曲げ挙動制御によるフランジアップ成形性の向上

西村 隆一^{*,***} 中澤 嘉明^{**}浜 孝之^{***} 宅田 裕彦^{***}

Improvement of Flange-Up Formability by Controlling Sheet Bending Behavior

Ryuichi NISHIMURA^{*,***}, Yoshiaki NAKAZAWA^{**},Takayuki HAMA^{***} and Hirohiko TAKUDA^{***}

(Received on May 9, 2016)

Flange-up forming in the longitudinal edge of press-formed parts is one of the most difficult problems for materials with poor ductility, such as ultrahigh-strength steel. The authors investigated the effects of the shape and material properties on flange-up formability in previous studies, and it was clarified that the bending behavior at the flange root during forming was the key to improving the stretch flange formability. In this study, we propose a new pad, which is called the lower pad and which can control the bending behavior at the root, and the effect of the lower pad structure on the flange-up formability is examined numerically as well as experimentally. It is found that the lower pad improves the formability, especially in the case of materials with poor ductility, and enables flange-up forming even for 980-MPa-grade ultrahigh-strength steels. Furthermore, it is clarified that an optimum lower pad stroke exists. The formability is improved as the lower pad stroke becomes large. However, too large a stroke causes localized large curvature at the root and excessive thinning at the edge.

Key words: sheet metal forming, stretch flanging, flange-up formability, joint flange, high-strength steel, strain uniformity.

1. 緒言

地球環境保護を背景として、自動車には燃費向上によるCO₂排出量の低減が求められており、車両軽量化への取組みが強化されている。それに伴い、車体部材へのさらなる高強度鋼板の適用が進められている。高強度鋼板では低延性に起因して、部材加工時に、特に部材端部の引張りによる伸びフランジ破断が懸念される。これまでバーリング成形¹⁾やつづみ型形状部のフランジアップ成形^{1),2)}を対象として、伸びフランジ成形性に及ぼす加工条件の影響³⁾⁻¹³⁾、成形性向上手法^{3), 6), 9)-13)}や成形限界予測手法^{14), 15)}に関して、検討が行われてきた。

一方、著者らは端部に他部材結合用のフランジを持つハット型断面の成形品を対象として、端部フランジの伸びフランジ成形性に及ぼす材料特性¹⁶⁾、製品形状^{16), 17)}および打抜き条件¹⁸⁾の影響について検討を行ってきた。本成形は、ハット型の断面コーナー部を曲げ加工によって成形すると同時に、同コーナー部の端部をフランジアップする点が、

バーリング成形やつづみ型形状部のフランジアップ成形と異なる。なお、それらの成形のように、曲げ加工の前または後に別工程でフランジアップ成形を行うと、本研究の対象とする部材端部のフランジアップ成形の場合、容易に割れあるいはしわが発生し、成形できない場合が多い。

上記検討の中で、スポット溶接打点を設けるため、稜線部のフランジ高さ H を高く設定した場合、特に高強度鋼板では成形性が著しく低下することがわかった^{16), 17)}。これは、Fig. 1に模式的に示すように、金型形状に対応して、フランジ根元（以下、根元）素材のなか所で曲げが進行することで、曲げ部に対応するフランジ先端（以下、先端）部のなか所に、伸びフランジ変形が集中するためである。

そこで本研究では、2.1節で詳述するような、根元素材の曲げ挙動制御によるひずみ分散の観点から、新たな金型構造を用いた部材端部のフランジアップ成形性向上手法を考案した。以下、これを考案工法と呼び、既報¹⁶⁾⁻¹⁸⁾で著者らが用いてきた工法を従来工法と呼んで区別することとする。本論文では、考案工法の有効性および最適条件を検討した。

2. 実験方法

2.1 フランジアップ成形工法

Fig. 2およびFig. 3に、フランジアップ成形の第1工程および第2工程をそれぞれ模式的に示す。Fig. 2(a)は、考案工法における金型および素材（以下、ブランク）の初期状

* 新日鐵住金(株)鉄鋼研究所 〒293-8511 富津市新富 20-1
Steel Research Laboratories, Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation,
20-1 Shintomi, Futtsu, Chiba, 293-8511, Japan.

** 新日鐵住金(株)鉄鋼研究所 〒660-0891 尼崎市扶桑町 1-8
Steel Research Laboratories, Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation,
1-8 Fusochi, Amagasaki, Hyogo, 660-0891, Japan.

*** 京都大学大学院エネルギー科学研究科 〒606-8501 京都市左京区吉田本町
Graduate School of Energy Science, Kyoto University,
Yoshida-honmachi, Sakyo-ku, Kyoto, 606-8501, Japan.

Fig. 1 Schematic drawing of relationship between strain at edge and bending behavior at root during flange-up forming

(a) Dies and blank for developed flange-up forming

(b) Developed flange-up forming

(c) Conventional flange-up forming

Fig. 2 Schematic drawing of developed forming method in comparison with conventional forming method for 1st process

態である。なお第1工程では、伸びフランジ成形性向上を狙った考案工法 (Fig. 2(b)) を従来工法 (Fig. 2(c)) と比較して示す。第2工程は、従来と考案工法で同じ方法とした。

(a) Forming dies and panel

(b) Flange-up formed part

Fig. 3 Schematic drawing of 2nd process

(a) 1st process

(b) 2nd process

Fig. 4 Flange-up formed panels

Fig. 4 に、第1および第2工程の成形品模式図を示す。Fig. 2(a)および Fig. 4(b)に示すように、パンチ稜線半径 $R_p = 12\text{mm}$ 、 $H = 15\text{mm}$ に設定した。

Fig. 2(b), (c)に成形工程、Fig. 4(a)に成形品形状を示すように、第1工程では、従来および考案工法ともに、ハット型断面を形成しながら、端部フランジを 0° から 60° まで立ち上げる成形を行う。

Fig. 2(a)に示すように、考案工法の特徴は、パンチに内包され、加圧機構 (Fig. 2(a)の下型側斜線部のガススプリングやプレス機のクッション) を介して下金型側に保持された構造のパッド (以下、下パッド) を設けた点にある。なお、成形中のブランク位置ずれを抑制するダイ側パッド (以下、上パッド) は、従来工法と同様に用いた。Fig. 2(b)に示すように、成形初期、下パッドが下パッドストローク S_{lp} だけパンチ天板部よりも上方に保持され、ブランクの幅方向中央部は下パッドと上パッド間に挟持された状態で、成形が進行する。下パッドの加圧力を上パッドの加圧力よりも大きく設定することで、成形初期に、上パッドの加圧機構 (Fig. 2(b)の上型側斜線部のガススプリング) が縮み、ブランク挟持面は一定高さに保持される。これにより、Fig. 2(b)に示すように、フランジ根元の曲げ部が2か所に分散される。成形中期に、上パッドのブランク挟持面がダイの面位置に一致するストロークで、上パッドがダイと一体となり、その後は、下パッドの加圧機構が縮む。成形下死点で、ブランク挟持面がパンチの面位置に一致し、第1工程の成形が完了する。なお、 $S_{lp} = 0\text{mm}$ は従来工法に相当する。

Fig. 3(a)に第2工程の成形金型および第2工程前の成形品、Fig. 3(b)に成形品のフランジアップ部の拡大図、Fig. 4(b)に第2工程後の成形品を示すように、第2工程では従来および考案工法ともに、部材長手方向 (Fig. 3(a)の y 方向) にダイを動作させて、端部フランジを 60° から製品角度 (縦壁部: 90° , 天板部: 80°) まで立ち上げる成形を行う。

以上の考案工法によって、成形途中、フランジ根元の曲げ部を2か所に分散することで、先端のひずみ集中が抑制されることが期待される。

2.2 ブランク

Fig. 5 に、ブランクの形状を示す。ブランクは、伸びフランジ変形時にひずみが集中する部位の面積を増やすことで、先端のひずみ集中の緩和を狙った凹、凸および直線を含む形状とした¹⁷⁾。Table 1 に、供試材の材料特性値を示す。前報^{16), 17)}と同様に、引張強さ TS の異なる板厚 $t = 1.4\text{mm}$ の2種類の高強度鋼板、590 および 980MPa 級 DP 鋼 (590Y および 980Y) を用いた。なお CL/t は、打抜きクリアランスの板厚比を示す。 n 値は、応力-ひずみ曲線を式 (1) に示す Swift 式で近似した指数 n を示す。

$$\bar{\sigma} = F(\varepsilon_0 + \bar{\varepsilon}_p)^n \quad (1)$$

ここで $\bar{\sigma}$ は相当応力、 $\bar{\varepsilon}_p$ は相当塑性ひずみである。

2.3 成形実験による考案工法の効果検証

考案工法の下パッドの成形性向上効果を検証することを目的として、成形実験を行った。Fig. 6(a)に、第1工程の成形金型およびブランクの初期状態、Fig. 6(b)に、第2工程の成形金型および成形品の初期状態の写真を示す。第1工程の金型およびブランクの初期状態や形状の詳細寸法は Fig. 2 および Fig. 5 と、第2工程の金型および成形品の初期状態や形状の詳細寸法は Fig. 3(a)および Fig. 4(a)と同様とした。また、考案および従来工法では、それぞれ Fig. 2(b)および Fig. 2(c)と同様の金型動作に設定した。 S_{lp} は、従来工法に相当する 0mm から 25mm の範囲で変化させ、成形性に及ぼす S_{lp} の影響を調査した。成形性指標は、簡便性を考慮し、先端の板厚ひずみ ε_t とした。

Fig. 5 Blank sheet shape for flange-up forming

Table 1 Mechanical properties of used materials

Material	Thickness t / mm	YS / MPa	TS / MPa	EL / %	n (5-10%)	r_{ave} (10%)	λ / %
590Y	1.4	454	636	30	0.15	0.9	67
980Y		690	1071	17	0.13	0.9	29

YS : Yield stress, TS : Tensile strength, EL : Elongation

n : Work-hardening exponent defined by eq.(1)

$r_{ave} = (r_0 + 2r_{45} + r_{90})/4$

λ is hole expansion ratio in case of $CL/t = 11\%$

フランジアップ部に相当するブランク端部 (Fig. 5 の拡大部)は、機械加工によるリーマ相当仕上げを基準とした。なお、量産現場で一般に用いられる打抜き加工によりブランクを仕上げる場合、打抜き時にブランク端部に導入されるひずみや損傷に起因して、機械加工で仕上げる場合に比べて伸びフランジ成形性が低下する^{3), 8), 19)}。そこで、最適な成形条件では、 $CL/t = 11\%$ の打抜き加工条件でも成形性を確認した。第1工程の下パッドは、プレス機のクッションを加圧機構として 200kN に設定した。上パッドはガススプリング (ミスミ製 GSZ38-25, 初期荷重 10kN -最大荷重 22kN , 6本) を加圧機構として用いた。

3. 成形実験による考案工法の効果検証結果

Table 2 に、第1工程の成形実験結果をまとめて示す。ここで、 $\times$ は破断、 Δ は板厚くびれ発生、 $\bigcirc$ は不良なく成形可能であることを示す。また Fig. 7 に、980Y, $H = 15\text{mm}$, $S_{lp} = 0$ および 12mm の成形品のフランジアップ部の写真を示す。590Y は全条件で成形可能であるが、980Y は $S_{lp} = 0\text{mm}$ (従来工法) では破断、 $S_{lp} = 25\text{mm}$ では板厚くびれを生じる。一方、第1工程を $S_{lp} = 12\text{mm}$ で成形すると、980Y の場合でも破断なく $H = 15\text{mm}$ のフランジアップ成形が可能となる。

Fig. 8 に、590Y と 980Y の第1および第2工程における

Fig. 6 Experimental dies for flange-up forming

Table 2 Results for flange-up formability in 1st process

Material	Lower pad stroke S_{lp} / mm					<Formability>
	0	6	12	18	25	
590Y	$\bigcirc$	$\bigcirc$	$\bigcirc$	$\bigcirc$	$\bigcirc$	$\bigcirc$: Good
980Y	$\times$	$\bigcirc$	$\bigcirc$	$\bigcirc$	Δ	Δ : Necking $\times$: Fracture

Fig. 7 Comparison of flange-up formed parts between different lower pad strokes in case of 980Y

先端の最大板厚減少部の板厚ひずみに及ぼす S_{lp} の影響を示す。先端の板厚ひずみに及ぼす S_{lp} の影響は 590Y よりも 980Y の方が顕著で、先端の板厚減少は $S_{lp} = 12\text{mm}$ で明瞭な最小値を示す。すなわち、下パッド制御による成形性向上効果は、 n 値が低いために変形の分散性に劣る高強度材ほど大きい。Fig. 9 に、590Y と 980Y の最適下パッドストローク条件 $S_{lp} = 12\text{mm}$ の場合の第 1 および第 2 工程成形品の板厚ひずみ分布を示す。横軸は、先端の最大板厚減少部 P_c からのフランジに沿った距離 l を表す。Fig. 8 および Fig. 9 より、980Y の先端の板厚減少は、 $S_{lp} = 12\text{mm}$ において、最大値および分布ともに、低強度の 590Y と概ね同等となるがわかる。

Fig. 10 に、最適条件 $S_{lp} = 12\text{mm}$ で、フランジアップ部に相当する端部を打抜き加工した 980Y のブランクを用いた場合の成形品を示す。最適条件では、リーマ相当仕上げに比べて、伸びフランジ成形性に劣る打抜き端面仕上げでも、980Y で $H = 15\text{mm}$ のフランジアップ成形が可能であった。

以上から、考案工法により伸びフランジ変形に伴う先端の板厚減少が抑制され、従来工法に比べて成形性が改善される。さらに成形性の観点から、最適な下パッドストローク S_{lp} が存在することがわかった。最適な S_{lp} では、打抜き

加工によりブランクを仕上げる場合でも、980MPa 級の超高強度鋼板で $H = 15\text{mm}$ のフランジアップ成形が可能となることが実証された。

4. 数値解析を用いた考察

4.1 数値解析方法

考案工法において、最適な S_{lp} が存在するメカニズムを分析するため、980Y を対象として、Fig. 2 および Fig. 3 に示

Fig. 11 Comparison of thickness strain distribution after 1st process among $S_{lp} = 0, 12$ and 25mm

Fig. 8 Experimental result on effect of lower pad stroke on minimum thickness strain

Fig. 9 Comparison of thickness strain distribution between 590Y and 980Y in case of $S_{lp} = 12\text{mm}$

Fig. 10 Flange-up formed panels using trimmed blank sheet in case of 980Y, $S_{lp} = 12\text{mm}$

Fig. 12 Comparison of histories of ϵ_t at points P_u , P_c and P_l among $S_{lp} = 0, 12$ and 25mm

される第 1 および第 2 工程の数値解析を行った。なお、第 1 工程の上パッドおよび下パッドの設定力は、実験と同様に、それぞれ 100kN および 200kN とした。

数値解析には、動的陽解法汎用有限要素法 (FEM) コード LS-DYNA Ver.971 を用いた。材料特性は Table 1 に示す引張試験結果を用い、降伏点近傍の近似精度向上のために、一様変形の範囲までは実験データを用い、一様変形以降は式 (1) に示す Swift 則で外挿した応力-ひずみ曲線を適用した。ブランクの要素分割は、伸びフランジ変形における局所変形を高精度に表現するように配慮し、 $1.0\text{mm} \times 1.0\text{mm}$ の細分割条件とした。なお、解析では完全積分のシェル要素を用い、板厚方向に 5 つ積分点を設けた。また、材料と工具間にはクーロン摩擦を仮定し、摩擦係数は 0.15 とした。

4.2 板厚ひずみ分布に及ぼす下パッド条件の影響

考案工法では、成形性に対して最適な S_p が存在する、すなわち $S_p > 12\text{mm}$ では $S_p = 12\text{mm}$ に対して成形性が低下するメカニズムを考察するため、根元の曲げ挙動の観点から、ひずみ分布を分析する。まず本節では、数値解析の妥当性を検証した上で、 $S_p = 0, 12$ および 25mm の間での先端のひずみ分布の差異を明確にする。

Fig. 8 に、980Y の実験結果と数値解析結果を比較して示す。数値解析でも $S_p = 12\text{mm}$ で板厚減少が最小を示すという点で実験と合致し、数値解析結果の妥当性が確認された。

Fig. 11 に、先端部の板厚ひずみ分布の数値解析結果を 980Y の従来工法の条件 $S_p = 0\text{mm}$ 、考案工法の最適条件 $S_p = 12\text{mm}$ および 25mm で比較して示す。横軸は、成形品幅方向中央部の先端からのフランジに沿った距離 L を表し、 $L = 30 \sim 72\text{mm}$ が稜線部フランジに相当する。 $S_p = 0\text{mm}$ の場合、稜線部中央に相当する $L = 45\text{mm}$ 付近の 1 か所 (P_c) をピークとした分布であるのに対して、 $S_p = 12$ および 25mm では稜線部中央付近の他に、特に下パッドーパンチ境界付近に相当する天板側のフランジアップ部 (図中の点 P_u) にも比較的大きな板厚減少が生じている。さらに $S_p = 25\text{mm}$ では、 P_u の板厚減少が局所的に過大となることで、板厚くびれが生じ、成形性が低下する。

4.3 過大 S_p での成形性低下メカニズム

$S_p = 25\text{mm}$ において、天板部フランジに現れる板厚減少が局所的に過大となり、成形性が低下するメカニズムを、数値解析結果をもとに分析する。

Fig. 12 に、先端が比較的大きな板厚減少を示す部位 P_u

(下パッドーパンチ境界付近)、 P_c (稜線部の中央付近)、 P_l (稜線部の縦壁側) (Fig. 11 参照) の板厚ひずみ ε_t の成形中の履歴を、各 S_p 間で比較して示す。横軸は、成形下死点からのプレスストローク D_d を表し、 $D_d = 0\text{mm}$ が成形下死点に相当する。 $S_p = 25\text{mm}$ では、下パッドーパンチ境界付近 P_u の板厚ひずみ ε_t が、 $S_p = 0, 12\text{mm}$ に比べて、成形初期から大きく発達し、いったん停止した後、成形下死点近傍 $D_d = 20 \sim 10\text{mm}$ で再び発達している。

つぎに根元のブランク曲げ挙動の観点から、 $S_p = 25\text{mm}$ での天板部フランジの過大な板厚減少の要因を分析する。

Fig. 13 に、フランジ根元の断面形状を、 $S_p = 0, 12$ および 25mm の間で比較して示す。横軸 a および縦軸 b は、同図 (a) 中に示すフランジ根元断面の局所座標軸を示す。なお同図では、 $S_p = 25\text{mm}$ で、先端の板厚減少が急速に発達するストロークを含む $D_d = 18, 45$ および 70mm を抽出した。また Fig. 14 に、 $D_d = 0, 18, 45$ および 70mm における、先端の ε_t 分布 (上図)、根元ブランクの曲げ曲率 $1/R_m$ (Fig. 13(b) 参照) 分布 (中図) およびパンチに対する根元ブランクの巻付き角度 θ_m (Fig. 13(b) 参照) 分布 (下図) を、 $S_p = 0, 12$ および 25mm の間で比較して示す。Fig. 14 の中図および下図の横軸は、成形品幅方向中央のフランジ根元からのブランクに沿った距離 L' を表し、 $L' = 30 \sim 48\text{mm}$ が稜線部に相当する。

$S_p = 12$ および 25mm の場合、Fig. 13 および Fig. 14 (中図) の (b)、(c) より、根元ブランクの曲げ領域が、成形初期には下パッドーパンチ境界付近 (P_u)、成形中期から終期にはそれに加えて稜線部の縦壁側 (P_l) の 2 か所に分かれて、フランジアップ成形が進行する。それに対応して、Fig. 14 (上図) の (b) および (c) より、先端の板厚減少も、成形初期には下パッドーパンチ境界付近 (P_u)、成形中期から終期にはそれに加えて稜線部の縦壁側 (P_l) と、ピーク位置が 2 か所に分かれて進行する。その結果、狙いどおり $S_p = 12$ および 25mm では $S_p = 0\text{mm}$ に比べて、先端の板厚減少が円弧方向の広い範囲に分布する。

以上のように、考案工法では伸びフランジ変形が広い範囲に分散する狙いどおりの効果が得られていることが明らかとなった。

つぎに $S_p = 12\text{mm}$ と 25mm の成形性における差異の要因を明確にするため、両者の根元のブランク曲げ挙動を比較する。 $S_p = 12\text{mm}$ の場合、Fig. 14 (中図および下図) の (b)

Fig. 13 Comparison of sectional shape of blank sheet at flange root among $S_p = 0, 12$ and 25mm

Fig. 14 Comparison of thickness strain at flange edge, bending curvature and angle of blank at flange root among $S_p = 0, 12$ and 25mm

より、成形途中、2か所の根元ブランクの曲げ領域とともに、 $1/R_m$ が 0.15mm^{-1} 未満の小さな曲率で巻き付く。さらに、巻付き角 θ_m も、2か所の根元ブランクの曲げ領域とともに、 45° 程度で均等となっている。一方、 $S_p = 25\text{mm}$ の場合、Fig. 14 (中図および下図)の(c)より、成形途中は、常に下パッドーパンチ境界付近(P_u)において、 $1/R_m$ が 0.2mm^{-1} 程度以上でパンチ稜線部の曲率 $1/R_p$ (約 0.08mm^{-1} , Fig. 2(a) Section A 参照)の数倍程度と大きい状態で巻き付く、つまり、根元ブランクが尖っている。さらに下パッドーパンチ境界付近(P_u)の巻付き角 θ_m も 60° 程度と大きい。また、根元ブランクの尖りは成形終期($D_d = 18\text{mm}$)にも改善されない。それに対応して、Fig. 11より、板厚減少も下パッドーパンチ境界付近(P_u)で過大となる。すなわち、Fig. 15に模式的に示すように、 $S_p = 25\text{mm}$ の場合、下パッドによって過度にブランクが持ち上げられることで、下パッドーパンチ境界付近(P_u)において、根元ブランクが過度に尖った状態で巻き付き、フランジアップが進行するため、下パッドーパンチ境界付近(P_u)に相当する先端部で、過大な板厚減少を引き起こす。

以上より、下パッドによって、根元ブランクの曲げ領域が2か所に分かれてフランジアップ成形が進行することで、伸びフランジ変形が円弧方向の広い範囲に分散するため、

Fig. 15 Schematic drawing of strain localization caused by excessive bending in case of $S_p = 25\text{mm}$

フランジアップ成形性が改善する。さらに S_p が過大になると、下パッドによる過剰なブランク持ち上げに起因して、根元ブランクが尖った状態で曲げられることで、下パッドによる板厚減少分散効果が低下する。そのため、下パッドストローク S_p の最適値が存在する。

5. 結 言

本研究では、フランジ根元のブランクの曲げ挙動制御によるひずみ分散の観点から、パンチに内包した下パッド構造を用いた新たな部材端部のフランジアップ曲げ工法を考案し、本考案工法の有効性および最適条件を検討した。

(1) 考案工法がフランジアップ成形性を改善し、さらに最

適な下パッドストローク S_p が存在することを, 実験および数値解析によって明らかにした.

- (2) 考案工法がフランジ先端部の板厚減少を抑制し, 980MPa 級の超高強度鋼板で, 打抜き加工条件でもフランジ高さ $H = 15\text{mm}$ のフランジアップ成形が可能となることを, 成形実験により実証した.
- (3) 考案工法による成形性向上効果は, ひずみ分散性に劣る高強度材ほど大きい.
- (4) 下パッドにより, 成形中, フランジ根元のブランクが円弧方向に離れた 2 か所で緩やかに曲げられるため, フランジ先端の板厚減少が分散し, 低減する.
- (5) 下パッドストローク S_p が過大になると, 過度なフランジ根元の曲げが, フランジ先端の局所的な板厚減少を引き起こすため, 最適な S_p が存在する.

参 考 文 献

- 1) Press-Kako Databook Editorial Committee: Press-Kako Databook, (1980), 152, Nikkan Kogyo Shimbun.
- 2) Hiwatashi, S. & Sakuma, Y.: Proc. Jpn. Soc. Automot. Eng. Conv., No.53-00 (2000), No20005112.
- 3) Nakagawa, T. & Yoshida, K.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **10**-104 (1969), 665-671.
- 4) Nakagawa, T., Takita, M. & Yoshida, K.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **11**-109 (1970), 142-151.
- 5) Iizuka, E., Hira, T. & Yoshitake, A.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **46**-534 (2005), 625-629.
- 6) Abe, Y., Mori, K. & Suzui, Y.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **50**-580 (2009), 414-418.
- 7) Ito, Y. & Nakazawa, Y.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **50**-586 (2009), 1039-1043.
- 8) Ito, Y. & Nakazawa, Y.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **51**-598 (2010), 1063-1067.
- 9) Kurosawa, Y., Iwashita, U., Ishikura, M., Iwaya, J., Yamano, T., Kimura, T. & Asakawa, M.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **53**-615 (2012), 357-361.
- 10) Takahashi, Y., Horioka, S., Kawano, O., Ohara, M. & Ushida, K.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **53**-617 (2012), 569-573.
- 11) Abe, Y., Mori, K. & Norita, K.: CIRP Ann., **62** (2013), 263-266.
- 12) Matsuno, T., Nitta, J., Sato, K., Mizumura, M. & Suehiro, M.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **54**-632 (2013), 819-825.
- 13) Fujii, Y., Shingu, T., Yamasaki, Y. & Urabe, T.: Proc. 65th Jpn. Jt. Conf. Technol. Plast., (2014), 341-342.
- 14) Takuda, H., Ozawa, K., Hama, T., Yoshida, T. & Nitta, J.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **49**-572 (2008), 886-890.
- 15) Ito, K., Uemura, G., Mori, N., Ito, Y., Nakazawa, Y. & Nishimura, R.: Proc. 60th Jpn. Jt. Conf. Technol. Plast., (2009), 11-12.
- 16) Nishimura, R. & Nakazawa, Y.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **57**-660 (2016), 28-33.
- 17) Nishimura, R. & Nakazawa, Y.: J. Jpn. Soc. Technol. Plast., **57**-660 (2016), 34-40.
- 18) Nishimura, R., Ito, Y. & Nakazawa, Y.: Proc. 65th Jpn. Jt. Conf. Technol. Plast., (2014), 367-368.
- 19) Nakagawa, T. & Yoshida, K.: Rep. Inst. Phys. Chem. Res., **44**-3 (1968), 150-162.