論文

プレス成形解析の材料流入予測精度の向上のための
数値ドロービード特性計算手法

岩田 徳利* 岩田 隆道* 一条 尚樹**

Calculation Method of Numerical Drawbead Properties for Improvement of Metal
Flow Prediction Accuracy in Sheet Metal Forming Analysis

Noritoshi IWATA*, Takamichi IWATA* and Naoki ICHIJO**

(Received on May 26, 2017)

The numerical simulations of sheet metal forming are used practically in production preparation for automotive parts. Breakage and wrinkles are evaluated in most of the sheet metal forming by FEM analysis. The wrinkles are controlled by the restraining force with drawbeads. If the force is too large, a breakage occurs. Thus, the adjustment of the drawbeads are important in deforming the sheet metal without defects. The drawbead size is much smaller in comparison with the whole of automotive panels. If the whole panel is divided into finite elements with the mesh sizes corresponding to the shape of the drawbeads, the analysis takes several days. Therefore, the FE models of drawbead parts in the panels are normally omitted and drawbead force is given as the boundary condition, instead. A new calculation method of drawbead properties, in which a material and friction models conforming to the actual phenomenon were implemented, was proposed to improve the accuracy of sheet metal forming analysis. The difference between the predicted drawbead forces and the experimental values has been decreased to less than 10% at maximum. As a result of the application of these values to the calculation of forming an actual panel and a comparison with experimental results, the validity of the proposed method was verified.

Key words: sheet metal forming, FEM analysis, sheet metal formability, equivalent drawbead model, metal flow, mild steel.

1. 緒 言

自動車のプレス成形工程の事前評価にプレス成形 CAE が用いられ、生産準備期間の短縮化に貢献している。外板部品ではしわと割れの成形不良が問題となり、金型のダイフェース上にドロービードと呼ばれる微小な突起形状を設けてブランクに付与する張力を制御することで成形不良のない部品を得ている。このドロービードの形状は曲げ半径が最小で 2 mm 程度と小さく、成形不良の予測精度を確保するためには、ドロービード通過時の付加張力とその金型を押し上げる力（以降、押し上げ力と記す）を再現するようにブランクを十分に細かく要素分割して解析する必要がある。それに伴いプレス成形 CAE の計算時間が増大しプレス成形工程の事前評価期間内に収まらないので、プレス成形 CAE の金型モデルからドロービード形状を省略し、代わりにドロービードの張力特性を境界条件的に付与する手法が一般的となっている¹⁾。その張力特性とはドロービードの

引抜抵抗力（以降、引抜き力と記す）と押し上げ力である（以降、引抜き力と押し上げ力を併せてドロービード特性と記す）。

これまでにドロービード特性に関する実験的研究が多く行われており、例えばドロービード形状や材料の板厚と引抜き力との関係や押し上げ力の測定結果²⁾が報告されている。さらに、ドロービードの解析方法が提案され、引抜き力の測定結果と比較検証されている³⁾。プレス成形に用いられるドロービード形状は数十種類以上²⁾であり、上下金型間のクリアランスや材料の強度・板厚によってドロービード特性は変化する。そのため、実験で全ドロービードの引抜き条件であらかじめその特性を測定するには膨大な実験期間・コストを必要とするので、幾何形状から求める方法が提案されている⁴⁾。しかし、押し上げ力によって材料と金型との接触部位、面積、角度が変化するため、幅広い材料種、板厚に適用できる汎用的な幾何計算手法を確立するのは困難である。そこで、FEM 解析を用いてドロービード引抜き力が実験結果と比較検討されている⁵⁾。

一方、実際の自動車外板部品のプレス成形ではしわ押さえ力を与え、約 10 spm で生産されている。それに使用される鋼板の変形抵抗はひずみ速度依存性があることが知られている。その影響で、変形抵抗が大きくなり、ドロービー

* ㈱豊田中央研究所 〒480-1192 愛知県長久手市横道 41 番地の 1
Toyota Central R&D Labs., Inc.
41-1, Yokomichi, Nagakute, Aichi 480-1192, Japan.

** トヨタ自動車㈱ 〒471-8573 愛知県豊田市元町 1 番地
MS Stamping Production Engineering Div., Toyota Motor Corporation.
1, Motomachi, Toyota, Aichi 471-8573, Japan.

ド特性は増大すると考えられる。しかしながら、これまでの研究では準静的な材料試験の結果からドロービード特性が計算されており、実成形のひずみ速度が準静的時に対して 2 桁以上大きいにも関わらず、ひずみ速度依存が考慮されていない。また、板と金型間の板隙は板の押上げ力と付加するしわ押さえ力によるため、板隙と引抜き力および押上げ力の関係の検討が必要であるが、板隙と押上げ力の関係について測定された事例⁹⁾はある。実成形で用いられているダブルビードの板隙と引抜き力について検討されている⁷⁾。しかし、板隙、引抜き力と押上げ力を同時に測定し、それらの関係について十分には考察されていない。

そこで本研究では、実際の自動車外板部品のプレス成形解析の高精度化のため、まずシングルビードとダブルビードの引抜き試験で板隙と引抜き力および押上げ力の関係を測定する。次に変形抵抗のひずみ速度依存性を考慮した FEM 解析を用いてドロービード特性を精度良く算出する方法を検討する。そして、提案する算出法の結果と測定結果を比較する。さらに、その同定されたドロービード特性を用いて自動車外板部品のプレス成形 CAE を実施し、実パネルの材料流入量と比較し、提案する同定法の有効性を検証する。

2. ドロービード引抜き試験

2.1 実験対象

供試材として幅 40 mm、長さ 700 mm の Table 1 に示す機械的特性の 270 MPa 級薄鋼板(板厚 0.659 mm)を用いた。この材料を圧延方向に引張試験し、応力-ひずみ関係のひずみ速度依存性を測定した結果を Fig. 1 に示す。試験装置は高速引張試験機(島津製作所製ハイドロショット HITS-T10)であり、ひずみと荷重の測定方法は既報⁷⁾と同様である。その試験片形状は平行部長さ 10 mm、平行部幅 4.3 mm、つかみ部肩半径 1 mm、つかみ幅 20 mm で、ゲージ長 1 mm の塑性ひずみゲージを平行部に貼った。なお、ひずみ速度 0.0003 s^{-1} のみ JIS5 号試験片を用いた。また、対象とする部品のドロービード部の形状を Fig. 2 に示す。ドロービード形状 A、B はドロービードが 1 個のシングルドロービードであり、断面はそれぞれ台形型と丸型である。ドロービード形状 C は、シングルドロービードが 2 個連なるダブルドロービードであり、その 1 個の断面形状はドロービード形状 B である。金型材は自動車外板のプレス成形に合わせて、球状黒鉛鋳鉄(引張強さ 540 MPa)を用い、表面にクロムメッキ⁹⁾を施した。その表面粗さは $Ra = 0.2\mu\text{m}$ である。

2.2 実験方法

試験装置を、Fig. 3 に示すドロービード下型を固定し、その上に試験片を載せ、ドロービード上型はロードセルを介して油圧シリンダで押し付ける。ドロービード加圧力を油圧で与え、試験片を一定速度で引抜いた。そのときの引抜き力と加圧力、および上下型のギャップを同時に測定した。

Table 1 Mechanical properties

Yield strength /MPa	Tensile strength /MPa	n-value	r-value
181	298	0.267	1.62

その測定には、うず電流式隙間測定器(計測精度 $\pm 3 \mu\text{m}$)を用い、ギャップの値としてはドロービード型の左右および前後の 4 箇所に設置した測定値の平均値を使用した。ま

Fig. 1 True stress - logarithmic plastic strain curves

Fig. 2 Dimensions of drawbeads (upper die)

Fig. 3 Experimental setup

た、加圧力（押上げ力）を板隙（ギャップ-初期板厚）が 0.03, 0.1, 0.5, 1.2 mm に近い値になるように各々設定して引抜き試験を行なった。引抜き速度は 10 spm 相当の平均加工速度の 80 mm/s とし、潤滑剤には防錆潤滑油プレトン（スギムラ化学製 R-303P）を用いた。

3. ドロービード部引抜き試験の解析方法

3.1 解析モデル

Fig. 4 のようにドロービード引抜き試験で用いる上型、下型および板幅 20 mm の短冊状の試験片のモデルを作成した。試験片は板厚方向の積分点が 7 のシェル要素で分割し、そのメッシュサイズは通常のプレス成形解析より細かい、ドロービードの肩 R 部形状を表現できる 0.35 mm とした。上型と下型のクリアランスが設定値になるまで上型を下降させた後、素材後方端はフリーとし、前方端に加工速度を与えた。

3.2 材料、摩擦モデル

ドロービード部は曲げ、曲げ戻し変形を受けるため材料のバウシinger効果を考慮する必要がある。また、供試材の変形抵抗にはひずみ速度依存性が認められた。そこで、材料特性として LS-DYNA で利用可能な式(1)の線形移動硬化モデル¹⁰⁾（なお、 ε_{eq}^p は相当塑性ひずみである）を用いて考慮した。ひずみ速度依存性は準静的な降伏応力と、ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{eq}^p$ の V_m 乗に比例する項の和を用いて考慮した。式(1)の 2, 3 項が等方硬化量を、4, 5 項が移動硬化量を表す。そのパラメータを Table 2 に示す。

$$\sigma_{eq} = \sigma_0 + Q_{r1} \cdot \{1 - \exp(-C_{r1} \varepsilon_{eq}^p)\} + Q_{r2} \cdot \{1 - \exp(-C_{r2} \varepsilon_{eq}^p)\} + Q_{x1} \cdot \{1 - \exp(-C_{x1} \varepsilon_{eq}^p)\} + Q_{x2} \cdot \{1 - \exp(-C_{x2} \varepsilon_{eq}^p)\} + V_k \cdot \dot{\varepsilon}_{eq}^p V_m \quad (1)$$

Table 2 のパラメータ決定方法について以下に記す。

Fig. 4 FE models of drawbead

Table 2 Material parameters for Eq. (1)

σ_0 /MPa	Q_{r1} /MPa	Q_{r2} /MPa	Q_{x1} /MPa	Q_{x2} /MPa	V_k /MPa
194	185	33.1	305	54.5	49.2
C_{r1}	C_{r2}	C_{x1}	C_{x2}	V_m	
1.00	20.0	1.00	20.0	0.256	

- ① JIS5 号試験片の引張速度 5mm/min の試験結果から移動硬化・ひずみ速度依存無として $\sigma'_0, Q'_{r1}, Q'_{r2}, C'_{r1}, C'_{r2}$ を非線形最小 2 乗法を用いて同定した。

$$\sigma_{eq} = \sigma'_0 + Q'_{r1} \cdot \{1 - \exp(-C'_{r1} \varepsilon_{eq}^p)\} + Q'_{r2} \cdot \{1 - \exp(-C'_{r2} \varepsilon_{eq}^p)\}$$

$$\sigma'_0 = \sigma_0 + V_k \cdot \dot{\varepsilon}_{eq}^p V_m, Q'_{r1} = Q_{r1} + Q_{x1}, Q'_{r2} = Q_{r2} + Q_{x2}$$

- ② ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{eq}^p$ を 0.003~20.0 strain/s とした試験結果から σ_0, V_k, V_m を同定した。

$$\sigma_{eq} = \sigma_0 + Q'_{r1} \cdot \{1 - \exp(-C'_{r1} \varepsilon_{eq}^p)\} + Q'_{r2} \cdot \{1 - \exp(-C'_{r2} \varepsilon_{eq}^p)\} + V_k \cdot \dot{\varepsilon}_{eq}^p V_m$$

- ③ 圧縮時の加工硬化特性は引張時と同様と仮定し ($C_{x1} = C_{r1}, C_{x2} = C_{r2}$)、2 種類のドロービード形状 A, B と 2 種類の板隙約 0.1, 1.0 mm の引抜き力の実験結果を解析と比較して①の関係から $Q_{r1}, Q_{r2}, Q_{x1}, Q_{x2}$ を同定した。

また、塑性異方性は Hill 降伏関数を用いて考慮した。

摩擦係数の面圧依存性を、平板摺動摩擦試験機¹¹⁾を用いて測定した。その結果を Fig. 5 の示す。なお、文献¹²⁾で示されている摩擦係数の速度と摺動距離依存は今回の金型材と供試材の組み合わせでは認められなかった。そこで解析では Fig. 5 の結果を面圧と摩擦係数の関係を多点近似として与えた。

3.3 引抜き特性の同定方法

解析結果から LS-DYNA に入力する単位幅当たりの曲げ力、押上げ力を求める方法について記述する。素材の動きが安定するまで十分に引抜いた後、上型にかかる成形荷重の平均を試験片の幅で除した値が押上げ力 F_f になり、素材端周辺部の断面力を時間平均した値が引抜き力 F_d となる。そして、引抜き力から摩擦による影響を引いたものを LS-DYNA に入力する曲げ力 N と同定する。 N は、具体的には式(2)で表される。

$$N = F_d - 2F_f \mu \quad (2)$$

ここで、 μ は摩擦係数である。また、ドロービード通過によって発生する相当塑性ひずみと板厚減少率を FEM 解析結果から求めた。これらの利用法は、5.2 節で後述する。

Fig. 5 Relationship between contact pressure and friction coefficient

4. ドロービード引き抜き試験の実験及び解析結果

Fig. 6 に摺動試験の測定結果の 1 例としてドロービード形状 A で設定板隙 0.03 mm の場合について示す。摺動距離 50~350 mm で荷重・ギャップとも一定となっており、摺動距離によって荷重が変化しない結果が得られた。そこで、各値として引拔力が安定する摺動距離 150~300 mm の領域の平均値を用いて計算値を実験値と比較した。

4.1 シングルドロービードの結果

形状 A, B における板隙とドロービード特性の関係を Fig. 7, Fig. 8 に示した。どちらのドロービード形状とも板隙が 0.1 以上の部分では提案手法 (図では FEM と記す) の実験と 10% 以内の誤差で一致している。板隙が 0.1 未満の領域では押し上げ力が計算の方が最大 15% 大きい場合があった。

Fig. 6 Measurement results (bead A, gap 0.03 mm)

Fig. 7 Drawing force and lift-up force in drawbead A

(a) Drawing force

(b) Lift-up force

Fig. 8 Drawing force and lift-up force in drawbead B

(a) Drawing force

(b) Lift-up force

Fig. 9 Drawing force and lift-up force in drawbead C

これは実験の引抜き時に金型と板の隙が型の前後左右の差が最大で 0.02 mm があつたことや、工具の弾性変形などによるものと推察される。また、提案手法の材料モデルをひずみ速度 0.003/s 一定の変形抵抗を定義した(ひずみ速度非依存材料モデル)場合は実験結果より最小で 15%, 最大で 24% 低く、ひずみ速度依存の考慮の重要性が確認できた。なお、図には従来手法の幾何形状から算出したドロービード特性¹³⁾を与えた結果を併せて示した。その引抜き力と押し上げ力は実験値と最大で 100% 以上の差が認められた。

4.2 ダブルドロービードの結果

形状 C における板隙とドロービード特性の関係を Fig. 9 に示す。なお、図には従来手法の幾何形状から算出したドロービード特性¹³⁾を与えた結果を併せて示した。すべての板隙において、FEM 解析結果は実験と 10% 以内の誤差で一致している。また、FEM で得られた形状 B の引抜き力、押し上げ力を 2 倍した値を Fig. 9 に併せて示した。形状 C の押し上げ力は形状 B の FEM 解析結果を 2 倍した値より大きくなった。

この差の要因としては、2 つ目のドロービードを通過する材料が、1 つ目のドロービードを通過したことにより加工硬化、板厚減少したことと 1 つ目のドロービード引抜き力が 2 つ目のドロービード通過時の後方から張力(以下では後方張力と記す)としてかかったことが考えられる。しかし、ドロービード形状 B におけるドロービード通過後の板

厚減少はほとんどなかったもので、加工硬化と後方張力のドロービード特性への影響を調べた。

加工硬化の影響を初期の塑性ひずみに応じて被加工材に初期相当塑性ひずみとして与えて引抜き試験の解析をすることで調べた。なお、加工硬化の影響を比較するのが目的であるため、初期の塑性ひずみに伴うバウシinger 効果の影響は考慮していない。その特性値を初期の塑性ひずみが 0 のときの押し上げ力の比として示す(Fig. 10)。なお、板隙は 0.05 mm とした。また、1 つ目のドロービードを通過した後の加工硬化を受けた被加工材の相当塑性ひずみの値を矢印で示す。1 つ目のドロービード通過による加工硬化の影響で押し上げ力は 1.19 倍になっている。

後方張力の影響を材料後端に張力を与えて引抜き試験の解析をすることで調べた。その特性値を後方張力が 0 のとき(これはシングルドロービードに対応する)の引抜き力、押し上げ力の比として Fig. 11 に示す。なお、板隙は 0.05 mm とし、横軸は後方張力とそれぞれのシングルドロービードの引抜き力の比とした。1 つ目のドロービードを通過時の引抜き力を受け(後方張力と引抜き力の比が 1 のとき)、押し上げ力は約 1.8 倍になっている。

以上の結果、ダブルドロービード(形状 C)の押し上げ力がシングルドロービードの特性の 2 倍より大きくなったのは、1 つ目のドロービード通過時に発生する引抜き力が後方張力として作用したことで塑性変形による加工硬化の影響であり、前者の影響の方が大きいことが分かった。

5. 実成形の CAE 解析における検証

5.1 自動車外板部品のプレス成形

Fig. 12 に検証対象とした自動車外板部品(約 1500×750 mm)の外観図を示す。ダイフェースには全周にドロービードが配置され、上下には 2 個のドロービードが配置されている。すなわち、上下にダブルドロービード(Fig. 4 の形状 C)、左右にシングルドロービード(Fig. 4 の形状 B)が配置されている。また、成形後の材料流入量を P1, P2, P3 の 3 箇所測定した。

Fig. 10 Influence of prestrain on lift-up force in drawbead C

Fig. 11 Influence of backward tension on lift-up force in drawbead C

Fig. 12 Schematic of outer panel for verification

5.2 解析モデル

上型, 下型および被加工材はシェル要素で分割した.

- (a) 材料・摩擦モデル: 材料モデルは 3.2 節に記述した, バウシinger効果とひずみ速度依存性を考慮する弾塑性材を用いた. 摩擦係数は 3.2 節に記述したように面圧依存性を考慮した.
- (b) ドロービード特性: ドロービード特性は LS-DYNA の仕様に合わせて板隙量と単位幅当たりの曲げ力 F_f , 押し上げ力 N との関係を多点近似で与えた. それらの算出について以下に記す.

① シングルドロービードの場合: Fig. 8 の値を試験片の板幅で除し単位幅当たり押し上げ力 F_f^s と引抜き力 F_d^s を算出し, 式(2)を用い単位幅当たりの曲げ力 N^s を算出する.

② ダブルドロービードの場合: ①と同様に Fig. 9 の値から単位幅当たり押し上げ力 F_f^d と引抜き力 F_d^d から曲げ力 N^d を同定する.

ダブルドロービードではそれぞれのドロービードに対して引抜き力と曲げ力を定義する. ポンチに対して外側のドロービード特性 F_f^{d1}, N^{d1} は式(3), (4)で与える.

$$F_f^{d1} = F_f^d - F_f^s \quad (3)$$

$$N^{d1} = N^d - N^s \quad (4)$$

ポンチに対して内側のドロービード特性としてはその形状のシングルビードにおける特性を採用する. また, ドロービード通過後の相当塑性ひずみと板厚減少率は設計で想定している板隙 0.01 mm の場合の引抜き FEM 解析結果を用いた. その値は Table3 に示す.

Table 3 Thickness reduction rate and equivalent plastic strains used in FEM analysis

		Drawbead B	Drawbead C	
			Edge side	Punch side
Thickness reduction rate		0.986	0.986	0.948
Equivalent plastic strain	Layer 1	0.332	0.332	0.478
	Layer 2	0.257	0.257	0.370
	Layer 3	0.137	0.137	0.197
	Layer 4	0.018	0.018	0.093
	Layer 5	0.130	0.130	0.195
	Layer 6	0.249	0.249	0.368
	Layer 7	0.331	0.331	0.476

5.2 材料流入量

本手法によって算出したドロービード特性を与え, Fig. 12 の成形計算を行い, 3 箇所の材料流入の測定結果と比較した. その結果を Fig. 13 に示す. なお, 図には従来の幾何形状から算出したドロービード特性¹³⁾を与えた結果を併せて示した. 材料流入量の繰返し $n = 3$ の測定バラツキ ± 3 mm を考慮するとシングルドロービードが配置されている P2, P3 の材料流入量は本手法と従来法どちらも測定結果に一致している. しかし, ダブルドロービードが配

置されている P1 の材料流入量の測定結果と本手法の結果とは一致しているが, 従来法の結果とは差が認められた. 従来法において P1 で差が生じた原因について考察する. Fig. 9 に示したように, 従来法のダブルドロービードの引抜き力が実際より小さく, そのため実際より材料流入が大きくなったと考えられる. なお, ダブルドロービードであるが P2 で従来法の材料流入量が実際と一致したのは, その押し上げ力が実際より極端に小さいことにより板隙 0 となったことから, フランジ部にしわが発生し, それに伴い流入抵抗が増したことから従来法の引抜き力が小さいことが相殺されたことによると推察される.

Fig. 13 Metal flow at the measured points

6. 結 言

自動車外板部品のプレス成形解析の高精度化のため, まずドロービード引抜き試験で板隙と引抜き力および押し上げ力の関係を測定した. 次に変形抵抗のひずみ速度依存性を考慮した FEM 解析を用いてドロービード特性を精度良く同定する方法を検討し, 提案する算出法の結果と測定結果を比較した. そして, 同定されたドロービード特性を用いて自動車外板部品のプレス成形 CAE を実施し, 実パネルの材料流入量と比較し, 有効性を検証した. 得られた結果は以下のとおりである.

- (1) FEM 解析として必要なドロービード特性 (引抜き力, 押し上げ力) と板隙との関係を定量化した.
- (2) 自動車外板部品のプレス成形の加工条件に即したひずみ速度とバウシinger効果を考慮した材料モデルを用い, 摩擦係数の面圧依存を考慮し, 十分に細かいメッシュサイズで FEM 解析することにより得られたドロービード特性は実験に近い結果が得られた. しかし, 板隙が 0.1 mm 以下の時に押し上げ力については最大で 15%大きく予測された.
- (3) ダブルドロービード部の押し上げ力は, そのシングルドロービードの特性の 2 倍より大きかった. その要因は 1 つ目のドロービード通過時に発生する張力 (後方張力) と塑性変形による加工硬化の影響であり, 前者の影響の方が大きいことが分かった.
- (4) 同定手法で求めたドロービード特性を設定し, 外板部品のプレス成形解析を行った. その結果, ダブルドロ

ービード部の材料流入量の予測精度が従来法よりも向上し、本解析手法の有効性を確認できた。

参 考 文 献

- 1) Usukouhan-Seikeigijyutsu-Kenkyuukai: Puresu-SeikeiNani-Handbook 3rd edition, (2007), 640-641, Nikkan- Kogyo-Shibun-Sha.
- 2) Usukouhan-Seikeigijyutsu-Kenkyuukai: Puresu-SeikeiNani-Handbook 1st edition, (1987), 311-312, Nikkan- Kogyo-Shibun-Sha.
- 3) Sakamoto, T., Ujihara, A. & Furubayashi, T.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **38**-337(1989), 206-211.
- 4) Yellup, J.M. & Painter, M.J: J. of Applied Metalworking, **4**-1(1985), 30-38.
- 5) Sunaga, H. & Makinouchi, A.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **39**-444(1998), 67-71.
- 6) Shirakami, S., Hama, T., Yoshida, T. & Takuda, H.: AIP Conf. Proc. 1567, 804-807 (2013), 804-807. (Proc. NUMISHEET2014)
- 7) Sunaga, H. & Makinouchi, A.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **39**-444(1998), 62-66.
- 8) Iwata, T., Iwata, N., Hotta, S., Suzuki, T., Suzuki, K. & Kuriyama, Y.: Proc. of IDDRG 2015 Cong, (2015), 171-181.
- 9) Usukouhan-Seikeigijyutsu-Kenkyuukai: Puresu-SeikeiNani-Handbook 3rd edition, (2007), 472-473, Nikkan- Kogyo-Shibun-Sha.
- 10) LS-DYNA ver.971 User's manual Volume II, 423.
- 11) Usukouhan-Seikeigijyutsu-Kenkyuukai: Puresu-SeikeiNani-Handbook 3rd edition, (2007), 143-144, Nikkan-Kogyo-Shibun-Sha.
- 12) Tamai, Y., Inazumi, T. & Manabe, K.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast. , **55**-636(2014), 28-33.
- 13) Stoughton, T.B.: Proc. of 15th Biennial IDDRG Cong, (1988), 205-215.