。このことから本材料モデルは解析時間についても十分実用的であり、以上の検討を通じて本材料モデルの有用性が確認されたといえる。

6. 結言

既報で提案した材料モデルを組み込んだ汎用ソルバで PP 材の打ち抜き 3D 解析を実施した結果、以下の結論を得た。

- (1) 本モデルは、3D 打ち抜き解析で得られる高クレイズ密度領域が実験の破断位置に一致することから、3D 解析でもクレイズの進展に基づく破断予測ができる。
- (2) 解析時間も汎用ソルバの材料則に比べてわずか 30%増であり、本モデルは十分実用的である。

文献

- (1) 小林・富井・志澤, 機論, 70-694, (2004), pp. 810-817.
- (2) 松本・海老原・志澤, 機構論, No.05-2, (2005), pp.687-688.