

Grzegorz Samołyk

Zbigniew Pater

Rowek na wypływkę w kuciu matrycowym

Lubelskie Towarzystwo Naukowe

Lublin 2005

Główny Redaktor Wydawnictw:

Dr inż. Krystyna Schabowska

Recenzent:

Prof. dr hab. inż. Wiesław S. Weroński, Politechnika Lubelska

Dr hab. inż. Krzysztof Łukasik, prof. PL, Politechnika Lubelska

© Copyright by Lubelskie Towarzystwo Naukowe

Lublin 2005

Zabrania się reprodukowania w każdej formie i za pomocą jakichkolwiek środków technicznych oraz rozpowszechniania całości lub fragmentów niniejszego opracowania bez zgody wydawcy.

ISBN 83-87833-64-9

Wydawca:

Lubelskie Towarzystwo Naukowe

20-080 Lublin, Plac Litewski 2

Wydanie I

Druk:

Wydawnictwo Naukowe Gabriel Borowski

29-060 Lublin, ul. Poniatowskiego 1

Spis treści

Streszczenie	7
Summary	8
Резюме	9
Wykaz ważniejszych oznaczeń	11
1. Wstęp	15
2. Analiza literaturowa wybranych aspektów kucia matrycowego	21
2.1. Wiadomości podstawowe	21
2.2. Kucie w matrycach otwartych	22
2.3. Kształty rowków na wypływkę	25
2.4. Współczynnik trudności wykonania odkuwki	28
2.5. Normalizacja zasad projektowania procesu kucia	30
2.6. Reguły projektowania rowków na wypływkę	33
2.6.1. Zalecenia Bruchanova i Rebelskiego	34
2.6.2. Zalecenia Šapošnikova	36
2.6.3. Zalecenia Hallera	36
2.6.4. Zalecenia Teterina i Tarnovskiego	37
2.6.5. Zalecenia Neubergera i Mockela oraz Wolfa	38
2.6.6. Zalecenia Vieregge'a, Voigtlandera oraz Doege'a i Awiszus'a	40
2.6.7. Zalecenia Chamourda oraz Tichkiewitcha	41
2.7. Modelowanie fizyczne procesu kucia matrycowego	42

2.8.	Modelowanie matematyczne i numeryczne procesu kucia matrycowego	46
2.8.1.	Obliczanie siły kucia	47
2.8.2.	Metoda elementów skończonych	52
2.8.3.	Sekwencyjne techniki analizy procesów obróbki plastycznej	59
2.9.	Przegląd wybranych prac naukowo-badawczych dotyczących technologii kucia wpływkowego	62
2.10.	Podsumowanie przeglądu literatury	72
3.	Modelowanie procesu kucia metodą SLFET	77
3.1.	Model procesu kucia oraz założenia wstępne	77
3.2.	Metoda SLFET	79
3.3.	Program komputerowy ForgeSLF	86
3.4.	Przykładowe rozwiązania	96
4.	Symulacja procesu kucia matrycowego metodą elementów skończonych	107
4.1.	Analiza mechaniczna	108
4.1.1.	Opis zastosowanego modelu MES	108
4.1.2.	Model materiałowy ołowiu w gatunku Pb1	109
4.2.	Analiza termo-mechaniczna	111
4.2.1.	Opis zastosowanego modelu MES	111
4.2.2.	Model materiałowy stali narzędziowej oraz konstrukcyjnej	113
4.2.3.	Model tarcia dla pary trącej stal konstrukcyjna – stal narzędziowa	115
4.3.	Porównanie metody SLFET z MES	116
5.	Weryfikacja doświadczalna modeli teoretycznych	123
5.1.	Stanowisko badawcze	123
5.2.	Przygotowanie próbek	128
5.3.	Wyniki badań doświadczalnych	130
5.3.1.	Określenie warunków tarcia na powierzchni kontaktu odkuwki z narzędziem	130
5.3.2.	Weryfikacja modeli teoretycznych	133

6.	Analiza wyników obliczeń	139
6.1.	Wpływ podstawowych parametrów geometrycznych rowka wypływki na przebieg procesu kucia matrycowego	139
6.1.1.	Rowek tradycyjny	140
6.1.2.	Rowek klinowy	145
6.1.3.	Rowek z mostkiem w kształcie litery V	149
6.2.	Wpływ wybranych parametrów geometrycznych i technologicznych na warunki realizacji kucia matrycowego	157
6.3.	Nowy kształt mostka w rowku na wypływkę	164
6.3.1.	Opis metody określania optymalnego kształtu mostka	166
6.3.2.	Rowek z mostkiem o powierzchni górnej o kształcie wklęsłym	170
6.3.3.	Weryfikacja rowka na wypływkę o nowym kształcie	172
7.	Podsumowanie i wnioski	177
	Literatura	183

Grzegorz Samołyk, Zbigniew Pater

ROWEK NA WYPŁYWKĘ W KUCIU MATRYCOWYM

Streszczenie

W pracy przedstawiono i omówiono wyniki analizy wpływu parametrów geometrycznych rowka wypływkę na przebieg procesu kucia matrycowego, ze szczególnym uwzględnieniem siły kształtowania oraz stopnia wypełnienia przez metal wykroju roboczego. W rozważaniach rozpatrzono różne kształty rowka wypływkę tj.: tradycyjny, klinowy, zbliżony do litery V oraz o kształcie wklęsłym, który został zaproponowany przez autorów.

W celu wyrażenia w sposób ilościowy stopnia wypełnienia wykroju matrycy, opracowano model geometryczny procesu kucia matrycowego. Założono, że kształtowanie przebiega w warunkach płaskiego stanu odkształcenia, a materiał jest idealnie plastyczny, izotropowy i jednorodny. Z kolei, geometria narzędzi zapewnia realizację kucia poprzez schemat wyciskania, w wyniku czego powstaje czop o powierzchni swobodnej. Jego wysokość zależy od zastosowanego w kuciu kształtu i wymiarów rowka wypływkę, a wartość tej wysokości jest miarą stopnia wypełnienia wykroju matrycy.

Do analizy teoretycznej procesu kucia wykorzystano dwie metody: autorską SLFET oraz bazującą na metodzie elementów skończonych (MES). Metoda SLFET jest sekwencyjną techniką analizy procesu kucia matrycowego, która w całości jest oparta na tradycyjnej metodzie linii poślizgu i charakterystyk. W celu zautomatyzowania obliczeń opracowano i napisano, w języku Visual Basic, program komputerowy, który nazwano „ForgeSLF”. Natomiast, do obliczeń MES, które wykonano również przy założeniu modelu termo-mechanicznego, zastosowano komercyjne oprogramowanie „MSC.SuperForm”.

Weryfikację doświadczalną, opracowanych modeli teoretycznych, wykonano na laboratoryjnej prasie hydraulicznej ZD-100, wyposażonej w standardowy rejestrator siły kształtowania w funkcji przemieszczenia suwaka prasy. Badania przeprowadzono przy użyciu sześciu specjalnych zestawów narzędzi, które zapewniają realizację kucia matrycowego przy zastosowaniu czterech różnych kształtów rowków wypływkę. Próbkę (wykonane z ołowiu w gatunku Pb1) uzyskano poprzez wyciskanie współbieżne w matrycy, która nadaje właściwy kształt przekroju poprzecznego oraz zapewnia powtarzalność wykonywanych przedkuwek. Podczas przeprowadzania prób kucia, oprócz rejestrowania przebiegu siły kształtowania, dokonywano również pomiaru wysokości uzyskanego czopa odkuwki. Wyniki wykonanych doświadczeń w pełni potwierdziły poprawność opracowanego modelu teoretycznego procesu kucia w matrycach otwartych.

Wykorzystanie technik polioptymalizacji pozwoliło, w oparciu o uzyskane wyniki analizy metodą SLFET, na określenie optymalnych wymiarów rowka wypływkę ze względu na siłę kucia oraz stopień wypełnienia wykroju matrycy (tj. wysokość czopa). Pozwoliło to ustosunkować się do obecnego stanu wiedzy oraz umożliwiło rozszerzyć wiadomości na temat zasad doboru parametrów geometrycznych rowka o kształcie litery V (wraz z opracowaniem wytycznych projektowania rowka tego typu). Wykazano również, że istnieją takie wartości parametrów opisujących kształt tego rowka, które zapewniają lepsze warunki realizacji procesu kucia, niż w przypadku zastosowania rowka tradycyjnego.

Ostatecznie szczegółowa analiza wyników obliczeń metodą SLFET oraz symulacji termo-mechanicznych MES procesu kucia pozwoliła na opracowanie nowego kształtu rowka na wypływkę – nazwanego rowkiem wklęsłym. Kształt jego mostka wynika z teorii linii poślizgu. Przy zastosowaniu dwuetapowej metody określania optymalnego kształtu mostka, uzyskano jego model matematyczny.

Grzegorz Samołyk, Zbigniew Pater

FLASH GAP IN CLOSED-DIE FORGING

Summary

The present state of art regarding the analysis of the influence of flash gap geometrical parameters on the die forging process, with special consideration of the forging load and degree of cavity filling with metal. Different shapes of the gaps were considered, i.e.: with flat parallel lands, wedge lands, V-notched lands and with concave-shaped lands – which is the newest shape, as suggested by authors.

In order to express the degree of die cavity filling, the geometrical model of die forging process was developed. It was assumed that the forming takes place under plane-strain conditions and that the material is perfectly plastic, isotropic and homogenous. The geometry of the tools assures the forging process by extrusion, in which is appeared the central boss with a free frontal surface. Its height depends on the shape and dimensions of the flash gap used in the process, and the value of this height, is the degree of die cavity filling.

Two methods were used for the theoretical analysis of the forging process: the author's Slip Line Field Elemental Technique (SLFET method) and a another one based on the finite elements method (FEM). SLFET method is a sequential closed-die forging process analysis technique, which is fully based on the traditional Slip Line Field Method. In order to automate calculations the computer program – called "ForgeSLF" – was written using Visual Basic. Whereas, the "MSC.SuperForm" (commercially available software) was used for the FEM simulations, undertaken assuming a thermo-mechanical model of forging process.

Experimental verification of theoretically developed models was conducted on the laboratory hydraulic press ZD-100 equipped with a standard recorder of forging load against press slide displacement. The tests were conducted with six sets of special tools, which allow closed-die forging using four different shapes of flash gaps. Workpiece (made of commercially pure lead) were obtained by forward extrusion in a die, which provides the correct shape of a cross-section and assures repeatability of the tests. During the forging tests, apart from recording the course of the forming load, the height of the obtained central boss was measured. The results of the experiments completely confirmed the correctness of the developed theoretical model of the closed-die forging processes.

The use of poly-optimization, based on the obtained SLFET method analysis results, to determine optimum dimensions of flash lands according to forging force and forging impression filling level (in boss height). This allowed the establishment of a position on the current state of knowledge and enabled the extension of the knowledge on selection of geometric parameters of gaps with V-notched lands (including the development of theoretical guidelines for a flash land of this shape). It was also shown that there are parameters that describe the shape of this flash gap that assures better forging execution than in the case of a gap with flat parallel lands.

Finally, a detailed analysis of SLFET method calculation results and FEM thermal and mechanical simulations allowed the development of a new shape for the flash lands – called a gap with concave-shaped lands. The shape of that one results from theory of slip lines. The mathematical model of the newest flash land was obtained using a two-stage method (i.e. optimization) for determining the optimum shape of that gap.

ОБЛОЙНОЙ ЩЕЛЬ В ОБЪЁМНОЙ ШТАМПОВКЕ

Резюме

В настоящей разработке представлены и рассмотрены результаты анализа влияния геометрических параметров облойного мостика в открытом штампе на ход процесса штамповки при особенном учёте усилия формирования и степени заполнения металом рабочего ручья. При рассмотривании вопроса были учтены различные формы облойных мостиков, т.е.: классического, клиновидного, почти V-образного и вогнутого, при этом последний предлагается авторами разработки.

Для количественного выражения степени заполнения штамповочного ручья, была разработана геометрическая модель процесса штамповки. Предположено, что формирование происходит при условиях плоского состояния деформации, а материал идеально пластичный, изотропный и однородный. В свою очередь, осуществление штамповки обеспечивается геометрией инструментов путём схемы выдавливания, из-за чего образуется фланец со свободной поверхностью. Его высота зависима от применяемой для штамповки формы и размера облойного мостика, а величина этой высоты обозначает величину степени заполнения ручья штампа.

Для теоретического анализа процесса штамповки были использованы два метода: авторский SLFET (Slip Line Field Elementat Technique) и основан на методу конечных элементов (МКЭ). Метод SLFET является последовательностью техники анализа процесса штамповки, который основан вполне на классичном методу линии скольжения и характеристик. Для автоматизации вычислений, была разработана и написана на языке Visual Basic компьютерная программа именуемая „ForgeSLF”. Для вычислений МКЭ, выполненных также при предположении термомеханической модели, применялось покупное программное обеспечение „MSC.SuperForm”.

Испытательная проверка разработанных теоретических моделей выполняется на лабораторном гидропрессе ZD-100, снабженном стандартным регистратором усилия формирования по функции перемещения ползуна прессы. Испытания были проведены с применением шести специальных инструментальных наборов, которые обеспечивают осуществление штамповки при применении четырёх различных форм паза заусенца. Образцы (выполненные из свинца), были получены путём прямого выдавливания в штампу, придающему правильную форму поперечного сечения и обеспечивающему повторяемость выполняемых черновых заготовок. При выполнении испытаний штамповки, кроме регистрации хода усилия формирования, произведено также измерение полученного фланца поковки. Результаты произведённых опытов вполне подтвердили правильность разработанной теоретической модели процесса штамповки на открытых штампах.

Использование техник полиоптимизации дало возможность, на основании полученных результатов анализа проведённого методом SLFET, установить рациональные размеры паза заусенца по отношению к усилию штамповки и степень заполнения штамповочного ручья (т.е. высоту фланца). Таким образом оказалась возможным отнестись к современному состоянию знания и расширить знание касающиеся подбора геометрических параметров V-образного мостика (наряду с разработкой директив проектирования облойного мостика того же типа). Было доказано также, что существуют такие величины параметров для описания формы этого мостика, которые обеспечивают лучшие условия осуществления процесса штамповки по сравнению с применением классического мостика.

Окончательно, подробный анализ результатов вычислений методом SLFET и термомеханических симуляций МКЗ процесса штамповки дали возможность разработать новую форму облойного мостика – именуемого вогнутым мостиком. Форма его перемычки вытекает из теории линии скольжения. При применении двухэтапного метода определения рациональной формы перемычки была получена его математическая модель.

Wykaz ważniejszych oznaczeń

- C – stała materiałowa,
- D – macierz tłumienia wiskotycznego,
- E – moduł Younga,
- F – siła wewnętrzna,
- H_{pOd} – wysokość przedkuwki,
- H_{Od} – wysokość odkuwki,
- K – macierz sztywności,
- L – wymiar liniowy, długość odkuwki (z osią wydłużoną),
- L_{SC} – największa odległość środka ciężkości odkuwki od osi symetrii przekroju odkuwki w płaszczyźnie podziału matryc,
- M – macierz mas,
- O – obwód pola przekroju odkuwki w płaszczyźnie podziału matryc,
- P – siła zewnętrzna,
- S_f – pole przekroju wypływk (znajdującej się w mostku) w płaszczyźnie podziału matryc,
- S_{Od} – pole przekroju odkuwki w płaszczyźnie podziału matryc,
- S_{pOd} – pole przekroju przedkuwki w płaszczyźnie podziału matryc,
- T – temperatura,
- V – objętość materiału,
- V_f – objętość wypływk (znajdującej się w mostku),
- V_{Od} – objętość odkuwki (bez wypływk),
- V_w – objętość walca opisanego na odkuwce (bez wypływk),
- a – współczynnik przeliczeniowy,

- b – szerokość mostka rowka na wypływkę,
- b_c – szerokość (średnica) czopa odkuwki u podstawy,
- c – ciepło właściwe materiału,
- d – szerokość (średnica) odkuwki,
- d_{pOd} – szerokość (średnica) przedkuwki,
- h – wysokość mostka rowka na wypływkę, grubość wypływki,
- h_c – wysokość czopa odkuwki,
- h_s – chwilowa wysokość mostka matrycy w danej sekwencji w analizie metodą SLFET,
- k – granica plastyczności materiału na ścinanie,
- l – charakterystyczny wymiar liniowy,
- l_{sw} – odległość pomiędzy środkiem ciężkości odkuwki a pionową osią symetrii czopa,
- m – czynnik tarcia, współczynnik umocnienia prędkościowego,
- n – współczynnik umocnienia odkształceniowego,
- p – nacisk jednostkowy na powierzchni styku narzędzie-materiał, opór płynięcia materiału w strefie rowka wypływki,
- q – strumień ciepła,
- r – wektor przemieszczeń węzłowych,
- s_{max} – liczba sekwencji w analizie metodą SLFET,
- r_w – promień podstawy walca opisanego na odkuwce (bez wypływki),
- v – prędkość,
- v_c – prędkość przemieszczania się powierzchni swobodnej czopa,
- v_m – prędkość matrycy ruchomej,
- v_r – względna prędkość poślizgu,
- v_w – prędkość przemieszczania się powierzchni swobodnej wypływki,
- v_t – prędkość poślizgu materiału na powierzchni narzędzia,
- w_c – względny udział materiału przepływającego przez powierzchnię swobodną czopa,
- w_w – względny udział materiału przepływającego przez powierzchnię swobodną wypływki,
- x – wielkość bezwymiarowa,
- x,y,z – współrzędne kartezjańskie,
- Γ – funkcja celu polioptymalizacji,
- Φ – funkcja zastępcza,

Wykaz ważniejszych oznaczeń

- Δ – błąd obliczeniowy (dokładność rozwiązania),
- α, β – rodzina linii poślizgu,
- α_c – współczynnik rozszerzalności cieplnej
- α_p – współczynnik przejmowania (wymiany) ciepła,
- β – współczynnik przeliczeniowy wg Bruchanova i Rebelskiego,
- ε – odkształcenie,
- ε_i – odkształcenie zastępcze, intensywność odkształcenia,
- $\dot{\varepsilon}$ – prędkość odkształcenia,
- ζ – współczynnik kształtu odkuwki (trudności wykonania odkuwki),
- θ – pochylenie powierzchni mostka w rowku na wypływkę,
- θ_c – pochylenie kuźnicze czopa,
- θ_m – pochylenie kuźnicze wykroju matrycującego,
- λ – współczynnik podobieństwa modelu do obiektu rzeczywistego,
- λ_c – współczynnik przewodzenia ciepła,
- μ – współczynnik tarcia,
- ρ – gęstość materiału,
- σ – naprężenie,
- σ_i – naprężenie zastępcze, intensywność naprężenia,
- σ_m – naprężenie średnie,
- σ_p – naprężenie uplastyczniające,
- $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – naprężenia główne,
- τ – naprężenie styczne,
- τ_s – naprężenie styczne na powierzchni styku materiału z narzędziem,
- φ – parametr katowy.

1. Wstęp

Technologie wytwarzania wyrobów metalowych, oparte na obróbce plastycznej metali, znane są naszej cywilizacji od zarania dziejów. Jedną z najstarszych technik produkcyjnych jest niewątpliwie kucie – początkowo w formie kowalstwa, a obecnie (w wyniku postępu technologicznego) jako potężny przemysł kuźniczy, który odgrywa zasadniczą rolę w gospodarce światowej.

Początki technologii kucia datuje się na około 4 tysiące lat wstecz (epoka brązu). Ówczesni kowale wytwarzali głównie przedmioty codziennego użytku, takie jak narzędzia stosowane w rolnictwie i łowiectwie oraz umożliwiające obróbkę przede wszystkim drewna. Po odkryciu żelaza – a następnie stali – najważniejszym odbiorcą wyrobów kutych stały się ówczesne formacje militarne, szczególnie w okresie średniowiecza, kiedy to rycerstwo było zamożną i wpływową grupą społeczną. W miarę postępu cywilizacji, procesy kucia stawały się coraz bardziej nowoczesne. Pierwsze zakłady kuźnicze (kuźnie matrycowe) zaczęły pojawiać się na ziemiach polskich już w XVIII wieku, głównie na obszarze Śląska [36, 41, 50, 51].

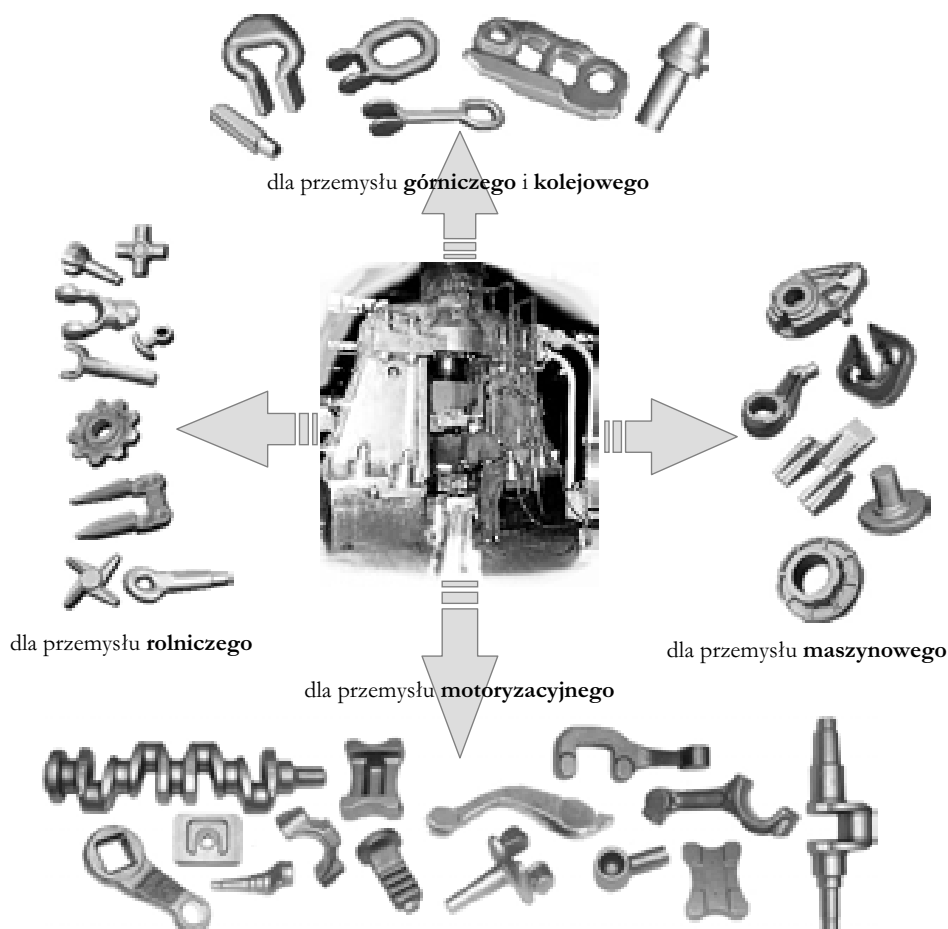
Rozwój technologii (kucia matrycowego) w dzisiejszych czasach jest ukierunkowany przede wszystkim na zwiększanie ekonomiczności produkcji, przy jednoczesnym polepszeniu jakości wyrobów. Coraz częściej zwraca się szczególną uwagę na aspekty szkodliwości przemysłu (kuźniczego) na środowisko naturalne [36 – 43, 48, 50, 51, 126]. Jednakże, uzyskanie rozwiązań technicznych, które spełniałyby wszystkie stawiane wymagania jest wyjątkowo trudne. Nie mniej jednak, nawet nieznaczna modernizacja metody produkcyjnej może pozwolić na osiągnięcie wymiernych korzyści (przede wszystkim w skali glo-

balnej). Zatem, prowadzenie badań naukowych zogniskowanych na ulepszaniu istniejących technologii jest w pełni uzasadnione.

Obecnie na terenie Polski funkcjonuje kilkanaście znaczących zakładów kuźniczych, które są zrzeszone w Związku Kuźnictwa Polskiego (ZKP) [36, 41, 42, 43, 50, 51]. Asortyment tych zakładów obejmuje głównie wyroby przeznaczone dla przemysłu motoryzacyjnego (ponad 80% całej produkcji), rolniczego, maszynowego, górniczego i kolejowego oraz w niewielkim stopniu dla lotnictwa (głównie odkuwki ze stopów aluminium). W latach 80-tych ubiegłego wieku w Polsce łącznie wytwarzano około 150 tys. ton rocznie odkuwek matrycowych, w przedziale wagowym od 0,05 kg do 60 kg [4, 36, 41 – 43, 49, 50, 51, 101, 102]. Najbardziej typowe kształty stalowych odkuwek matrycowych przedstawiono na rys. 1.1 [36, 41 – 43, 50, 51].

Dla porównania, produkcja kuźni w krajach UE przypadająca na ten sam okres XX wieku wynosiła około 1,8 mln ton rocznie odkuwek matrycowych [76, 83, 107, 113], przy czym tylko w samej Wielkiej Brytanii wytwarzano około 338 tys. ton rocznie wyrobów tego typu [92]. Obecnie poziom produkcji, zarówno w samej Polsce jak i w pozostałych krajach Europy, nieznacznie zmalał. Według danych Związku Przemysłowego Niemieckich Kuźni (IDS) [106, 108, 109, 150] – do którego należy około 100 zakładów kuźniczych (nie tylko z Niemiec, ale również z innych krajów UE) – rocznie wytwarza się w tych zakładach około 1,522 mln ton odkuwek matrycowych (z czego aż 90% to wyroby stalowe). Stanowi to 67% całkowitej produkcji wspomnianych zakładów. Z kolei według danych Stowarzyszenia Przemysłu Kuźniczego Ameryki Północnej (FIA) [39, 40, 44 – 47], który skupia ponad 150 kuźni z USA i Kanady, ponad 75% wyrobów kuźniczych jest wytwarzanych metodą kucia matrycowego.

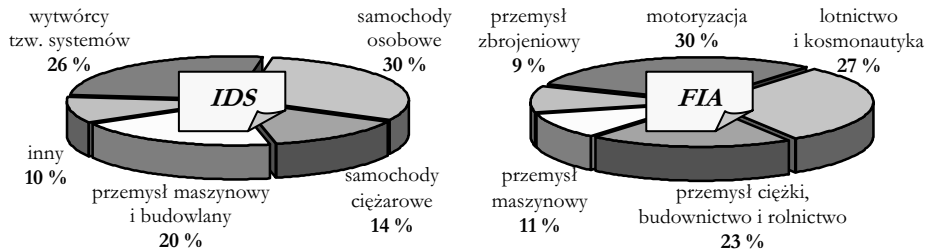
Asortyment kuźni (w skali globalnej) obejmuje odkuwki wykonywane przede wszystkim ze stali (prawie 90% ogółu wyrobów) – są to części i podzespoły stosowane w motoryzacji, rolnictwie, budownictwie i różnego rodzaju przemyśle maszynowym. Odkuwki są wykonywane również z innych materiałów, tj.: ze stopów aluminium (komponenty wykorzystywane w lotnictwie), ze stopów miedzi (zawory i elementy hydrauliczne) oraz ze stopów tytanu i wolframu (dysze rakietowe i podzespoły stosowane w kosmonautyce). Procentowy



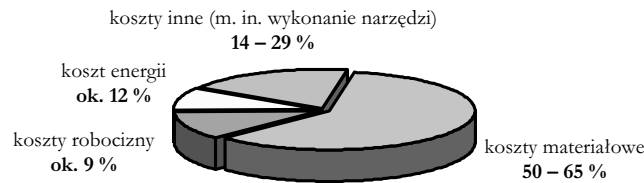
Rys. 1.1. Typowe kształty odkuwek matrycowych produkowanych w Polsce oraz ich dalsze zastosowanie

udział poszczególnego asortymentu odkuwek matrycowych, wg danych IDS i FIA, przedstawiono na rys 1.2 [39, 40, 46, 151].

Istotnym problemem kucia matrycowego (z wypływką) jest stosunkowo niskie wykorzystanie materiału. Według literatury specjalistycznej [4, 21, 23, 57, 76, 83, 92, 95, 101, 102, 106, 107, 113, 130, 139, 140] przeciętne straty materiałowe wynoszą ok. 20-30% masy wyrobu, głównie w postaci wypływki (koszt materiałowy to ok. 50% całkowitego kosztu wyprodukowania odkuwki – rys. 1.3). Przykładowo, wg danych Głównego Urzędu Statystycznego (GUS) [49], w roku 2001 wyprodukowano w Polsce około 380 tys. samochodów osobo-



Rys. 1.2. Główni odbiorcy odkuwek matrycowych wg danych IDS (wykres lewy) i FIA (wykres prawy) [39, 40, 46, 150]



Rys. 1.3. Szacunkowa struktura kosztów wyprodukowania jednej odkuwki [40, 47, 50, 83, 139]

wych i ciężarowych. Zważywszy na to, że tego typu pojazdy mechaniczne zawierać mogą nawet 250 różnych odkuwek o wadze w przedziale od 0,5 kg do 5 kg, łatwo obliczyć, że tylko w przytoczonym roku straty materiałowe związane z wpływką i dotyczące tylko odkuwek wyprodukowanych dla przemysłu motoryzacyjnego osiągnęły poziom około 30 tys. ton (wyroby tego typu są wykonywane głównie ze stali stopowej) [36, 41 – 43, 50, 51, 106, 107].

W związku z przedstawionymi powyżej danymi, dążenie do zmniejszenia ilości strat materiałowych w postaci wpływki (występujących w procesie kucia w matrycach otwartych) jest w pełni uzasadnionym kierunkiem prowadzenia badań naukowych.

Niniejsza praca została opracowana na podstawie rozprawy doktorskiej Grzegorza Samołyka zatytułowanej: „Analiza teoretyczno – doświadczalna wpływu parametrów rowka wpływki na wypełnienie wykroju w procesie kucia matrycowego”. Przedstawiono w niej wyniki badań własnych dotyczących analizy wpływu wybranych parametrów rowka wpływki na przebieg kucia matrycowego. W ramach niniejszego opracowania szczegółowo opisano również autorską metodę *Slip Line Field Elemental Technique* (SLFET), będącą

sekwencyjną techniką analizy procesu kucia, która w całości jest oparta na tradycyjnej metodzie linii poślizgu i charakterystyk.

Wykonane badania, pozwoliły rozszerzyć dotychczasowy stan wiedzy, na temat kuźnictwa, oraz opracować wytyczne doboru parametrów optymalnych (ze względu na siłę kształtowania i stopień wypełnienia wykroju) rowka na wypływkę. Opracowano również nowy kształt mostka, który wynika *de facto* z teorii linii poślizgu oraz jest – w pewnym przybliżeniu – kompromisem pomiędzy kształtami dwóch, dotychczas znanych, rodzajów rowków wypływki (z mostkiem tradycyjnym oraz w kształcie zbliżonym do litery V – zaproponowanym przez Keife’a oraz Ståhlberg’a [57]).

Autorzy pragną podziękować wszystkim tym, którzy przyczynili się do powstania niniejszego opracowania oraz nadania jemu obecnej postaci. W szczególności podziękowania kierowane są do recenzentów: prof. dr hab. inż. Wiesława S. Werońskiego oraz dr hab. inż. Krzysztofa Łukasika, prof. ndzw. PL za bardzo cenne uwagi i wskazówki.

Odrębne podziękowania autorzy kierują pod adresem pracowników technicznych Laboratorium Katedry Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej.

2. Analiza literaturowa wybranych aspektów kucia matrycowego

2.1. Wiadomości podstawowe

Kucie matrycowe jest metodą obróbki plastycznej na gorąco, na ciepło lub na zimno, w której materiał jest kształtowany poprzez zginięcie uderzeniem lub naciskiem w narzędziach częściowo (bądź całkowicie) zamkniętych. Ostateczny kształt odkuwki jest odwzorowaniem zarysu wykroju roboczego matrycy. Dobór odpowiednich parametrów procesu kształtowania (tj. temperatury kucia, schematu płynięcia metalu, stopnia przekucia itp.) zapewnia również polepszenie cech fizyko-chemicznych uzyskiwanych wyrobów [141].

Jedną z podstawowych klasyfikacji procesów kucia matrycowego jest podział ze względu na charakter przyłożenia siły kształtowania odkuwki. Sposób przyłożenia wspomnianej siły ściśle wynika z konstrukcji zastosowanej maszyny kuźniczej. Wyróżnić można kucie [4, 28, 29, 139 – 141]:

- ❑ **na młotach** – gdzie kształtowanie materiału odbywa się w sposób dynamiczny, co powoduje występowanie zjawiska tzw. bezwładnościowego wypełniania wykroju [147]. Ponadto, energia kinematyczna ruchomych części młota jest częściowo przekształcana w pracę odkształcenia plastycznego. Zaletą młotów jest ich uniwersalność, posiadają one jednakże bardzo małą sprawność (do 5%) oraz wywierają negatywny wpływ na zdrowie człowieka i środowisko naturalne (m. in. poprzez drgania i hałas);
- ❑ **na prasach** – gdzie proces kształtowania odkuwki realizowany jest poprzez wywołanie ciągłego i (względnie) powolnego nacisku części

roboczych prasy. Powstały nacisk powoduje jednoczesne odkształcanie materiału prawie w całej objętości wyrobu. Obecnie w przemyśle istnieje tendencja wymiany parku maszynowego na prasy (zamiast młotów), między innymi ze względów ekologicznych [36, 39 - 45, 47, 50, 51];

- **za pomocą walców** – gdzie kucie polega na wywieraniu nacisku przez segmenty kuźnicze umieszczone na walcach, rolkach itp. Metodą tą głównie wykonuje się przedkuwki, ale również gotowe wyroby (np. za pomocą walcowania poprzeczno-klinowego [28, 79, 80]).

Według Yiji'a i Guang'a [147] o dynamicznym charakterze procesu kształtowania decyduje wartość prędkości odkształcania. Na podstawie badań doświadczalnych określono, że zjawisko bezwładnościowego wypełniania matrycy materiałem odkształcanym występuje wtedy, kiedy wartość wspomnianej prędkości przekroczy wartość krytyczną, którą oblicza się wg następującej zależności [147]:

$$v = 0,082 \cdot \sqrt{\frac{\sigma_p}{\rho}}, \quad (2.1)$$

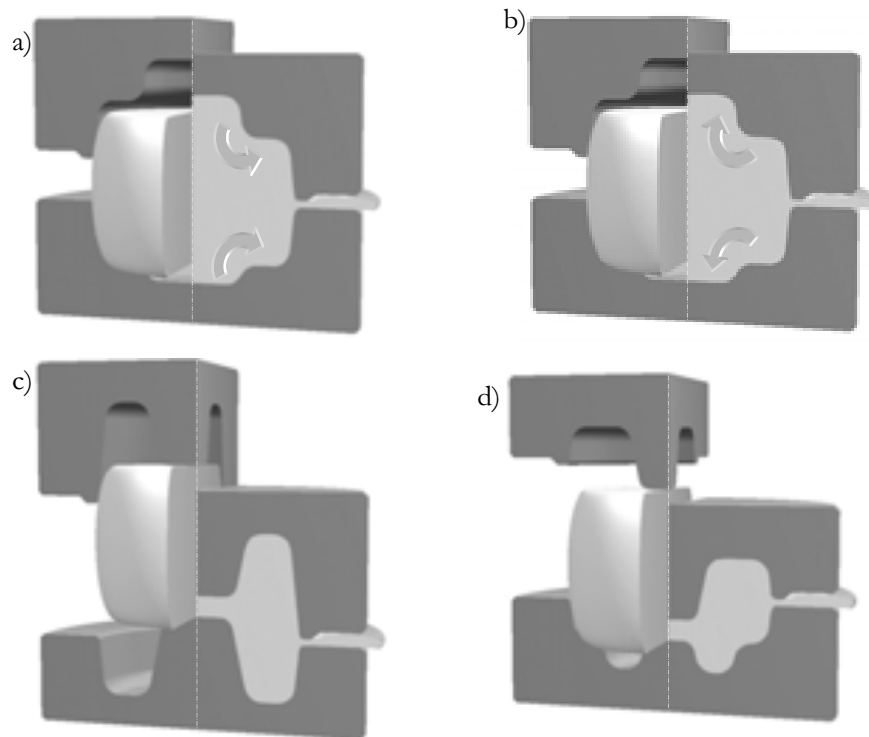
gdzie: v – prędkość krytyczna, σ_p – granica plastyczności, ρ - gęstość materiału.

Drugą podstawową klasyfikacją procesów kucia matrycowego jest podział ze względu na konstrukcję wykroju matrycującego. W tym przypadku można wyróżnić kucie w matrycach poprzez [18, 29, 81, 139 – 141,]:

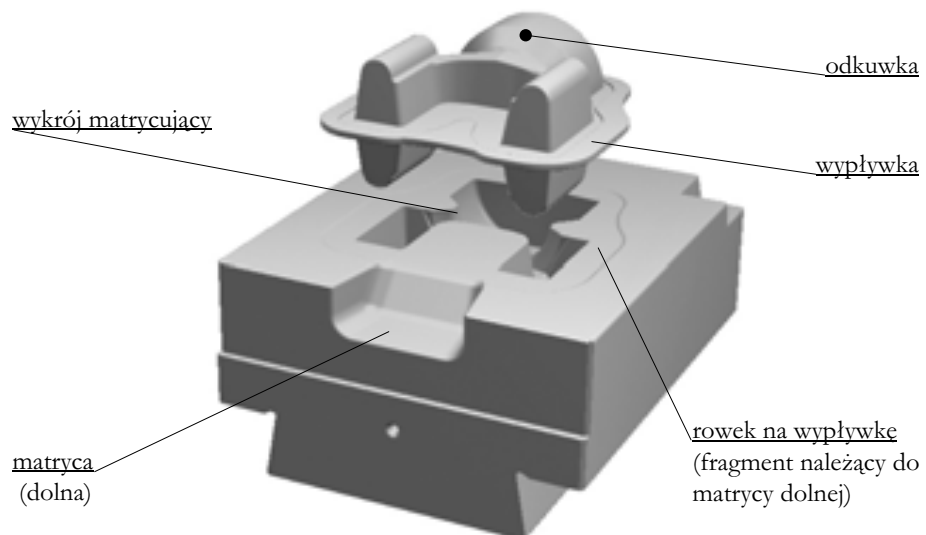
- **spęczanie** – jest to najprostszy schemat płynięcia metalu i zarazem najbardziej pożądany, szczególnie w kuciu na prasach (rys. 2.1a);
- **wyciskanie** (rys. 2.1b);
- **spęczanie i dziurowanie** (rys. 2.1c);
- **spęczanie, dziurowanie i wyciskanie** – jest to najbardziej złożony schemat kształtowania i najczęściej występujący w warunkach rzeczywistych (rys. 2.1d).

2.2. Kucie w matrycach otwartych

Charakterystyczną cechą technologii kucia w matrycach otwartych (rys. 2.2) jest powstawanie odpadu w postaci wpływki, który jest gromadzony w specjalnie zaprojektowanym rowku. Rowek ten składa się z dwóch najważniejszych stref, mianowicie z [29, 53, 65, 81, 83, 139 – 142]:



Rys. 2.1. Sposoby wypełniania wykroju matrycującego: a) poprzez spęczanie, b) poprzez wyciskanie, c) poprzez dziurowanie, d) schemat złożony



Rys. 2.2. Schemat przedstawiający matrycę dolną z rowkiem na wypływkę oraz odkuwkę z wypływką

- **mostka**, który jest odpowiedzialny za stawianie oporu wypływowi metalu na zewnątrz wykroju matrycującego;
- **magazynka**, w którym gromadzony jest nadmiar wyciśniętego materiału.

Opór płynięcia metalu (powstający w mostku rowka) można opisać następującą zależnością matematyczną (ogólną) [139, 140]:

$$p = \mu \cdot \sigma_1 \cdot \frac{b}{h}, \quad (2.2)$$

gdzie: p – opór płynięcia materiału; μ - współczynnik tarcia; σ_1 – największe naprężenie normalne; b, h – wymiary mostka rowka.

Na podstawie zależności (2.2) oraz dotychczasowych obserwacji stwierdzono, że opór stawiany materiałowi wypływającemu na zewnątrz wykroju matrycy bezpośrednio związany jest z [5, 29, 81, 83, 134, 135, 139 – 141]:

- spadkiem plastyczności metalu, znajdującego się w stosunkowo cienkiej wypływe w strefie mostka, spowodowanym między innym przez stygnięcie metalu (w wyniku intensywnego przejmowania ciepła przez powierzchnie narzędzi);
- oddziaływaniem sił tarcia na powierzchni styku wypływki z matrycą.

Ilość ciepła odprowadzanego w efekcie kontaktu wypływki z narzędziem lub otoczeniem określa strumień ciepła, który można przedstawić za pomocą następującego równania [70, 71, 85, 106, 141]:

$$q_p = \alpha_p \cdot (T_w - T_o), \quad (2.3)$$

gdzie: α_p – współczynnik przejmowania (wymiany) ciepła, T_w – temperatura wypływki, T_o - temperatura otoczenia (matrycy). Jednakże, w trakcie kucia do odkształcania wypływki jest dostarczane ciepło generowane w wyniku odkształcania się materiału oraz ciepło wytwarzane przez tarcie wypływki o powierzchnię rowka matrycy. Wzrost temperatury w odkształcanym materiale, spowodowany tymi dwoma zjawiskami, można obliczyć za pomocą wzorów (2.4) oraz (2.5) [70, 85, 103, 148]:

$$\Delta T_e = 0,9 \cdot \int_0^t \frac{\sigma_i \cdot \dot{\epsilon}_i}{c \cdot \rho} \cdot dt, \quad (2.4)$$

$$\Delta T_\tau = 0,9 \cdot \int_0^t \frac{\tau \cdot v_\tau}{c \cdot \rho} \cdot dt, \quad (2.5)$$

gdzie: c – ciepło właściwe (materiału będącego w wypływkę), ρ – gęstość materiału, σ_i – naprężenie zastępcze, $\dot{\epsilon}_i$ – prędkość odkształcenia zastępczego, τ – naprężenie styczne, v_t – prędkość poślizgu metalu na powierzchni mostka.

Reasumując, rowek na wypływkę spełnia trzy podstawowe zadania, które są istotne dla technologii kucia matrycowego, mianowicie [29, 65, 81, 83, 106, 139 – 141]:

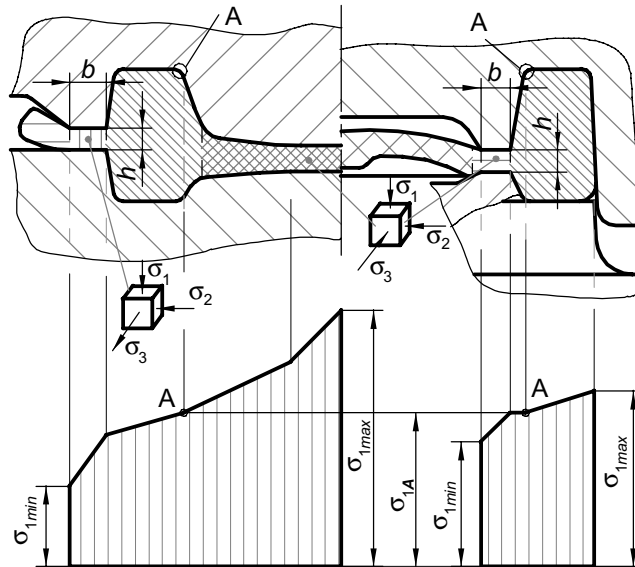
- gromadzi nadmiar materiału;
- zapewnia właściwe wypełnienie wykroju matrycującego przez metal, co jest realizowane poprzez odpowiedni dobór parametrów geometrycznych rowka,
- odpowiada za utworzenie warstwy materiału pomiędzy dwiema matrycami, przez co zapobiega wzajemnemu uderzeniu narzędzi o siebie.

Wszystkie wymienione cechy rowka na wypływkę decydują, że technologia kucia w matrycach otwartych pozwala na uzyskanie wyrobu, który spełnia wysokie standardy jakości przy jednoczesnym zachowaniu względnie umiarkowanego poziomu kosztów ogólnych [1, 22, 24, 36, 39 – 47, 49 – 51, 58, 92, 128, 132, 136].

Rowek na wypływkę zawsze umieszcza się tylko w wykroju wykańczającym, który nadaje odkuwce ostateczny kształt, a wypływka powstaje w ostatniej fazie kształtowania wyrobu (niezależnie od występującego schematu wypełniania wykroju matrycującego) [4, 29, 128, 131, 133, 134, 139, 141]. Najbardziej popularnym typem rowka na wypływkę jest rowek tzw. zewnętrzny (rys. 2.3). Natomiast rowek tzw. wewnętrzny (alternatywa dla denka z mostkiem) jest mniej popularny. Jest on stosowany jedynie w nielicznych przypadkach, np. w procesie kucia pierścieni do łożysk kulkowych w zakładzie Zetor Brno w Czechach [66]. W literaturze specjalistycznej [6, 22] opisano również proces kucia obręczy koła zębatego (o średnicy zewnętrznej $\varnothing 316$ mm i wewnętrznej $\varnothing 237$ mm) stosowanego w samochodzie GAZ-51, w którym zastosowano zarówno rowek zewnętrzny jak i rowek wewnętrzny.

2.3. Kształty rowków na wypływkę

Podstawowym kształtem rowka na wypływkę, stosowanym w warunkach przemysłowych, niezmiennie od wielu lat, jest rowek tzw. tradycyjny (rys. 2.4).

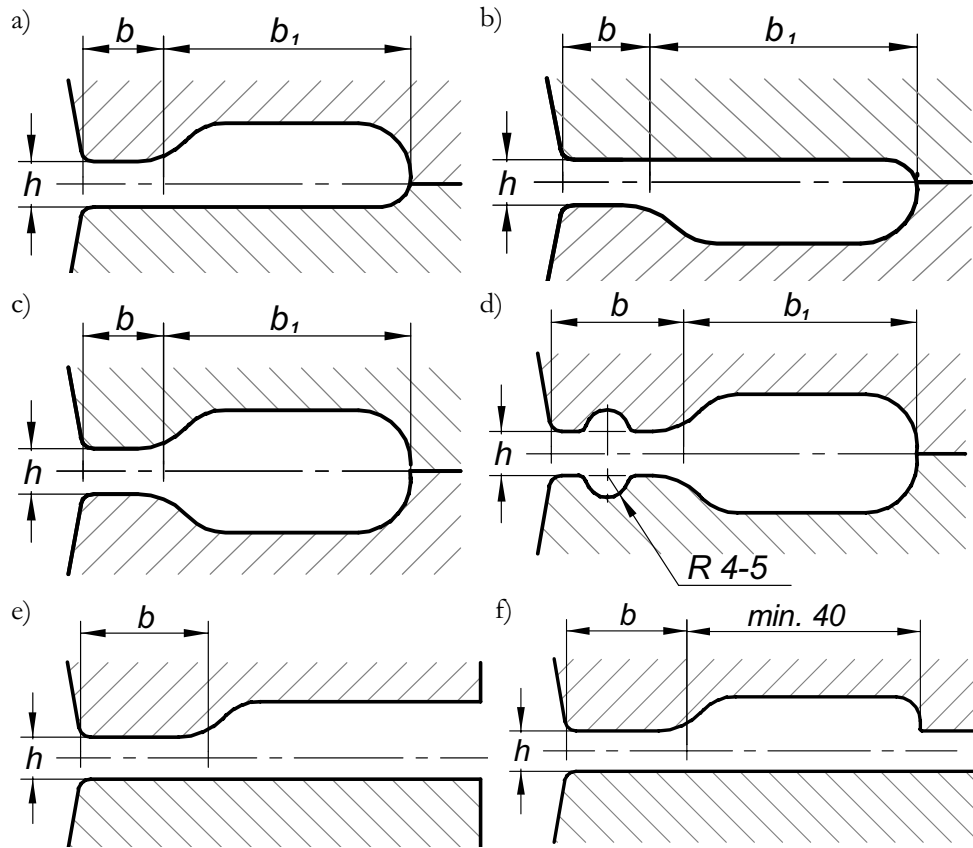


Rys. 2.3. Porównanie metody kucia z wypływką zewnętrzną (rys. lewy) z metodą kucia z wypływką wewnętrzną (rys. prawy) [66]

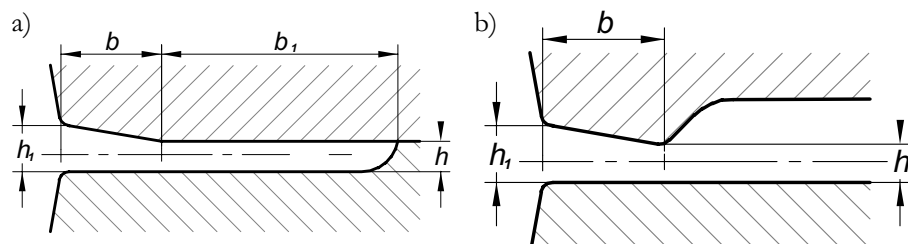
Posiada on mostek w postaci dwóch równoległych płaszczyzn o szerokości b , oddalonych od siebie na odległość, która jest jednocześnie wysokością mostka h (grubością wypływki). Kształt magazynka zależy od sposobu realizacji procesu kucia oraz stopnia trudności wykonania odkuwki. W przypadku kucia na młotach najczęściej jest stosowany rowek przedstawiony na rys. 2.4a i b. Natomiast podczas realizacji kucia na prasie zaleca się stosować rowek taki jak na rys. 2.4e i f. Pozostałe odmiany rowków, przedstawione na rys. 2.4c i d mają zastosowanie w sytuacjach, kiedy odkuwka posiada złożony kształt oraz przewiduje się bardziej intensywny wpływ materiału na zewnątrz wykroju matrycujuącego [6, 12, 14, 23, 29, 60, 66, 71, 76, 92, 113, 119, 134, 140, 141, 143].

Kolejną grupą rowków na wypływkę są rowki z mostkiem w kształcie klinowym (rys. 2.5). Można je stosować w przypadku kucia odkuwek prostych, gdzie powstaje bardzo mała wypływka. W warunkach przemysłowych rowki tego typu są bardzo rzadko stosowane [76, 83, 101, 102, 106, 140].

Najmniej rozpowszechnionym rodzajem rowka na wypływkę jest rowek z mostkiem w kształcie litery V – zaproponowany przez Keife'a i Ståhlberga

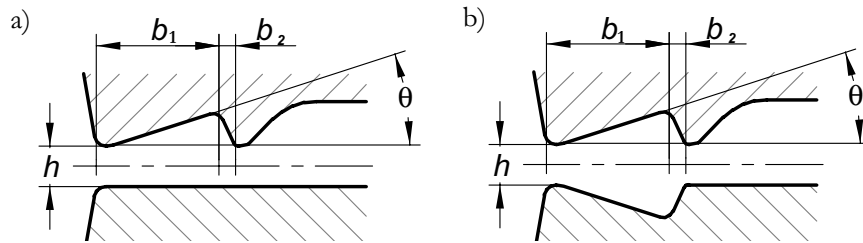


Rys. 2.4. Kształty najpopularniejszych rowków na wypływkę stosowanych w warunkach przemysłowych (opis w tekście) [15, 23, 29, 60, 76, 101, 102, 139, 141]



Rys. 2.5. Rowek z mostkiem w kształcie klinowym (opis w tekście) [76, 101, 102, 139]

(rys. 2.6). Na podstawie dostępnej literatury niewiele można powiedzieć, zarówno o jego przemysłowym zastosowaniu, jak i o zasadach doboru jego parametrów geometrycznych [57, 76, 83, 108, 109, 110].



Rys. 2.6. Rowek z mostkiem w kształcie litery V (opis w tekście) [57, 76, 108 – 110]

2.4. Współczynnik trudności wykonania odkuwki

Zasady projektowania procesu technologicznego kucia matrycowego są zależne między innymi od kształtu odkuwki, którą należy zaklasyfikować do właściwej grupy [24, 128 – 133, 139, 141]. Dla każdej z grup odkuwek reguły projektowania procesu kucia są ściśle ustalone. Jednym z etapów wspomnianego projektowania, jest dobór wymiarów rowka na wypływkę oraz ilości nadatku materiału, który zostanie wyciśnięty na zewnątrz wykroju matrycującego (tj. w wypływkę). Na tym etapie, jednym z czynników determinującym wymiary rowka jest schemat kształtowania wyrobu, które może odbywać się np. poprzez spęczanie lub wyciskanie [58, 71, 119, 139, 141]. Drugim takim czynnikiem jest stopień skomplikowania kształtu odkuwki. Parametrem, którym można w sposób matematyczny wyrazić złożoność kształtu wyrobu jest współczynnik trudności wykonania odkuwki ζ . W literaturze specjalistycznej jest on również nazywany współczynnikiem złożoności kształtu odkuwki (z ang.: *shape-complexity factor of a forging*) [16, 24, 59, 113, 114, 127 – 132, 139].

Najprostszą i najczęściej spotykaną formą współczynnika ζ jest postać opracowana przez von Spies'a, którą można wyrazić jako stosunek objętości odkuwki V_{od} do walca opisanego na tej odkuwce V_w , tj. [59, 114, 127, 131, 139, 141]:

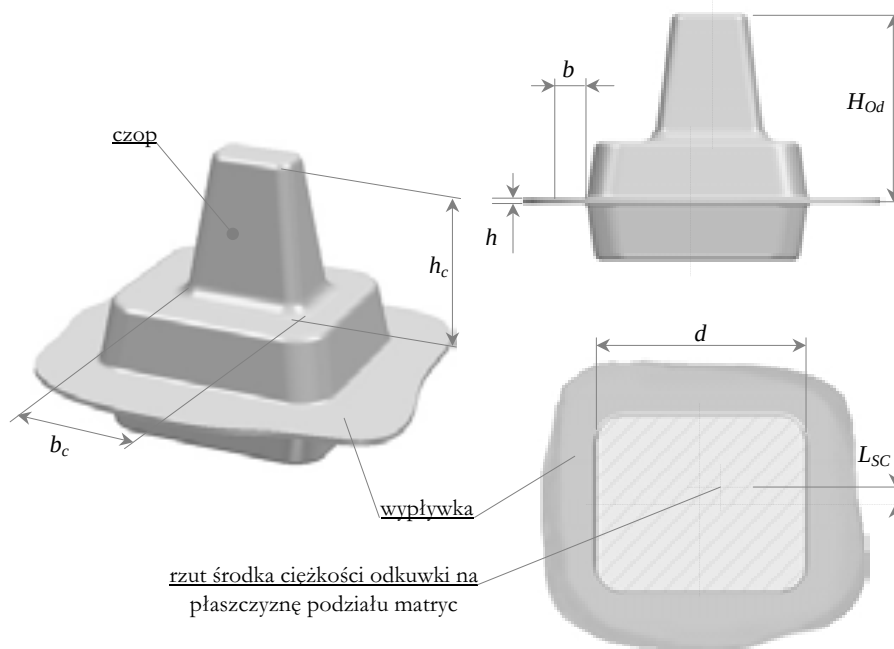
$$\zeta_s = \frac{V_{od}}{V_w} \cdot \quad (2.6)$$

Bruchanov i Rebelski [11, 127, 129, 130] uznali, że miarą skomplikowania odkuwki może być również odpowiedni stosunek dwóch charakterystycznych wymiarów największego występu (czopa) odkuwki lub przedkuwki (rys. 2.7). Wówczas współczynnik ζ obliczany jest z następującej zależności [127]:

$$\zeta_B = h_c / b_c, \quad (2.7)$$

gdzie: oznaczenia zgodne z rys. 2.7.

Przedstawione powyżej postacie współczynnika ζ nie uwzględniają stosowania w procesie kucia przedkuwki (jej wymiarów i kształtu), co jest uważane za ich wadę. Pomimo tego często są wykorzystywane w praktyce, szczególnie w analizach numerycznych, ze względu na ich prostotę [16, 127, 129 – 132]. Jedyną postacią omawianego współczynnika trudności wykonania odkuwki, która oparta jest na interpretacji płynięcia fizykalnego materiału jest postać opracowana przez Teterina [113, 123, 127]. Uwzględnia ona występowanie w odkuwce żeber i występow (czopów), rozkład materiału kształtowanego oraz zastosowanie w kuciu przedkuwki. Współczynnik ten wyliczany jest z następującej zależności [113, 123, 127, 129 – 131]:



Rys. 2.7. Przykładowa odkuwka z czopem; b, h – wymiary wypływki (części znajdującej się w mostku), b_c, h_c – wymiary czopa, d – największa szerokość odkuwki (średnica odkuwki), H_{Od} – wysokość odkuwki (odległość od płaszczyzny podziału matrycy), L_{SC} – największa odległość środka ciężkości odkuwki od osi symetrii przekroju odkuwki w płaszczyźnie podziału matrycy

$$\zeta_T = \zeta_{Od} / \zeta_{pOd}, \quad (2.8)$$

gdzie: ζ_{Od} – współczynnik kształtu odkuwki, ζ_{pOd} – współczynnik kształtu przedkuwki. Ich wartości są obliczane na podstawie niżej podanego wyrażenia (postać ogólna):

$$\zeta_{Od/pOd} = \frac{O^2 \cdot S^{-1}}{O_w^2 \cdot S_w^{-1}} \cdot \frac{2 \cdot L_{SC}}{r_w}, \quad (2.9)$$

gdzie: O – obwód pola przekroju odkuwki (przedkuwki) w płaszczyźnie podziału matryc (indeks dolny W dotyczy walca opisanego na rozpatrywanym wyrobie), S – pole powierzchni przekroju odkuwki (przedkuwki lub walca opisanego) w płaszczyźnie podziału matryc, r_w – promień podstawy walca opisanego, L_{SC} – zgodnie z rys. 2.7.

2.5. Normalizacja zasad projektowania procesu kucia

Większość zasad i reguł projektowania procesów obróbki plastycznej (w tym kucia matrycowego) jest uregulowana prawnie – w postaci norm i zaleceń branżowych. Dokumenty te są wydawane przez odpowiednie urzędy normalizacyjne, instytucje branżowe, takie jak na przykład Instytut Obróbki Plastycznej (INOP) w Poznaniu. W przypadku Polski, urzędem publikującym normy jest Polski Komitet Normalizacyjny (PKN) działający od 1924 roku, który od 2003 roku jest członkiem Comité Européen de Normalisation (CEN).

PKN wydaje normy ze znakiem PN, a od 1993 roku do swojego zbioru przyjmuje również normy europejskie (ze znakiem PN-EN oraz PN-EN ISO), normy międzynarodowe (ze znakiem PN-ISO) oraz inne normy zagraniczne (np. ze znakiem PN-CISPR) [37, 38, 48, 126].

Obecnie, każdy zakład kuźniczy na terenie Polski opiera swą działalność na normach i innych dokumentach normatywnych regulujących zasady produkcji odkuwek matrycowych. Oprócz norm technicznych, kuźnie stosują również normy regulujące zasady zarządzania jakością produkcji i dokładnością wykonania odkuwek matrycowych. Dla przykładu, kuźnie wykonujące wyroby dla motoryzacji zazwyczaj korzystają z normy QS 9000 (*Quality System*

2. Analiza literaturowa wybranych aspektów kucia matrycowego

Requirements) – opracowanej na podstawie wymagań stawianych przez takie koncerny światowe jak Chrysler, Ford oraz General Motors [69, 126]. Z kolei, w przypadku odkuwek wykonywanych dla lotnictwa, odpowiednikiem wymienionej normy z serii QS jest norma AS 9000/D1-9000 (*Aerospace Basic Quality System*) – opracowana na podstawie wymagań następujących firm: Boeing, General Electric Engines, Lockheed Martin, Mc Douglas, Pratt & Whitney oraz Sikorsky Aircraft [37, 39, 40, 44 – 47, 69, 126]. Są również stosowane normy określające specyfikację techniczną, które nie dotyczą procesu projektowania wyrobu (np. ISO/TS 16949:2002) [36, 41 – 43, 51].

Na podstawie dostępnej literatury [37, 38, 48, 69, 126, 153] jest bardzo trudno wyszczególnić normy, które bezpośrednio dotyczą zasad doboru rowków na wypływkę stosowanych w kuciu matrycowym. Jedynie Instytut Obróbki Plastycznej (INOP), który współpracuje z PKN, opracował i opublikował w 1978 roku zalecenia branżowe [52, 53] dotyczące doboru wymiarów rowka z mostkiem tradycyjnym (rys. 2.4). Wykaz zaleceń, o których mowa, zestawiono w tabeli 2.1.

Tabela 2.1.

Zalecenia branżowe dotyczące projektowania rowków na wypływkę [52, 53]

Znak zalecenia	Tytuł zalecenia
INOP-Z/133-01-78	Kucie matrycowe. Naddatki na wypływkę.
INOP-Z/135-06-78	Kucie matrycowe. Rowki na wypływkę.

Spośród dostępnych norm, związanych z obróbką plastyczną metali, ponad 70% dotyczy procesów tłoczenia blach. W większości przypadków dokumenty te regulują warunki dostawy i badań materiału wyjściowego oraz warunki i dokładność wykonywania poszczególnych typów wyrobów. Do roku 1999 (przed uruchomieniem programu wdrażania norm ISO i EN) zbiór Polskich Norm dotyczących kucia matrycowego obejmował zaledwie 32 normy [48, 153]. Wykaz najważniejszych norm (związanych z technologią kucia) przedstawiono w tabelach 2.2 oraz 2.3.

Tabela 2.2.

Wybrane polskie normy dotyczące procesów kucia matrycowego [36, 41 – 43, 48, 51, 126, 153]

Znak normy	Opis
PN-EN 586:1999 PN-EN 603:2001 PN-EN 604:2001 PN-EN 2381:2002	Ogólne warunki dostawy materiału i dokładności wykonania odkuwek z aluminium i stopów aluminium
PN-EN 2070:1999 PN-EN 2082:1996 PN-EN 2094:1996	jw. – odkuwki przeznaczone dla lotnictwa i kosmonautyki
PN-EN 2157:1992 PN-EN 10222:2000/2002 PN-EN 10243:202 PN-EN 10245:2002 PN-H-93238:1998 PN-H-94014:1996 PN-H-94015:1996 PN-H-94016:1996 PN-H-94020:1996 PN-H-94021:1997 PN-84/H-94010 PN-89/H-91013	Warunki dostawy materiału i dokładności wykonania odkuwek stalowych – odkuwki ogólnego przeznaczenia, na urządzenia ciśnieniowe, elementy turbin, pierścienie łożyskowe oraz odkuwki dla lotnictwa i motoryzacji
PN-EN 2858:2002	Odkuwki z tytanu i stopów tytanu
PN-EN 12165:2001 PN-EN 12420:2002 PN-ISO 1640:1999	Odkuwki z miedzi i stopów miedzi
PN-ISO 9725: 1998	Odkuwki z niklu i stopów niklu
PN-86/H-94301 PN-89/H-94801 PN-85/H-94802 PN-97/M-66600	Normy dotyczące kucia matrycowego stali i metali nie-żelaznych, które już nie są używane w warunkach przemysłowych

Tabela 2.3.

Wybrane normy zagraniczne dotyczące procesów kucia matrycowego [37, 38, 46]

Znak normy	Opis
DIN-EN 2082:1993 DIN-EN 2157:1994 DIN-EN 2220:1988 WL 3.1254-100 (1990) WL 3.3214-100 (1990) WL 3.4354-100 (1993) SAE AMS 4147C (1992)	Ogólne warunki dostawy i dokładności wykonania odkuwek z aluminium i stopów aluminium
VDI 3180 (1995) VDI 3186 Blatt-2 (1997) RAL-RG 605 (1971) SAE J 438B (1970)	Prace kuźnicze: projektowanie matryc i wkładek matrycowych. Materiały na narzędzia
ASTM B865a (1996)	Odkuwki ze stopów nikiel-miedź-aluminium
ASTM A912/A 921M (1993) ASTM A711 (1992)	Odkuwki stalowe oraz wykonane z mikrostopów
DIN 7526 (1986)	Odkuwki stalowe – dokładność wykonania

2.6. Reguły projektowania rowków na wypływkę

Reguły projektowe stosowane do wyznaczania wartości parametrów geometrycznych rowka na wypływkę mogą występować w postaci tabel, wykresów bądź w formie zależności matematycznych. Ich nazewnictwo jest związane głównie z nazwiskami twórców poszczególnych reguł [11, 12, 16, 23, 55, 58, 71, 74, 113, 121, 123, 133, 143].

Przedstawione poniżej zalecenia projektowe dotyczą tylko rowka z mostkiem tradycyjnym (rys. 2.4) – związane jest to z tym, że w dostępnej literaturze brak jest jakichkolwiek wzmianek o regułach dotyczących innych typów rowków na wypływkę [23, 24, 26, 55, 57, 71, 95, 101, 102, 132]. W większości przypadków zalecenia te opracowano ponad 50 lat temu. Ponadto, w niniejszej pracy skupiono się tylko na parametrach opisujących mostek rowka. Również

należy dodać, że według Sleckxa i Krutha [55, 113] większość reguł jest uniwersalna i można je stosować zarówno w przypadku kucia na młotach, jak i na prasach.

2.6.1. Zalecenia Bruchanova i Rebelskiego

Reguła projektowa opracowana przez Bruchanova i Rebelskiego [11, 20, 65, 113, 139, 141] (na przełomie lat 50 i 60 ubiegłego wieku) jest jedną z najpopularniejszych reguł, która wciąż jest używana w warunkach przemysłowych (szczególnie przy kuciu wyrobów stalowych). Ponadto, obowiązujące w Polsce zalecenie branżowe [53] jest oparte na omawianej regule – ale tylko w części dotyczącej projektowania rowka na wypływkę dla kucia na młotach.

Bruchanov i Rebelski podają, że wysokość mostka rowka h (rys. 2.4a) powinno się obliczać stosując następujące zależności [11, 20, 113]:

$$h = 0,015 \cdot \sqrt{S_{Od}} , \quad (2.9)$$

$$h = 0,0155 \cdot d , \quad (2.10)$$

$$h = 2 \cdot \beta \cdot \frac{S_{Od}}{O_{Od}} , \quad (2.11)$$

gdzie: O_{Od} – obwód przekroju odkuwki w płaszczyźnie podziału matryc (PM); S_{Od} – pole powierzchni przekroju odkuwki w płaszczyźnie PM; d – największy wymiar przekroju odkuwki w płaszczyźnie PM; β – współczynnik przeliczeniowy zależny od wartości stosunku S_{Od}/d^2 (tabela 2.4).

Tabela 2.4.

Wartości współczynnika β [11, 140, 141]

S_{Od}/d^2	0,01	0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,6	0,7	0,8	0,9	1,0
β	0,0074	0,055	0,046	0,04	0,035	0,033	0,031	0,03	0,029	0,029	0,03

Zależność (2.9) jest wzorem ogólnym stosowanym w przypadku kucia odkuwek o dowolnym kształcie i wielkości. Natomiast pozostałe dwie zależności – (2.10) i (2.11) – należy stosować, gdy przekrój odkuwki w płaszczyźnie podziału matryc ma kształt okrągły lub zbliżony do kwadratowego, przy czym

2. Analiza literaturowa wybranych aspektów kucia matrycowego

zależność (2.11) jest sugerowana dla wyrobów o dużych wymiarach gabarytowych (tj. o masie powyżej 100 kg) [11, 20, 113].

Powołując się na wieloletnie doświadczenie zachodnioeuropejskiego przemysłu kuźniczego Sneeckx i Kruth [113] zaproponowali ujednoliconą formę omawianych zależności, w postaci:

$$h = 0,0174 \cdot d . \quad (2.12)$$

Natomiast Lisowski [65], który jest współautorem polskich zaleceń branżowych [52, 53], sugeruje aby wysokość mostka obliczać na podstawie następującego wzoru (tylko w przypadku kucia na młotach):

$$h = 0,01 \div 0,018 \cdot \sqrt{S_{Od}} , \quad (2.13)$$

gdzie wartość współczynnika proporcjonalności zależy od trudności wykonania odkuwki (większe wartości odpowiadają wyrobom o bardziej złożonej geometrii).

Szerokość mostka b (wraz z pozostałymi wymiarami rowka na wypływkę, którego kształt przedstawiono na rys. 2.4a) dobiera się na podstawie wcześniej obliczonej wysokości tegoż mostka. Zalecane przez Bruchanova i Rebelskiego wartości podstawowych parametrów opisujących geometrię mostka zestawiono w tabelach 2.5 i 2.6 – odpowiednio dla przypadku kucia na młotach i kucia na prasach [11, 20, 65, 140, 141].

Tabela 2.5.

Wymiary mostka zalecane przez Bruchanova i Rebelskiego (kucie na młotach) [11, 65, 139]

h [mm]	b [mm]			h [mm]	b [mm]		
	spęczanie	kształtowanie odkuwek prostych	kształtowanie odkuwek złożonych		spęczanie	kształtowanie odkuwek prostych	kształtowanie odkuwek złożonych
0,6	6,0	6,0	8,0	3,0	10,0	12,0	14,0
0,8	6,0	7,0	9,0	4,0	11,0	14,0	16,0
1,0	7,0	8,0	10,0	6,0	13,0	16,0	20,0
1,6	8,0	9,0	11,0	8,0	14,0	18,0	22,0
2,0	9,0	10,0	12,0	10,0	15,0	20,0	25,0

Tabela 2.6.

Wymiary mostka zalecane przez Bruchanova i Rebelskiego (kucie na prasach)
[11, 20, 65]

h [mm]	b [mm]			h [mm]	b [mm]		
	spęczanie	kształtowanie odkuwek prostych	kształtowanie odkuwek złożonych		spęczanie	kształtowanie odkuwek prostych	kształtowanie odkuwek złożonych
0,3	4,0	4,5	5,0	1,2	8,0	9,0	10,0
0,4	4,5	5,0	6,0	1,5	9,0	10,0	11,0
0,5	5,0	6,0	7,0	2,0	10,0	11,0	12,0
0,8	6,0	7,0	8,0	2,5	11,0	12,0	14,0
1,0	7,0	8,0	9,0	-	-	-	-

2.6.2. Zalecenia Šapošnikova

Reguła projektowa opracowana przez Šapošnikova [20, 65, 121, 139] dotyczy tylko przypadków kucia odkuwek stalowych na prasach. Parametry geometryczne rowka na wypływkę (rys. 2.4e i f) dobierane są na podstawie nacisku wywieranego na wyrób przez maszynę kuźniczą. Zestawienie zalecanych wymiarów mostka przedstawiono w tabeli. 2.7. Należy dodać, że polskie zalecenie branżowe [53] zostało również opracowane na podstawie omawianej reguły [101, 139].

Tabela 2.7.

Wymiary mostka zalecane przez Šapošnikova [65, 121, 139, 141]

Nacisk prasy [MN]	h [mm]	b [mm]	Nacisk prasy [MN]	h [mm]	b [mm]
6,3	1,0÷1,5	4,0÷5,0	20,0÷25,0	2,5÷3,0	6,0
10,0	1,5÷2,0	4,0÷6,0	31,5÷40,0	3,5÷4,0	6,0÷8,0
16,0	2,0÷2,5	5,0÷6,0	50,0÷63,0	4,5÷5,0	8,0÷12,0

2.6.3. Zalecenia Hallera

Zależności służące do określania wysokości mostka h zaproponowane przez Hallera [113] mają postać bardzo zbliżoną do wzorów (2.9) i (2.10), opracowanych przez Bruchanova i Rebelskiego, mianowicie:

$$h = 0,015 \cdot d , \quad (2.14)$$

$$h = 0,015 \cdot \sqrt{S_{Od}} , \quad (2.15)$$

gdzie: S_{Od} – pole powierzchni przekroju odkuwki w płaszczyźnie podziału matryc.

Wartość stosunku b/h jest zależna od największego wymiaru przekroju odkuwki (oznaczonego literą d) w płaszczyźnie podziału matryc oraz sposobu realizacji procesu kucia. Wartości stosunku b/h przedstawiono w tabeli 2.8 [113].

Tabela 2.8.

Wartości stosunku b/h opracowane przez Hallera [113]

d [mm]	b/h			d [mm]	b/h		
	wyciskanie	spęczanie	dziurowanie		wyciskanie	spęczanie	dziurowanie
50,0	6,00	-	-	120,0	4,0	4,50	5,48
60,0	5,60	6,00	-	150,0	3,55	4,00	4,85
70,0	5,20	5,73	-	170,0	3,28	3,75	4,36
80,0	4,88	5,40	-	200,0	3,28	3,75	4,36
90,0	4,68	5,20	-	220,0	2,73	3,25	3,75
100,0	4,43	4,90	6,00	250,0	2,45	3,00	3,48

Według Sleeckx'a i Kruth'a [113] reguła opracowana przez Hallera nie jest stosowana w warunkach przemysłowych (w krajach zachodnioeuropejskich). Powodem jest powstawanie dużych strat materiałowych oraz nie zapewnianie przez rowek zaprojektowany (wg zaleceń Halerra) właściwego stopnia wypełniania wykroju, w przypadku kucia odkuwek o złożonym kształcie.

2.6.4. Zalecenia Teterina i Tarnovskiego

Reguły projektowe Teterina i Tarnovskiego [71, 113, 123, 128, 132, 133] opracowane zostały na podstawie analizy statystycznej wyników uzyskanych z przeprowadzonych ponad 1500 prób (kucia wyrobów stalowych). Próby te odbyły się na początku drugiej połowy ubiegłego wieku w ośmiu różnych kuźniach położonych na terenie byłego Związku Radzieckiego. Wymiary mostka można określić na podstawie zależności matematycznych, które uwzględniają trudność wykonania odkuwki. Zależności o których mowa, można przedstawić w następującej postaci [105, 107, 113, 133]:

$$h = 2 \cdot \sqrt[3]{V_{Od} \cdot \rho} - 0,01 \cdot V_{Od} \cdot \rho - 0,09, \quad (2.16)$$

$$b = 0,0038 \cdot \xi_T \cdot d_{pOd} + h \cdot \left(\frac{4,93}{\sqrt[5]{V_{Od} \cdot \rho}} - 0,02 \right), \quad (2.17)$$

gdzie: ρ – gęstość materiału, V_{Od} – objętość odkuwki, d_{pOd} – największy wymiar przekroju przedkuwki w płaszczyźnie podziału matryc, ξ_T – współczynnik trudności wykonania odkuwki, określony zależnością (2.8).

Według Kima i Parka [58] rowki na wypływkę o wymiarach dobranych według zaleceń Teterina i Tarnovskiego umożliwiają uzyskanie zadawalających warunków procesu kucia odkuwek o masie powyżej 3 kg. Ponadto, są łatwe w stosowaniu w komputerowych systemach wspomagających projektowanie narzędzi kuźniczych.

Z kolei Sleenckx i Kruth [133] na podstawie własnych badań proponują stosować uproszczone zależności umożliwiające obliczenie wymiarów mostka, mianowicie:

$$h = 2 \cdot \sqrt[3]{V_{Od} \cdot \rho}, \quad (2.18)$$

$$b = 0,0038 \cdot \xi_T \cdot d_{pOd} + \frac{4,93 \cdot h}{\sqrt[5]{V_{Od} \cdot \rho}}. \quad (2.19)$$

Ponadto, wyżej wymienieni naukowcy sugerują, aby dobierać takie wartości parametrów h i b , aby ich stosunek b/h nie przekraczał wartości 5. Związane jest to z możliwością występowania zbyt dużych nacisków jednostkowych w strefie mostka, co z kolei prowadzi do zmniejszenia żywotności narzędzi.

2.6.5. Zalecenia Neubergera i Mockela oraz Wolfa

Dwa niezależne zespoły niemieckich badaczy – Neuberger i Mockel [23, 74, 75, 105, 107] oraz Wolf [55, 113, 129, 130, 133, 143] – przeprowadziły na początku drugiej połowy ubiegłego wieku badania nad wpływem parametrów geometrycznych tradycyjnego rowka na wypływkę (rys. 2.4c) na przebieg procesu kucia na młotach. Ich badania miały podobny charakter do badań wykonanych przez Teterina i Tarnovskiego, lecz z tą różnicą, że niemieccy naukowcy rozpatrywali trudność wykonania odkuwek według kryterium von Spies’a, która jest wyrażona zależnością (2.6) [16, 58, 69, 113, 131].

2. Analiza literaturowa wybranych aspektów kucia matrycowego

Wynikiem pracy Neubergera i Mockela są reguły projektowe, które zostały niestety uogólnione na wszystkie typy odkuwek matrycowych. Badacze ci proponują obliczać wymiary mostka według następujących zależności [23, 105, 107, 113, 133]:

$$h = 1,13 + 0,89 \cdot \sqrt{V_{Od} \cdot \rho} - 0,017 \cdot V_{Od} \cdot \rho, \quad (2.20)$$

$$\frac{b}{h} = 3 + 1,2e^{-1,09 \cdot V_{Od} \cdot \rho}. \quad (2.21)$$

Natomiast Sleenckx i Kruth [113] na podstawie badań własnych uproszcili zależności (2.20) i (2.21), dla przypadku kucia odkuwek stalowych o masie $4 \div 100$ kg. Sugerują oni, że wówczas należy wymiary mostka obliczać korzystając z następujących wzorów:

$$h = 1,13 + 0,89 \cdot \sqrt{V_{Od} \cdot \rho}, \quad (2.22)$$

$$\frac{b}{h} = 3. \quad (2.23)$$

Podobne wyniki uzyskał Wolf [26, 55, 113, 129, 130, 143], który zaproponował następujące zależności do obliczania wymiarów mostka:

$$h = a_1 + a_2 \cdot \sqrt{V_{Od} \cdot \rho} - a_3 \cdot V_{Od} \cdot \rho, \quad (2.24)$$

$$\frac{b}{h} = a_4 + a_5 \cdot e^{-a_6 \cdot V_{Od} \cdot \rho}, \quad (2.25)$$

gdzie: a_x – współczynniki przeliczeniowe: $a_1=1,13^{\pm 0,04}$, $a_2=0,89^{\pm 0,02}$, $a_3=0,017^{\pm 0,002}$, $a_4=3,03^{\pm 0,67}$, $a_5=1,27^{\pm 0,09}$, $a_6=1,09^{\pm 0,17}$.

Według Choi'a i Kima [15] reguły projektowe opracowane przez Wolfa mogą być z powodzeniem stosowane w systemach eksperckich wspomagających projektowanie procesu kucia matrycowego. Ponadto, magazynki rowków na wypływkę zaprojektowane według zaleceń Neubergera i Mockela lub Wolfa są zdecydowanie dłuższe niż np. dobrane na podstawie reguł opracowanych przez Bruchanova i Rebelskiego. Mianowicie, zaproponowany przez Niemców kształt rowka na wypływkę jest taki jak na rys. 2.4c, a szerokość magazynka b_1 jest zawsze czterokrotnie większa od szerokości mostka b [23].

2.6.6. Zalecenia Vieregge'a, Voigtlandera oraz Doege'a i Awiszus'a

Kolejnymi naukowcami, którzy w latach 60 i 70 ubiegłego wieku prowadzili swoje badania dotyczące zasad doboru wymiarów mostka rowka tradycyjnego są Vieregge, Voigtlander oraz Doege i Awiszus [12, 71, 105, 107, 113, 137]. Pochodzili oni z Uniwersytetu Hanower i tworzyli trzy grupy badawcze. Na podstawie przeprowadzonych eksperymentów opracowali oni wzory empiryczne, umożliwiające obliczenie wymiarów mostka. Vieregge zaproponował następujące zależności [62, 58, 71, 107, 113, 128, 133, 137]:

$$h = 0,017 \cdot d + \frac{1}{\sqrt{d+5}}, \quad (2.26)$$

$$\frac{b}{h} = 30 \cdot \left[d \cdot \left(1 + \frac{2+d^2}{H_{Od} \cdot (2 \cdot l_{sw} + d)} \right) \right]^{-\frac{1}{3}}, \quad (2.27)$$

gdzie: l_{sw} – odległość pomiędzy środkiem ciężkości a pionową osią symetrii czopa, H_{Od} – wysokość odkuwki licząc od płaszczyzny podziału matryc.

Według [71, 113] rowek na wypływkę o wymiarach obliczonych ze wzorów (2.26) i (2.27) gwarantuje uzyskanie zadawalających efektów kucia. Najlepsze rezultaty (dobre wypełnienie wykroju) uzyskuje się w przypadku kształtowania odkuwek (stalowych), dla których jest spełniony warunek $H_{Od}/d < 0,333$.

Z kolei drugi składnik zależności (2.26) – tj. $(d+5)^{-0,5}$ – można pomijać w przypadku kształtowania odkuwek dużych, dla których $d > 100$ mm. Ponadto, obecnie w praktyce najczęściej stosowana jest uproszczona (pod koniec lat 90 ubiegłego wieku) przez Kima i Parka [58] wersja wzoru (2.27), mianowicie:

$$\frac{b}{h} = 30 \cdot \left[d \cdot \left(1 + \frac{d}{H_{Od}} \right) \right]^{-\frac{1}{3}}. \quad (2.28)$$

Voigtlander [71, 105, 107, 113, 128, 133] bazując na wynikach uzyskanych przez Vieregge'a opracował uproszczone reguły projektowe, które można przedstawić w formie następującej:

$$h = 0,016 \cdot d, \quad (2.29)$$

$$h = 0,018 \cdot \sqrt{S_{Od}} , \quad (2.30)$$

$$b/h = 63 \cdot d^{-0,5} , \quad (2.31)$$

przy czym, zależność (2.29) jest stosowana w przypadku kucia wszystkich typów odkuwek, natomiast zależność (2.30) – tylko odkuwek, które nie są osiowo-symetryczne.

Kolejna grupa naukowców z Hanoweru – Doege i Awiszus [113] – w wyniku swoich badań potwierdziła słuszność stosowania zależności (2.29), do wyznaczania wysokości mostka h , oraz zaproponowała nieznaczną zmianę zależności (2.31) służącej do obliczania stosunku b/h , mianowicie:

$$b/h = 62,5 \cdot d^{-0,5} . \quad (2.32)$$

2.6.7. Zalecenia Chamourda oraz Tichkiewitcha

Reguły projektowe opracowane przez Chamourda [14, 113] bazują na aspektach fizykalnych procesu kucia matrycowego. Zależność umożliwiającą określenie stosunku b/h została opracowana na podstawie bilansu nacisków jednostkowych, występujących w strefie rowka na wypływkę, który można zapisać w sposób następujący [113]:

$$p_c = p_n + p_{tr} , \quad (2.33)$$

gdzie: p_c – średni nacisk jednostkowy wywierany na narzędzia w strefie rowka na wypływkę, p_n – średni nacisk jednostkowy wynikający ze zgniatania wypływkę, p_{tr} – średni nacisk jednostkowy wynikający z występowania sił tarcia na powierzchni mostka.

Natomiast zależność do obliczania stosunku wymiarów b/h ma postać [14, 113]:

$$b/h = \sqrt{\frac{p_{tr}}{a}} , \quad (2.34)$$

gdzie: a – współczynnik przeliczeniowy zależny od właściwości materiału odkuwki (np. dla stali węglowej odkształcanej w temperaturze $T = 1000^\circ\text{C}$, $a = 2,7$).

Wartości szerokości mostka b są dobierane na podstawie cech geometrycznych i materiałowych odkuwki oraz temperatury procesu kucia. Są one zestawione w formie tabelarycznej [14]. Przekształcenia wspomnianych tabel opracowanych przez Chamouarda do postaci zależności matematycznych podjął się jego rodak – Tichkiewitch [105, 107, 113, 125, 133]. W wyniku przeprowadzonej aproksymacji uzyskano następujące zależności (w postaci ogólnej):

$$b = 0,04285 \cdot d + 3,4285, \quad (2.35)$$

$$b = 0,25 \cdot d + 7, \quad (2.36)$$

$$\frac{b}{h} = 0,5714 \cdot \frac{H_{Od}}{b_c} + 4,2114, \quad (2.37)$$

gdzie: oznaczenia zgodne z rys. 2.7. Zależność (2.35) jest stosowana w przypadku kucia odkuwek, dla których $d < 200$ mm, natomiast zależność (2.36) – w pozostałych przypadkach. Ponadto, Tichkiewitch na podstawie badań własnych zmodyfikował również zależność (2.37), proponując następującą postać [107, 113, 125]:

$$\frac{b}{h} = 0,1 \cdot \frac{H_{Od}}{b_c} + 3,4. \quad (2.38)$$

2.7. Modelowanie fizyczne procesu kucia matrycowego

Realizacja badań eksperymentalnych, w zakresie analizy wpływu parametrów rowka wpływki na przebieg procesu kucia matrycowego, jest wyjątkowo trudna, szczególnie przy zastosowaniu obiektu rzeczywistego. Wykonanie badań doświadczalnych według „planu kompletnego zdeterminowanego” (a nawet „planu selekcyjnego”) [28, 87] pociąga za sobą poniesienie ogromnych kosztów. W związku z tym, część doświadczalna badań ogranicza się jedynie do wykonania określonej ilości weryfikacji (wcześniej uzyskanych wyników obliczeń numerycznych) – zazwyczaj w warunkach laboratoryjnych – wykorzystując teorię modelowania fizycznego [8, 18, 19, 28, 30, 61, 80, 100, 104, 106, 120, 136, 142, 144, 149].

Modelowanie fizyczne procesów obróbki plastycznej polega głównie na budowie modelu rozpatrywanego procesu, która bazuje na analizie wymiarowej oraz teorii podobieństwa modelu do obiektu rzeczywistego [61]. Zazwyczaj modele zachowują tylko podobieństwo **geometryczne, materiałowe** oraz **kinematyczne**, które w pełni zapewnia uzyskanie rezultatów (np. parametrów siłowych, prędkości odkształcenia) niezawyżonych w stosunku do procesu rzeczywistego [61]. Natomiast w uzasadnionych przypadkach również uwzględnia się w modelowaniu następujące podobieństwa [28, 61, 84, 144, 149]:

- ❑ **plastostaticzne** – oznaczające, że zarówno w obiekcie rzeczywistym jak i w modelu występują takie same naciski jednostkowe na powierzchni styku materiał-narzędzie;
- ❑ **dynamiczne Newtona** – w obiekcie i w modelu występują jednakowe odkształcenia materiału, warunki termodynamiczne i warunki tarcia oraz spełniona jest następująca funkcja parametrów:

$$\frac{v \cdot \rho \cdot l}{k \cdot t} = const, \quad (2.39)$$

gdzie: v – prędkość narzędzia, ρ - gęstość materiału, l – charakterystyczny wymiar, k - parametr wytrzymałościowy materiału, t – czas;

- ❑ **termiczne** – uwzględniany jest bilans cieplny w trakcie realizacji procesu kształtowania plastycznego;
- ❑ **sił ciężkości** – uwzględnia się tylko w modelowaniu procesów, w których narzędzia posiadają bardzo duże prędkości (np. kucie na młotach spadowych lub wysokoenergetycznych, kształtowanie wybuchowe itp.);
- ❑ **kinetyczne** – odpowiednie punkty w obiekcie i w modelu posiadają jednakową prędkość przemieszczania;
- ❑ **do prawa Hooke’a** – określone odkształcenia sprężyste, zarówno w obiekcie rzeczywistym jak i w modelu, są sobie równe.

Generalnie, omawiane podobieństwa modelu do obiektu rzeczywistego mogą być wyrażone w sposób ilościowy za pomocą współczynnika λ , o następującej postaci ogólnej [3, 28, 61, 84]:

$$\lambda_i = \frac{(x_i)_{\text{OBIEKT}}}{(x_i)_{\text{MODEL}}}, \quad (2.40)$$

gdzie: x_i – wielkości bezwymiarowe charakteryzujące obiekt lub model.

Podczas modelowania kucia na zimno zazwyczaj pomija się bilans cieplny. Nie uwzględnianie termodynamiki, w tego typu procesach kształtowania sprawia, że czynności modelowe są zdecydowanie łatwiejsze. Jednocześnie należy podkreślić, że takie postępowanie (w tym przypadku) zapewnia uzyskanie wyników badań, które nie są obciążone znaczącymi błędami. Jednakże, proces modelowania kucia na zimno wymusza [61, 87, 136, 144]:

- zmniejszenie wymiarów geometrycznych modelu w odniesieniu do wymiarów obiektu rzeczywistego;
- wykonanie narzędzi we właściwej skali modelowej;
- uzyskanie zaniżonych wartości zmierzonych (dla modelu) parametrów siłowych, mocy procesu oraz prędkości odkształcenia w stosunku do procesu rzeczywistego.

Natomiast podczas modelowania kucia na gorąco, termodynamikę procesu kształtowania należy uwzględniać. Jest to determinowane tym, że użycie modelu o wymiarach mniejszych w porównaniu z obiektem rzeczywistym, wywołuje powstanie strat cieplnych, wynikających przede wszystkim ze zmiany pojemności cieplnej oraz wielkości powierzchni zewnętrznej odkuwki. W konsekwencji wartości pomiarów siłowych są zawsze zaniżone w stosunku do procesu rzeczywistego. Jednakże należy pamiętać, że w modelowaniu jest dopuszczalne pominięcie tych zjawisk termicznych, które są analogiczne zarówno dla modelu jak i dla obiektu rzeczywistego [61, 136].

Równie ważną czynnością, podczas modelowania fizycznego, jest właściwy dobór materiału modelowego. Zastosowanie odpowiedniego materiału, wykazującego podobieństwo do metalu używanego w rzeczywistym procesie produkcyjnym, pozwala ominąć niedogodności związane z kosztami przeprowadzenia badań doświadczalnych oraz z pomiarem tak ważnych parametrów siłowych. Jednak należy pamiętać o bardzo istotnej kwestii, mianowicie wykorzystywane w praktyce materiały i tworzywa modelowe mają ściśle określone zastosowanie (tj. nadają się do modelowania określonego typu procesu kształtowania oraz określonego gatunku metalu, z którego wykonany jest wyrób rzeczywisty). Generalnie, ze względu na rodzaj, materiały modelowe mogą być: [3, 18, 30, 61, 78, 84, 120, 136, 144, 149].

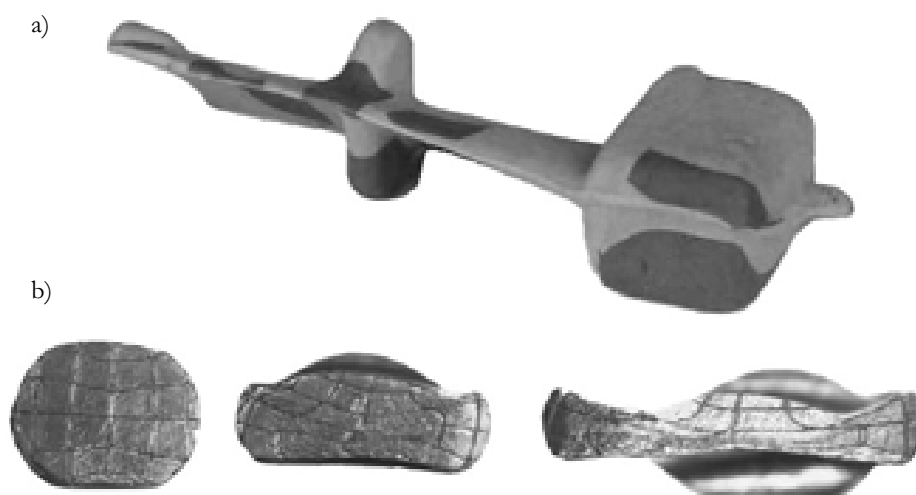
- **elastoptyczne** – są to chemoutwardzalne tworzywa sztuczne (np.: różnego rodzaju żywice, celuloid itp.) lub inne materiały posiadające specjalne

2. Analiza literaturowa wybranych aspektów kucia matrycowego

właściwości optyczne. Obecnie materiały te są sporadycznie używane w modelowaniu obróbki plastycznej;

- **nieelastoptyczne** – są to metale (przeważnie ołów, aluminium, miedź) oraz materiały niemetaliczne takie jak plastelina, воск i ich mieszaniny.

Spośród wymienionych materiałów najczęściej stosowanymi, do modelowania procesów obróbki plastycznej na gorąco (tj. kucia, walcowania itp.), są ołów oraz plastelina [28, 30, 54, 78, 80, 81, 100, 104, 106, 120, 136, 142, 144]. Są one wykorzystywane przede wszystkim w badaniach procesów kształtowania odkuwek wykonanych ze stali węglowej (rys. 2.8). Według Yuli i innych [149] plastelina może być z powodzeniem stosowana również jako materiał modelowy dla stopów tytanu. Jednakże w większości przypadków, plastelina jest wykorzystywana tylko do oceny jakościowej płynięcia materiału, podobnie jak filia (materiał na bazie syntetycznego wosku), której możliwości zastosowania do modelowania fizycznego procesów wyciskania są badane (w ostatnich latach) przez zespół pod kierownictwem Gronostajskiego [30]. Natomiast, modele wykonane z ołowiu umożliwiają, oprócz weryfikacji płynięcia metalu, również dokonywanie pomiarów parametrów siłowych [29, 78, 84, 87, 106,



Rys. 2.8. Przykład modelowania fizycznego kucia łopatki wirnika silnika lotniczego; a) warstwowy model wykonany z różnokolorowej plasteliny; b) trzy kolejne fazy procesu kształtowania odkuwki wykonanej z ołowiu Pb1 – widoczna deformacja naniesionej siatki koordynacyjnej [61, 136, 149]

142, 149], bez konieczności stosowania bardzo dokładnych przyrządów pomiarowych. Niestety, modelowanie fizyczne posiada również ograniczenia, z których najważniejsze to [136]:

- ❑ trudność określania rozkładu nacisków powierzchniowych wywieranych przez kształtowany materiał na narzędzia,
- ❑ brak możliwości obserwacji i rejestracji zjawisk termicznych zachodzących zarówno wewnątrz kształtowanej odkuwki jak i na powierzchni kontaktu materiał-narzędzie,
- ❑ koszty związane z wykonaniem narzędzi oraz oprzyrządowania pomiarowego.

2.8. Modelowanie matematyczne i numeryczne procesu kucia matrycowego

Obserwowany w przeciągu ostatnich lat intensywny rozwój techniki komputerowej sprawił, że wzrosło ogólne zainteresowanie numerycznymi metodami modelowania procesów produkcyjnych. W przypadku obróbki plastycznej, zastosowanie wspomnianych metod przewyższa modelowanie fizyczne ze względu na [10, 26, 29, 33, 34, 56, 64, 70, 80, 81, 85, 86, 88, 93, 104, 122, 136, 142, 145, 146, 148]:

- ❑ możliwość analizy praktycznie wszystkich rodzajów procesów kształtowania plastycznego metali;
- ❑ możliwość łatwego i bezpośredniego zastosowania w projektowaniu procesu kształtowania, przede wszystkim w warunkach przemysłowych;
- ❑ brak konieczności budowy skomplikowanych i kosztownych stanowisk badawczych;
- ❑ niskie koszty analizy, gdyż wymagany jest jedynie zakup oprogramowania komputerowego (lub jego wykonanie we własnym zakresie);
- ❑ możliwość uzyskania szerokiego spektrum informacji o analizowanym procesie kształtowania.

Jednakże, jak każda metoda badawcza, również modelowanie numeryczne jest obarczone wadami. Najczęstszymi utrudnieniami modelowania komputerowego są:

- ❑ długi czas obliczeń, który jest proporcjonalny do dokładności zamodelowania procesu kształtowania (np. analizowanie w przestrzennym stanie

odkształcenia kształtowania wyrobów o skomplikowanym kształcie często zajmuje nawet kilkadziesiąt godzin);

- ❑ przyjmowane są założenia upraszczające, które rzutują na dokładność uzyskiwanych wyników;
- ❑ często wymagany jest zakup komercyjnego oprogramowania.

Mimo przedstawionych wad, modelowanie numeryczne cieszy się coraz większym powodzeniem, szczególnie w środowisku naukowo-badawczym. Na podstawie przeprowadzonej obszernej analizy literatury specjalistycznej, stwierdzono, że do badań procesów kucia matrycowego najczęściej jest używana metoda elementów skończonych (MES) oraz grupa metod, pod wspólną nazwą: sekwencyjne techniki analizy procesów kształtowania plastycznego [10, 18, 24, 28, 29, 34, 57, 63, 76, 88, 102, 108 – 110, 114, 129, 130, 136, 138].

2.8.1. Obliczanie siły kucia

Określenie wielkości nacisków roboczych na powierzchni styku materiał-narzędzie, a w konsekwencji występujących tam sił, jest jednym z podstawowych zadań realizowanych podczas projektowania procesów obróbki plastycznej. Znajomość maksymalnej siły kucia pozwala bowiem nie tylko na właściwe dobranie maszyny kuźniczej, ale również ułatwia optymalizację konstrukcji narzędzi (np. pod kątem ich żywotności) [13, 22, 145].

Do szacowania wartości i rozkładu nacisków powierzchniowych wykorzystywano metody inżynierskie, takie jak: metoda energetyczna, metoda górnej oceny, metoda równań różniczkowych oraz metoda linii poślizgu i charakterystyk [1, 7, 54, 75, 79, 81, 82, 98, 102, 105, 107, 134, 135, 140, 142]. Obecnie do tego celu stosuje się również metodę elementów skończonych (MES) [2, 3, 13, 29, 58, 68, 70, 76, 83, 86, 104, 106, 118, 130, 132, 140, 142, 146]. Pomimo faktu, że MES umożliwia uzyskanie całej historii odkształcenia w złożonych procesach obróbki plastycznej, spotyka się również przypadki zastosowania tej metody obliczeniowej tylko do wyznaczania nacisków powierzchniowych. Uzyskane w ten sposób wyniki służą do opracowania wzorów matematycznych (do obliczania maksymalnej siły kucia), które można stosować np. w analizie bardziej złożonych procesów kuźniczych [13, 64, 104, 145, 152].

Wspomniane metody inżynierskie oraz badania eksperymentalne są podstawą do opracowania wzorów empirycznych (modeli matematycznych), które

służą do obliczania maksymalnej siły kształtowania. Zaletą tych wzorów jest łatwość ich implementacji w systemach wspomagających projektowanie technologii (np. kucia), czy w programach optymalizacyjnych parametrów procesu kształtowania. Jednakże ich wadą jest mała dokładność, wynikająca z wprowadzania niekiedy bardzo dużych uproszczeń [16, 22, 55, 77, 98, 117, 119]. Poniżej przedstawiono ważniejsze opracowania (wzory), najczęściej stosowane do szacowania maksymalnej siły kucia, które wprowadzili:

□ **Choi i Dean** [15, 23]

Opracowany przez nich model matematyczny (zależność (2.41)) można stosować do obliczania maksymalnej siły kucia odkuwki o dowolnym kształcie. Jednakże zależność ta jest słuszna tylko w przypadku kucia wyrobów ze stali średniowęglowej, przy temperaturze $T = 1250^{\circ}\text{C}$.

$$P = 58,8 \cdot \left[S_f^2 \cdot \sqrt{\frac{1}{(L_{Od} + b) \cdot V_f}} + \left(1 + \frac{b}{h}\right) \cdot S_{Od}^2 \cdot \sqrt{\frac{1}{L_{Od} \cdot V_{Od}}} \right] \text{ [N]}, \quad (2.41)$$

gdzie: V_{Od} – objętość odkuwki (bez wypływki), V_f – objętość wypływki znajdującej się tylko w mostku; pozostałe oznaczenia zgodne z rys. 2.9.

□ **Thomas i Bannister** [28, 77, 105, 124]

Wzór (2.42) opracowany przez Thomasa i Bannistera również dotyczy kucia odkuwek ze stali przy temperaturze $T = 1250^{\circ}\text{C}$.

$$P = 91,228 \cdot S_{Od}^{1,162} \cdot \left(\frac{b}{h}\right)^{0,4696} \text{ [N]}. \quad (2.42)$$

□ **Siebel-Foster** [28, 77, 124]

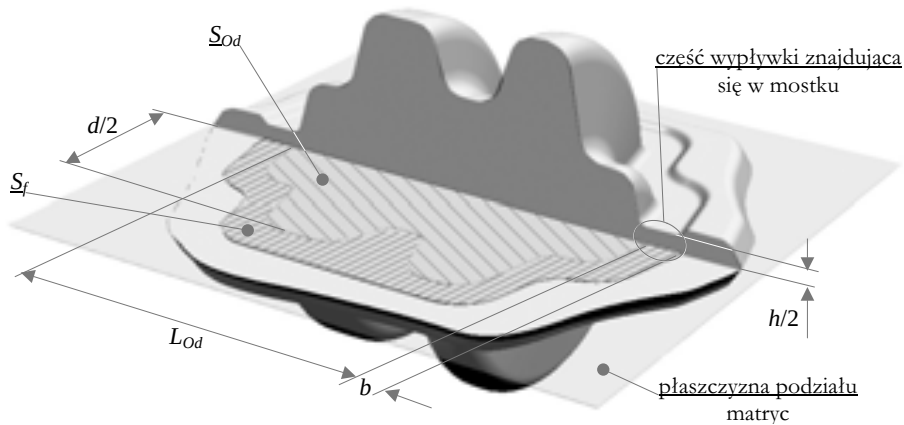
Rozpatrywana odkuwka jest dzielona na dwie części (zgodnie z rys. 2.10) – tj. na wypływkę (w obliczeniach uwzględnia się tą część, która znajduje się w mostku) oraz na pozostałą część wyrobu (odkuwkę bez wypływki). Dla każdej części jest obliczana siła w drodze całkowania nacisków. Całkowita siła kucia (2.43) jest równa sumie sił wyznaczonych dla wypływki (2.44) oraz dla odkuwki (2.45).

$$P = P_f + P_{Od} \text{ [N]}, \quad (2.43)$$

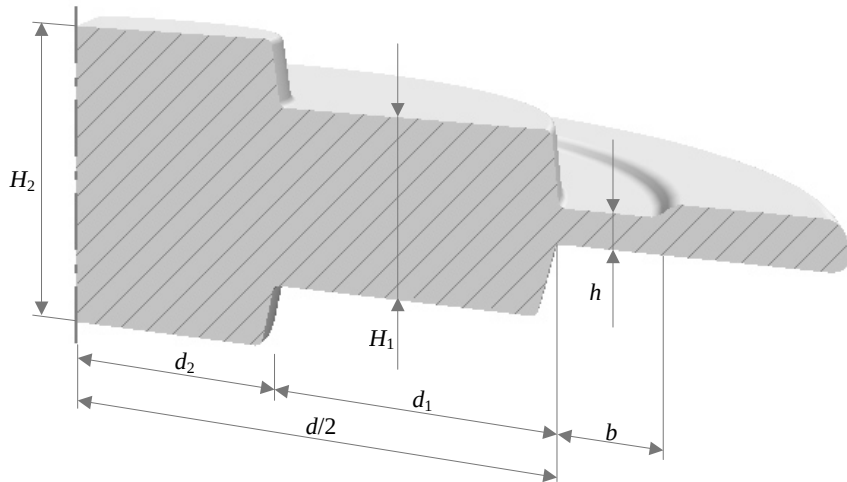
$$P_f = 2\pi \cdot \sigma_p \cdot \left[\left(\frac{d}{2} + b \right) \cdot (b + \mu \cdot b^2) - 0,5b^2 - \frac{2\mu \cdot b^3}{3h} \right], \quad (2.44)$$

$$P_{Od} = 2\pi \cdot \sigma_p \cdot \left[\frac{d}{2} \cdot d_1 + \mu \cdot \frac{d}{2} \cdot d_1^2 - 0,5d_1^2 + d_2^2(\mu \cdot d_2 - 0,5) - 2\mu \left(\frac{d_1^3}{3H_1} + \frac{d_2^3}{3H_2} \right) \right], \quad (2.45)$$

gdzie: σ_p – granica plastyczności, μ – współczynnik tarcia; pozostałe oznaczenia zgodne z rys. 2.10.



Rys. 2.9. Model odkuwki z osią wydłużoną wraz z oznaczeniami stosowanymi w metodzie Choi'a i Dean'a szacowania siły kształtowania; b, h – wymiary wypływu (części znajdującej się w mostku), d – szerokość odkuwki, L_{Od} – największa długość odkuwki (bez wypływu), S_{Od} – pole powierzchni przekroju odkuwki (bez wypływu) w płaszczyźnie podziału matryc, S_f – pole powierzchni wypływu (części znajdującej się w mostku) w płaszczyźnie podziału matryc



Rys. 2.10. Model odkuwki osiowo-symetrycznej wraz z oznaczeniami stosowanymi w metodzie Siebel-Foster'a szacowania siły kucia (opis w tekście)

□ **Neuberger i Pannash** [28, 74, 75, 77, 124]

$$P = 6,223 \left(a_1 + a_2 \cdot \frac{S_{Od}}{\rho \cdot V_{Od}} \right) \cdot (S_{Od} + S_f) \quad [\text{N}], \quad (2.46)$$

gdzie: V_{Od} – objętość odkuwki (bez wypływu), S_{Od} – pole powierzchni przekroju odkuwki (bez wypływu) w płaszczyźnie podziału matrycy (PM), S_f – pole powierzchni przekroju wypływu znajdującej się w mostku w płaszczyźnie PM (rys. 2.9); a_x – współczynnik przeliczeniowy, który wynosi w przypadku kucia odkuwek prostych ($a_1 = 14$, $a_2 = 6,88$) oraz odkuwek złożonych ($a_1 = 37$, $a_2 = 8,7$).

□ **Rebelski** [5, 11, 22, 77, 124, 134]

W przypadku kucia odkuwek osiowo-symetrycznych (rys. 2.10) Rebelski sugeruje obliczać siłę z następującego wzoru:

$$P = 6,284 \sigma_p \left[1 - 0,0254(d + 2b) \right] \left[1 + \frac{0,787}{(d + 2b)} \right]^2 (d + 2b)^2 \quad [\text{N}]. \quad (2.47)$$

Natomiast jeśli kuje się odkuwki z osią wydłużoną (rys. 2.9), zaleca korzystać z następującej zależności:

$$P = 8 \sigma_p \left(1 - 0,0287 \sqrt{S_{Od} + S_f} \right) \left(1 + 0,696 \sqrt{S_{Od} + S_f} \right)^2 \left(1 + 0,1 \sqrt{\frac{L_{Od} + 2b}{S_{Od} + S_f}} \right) (S_{Od} + S_f). \quad (2.48)$$

□ **Storožev** [5, 6, 22, 28, 77, 117]

$$P = \sigma_p \cdot \left[\left(1,5 + \frac{b}{2h} \right) \cdot S_f + \left(\frac{b}{h} - 0,375 + 1,25 \cdot \ln \frac{d}{h} \right) \cdot S_{Od} \right] \quad [\text{N}], \quad (2.49)$$

$$P = 1,15 \cdot \sigma_p \cdot \left[\left(1 + \frac{b}{2h} \right) \cdot S_f + \left(\frac{b}{h} - 0,25 + 1,25 \cdot \ln \frac{(d + 2b)}{h} \right) \cdot S_{Od} \right] \quad [\text{N}], \quad (2.50)$$

gdzie: wzór (2.49) jest stosowany w przypadku kucia odkuwek osiowo-symetrycznych (oznaczenia zgodne z rys. 2.10), natomiast zależność (2.50) – w przypadku kucia odkuwek z osią wydłużoną (rys. 2.9).

□ **Mertens** [5, 6, 77, 117]

Zależności opracowane przez Mertensa – (2.51) oraz (2.52) – są bardzo podobne do wzorów Storoževa.

$$P = \sigma_p \cdot \left[\left(1,5 + \frac{\mu \cdot b}{h} \right) \cdot S_f + \left(4 + \frac{2\mu \cdot b}{h} \right) \cdot S_{od} \right] \text{ [N]}, \quad (2.51)$$

$$P = 1,15 \cdot \sigma_p \cdot \left[\left(1 + \frac{\mu \cdot b}{h} \right) \cdot S_f + \left(2,9 + \frac{2\mu \cdot b}{h} \right) \cdot S_{od} \right] \text{ [N]}, \quad (2.52)$$

gdzie: μ - współczynnik tarcia; wzór (2.51) jest stosowany w przypadku kucia odkuwek osiowo-symetrycznych (oznaczenia zgodne z rys. 2.10), natomiast zależność (2.52) dotyczy kucia odkuwek z osią wydłużoną (rys. 2.9). W obu przypadkach założono, że stosunek $d/h = 21 \div 80$.

□ **Semenov** [6, 77, 112]

W przypadku kucia odkuwek osiowo-symetrycznych (rys. 2.10) autor ten zaleca stosować następujący wzór:

$$P = \sigma_p \cdot \left\{ \left(2 + \frac{b}{2h} \right) \cdot S_f^* + \left[2,5 + \frac{b}{h} + 0,185 \cdot \left(\frac{d}{h} - 2 \right) \right] \cdot S_{od}^* \right\} \text{ [N]}, \quad (2.53)$$

gdzie:

$$S_f^* = 0,25\pi \cdot [(d + 2b)^2 - (d - 2h)^2] \text{ [mm}^2\text{]}, \quad (2.54)$$

$$S_{od}^* = 0,25\pi \cdot (d - 2h)^2 \text{ [mm}^2\text{]}. \quad (2.55)$$

Natomiast przy kuciu odkuwek z osią wydłużoną (rys. 2.9) według Semonov'a należy stosować następującą zależność:

$$P = 1,15\sigma_p \cdot \left[\left(1 + \frac{b}{2h} \right) \cdot S_f + \left(1 + \frac{b}{h} + 0,1 \cdot \frac{(d + 2b)}{h} \right) \cdot S_{od} \right] \text{ [N]}. \quad (2.56)$$

□ **Tot** [28, 77, 124]

W przypadku kucia odkuwek osiowo-symetrycznych (rys. 2.10) Tot proponuje obliczać siłę z następującego wzoru:

$$P = \frac{\pi d^2}{4} \cdot \sigma_p \left[\left(1 + \frac{b}{d} \right) \left(1 + \frac{b}{h} \right) + 0,28 \left(1 + \frac{2b}{d} \right) + \left(1,54 + 0,576 \frac{h}{d} \right) \cdot \ln \left(\frac{h+d}{4h} \right) \right], \quad (2.57)$$

natomiast wówczas, gdy kuje się odkuwki z osią wydłużoną (rys. 2.9), zaleca korzystać z następującej zależności:

$$P = (d + 2b)(L_{od} + 2b) \cdot \sigma_p \left\{ \left(1 + \frac{b}{d + 2b} \right) \left(1 + \frac{b}{h} \right) + 2 \left(1 + \frac{b}{d + 2b} \right) \left[0,28 + \ln \left(\frac{h + d + 2b}{4h} \right) \right] \right\}. \quad (2.58)$$

2.8.2. Metoda elementów skończonych

Zastosowanie metody elementów skończonych (MES) do analizy procesów obróbki plastycznej pozwala uzyskać szereg ważnych informacji (np.: rozkład naprężeń, odkształceń i prędkości odkształceń w całej objętości materiału kształtowanego) przy pełnym ujęciu zjawisk termicznych oraz historii odkształcenia. MES również umożliwia oszacowanie parametrów siłowych (również dotyczące narzędzi) oraz prognozować stabilność ruchową procesu technologicznego [24, 29, 81, 85, 86, 104, 148].

Istotą MES jest podział ośrodka ciągłego na skończoną liczbę obszarów (elementów), połączonych ze sobą za pomocą skończonej liczby węzłów (w których działają siły wywołujące ich przemieszczenia). Jest to metoda stosowana na szeroką skalę w różnych dziedzinach mechaniki (rys. 2.11). O jej popularności świadczą liczne opracowania specjalistyczne, np.: [3, 9, 25, 32, 33, 56, 67, 81, 85, 86, 89, 93, 104, 114, 118, 122, 146, 148, 150, 152].

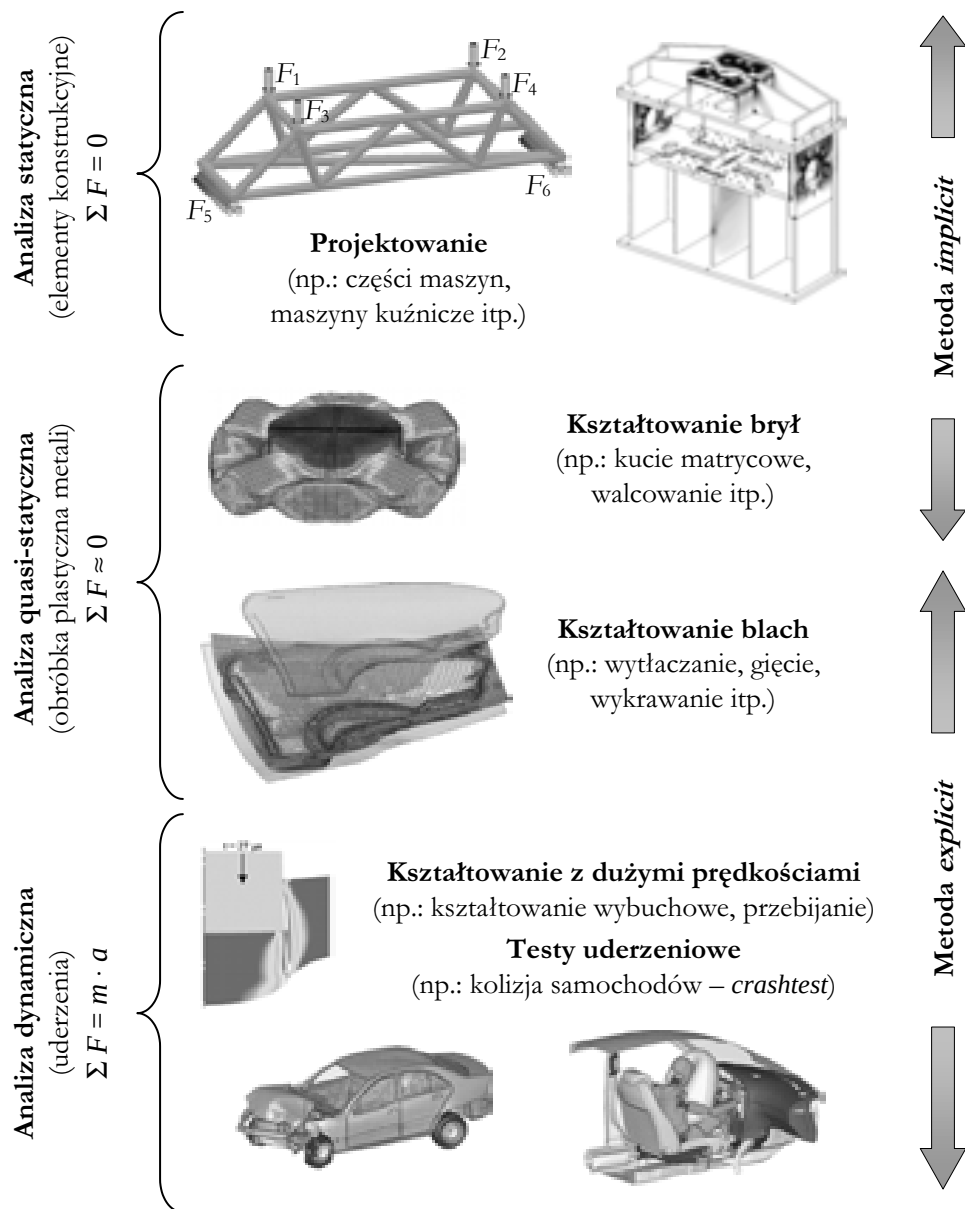
MES jest bezustannie rozwijany i udoskonalany. Najnowsze implementacje komputerowe tej metody pozwalają przeprowadzać symulacje procesów kształtowania wyrobów, dla których uzyskiwane wyniki w bardzo małym stopniu odbiegają od rzeczywistości. Używane obecnie, do analizy procesów obróbki plastycznej, dwie odmiany MES, różnią się między sobą przede wszystkim sposobem przeprowadzania obliczeń, mianowicie wyróżnia się (rys. 2.11) [3, 9, 25, 32, 33, 56, 64, 67, 81, 86, 89, 93, 104, 114, 118, 122, 146, 150]:

- **MES implicit** – jest to metoda oparta na reprezentacji przemieszczeniowej i jest stosowana głównie do symulacji kształtowania brył (model quasi-statyczny);
- **MES explicit** – jest metodą opartą na procedurze całkowania w czasie rzeczywistym, początkowo stosowana była tylko do symulacji kolizji pojazdów samochodowych (z *ang.* *crashtest*) – obecnie jest również używana do symulacji kształtowania blach (model quasi-statyczny – gdy prędkości narzędzi są odpowiednio małe lub model dynamiczny, kiedy te prędkości mają charakter dynamiczny – zgodnie ze wzorem (2.1)).

MES implicit, oparty o model quasi-statyczny, nie uwzględnia efektów inercyjnych i zależnych od czasu pomimo, że kolejne etapy symulacji procesu są „umiejscowione w czasie rzeczywistym”. Ważną cechą tej metody jest nielinio-

2. Analiza literaturowa wybranych aspektów kucia matrycowego

wość równań stosowanych w obliczeniach (co jest zgodne z nieliniowością np. zależności naprężenia od odkształcenia, która modeluje proces kształtowania



Rys. 2.11. Obszar zastosowania metody elementów skończonych (MES) w technologii maszyn; F – siła, m – masa, a – przyspieszenie; opis w tekście

plastycznego metali). Podstawowym równaniem, na którym opiera się MES *implicit*, jest równanie sztywności [32, 81, 85, 104, 145]:

$$\mathbf{K}r - P = 0, \quad (2.59)$$

gdzie: $\mathbf{K}$ – macierz sztywności, r – wektor przemieszczeń węzłowych, P – wektor zewnętrznych sił węzłowych. Składniki macierzy sztywności $\mathbf{K}$ są zależne od „niewiadomych” przemieszczeń węzłowych r . Właśnie to sprawia, że równanie (2.59) jest nieliniowe, a jego linearyzacja jest realizowana w wyniku zastosowania jednej z procedur (metod iteracyjnych linearyzacji równań nieliniowych), które wyszczególniono w tabeli 2.9. Ponadto należy jeszcze podkreślić, że iloczyn $\mathbf{K}r$, występujący w równaniu (2.59), wyraża wewnętrzną siłę węzłową F .

Tabela 2.9.

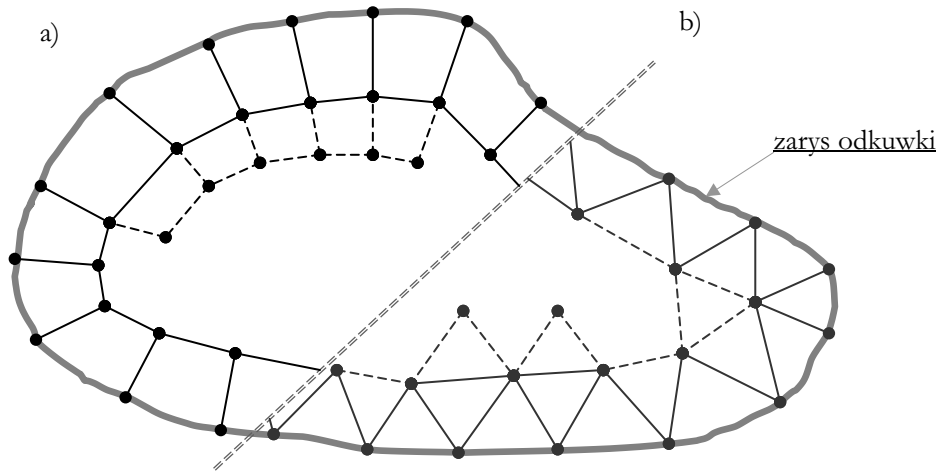
Metody iteracyjne linearyzacji nieliniowych równań stosowane w MES implicit [81, 64, 146, 150, 152]

Metoda	Opis metody
przyrostowa	Polega ona na podziale zależności nieliniowej na odcinki, które przybliża się do postaci liniowej. Jest to metoda mało dokładna.
zmiennej sztywności	Jest odmianą metody przyrostowej. W każdej iteracji przyjmuje się przybliżoną postać macierzy sztywności, która prezentuje gradient zależności naprężeń od odkształceń w danym punkcie węzłowym.
kolejnych przybliżeń	Otrzymuje się w każdej iteracji sukcesywne rozwiązanie niewiadomych, gdzie każdy wynik z poprzedniego kroku obliczeń jest wykorzystywany do określania zmiennych równania liniowego w kolejnej iteracji. Przy czym, rozwiązanie linearyzacji, w tej metodzie, może być zbieżne lub rozbieżne. W przypadku uzyskania zbieżności, każda kolejna wyliczona wartość zbliża się do wartości rzeczywistej.
Newtona-Raphsona	Zakłada się, że istnieje pewna dodatkowa zależność addytywna (macierz Jakobiego), która jest funkcją poszukiwanych niewiadomych i jednocześnie wyraża „miarę odległości” równania od rozwiązania rzeczywistego. Macierz ta może mieć postać jednakową dla wszystkich iteracji lub w każdym etapie obliczeń dobierana jest indywidualnie (tzw. macierz zmienna). Metoda ta jest obecnie metodą najdokładniejszą.

Generalnie, proces rozwiązywania problemów kształtowania plastycznego brył (w szczególności kucia w matrycach otwartych), za pomocą MES typu *implicit*, jest wyjątkowo skomplikowany. Oprócz, przedstawionych w tabeli 2.9 technik linearyzacji równań nieliniowych, należy dodatkowo w obliczeniach uwzględnić szereg zasad teorii plastyczności. Najczęściej przyjmowanymi założeniami w symulacji MES są [32, 64, 70, 85, 89, 114, 115, 130, 145, 146, 150]:

- ❑ ośrodek ciągły jest w stanie równowagi;
- ❑ obciążenie zewnętrzne i/lub wewnętrzne zastępuje się siłami uogólnionymi przyłożonymi do punktów węzłowych;
- ❑ siły węzłowe (wartość, kierunek i zwrot) pozostają niezmienione w trakcie przemieszczania się punktów na odcinku elementarnym, zgodnym z przyjętym wektorem przemieszczeń r ;
- ❑ odkształcany ośrodek na elementarnym przemieszczeniu zachowuje się liniowo;
- ❑ wykonana praca na elementarnym przemieszczeniu nie zależy od drogi;
- ❑ przemieszczenia węzłów (oraz ich stopnie swobody) reprezentują przemieszczenia całego elementu.

Jednym z podstawowych algorytmów obliczeniowych, wykorzystywanych w analizie opartej o MES typu *implicit*, jest **metoda wariacyjna**. Zakłada ona, że odkuwka jest modelowana jako ośrodek sprężysto-plastyczny, a kształtowanie przebiega przy zachowaniu minimalnej energii odkształcenia [25, 81, 89, 104, 115, 145]. Drugim algorytmem, najczęściej spotykanym w praktyce, jest **metoda macierzowa**, która w pewnym przybliżeniu jest rozszerzeniem metody wyżej wymienionej. Zakłada ona, że odkuwka jest modelowana jako ośrodek sztywno-plastyczny lub (częściej) sztywno-lepkoplastyczny. Różnica pomiędzy tymi dwoma algorytmami jest taka, że w metodzie macierzowej zamiast bilansu pracy rozpatrywany jest funkcjonal mocy, natomiast zamiast przemieszczeń węzłów – ich prędkości. Dodatkowo, w metodzie macierzowej występuje mnożnik Lagrange’a, który *de facto* odpowiada za spełnienie warunku nieściśliwości materiału kształtowanego. Ponadto, nie uwzględnianie w obliczeniach odkształceń sprężystych jest zaletą (szczególnie, gdy odkształcenia plastyczne są zdecydowanie większe niż sprężyste), gdyż powoduje to radykalne zmniejszenie ogólnego czasu trwania symulacji MES (w porównaniu z metodą wariacyjną) [32, 104, 145, 146, 150, 152].



Rys. 2.12. Schemat przedstawiający zasadę generowania siatki elementów skończonych opartą o metoda postępującego brzegu (AFM): a) przy użyciu elementów czworokątnych, b) przy wykorzystaniu elementów trójkątnych; opis w tekście

Równie ważnym zagadnieniem, dotyczącym symulacji kucia matrycowego w oparciu o MES *implicit*, jest przebudowa (aktualizacja) zdeformowanej siatki elementów w trakcie przeprowadzania obliczeń – tzw. *remeshing*. Czynność taka zapewnia przede wszystkim uzyskanie rozwiązania z analizy MES na zadawalającym poziomie dokładności. W praktyce jest używanych kilka algorytmów aktualizacji (generowania) siatki elementów skończonych. Najważniejsza z nich (i jednocześnie najczęściej używana w oprogramowaniu komercyjnym) jest **metoda postępującego brzegu** (AFM) – z ang.: *Advancing Front Method* [72, 73, 104, 111, 115]. Ogólnie, polega ona na generowaniu siatki poczynając od ograniczeń, aż do momentu, gdy podzielony zostanie już cały obszar. Schemat, obrazujący ten algorytm, przedstawiono na rys. 2.12. Linia ciągłą zaznaczono elementy, które są budowane (na tzw. poziomie zerowym) bazując bezpośrednio na zarysie odkuwki. Natomiast linia przerywana dotyczy elementów, które już są budowane w kolejnym etapie (w tym przypadku na poziomie pierwszym). Algorytm ten pozwala wygenerować siatkę elementów, które najlepiej oddają kształt obiektu. Ponadto metoda AFM jest stosunkowo prosta w implementacji, chociaż ogólny czas generowania siatki jest bardzo duży – w każdym kroku obliczeniowym jest dodawany tylko jeden element.

Podsumowując, każdy algorytm generowania siatki elementów skończonych składa się z następujących kroków obliczeniowych [111]:

2. Analiza literaturowa wybranych aspektów kucia matrycowego

- ❑ zdefiniowanie ograniczeń obiektu (lub obiektów), czyli opisanie geometrii układu za pomocą równań matematycznych;
- ❑ wyznaczenie funkcji rozmiaru elementu dla danego obszaru, przy czym można wprowadzić zmienny rozmiar elementów, co pozwala zagęścić miejscowo siatkę;
- ❑ wygenerowanie siatki elementów – etap ten sprowadza się do wstawiania punktów węzłowych w zdefiniowanym obszarze oraz ustalenia połączeń pomiędzy nimi;
- ❑ optymalizacja siatki elementów, która polega na wielokrotnej transformacji już gotowej siatki, w celu osiągnięcia konstrukcji spełniającej z góry określony poziom jakości.

Głównym mankamentem modelowania procesów obróbki plastycznej przy użyciu MES typu *implicit* jest długi czas obliczeń [25, 56, 93, 104, 110]. Analiza literatury specjalistycznej wykazuje, że skrócenie czasu obliczeń MES można osiągnąć stosując algorytmy, które są oparte na procedurze całkowania w czasie rzeczywistym. W taką procedurę obliczeń wyposażony jest MES typu *explicit* [3, 25, 56, 67, 118, 122]. Efektywność tej metody oceniana jest wysoko, a jej dokładność (przy właściwym zamodelowaniu analizowanego procesu kształtowania plastycznego wyrobów) jest porównywalna z dokładnością metody *implicit* [25, 93, 148]. Jednakże główną przyczyną sporadycznego stosowania tej metody do analizy procesów kucia matrycowego (a raczej prób zastosowania jej do tego typu procesów obróbki plastycznej) jest brak oprogramowania komercyjnego (bazującego na MES *explicit*), które pozwalałoby zamodelować tę grupę procesów. Przede wszystkim, dostępne na rynku programy nie są wyposażone w odpowiednie modele materiałowe oraz algorytmy aktualizacji siatki elementów skończonych (w trakcie wykonywania symulacji) [33, 106, 110, 118, 122].

Ideą **MES explicit** jest zastosowanie specjalnego schematu rozwiązywania dynamicznych równań równowagi, który bazuje na **jawnym całkowaniu w czasie rzeczywistym** t . Schemat ten jest w pewnym sensie algorytmem dyskretyzacji równania ruchu, które w tym przypadku ma następującą postać [3, 9, 25, 33, 56, 67, 93, 118, 122, 148, 150]:

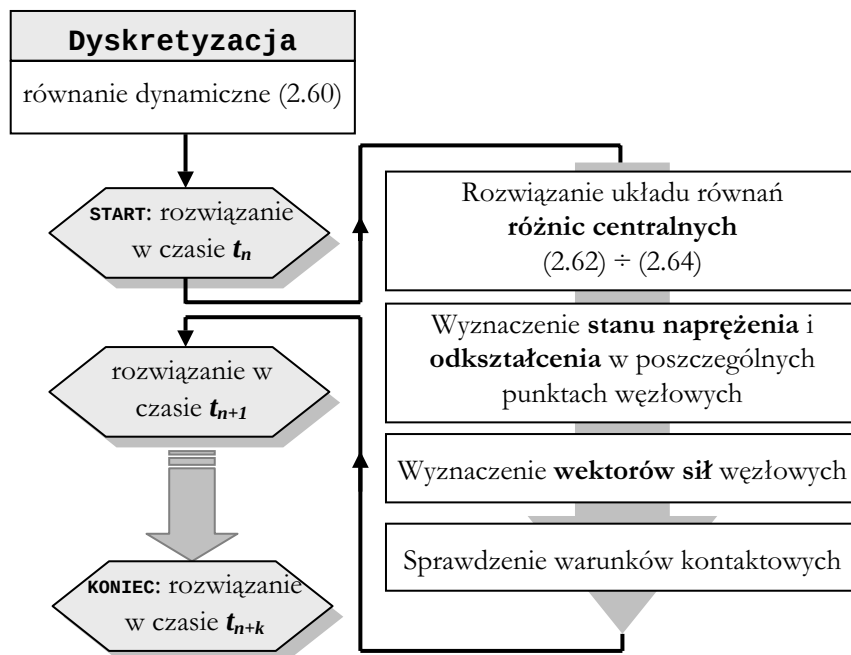
$$\mathbf{M}\dot{\mathbf{r}} + \mathbf{D}\dot{\mathbf{r}} = \mathbf{F} - \mathbf{P}, \quad (2.60)$$

gdzie: $\mathbf{M}$ i $\mathbf{D}$ – macierze mas i tłumienia wiskotycznego, $\mathbf{r}$ – wektor przemieszczeń węzłowych, $\mathbf{F}$ i $\mathbf{P}$ – wektory sił węzłowych (podobnie jak w przypadku równania (2.49) dla metody *implicit*).

Powyższe równanie (2.60), napisane dla znanej konfiguracji w chwili czasu t_n , jest stosowane do wyznaczania rozwiązań dla kolejnej chwili $t_{n+1}=t_n+\Delta t$. Skuteczność metody *explicit* zawdzięcza się przede wszystkim zastosowaniu w obliczeniach macierzy diagonalnych $\mathbf{M}$ i $\mathbf{D}$. Jedynym ograniczeniem tej metody jest maksymalna wartość kroku obliczeniowego Δt , która decyduje o stabilności rozwiązania. Dopuszczalna wartość wspomnianego kroku czasowego jest wyznaczana z następującej zależności [9, 33, 56, 67, 93]:

$$\Delta t = a \cdot l \cdot \left(\frac{E}{\rho} \right)^{-0,5}, \quad (2.61)$$

gdzie: a – współczynnik skalujący (zazwyczaj nie większy niż 0,9 [33]), l – charakterystyczny wymiar liniowy (zawsze jest to minimalna długość najmniejszego elementu [33]), E – moduł Younga, ρ – gęstość materiału.



Rys. 2.13. Schemat blokowy przedstawiający algorytm całkowania w czasie rzeczywistym t , który jest stosowany w obliczeniach MES typu *explicit*; opis w tekście

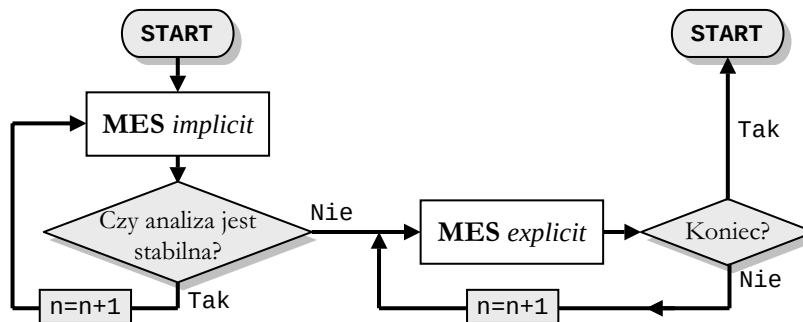
Algorytm jawnego całkowania w czasie rzeczywistym t (rys. 2.13) można zrealizować za pomocą **różnic centralnych**, które pozwalają wyznaczyć wektory przyśpieszeń, prędkości i przemieszczeń punktów węzłowych w chwili czasu t_n . Zależności te (tj. różnice centralne) mają następującą postać [9, 33, 25, 56, 81, 93, 148]:

$$\ddot{r}_n = M_n^{-1} \cdot (P_n - F_n - D_n \dot{r}_n), \quad (2.62)$$

$$\dot{r}_{n+1/2} = \dot{r}_{n-1/2} + \frac{\Delta t_{n+1} + \Delta t_n}{2} \cdot \ddot{r}_n, \quad (2.63)$$

$$r_{n+1} = r_n + \Delta t_{n+1} \cdot \dot{r}_{n+1/2}. \quad (2.64)$$

W zakończeniu tego podrozdziału, należy wspomnieć, że w celu polepszenia jakości uzyskiwanych wyników oraz dla uniknięcia utraty stabilności symulacji procesów obróbki plastycznej metali, można zastosować metodę kombinowaną. Jest to połączenie analizy metodą *implicit* z metodą *explicit*, a istotę takiego rozwiązania ilustruje schemat blokowy przedstawiony na rys. 2.14 [56, 118]. Takie rozwiązanie techniczne jest stosowane przeważnie w przypadkach, w których występuje bardzo duże prawdopodobieństwo utraty stabilności obliczeń wykonywanych w oparciu o MES *implicit* [56, 93, 67].



Rys. 2.14. Schemat blokowy metody kombinowanej – połączenie analizy bazującej na MES *implicit* oraz *explicit* [56]

2.8.3. Sekwencyjne techniki analizy procesów obróbki plastycznej

Sekwencyjne techniki analizy zaliczane są do grupy metod numerycznych, które umożliwiają wykonanie symulacji kształtowania plastycznego brył. Pierw-

sze opracowania, poświęcone pierwotnej postaci analizy sekwencyjnej procesu kształtowania, pojawiły się już w latach 60 ubiegłego wieku [34], jednakże dopiero postęp techniki komputerowej umożliwił dalszy rozwój tej interesującej techniki obliczeniowej [10, 34, 57, 63, 88, 96, 97, 103, 109, 110, 138, 142].

Podstawową ideą sekwencyjnych technik analizy jest podział procesu kształtowania na określoną ilość etapów, które są kolejno analizowane w oparciu o tradycyjne metody inżynierskie, takie jak metoda górnej oceny czy metoda linii poślizgu i charakterystyk. W każdej sekwencji symulacji rozpatrywanego procesu, materiał odkształcany jest dzielony na pewną liczbę prostych elementów (najczęściej o kształcie prostokątnym lub trójkątnym). Podział ten zdeterminowany jest zazwyczaj przez schemat płynięcia materiału kształtowanego lub tylko przez kształt jego strefy plastycznej. Przy czym, należy podkreślić, że w obliczeniach rozpatrywane są tylko te elementy, które pokrywają się ze wspomnianą strefą uplastycznienia. Umożliwia to (przy wprowadzonych dodatkowych założeniach upraszczających) rozpatrzenie przepływu metalu pomiędzy tymi elementami, bazując na ogólnie znanych zasadach i prawach obowiązujących w teorii plastyczności [10, 34, 109, 110, 138, 142]. Obecnie, reprezentantami omawianej grupy metod numerycznych są [10, 34, 57, 63, 88, 109, 138]:

- ❑ **metoda UBET** (z ang. *Upper-Bound Elemental Technique*) – bazuje ona na metodzie górnej oceny i może być stosowana do symulacji kucia, realizowanego w warunkach symetrii osiowej lub płaskiego stanu odkształcenia. W metodzie tej można również uwzględniać w obliczeniach zjawisko umacniania się materiału podczas kształtowania;
- ❑ **metoda TEUBA** (z ang. *Tetrahedral Upper-Bound Analysis*) – jest odmianą wcześniej omówionej metody UBET. Umożliwia ona analizowanie procesów zachodzących w przestrzennym stanie odkształcenia;
- ❑ **metoda UBST** (z ang. *Upper-Bound Stream Function Elemental Technique*) – powstała ona w wyniku połączenia wybranych cech MES 2D (tj. podział na elementy całego obszaru materiału odkształcanego), metody górnej oceny (budowa kinematycznie dopuszczalnego pola prędkości) oraz metody linii poślizgu i charakterystyk (uwzględnienie kinematycznych aspektów teorii linii poślizgu). W praktyce, obliczenia tą metodą są identyczne jak dla UBET (w płaskim stanie odkształcenia), z tym że, równania bilansu mocy

zawierają dodatkową specjalną **funkcję strumienia**, która wynika *de facto* z zastosowania aspektów kinematycznych teorii linii poślizgu. Funkcja ta jest zapisem matematycznym pola kinematycznego dla odkuwki w danej sekwencji analizy procesu.

Symulacja procesu kształtowania, w oparciu o wyżej wymienione metody, jest zazwyczaj realizowana przy przyjęciu następujących założeń upraszczających [10, 34, 57, 63, 88, 138]:

- ❑ każdy element odkształca się jednorodnie (tj. wszystkie parametry są jednakowe w całej jego objętości);
- ❑ materiał jest izotropowy i idealnie plastyczny lub umacnia się zgodnie z hipotezą Hubera (model sztywno-plastyczny);
- ❑ przepływ materiału pomiędzy elementami odbywa się w sposób jednorodny i w kierunku normalnym do ich powierzchni granicznych;
- ❑ analiza odbywa się w warunkach płaskiego, osiowo-symetrycznego bądź przestrzennego stanu odkształcenia (uwaga: metodą UBST można analizować procesy tylko przy założeniu płaskiego stanu odkształcenia);
- ❑ w obliczeniach przyjmowany jest model tarcia stałego.

Jedną z ważniejszych wad sekwencyjnych technik analizy, bazujących na metodzie górnej oceny, jest konieczność znajomości bądź założenia *a priori* kształtu strefy plastycznej. Wynika to z faktu, że równania bilansu mocy są słuszne tylko dla tego obszaru materiału [109, 110, 142]. Jest to szczególnie uciążliwe w przypadku badania procesów kształtowania, dla których kształt obszaru uplastycznionego nie jest znany. W większości przypadków, granica pomiędzy tym obszarem a strefą martwą, określana jest na drodze obliczeń o charakterze iteracyjnym. Budowane jest pierwotne pole prędkości (tj. dokonuje się podziału obszaru odkuwki na elementy). Następnie w wyniku minimalizacji całkowitej mocy dyssypowanej na granicy tych elementów, poszukuje się kształtu optymalnego tego pola [10, 57, 63, 88]. Niekiedy, granicę pomiędzy obszarem sztywnym a uplastycznionym, próbuje się opisać za pomocą zależności matematycznej. Jednakże, również i w tym przypadku, należy najpierw wykonać odpowiednie badania rozpoznawcze [34].

Natomiast istotną zaletą, takiego modelowania procesów kształtowania, jest ukierunkowanie analizy na najważniejsze aspekty rozpatrywanego problemu. W praktyce, każdy przypadek jest modelowany z osobna. Implementa-

cja sekwencyjnych technik analiz (lub/i ewentualna ich adaptacja oraz automatyzacja) jest bardzo prosta do wykonania. Ponadto, w odróżnieniu od MES, aby wykonać obliczenia w oparciu o metody tego typu, nie jest konieczny zakup specjalistycznego oprogramowania komercyjnego [96, 97, 103, 109, 110, 142].

2.9. Przegląd wybranych prac naukowo-badawczych dotyczących technologii kucia wypływkowego

Prace badawcze, poświęcone projektowaniu rowka na wypływkę, prowadzone były już w latach pięćdziesiątych ubiegłego wieku. Ukierunkowane one były głównie na określanie zasad doboru wymiarów mostka (szerokości b i wysokości h) w rowku tradycyjnym (rys. 2.4). Na podstawie dostępnej literatury specjalistycznej można stwierdzić, że najbardziej intensywne badania w tym zakresie realizowano w byłym Związku Radzieckim (Rebelski, Šapošnikov, Teterin i inni), Republice Federalnej Niemiec (Neuberger, Wolf, Vierege i inni) oraz Francji (Chamouard i Tichkiewitch) [11, 12, 14, 20, 59, 60, 62, 74, 92, 101, 102, 121, 123, 125, 131, 132, 134, 137, 143]. Uzyskane przez tych badaczy wyniki oparte były w głównej mierze na wykonanych badaniach eksperymentalnych oraz analizie statystycznej przeprowadzanych prób kucia, realizowanych w warunkach przemysłowych. Natomiast w ramach analiz teoretycznych bazując na teorii obróbki plastycznej, w oparciu o metody inżynierskie określano maksymalną siłę kucia (ważniejsze wzory, służące do wyznaczania tych sił, przedstawiono w podrozdziale 2.8.1), przy założeniu osiowo-symetrycznego lub płaskiego stanu odkształcenia [1, 11, 12, 14, 20, 74, 75, 117, 134, 143].

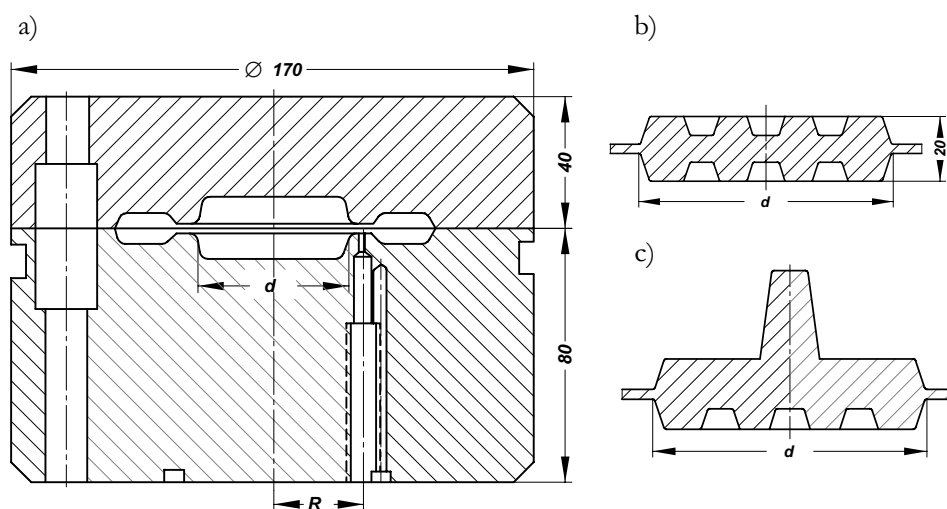
Prace badawcze prowadzone w przeciągu ostatnich 30 lat (bezpośrednio dotyczące procesów kucia w matrycach otwartych) są poświęcone przede wszystkim „udoskonalaniu” wcześniej opracowanych reguł projektowania rowka na wypływkę. Wciąż dąży się do opracowania rozwiązań technologicznych umożliwiających zwiększenie uzysku materiałowego oraz obniżanie energii i siły kucia. Pionierem badań o takim charakterze był Unksow [57, 134], który poszukiwał optymalnych wymiarów mostka rowka tradycyjnego (rys. 2.4a) zapewniających najlepsze warunki wypełniania wykroju matrycującego, przy jednoczesnym zmniejszeniu wymaganej siły kształtowania. W swoich

2. Analiza literaturowa wybranych aspektów kucia matrycowego

rozważaniach Unksov brał pod uwagę zalecenia projektowe opracowane przez Bruchanova, Rebelskiego i Šapošnikova.

Badania teoretyczno-doświadczalne nad wpływem wymiarów rowka na siłę kucia oraz na wartość naddatku materiału (wyciskanego na zewnątrz wykroju) były prowadzone również przez Morquardta [71]. Przyjął on dwa różne modele procesu kucia stalowych odkuwek osiowo-symetrycznych (przy temperaturze ok. 1150 °C), w których kształtowanie realizowane było przez spęczanie oraz wyciskanie. Schemat konstrukcji narzędzi użytych w eksperymencie oraz kształty analizowanych odkuwek profilowych przedstawiono na rys. 2.15. Wyznaczenia siły kształtowania dokonywano metodą pośrednią (z dokładnością $\pm 10\%$), za pomocą sześciu specjalnych czujników (umieszczonych w matrycy dolnej), na których naklejono tensometry rezystorowe.

Badania eksperymentalne miały na celu zweryfikowanie opracowanego modelu matematycznego (bazującego na metodzie równań różniczkowych równowagi [71, 117, 140]), który umożliwiał obliczenie maksymalnej siły kucia. Tak obliczona siła kształtowania i określona eksperymentalnie ilość niezbędnego naddatku materiału, który zapewnia właściwe wypełnienie wykroju ma-

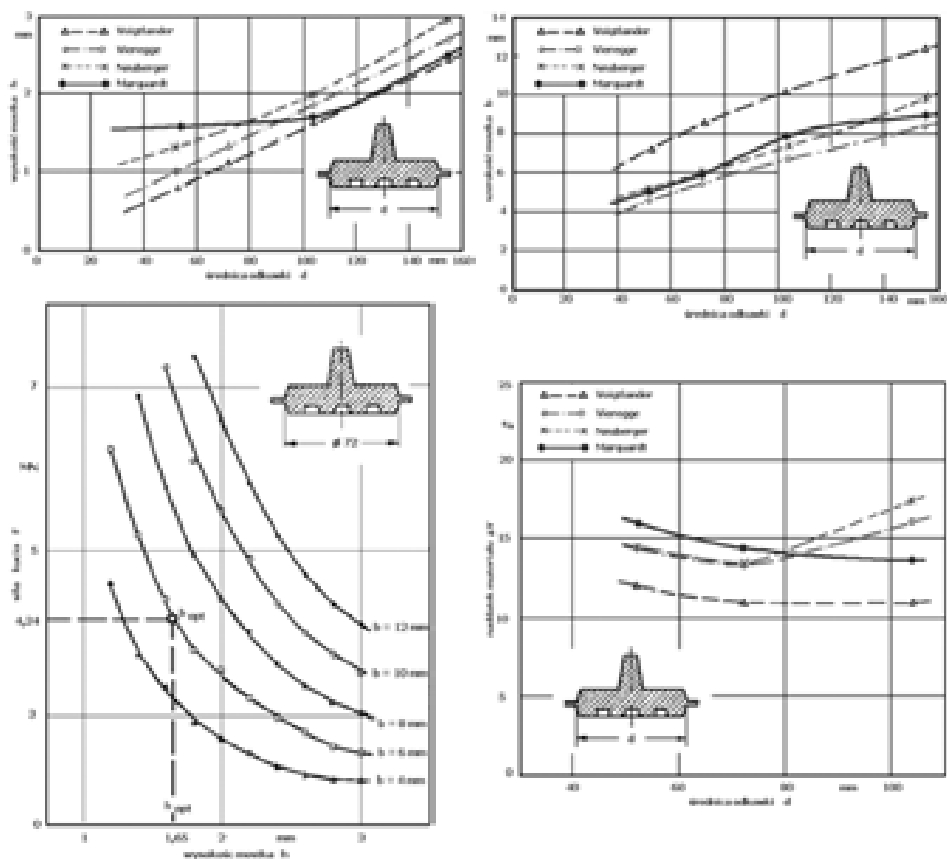


Rys. 2.15. Schemat przedstawiający zarys matrycy użytych w eksperymencie przez Morquardta (a) oraz kształty analizowanych odkuwek (b) i (c); R – odległość otworów, w których umieszczano czujniki do pomiaru naprężenia od osi symetrii narzędzi ($R = 0, 13, 20, 28, 29$ i 30 mm), d – średnica odkuwki ($d = 52, 62, 72$ mm) [71]

tryjającego, dla rozpatrywanej odkuwki (o określonych wymiarach mostka b_i oraz h_i – wg rys. 2.4c) stanowiły dane wyjściowe do procesu optymalizacji. W trakcie obliczeń optymalizacyjnych Morquardt minimalizował następującą funkcję celu [71]:

$$\Gamma = \min \left\{ \frac{|F_{(i-1)} - F_{(i+1)}|}{F_i} - \frac{|\Delta V_{(i-1)} - \Delta V_{(i+1)}|}{\Delta V_i} \right\}, \quad (2.65)$$

gdzie: F – maksymalna wartość siły kucia, ΔV – naddatek materiału (na wypływkę), i – indeks dolny oznaczający numer pary wymiarów mostka (b , h – według rys. 2.4c).

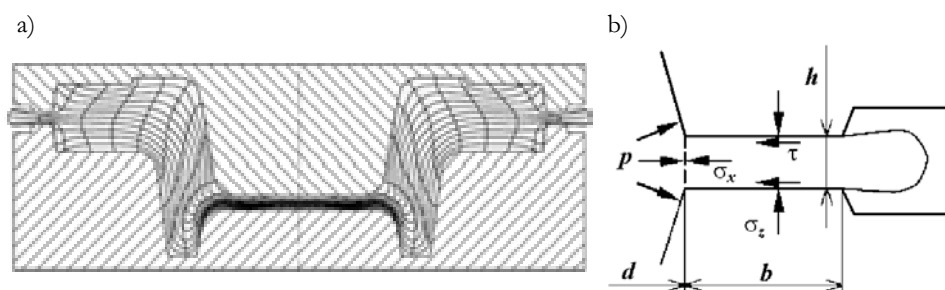


Rys. 2.16. Optymalne wartości wymiarów mostka b , h oraz naddatku materiału ΔV (uzyskane przez Morquardta zestawione z zaleceniami innych badaczy [71])

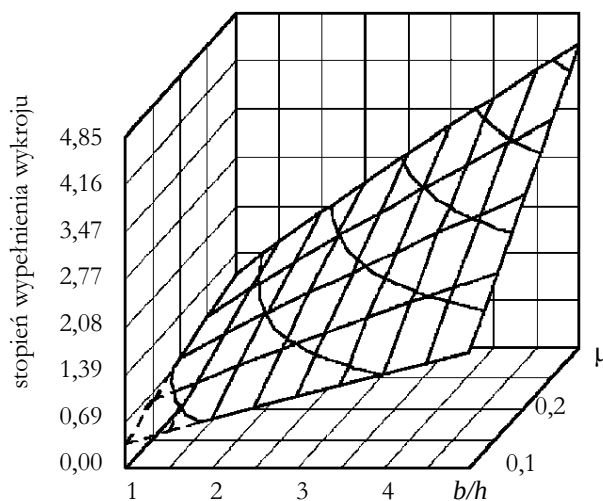
2. Analiza literaturowa wybranych aspektów kucia matrycowego

Rezultaty optymalizacji wymiarów mostka dla odkuwki profilowej z centralnym czopem (uzyskane przez Morquardta) porównano z zaleceniami projektowymi Voigtlandera, Vieregge'a i Neubergera i przedstawiono na rys. 2.16 [71]. W wyniku zaproponowanej metodyki optymalizacji uzyskano obniżenie wymaganej siły kucia, jednakże przy nieznacznym zwiększeniu naddatku ΔV na wypływkę. W badaniach swoich Morquardt uwzględnił tylko zalecenia projektowe opracowane przez grupę naukowców pochodzących wyłącznie z Niemiec.

Równie interesujące prace badawcze zostały przeprowadzone przez Tomova i innych [24, 129 – 133] w latach 90 ubiegłego wieku. Wykonali oni analizę teoretyczną (opartą na MES – program FORM-2D) wpływu wymiarów mostka rowka tradycyjnego (dobranych według wytycznych opracowanych przez Rebelskiego, Teterina, Vieregge'a, Wolfa i Tichkiewitch'a [125, 133]) oraz warunków tarcia, występujących na powierzchni wypływka-mostek, na wypełnienie wykroju matrycującego przez metal (stal węglowa). Ponadto, optymalnych warunków kucia poszukiwano również poprzez dodatkową zmianę kształtu przedkuwki oraz jej objętości, która była tak dobierana, aby ilość naddatku na wypływkę mieściła się w przedziale $\Delta V = 5 \div 15\%$. Kształt rozpatrywanej w badaniach odkuwki osiowo-symetrycznej, kutej na gorąco na prasie mechanicznej, przedstawiono na rys. 2.17a. Natomiast na rys. 2.17b zaprezentowano przyjęty schemat sił (nacisków powierzchniowych) działających w strefie mostka. Według Tomova siły tarcia odgrywają ważną rolę przy



Rys. 2.17. Model odkuwki osiowo-symetrycznej analizowanej metodą elementów skończonych przez Tomiva i innych (a) oraz przyjęty układ sił działających w strefie mostka (b) [128, 133] (opis w tekście)



Rys. 2.18. Zależność stopnia wypełnienia wykroju (bezwymiarowa wartość zdefiniowana przez Tomova) od stosunku wymiarów mostka b/h oraz współczynnika tarcia μ [133]

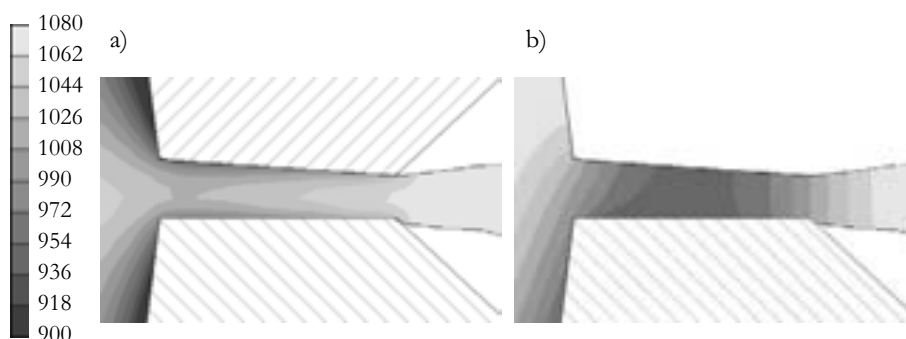
zwiększeniu oporów wypływu materiału na zewnątrz matrycy, co jest zobrazowane na rys. 2.18 [128, 133].

Podobne wnioski zostały przytoczone w pracy autorów [106]. Na podstawie wstępnej analizy MES wysunięto hipotezę, że za zwiększenie oporów płynięcia metalu w strefie mostka w głównej mierze odpowiedzialne są siły tarcia na powierzchni styku materiał-narzędzie. Na rys. 2.19 pokazano rozkład temperatury panujący w wypływcie – w ostatniej fazie procesu kucia odkuwki (rys. 2.19a) oraz po wycofaniu narzędzi (rys. 2.19b). Z rysunków tych wyraźnie widać, że dopóki jest generowane ciepło w wyniku odkształcania plastycznego materiału dopóty temperatura w wypływcie utrzymuje się na jednakowym poziomie (początkowa temperatura odkuwki wynosiła 1150°C), co oznacza, że plastyczność materiału znajdującego się w tej strefie nie maleje znacząco [106].

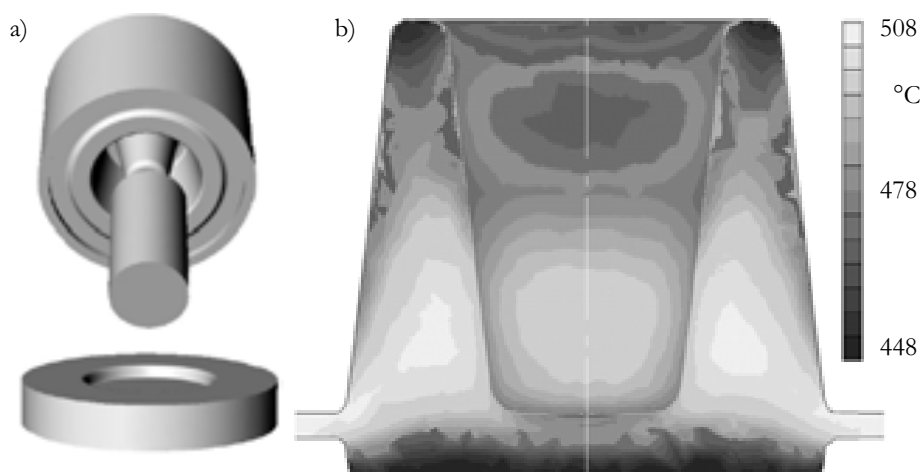
Badania teoretyczno-eksperymentalne, o podobnym charakterze jak prace wykonane przez Tomova [128, 133], zostały również przeprowadzone przez Di Lorenzo [18, 19]. Analiza dotyczyła procesu kucia na gorąco ($T = 500^{\circ}\text{C}$) odkuwki wykonanej ze stopu aluminium AA 6061. Symulacja procesu została przeprowadzona również przy użyciu MES (program DEFORM 3D), lecz przy założeniu przestrzennego stanu odkształcania. Cel i sposób wykonania badań przez Di Lorenzo był bardzo podobny jak w przypadku prac wykonanych

2. Analiza literaturowa wybranych aspektów kucia matrycowego

przez Tomova [133] – tj. uzyskanie jak najlepszego wypełnienia wykroju matrycy (rys. 2.20a), przy jednoczesnym zminimalizowaniu siły kucia i strat materiałowych, w wyniku zmiany wymiarów mostka oraz objętości materiału wsadowego. Zmiennymi decyzyjnymi (w przeprowadzonej optymalizacji wymiarów mostka) były: ilość naddatku materiału ΔV na wypływkę (w zakresie $5\div 15\%$) oraz maksymalna siła kucia. Dodatkowo, we wspomnianym procesie optymalizacji uwzględniano tylko te przypadki, dla których zaobserwowano prawidłowe wypełnienie wykroju (tj. dla $\Delta V > 10\%$).



Rys. 2. 19. Rozkład temperatury ($^{\circ}\text{C}$) panujący w wypływie (początkowa temperatura $T = 1150^{\circ}\text{C}$): a) końcowa faza kształtowania odkuwki na prasie mechanicznej (czas $t = 1$ s), b) po wycofaniu narzędzi (czas $t=2$ s) [106]



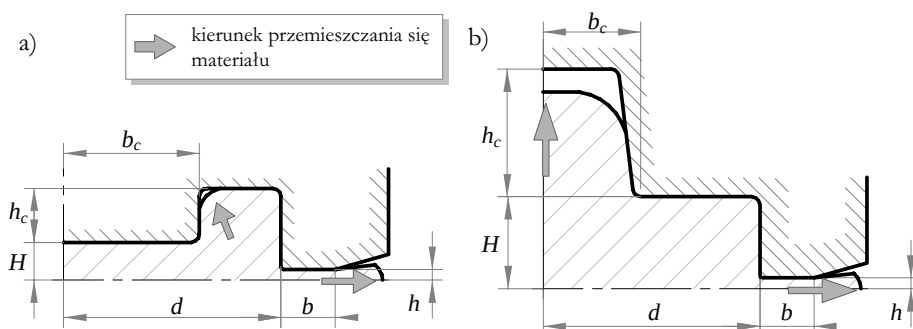
Rys. 2.20. Schemat zestawu narzędzi wraz z materiałem wsadowym (stop aluminium AA6061) użyty w badaniach przez Di Lorenzo (a) oraz rozkład temperatury uzyskany w symulacji MES procesu kucia (b); temperatura początkowa $T = 500^{\circ}\text{C}$ [18, 19]

Na rys. 2.20b przedstawiono uzyskany w symulacji rozkład temperatury w odkuwce (w końcowej fazie kształtowania). Temperatura zaobserwowana w wpływce jest wyższa od temperatury początkowej odkuwki. Oznacza to, że ilość ciepła powstająca w wyniku zamiany pracy odkształcania plastycznego materiału w rozpatrywanej strefie w pełni kompensuje ilość ciepła oddawanego do otoczenia wpływki.

Podobne rezultaty (dotyczące temperatury wpływki) uzyskał Pater w opracowaniach [76, 83], w których przedstawił wyniki teoretycznej analizy MES procesu kucia (na prasie mechanicznej i na młocie) stalowej odkuwki osiowo-symetrycznej kształtowanej poprzez wyciskanie, przy różnych warunkach tarcia. Zaobserwowano znaczny wzrost temperatury materiału znajdującego się w mostku (niezależnie od kształtu rowka na wpływkę) – szczególnie w przypadku kucia na młocie, gdzie wartość temperatury wpływki miejscowo wzrastała średnio o 6% powyżej początkowej temperatury kucia. Zjawisko to autor ten również tłumaczył efektem zamiany pracy odkształcenia plastycznego na ciepło. Ponadto stwierdzono, że znaczącą rolę na szybkość wypływu materiału na zewnątrz wykroju odgrywają siły tarcia, występujące na powierzchni kontaktu materiał-narzędzie w mostku matrycy [76].

Przytoczone powyżej prace badawcze, dotyczące analizy teoretycznej kucia są oparte głównie na metodzie elementów skończonych (MES). Jak już wcześniej wspomniano, jest to jedna z najdokładniejszych metod numerycznych, której dokładność ocenia się lepiej od dokładności uzyskiwanych w badaniach eksperymentalnych [2, 13, 64, 68, 86, 104, 106, 145, 152]. Jednakże, MES jest metodą czasochłonną, wymagającą zastosowania komputerów o dużej mocy obliczeniowej, a przebiegu obliczeń realizowanych przy użyciu oprogramowania komercyjnego, jak już wcześniej wspomniano, nie można w pełni zautomatyzować [99, 101, 102, 107, 142].

Powszechnym trendem (obserwowanym głównie w środowisku naukowym) jest poszukiwanie nowych metod modelowania numerycznego procesów obróbki plastycznej, od których oczekuje się przede wszystkim dużej szybkości analizy wybranych aspektów rozpatrywanego procesu (zwykle kosztem zmniejszenia dokładności obliczeń). Są to specjalistyczne narzędzia badawcze, które pozwalają uzyskać najistotniejsze informacje o analizowanym procesie [1, 10, 17, 34, 96, 103, 107, 108, 110, 135, 138, 142]. Przykładem takich metod nume-



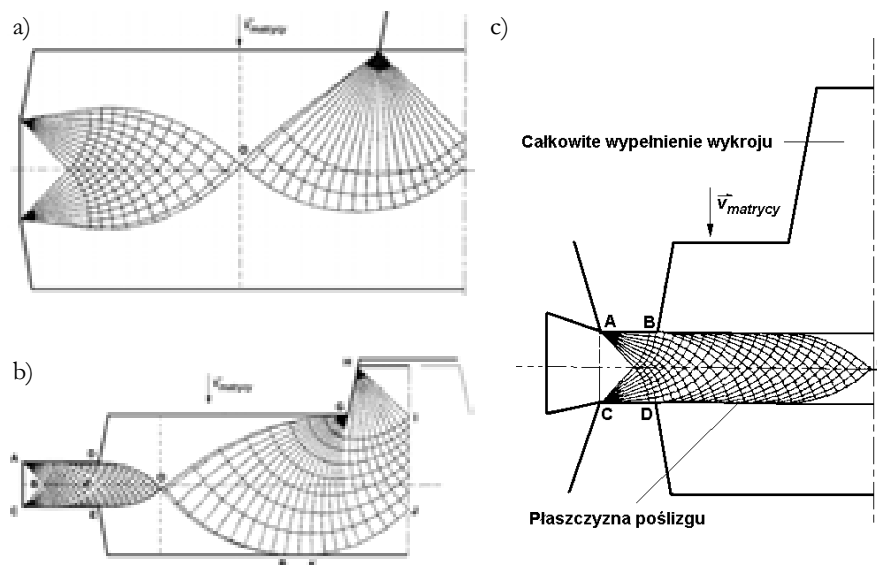
Rys. 2.21. Modele geometryczne procesu kucia matrycowego najczęściej używane w technikach analizy sekwencyjnej: a) kucie w drodze dziurowania lub złożonego procesu wyciskania (w zależności od wymiarów), b) kucie poprzez wyciskanie (opis w tekście)

rycznych są niewątpliwie sekwencyjne techniki analizy kucia matrycowego [10, 34, 57, 63, 88, 138], które szerzej omówiono w podrozdziale 2.8.3.

O popularności metod numerycznych, należących do tej interesującej grupy, świadczy duża ilość publikacji [10, 18, 34, 57, 63, 88, 96, 97, 101 – 103, 109, 110, 138, 142] poświęconych badaniom wybranych procesów obróbki plastycznej, wykonywanych za pomocą tego narzędzia numerycznego. Dla przykładu, Ranatunga i inni [88] zastosowali metodę UBET do określenia wpływu wysokości mostka (w rowku tradycyjnym) na przebieg procesu kucia łopatki wirnika turbiny, przy założeniu uproszczonego modelu odkuwki oraz płaskiego stanu odkształcenia – rys. 2.21a. Ponadto, w pracy tej ([88]) wykazano, że metody numeryczne tej klasy mogą być z powodzeniem stosowane do wstępnego projektowania rowka wypływk. Z kolei Lee stosując UBET [63] wykorzystał podobny model kucia (rys. 2.21a) do analizy kształtowania wieńca koła zębatego, przy założeniu osiowo-symetrycznego stanu odkształcenia. Natomiast Keife i Ståhlberg [57] przeprowadzili podobną analizę metodą UBET (popartą weryfikacją doświadczalną, bazującą na laboratoryjnym kuciu odkuwki wykonanej z plasteliny) wpływu kształtu rowka wypływk na płynięcie materiału w wykroju matrycującym, ale już dla innego modelu odkuwki (rys. 2.21b). Na podstawie literatury [2, 57, 83, 96, 103, 135], właśnie taki kształt odkuwki (w której jest wyciskany centralny czop) jest najchętniej stosowany w tego typu pracach badawczych. Ponadto, Keife i Ståhlberg po raz pierwszy zaproponowali stosować w kuciu rowek o kształcie litery V (rys. 2.6b),

jednakże ich badania ograniczyły się tylko do porównania siły kucia uzyskanej przy zastosowaniu rowka tego typu oraz rowka tradycyjnego [57].

Do analizy płynięcia metalu w głębokich matrycach prostych, wypełnianych przez spęczanie, w zależności od wysokości szczeliny na wypływkę, metodę UBET zaproponował również Hou [34]. Jednakże autor ten napotkał pewne trudności w określaniu granicy pomiędzy materiałem uplastycznionym a tzw. strefą martwą. Jak już wcześniej wspomniano, trudność określania strefy uplastycznienia kształtowanej odkuwki jest podstawowym mankamentem technik sekwencyjnej analizy opartej na metodzie górnej oceny, szczególnie w przypadku analizowania odkuwki o kształcie przedstawionym na rys. 2.21b [1, 2]. Natomiast problemy tego typu nie występują w przypadku stosowania metody linii poślizgu i charakterystyk, która umożliwia wyznaczenie zarówno kształtu wspomnianej strefy uplastycznienia, jak i rozkładu naprężeń i prędkości płynięcia materiału (w tym obszarze) [8, 54, 55, 80 – 82, 96 – 98, 101, 103, 105, 107, 142].

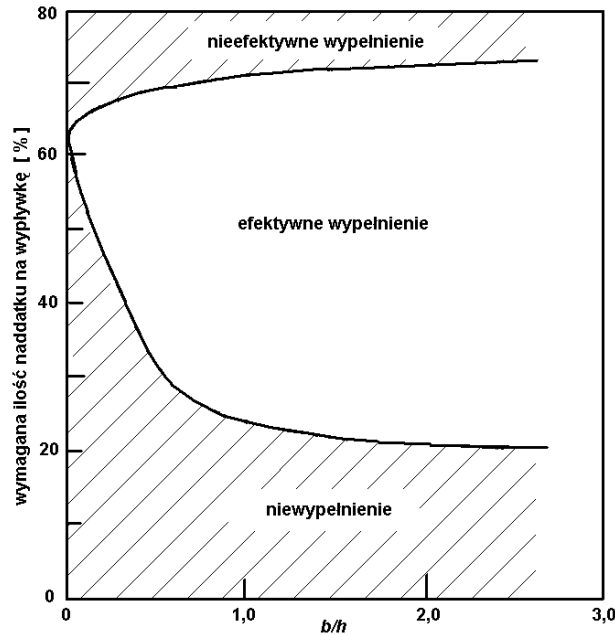


Rys. 2.22. Zaproponowane przez Biswas'a konstrukcje siatki linii poślizgu dla trzech głównych etapów kucia odkuwki z jednostronnym czopem (w płaskim stanie odkształcenia): a) początek procesu kształtowania, b) materiał jest wypychany do czopa i wypływkę, c) wykrój matrycujący jest całkowicie wypełniony przez metal i występuje ograniczona strefa uplastycznienia metalu [8]

Pierwsze próby adaptacji metody linii poślizgu i charakterystyk do sekwencyjnej techniki analizy procesu kucia odkuwki z czopem jednostronnym (rys. 2.21b), przy założeniu płaskiego stanu odkształcenia, przeprowadzili w roku 1989 Biswas i inni [8]. Analizowany proces podzielony został na trzy charakterystyczne etapy kształtowania odkuwki (rys. 2.22), dla których konstruowano odpowiednie siatki linii poślizgu. Celem badań przeprowadzonych przez Biswas'a [8] było określenie optymalnej ilości naddatku materiału na wypływkę, która zapewni całkowite wypełnienie wykroju matrycującego przy jednoczesnym zminimalizowaniu wymaganej energii kucia. Dodatkowo, w pracy [8] wprowadzono po raz pierwszy takie pojęcia jak **nieefektywne wypełnianie wykroju matrycującego** oraz **górną i dolną granicę efektywności wypełniania** (wspomnianego wykroju) – w większości prac naukowych [10, 18, 34, 57, 76, 113, 130, 132, 134, 139, 141, 147, 150, 153] poruszana jest tylko kwestia niewypełnienia wykroju matrycującego. Ponadto, w omawianym opracowaniu [8] wykazano, że ilość wymaganego naddatku materiału na wypływkę jest zależna od wartości stosunku wymiarów mostka b/h , co jest zobrazowane na rys. 2.23.

Interesujące prace, poświęcone teorii obróbki plastycznej materiałów idealnie plastycznych, prowadzone są od roku 2000 przez koreańsko-rosyjski zespół naukowców z Narodowego Uniwersytetu w Seulu i Rosyjskiej Akademii Nauk [17, 90, 91]. Wynikiem prac Richmonda i innych jest rozwinięcie wiedzy dotyczącej możliwości zastosowania modelu materiału izotropowego i idealnie plastycznego do analizy procesów niestacjonarnych, zachodzących w warunkach płaskiego stanu odkształcenia. Ponadto, wykazali oni, że teoria linii poślizgu oraz modele materiałów izotropowych (zarówno model Hubera jak i model Treski) umożliwiają modelowanie wspomnianych procesów kształtowania plastycznego metali z wystarczającą dokładnością [17].

Najnowsze wyniki badań, prowadzonych w omawianym zakresie, dotyczą sposobu uproszczonej analizy metodą elementów skończonych. Ervasti i Ståhlberg [21] zaproponowali metodę quasi-3D (analiza MES w płaskim stanie odkształcenia) do symulacji procesu kucia matrycowego odkuwki belki nośnej zawieszenia samochodu ciężarowego (rys. 2.24a), która jest wykonywana ze stali stopowej, a jej całkowita masa wynosi ponad 115 kg. Obliczenia te dotyczyły możliwości zwiększenia uzysku materiałowego (w wyniku zmniejszenia

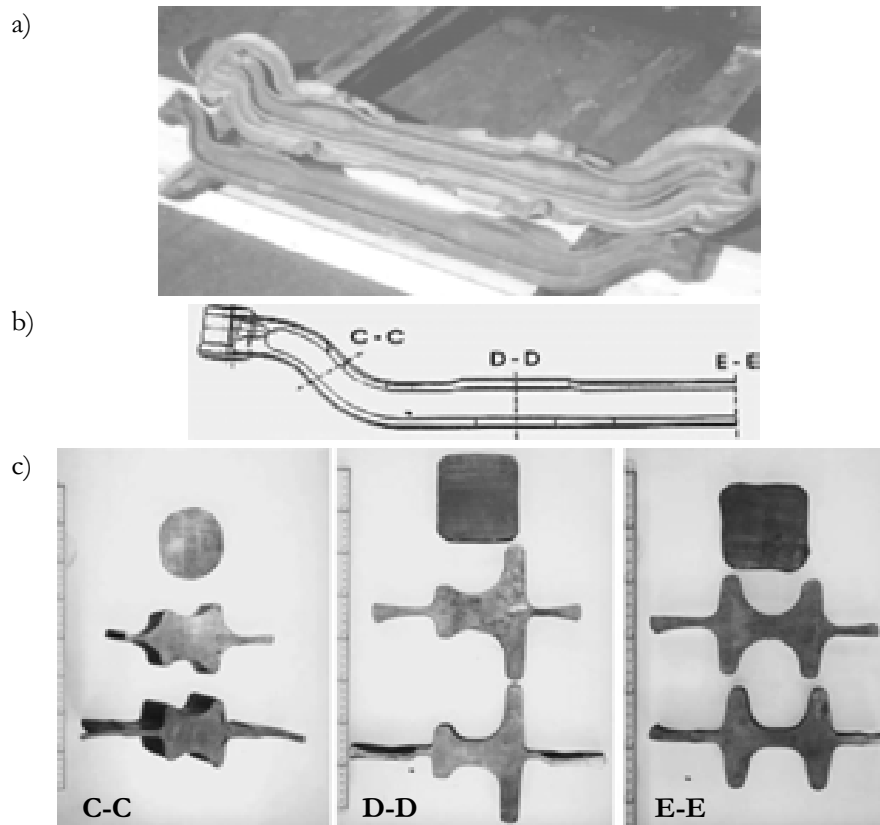


Rys. 2.23. Wykres Biswas'a przedstawiający obszar efektywnego wypełniania wykroju matrycującego, sporządzony dla odkuwki o kształcie wg rys. 2.21b kutej w warunkach płaskiego stanu odkształcenia (przy założeniu jednostkowej grubości pasma) [8]

objętości przedkuwki), gdyż pierwotny proces technologiczny powodował powstanie wypływkę, która stanowiła aż 35% całkowitej masy wyrobu. W tym celu Ervasti i Ståhlberg [21] wykonali symulacje MES quasi-3D dla trzech reprezentatywnych przekrojów poprzecznych odkuwki (rys. 2.24b), które poparto badaniami przemysłowymi (rys. 2.24c). W wyniku redukcji powierzchni pola przekroju poprzecznego przedkuwki możliwe było zmniejszenie ilości odpadu o ok. 4 %. Jednakże, badania te nie dotyczyły zmiany wymiarów bądź kształtu rowka wypływkę.

2.10. Podsumowanie przeglądu literatury

Przybliżone w niniejszym rozdziale publikacje dotyczą aspektów (konstrukcyjnych i technologicznych) kucia matrycowego, w którym wykorzystuje się rowki wypływkę o kształcie tradycyjnym (rys. 2.4). Wyróżnić można prawie 20 różnych reguł projektowych (opracowanych co najmniej 40 lat temu), które są stosowane wybiórczo w różnych regionach Europy. Również poszczególne



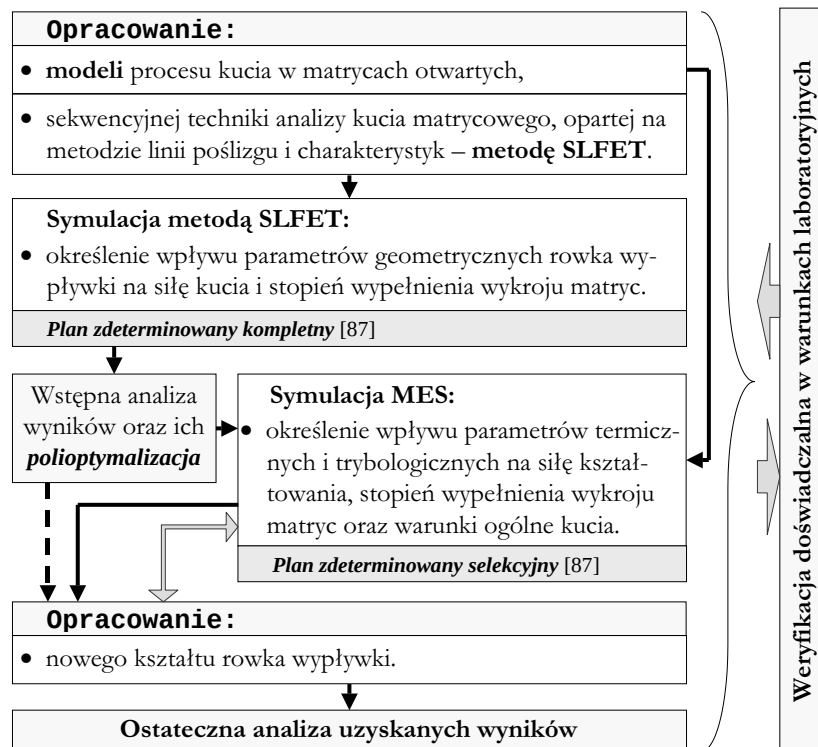
Rys. 2.24. Odkuwka matrycowa belki nośnej zawieszenia samochodu ciężarowego (a); schemat przedstawiający lokalizację przekrojów poprzecznych uwzględnionych w analizie MES 2D (b) oraz wyniki badań eksperymentalnych przedstawiające kształty przekrojów odkuwki w trzech operacjach kucia (c) [21]

prace naukowe nie przedstawiają kompleksowego porównania wszystkich opracowanych do tej pory zaleceń projektowych. Ponadto, z dostępnej literatury wynika, że zalecenia branżowe [52, 53], stosowane na terenie Polski (opracowane prawie 30 lat temu), nie były do tej pory aktualizowane.

Należy podkreślić, że obecnie brak jest jakichkolwiek opracowań dotyczących zasad doboru parametrów geometrycznych rowków o innym kształcie, niż rowek tradycyjny. Jedyne opracowania [57, 76, 83], w którym podjęto próbę analizy rowka o kształcie litery V (rys. 2.6), ograniczają się do porównania rowka tego typu (o ustalonych wymiarach) z rowkiem tradycyjnym pod względem wpływu kształtu mostka na siłę kucia.

Na szczególną uwagę zasługują uzyskiwane wyniki prac, w których porusza się problematykę zjawisk cieplnych występujących w strefie wypływki. Obecnie uważa się, że w wyniku intensywnego stygnięcia cienkiej wypływki obniża się plastyczność metalu w tej strefie, co jest jednoznaczne ze zwiększeniem oporów wypływu materiału na zewnątrz wykroju matrycującego [65, 139 – 142]. Jednakże, analiza oparta na metodzie elementów skończonych [19, 76, 83, 133] wykazuje, że opisane zjawiska są zależne od pewnych czynników (wpływających na sposób realizacji procesu kształtowania), które powodują ograniczenia w stosowaniu wyżej wspomnianej teorii.

W związku z przedstawionymi uwagami (dotyczącymi zarówno zasad projektowania jak i wspomnianych zjawisk zachodzących w strefie wypływki) oraz biorąc pod uwagę dotychczasowe prace naukowe, dalsze badania kompleksowe, nad wpływem wybranych parametrów rowka wypływki na wypełnienie wykroju matrycującego oraz siłę w procesie kucia matrycowego, są jak



Rys. 2.25. Plan realizacji prac badawczych przedstawionych w niniejszym opracowaniu

2. Analiza literaturowa wybranych aspektów kucia matrycowego

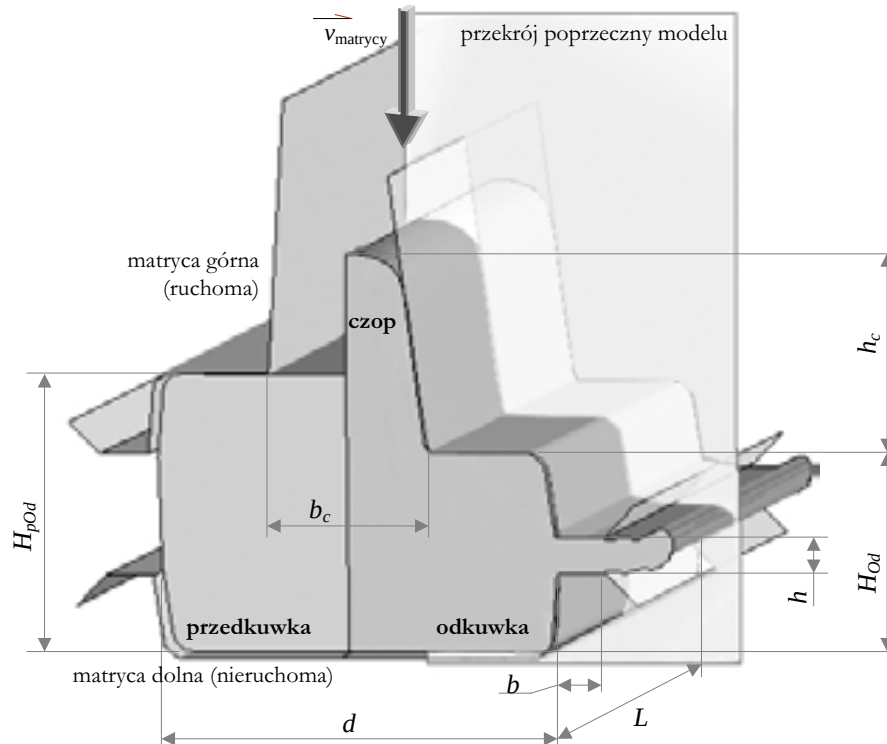
najbardziej uzasadnione. Pozwoli to na uzupełnienie obecnego stanu wiedzy dotyczącej danej dziedziny nauki. Zdecydowano, że pierwszy etap prac własnych pozwoli uzyskać informacje o wpływie geometrii mostka na przebieg procesu kucia (tj. siły kształtowania oraz stopień wypełnienia wykroju matrycującego). W tym celu opracowano autorską technikę analizy omawianego procesu kształtowania, którą nazwano metodą SLFET. Natomiast kolejny etap obejmuje bardziej zaawansowaną symulację MES, w której dodatkowo uwzględnia się parametry termiczne procesu kucia oraz warunki trybologiczne na powierzchni styku materiał-narzędzie w strefie rowka na wypływkę. Szczegółowy plan realizacji badań własnych przedstawiono na rys. 2.25.

3. Modelowanie procesu kucia metodą SLFET

3.1. Model procesu kucia oraz założenia wstępne

Wnikliwa analiza literatury specjalistycznej (dotycząca przede wszystkim teorii i technologii procesu kucia matrycowego) pozwoliła opracować model kucia (mający charakter dedukcyjny [87, 116]), który zapewnia realizację najważniejszych zadań, wynikających bezpośrednio z celu badań realizowanych przez autorów. W odróżnieniu od wcześniejszych prac badawczych (np.: [8, 18, 76, 129, 133]), przyjęto taki model procesu kucia, w którym (w wyniku występowania schematu kształtowania odkuwki przez wyciskanie) powstaje czop o powierzchni swobodnej (rys. 3.1). Przy założeniu, że wymiary przedkuwki (d , H_{pOd} , L) oraz wysokość odkuwki H_{Od} są identyczne we wszystkich analizowanych przypadkach kucia, wartość wysokości wyciskanego czopa h_c zależy tylko od przyjętych wartości parametrów (geometrycznych) opisujących rowek wpływki. Pozwala to przyjąć, że uzyskana wysokość czopa h_c pośrednio określa (w sposób ilościowy) stopień wypełnienia wykroju matrycującego przez materiał kształtowany. Ponadto, kształt i wymiary modelu procesu kucia są dobrane w ten sposób, że w przekroju poprzecznym odkuwki (rys. 3.1) panuje stan odkształcenia zbliżony do płaskiego (według literatury specjalistycznej [8, 81, 140] jeżeli iloczyn L/d lub L/H_{Od} jest większy od 2).

Opracowany w ten sposób model geometryczny procesu kucia w matrycach otwartych można wykorzystać do obliczeń numerycznych, w których zastosowano metodę autorską analizy sekwencyjnej (tego procesu) –



Rys. 3.1. Model procesu kucia matrycowego: d, L, H_{Od} – szerokość, długość, wysokość odkuwki; H_{pOd} – wysokość przedkuwki; b_c, h_c – szerokość i wysokość czopa; b, h – szerokość i wysokość wypływki; $v_{matrycy}$ – prędkość matrycy ruchomej; opis w tekście

tzew. **metodę SLFET**. Jest ona w całości oparta na metodzie linii poślizgu i charakterystyk [94 – 99, 101, 105, 108 – 110, 142].

W omawianym modelu przyjęto również, iż materiał odkuwki jest izotropowy, jednorodny i idealnie plastyczny oraz, że powierzchnie robocze matryc są idealnie szorstkie (dotyczy to szczególnie analizy wykonywanej sekwencyjną techniką SLFET). Założenia takie pozwalają przyjąć, że omawiany model reprezentuje proces kucia matrycowego na gorąco wyrobów stalowych (o osi wydłużonej), co niejednokrotnie zaznaczano w pracach własnych, np. [94 – 99, 101 – 110, 142].

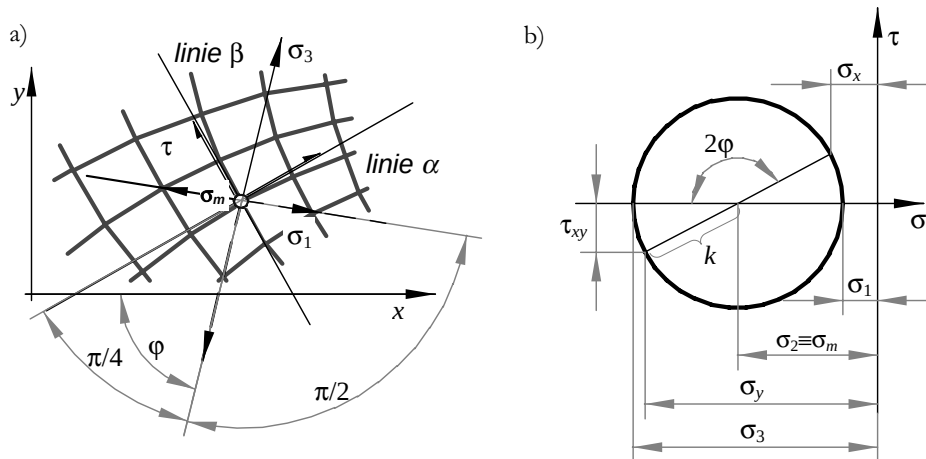
3.2. Metoda SLFET

Analiza procesu kucia matrycowego metodą autorską SLFET oparta jest na rozwiązywaniu szeregu problemów brzegowych i charakterystycznych (z osobna w każdej sekwencji obliczeń), które umożliwiają zbudowanie ortogonalnej siatki linii poślizgu [7, 8, 54, 94, 98, 99, 105, 107, 140, 142]. Składa się ona z rodzin linii α i β (rys. 3.2), spełniających następujące ogólne równanie charakterystyk [54, 81, 94, 98, 142]:

$$\frac{dy}{dx} = \operatorname{tg}\left(\varphi \pm \frac{\pi}{4}\right), \quad (3.1)$$

gdzie: x, y – współrzędne linii w układzie kartezjańskim, φ – parametr kątowy.

Stan naprężenia, panujący w rozpatrywanym punkcie węzłowym (zobrazowany przez koło Mohra na rys. 3.2b), wyznaczany jest przez rozwiązanie układu równań (3.2) i zastosowanie warunku plastyczności (3.3), przy założeniu płaskiego stanu odkształcenia i materiału idealnie plastycznego. Postać tych równań jest następująca [81, 94, 98, 142]:



Rys. 3.2. Fragment siatki linii poślizgów α i β (a) oraz koło Mohra (b) przedstawiające interpretację stanu naprężenia w punkcie węzłowym; σ, τ - naprężenia, σ_m - naprężenie średnie, φ - parametr kątowy, k - granica plastyczności materiału przy czystym ścinaniu [99, 107, 142]

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} &= 0 \\ \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} &= 0 \end{aligned} \right\}, \quad (3.2)$$

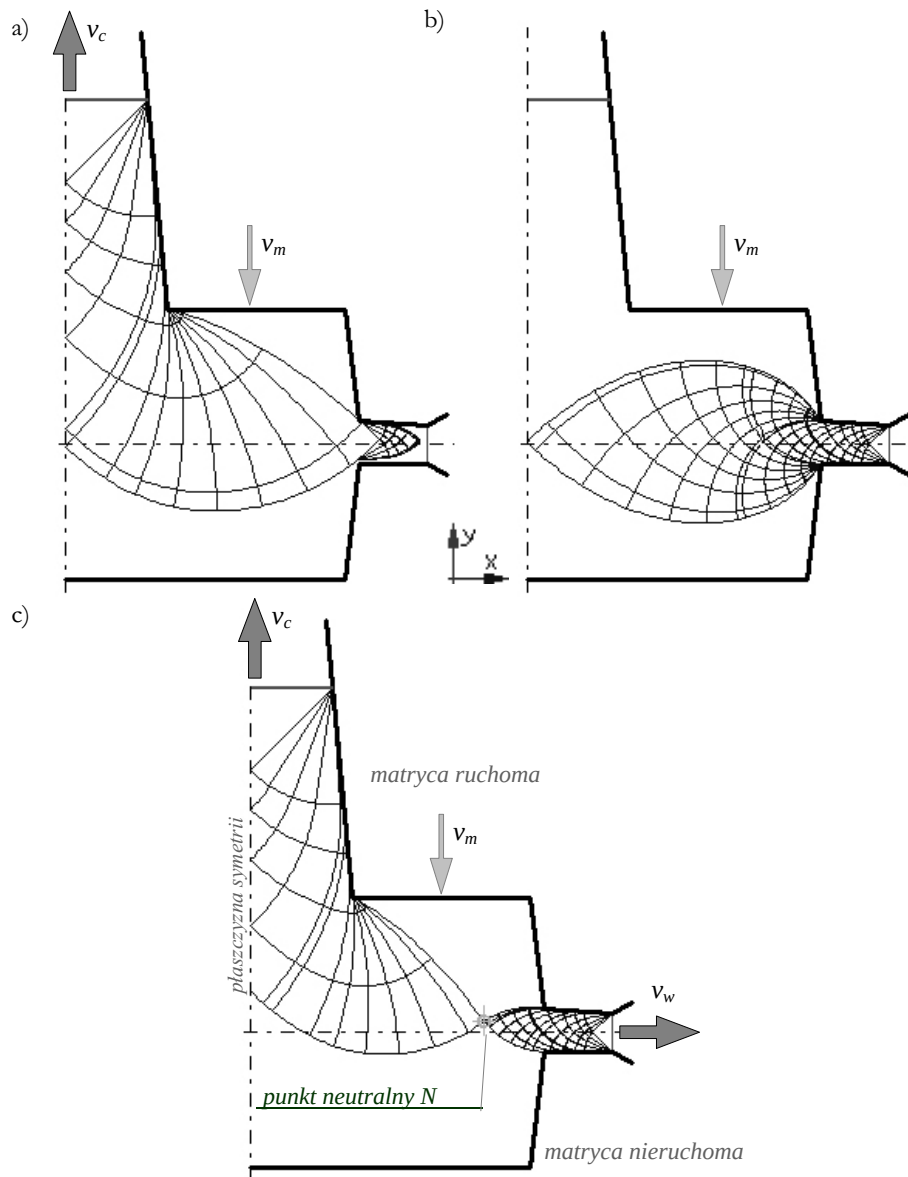
$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2 = 4k^2, \quad (3.3)$$

gdzie: σ_x , σ_y , τ_{xy} – naprężenia w kartezjańskim układzie współrzędnych $\{x, y\}$, k – granica plastyczności materiału przy czystym ścinaniu.

W praktyce, wspomniany stan naprężenia opisywany jest przez naprężenie średnie σ_m oraz parametr kątowy φ (zgodnie z rys. 3.2). Sposób rozwiązywania układu równań (3.2) i (3.3) oraz zasady wyznaczania współrzędnych punktów węzłowych siatki linii poślizgu (oparte na geometrii analitycznej) są szerzej opisane w literaturze specjalistycznej, np. [7, 54, 79, 81, 82, 99, 140,].

W przypadku rozpatrywanego modelu kucia matrycowego, konstrukcja siatki linii poślizgu (na płaszczyźnie reprezentującej przekrój poprzeczny odkuwki – rys. 3.1) podzielona jest na dwa etapy (rys. 3.3). Pierwszym krokiem jest wykreślenie siatek przy przyjęciu prostych schematów kształtowania, tj. wyciskania materiału tylko do strefy czopa (rys. 3.3a) oraz kucia poprzez spęczanie (rys. 3.3b). Kolejną czynnością jest wyznaczenie ostatecznego rozwiązania, czyli określenie lokalizacji punktu neutralnego N oraz wykreślenie siatki złożonej (rys. 3.3c). Cechą charakterystyczną tego punktu jest to, że stan naprężenia w tym punkcie jest identyczny dla obydwu wcześniej wyznaczonych siatek. Jednocześnie oddziela on cztery charakterystyczne strefy materiału, tj. dwa obszary plastyczne (określone siatkami linii poślizgu) oraz dwie tzw. strefy martwe (w których materiał nie odkształca się plastycznie) przylegające do powierzchni matrycy.

Lokalizacja punktu neutralnego N jest określana z wykorzystaniem procedury opartej na metodzie Monte Carlo [28, 29, 79, 81, 82, 142]. W tym celu wykonywanych jest szereg sekwencji obliczeniowych, podczas których losowane są współrzędne wspomnianego punktu. Dla każdego z przyjętych położzeń tego punktu obliczane są wartości naprężenia średniego σ'_{mN} i σ''_{mN} oraz parametru kąтового φ'_N i φ''_N , odpowiednio dla siatki w części wyciskanej do czopa i części wypychanej do wypływki (rys. 3.4). Do obliczania tych wartości



Rys. 3.3. Schemat ilustrujący metodę konstrukcji siatki złożonej (wraz z określeniem punktu neutralnego N); opis w tekście

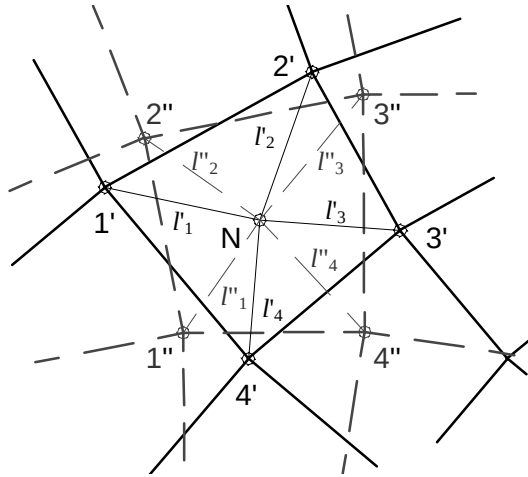
stosuje się zależności, opracowane na podstawie metody odwrotnych odległości, mające następującą postać [79, 98, 110, 142]:

$$\left. \begin{aligned} \sigma'_{mN} &= \frac{\sum_{i=1}^4 \frac{\sigma'_{mi}}{l_i'^2}}{\sum_{i=1}^4 \frac{1}{l_i'^2}}, & \sigma''_{mN} &= \frac{\sum_{i=1}^4 \frac{\sigma''_{mi}}{l_i''^2}}{\sum_{i=1}^4 \frac{1}{l_i''^2}}, \\ \varphi'_N &= \frac{\sum_{i=1}^4 \frac{\varphi'_i}{l_i'^2}}{\sum_{i=1}^4 \frac{1}{l_i'^2}}, & \varphi''_N &= \frac{\sum_{i=1}^4 \frac{\varphi''_i}{l_i''^2}}{\sum_{i=1}^4 \frac{1}{l_i''^2}}, \end{aligned} \right\} \quad (3.4)$$

gdzie: oznaczenia są zgodne z rys. 3.4. Jakość rozwiązania (tj. lokalizacji punktu N) jest określana przez wartość błędu Δ (pomiędzy parametrami obliczonymi na podstawie zależności (3.4)), którą wyznacza się stosując następujące równanie [79, 98, 110, 142]:

$$\Delta = |(\sigma'_{mN} - \sigma''_{mN})/2k| + |\varphi'_N - \varphi''_N|. \quad (3.5)$$

Ostatecznie przyjmowane jest rozwiązanie, dla którego wartość błędu Δ jest najmniejsza. Dla takiego rozwiązania jest wykreślana złożona siatka linii poślizgu (rys. 3.3c), która stanowi punkt wyjścia do konstrukcji hodografu prędkości (tj. określenia pola prędkości przemieszczeń materiału). Wspomniane pole określa kinematyka płaskiego stanu odkształcenia, która opisana



Rys. 3.4. Punkty węzłowe uwzględniane przy obliczaniu wartości p_N i φ_N w otoczeniu wylosowanego punktu neutralnego N; opis w tekście

jest poprzez równanie stowarzyszonego prawa płynięcia (3.6) oraz warunek nieściśliwości (3.7). Równania te mają następującą postać [7, 79, 98, 140, 142]:

$$(\sigma_x - \sigma_y) \left(\frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x} \right) - 4\tau_{xy} \frac{\partial v_x}{\partial x} = 0, \quad (3.6)$$

$$\frac{\partial v_x}{\partial x} + \frac{\partial v_y}{\partial y} = 0. \quad (3.7)$$

W praktyce, pole prędkości przemieszczeń materiału jest przedstawiane w sposób graficzny (za pomocą hodografu prędkości) na płaszczyźnie prędkości. Zasady budowy hodografu prędkości są identyczne jak zasady konstrukcji siatki linii poślizgu i w pewnym stopniu hodograf jest jej odwzorowaniem, gdyż charakterystyki pola prędkości przemieszczeń pokrywają się z liniami poślizgu.

W przypadku metody SLFET, najistotniejszymi informacjami odczytywanymi z hodografu są prędkości przemieszczania się powierzchni swobodnych czopa v_c i wypływk v_w (rys. 3.3). Na podstawie tych informacji oraz aktualnych wymiarów odkuwki (w danej sekwencji analizy) są określane wartości przemieszczeń wspomnianych powierzchni swobodnych. W tym celu opracowano zależności matematyczne, przy wykorzystaniu zasady stałej objętości oraz teorii mechaniki płynów (wydatek przepływu nieściśliwego płynu przez określony przekrój), które zestawiono w tabeli 3.1. Zważywszy na to, że symulacja metodą autorską realizowana jest przy założeniu płaskiego stanu odkształcenia, punktem wyjścia (do opracowania wspomnianych zależności) było przyjęcie objętości pasma o jednostkowej grubości. Ponadto, wprowadzono dodatkowo dwa parametry w_c oraz w_w (opisane zależnościami (3.8) i (3.9)), które wyrażają względny udział materiału przepływającego odpowiednio przez chwilową powierzchnię czopa oraz wypływk, mianowicie:

$$w_c = \frac{b_c \cdot v_c}{h_w \cdot v_w + b_c \cdot v_c}, \quad (3.8)$$

$$w_w = \frac{h_w \cdot v_w}{h_w \cdot v_w + b_c \cdot v_c}, \quad (3.9)$$

gdzie: b_c – szerokość powierzchni swobodnej czopa, h_w – wysokość powierzchni swobodnej wypływk, v_c , v_w – prędkości przepływu materiału przez

powierzchnie swobodne odkuwki (zgodnie z rys. 3.3 oraz wcześniej wykonanym hodografem prędkości).

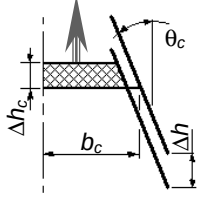
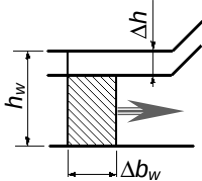
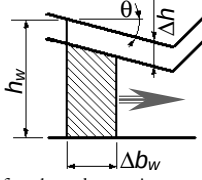
Zakładając, że grubość kształtowej odkuwki jest jednostkowa, do obliczania łącznej objętości materiału przepływającego poprzez wszystkie chwilowe powierzchnie swobodne odkuwki (w rozpatrywanej sekwencji analizy), w wyniku przemieszczenia się ruchomej matrycy o wartość Δh_m , można zastosować następującą zależność:

$$S_m = \Delta h_m \cdot (d + b_w) + \frac{1}{2} \cdot \Delta h_m^2 \cdot \operatorname{tg} \theta_c, \quad (3.10)$$

gdzie: d – szerokość wykroju matrycującego (rys. 3.1), b_w – szerokość wypływkę znajdującej się w mostku rowka, θ_c – pochylenie kuźnicze czopa.

Tabela 3.1.

Zależności, według których obliczane są wartości przemieszczeń powierzchni swobodnych czopa Δh_c oraz wypływkę Δb_w

Powierzchnia swobodna czopa	
	$\Delta h_c = \frac{S_m \cdot w_c}{b_c}, \text{ dla } \theta_c = 0^\circ; \quad (3.11)$ $\Delta h_c = \frac{(b_c - \Delta h \cdot \operatorname{tg} \theta_c) - \sqrt{(b_c - \Delta h \cdot \operatorname{tg} \theta_c)^2 - 2 \cdot S_m \cdot w_c \cdot \operatorname{tg} \theta_c}}{\operatorname{tg} \theta_c}. \quad (3.12)$
Rowek tradycyjny	
	$\Delta b_w = \frac{S_m \cdot w_w}{(h_w - \Delta h)}. \quad (3.13)$
Rowek klinowy	
	$\Delta b_w = \frac{(h_w - \Delta h) - \sqrt{(h_w - \Delta h)^2 - 2 \cdot S_m \cdot w_w \cdot \operatorname{tg} \theta}}{\operatorname{tg} \theta}, \quad (3.14)$

I faza kształtowania

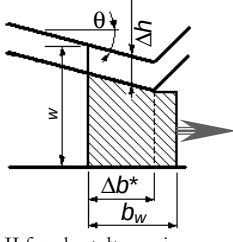
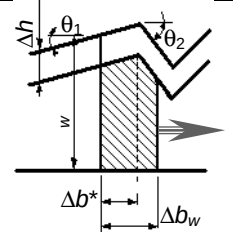
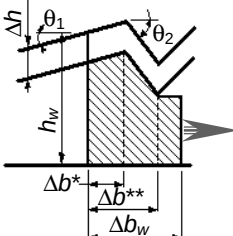
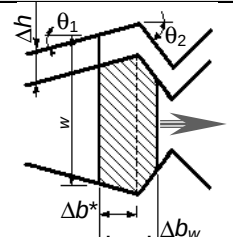
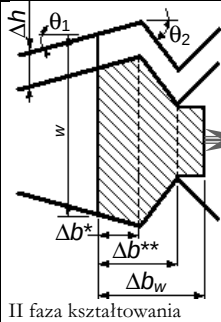
Tabela 3.1. cd	
Rowek klinowy – cd	
 II faza kształtowania	$\Delta b_w = \Delta b^* + \frac{S_m \cdot w_w - \Delta b^* \cdot (h_w - \Delta h) - \frac{1}{2} \cdot \Delta b^{*2} \cdot \operatorname{tg} \theta}{h_w - \Delta h - \Delta b^* \cdot \operatorname{tg} \theta} \quad (3.15)$
Rowek w kształcie litery V asymetryczny	
 I faza kształtowania	$\Delta b_w = \Delta b^* + \frac{(h_w - \Delta h - \Delta b^* \cdot \operatorname{tg} \theta_1)}{\operatorname{tg} \theta_2} + \frac{\sqrt{(h_w - \Delta h - \Delta b^* \cdot \operatorname{tg} \theta_1)^2 - 2(S_m \cdot w_w - (h_w - \Delta h) \cdot \Delta b^* - \frac{1}{2} \cdot \Delta b^{*2} \cdot \operatorname{tg} \theta_1) \cdot \operatorname{tg} \theta_2}}{\operatorname{tg} \theta_2} \quad (3.16)$
 II faza kształtowania	$\Delta b_w = \Delta b^* + \Delta b^{**} + \frac{S_m \cdot w_w - (h_w - \Delta h) \cdot \Delta b^* - \frac{1}{2} \cdot \Delta b^{*2} \cdot \operatorname{tg} \theta_1}{(h_w - \Delta h - \Delta b^* \cdot \operatorname{tg} \theta_1 - \Delta b^{**} \cdot \operatorname{tg} \theta_2)} + \frac{(h_w - \Delta h - \Delta b^* \cdot \operatorname{tg} \theta_1) \cdot \Delta b^{**} - \frac{1}{2} \cdot \Delta b^{**2} \cdot \operatorname{tg} \theta_2}{(h_w - \Delta h - \Delta b^* \cdot \operatorname{tg} \theta_1 - \Delta b^{**} \cdot \operatorname{tg} \theta_2)} \quad (3.17)$
Rowek w kształcie litery V symetryczny	
 I faza kształtowania	$\Delta b_w = \Delta b^* + \frac{(h_w - \Delta h - 2 \cdot \Delta b^* \cdot \operatorname{tg} \theta_1)}{2 \cdot \operatorname{tg} \theta_2} + \frac{\sqrt{(h_w - \Delta h - 2 \cdot \Delta b^* \cdot \operatorname{tg} \theta_1)^2 - 4(S_m \cdot w_w - (h_w - \Delta h) \cdot \Delta b^* - \Delta b^{*2} \cdot \operatorname{tg} \theta_1) \cdot \operatorname{tg} \theta_2}}{2 \cdot \operatorname{tg} \theta_2} \quad (3.18)$

Tabela 3.1. cd

Rowek w kształcie litery V symetryczny – cd

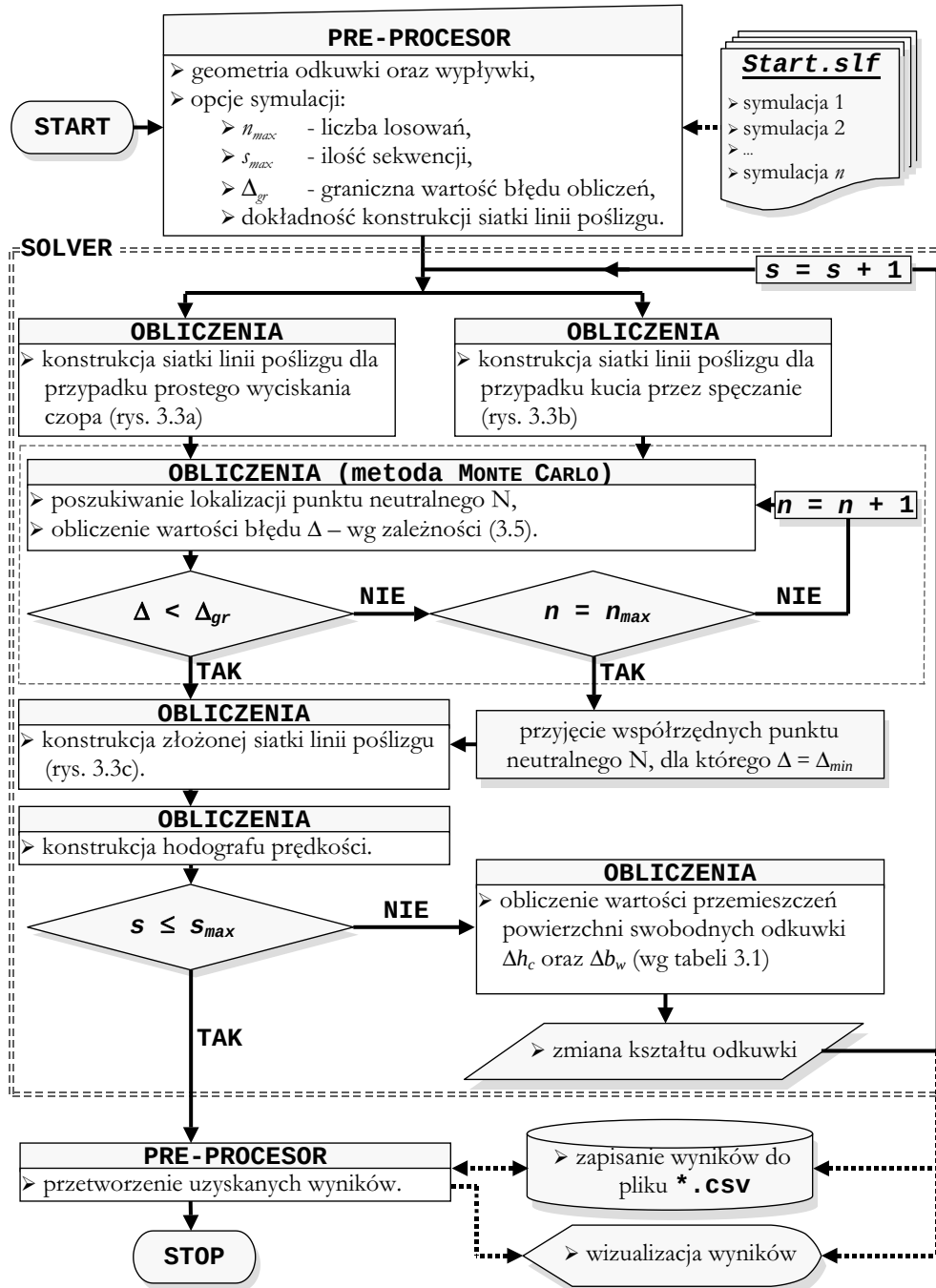


$$\Delta b_w = \Delta b^* + \Delta b^{**} + \frac{S_m \cdot w_w - (h_w - \Delta h) \cdot \Delta b^* - \Delta b^{*2} \cdot \operatorname{tg} \theta_1}{(h_w - \Delta h - 2 \cdot \Delta b^* \cdot \operatorname{tg} \theta_1 - 2 \cdot \Delta b^{**} \cdot \operatorname{tg} \theta_2)} + \frac{(h_w - \Delta h - 2 \cdot \Delta b^* \cdot \operatorname{tg} \theta_1) \cdot \Delta b^{**} - \Delta b^{**2} \cdot \operatorname{tg} \theta_2}{(h_w - \Delta h - 2 \cdot \Delta b^* \cdot \operatorname{tg} \theta_1 - 2 \cdot \Delta b^{**} \cdot \operatorname{tg} \theta_2)} \quad (3.19)$$

3.3. Program komputerowy „ForgeSLF”

Program komputerowy o nazwie **ForgeSLF** został napisany w języku Basic (wykorzystując pakiet Microsoft ® Visual Basic v.6.0). Składa się on z trzech modułów (w pełni zintegrowanych ze sobą), tj. z *pre-procesora*, *solwera* oraz *post-procesora*. Najbardziej rozbudowaną częścią tej aplikacji jest blok obliczeniowy (*solver*), będący implementacją metody autorskiej SLFET. Schemat blokowy programu **ForgeSLF** przedstawiono na rys. 3.5, natomiast na kolejnych rysunkach (rys. 3.6 – 3.11) umieszczono przykładowe wydruki interfejsu omawianego programu.

Praca z **ForgeSLF** rozpoczyna się od wprowadzenia danych wejściowych (rys. 3.7) opisujących geometrię odkuwki oraz geometrię rowka wypływki. Program ten umożliwia analizę procesu kucia, w którym stosowany jest rowek o kształcie tradycyjnym (rys. 2.4), klinowym (rys. 2.5) oraz w kształcie litery V (rys. 2.6). Zakres wymiarów mostka wypływki (przy których można przeprowadzać obliczenia) jest następujący: wysokość mostka $h > 0,45$ mm, stosunek $b/h < 11$ oraz (wg rys. 2.6) stosunek $b/b_2 = 2 \div 13$ i kąt pochylenia powierzchni mostka $\theta < 20^\circ$. Natomiast wymiary wykroju matrycującego oraz czopa muszą spełniać następujący warunek: $(H_{Od} + h_c)/b_c > 0,5$. W przypadku podania przez użytkownika absurdalnych wartości jakichkolwiek parametrów, program informuje o tym automatycznie oraz nie pozwala uruchomić obliczeń.

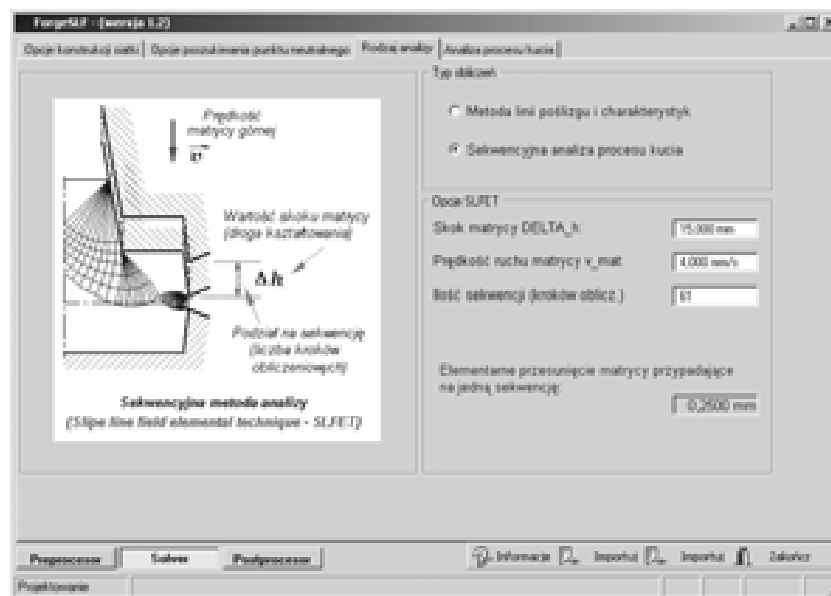


Rys. 3.5. Schemat blokowy programu komputerowego ForgeSLF

Kolejnym krokiem (w przygotowaniu analizy) jest ustawienie opcji symulacji (rys. 3.6). W tym miejscu należy zaznaczyć, że omawiana aplikacja, umożliwia również wykonanie obliczeń przy użyciu tradycyjnej metody linii poślizgu i charakterystyk. Stanowi to dopełnienie kompleksowej analizy procesu kucia matrycowego, w zakresie podjętym przez autorów.

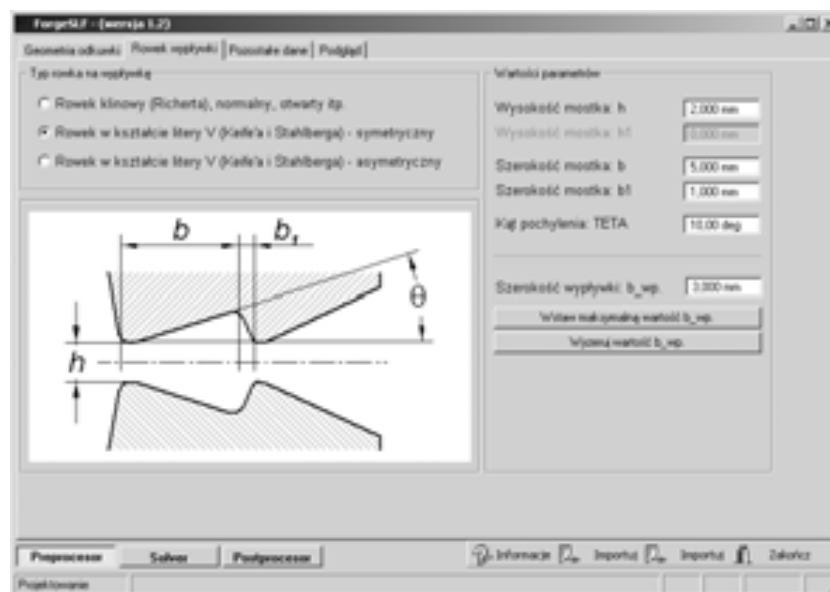
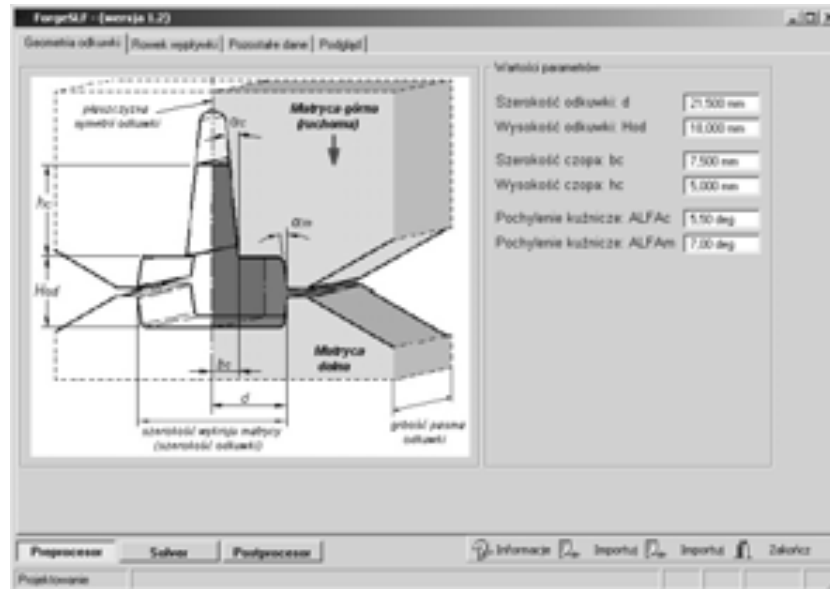
Wracając do konfigurowania obliczeń, opcjami symulacji (tj. analizy kucia metodą SLFET) są również takie parametry jak (rys. 3.8): dokładność konstrukcji siatki linii poślizgu $\Delta\phi$, dokładność poszukiwania punktu neutralnego N (która jest zdefiniowana jako: błąd graniczny Δ_{gr} , ilość losowań n_{max} , obszar poszukiwań) oraz ilości sekwencji obliczeniowych s_{max} .

Wpływ ilości losowań współrzędnych punktu N na dokładność jego lokalizacji, tj. na wartość błędu Δ – według równania (3.5), przedstawiono na rys. 3.12. Po wielu próbach zaobserwowano, że uzyskiwane wyniki, dla których $\Delta < 0,15$, są rozwiązaniem w pełni zadowalającym. Zauważono również, że już

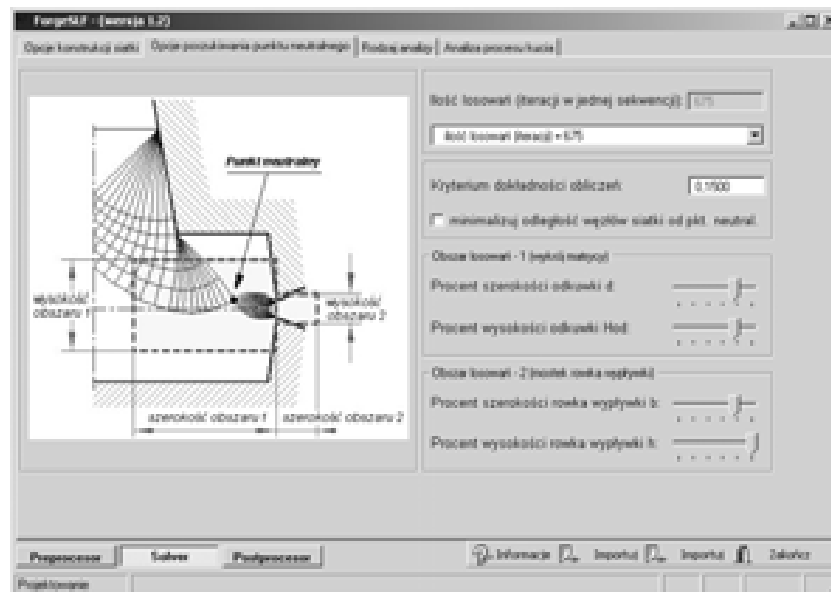
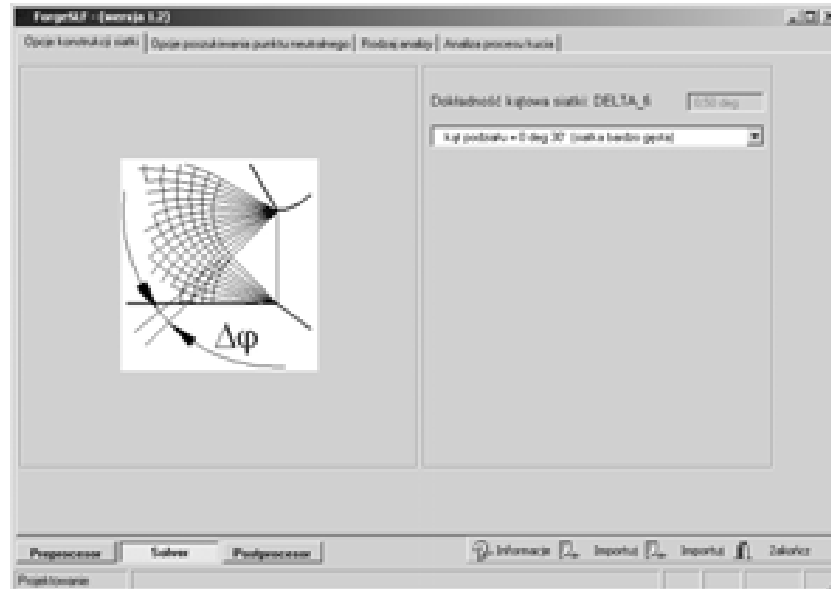


Rys. 3.6. Program „ForgeSLF”, oprócz wykonania analizy kucia metodą SLFET, umożliwia również wykonanie obliczeń przy użyciu tradycyjnej metody linii poślizgu i charakterystyk;
Formularz: Rodzaj analizy

3. Modelowanie procesu kucia metodą SLFET

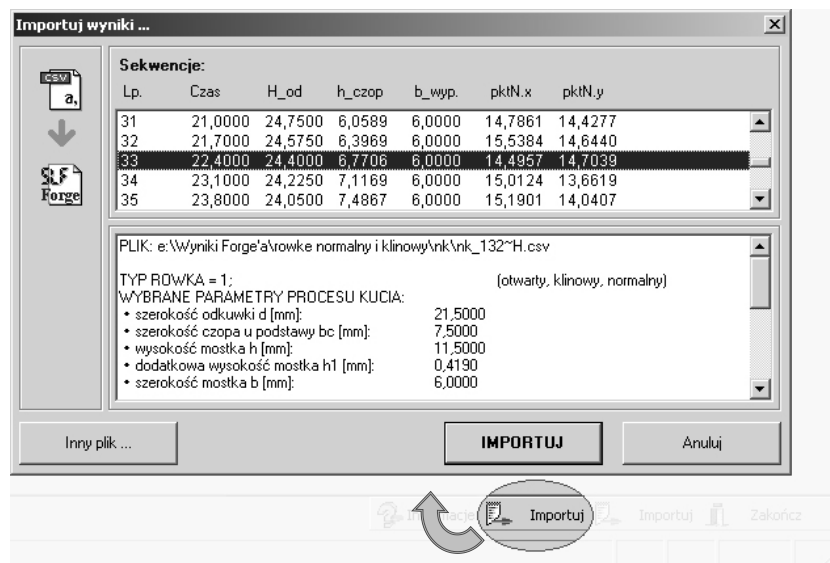
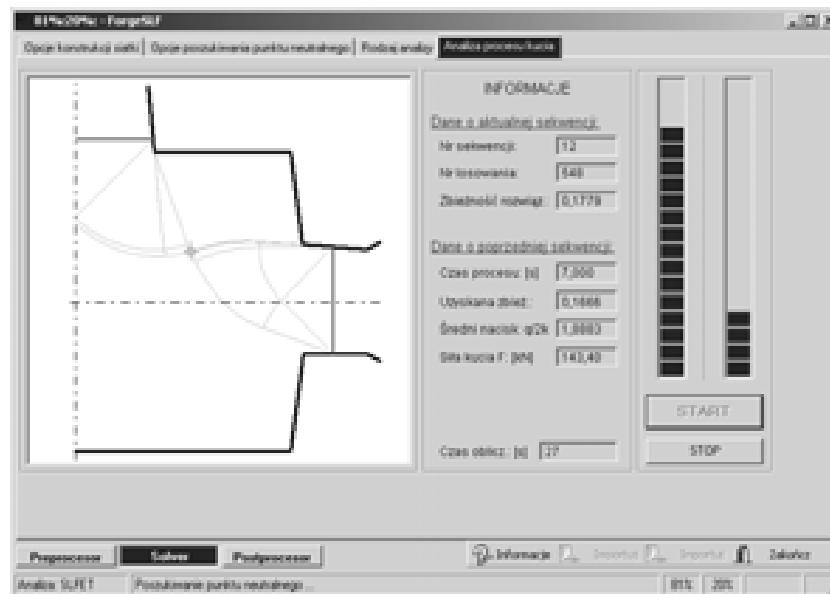


Rys. 3.7. Pre-procesor – określenie geometrii odkuwki i rowka wypływu;
Formularze: Geometria odkuwki, Rówek wypływu

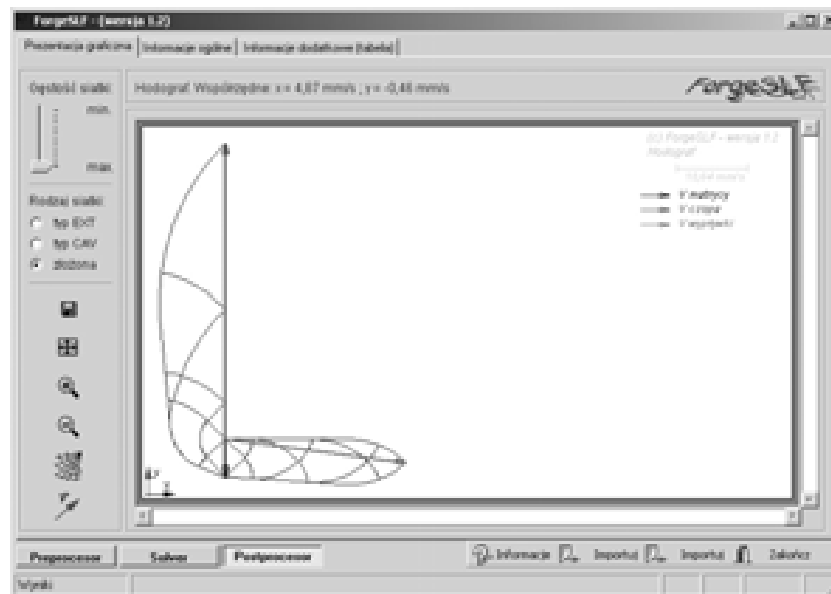
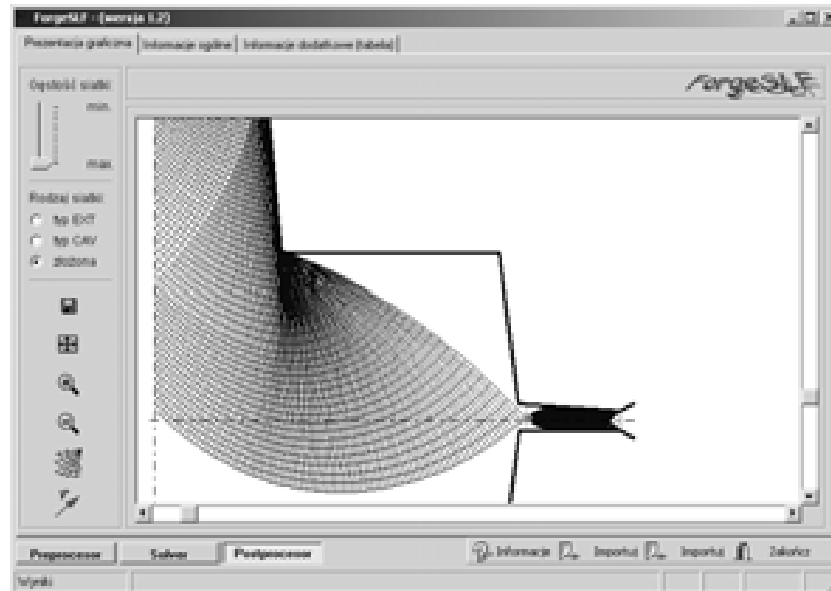


Rys. 3.8. Zdefiniowanie opcji symulacji; Formularze:
Opcje konstrukcji siatki,
Opcje poszukiwania punktu neutralnego

3. Modelowanie procesu kucia metodą SLFET



Rys. 3.9. Formularz: Analiza procesu kucia (umożliwia śledzenie postępu obliczeń) oraz okno dialogowe: Importuj wyniki



Rys. 3.10. Post-procesor – graficzna prezentacja uzyskanych wyników: fragment konstrukcji siatki poślizgu, którą uzyskano z dokładnością $\Delta\phi = 0,5^\circ$ (formularz górny) oraz odpowiadający jej hodograf prędkości (formularz dolny)

3. Modelowanie procesu kucia metodą SLFET

ForgeSLF - [wersja 3.23]

Prezentacja graficzna | Informacje ogólne | Informacje dodatkowe (tabelki)

Zapisz *.CSV

Restart

Lp.	Czas	Wzrost od Hot	Wzrost od temp. h	ΔT (T _h -T _c)	Temp. temp. h	ΔT (T _h -T _c)	Prędkość v
	[s]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm]	[mm/s]
1	0.0000	20.0000	0.0000	0.0000	0.0000	0.2619	9.0000
2	0.7000	29.8250	0.0000	0.0000	0.2619	0.2750	9.7604
3	1.4000	29.8500	0.1767	0.1090	0.5371	0.2734	10.2269
4	2.1000	29.4750	0.2777	0.0964	0.8106	0.2697	9.8752
5	2.8000	29.3000	0.3691	0.1190	1.1000	0.2608	10.7148
6	3.5000	29.1250	0.4601	0.1299	1.3811	0.2591	10.9274
7	4.2000	28.9500	0.5510	0.1309	1.6662	0.2606	10.7671
8	4.9000	28.7750	0.7189	0.1299	1.9548	0.2605	10.9409
9	5.6000	28.6000	0.8444	0.1247	2.2472	0.2614	10.8972
10	6.3000	28.4250	0.9692	0.1205	2.5407	0.2577	11.0196
11	7.0000	28.2500	1.0977	0.1527	2.8378	0.3221	11.6484
12	7.7000	28.0750	1.2504	0.1590	3.1494	0.3298	11.9071
13	8.4000	27.9000	1.4096	0.1808	3.5762	0.3240	12.4990
14	9.1000	27.7250	1.5905	0.1940	3.9902	0.3610	11.6400
15	9.8000	27.5500	1.7476	0.1895	4.4042	0.3486	12.5801
16	10.5000	27.3750	1.9062	0.1791	4.8128	0.3717	12.2991
17	11.2000	27.2000	2.1153	0.2290	4.9645	0.3573	13.9141
18	11.9000	27.0250	2.3546	0.2426	5.3218	0.3502	13.9952
19	12.6000	26.8500	2.5972	0.2750	5.6739	0.3903	13.7592
20	13.3000	26.6750	2.8122	0.2800	6.0000	0.4090	13.0871
21	14.0000	26.5000	3.0006	0.2476	6.0000	0.3676	13.8970
22	14.7000	26.3250	3.2795	0.2492	6.0000	0.3960	13.7532
23	15.4000	26.1500	3.5277	0.2667	6.0000	0.3694	14.5975
24	16.1000	26.0750	3.7648	0.2667	6.0000	0.3700	14.6475

Przebieg procesu | Wyniki | Podsumowanie

Informacje | Importuj | Eksportuj | Zakończ

Tabela:

Microsoft Excel - [zapisz]

Arkusz1

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Arkusz1

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

Wstaw

Format

Widok

Okno

Help

Formuły

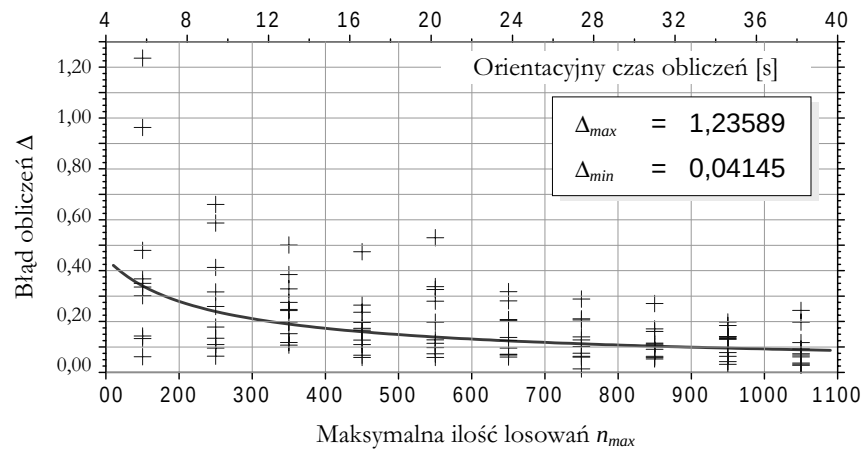
Wstaw

Format

Widok

Okno

Help



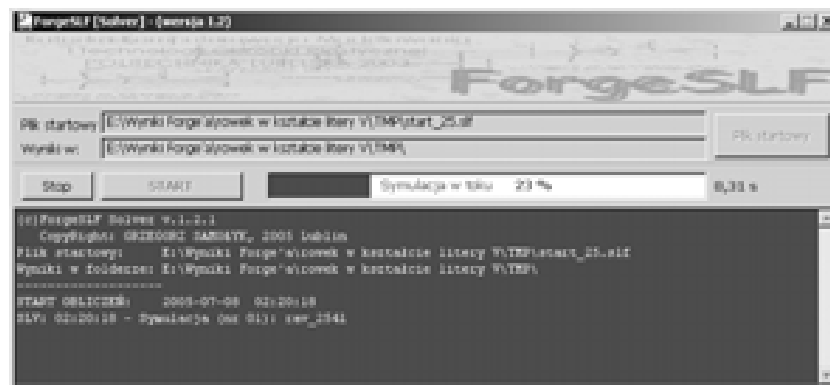
Rys. 3.12. Wpływ ilości losowań n_{max} na wartość błędu Δ – według równa-
na (3.5) – oraz na czas obliczeń (dla CPU=1,5 GHz) [110]

przy ilości losowań $n_{max} = 550$ jest bardzo duże prawdopodobieństwo uzyskania wyników o oczekiwanej dokładności. Zwiększenie wartości n_{max} oraz dążenie do uzyskania rozwiązania, dla którego wartość graniczna Δ jest mniejsza niż 0,15, powoduje znaczne wydłużenie czasu obliczeń.

Po skonfigurowaniu zadania, uruchamiane są obliczenia, a ich postęp (włącznie z podglądem graficznym zarysu konstrukcji siatki linii poślizgu w danej sekwencji) jest wyświetlany na bieżąco w odpowiednim oknie interfejsu (rys. 3.9).

Oprócz wyników w postaci graficznej (tj. siatki linii poślizgu, hodografu prędkości, rozkładu nacisków na powierzchni kontaktu materiału z narzędziem oraz siły kształtowania – rys. 3.10) program zapewnia zestawienie wyników liczbowych w formie tabeli (rys. 3.11). Rezultaty te są zapisywane w pliku o formacie CSV (który jest obsługiwany np. przez MS Excel®). Ponadto, program **ForgeSLF** ma opracowaną procedurę umożliwiającą importowanie (przeglądanie) uprzednio zapisanych wyników bez konieczności powtarzania obliczeń (rys. 3.9 – okno dialogowe). Równie cenną cechą omawianego programu jest możliwość pełnej automatyzacji obliczeń. W tym celu, opracowano specjalny moduł aplikacji (podprogram), o nazwie **ForgeSLF Solver** (rys. 3.13), który informacje o kolejnych symulacjach (analizach) pobiera z wcześniej przygotowanego pliku startowego (*.slf – rys 3.5). Sposób przygotowania wspomnianego pliku oraz jego strukturę (plik tekstowy) wyjaśniono w tabeli 3.2.

3. Modelowanie procesu kucia metodą SLFET



Rys. 3.13. Interfejs podprogramu **ForgeSLF Solver**; opis w tekście

Przyjęcie takiego rozwiązania pozwala przede wszystkim zmniejszyć czasochłonność obliczeń oraz maksymalnie uprościć interfejs użytkownika. Średnio, w czasie jednej godziny **ForgeSLF Solver** może wykonać do 25 kompletnych analiz procesu kucia (na komputerze o procesorze CPU 1,5 GHz).

Tabela 3.2.

Struktura pliku startowego (.slf) dla podprogramu **ForgeSLF Solver***

Plik startowy.slz	
<pre> >.Nazwa.....#.....d....#....H_w...#..b_c...#...h_c#.ALFA_c#.ALFA_m#..h...#..h1....#..b ... typ# [START] symulacja_1# 21,500# 30,000# 7,500# 0,000# 5,500# 7,000# 11,000# 0,529# ... symulacja_2# 21,500# 30,000# 7,500# 0,000# 5,500# 7,000# 11,000# symulacja_n# 21,500# 30,000# 7,500# 0,000# 5,500# ... [END] </pre>	
Nazwa zmiennej	Opis zmiennej (wg rys. 3.1)
Nazwa	nazwa symulacji, która jest jednocześnie nazwą pliku wynikowego nazwa.csv;
d	szerokość wykroju matrycującego $d/2$;
H_w	początkowa wysokość wykroju matrycującego H_{pod} (wysokość przedkuwki);
b_c	szerokość czopa u podstawy $b_c/2$;
h_c	początkowa wysokość czopa h_c (zalecana wartość: 0 mm);
ALFA_c	pochylenie kuźnicze czopa θ_c ;
ALFA_m	pochylenie kuźnicze wykroju matrycującego θ_m ;

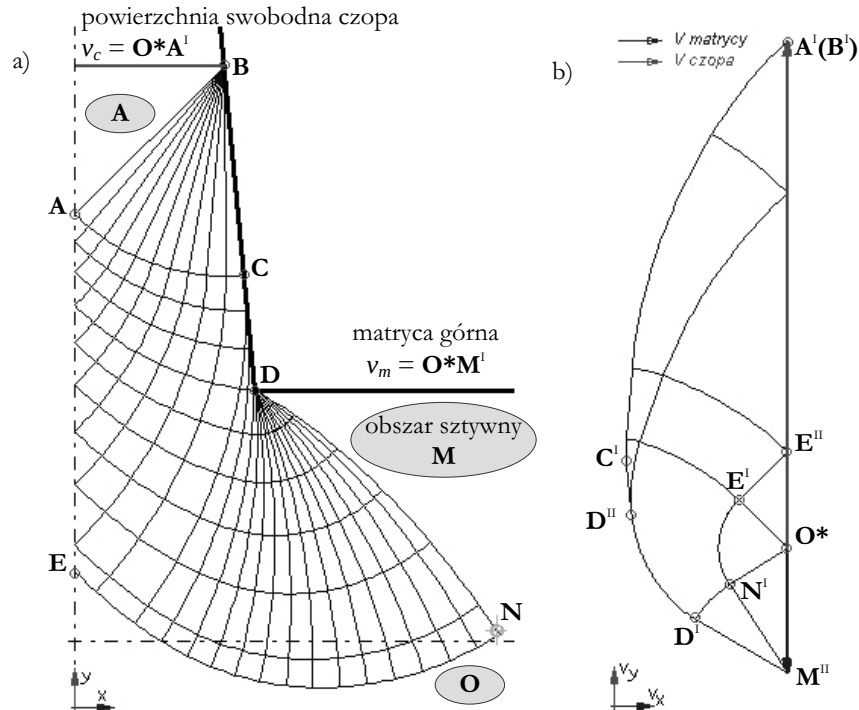
Tabela 3.2. cd

h	początkowa wysokość wypływki ($h + \Delta H$);
h1	dodatkowa wysokość wypływki (dla rowka klinowego) h_1 ;
b	szerokość mostka b lub b_1 (dla rowka w kształcie litery V – rys. 2.6);
b2	dodatkowa szerokość mostka b_2 (dla rowka w kształcie litery V – rys. 2.6);
TETA	pochylenie powierzchni mostka θ (dla rowka w kształcie litery V – rys. 2.6);
SIGMA_p	granica plastyczności σ_p [MPa];
hip	hipoteza wytrzymałościowa przyjęta w obliczeniach (0 - wg Hubera, 1 - wg Treski);
g_pasma	długość odkuwki L (grubość pasma materiału);
dFI	dokładność konstrukcji siatki linii poślizgu $\Delta\varphi$ [°];
los	ilość losowań n_{max} (w procedurze poszukiwania punktu neutralnego);
Zbież.	dokładność obliczeń Δ_{gr} – wg równania (3.5);
Del_H	droga matrycy $\Delta H = H_{pOd} - H_{Od}$;
vau_m	prędkość matrycy v_m ;
sekw.	ilość sekwencji obliczeniowych s_{max} ;
typ	rodzaj rowka wypływki (1 - tradycyjny, klinowy, bez mostka; 2 – rowek V symetryczny; 3 – rowek V niesymetryczny).

3.4. Przykładowe rozwiązania

Kształt siatki linii poślizgu zależy ściśle od wymiarów wykroju matrycującego, czopa oraz kształtu i wymiarów mostka rowka wypływki. Dodatkowym czynnikiem determinującym postać konstrukcji siatki (w przypadku rozpatrywanego modelu procesu kucia), jest lokalizacja punktu neutralnego N. Na rys. 3.14 ÷ 3.16 przedstawiono charakterystyczne fragmenty siatki (wraz z odpowiadającymi im hodografami prędkości), reprezentujące obszar plastyczny materiału (znajdującego się na lewo od punktu N – wg rys. 3.3c), który przemieszcza się w kierunku powierzchni swobodnej czopa. Konstrukcję hodografu zawsze rozpoczyna się od przeanalizowania siatki linii poślizgu (w otoczeniu punktu neutralnego) – a w rezultacie, od wykreślenia trójkąta prostokątnego $\mathbf{O}^*\mathbf{N}^i\mathbf{M}^i$ (zaczynając od bieguna $\mathbf{O}^*$). Jego kształt jest zdeterminowany przez wartość parametru katowego φ punktu węzłowego N oraz przez wartość prędkości matrycy ruchomej $v_m = \mathbf{O}^*\mathbf{M}^i$. Ogólne zasady budowy hodografu prędkości są szerzej omówione w pracach specjalistycznych, np. [7, 54, 81, 98, 140].

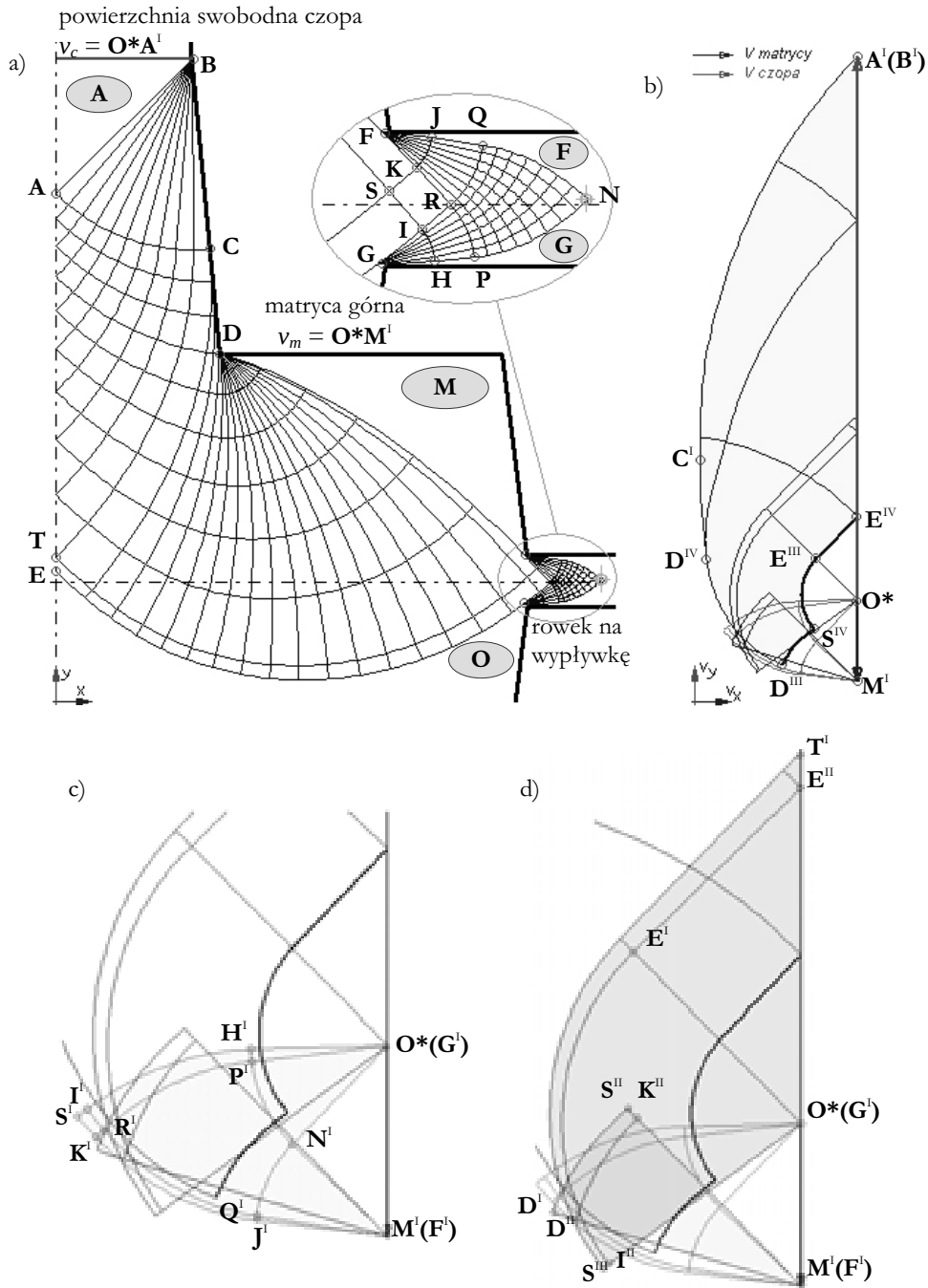
Otoczające siatkę linii poślizgu obszary, oznaczone literami **A** (materiał znajdujący się pomiędzy linią **AB** a powierzchnią swobodną czopa), **M** (obszar przylegający do powierzchni matrycy górnej), **O** (nieruchoma strefa materiału



Rys. 3.14. Siatka linii poślizgu (a) oraz odpowiadający jej hodograf prędkości (b); fragment konstrukcji dla części materiału wyciskanego do czopa; opis w tekście

między siatką a matrycą dolną) oraz – występujące tylko na rys. 3.15 – strefy **F** i **G** (przylegające po powierzchni mostka) są obszarami sztywnymi. Informacje o prędkościach tych stref (wraz z prędkościami poszczególnych punktów węzłowych siatki) są odczytywane z hodografu prędkości (rys. 3.14b, rys. 3.15b, c i d oraz rys. 3.16b i c). Początek wszystkich wektorów prędkości znajduje się w biegunie hodografu O^* . Tak więc, chwilowa prędkość przemieszczenia obszaru **A** (oraz powierzchni swobodnej czopa) reprezentowana jest przez wektor O^*A^I . Prędkość matrycy górnej oraz obszarów sztywnych **M** oraz **F** (rys. 3.15) określa wektor O^*M^I (O^*F^I). Natomiast strefy martwe **O** i **G** (rys. 3.15) oraz matryca dolna są w danej chwili nieruchome, co na hodografie jest odwzorowane przez punkt O^* (G^I).

Cechą charakterystyczną konstrukcji siatki linii poślizgu jest występowanie osobliwości w postaci linii nieciągłości prędkości oraz punktów osobliwych. Przykładem takim są linie poślizgu **SK** oraz **DS** (rys. 3.15). Ich odwzorowa-



Rys. 3.15. Siatka linii poślizgu (a) oraz odpowiadający jej hodograf prędkości (b, c, d); fragment konstrukcji dla części materiału (znajdującego się dodatkowo w rowku na wypływkę) wyciskanego do czopa; opis w tekście

niem na płaszczyźnie prędkości są odpowiednio dwie równoległe linie hodografu $\mathbf{S}^I\mathbf{K}^I$ i $\mathbf{S}^{II}\mathbf{K}^{II}$ (rys. 3.15c i d) oraz linie $\mathbf{D}^I\mathbf{S}^{II}$ i $\mathbf{D}^{III}\mathbf{S}^{IV}$ (rys. 3.15b i d). Odległość pomiędzy tymi liniami równoległymi jest równa wartości prędkości poślizgu w otoczeniu wspomnianych linii poślizgu. Należy pamiętać że, nieciągłość, o której jest mowa, dotyczy tylko składowej stycznej prędkości.

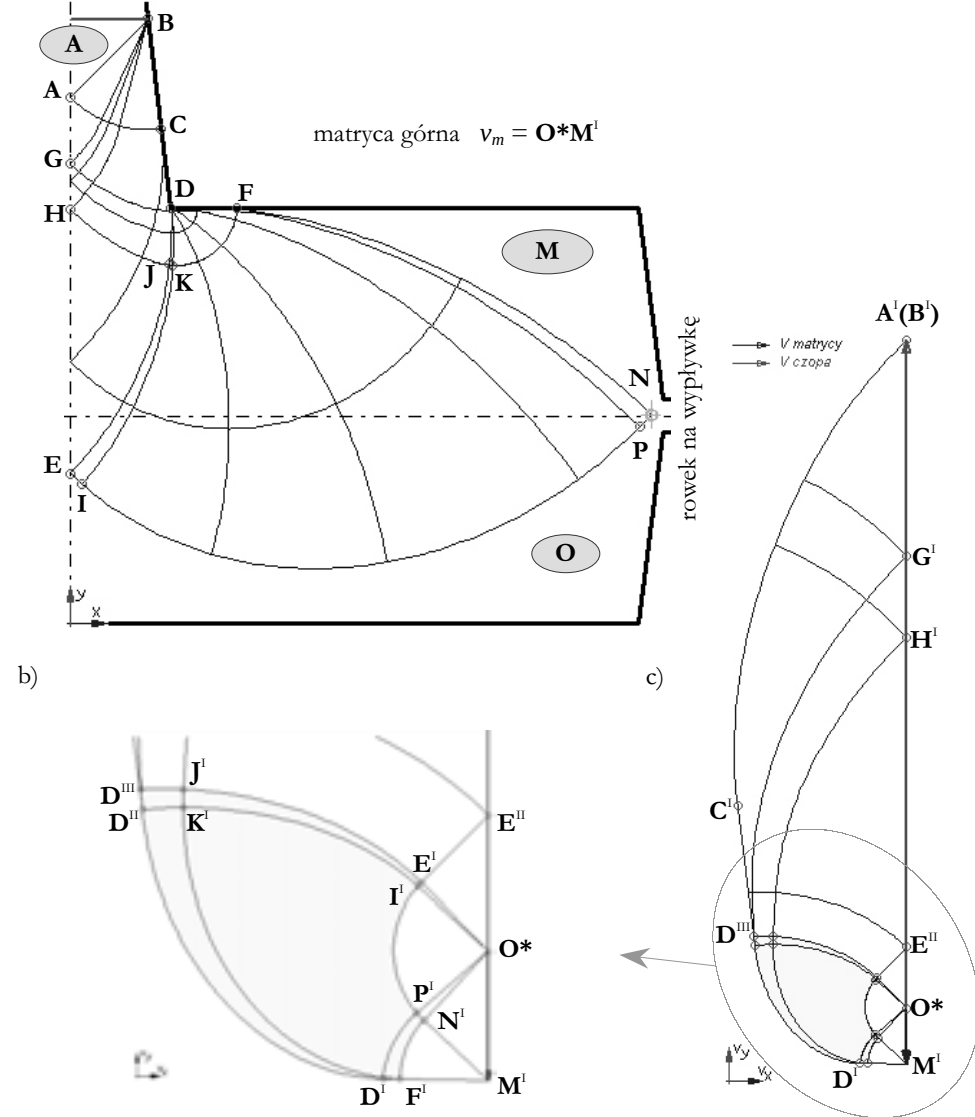
Przykładem drugiej grupy osobliwości (tj. punktów osobliwych) są punkty węzłowe siatki oznaczone literami D, E, F, G oraz N (punkt neutralny). Ich odwzorowaniem na hodografie prędkości są linie, np. $\mathbf{D}^I\mathbf{D}^{II}$ (rys. 3.14a), $\mathbf{D}^{III}\mathbf{D}^{IV}$ i $\mathbf{D}^I\mathbf{D}^{II}$ (rys. 3.15b i d) oraz $\mathbf{D}^I\mathbf{D}^{II}\mathbf{D}^{III}$ (rys. 3.16b i c), lub obszary, np. $\mathbf{O}*\mathbf{N}^I\mathbf{M}^I$, $\mathbf{O}*\mathbf{E}^I\mathbf{E}^{II}$ (rys. 3.14b i rys. 3.16c) oraz $\mathbf{G}^I\mathbf{N}^I\mathbf{F}^I$ (na rys. 3.15c). Określają one rodzinę wektorów prędkości przemieszczenia materiału w najbliższym otoczeniu rozpatrywanego punktu osobliwego.

Dodatkowo, na rys. 3.16 zaprezentowano przypadek konstrukcji, w której strefa plastyczna materiału bezpośrednio styka się z matrycą górną (w wykroju roboczym) na odcinku $\mathbf{DF}$. Powoduje to, że linia nieciągłości prędkości $\mathbf{D}^I\mathbf{D}^{II}$ (rys. 3.16c) jest poprzedzona inną linią – $\mathbf{F}^I\mathbf{D}^I$ (równoległą do powierzchni matrycy górnej), która jednocześnie jest przedłużeniem linii $\mathbf{M}^I\mathbf{F}^I$. Jednakże, taki przypadek występuje w sytuacji, kiedy wymiary charakterystyczne czopa są zdecydowanie mniejsze od wymiarów opisujących wykrój roboczy matrycy.

W tym miejscu należy podkreślić, że w metodzie SLFET, wyżej opisane osobliwości, wraz z charakterystycznymi cechami konstrukcji hodografu prędkości, nie mają większego znaczenia. Bowiem, najistotniejszymi informacjami, odczytywanymi z hodografu, są prędkości przemieszczania powierzchni swobodnych odkuwki, które wykorzystywane są do wyznaczenia wartości ich przesunięć w aktualnie rozpatrywanej sekwencji analizy.

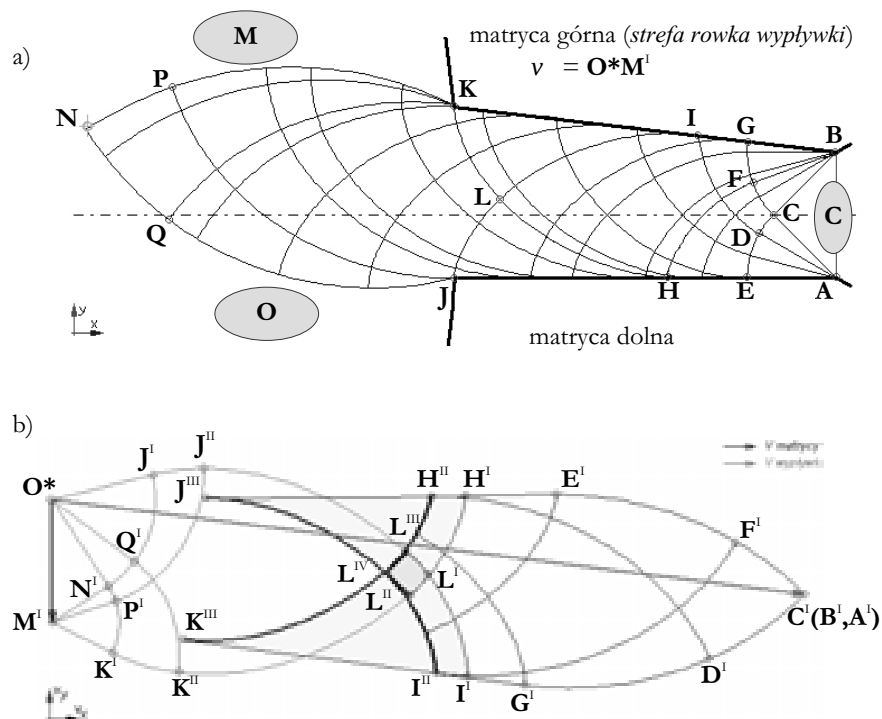
Kolejne przykłady konstrukcji siatki linii poślizgu (oraz hodografu prędkości), reprezentujące obszar plastyczny materiału wypychanego do wypływk, przedstawiono na rys. 3.17 ÷ rys. 3.19. W przypadku procesu kucia, w którym stosuje się rowek o kształcie tradycyjnym (rys. 2.4) lub w kształcie klinowym (rys. 2.5), konstrukcja siatki zazwyczaj ma postać taką, jak przedstawiono na rys. 3.17a (gdy punkt neutralny znajduje się w wykroju matrycuującym). Cechą charakterystyczną przedstawionej konstrukcji jest to, że powierzchnia mostka ma kontakt z materiałem uplastycznionym na całej swojej szerokości. Prędko–

a) powierzchnia swobodna czopa $v_c = \mathbf{O}^* \mathbf{A}^I$



Rys. 3.16. Siatka linii poślizgu (a) oraz odpowiadający jej hodograf prędkości (b, c); fragment konstrukcji dla części materiału wyciskanego do czopa, w której strefa plastyczna styka się z górną powierzchnią wykroju matrycującego; opis w tekście

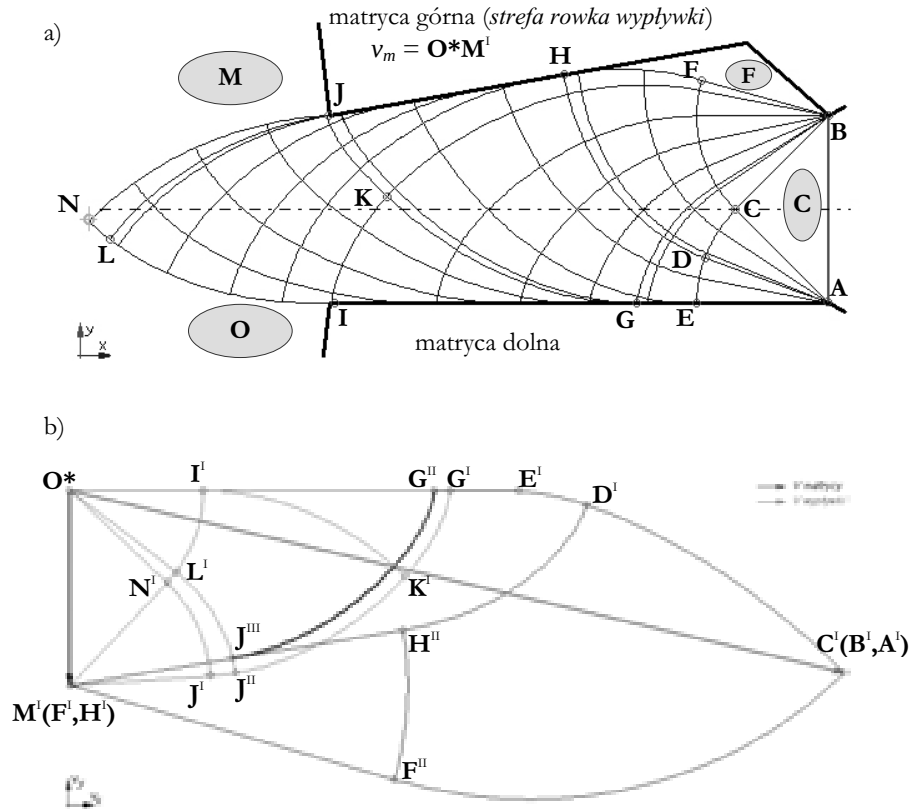
ści w poszczególnych punktach kontaktu (powierzchni rowka z metalem) określają linie hodografu $\mathbf{K}^{III}\mathbf{I}^I$ i $\mathbf{I}^{II}\mathbf{G}^I$ oraz $\mathbf{J}^{III}\mathbf{H}^I$ i $\mathbf{H}^{II}\mathbf{E}^I$ (rys. 3.17b). Natomiast prędkość powierzchni swobodnej rowka (oraz obszaru sztywnego $\mathbf{C}$) wyznacza



Rys. 3.17. Siatka linii poślizgu (a) oraz odpowiadający jej hodograf prędkości (b); fragment konstrukcji dla części materiału wypychanego do wypłytki (kucie, w którym zastosowano rowek w kształcie klinowym); opis w tekście

wektor O^*C^I . Warto nadmienić, że obserwowana równoległość linii prędkości $K^{III}I^{II}I^IG^I$ z górną powierzchnią mostka nie jest przypadkowa. Przy zastosowaniu rowka o kształcie tradycyjnym, ta linia prędkości byłaby pozioma (czyli równoległa do powierzchni mostka). Oznacza to, że zasady konstrukcji hodografu (rozpatrywanego fragmentu) dla tych dwóch przypadków (tj. kucia z użyciem rowka tradycyjnego lub klinowego) są takie same.

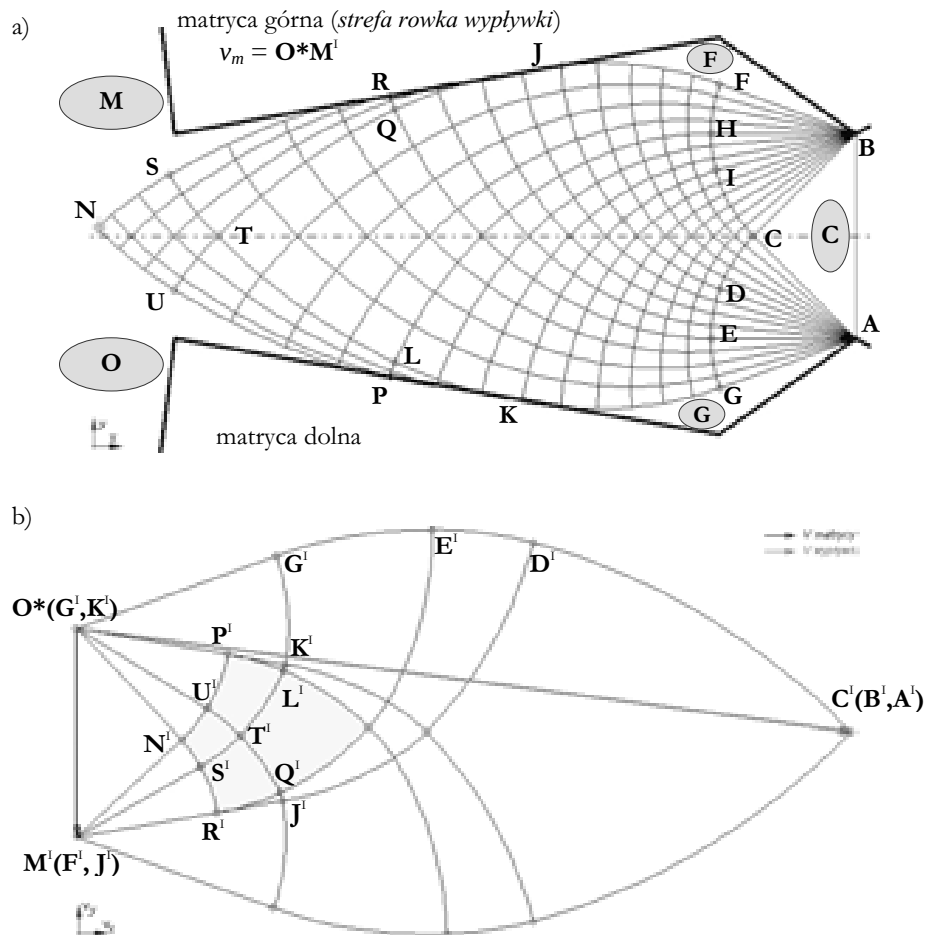
Z kolei, w przypadku kucia, w którym stosuje się rowek w kształcie litery V (asymetryczny), postać siatki linii poślizgu, wraz z odpowiadającym jej hodografem, przedstawiono na rys. 3.18. W odróżnieniu od konstrukcji dla rowka w kształcie klinowym (rys. 3.17), omawiany schemat siatki charakteryzuje się występowaniem w strefie wypłytki linii nieciągłości **BFH** (rys. 3.18a). Linia ta oddziela materiał uplastyczniony od obszaru sztywnego **F**, który przylega bez-



Rys. 3.18. Siatka linii poślizgu (a) oraz odpowiadający jej hodograf prędkości (b); fragment konstrukcji dla części materiału wypychanego do wypływk (kucie, w którym zastosowano rowek w kształcie litery V asymetryczny); opis w tekście

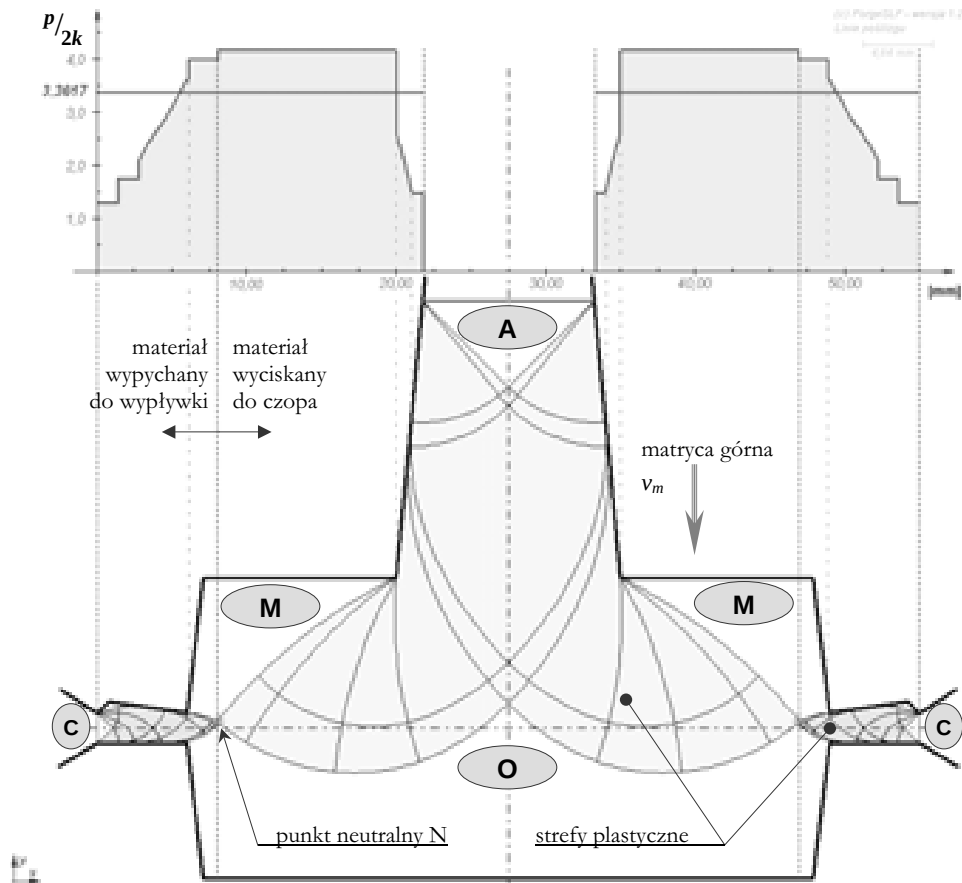
pośrednio do powierzchni górnej mostka, co oznacza, że chwilowa prędkość tego obszaru (wektor O^*F^I na rys. 3.18a) jest identyczna jak prędkość matrycy górnej. Z kolei, gdy w kuciu jest używana inna odmiana tego rowka (rys. 3.19) – rowek w kształcie litery V symetryczny – dodatkowo w konstrukcji siatki linii poślizgu występuje linia nieciągłości GK . Oddziela ona obszar plastyczny od strefy martwej G , której prędkość jest równa zero.

Pełna postać konstrukcji siatki linii poślizgu dla procesu kucia (z użyciem rowka z kształcie litery V asymetrycznym) przedstawiona została na rys. 3.20. Parametry chwilowe (przy zaawansowaniu symulacji wynoszącej 95%), opisujące geometrię procesu (zgodnie z oznaczeniami na rys. 2.6a i rys. 3.1), są



Rys. 3.19. Siatka linii poślizgu (a) oraz odpowiadający jej hodograf prędkości (b); fragment konstrukcji dla części materiału wypychanego do wypływkii (kucie, w którym zastosowano rowek w kształcie litery V symetryczny); opis w tekście

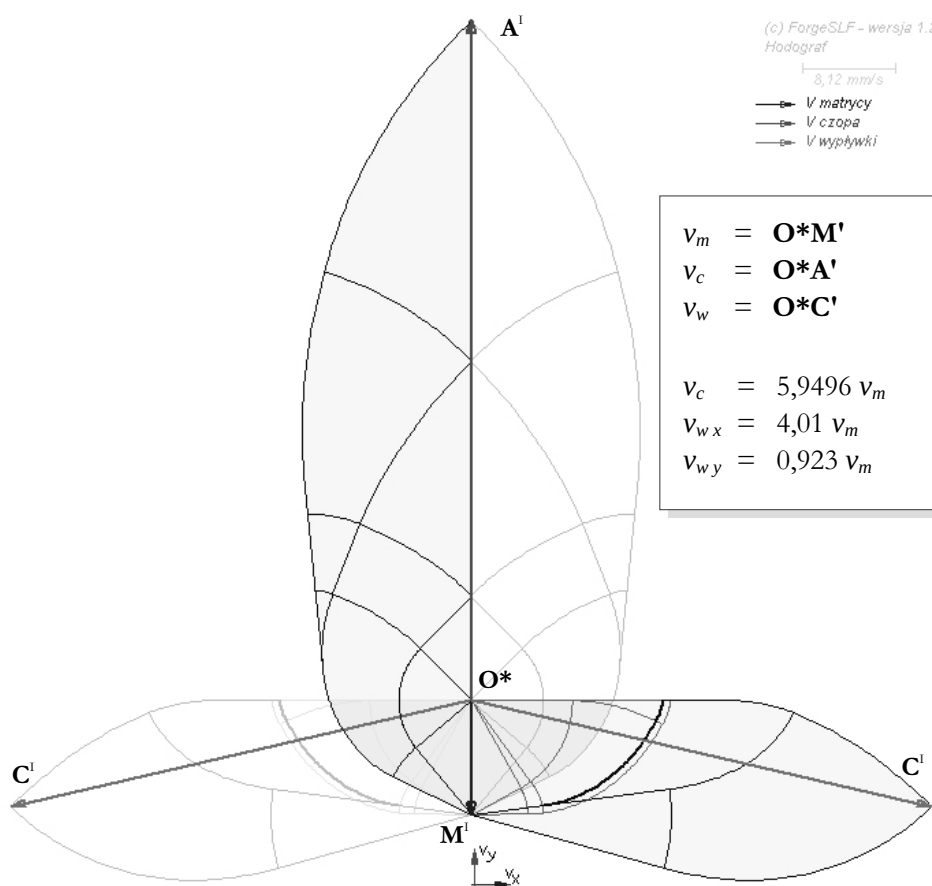
następujące: wysokość odkuwki $H_{Od} = 20,02$ mm, szerokość czopa u podstawy $b_c = 15,00$ mm, wysokość czopa $h_c = 18,52$ mm, szerokość wykroju matrycującego $d = 42,00$ mm, grubość pasma $L = 100,00$ mm, pochylenia kuźnicze czopa $\theta_c = 5,5^\circ$ i matrycy $\theta_m = 7,0^\circ$, wysokość wypływkii $h = 2,02$ mm, szerokość mostka $b = 6,00$ mm (gdzie $b_1 = 5,25$ mm, $b_2 = 0,75$ mm) oraz pochylenie powierzchni mostka $\theta = 8,0^\circ$.



Rys. 3.20. Przykładowe wyniki (uzyskane w programie **ForgeSLF** dla przypadku kucia przy zastosowaniu rowka w kształcie litery V) przedstawiające zarys konstrukcji siatki linii poślizgu (określającej strefy plastyczne w odkuwce) oraz rozkład nacisków powierzchniowych w postaci bezwymiarowej $p/2k$, panujących na powierzchni kontaktu matrycy górnej z materiałem; **C, M, O** - oznaczenia obszarów sztywnych, k – granica plastyczności materiału przy czystym ścinaniu; opis w tekście

Ponadto, na rys. 3.20 przedstawiono również rozkład nacisku powierzchniowego w postaci bezwymiarowej $p/2k$ występującego na powierzchni kontaktu materiału z matrycą górną, wraz z wyznaczoną wartością średnią, która wynosi $p_{sr}/2k = 3,3617$. Przy uwzględnieniu wymiarów odkuwki oraz założeniu granicy plastyczności $\sigma_p = 19$ MPa (dla ołowiu w gatunku Pb1 w temperaturze 20°C) wartość siły kucia w rozważanej sekwencji procesu wynosi $F = 362,97$ kN.

Natomiast, na rys. 3.21 przedstawiono pełną konstrukcję hodografu prędkości, która odwzorowuje wyżej wspomnianą siatkę linii poślizgu (umieszczona na poprzednim rys. 3.20). Zaciemnione fragmenty konstrukcji reprezentują te części hodografu, które były omawiane przez autorów wcześniej. Jednocześnie należy podkreślić, że ze względu na jego złożoność oraz na zaobserwowaną symetrię, w analizie można (a nawet należy) rozpatrywać tylko część hodografu (tj. fragmenty zaciemnione, którym odpowiadają konstrukcje umieszczone na rys. 3.14 ÷ rys. 3.19).



Rys. 3.21. Konstrukcja hodografu prędkości (wygenerowana przez program **ForgeSLF**) odpowiadająca siatce linii poślizgu przedstawionej na rys. 3.20: **O*** – biegun hodografu ($v = 0$); **O*M'** – prędkość v_m matrycy górnej; **O*A'**, **O*C'** – prędkości v_c i v_w przemieszczania się powierzchni swobodnych odkuwki; opis w tekście

Analizując przedstawione hodografy można zauważyć, że wartości poszczególnych wektorów – określających prędkości przemieszczenia powierzchni swobodnych – są proporcjonalne do długości wektora $\mathbf{O}^*\mathbf{M}'$ (obrazującego prędkość matrycy ruchomej v_m). W związku z tym, hodograf prędkości może być wykreślany w dowolnej skali, a wartość prędkości matrycy v_m nie ma wpływu na rozwiązanie ostateczne.

Należy również zaznaczyć, że w przypadku analizy metodą SLFET, do obliczenia wartości przyrostu szerokości wypływki (równania (3.9) oraz (4.13) ÷ (4.20)) uwzględnia się tylko składową poziomą wektora $\mathbf{O}^*\mathbf{C}'$ (tj. prędkość v_{wx}). Jest to związane (oprócz przyjętego założenia w obliczeniach) z tym, że tylko ta składowa, omawianej prędkości, odpowiada za przesunięcie powierzchni swobodnej wypływki w kierunku równoległym do osi x (poziomym).

4. Symulacja procesu kucia matrycowego metodą elementów skończonych

Do wstępnej weryfikacji metody SLFET oraz do analiz wybranych aspektów procesu kucia zastosowano komercyjne oprogramowanie „MSC.SuperForm 2002” [72, 73]. Program ten umożliwia wykonanie symulacji kształtowania plastycznego metali metodą elementów skończonych (MES), która jest oparta na rozwiązaniu quasi-statycznym, przy założeniu płaskiego, osiowo-symetrycznego lub przestrzennego stanu odkształcenia. „MSC.SuperForm 2002” pozwala wykonać zarówno obliczenia mechaniczne, jak i termo-mechaniczne. Szczegółowy opis tego oprogramowania (obejmujący również teorię MES), podają liczne opracowania, np. [28, 72, 73, 81, 89, 142, 146, 148].

Zważywszy na konstrukcję przyjętego modelu geometrycznego procesu kucia (rys. 3.1) zdecydowano, że symulacja MES będzie wykonywana przy założeniu płaskiego stanu odkształcenia. Pozwoli to między innymi na zmniejszenie czasochłonności obliczeń, w szczególności dotyczących aktualizacji siatki elementów skończonych (tzw. remeshing'u), która w przypadku rozpatrywanego procesu kształtowania jest niezwykle ważna. Przyjęte w analizie elementy skończone należą do grupy elementów dwuwymiarowych (tzw. płaskich) o konturach prostych, czterowęzłowych [72, 111, 140]. Z kolei, aktualizacja siatki elementów (ale tylko dla odkuwki) jest wykonywana metodą „postępującego brzegu”, którą szczegółowo opisano w rozdziale 2.8.2.

4.1. Analiza mechaniczna

4.1.1. Opis zastosowanego modelu MES

W celu dokonania wstępnej weryfikacji metody SLFET oraz porównania jej z metodą elementów skończonych, przeprowadzono szereg symulacji MES. Obliczenia wykonano przyjmując warunki identyczne z założonymi w metodzie SLFET, jednocześnie zakładając, że materiałem modelowym jest ołów w gatunku Pb1. Ponadto, w symulacji przyjęto dodatkowo następujące założenia upraszczające:

- analiza realizowana jest w warunkach izotermicznych (tj. analiza mechaniczna);
- narzędzia są zamodelowane jako powierzchnie sztywne, a prędkość przemieszczania się matrycy górnej wynosi $v_m = 0,25$ mm/s, co odpowiada prędkości posuwu suwaka laboratoryjnej prasy hydraulicznej ZD-100;
- w obliczeniach przyjmuje się model tarcia stałego, który jest zdefiniowany jako [27, 28, 72, 73, 81, 100, 142]:

$$\tau = m \cdot k, \quad (4.1)$$

gdzie: m – czynnik tarcia, którego wartość jest równa 1 (tak samo jak w modelu SLFET); k – granica plastyczności materiału przy czystym ścinaniu;

- materiał odkuwki jest izotropowy, jednorodny i sztywno-plastyczny oraz jest modelowany funkcją naprężenia uplastyczniającego o następującej postaci [28, 31, 78, 79, 110, 142]:

$$\sigma_p = f(\epsilon, \epsilon) = C_0 + C_1 \cdot \epsilon^n \cdot \epsilon^m, \quad (4.2)$$

gdzie: σ_p – granica plastyczności materiału przy jedno-osiowym rozciąganiu; C_0, C_1 – stałe materiałowe; n, m – współczynniki umocnienia.

Autorzy arbitralnie przyjęli, że stała materiałowa $C_1 = 1$ (w równaniu 4.2), a współczynniki umocnienia $n = m = 10^{-10}$. Takie założenie jest równoznaczne z przyjęciem modelu materiału idealnie plastycznego, dla którego granica plastyczności może być wyrażona jako równanie o postaci $\sigma_p = C_0 + C_1$. Podejście to wynika bezpośrednio z doświadczenia autorów w modelowaniu

MES procesów kucia matrycowego. Mianowicie, postać równania (4.2) zapewnia symulację bardziej stabilną numerycznie (szczególnie w aplikacji „MSC.SuperForm”).

4.1.2. Model materiałowy ołowiu w gatunku Pb1

Do wyznaczenia krzywych płynięcia dla ołowiu w gatunku Pb1 (o zawartości minimum 99,98% Pb – podstawowe parametry fizyczne tego materiału zestawiono w tabeli 4.1) wykorzystano dylatometr DIL 805 A/D z możliwością odkształcania (wspomagany oprogramowaniem „WinTa 6.2” rejestrującym i przetwarzającym pomiary), będący na wyposażeniu Instytutu Modelowania i Automatyzacji Procesów Przeróbki Plastycznej w Politechnice Częstochowskiej. Uzyskane wyniki prac badawczych zostały opublikowane wcześniej w opracowaniu [78]. W przeprowadzonych badaniach wykorzystano próbki walcowe o wymiarach $\varnothing 5 \times 10$ mm, które wykonano metodą wyciskania ze wstępniaków odlewanych. Natomiast zakres prac badawczych ustalono na podstawie programu „statycznego zdeteminowanego kompletnie” [61, 78, 87].

Tabela 4.1.

Ważniejsze właściwości fizyczne ołowiu Pb1 [78, 100, 106, 110, 142]

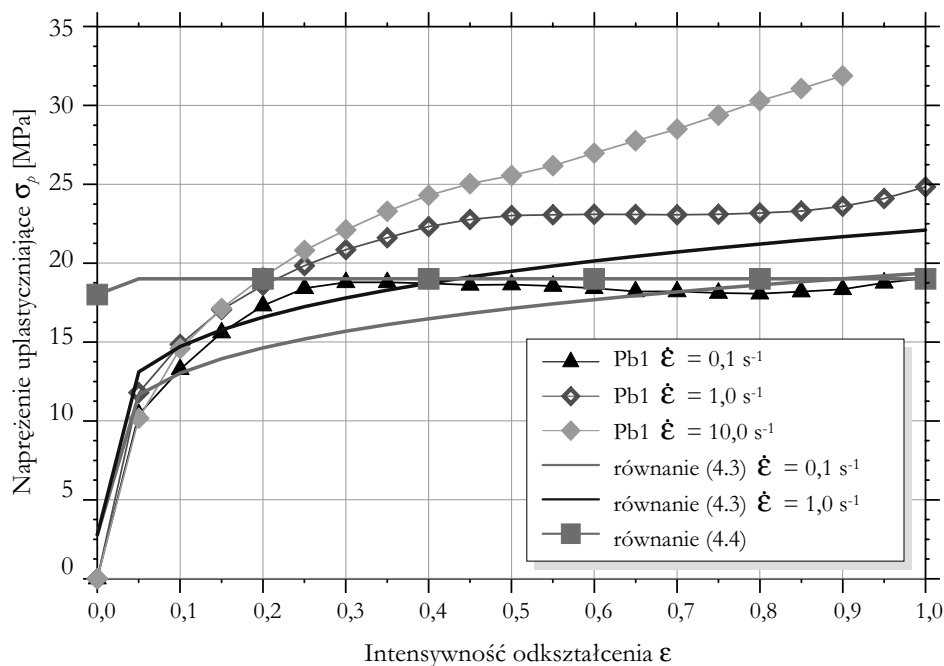
Właściwość	Wartość
Moduł Younga E	18 000 MPa
Liczba Poissona ν	0,42
Gęstość ρ	$11,34 \times 10^3$ kg/m ³

Na rys. 4.1 przedstawiono wybrane krzywe płynięcia ołowiu Pb1 w temperaturze 20°C, wyznaczone przy trzech prędkościach odkształcania: $\dot{\epsilon} = 0,1$; 1,0 oraz 10,0 s⁻¹. Na podstawie uzyskanych wyników (tj. krzywych płynięcia) oraz stosując program komputerowy „Optymal” (będący na wyposażeniu Katedry Komputerowego Modelowania i Technologii Obróbki Plastycznej w Politechnice Lubelskiej, który jest opisany w literaturze specjalistycznej, np. [27 – 29, 80, 142]) wyznaczono równanie konstytutywne (4.2) będące funkcją naprężenia uplastyczniającego, mianowicie [110, 142]:

$$\sigma_p = 2,78 + 19,31 \cdot \epsilon^{0,209} \cdot \dot{\epsilon}^{0,066}. \quad (4.3)$$

Graficzne przedstawienie uzyskanej postaci numerycznego modelu ołowiu Pb1 (równanie (4.3)) naniesiono na rys. 4.1. Analizując uzyskane krzywe płynięcia dla rozpatrywanego metalu, kształtowanego przy temperaturze pokojowej (tj. 20°C), stwierdza się, że przy małych prędkościach odkształcania ($\dot{\epsilon} < 1$) naprężenie uplastyczniające σ_p osiąga maksymalne wartości zawarte w przedziale od 17 do 23 MPa. Ponadto, po osiągnięciu odkształcenia, o wartości ϵ równej około 0,2, dalszy jego wzrost nie powoduje znaczących zmian granicy plastyczności ołowiu Pb1. W związku z przytoczonymi spostrzeżeniami, przyjęcie modelu materiału idealnie plastycznego, w analizach numerycznych (np. metodą SLFET) procesu kucia ołowiu Pb1 przebiegającego przy temperaturze pokojowej oraz na laboratoryjnej prasie hydraulicznej ZD-100, jest dopuszczalne.

Przeprowadzona przez autorów analiza wcześniej omówionych badań (dotyczących krzywych płynięcia ołowiu Pb1), pozwoliła ustalić granicę



Rys. 4.1. Krzywe płynięcia ołowiu, w gatunku Pb1, w temperaturze 20°C; opis w tekście

plastyczności ołowiu Pb1 $\sigma_p = 19$ MPa (dla modelu idealnie plastycznego). Dodatkowo, w przypadku obliczeń MES zaproponowano stosowanie następującej postaci równania konstytutywnego:

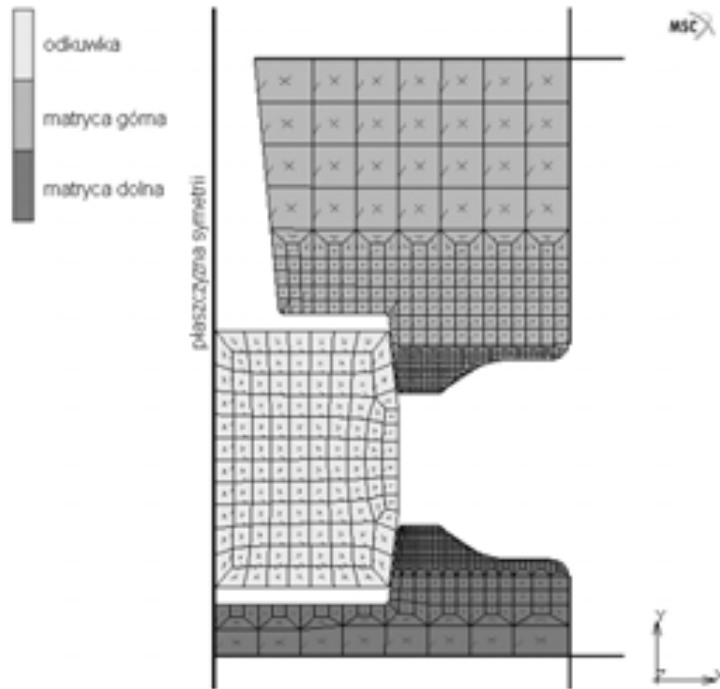
$$\sigma_p = 18 + 1 \cdot \varepsilon^{1E-10} \cdot \dot{\varepsilon}^{1E-10}. \quad (4.4)$$

4.2. Analiza termo-mechaniczna

4.2.1. Opis zastosowanego modelu MES

Celem symulacji MES (termo-mechanicznej) jest przeprowadzenie dokładnych obliczeń numerycznych procesu kucia, w którym zastosowano wybrane rowki wypływk (o wymiarach optymalnych określonych na podstawie analiz wykonanych metodą SLFET). Symulacje te, oprócz uzyskania informacji o wpływie określonych parametrów rowka wypływk na wybrane warunki realizacji kucia, mają również na celu znalezienie odpowiedzi na pytanie: jaki jest wpływ zjawisk cieplnych, występujących w strefie rowka wypływk, na przebieg procesu kucia? W tym celu opracowano model MES procesu kucia matrycowego (rys. 4.2), który jest modyfikacją modelu geometrycznego opisanego wcześniej (rys. 3.1). Modyfikacja modelu dotyczy przede wszystkim zamiany narzędzi sztywnych na narzędzia, które mogą odkształcać się sprężysto i są zamodelowane za pomocą elementów skończonych. Ponadto, w przeprowadzanych symulacjach termo-mechanicznych przyjęto następujące założenia upraszczające:

- ❑ analiza jest realizowana z pełną wymianą ciepła pomiędzy odkuwką a narzędziami i otoczeniem oraz z uwzględnieniem zjawiska zamiany pracy odkształcenia na ciepło – zgodnie z równaniami (2.3) ÷ (2.6), w których przyjęto następujące wartości współczynnika przejmowania ciepła pomiędzy metalem a powietrzem $\alpha_p = 170$ W/(m²K) oraz pomiędzy odkuwką a narzędziami $\alpha_p = 5000$ W/(m²K);
- ❑ narzędzia są zamodelowane jako ciało sprężyste (stal narzędziowa do pracy na gorąco X20CrMoV12-1), a ich temperatura początkowa wynosi 275°C;
- ❑ materiał odkuwki jest sprężysto-plastyczny (stal konstrukcyjna w gatunku 45) i jest modelowany funkcją naprężenia uplastyczniającego o następującej postaci [31, 72, 73]:



Rys. 4.2. Model MES (termo-mechaniczny) procesu kucia matrycowego; opis w tekście

$$\sigma_p = f(\epsilon, \dot{\epsilon}, T), \quad (4.5)$$

przy czym wsad jest nagrzewany do temperatury początkowej wynoszącej 1150 °C;

- w obliczeniach przyjęto zmodyfikowany model tarcia stałego, który jest opisany następującą zależnością:

$$\tau \leq -m \cdot k \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \arctg\left(\frac{v_r}{a}\right) \cdot \frac{v_r}{|v_r|}, \quad (4.6)$$

gdzie: τ – naprężenie styczne, m – czynnik tarcia, v_r – względna prędkość poślizgu, k – granica plastyczności materiału przy czystym ścinaniu, σ_n – naprężenie normalne, a – współczynnik dobierany arbitralnie (jego wartość ustalono na 0,012, zgodnie z zaleceniem autora opracowań [27 – 29]).

4. Symulacja procesu kucia matrycowego metodą elementów skończonych

Dodatkowo, proces kucia jest realizowany przy założeniu, że maszyną kuźniczą jest prasa hydrauliczna (z uwzględnieniem dosuwu i wycofania narzędzi). Symulację MES przeprowadzano przy prędkości posuwu prasy $v_m = 120 \text{ mm/s}$ [139].

4.2.2. Model materiałowy stali narzędziowej oraz konstrukcyjnej

Dane materiałowe stali narzędziowej do pracy na gorąco X20CrMoV12-1 pobrano z bazy danych zamieszczonej w programie „MSC.SuperForm 2002” [72, 73]. Ważniejsze właściwości fizyczne tej stali (wykorzystane w symulacji MES) zestawiono w tabeli 4.2. Ponadto, jak już wcześniej wspomniano, narzędzia zamodelowano jako elementy sprężyste, w związku z tym przyjęto w obliczeniach, że granica plastyczności stali narzędziowej $\sigma_p = 10^{20} \text{ MPa}$ (zgodnie z sugestią producenta oprogramowania MES [72, 73]).

Tabela 4.2.

Ważniejsze właściwości fizyczne stali narzędziowej X20CrMoV12-1 [72, 73]

Właściwość		Wartość		
Liczba Poissona ν		0,3		
Gęstość ρ		$7,85 \times 10^3 \text{ kg/m}^3$		
Temperatura [°C]	Rozszerzalność cieplna α_c [$\times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$]	Moduł Younga E [$\times 10^5 \text{ MPa}$]	Ciepło właściwe c [J/(kg·K)]	Wsp. przewodzenia cieplnego λ_c [W/(m·K)]
20	1,02	2,18	439	24,0
100	1,05	2,13	500	24,4
200	1,09	2,06	534	24,8
300	1,13	1,98	571	25,1
400	1,16	1,90	625	26,6
500	1,20	1,80	704	26,1
600	1,22	1,67	831	24,4

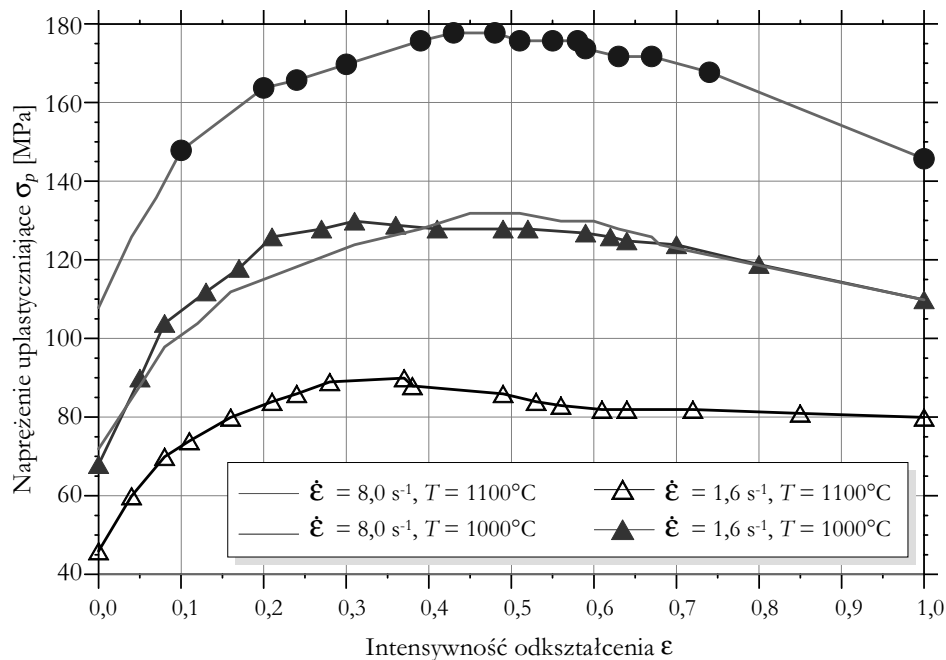
Również dane materiałowe stali konstrukcyjnej C45 (materiał modelujący odkuwkę) przyjęto zgodnie z danymi zawartymi w bazie danych programu „MSC.SuperForm 2002”. Ważniejsze parametry fizyczne tej stali zestawiono w tabeli 4.3 (przy czym, wartość liczby Poissona ν oraz gęstość ρ jest identyczna jak dla stali narzędziowej) [72, 73].

Tabela 4.3.

Ważniejsze właściwości fizyczne stali konstrukcyjnej C45 [72, 73]

Temperatura [°C]	Rozszerzalność ciepła α_c [$\times 10^{-5} \text{ K}^{-1}$]	Moduł Younga E [$\times 10^5 \text{ MPa}$]	Ciepło właściwe c [J/(kg·K)]	Wsp. przewodzenia ciepłego λ_c [W/(m·K)]
400	1,41	1,840	611	39,1
500	1,45	1,750	677	36,7
600	1,49	1,640	778	34,1
1500	1,49	0,695	778	34,1

Na rys. 4.3. przedstawiono kształt wybranych krzywych płynięcia stali 45 w temperaturze 1000°C oraz 1100°C, które są wyznaczone przy dwóch prędkościach płynięcia $\dot{\epsilon} = 1,6$ oraz $8,0 \text{ s}^{-1}$. Należy wspomnieć, że w programie „MSC.SuperForm 2002” zamieszczono informacje o krzywych płynięcia tej stali (w formie tabelarycznej) dla zakresu kształtowania odkuwki przy temperaturze $T = 20 \div 1300 \text{ °C}$ oraz przy prędkościach odkształcenia $\dot{\epsilon} = 0,1 \div 40 \text{ s}^{-1}$. Stosując program komputerowy „Optymal” [27 – 29] uzyskano

**Rys. 4.3.** Wybrane krzywe płynięcia stali C45; opis w tekście [72, 73]

równanie konstytutywne (4.7), które odwzorowuje krzywe płynięcia stali 45 (z dokładnością 7,5 %), mianowicie:

$$\sigma_p = 1719,34 \cdot \epsilon^{0,07982} \cdot \exp(-0,038 \cdot \epsilon) \cdot \epsilon^{0,10425} \cdot \exp(-0,00255 \cdot T). \quad (4.7)$$

4.2.3. Model tarcia dla pary trącej stal konstrukcyjna – stal narzędziowa

Obecnie, istnieje wiele publikacji naukowych, które przedstawiają wyniki badań warunków tarcia dla pary trącej stal konstrukcyjna (lub inna stal przeznaczona do przeróbki plastycznej) – stal narzędziowa, np.: [27, 28, 54, 80, 81, 142]. Najchętniej wybieraną metodą badań jest metoda „*invers*”, która polega na określeniu współczynnika tarcia μ (lub czynnika tarcia m) poprzez minimalizację różnic pomiędzy obliczonymi (zazwyczaj stosując MES) i zmierzonymi wymiarami próbki walcowej, spęczanej pomiędzy dwoma płaskimi kowadłami [27 – 28, 100].

Analiza dotychczasowych prac badawczych (dotyczących tematyki poruszanej w tym rozdziale) wykazała, że przy temperaturze kucia stali na gorąco ($T > 950^\circ\text{C}$), czynnik tarcia m (dla pary stal – stal narzędziowa bez smarowania) osiąga wartości maksymalne ($m = 1$). Natomiast, gdy proces kucia jest realizowany przy smarowaniu narzędzi (np. zawieszina grafitu w wodzie) wartość czynnika tarcia jest zdecydowanie mniejsza i wynosi $m = 0,4$. Wybrane wyniki z analizowanych prac zebrano w tabeli 4.4 [27, 80, 81].

Tabela 4.4.

Wartości czynnika tarcia m oraz współczynnika tarcia μ dla pary trącej stal konstrukcyjna – stal narzędziowa [27, 80, 81]

Temperatura odkuwki T [$^\circ\text{C}$]	Czynnik tarcia m		Współczynnik tarcia μ	
	bez smarowania	zawieszina grafitu w wodzie	bez smarowania	zawieszina grafitu w wodzie
< 950	$0,83 \div 0,92$	0,40	$0,38 \div 0,41$	0,20
$950 \div 1050$	$0,90 \div 1,00$		$0,43 \div 0,48$	
> 1050	1,00		0,50	

4.3. Porównanie metody SLFET z MES

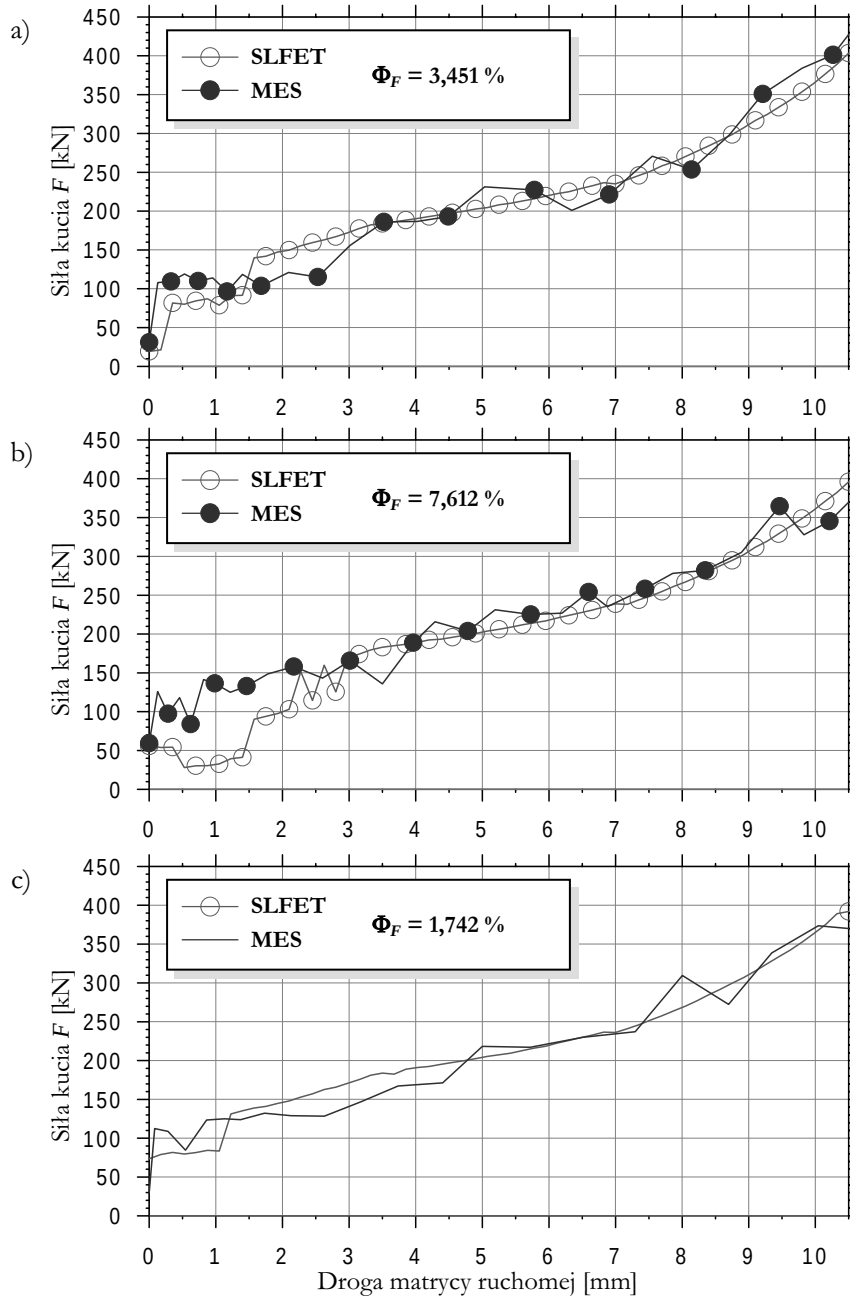
Wstępna weryfikacja autorskiej metody SLFET polegała na porównaniu wyników, uzyskanych za pomocą programu **ForgeSLF**, z rezultatami otrzymanymi w MES („MSC.Super Form 2002”). W tym celu przeprowadzono szereg symulacji procesu kucia matrycowego przy zachowaniu identycznych założeń upraszczających (przy czym, w analizie MES zastosowano model materiałowy opisany równaniem (4.4)). Symulacje wykonano dla procesu kucia, dla którego wymiary wykroju matrycującego przyjęto następująco (zgodnie z rys. 3.1): początkowa wysokość przedkuwki $H_{pOd} = 30$ mm, końcowa wysokość odkuwki $H_{Od} = 19,5$ mm, szerokość czopa $b_c = 15$ mm, szerokość wykroju $d = 42$ mm oraz grubość pasma odkuwki $L = 100$ mm. W obliczeniach uwzględniono trzy rodzaje kształtu rowka wypływki – tradycyjny ($b = 6$ mm, $h = 1,5$ mm – rys. 2.4e), klinowy ($b = 6$ mm, $h = 1,5$ mm, $\theta = 4^\circ$ – rys. 2.5b) oraz w kształcie litery V ($b_1 = 5,25$ mm, $b_2 = 0,75$ mm, $h = 1,5$ mm, $\theta = 4^\circ$ – rys. 2.6a). W przypadku analizy metodą SLFET, symulację podzielono na 61 sekwencji, natomiast pozostałe parametry są takie same jak w rozważaniach opisanych w rozdziale 3.

Porównaniu poddano prognozowany kształt odkuwki (uwzględniając kinematykę płynięcia odkształcanego materiału), wartości siły kształtowania oraz wysokości czopa w różnych etapach analizy, dla wybranych kształtów rowka wypływki. Dla ilościowej oceny różnicy (w formie procentowej) pomiędzy rozkładami siły kształtowania F i wysokości czopa h_c , uzyskanymi różnymi metodami symulacji kucia, zastosowano funkcję zastępczą Φ , zdefiniowaną w następujący sposób:

$$\Phi_x = \frac{1}{i_n} \cdot \sum_{i=1}^{i_n} \frac{|x_{SLFET}(i) - x_{MES}(i)|^2}{x_{MES}^2(i)} \cdot 100\%, \quad (4.8)$$

gdzie: x – rozpatrywana wielkość (siła kształtowania F lub wysokość czopa h_c) w funkcji przemieszczenia matrycy ruchomej; i_n - liczba punktów obliczeniowych.

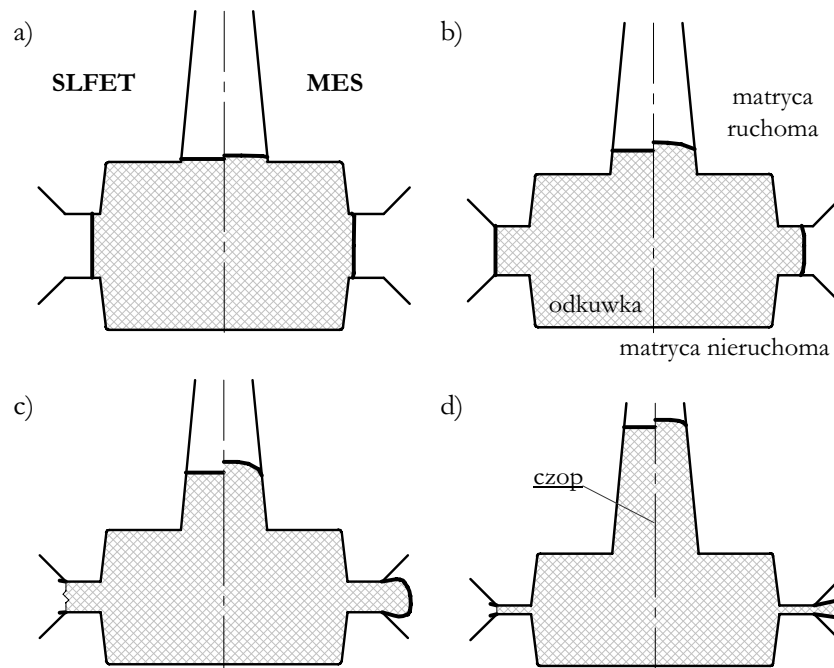
Na rys. 4.4 przedstawiono rozkłady sił kształtowania F obliczone metodą SLFET oraz MES. Najlepsze dopasowanie omawianych rozkładów uzyskano dla kucia z rowkiem w kształcie litery V ($\Phi_F = 1,74$ %), natomiast w przypadku



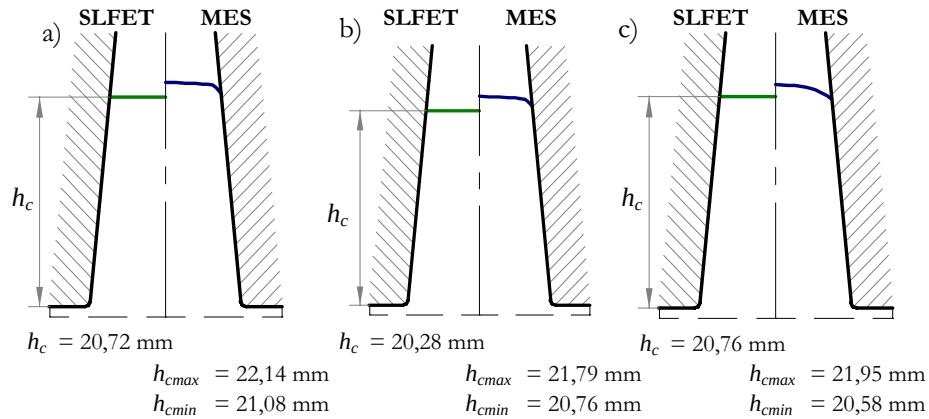
Rys. 4.4. Porównanie rozkładu siły kucia F , uzyskanej w symulacji procesu kucia metodą SLFET i MES, przy zastosowaniu rowka z mostkiem: a) tradycyjnym ($b = 6$ mm, $h = 1,5$ mm); b) klinowym ($b = 6$ mm; $h = 1,5$ mm; $\theta = 4^\circ$); c) w kształcie litery V ($b_1 = 5,25$ mm, $b_2 = 0,75$ mm, $h = 1,5$ mm; $\theta = 4^\circ$); opis w tekście

procesu kształtowania, w którym użyto rowek klinowy, wartość funkcji zastępczej Φ_F jest największa i wynosi ponad 7,5 %. Ponadto, we wszystkich przedstawionych przypadkach kucia, różnice procentowe pomiędzy wartościami sił kształtowania F (w końcowej fazie procesu kucia) są zawarte w przedziale 5,5 ÷ 8,5 %.

Z kolei, na kolejnym rys. 4.5 zaprezentowano porównanie kształtów odkuwki w czterech wybranych etapach analizy kucia (tj. 12%, 41%, 69% oraz 100% zaawansowania obliczeń), w którym zastosowano rowek o kształcie tradycyjnym [96]. Lewa połowa odkuwki przedstawia zarys wyrobu uzyskanego metodą SLFET (w programie **ForgeSLF**), natomiast prawa – zarys uzyskany w MES („MSC.SuperForm 2002”). Zasadniczą różnicą pomiędzy metodą autorską a MES jest to, że w metodzie SLFET powierzchnie swobodne wyrobu są przedstawiane w postaci linii prostej. Mimo występujących różnic można stwierdzić, że jakościowa forma wyników jest zadowalająca. Potwierdza to do-



Rys. 4.5. Porównanie uzyskanego kształtu odkuwki w kolejnych etapach symulacji MES (prawa połowa odkuwki) oraz analizy SLFET (lewa połowa wyrobu) [96]; zaawansowanie procesu: a) 12%, b) 41%, c) 69% i d) 100%



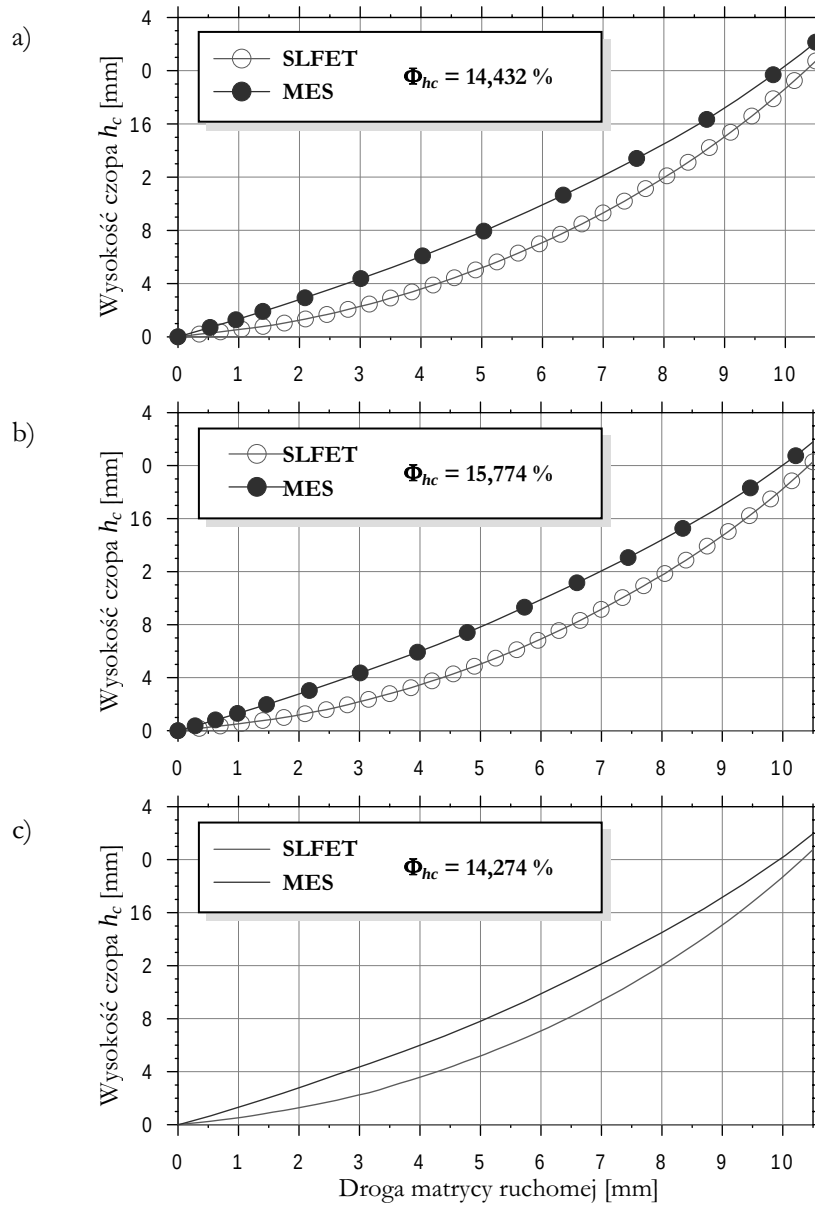
Rys. 4.6. Porównanie ostatecznego kształtu powierzchni swobodnej czopa oraz jego wysokości h_c uzyskanej w symulacji procesu kucia metodą SLFET i MES dla rowka z mostkiem: a) tradycyjnym ($b = 6$ mm, $h = 1,5$ mm); b) klinowym ($b = 6$ mm; $h = 1,5$ mm; $\theta = 4^\circ$); c) w kształcie litery V ($b_1 = 5,25$ mm, $b_2 = 0,75$ mm, $h = 1,5$ mm; $\theta = 4^\circ$)

datkowo przedstawiony na rys. 4.6 zarys powierzchni czopa (w ostatnim kroku obliczeniowym) uzyskany w procesie kucia przy użyciu różnych typów rowka.

Natomiast, na rys. 4.7 zamieszczono szczegółowe rozkłady wysokości czopa h_c , które uzyskano metodą SLFET i MES. Na podstawie otrzymanych wykresów można zauważyć, że wartość h_c wyznaczona metodą autorską jest mniejsza niż obliczona MES. Powoduje to (między innymi), że funkcja zastępcza Φ_{h_c} (określająca stopień dopasowania rozpatrywanych rozkładów) osiąga wartości przekraczające aż 14 %. Z drugiej strony, należy zwrócić uwagę na to, że rzeczywisty kształt powierzchni swobodnej czopa (co potwierdzają wyniki symulacji MES) nie jest linią poziomą oraz na to, że omawiane wykresy sporządzono dla maksymalnej wartości wysokości h_c . Ponadto, różnica procentowa pomiędzy wartościami h_c (obliczonymi metodą autorską i MES) w końcowej fazie symulacji zmniejsza się, osiągając ostatecznie wartości z zakresu $5 \div 7$ %. Również pozytywny wpływ na zminimalizowanie różnic pomiędzy obliczanymi wartościami h_c ma zwiększenie ilości sekwencji s_{max} w programie **ForgeSLF** (tj. zmniejszenie elementarnego przesunięcia matrycy górnej).

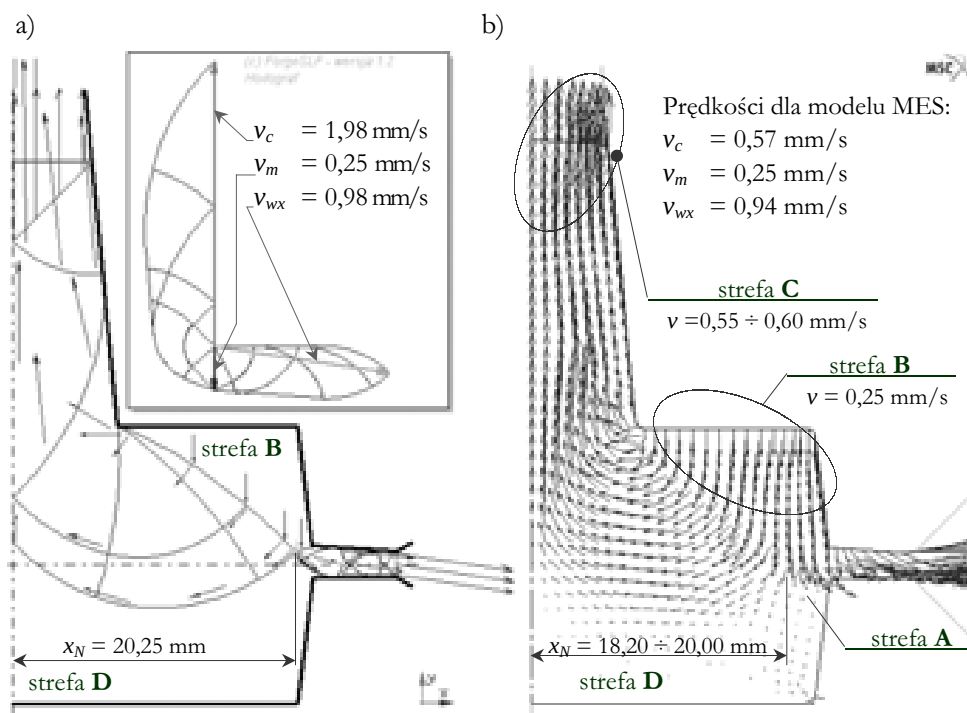
Ostatecznie, analizując ogólną postać omawianych rozkładów siły F i wysokości h_c (przedstawionych na rys. 4.4 oraz rys. 4.7) oraz uwzględniając kształty uzyskiwanych odkuwek (umieszczone na rys. 4.5 i rys. 4.6), można z

pewnością stwierdzić, że zarówno zgodność ilościowa jak i jakościowa (pomiędzy rozpatrywanymi wynikami SLFET i MES) jest w pełni zadowalająca.

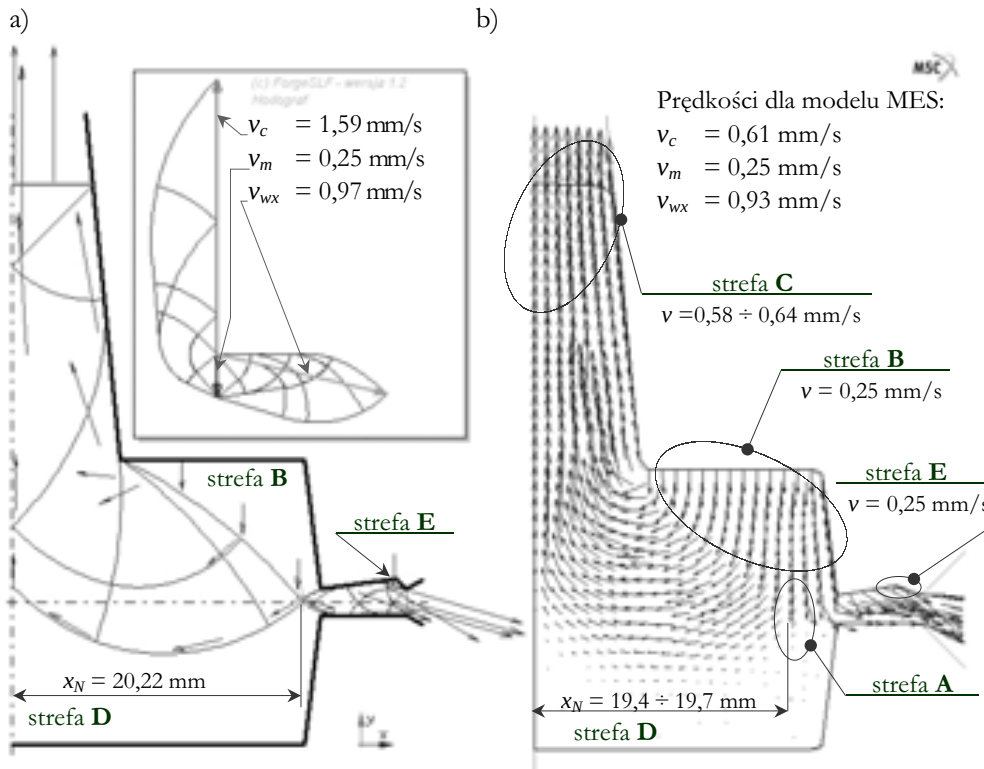


Rys. 4.7. Porównanie zmiany maksymalnej wysokości czopa h_c wyznaczonej w symulacji procesu kucia metodą SLFET i MES dla rowka z mostkiem: a) tradycyjnym ($b=6$ mm, $h=1,5$ mm); b) klinowym ($b=6$ mm; $h=1,5$ mm; $\theta=4^\circ$); c) w kształcie litery V ($b_1=5,25$ mm, $b_2=0,75$ mm, $h=1,5$ mm; $\theta=4^\circ$); opis w tekście

Kolejna konfrontacja, dwóch omawianych metod symulacji kucia matrycowego, obejmowała porównanie kinematyki płynięcia materiału (w rozpatrywanej płaszczyźnie odkuwki) w ostatnim etapie procesu kształtowania wyrobu. Odpowiednio, na rys. 4.8 oraz rys. 4.9 przedstawiono schematy płynięcia metalu (uwzględniając wektory prędkości przemieszczania materiału), które uzyskano w symulacji kucia z zastosowaniem rowka klinowego ($\theta = 4^\circ$) oraz w kształcie litery V ($\theta = 8^\circ$, $b/b_2 = 8$). Analiza uzyskanych rozkładów prędkości przemieszczenia materiału – dla modelu MES (rys. 4.8b i rys. 4.9b) – pozwala na wyróżnienie kilku charakterystycznych stref odkuwki, które z wystarczającą dokładnością pokrywają się z podobnymi strefami (wynikającymi z konstrukcji siatki linii poślizgu w modelu SLFET – rys. 4.8a i rys. 4.9a). Szczególnie wyraźne są obszary materiału, które nie ulegają odkształceniom plastycznym – tzw. strefy martwe. Są one oznaczone literami **B** i **E** (ich prędkości są jednako- kowe na całej powierzchni i są równe prędkości matrycy górnej v_m) oraz literą



Rys. 4.8. Porównanie kinematyki płynięcia materiału (w kuciu, w którym zastosowano rowek klinowy) uzyskanej metodą SLFET (a) oraz MES (b); opis w tekście



Rys. 4.9. Porównanie kinematyki płynięcia materiału (w kuciu, w którym zastosowano rowek w kształcie litery V) uzyskanej metodą SLFET (a) oraz MES (b); opis w tekście

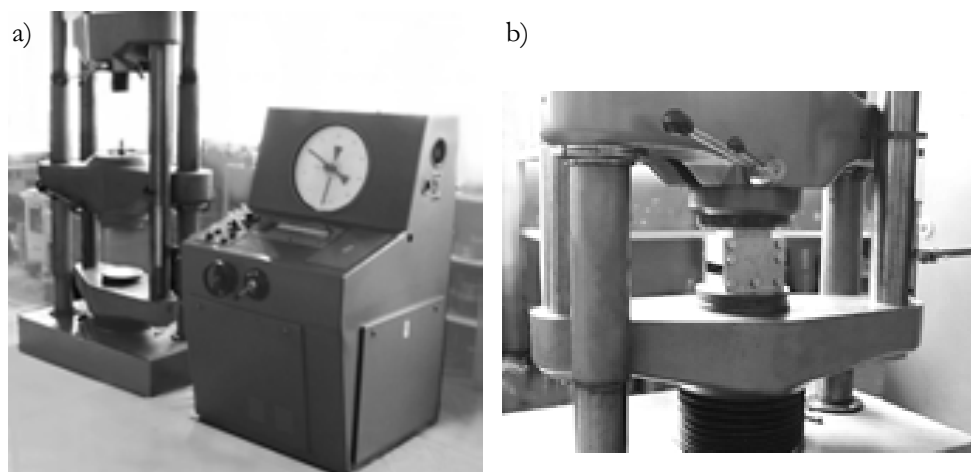
D (materiał przylegający do matrycy nieruchomej). Również z łatwością można wyróżnić obszar materiału (oznaczonego literą C) przylegającego do powierzchni swobodnej czopa. Strefa ta charakteryzuje się dużą jednorodnością prędkości, której wartość jest równa prędkości v_c . Jednakże, prędkość v_c uzyskana w MES, znacząco różni się od wartości obliczonej metodą autorską – szczególnie jest to widoczne na tle pozostałych wektorów prędkości.

Ostatnią strefą (szczególnie istotną dla tego typu schematu kształtowania odkuwki) jest obszar materiału oznaczony literą A, który jest obszarem granicznym (dla wcześniej omówionych stref martwych i obszaru plastycznego) i odpowiada otoczeniu punktu neutralnego N. Określenie położenia punktu N (za pomocą MES) jest trudniejsze niż w przypadku metody autorskiej. Wiedza o lokalizacji tego punktu może być cenna np. podczas prowadzenia prac nad optymalizacją płynięcia materiału w wykroju matrycującym (lub/i w strefie mostka rowka) [96, 97, 101 – 103, 107 – 110].

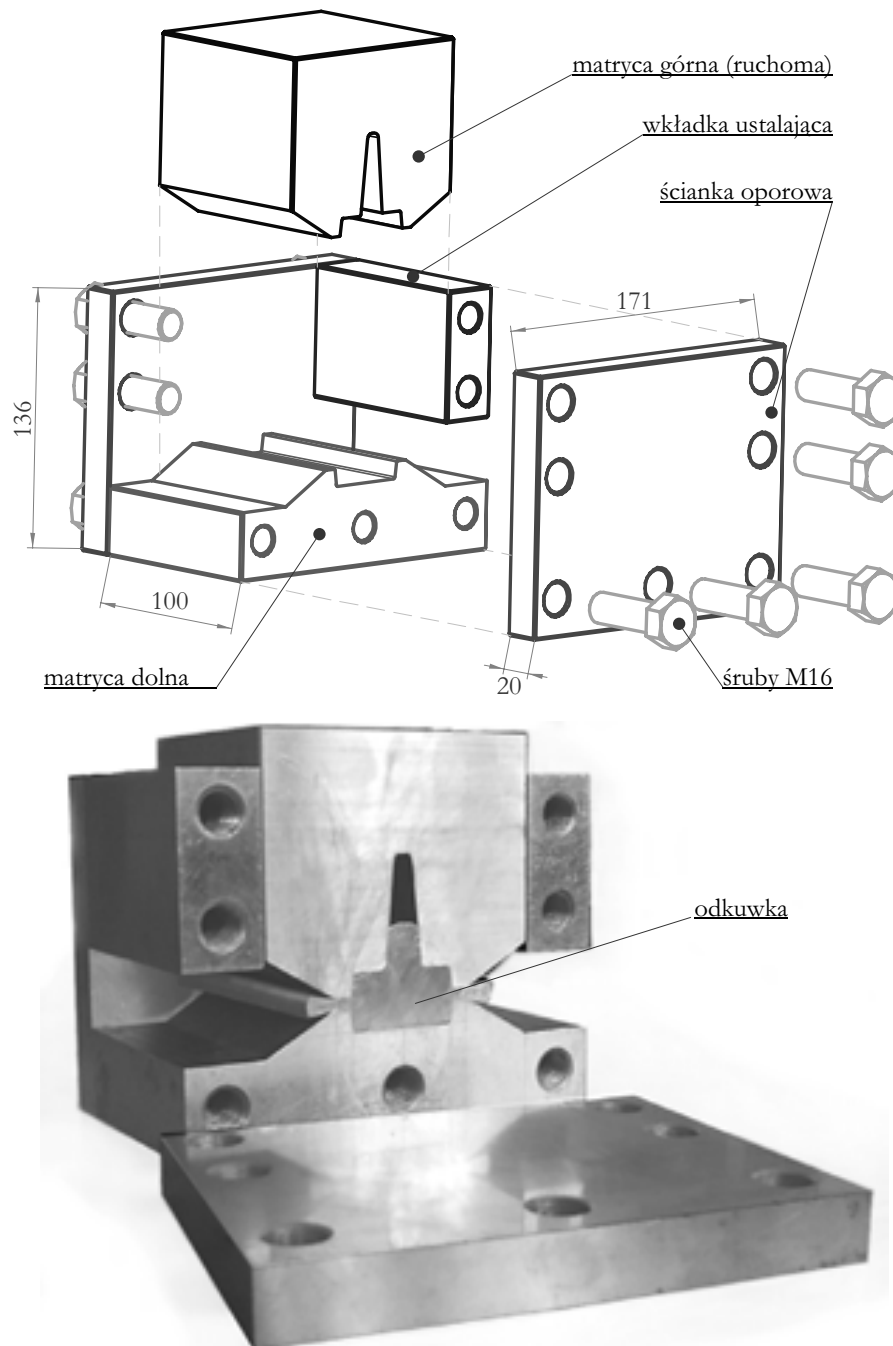
5. Weryfikacja doświadczalna modeli teoretycznych

5.1. Stanowisko badawcze

Badania doświadczalne wykonano przy zastosowaniu laboratoryjnej prasy hydraulicznej ZD-100 oraz specjalnie zaprojektowanego i wykonanego przyrządu kuźniczego. Na rys. 5.1 przedstawiono wygląd ogólny prasy hydraulicznej, wraz ze standardowym rejestratorem siły kształtowania (w funkcji drogi suwaka prasy). Wartość siły kucia może być rejestrowana w zakresie $0 \div 1$ MN z dokładnością 200 N, natomiast przesunięcie liniowe suwaka jest mierzone z



Rys. 5.1. Laboratoryjna prasa hydrauliczna ZD-100: a) widok ogólny (wraz ze standardowym rejestratorem siły kształtowania w funkcji drogi), b) widok stołu i suwaka prasy oraz specjalnie zaprojektowanego przyrządu kuźniczego



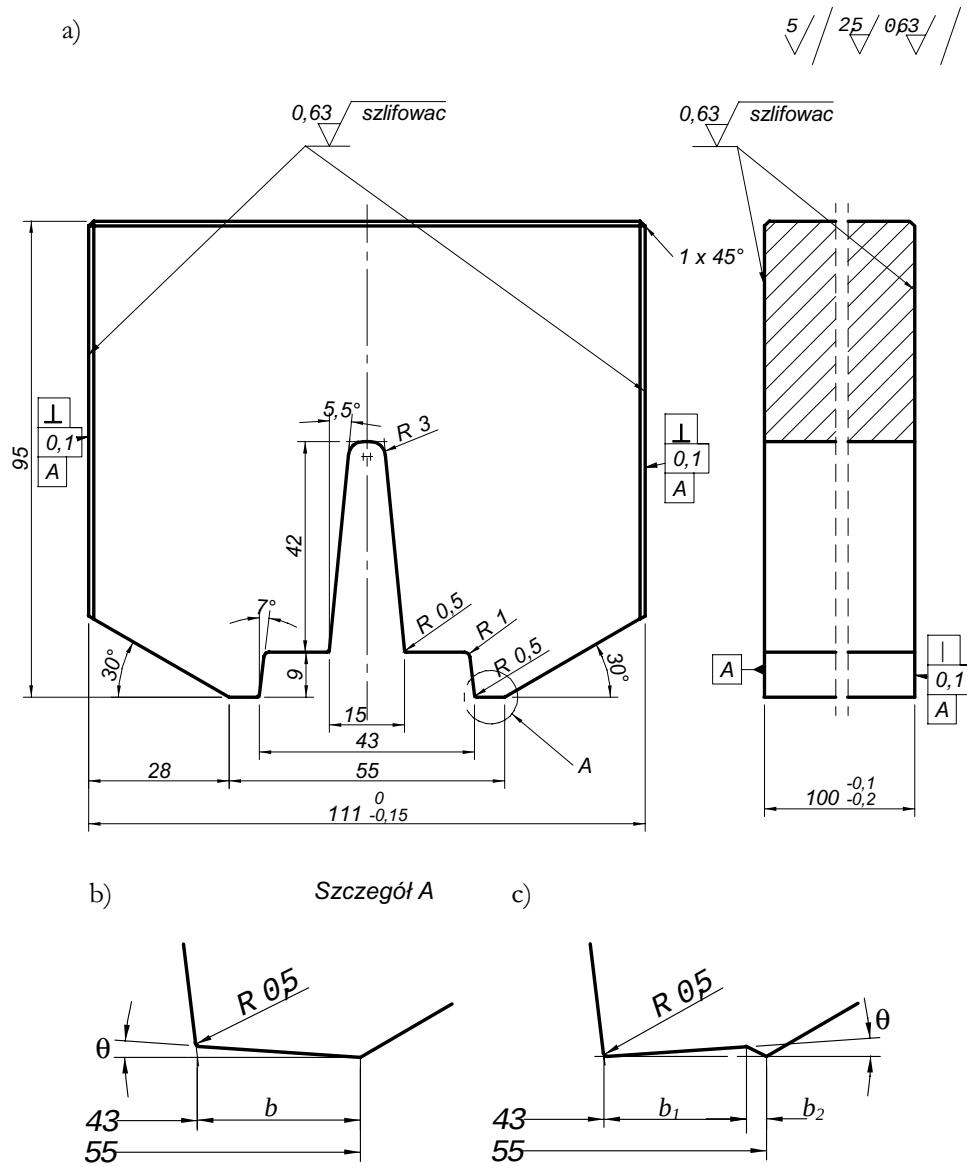
Rys. 5.2. Schemat oraz fotografia przedstawiająca przyrząd kuźniczy (opis w tekście)

dokładnością 0,2 mm. Wyniki pomiaru są nanoszone, za pomocą pisaka, na papierze milimetrowym. Z kolei, prędkość suwaka (która jest jednocześnie prędkością matrycy v_m) ustalono na 0,25 mm/s.

Model wirtualny przyrządu kuźniczego oraz jego fotografię umieszczono na rys. 5.2. Przyrząd ten składa się z matrycy dolnej (nieruchomej) i górnej (ruchomej), w których wykonano wykrój matrycujący, oraz z dwóch wkładek ustalających i ścianek oporowych. Całość połączono za pomocą śrub. Konstrukcja omawianego zestawu narzędzi (wykonanego ze stali konstrukcyjnej 55) zapewnia kształtowanie odkuwek (z ołowiu Pb1) w warunkach zbliżonych do płaskiego stanu odkształcenia.

W badaniach użyto sześć zestawów narzędzi, które umożliwiają przeprowadzenie prób doświadczalnych kucia z zastosowaniem rowka w kształcie tradycyjnym, klinowym, litery V oraz konstrukcji własnej. Opis wykonanych doświadczeń z użyciem rowka o nowym kształcie (zaproponowanym przez autorów) został umieszczony w kolejnych rozdziałach – w niniejszej części opracowania przedstawione zostaną jedynie wyniki eksperymentu z użyciem rowków wypływki o kształtach, które uwzględniono w obliczeniach wykonanych autorską metodą SLFET.

Na kolejnym rys. 5.3 przedstawiono rysunek wykonawczy matrycy górnej (ruchomej), wraz z różnymi wariantami kształtu mostka rowka (rys. 5.3b i c – szczególnie „A”). Natomiast szczegółowe zestawienie wymiarów wykonanych rowków wypływki (w matrycy górnej), będących jednocześnie parametrami kolejnych zestawów narzędzi (o których była mowa w poprzedniej części bieżącego rozdziału), zamieszczono w tabeli 5.1. Z kolei, rysunki wykonawcze pozostałych części przyrządu kuźniczego (wyszczególnionych na rys. 5.2) umieszczono odpowiednio na rys. 5.4 (matryca dolna), rys. 5.5 (wkładka ustalająca) oraz na rys. 5.6 (ścianka oporowa). Wymiary przedstawionych narzędzi są dobrane w ten sposób, aby uzyskać odkuwkę o wysokości $H_{Od} = 19,5$ mm, a powstała wypływka miała wysokość $h = 1,5$ mm oraz szerokość (w części stykającej się z mostkiem) $b = 6$ mm.

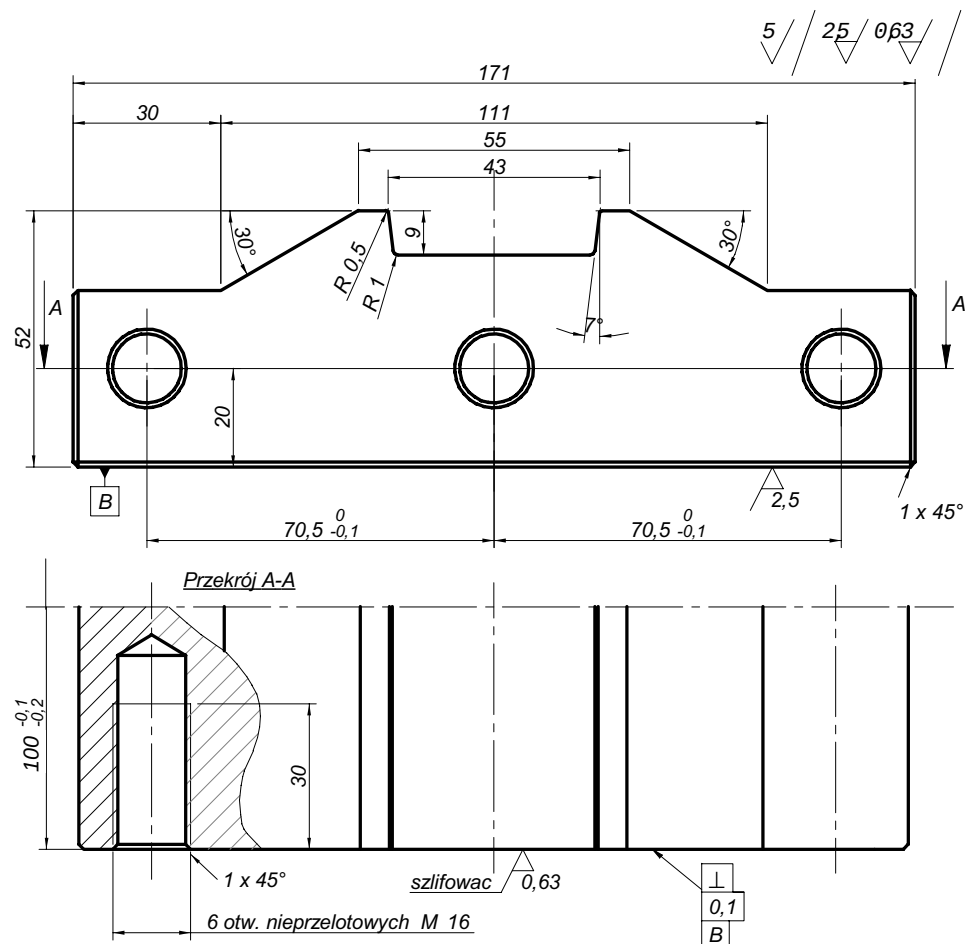


Rys. 5.3. Przyrząd kuźniczy: matryca górna (ruchoma): rysunek ogólny (a) oraz szczegół „A” przedstawiający sposób wykonania rowka klinowego (b) i rowka w kształcie litery V (c); opis w tekście

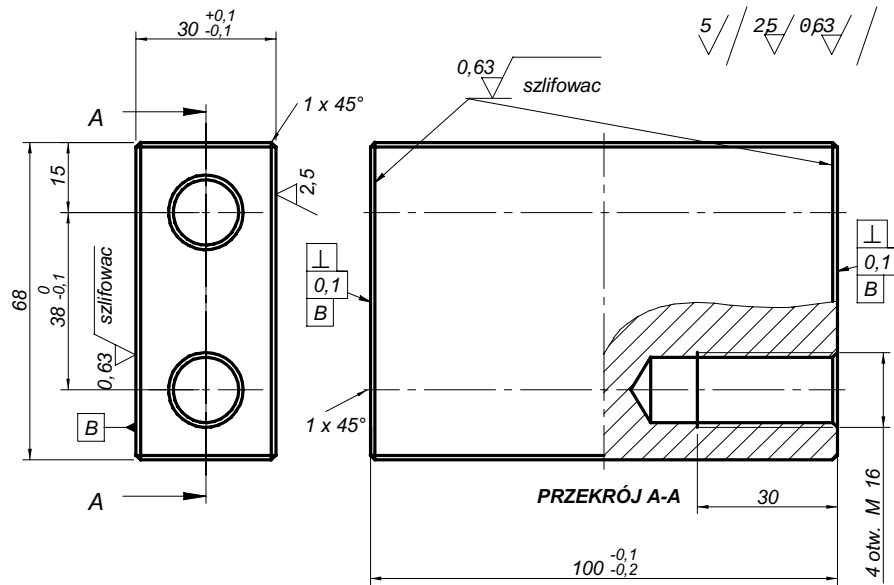
Tabela 5.1.

Wymiary wykonanych rowków wypływk w matrycy górnej (rys. 5.3)

	Numer matrycy górnej				
	1	2	3	4	5
Typ rowka	tradycyjny	klinowy		w kształcie litery V	
Szerokość b [mm]	6,00	6,00	6,00	-	-
Szerokość b_1 [mm]	-	-	-	5,25	5,25
Szerokość b_2 [mm]	-	-	-	0,75	0,75
Kąt θ [°]	-	4,0	8,0	4,0	8,0



Rys. 5.4. Przyrząd kuźniczy: matryca dolna (nieruchoma)



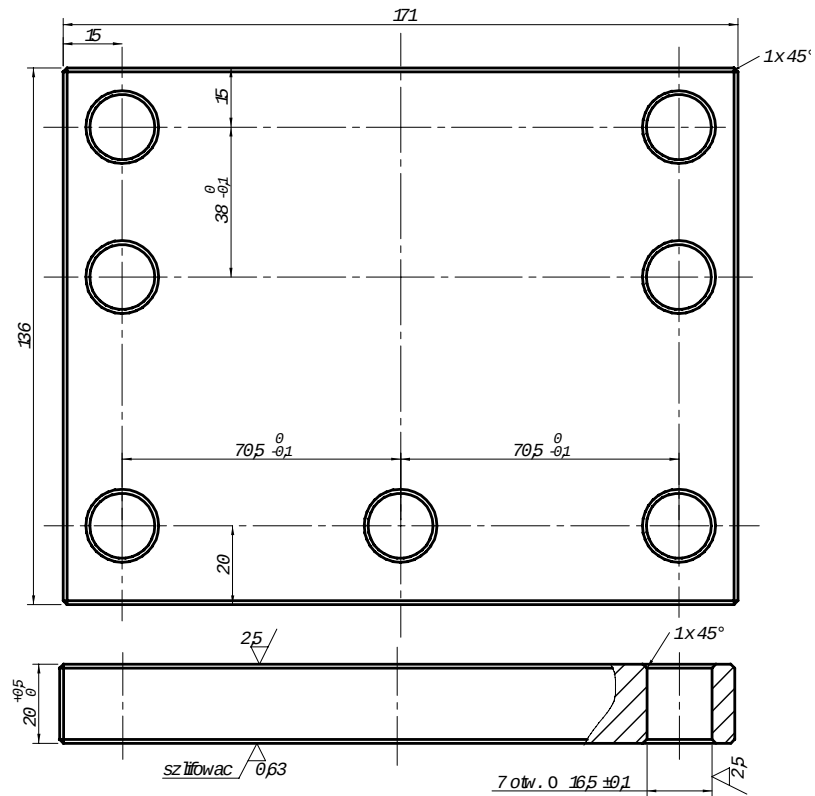
Rys. 5.5. Przyrząd kuźniczy: wkładka ustalająca

5.2. Przygotowanie próbek

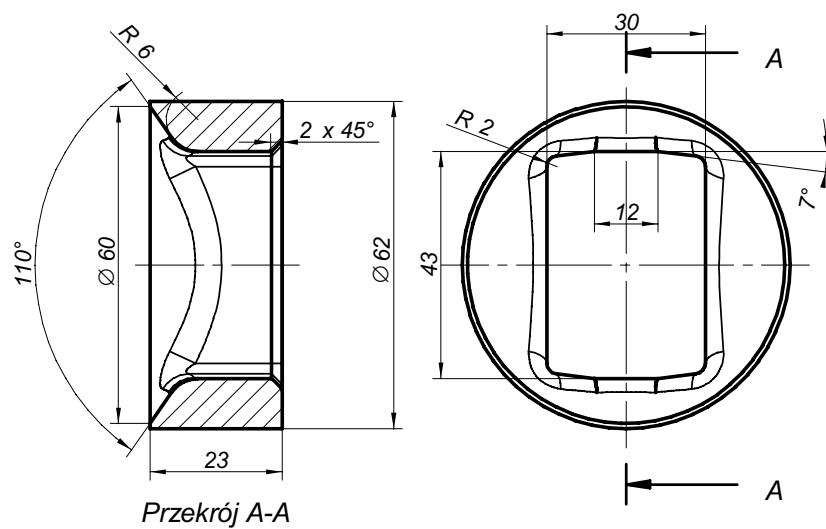
Jednym z głównych założeń (przyjętych w opracowanym modelu kucia matrycowego) jest przyjęcie takiego kształtu przedkuwki, który zapewnia całkowite wypełnienie wykroju matrycującego (bez czopa oraz rowka na wypływkę) już w początkowej fazie kształtowania. Wymusza to specjalne przygotowanie próbek, których kształt i wymiary przekroju poprzecznego wynika bezpośrednio z kształtu i wymiarów wykroju matrycy przyrządu kuźniczego. Ostatecznie zdecydowano, że przedkuwki będą wykonywane metodą wyciskania współbieżnego ze wstępniaków odlewanych.

Na podstawie wytycznych umieszczonych w literaturze specjalistycznej, np.: [54, 139, 141], zaprojektowano i wykonano (ze stali konstrukcyjnej 55) matrycę do wyciskania próbek z ołowiu. Kształt oraz wymiary tego narzędzia przedstawiono na rys. 5.7.

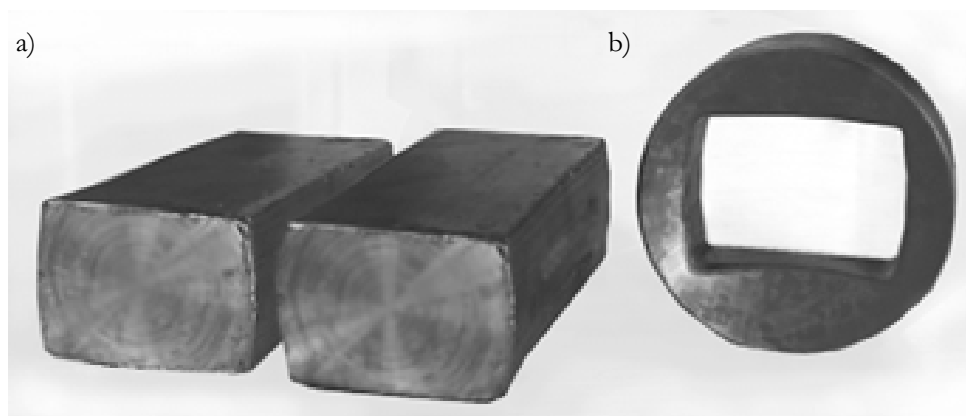
Natomiast, przykładową przedkuwkę (wykonaną metodą wyciskania) wraz z fotografią matrycy umieszczono na rys. 5.8. Zaletą zastosowanej technologii wykonywania próbek jest zapewnienie uzyskiwania przedkuwek o



Rys. 5.6. Przyrząd kuźniczy: ścianka oporowa



Rys. 5.7. Wymiary matrycy użytej do wyciskania próbek z ołowiu Pb1



Rys. 5.8. Próbkę z ołowiu wykonane metodą wyciskania (a) oraz narzędzie (b) użyte do przygotowania próbek

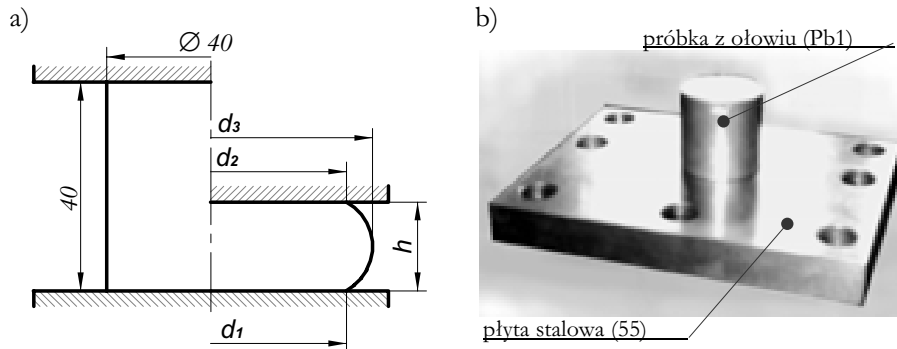
powtarzalnym kształcie i wymiarach. Ponadto, metoda ta powoduje, że materiał zostaje wstępnie przerobiony plastycznie.

5.3. Wyniki badań doświadczalnych

5.3.1. Określenie warunków tarcia na powierzchni kontaktu odkuwki z narzędziem

W badaniach pomocniczych, dotyczących określenia warunków tarcia dla zaprojektowanych narzędzi, zastosowano metodę „inverse” [27 – 29, 100]. Część eksperymentalną wykonano w warunkach laboratoryjnych na prasie hydraulicznej ZD-100. Próbkę walcową o wymiarach $\varnothing 40 \times 40$ mm, wykonaną z ołowiu w gatunku Pb1, spęczano do około połowy wysokości pomiędzy dwoma płytami (tj. ściankami oporowymi przyrządu kuźniczego – rys. 5.6 i rys. 5.9). Badania wykonano dla powierzchni poddanych uprzedniej obróbce szlifowania, dla których chropowatość powierzchni wynosi ok. $R_a = 0,63 \mu\text{m}$.

Próbki po spęczeniu przybierały kształt wypukły. Wymiary średnic spęczek przy kowadłach i w środku ich wysokości zdeterminowane były przez warunki tarcia panujące na granicy styku materiał – narzędzie. Uśrednione wyniki pomiarów (zgodnie z rys. 5.9), z trzech prób, zestawiono w tabeli 5.2.



Rys. 5.9. Próba spęczania próbki walcowej: a) schemat, b) fotografia przedstawiająca próbkę z ołowiu wraz z płytą stalową (dolną); opis w tekście

Kolejnym etapem badań było przeprowadzenie symulacji MES procesu spęczania próbek walcowych. Dane materiałowe ołowiu Pb1 ustalono na podstawie wcześniej wykonanych badań plastometrycznych (tabela 4.1 oraz rys. 4.1). Narzędzia zamodelowano jako powierzchnie sztywne, a wymagane dane dla stali 55 pobrano z bazy danych zamieszczonej w programie „MSC.SuperForm 2002” [72, 73].

Symulację spęczania próbek walcowych wykonano przyjmując osiowo-symetryczny stan odkształcenia. Ponadto, w obliczeniach uwzględniono trzy modele tarcia. Pierwszym z nich jest model tarcia stałego (4.1), natomiast pozostałe dwa to zmodyfikowany model tarcia stałego, wyrażony wzorem (4.6) oraz zmodyfikowany model Culomba (5.1), który można opisać następującą zależnością [27 – 29, 72, 80, 81, 100, 142]:

$$\tau \leq -\mu \cdot \sigma_n \cdot \frac{2}{\pi} \cdot \arctg\left(\frac{v_r}{a}\right) \cdot \frac{v_r}{|v_r|}, \quad (5.1)$$

gdzie: τ – naprężenie styczne, μ – współczynnik tarcia, v_r – względna prędkość poślizgu, σ_n – naprężenie normalne, a – współczynnik dobierany arbitralnie (w obliczeniach przyjęto $a = 0,012$, zgodnie z zaleceniem autora opracowań [27 – 29]).

Stosując opisane modele tarcia przeprowadzono szereg symulacji MES, zmieniając wartości czynnika tarcia m i współczynnika tarcia μ w taki sposób,

aby uzyskać najlepszą zbieżność pomiędzy wymiarami teoretycznymi i doświadczalnymi spęczanych próbek. Za optymalną wartość parametru m lub μ przyjmowano tą, która zapewnia najmniejszą wartość funkcji celu Φ_d , określającej odchylenie wartości teoretycznych od doświadczalnych, wyrażoną następującą zależnością [27 – 29, 100]:

$$\Phi_d = \frac{1}{3} \sum_{i=1}^3 \frac{|d_i^d - d_i^t|}{d_i^d}, \quad (5.2)$$

gdzie: i – indeks określający średnicę próbki zgodnie z rys. 5.9, d^d – średnice próbek zmierzone w doświadczeniu, d^t – średnice próbek uzyskane z obliczeń metodą elementów skończonych.

Uzyskane wyniki badań (obliczone i zmierzone średnice próbek oraz wartości funkcji Φ_d) dla optymalnych wartości parametrów m i μ zestawiono w tabeli 5.2. Ostatecznie uzyskano, dla badanej pary trącej, następujące wartości parametrów tarcia: $m = 0,50$ oraz $\mu = 0,26$. Należy zaznaczyć, że opisane badania warunków tarcia dotyczą powierzchni kontaktu pomiędzy odkuwką a ścianką boczną przyrządu. Przyjęta konstrukcja narzędzi wymaga, aby ta powierzchnia styku była jak najbardziej gładka. Natomiast, na powierzchniach roboczych wykroju matrycującego, zgodnie z przyjętym modelem tarcia, wartość czynnika tarcia powinna być bliska jedności (wartości maksymalnej). Według literatury specjalistycznej [28, 80, 81], poruszającej problematykę modelowania fizykalnego procesów walcowania poprzeczno-klinowego, jednym ze sposobów zwiększenia tarcia na powierzchniach narzędzi jest wykonanie specjalnych nacięć technologicznych, bądź zastosowanie odpowiednio dużego stopnia chropowatości. Ostatecznie zdecydowano, że wykrój roboczy w matrycach (przyrządu kuźniczego – rys. 5.2) jest wykonany poprzez frezowanie, w wyniku którego uzyskiwana jest chropowatość powierzchni o wartości $R_a = 5 \mu\text{m}$. Takie rozwiązanie techniczne powoduje zwiększenie tarcia (panującego na tych powierzchniach). Przedstawione w dalszej części niniejszej pracy wyniki eksperymentalnych prób kucia w opracowanym przyrządzie kuźniczym potwierdzą zasadność przyjęcia takiego rozwiązania konstrukcyjnego.

Tabela 5.2.

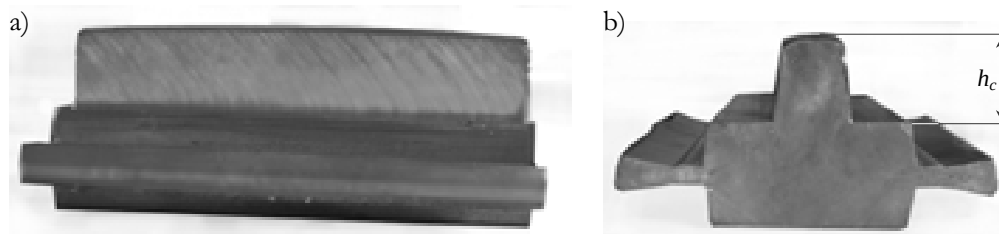
Doświadczalne i teoretyczne wymiary próbek po spęczaniu przy optymalnych wartościach czynnika tarcia m i współczynnika tarcia μ

Model tarcia		d_1^d	d_1^t	d_2^d	d_2^t	d_3^d	d_3^t	h	Φ_d
		[mm]							
(4.1)	$m = 0,50$	55,0	55,187	54,4	54,849	62,5	62,195	17,7	0,005511
(4.6)			55,188		54,847		62,198		0,005185
(5.1)	$\mu = 0,26$		55,204		54,877		62,165		0,005642

5.3.2. Weryfikacja modeli teoretycznych

Głównym celem przeprowadzonych badań doświadczalnych było zweryfikowanie poprawności przyjętego modelu kucia matrycowego (w szczególności zastosowanego w autorskiej metodzie SLFET). Ponadto, uzyskane wyniki eksperymentalne (przy zastosowaniu różnych typów rowka na wypływkę) stanowią cenną informację uzupełniającą porównanie modelu SLFET z modelem MES, które przedstawiono w rozdziale 4.

Przykładowy kształt odkuwki rzeczywistej (z wypływką w kształcie litery V, po przebyciu przez matrycę górną około 83% zadanej drogi) przedstawiono na rys. 5.10. Szczególną uwagę należy zwrócić na kształt powierzchni swobodnej czopa. Linia zarysu tej powierzchni (zarówno w płaszczyźnie wzdłużnej – rys. 5.10a – jak i poprzecznej – rys. 5.10b) charakteryzuje się stosunkowo małą krzywizną. Różnice pomiędzy maksymalną a minimalną wysokością czopa h_c , w większości przypadków, nie przekraczały 2,5 mm (przy przeciętnych wartościach h_c równych ok. 22 mm). Dodatkowo oznacza to, że kształt uzyskiwa-



Rys. 5.10. Rzeczywisty kształt odkuwki: a) widok boczny (w płaszczyźnie wzdłużnej), b) widok od czoła (w płaszczyźnie poprzecznej); h_c – mierzona wysokość czopa

nych odkuwek w pełni potwierdza założenie, że w jej przekroju poprzecznym (w centralnej części odkuwki) panuje stan odkształcenia zbliżony do płaskiego. Również wyniki te potwierdzają słuszność zróżnicowania warunków tarcia dla dwóch kluczowych grup powierzchni kontaktu narzędzi z materiałem kształtowanym (tj. ścianek bocznych – rys. 5.6 – oraz wykroju roboczego).

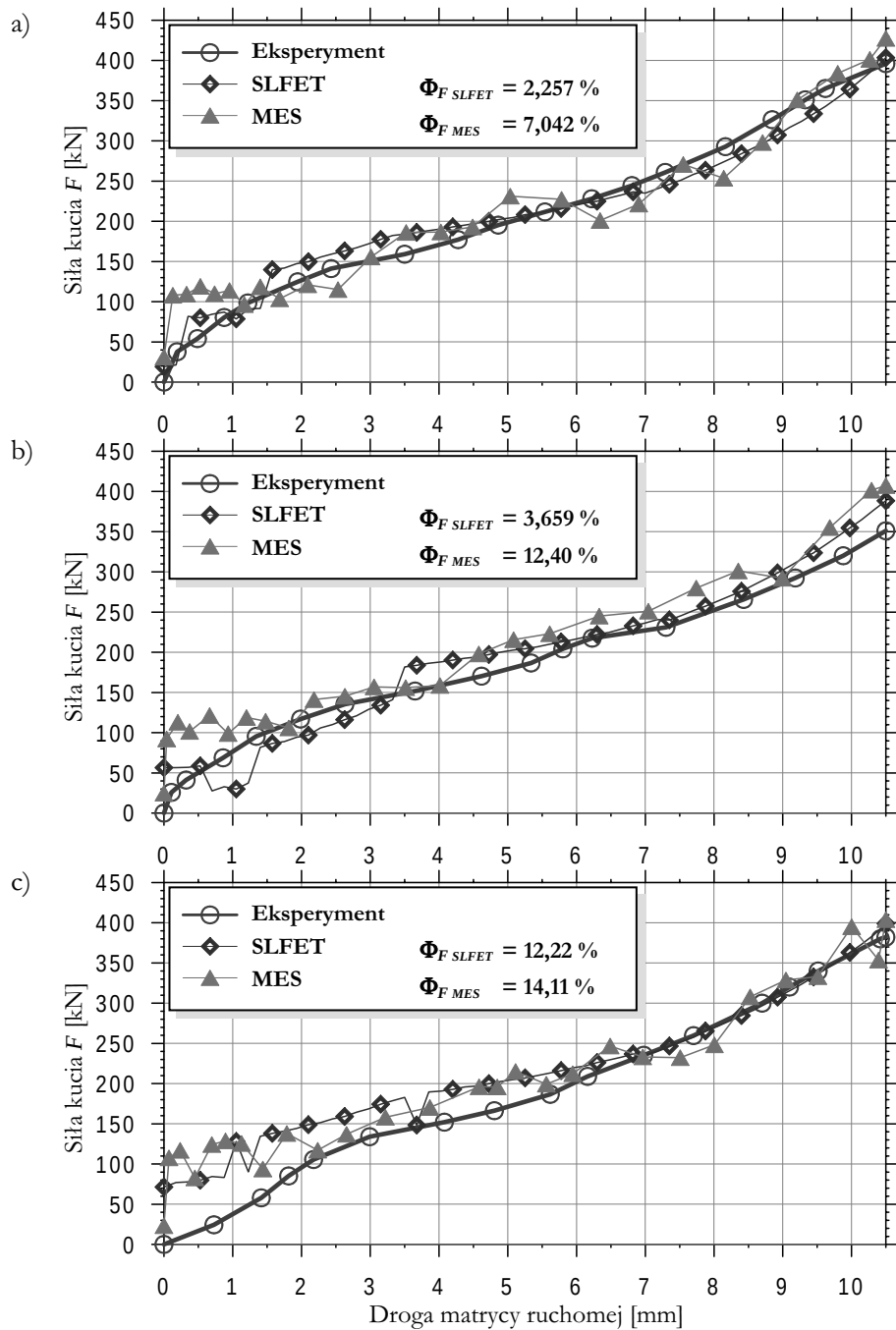
Szczegółowe porównanie wysokości czopa h_c , zmierzonych w eksperymencie (będących wartościami średnimi z trzech prób – przy użyciu matryc wyszczególnionych w tabeli 5.1), z wartościami obliczonymi MES oraz metodą SLFET, zestawiono w tabeli 5.3. Jak można zauważyć, wyniki uzyskane w analizie procesu kucia zarówno metodą autorską jak i MES, bardzo dobrze odzwierciedlają rezultaty przeprowadzonych doświadczeń. W przypadku symulacji w programie **ForgeSLF**, różnice procentowe pomiędzy obliczonym h_c a zmierzonymi są mniejsze od 4 %.

Tabela 5.3.

Porównanie maksymalnych wysokości czopa h_c (według rys. 5.10b) zmierzonych w eksperymencie i obliczonych różnymi metodami numerycznymi oraz ich różnic procentowych Δ

Metoda analityczno-doświadczalna	Wysokość czopa h_c [mm]				
	$\Delta = \frac{h_{cMES/SLFET} - h_{cEksp.}}{h_{cEksp.}} \cdot 100\%$				
	Zestaw narzędzi – wg tabeli 5.1.				
	1	2	3	4	5
Eksperyment	21,56	20,12	20,06	21,54	21,46
	–	–	–	–	–
MES <i>Model materiałowy – (4.4)</i> <i>Czynnik tarcia $m = 1,00$</i>	22,14	21,79	21,27	22,15	22,02
	1,9 %	8,3 %	6,0 %	2,8 %	2,6 %
SLFET	20,72	20,28	19,75	20,76	20,61
	-3,9 %	0,8 %	-1,5 %	-3,6 %	-3,9 %

Weryfikacja doświadczalna opracowanych modeli numerycznych obejmowała również porównanie uzyskanych rozkładów sił kształtowania.



Rys. 5.11. Porównanie rozkładu siły kucia F , zmierzonej oraz obliczonej metodą SLFET i MES, przy zastosowaniu rowka z mostkiem: a) tradycyjnym (zestaw 1 wg tabeli 5.1); b) klinowym ($\theta = 8^\circ$ – zestaw 3); c) w kształcie litery V ($\theta = 8^\circ$ – zestaw 5); Φ_F - funkcja zastępcza wyrażająca różnicę pomiędzy wynikami teoretycznymi i doświadczalnymi

Zmierzone (w eksperymencie) oraz obliczone (metodą SLFET i MES) siły kucia F , dla wybranych trzech zestawów narzędzi (tj. zestawu nr 1, 3 i 5 – wg tabeli 5.1), zestawiono na rys. 5.11. Do ilościowej oceny różnic pomiędzy nimi (w odniesieniu do wyników doświadczalnych) zastosowano funkcję zastępczą Φ_F , którą wyrażono w podobny sposób jak w przypadku zależności (4.8), mianowicie:

$$\Phi_{F_{MES/SLFET}} = \frac{1}{i_n} \cdot \sum_{i=1}^{i_n} \frac{|F_{MES/SLFET}(i) - F_{Eksper.}(i)|^2}{F_{Eksper.}^2(i)} \cdot 100\%, \quad (5.3)$$

gdzie: F – siła kucia; indeks dolny „MES” lub „SLFET” odnosi się do wartości siły F (w rozpatrywanym punkcie obliczeniowym i) wyznaczonej metodą elementów skończonych lub metodą autorską, natomiast indeks „Eksper.” odnosi się do wartości F zmierzonej w doświadczeniu; i_n – ilość punktów obliczeniowych.

W zależności od rodzaju zastosowanego kształtu rowka na wypływkę, różnice pomiędzy poszczególnymi rozkładami sił (względem uzyskanego doświadczenie) nie są większe od 14 %. Na szczególną uwagę zasługują siły obliczone metodą autorską. Otóż, w końcowym etapie procesu kucia, różnice procentowe pomiędzy wartościami obliczonymi i zmierzonymi są bardzo małe – na poziomie 2 %. Szczegółowe zestawienie maksymalnych (końcowych) wartości sił kształtowania (również uwzględniając pozostałe zestawy narzędzi) umieszczono w tabeli 5.4.

Wyliczone różnice względne (w ujęciu procentowym), pomiędzy wartościami sił obliczonymi oraz zmierzonymi, w większości rozpatrywanych przypadków, są mniejsze od 5%. Oznacza to, że zarówno metoda SLFET jak i MES, pozwalają uzyskać wyniki będące w dobrej zgodności (ilościowej i jakościowej) z rezultatami doświadczalnymi. Również, potwierdza to poprawność opracowania modelu procesu kucia, jak i autorskiej metody sekwencyjnej analizy kucia matrycowego. Ponadto, uzyskane wyniki weryfikacji doświadczalnej są zgodne z stwierdzeniami Richmonda [17, 91], dotyczącymi możliwości zastosowania metody linii poślizgu oraz modelu materiału idealnie plastycznego do analizy objętościowych procesów obróbki plastycznej.

Tabela 5.4.

Porównanie maksymalnych wartości siły kucia F , zmierzonych w eksperymencie oraz obliczonych różnymi metodami numerycznymi, oraz ich różnic procentowych

Metoda analityczno-doświadczalna	Siła kształtowania F [kN]				
	$\Delta = \frac{F_{MES/SLFET} - F_{Eksp.}}{F_{Eksp.}} \cdot 100\%$				
	Zestaw narzędzi – wg tabeli 5.1.				
	1	2	3	4	5
Eksperyment	396,0	378,0	352,0	385,0	382,0
	–	–	–	–	–
MES <i>Model materiałowy – (4.4)</i> <i>Czynnik tarcia $m = 1,00$</i>	410,0	370,1	399,6	390,5	384,5
	3,53 %	-2,09 %	13,52 %	1,42 %	0,55 %
SLFET	403,4	395,9	388,4	392,9	391,8
	1,87 %	4,73 %	10,34 %	2,05 %	2,56 %

Jednocześnie należy zaznaczyć (biorąc pod uwagę wyniki porównań metody autorskiej z MES – przedstawione w rozdziale 4), że opracowana przez autorów metoda SLFET jest metodą, która umożliwia wykonanie dużej ilości obliczeń w stosunkowo krótkim czasie. Oznacza to, że omawiana technika sekwencyjnej analizy procesu kucia jest w stanie w pełni wywiązać się z jednego (i zarazem najważniejszego) ze sformułowanych celów w niniejszej pracy – tj. analizy wpływu parametrów geometrycznych rowka wypływką na wartość siły kucia oraz stopień wypełnienia metalem wykroju matrycującego.

6. Analiza wyników obliczeń

W niniejszym rozdziale zostaną omówione rezultaty przeprowadzonych prac badawczych, dotyczących określenia wpływu wybranych parametrów rowka wypływkki na wypełnienie wykroju w procesie kucia matrycowego. Niektóre wyniki, podane poniżej, zostały już opublikowane wstępnie w opracowaniach [95, 99, 101, 102, 105 – 110].

6.1. Wpływ podstawowych parametrów geometrycznych rowka wypływkki na przebieg kucia matrycowego

Do analizy procesu kucia (bazując na modelu, który opisano w rozdziale 3), pod kątem wpływu parametrów geometrycznych rowka wypływkki na stopień wypełnienia wykroju roboczego (tj. wysokości wyciśniętego czopa h_c) oraz na siłę kształtowania F , zastosowano autorski program **ForgeSLF**. Wartość maksymalną wysokości czopa h_c , na jaką zostanie on wyciśnięty (przy ustalonych wymiarach wykroju matrycującego oraz mostka rowka na wypływkę), określano na podstawie wykonanych symulacji SLFET. Natomiast wartość siły kucia F obliczano tradycyjną metodą linii poślizgu i charakterystyk (również przy użyciu aplikacji **ForgeSLF**). Przy czym, aby wyeliminować wpływ wysokości czopa na końcową wartość siły kucia, obliczenia przeprowadzono przyjmując stałą jego wysokość (tj. $h_c = 20$ mm). Pozostałe wymiary wykroju roboczego były zgodnie z rys. 5.3 ÷ 5.6 oraz z wcześniej przedstawionymi (w rozdziałach 3 ÷ 5) przykładami obliczeń metodą autorską.

W celu określenia, który z rozpatrywanych rowków wypływki (oraz przy jakich jego wymiarach geometrycznych) zapewni realizację procesu kształtowania w jak najlepszych warunkach, przeprowadzono szereg obliczeń optymalizacyjnych. Przyjęto w nich, że optymalne warunki w procesie kształtowania występują wtedy, gdy uzyskuje się odkuwkę z czopem o największej z możliwych wysokości h_c , przy jednoczesnym zminimalizowaniu wymaganej siły kucia F . Z kolei, do określenia (w sposób ilościowy) poziomu optymalności procesu kucia, zastosowano zastępcze kryterium jakości Γ , które opisano za pomocą następującej funkcji [95, 101, 102, 105 – 109]:

$$\Gamma = \min \left\{ \frac{F - F_{\min}}{F_{\max} - F_{\min}} + \frac{h_{c\max} - h_c}{h_{c\max} - h_{c\min}} \right\}, \quad (6.1)$$

gdzie: F , h_c – są danymi uzyskanymi z wcześniej wykonanych symulacji, dla określonego zakresu zmiennych decyzyjnych, którymi są wymiary rowka wypływki. Indeksy dolne „*min*” i „*max*” oznaczają odpowiednio minimalną i maksymalną wartość zmiennej (w rozpatrywanym zakresie obliczeń). Wartość najmniejsza funkcji Γ odpowiada takim parametrom geometrycznym rowka wypływki, które zapewniają optymalne warunki kucia (ze względu na siłę F i wysokość h_c).

6.1.1. Rowek tradycyjny

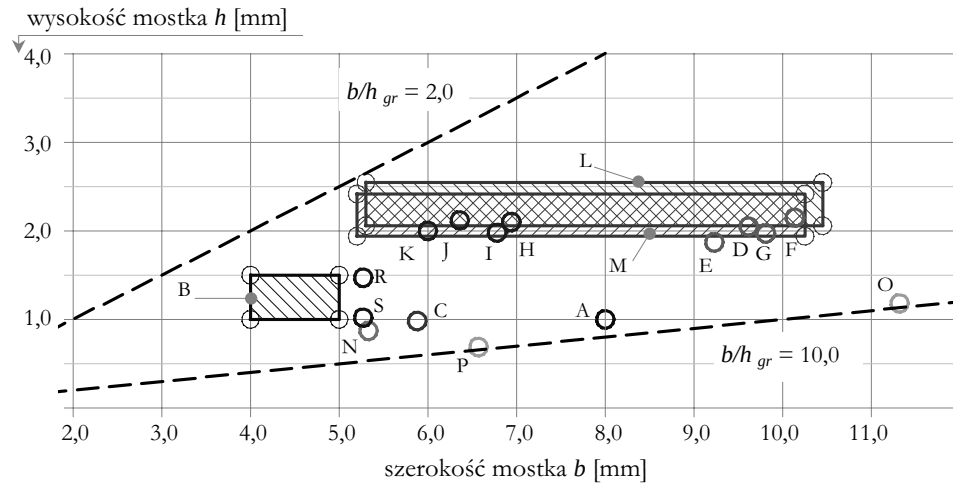
Przeprowadzony przegląd literatury specjalistycznej (rozdział 2 niniejszej rozprawy) wykazał istnienie wielu reguł projektowych, które pozwalają obliczyć wymagane wymiary mostka w tradycyjnym rowku wypływki (rys. 2.4). Mimo, że większość z tych zaleceń zostało opracowanych jeszcze na początku drugiej połowy XX wieku, to nadal są one stosowane w warunkach przemysłowych. Przykładem mogą być reguły podane przez Rebelskiego oraz Šapošnikova, które w formie zaleceń branżowych [52, 53] są powszechnie stosowane w kuźniach polskich [36, 41 – 43, 50, 51, 101, 106]. Przy tak wielu zaleceniach projektowych nasuwa się pytanie: Które z istniejących reguł pozwalają na zaprojektowanie procesu kucia matrycowego optymalnego ze względu na siłę kształtowania oraz wypełnianie wykroju matrycującego przez metal?

Przedstawione poniżej wyniki są próbą odpowiedzi na tak postawione pytanie. Zakres analizowanych zmiennych (wymiarów mostka b i h – rys. 2.4) ustalono na podstawie obliczeń wykonanych według reguł projektowych wyszczególnionych w rozdziale 2 – tj. zależności (2.6) ÷ (2.38) oraz informacji zamieszczonych w tabelach 2.4 ÷ 2.8. Kalkulacje te, wykonano zarówno dla oduwki z ołowiu jak i ze stali, a potrzebne dane materiałowe pobrano odpowiednio z tabeli 4.1 oraz tabeli 4.2. Uzyskane w ten sposób wymiary mostka b i h zestawiono w tabeli 6.1. Poszczególne zestawy wartości (obliczonych według odpowiednich reguł projektowych) oznaczono kolejnymi literami alfabetu od **A** do **S**.

Tabela 6.1.

Zestawy wymiarów mostków obliczonych według dostępnych reguł projektowych dla procesu kucia matrycowego opisanego w rozdziałach 3, 4, i 5 (wymiały wykroju matrycującego oraz wsadu są zgodne z danymi umieszczonymi na rys. 5.2 ÷ 5.6)

	Autor reguły	<i>b</i> [mm]	<i>h</i> [mm]	<i>b/h</i>	Uwagi	
A	Bruchanov i Rebelski	8,00	1,00	8,00		
B	Šapošnikov	4,00÷5,00	1,00÷1,50	2,67÷5,00	wg INOP-Z/135-06-78	
C	Haller	5,88	0,89	6,00		
D	Teterin i Tarnovski	9,62	2,05	4,69	ołów	
E		9,23	1,87	4,93	stal	
F		10,14	2,15	4,72	ołów	wg Sleeckx’a i in.
G		9,81	1,97	4,98	stal	
H	Neuberger i Mockel	6,94	2,10	3,30	ołów	
I		6,78	1,98	3,42	stal	
J		6,36	2,12	3,00	ołów	wg Sleeckx’a i in.
K		6,00	2,00	3,00	stal	
L	Wolf	5,30÷10,45	2,04÷2,53	2,10÷5,12	ołów	
M		5,20÷10,25	1,92÷2,40	2,17÷5,34	stal	
N	Vierегge	5,33	0,87	6,13		
O	Voighlander	11,32	1,18	9,60		
P	Doege i Awiszus	6,57	0,69	9,53		
R	Tichkiewitch	5,27	1,47	3,57		
S		5,27	1,02	5,16	wg Chamoard’a	

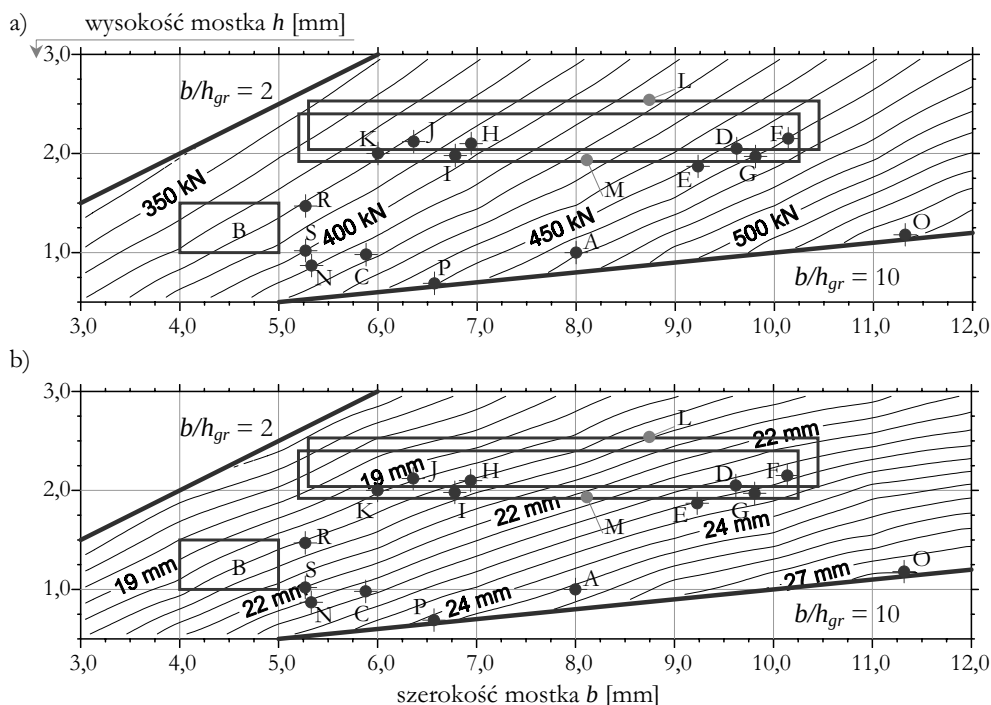


Rys. 6.1. Zakres analizowanych wymiarów mostka b i h (dla rowka tradycyjnego) oraz wymiary obliczonych według reguł projektowych (tabela 6.1); opis w tekście

Z kolei na rys. 6.1 przedstawiono zakres analizowanych zmiennych decyzyjnych (wartości wymiarów mostka b i h) oraz wyszczególniono zestawy wymiarów podanych w tabeli 6.1. Wprowadzone dodatkowo ograniczenie analizowanego zakresu wymiarów rowka tradycyjnego, w postaci warunku $b/h = 2 \div 10$, wynika z faktu, że w praktyce przemysłowej są stosowane rowki, których wymiary spełniają taki właśnie warunek [36, 39, 41 – 43, 45, 47, 51, 65 – 97, 101, 102, 106, 141].

Wyniki symulacji procesu kucia, wykonanych metodą SLFET (w postaci wysokości czopa h_c), wraz z rezultatami obliczeń tradycyjną metodą linii pośliżgu (siła kucia F , przy ustalonej wartości $h_c = 20$ mm) przedstawiono na rys. 6.2. Natomiast obliczony, na podstawie zależności (6.1), rozkład zastępczego kryterium jakości Γ , przedstawiono na kolejnym rys. 6.3. Dodatkowo, na wykresach tych naniesiono punkty i obszary reprezentujące wartości wymiarów mostka, które zestawiono w tabeli 6.1. Z kolei, szczegółowe wartości wyników obliczonych dla wybranych wymiarów mostka zestawiono w tabeli 6.2.

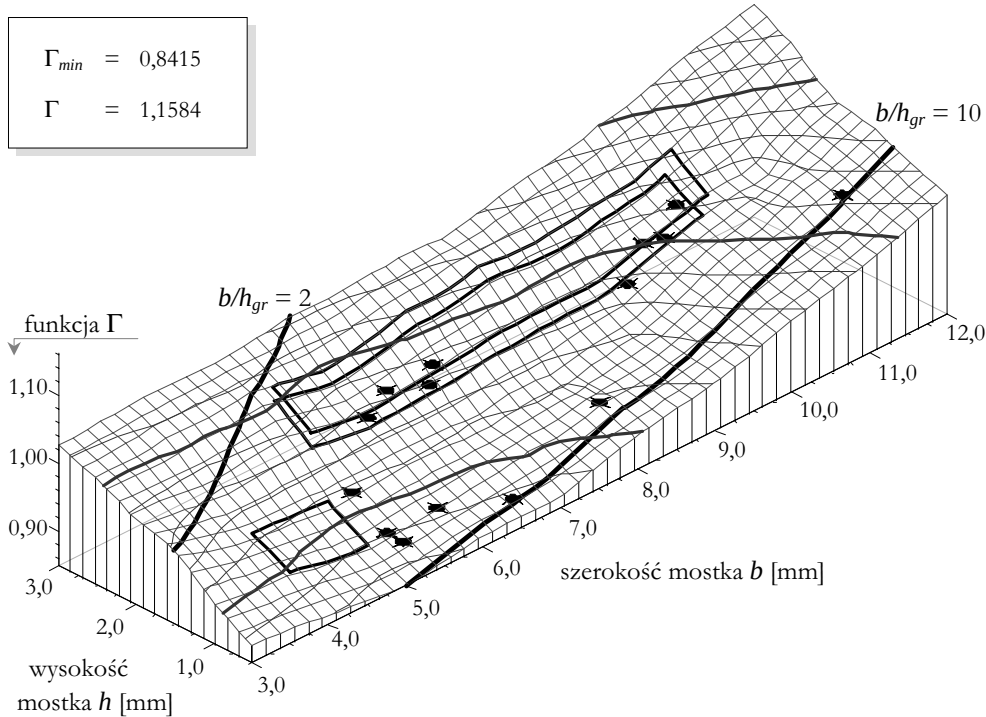
Analizując rozkład funkcji Γ (rys. 6.3) można stwierdzić, że minimum lokalne znajduje się w obszarze określonym przez następujące wymiary mostka: $h = 0,5$ mm oraz $b = 5,0$ mm. Oznacza to, że rowek wpływki, o właśnie takich wymiarach, jest najbardziej optymalny ze względu na siłę kucia oraz stopień wypełnienia wykroju matrycującego. Z kolei, w odniesieniu do reguł pro-



Rys. 6.2. Zależność siły kucia F (a) i wysokości wyciętego czopa h_c (b) od wymiarów mostka (b , h) dla rowka tradycyjnego; opis w tekście

jektowych (przedstawionych w tabeli 6.1), najkorzystniej wypada zalecenie Vieregge'a (oznaczone literą **N**). Dla rowka określonego na podstawie tej reguły uzyskano funkcję $\Gamma = 0,8722$. Korzystnie prezentują się również reguły opracowane przez Doege'a i Awiszusa ($\Gamma = 0,8754$), Tichkiewitch'a (na podstawie aproksymacji zaleceń Chamoard'a – $\Gamma = 0,881$) oraz Hallera ($\Gamma = 0,8852$). Natomiast w przypadku zalecenia Šapošnikova (popularnego w Polsce) proponuje się stosować wymiary mostka, dla którego stosunek b/h jest największy ($\Gamma = 0,8779$).

Jednakże, biorąc pod uwagę pozostałe wyniki (siłę F i wysokość h_c – rys. 6.2), dotyczące rowków, których wymiary określono na podstawie wyżej wymienionych pięciu reguł projektowych, można stwierdzić, że najkorzystniejsze warunki kucia zapewnia rowek zaprojektowany wg zaleceń Doege'a i Awiszusa (punkt **P** na rys. 6.2 oraz rys. 6.3). Mianowicie, pozwala on uzyskać zdecydowanie lepszy stopień wypełnienia wykroju, przy zachowaniu porównywalnego poziomu optymalności w stosunku do pozostałych czterech wymie-



Rys. 6.3. Zależność funkcji Γ od wymiarów mostka (b , h) dla rowka tradycyjnego; naniesione punkty oraz obszary są zgodne z tabelą 6.1 oraz z rys. 6.1 i rys. 6.2

nionych reguł. Jednocześnie, należy podkreślić, że wymiary rowka tradycyjnego obliczane wg zalecenia branżowego [53, 65], pozwalają na uzyskanie równie zadowalających warunków kucia.

Tabela 6.2.

Zestawienie uzyskanych wartości: siły F , wysokości czopa h_c oraz funkcji Γ dla wybranych wymiarów mostka w rowku tradycyjnym (oznaczenia zgodne z tabelą 6.1 oraz z rys. 6.2 i rys. 6.3)

Reguła	F [kN]	h_c [mm]	Γ
A	469,0	24,65	0,9209
B	354,4 ÷ 393,1	18,51 ÷ 21,18	0,9239 ÷ 0,8779
C	416,5	22,33	0,8852
D	453,2	22,78	1,0009
E	451,8	16,49	0,9734
F	460,2	22,85	1,0226

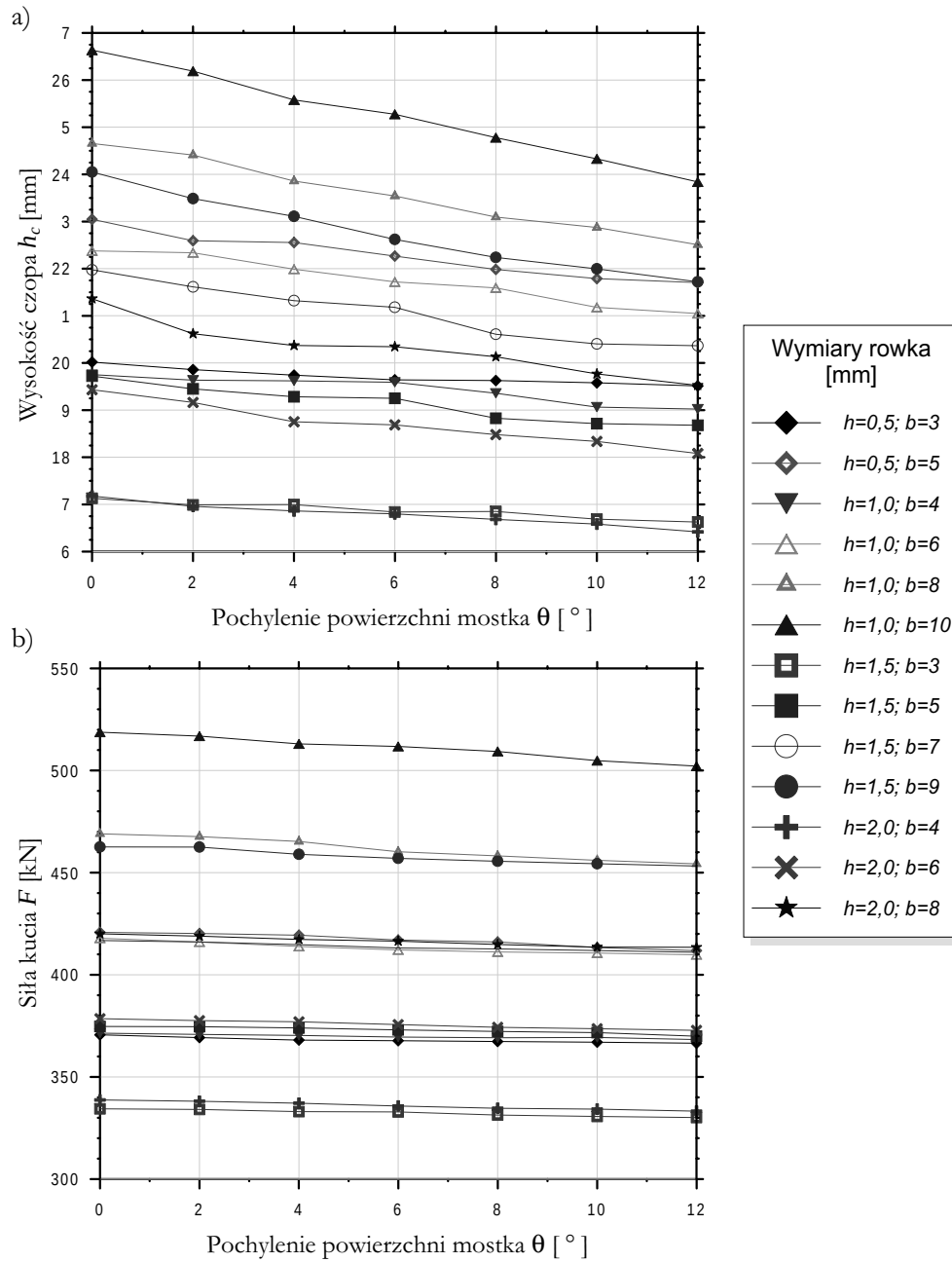
Tabela 6.2. cd			
G	460,4	23,12	1,0052
H	394,9	20,04	0,9721
I	395,5	20,25	0,9578
J	382,0	19,43	0,9655
K	378,5	19,43	0,9514
L	349,8 ÷ 472,8	17,06 ÷ 23,48	1,0089 ÷ 1,0251
M	347,8 ÷ 473,2	17,23 ÷ 23,66	1,0023 ÷ 1,0139
N	409,0	22,09	0,8722
O	538,5	26,97	1,0263
P	450,0	24,17	0,8754
R	381,8	20,08	0,9146
S	400,0	21,49	0,8810

6.1.2. Rowek klinowy

Odmianą rowka tradycyjnego jest rowek o kształcie klinowym (rys. 2.5). Różnica pomiędzy nimi dotyczy górnej powierzchni mostka, która w przypadku rowka drugiego typu, jest nachylona pod pewnym kątem θ (rys. 5.3b).

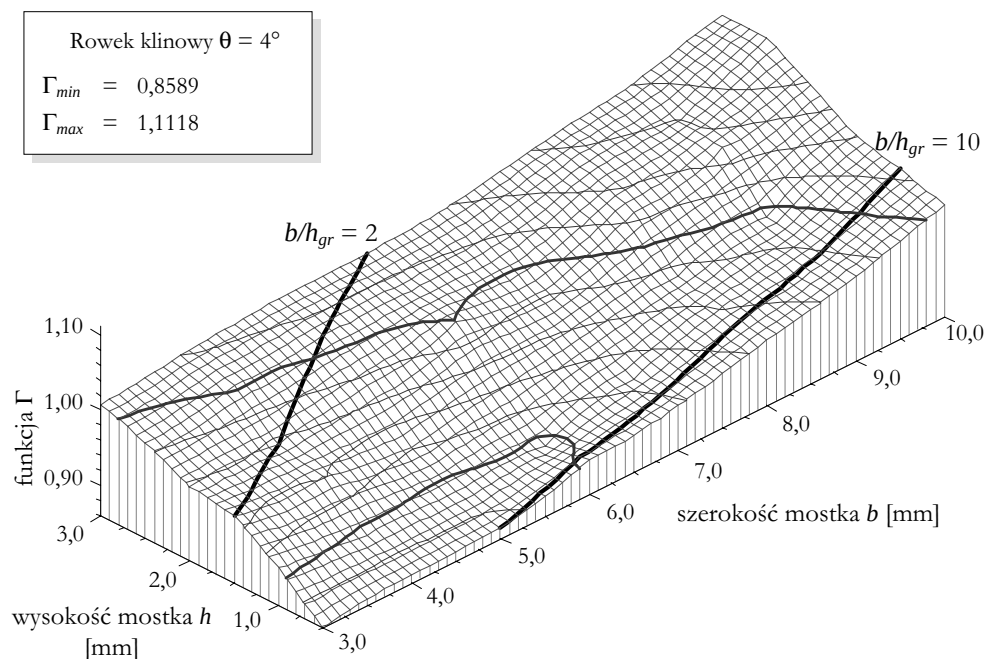
Symulację SLFET procesu kucia, z użyciem rowka klinowego, wykonano dla identycznego (jak w przypadku rowka tradycyjnego) zakresu wartości b i h , natomiast nachylenie jego powierzchni przyjmowano w zakresie $\theta = 0^\circ \div 12^\circ$. Przy czym, rowek klinowy, dla którego wartość kąta nachylenia powierzchni mostka jest równa zero, przyjmuje kształt rowka tradycyjnego.

Wpływ zmiany wartości kąta θ na wartość siły F i wysokości h_c , zaobserwowany dla kilkunastu wybranych zestawów wartości b i h , przedstawiono na rys. 6.4. Analiza wyników uzyskanych z obliczeń wykazała, że wzrost wartości tego parametru powoduje jednocześnie zmniejszenie wymaganej siły kształtowania F oraz wysokości wyciśnięcia czopa h_c . Ponadto zaobserwowano, że względna zmiana wartości wysokości czopa jest większa niż zmiana siły kucia. Na przestrzeni wartości kąta θ równej 12° , zmiana wysokości h_c osiąga poziom 6,5 %. Przy czym, w przypadku rowków o wymiarach, dla których stosunek $b/h > 6$ oraz kąt $\theta = 12^\circ$, wartość h_c zmniejsza się o ponad 10 % (w stosunku do rowka tradycyjnego o tych samych wymiarach b i h). Natomiast, procentowa zmiana wartości siły kucia F nie przekracza 3 % (średnio 1,7 %).

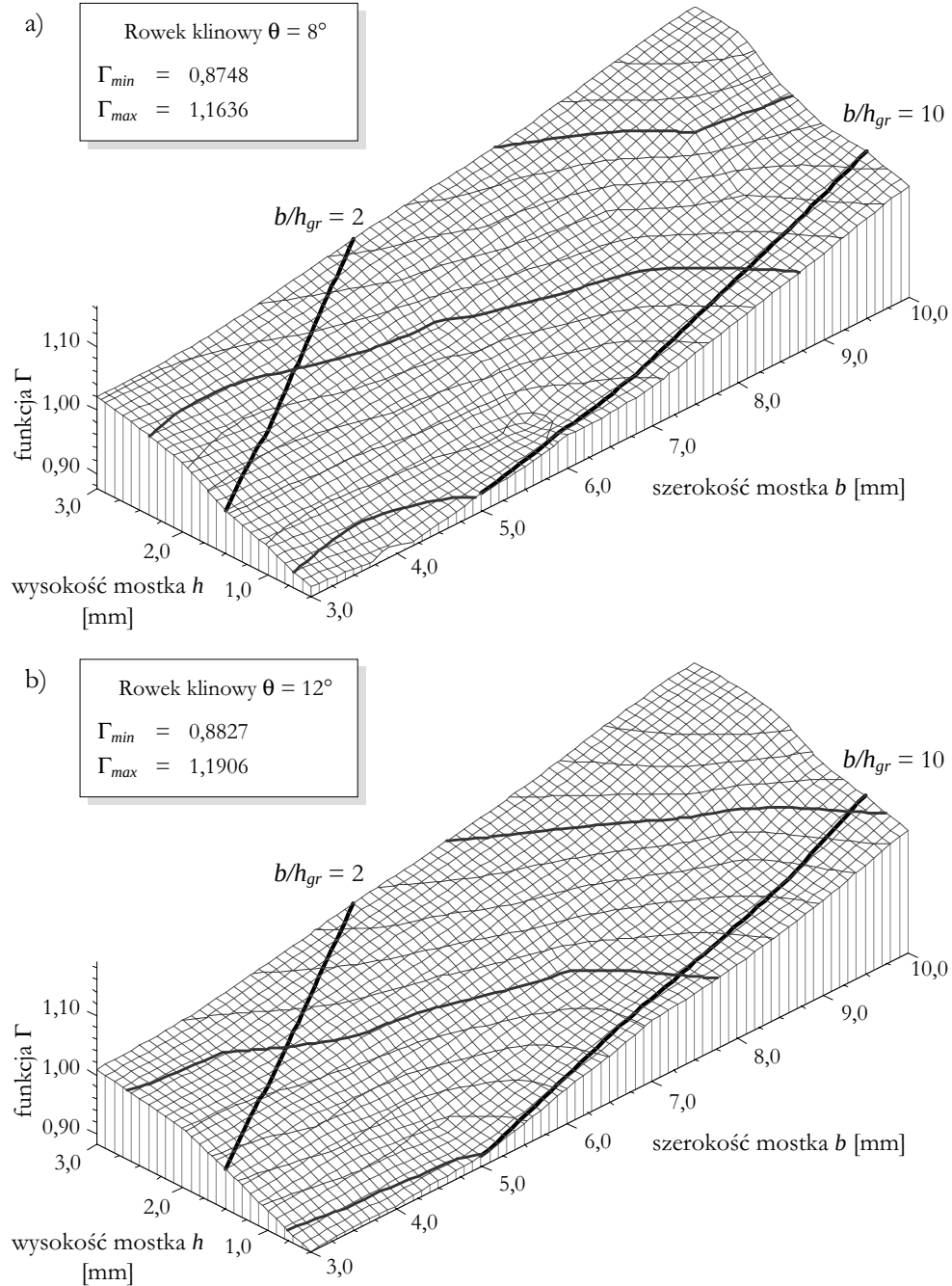


Rys. 6.4. Wpływ zmiany kąta pochylenia powierzchni mostka θ w rowku klinowym na wartość wysokości czopa h_c (a) oraz siły kucia F (b); opis w tekście

Z kolei, na rys. 6.5 oraz rys. 6.6 przedstawiono rozkłady funkcji Γ – obliczonej według zależności (6.1) – dla trzech wybranych rowków klinowych o kącie pochylenia powierzchni mostka θ równym 4° , 8° oraz 12° . Podobnie jak dla rowka tradycyjnego, lokalne minimum znajduje się w obszarze określonym przez wartości szerokości mostka $b < 5$ mm oraz przez jego wysokość $h = 0,5$ mm. Jednakże, minimalna wartość zastępczego kryterium jakości Γ jest większa, niż w przypadku rowka o kształcie tradycyjnym i zwiększa się wraz ze wzrostem wartości kąta θ . Oznacza to, że rowek klinowy zapewnia mniej optymalne warunki kucia niż w przypadku procesu kształtowania, w którym użyto rowek tradycyjny o tych samych wartościach parametrów b i h . Wzrost wartości kąta θ również wpływa negatywnie na warunki realizacji procesu kucia. Co więcej, analiza rozkładów funkcji Γ , przedstawionych na rys. 6.3 (rowek tradycyjny) oraz na rys. 6.5 i rys. 6.6 (rowek klinowy) wykazała, że zmiana (zwiększenie) wartości wysokości mostka h jest mniej korzystna (ze



Rys. 6.5. Zależność funkcji Γ od wymiarów mostka (b , h) dla rowka klinowego o kącie pochylenia powierzchni mostka $\theta = 4^\circ$; opis w tekście



Rys. 6.6. Zależność funkcji Γ od wymiarów mostka (b , h) dla rowków klinowych o kącie pochylenia powierzchni mostka: a) $\theta = 8^\circ$, b) $\theta = 12^\circ$; (opis w tekście)

względu na poziom optymalności procesu kucia), niż taka sama zmiana wartości szerokości mostka b .

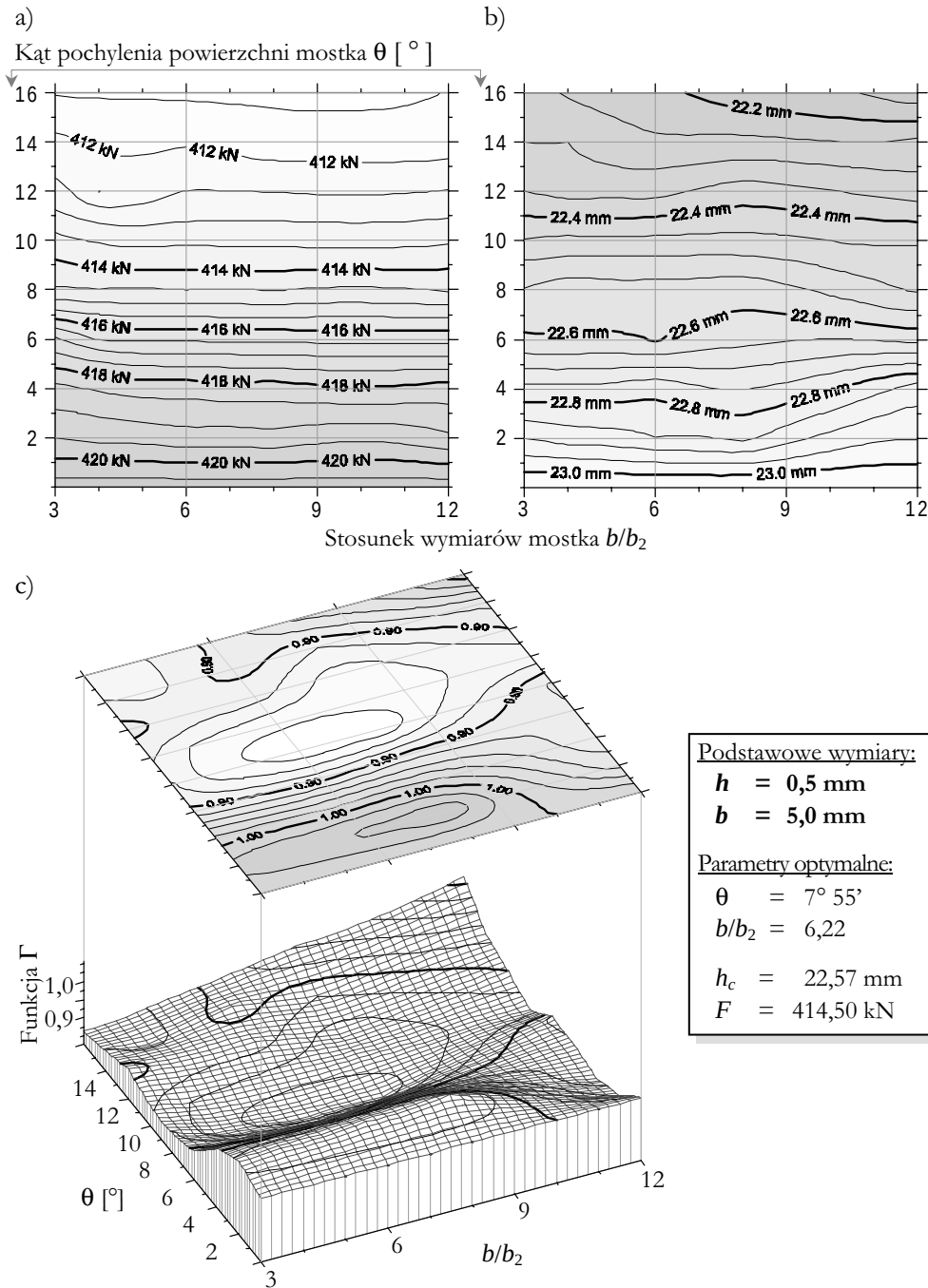
Ostatecznie stwierdzono, że rowek o kształcie klinowym może być jedynie rowkiem pomocniczym – stosować go można wyłącznie na tych fragmentach obwodu płaszczyzny podziału odkuwki, gdzie wypływ materiału na zewnątrz wykroju roboczego jest niewielki. Rozwiązanie takie pozwala jedynie na nieznaczne obniżenie siły kucia. Ponadto, uzyskane wyniki wyjaśniają powód sporadycznego używania w warunkach przemysłowych tego typu rowka wypływkii.

6.1.3. Rowek z mostkiem w kształcie litery V

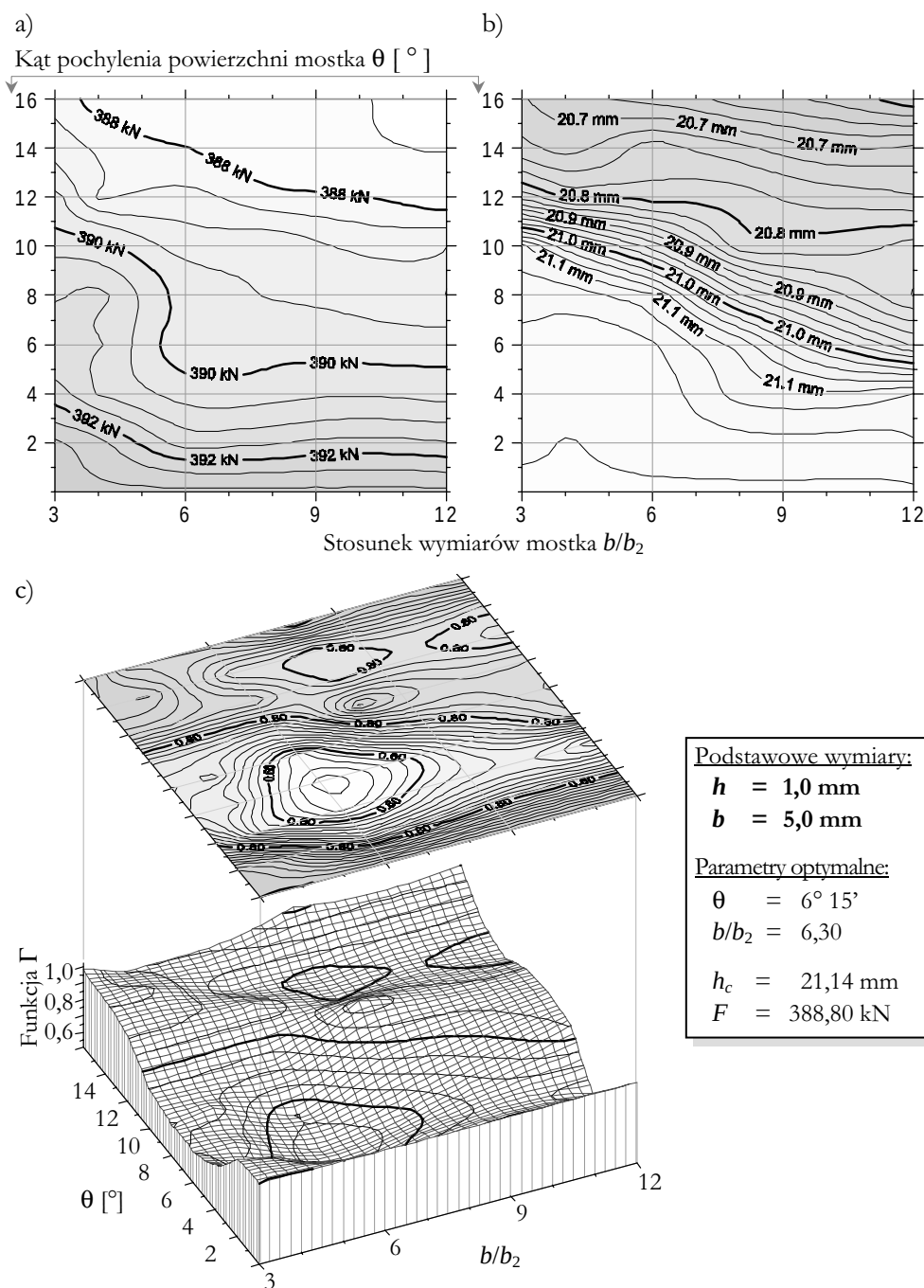
Kolejnym typem rowka wypływkii jest rowek o mostku w kształcie litery V, który przedstawiono na rys. 2.6. Jego kształt determinują dwa niezależne parametry – kąt pochylenia powierzchni mostka θ oraz stosunek szerokości b/b_2 . Ponadto, można wyróżnić dwie odmiany rowka tego typu, mianowicie rowek o mostku symetrycznym (wersja pierwotna, opracowana przez Keife’a i Ståhlberga [57] – rys. 2.6b) oraz rowek o mostku asymetrycznym (zmodyfikowana odmiana zaproponowana przez Patera [76, 83], w której powierzchnia dolna mostka jest płaska – rys. 2.7a).

W celu określenia wpływu wymiarów rowka w kształcie litery V (asymetrycznego) na wartość siły kształtowania oraz na stopień wypełnienia przez materiał wykroju roboczego, wykonano szereg obliczeń przy użyciu programu **ForgeSLF**. Na podstawie analizy uzyskanych wyników symulacji kucia z użyciem rowków tradycyjnego i klinowego, zdecydowano, że w tym przypadku obliczenia wykonane zostaną dla zawężonego zakresu podstawowych wymiarów mostka – tj. $h = 0,5 \div 2,0$ mm oraz $b = 4,0 \div 9,0$ mm. Ponadto, ustalono, że zakres parametrów, determinujących kształt rozpatrywanego rowka, jest następujący: kąt $\theta = 2^\circ \div 16^\circ$ oraz stosunek $b/b_2 = 3 \div 12$.

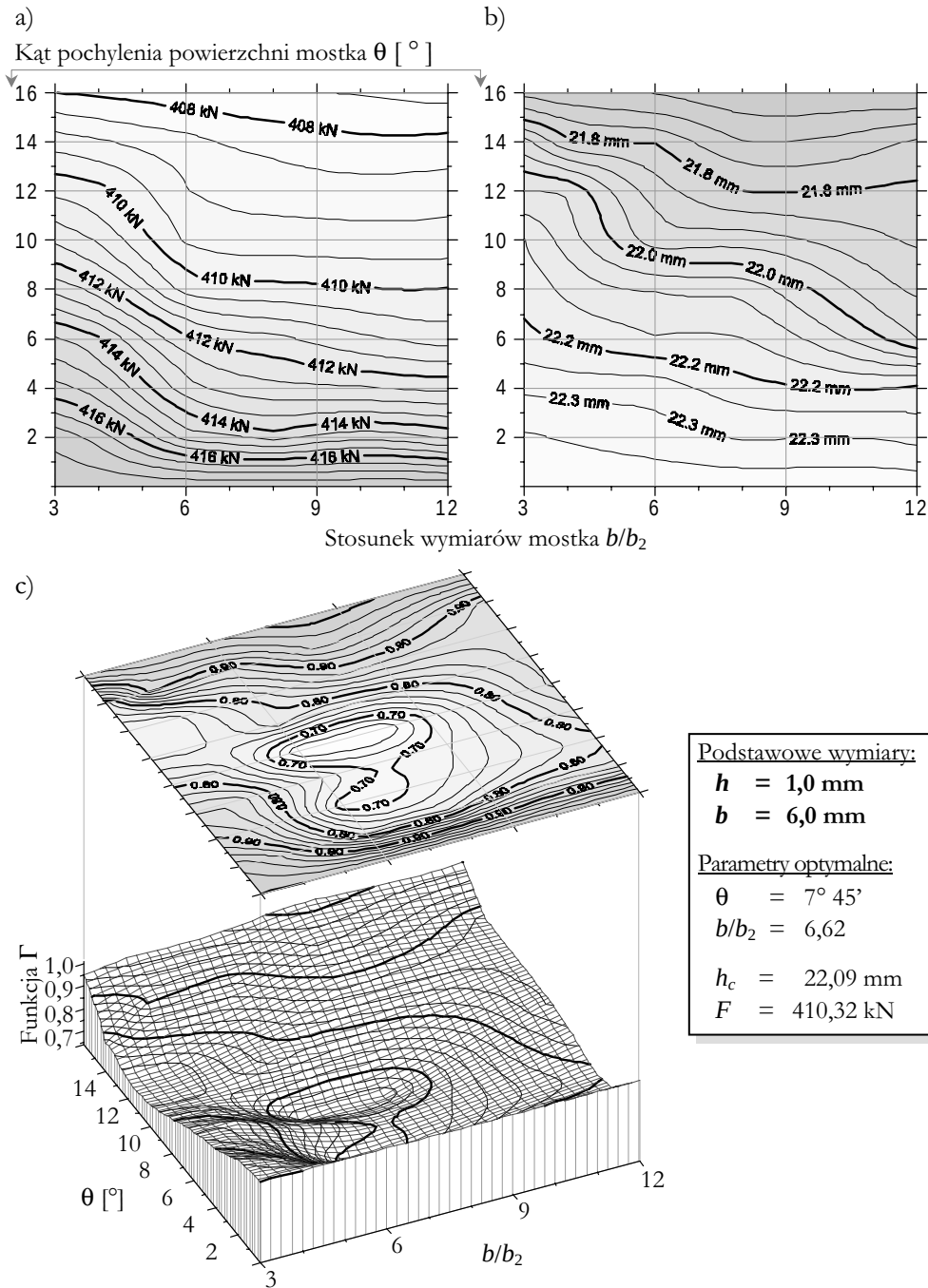
Przykładowe wyniki w postaci zależności siły kucia F oraz wysokości czopa h_c od parametrów geometrycznych rowka (kąta θ i stosunku b/b_2), dla czterech wybranych zestawów wymiarów mostka b i h (spełniających warunek $b/h = 5 \div 10$), przedstawiono na kolejnych rys. 6.7 ÷ 6.10. Umieszczono na nich również rozkłady funkcji Γ , które obliczono według zależności (6.1),



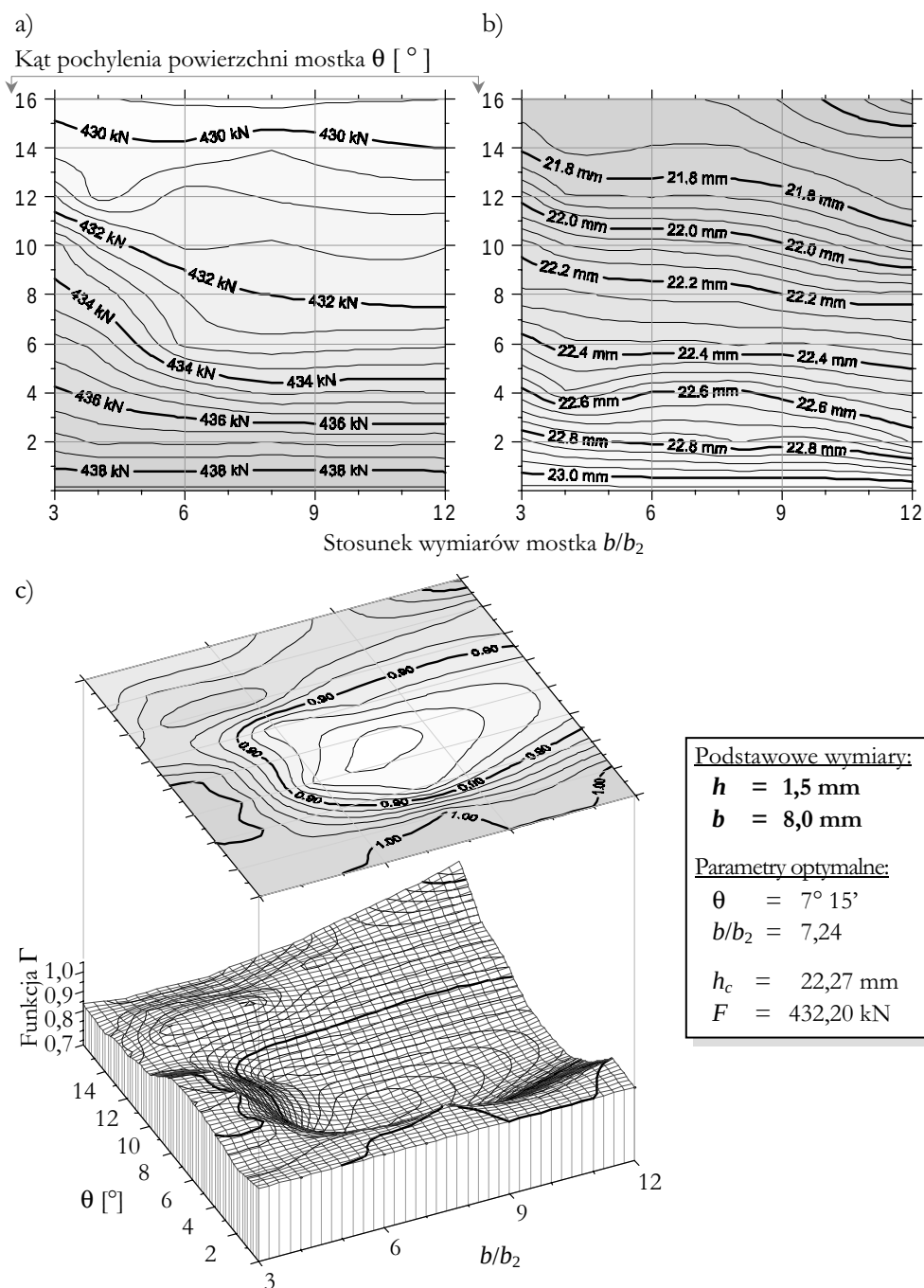
Rys. 6.7. Zależność siły kucia F (a), wysokości wciśniętego czopa h_c (b) oraz funkcji Γ (c) od pochylenia powierzchni mostka θ i stosunku szerokości b/b_2 – dla rowka w kształcie litery V, o wymiarach podstawowych: szerokość $b = 5,0 \text{ mm}$ oraz wysokość $h = 0,5 \text{ mm}$ (wg rys. 2.6a)



Rys. 6.8. Zależność siły kucia F (a), wysokości wyciśniętego czopa h_c (b) oraz funkcji Γ (c) od pochylenia powierzchni mostka θ i stosunku szerokości b/b_2 – dla rowka w kształcie litery V, o wymiarach podstawowych: szerokość $b = 5,0 \text{ mm}$ oraz wysokość $h = 1,0 \text{ mm}$ (wg rys. 2.6a)



Rys. 6.9. Zależność siły kucia F (a), wysokości wyciśniętego czopa h_c (b) oraz funkcji Γ (c) od pochylenia powierzchni mostka θ i stosunku szerokości b/b_2 – dla rowka w kształcie litery V, o wymiarach podstawowych: szerokość $b = 6,0 \text{ mm}$ oraz wysokość $h = 1,0 \text{ mm}$ (wg rys. 2.6a)



Rys. 6.10. Zależność siły kucia F (a), wysokości wyciśniętego czopa h_c (b) oraz funkcji Γ (c) od pochylenia powierzchni mostka θ i stosunku szerokości b/b_2 – dla rowka w kształcie litery V, o wymiarach podstawowych: szerokość $b = 8,0 \text{ mm}$ oraz wysokość $h = 1,5 \text{ mm}$ (wg rys. 2.6a)

przyjmując zakres danych uzyskany dla określonych wymiarów podstawowych b i h . Dodatkowo należy zaznaczyć, że wyniki dotyczące rowka, którego kąt θ jest równy zero, są jednoznaczne z wynikami uzyskanymi dla rowka tradycyjnego. Pozwala to w prosty sposób zobrazować różnice pomiędzy tymi dwoma różnymi typami rowka.

Generalnie, wzrost wartości kąta θ powoduje zarówno obniżenie wartości siły kucia F jak i maksymalnej wysokości czopa h_c . Ich wartość również maleje, gdy zostaje zwiększony stosunek b/b_2 , czyli następuje wydłużenie pierwszej części mostka (o szerokości b_1) kosztem skrócenia strefy o szerokości b_2 (rys. 2.7a). Jednakże, różnice zmiany zarówno siły F jak i wysokości h_c są zdecydowanie większe w przypadku zmiany wartości kąta θ , szczególnie dla większych wartości stosunku b/b_2 . Oznacza to, że im bardziej postać rowka, w kształcie litery V, odbiega od kształtu rowka tradycyjnego, tym wartości siły F i wysokości h_c są mniejsze.

W związku z zaobserwowanymi tendencjami zmian rozpatrywanych wielkości wynikowych, nasuwa się pytanie: Czy istnieją takie parametry geometryczne rowka w kształcie litery V, które pozwolą uzyskać warunki kucia bardziej optymalne niż w przypadku użycia rowka tradycyjnego (o tych samych wymiarach b i h)? Przedstawione rozkłady kryterium jakości Γ (rys. 6.7c ÷ rys. 6.10c), wykazują, że jednak istnieją takie wartości optymalne kąta θ i stosunku b/b_2 . Lokalne minimum funkcji Γ znajduje się w obszarze określonym przez wartość kąta θ większego od zera. Zatem, zastosowanie rowka w kształcie litery V w technologii kucia matrycowego może polepszyć jakość realizacji tego procesu, w stosunku do obecnie używanego w warunkach przemysłowych rowka tradycyjnego.

Zestawienie wyznaczonych optymalnych wartości parametrów rowka, dla całego rozpatrywanego zakresu wymiarów b i h , umieszczono w tabeli 6.3. Kąt pochylenia mostka θ zawarty jest w przedziale od $5,5^\circ$ do $8,5^\circ$. Przy czym, obniżenie wartości optymalnej kąta θ jest powodowane albo przez zwiększenie wysokości mostka h albo przez zmniejszenie całkowitej szerokości b . Natomiast wartości optymalne stosunku szerokości b/b_2 znajdują się w zakresie $6,0 \div 8,0$. W przypadku tego parametru, jego wartość wzrasta, gdy jest zwiększana zarówno wysokość h jak i szerokość b .

Tabela 6.3.

Zestawienie uzyskanych wartości optymalnych stosunku szerokości mostka b/b_2 , kąta pochylenia jego powierzchni θ , siły kucia F oraz wysokości czopa h_c dla rowka w kształcie litery V (o wybranych wartościach szerokości b i wysokości h – wg rys. 2.6a)

		b/b_2			
		θ [°]			
		F [kN]			
		h_c [mm]			
		Wysokość mostka h [mm]			
		0,5	1,0	1,5	2,0
Szerokość mostka b [mm]	4,0	6,10	6,25	6,70	-
		8° 25'	6° 30'	6° 50'	-
		388,83 kN	368,86 kN	353,52 kN	-
		21,25 mm	19,73 mm	18,32 mm	-
	5,0	6,22	6,30	7,08	8,00
		7° 55'	6° 15'	6° 45'	5° 55'
		414,50 kN	388,8 kN	372,68 kN	357,37 kN
		22,57 mm	21,14 mm	19,53 mm	18,13 mm
	6,0	6,46	6,62	8,40	7,88
		8° 10'	7° 45'	6° 15'	5° 40'
		436,78 kN	410,32 kN	392,25 kN	376,68 kN
		23,46 mm	22,09 mm	20,70 mm	19,19 mm
	7,0	6,40	6,94	8,02	6,98
		7° 55'	7° 12'	6° 50'	6° 42'
		464,75 kN	432,55 kN	411,12 kN	395,44 kN
		24,70 mm	22,92 mm	21,44 mm	20,20 mm
	8,0	-	7,30	7,28	7,70
		-	7° 10'	7° 05'	6° 50'
		-	454,82 kN	432,20 kN	415,39 kN
		-	24,03 mm	22,27 mm	20,96 mm
	9,0	-	7,84	7,60	7,96
		-	7° 25'	7° 15'	6° 40'
		-	484,04 kN	452,13 kN	434,68 kN
		-	25,08 mm	22,97 mm	21,49 mm

Na podstawie danych zestawionych w tabeli 6.3. wyznaczono wzory matematyczne, służące do określenia wartości optymalnych parametrów rowka asymetrycznego w kształcie litery V (kąta θ i stosunku b/b_2), w funkcji podsta-

wowych wymiarów mostka b i h . Algorytm poszukiwania postaci wspomnianych zależności matematycznych jest identyczny jak procedura określania równań konstytutywnych, którą zastosowano m.in. w programie „Optymal” [27 – 29]. Polega ona na wybraniu postaci matematycznej poszukiwanych zależności, a następnie dobraniu takich wartości współczynników tych równań, aby uzyskać najmniejszą wartość funkcji celu Φ_θ oraz Φ_{b/b_2} , które zdefiniowano następująco:

$$\Phi_x = \frac{1}{i_n} \sum_{i=1}^{i_n} \frac{|x_1(i) - x_2(i)|^2}{x_2^2(i)} \cdot 100\%, \quad (6.2)$$

gdzie: x – rozpatrywany parametr (kąt θ lub stosunek szerokości b/b_2); i_n – liczba punktów obliczeniowych; indeks dolny „1” dotyczy wartości parametrów obliczonych w oparciu o wybrane równanie matematyczne, natomiast indeks „2” określa wartości parametrów określonych na podstawie danych zestawionych w tabeli 6.3.

W wyniku przeprowadzenia szeregu obliczeń optymalizacyjnych (opartych o metodę systematycznego przeszukiwania [29]) określono zależności (6.3) i (6.4), dla których wartości funkcji celu Φ były najmniejsze i wynosiły odpowiednio: $\Phi_\theta = 0,3133 \%$ oraz $\Phi_{b/b_2} = 0,3185 \%$. Wzory, o których mowa, mają ostatecznie następującą postać:

$$\theta = 8,122 \cdot b^{-0,335} \cdot \exp(0,076 \cdot b) \cdot h^{-0,197} \quad [^\circ], \quad (6.3)$$

$$\frac{b}{b_2} = 4,836 \cdot b^{0,2654} \cdot \exp(-0,0195 \cdot b) \cdot h^{0,1245}, \quad (6.4)$$

gdzie: b , h – szerokość i wysokość mostka w mm (rys. 2.6a). Zależności te są słuszne dla zakresu zmiennych $b = 4,0 \div 9,0$ mm oraz $h = 0,5 \div 2,0$ mm.

Jak już wcześniej wspomniano, inną odmianą wyżej opisanego rowka jest rowek z mostkiem w kształcie symetrycznej litery V (rys. 2.6b). Przeprowadzona analiza porównawcza rowka asymetrycznego z symetrycznym wykazała, że uzyskane wartości wyników obliczeń (wysokość czopa h_c i siła F), w procesie kucia z zastosowaniem tej drugiej odmiany rowka, są mniejsze niż w kuciu z rowkiem asymetrycznym. Procentowe różnice pomiędzy wartościami (względem procesu kształtowania z zastosowaniem rowka asymetrycznego) wynosiły

średnio -1,78 % (dla wysokości h_c) oraz -1,44 % (dla siły F). Oznacza to, że rowek symetryczny zapewnia mniej optymalne warunki kucia (niż rowek asymetryczny), gdyż obniżenie stopnia wypełnienia metalem wykroju matrycującego jest większe niż zmniejszenie wartości siły kształtowania.

Wykonana analiza wyników obliczeń również wykazała, że optymalne parametry geometryczne (kąta θ i stosunku b/b_2) dla rowka symetrycznego są takie same jak dla rowka asymetrycznego. Potwierdzają to wstępne wyniki, które opublikowano w pracach własnych [108, 109]. Ponadto, należy zasygnalizować, że kształt symetryczny mostka (w tego typu rowku wypływk) determinuje większą ilość materiału znajdującego się bezpośrednio w strefie rowka. Ponadto wymusza zastosowanie dodatkowej obróbki mechanicznej mającej na celu ukształtowanie powierzchni mostka w matrycy dolnej, co w porównaniu z rowkiem asymetrycznym, zwiększa koszty przygotowania narzędzi.

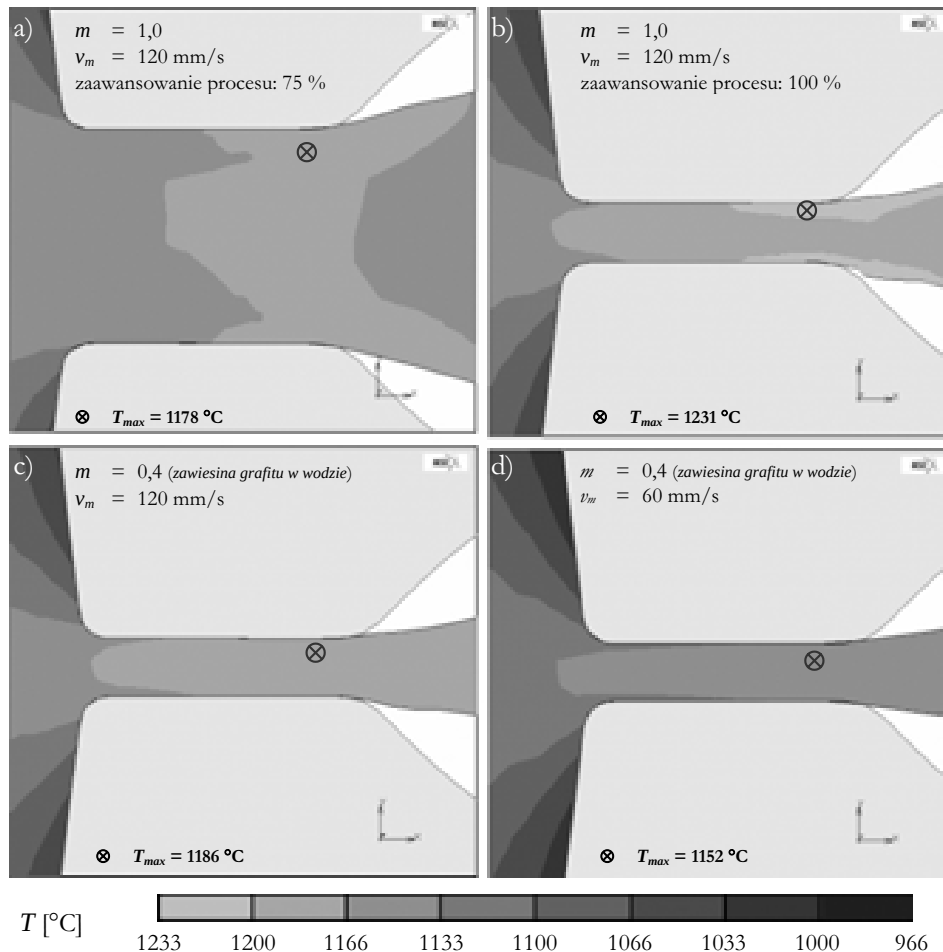
6.2. Wpływ wybranych parametrów geometrycznych i technologicznych na warunki realizacji kucia matrycowego

W niniejszym podrozdziale omówiono wybrane wyniki symulacji termomechanicznych, wykonanych metodą elementów skończonych zgodnie z założeniami, które opisano w rozdziale 4.2. Obliczenia numeryczne przeprowadzono dla procesu kucia matrycowego, w którym zastosowano jedynie rowki wypływk o wymiarach optymalnych (wyznaczonych na podstawie uzyskanych wyników własnych, przedstawionych w poprzednim podrozdziale).

Na podstawie rys. 6.2 oraz tabeli 6.2 zdecydowano, że obliczenia MES wykonane zostały dla rowków (zarówno o kształcie litery V jak i tradycyjnym), których wymiary podstawowe były następujące: szerokość $b = 5,0$ mm oraz wysokość $h = 1,0$ mm. Wartości te odpowiadają wymiarom optymalnym wyznaczonym zgodnie z polskim zaleceniem branżowym [53]. Natomiast wartości dodatkowych parametrów geometrycznych dla rowka o kształcie litery V obliczono według wzorów własnych (6.3) i (6.4), uzyskując: kąt $\theta = 5^\circ 55'$ oraz stosunek $b/b_2 = 6,724$ (według rys. 2.6a – $b_1 = 5,256$ mm; $b_2 = 0,744$ mm).

Jednymi z najciekawszych wyników symulacji MES, i zarazem najbardziej intrygujących, są uzyskane rozkłady temperatury w wypływce, a w szczególno-

ści w obszarze mostka. Wyniki te przedstawiono na rys. 6.11 – dla procesu kucia z użyciem rowka tradycyjnego – oraz na rys. 6.12 – dla procesów kucia, w których zastosowano rowek klinowy (kąt pochylenia powierzchni mostka $\theta = 4^\circ$) oraz rowek o kształcie litery V. Wynika z nich, że gdy prędkość matrycy ruchomej wynosi 120 mm/s oraz powierzchnie narzędzi nie są smarowane (czynnik tarcia przyjmuje wówczas wartość maksymalną) temperatura w wypływie (rys. 6.11a i b) w miarę postępu procesu wzrasta, osiągając w końcowej fazie kucia wartości zdecydowanie większe niż na początku procesu

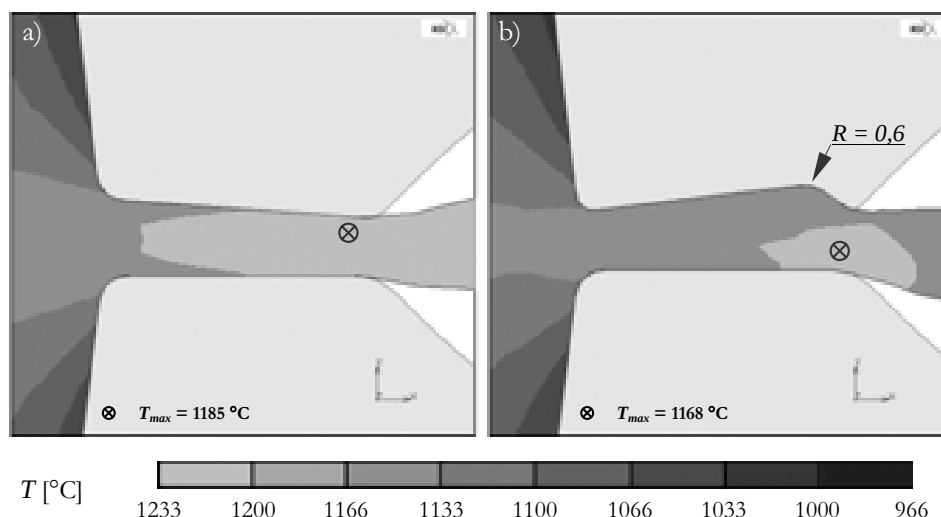


Rys. 6.11. Rozkład temperatury zaobserwowany w wypływie znajdującej się w mostku podczas kucia z użyciem rowka tradycyjnego: a) i b) – proces bez smarowania oraz c) i d) ze smarowaniem zawiesiną grafitu w wodzie; opis w tekście

(nawet o 80°C). Wzrost temperatury jest obserwowany również wtedy, kiedy powierzchnia jest smarowana zawiesiną grafitu w wodzie (rys. 6.11c). Natomiast, jeżeli prędkość narzędzi zostanie odpowiednio zmniejszona (do wartości 60 mm/s) zjawisko to już praktycznie nie występuje – temperatura w wypływie obniża się wraz z postępem procesu kształtowania lub utrzymuje się jedynie miejscowo na jednakowym poziomie (rys. 6.11d).

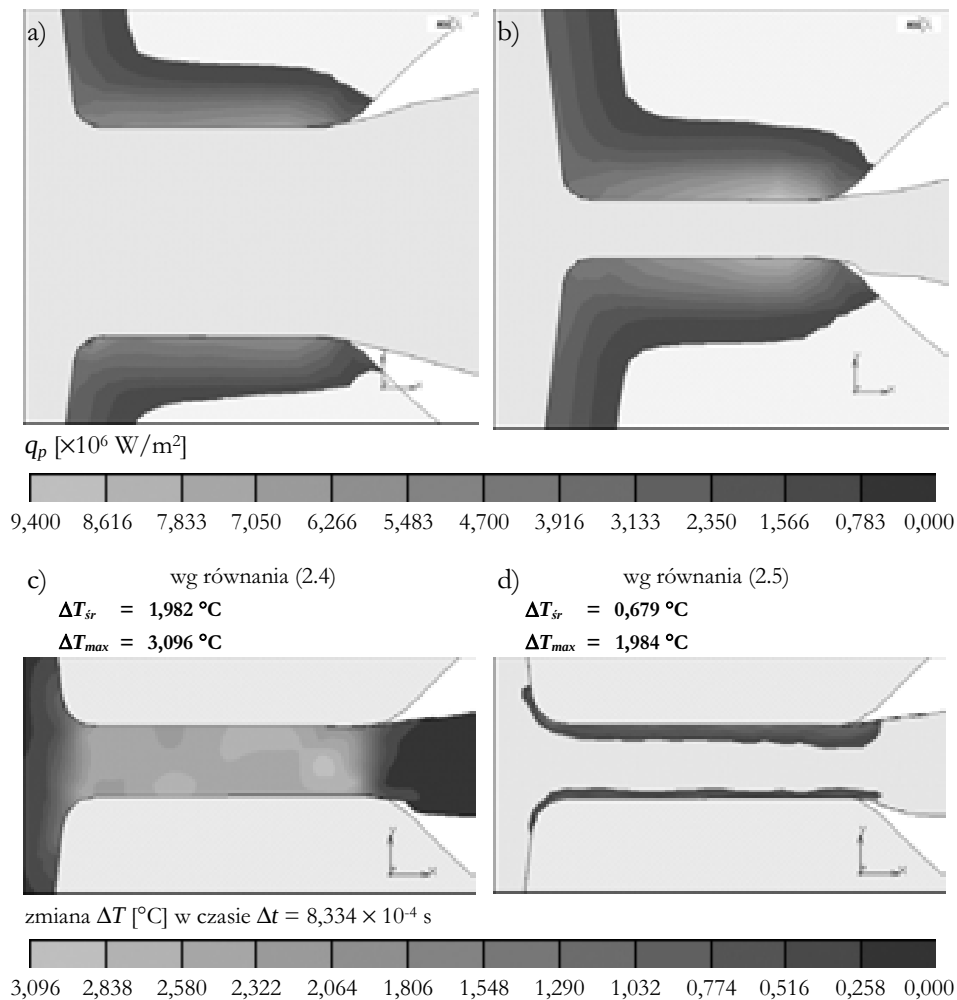
Podobny wzrost temperatury w wypływie obserwuje się w procesie kucia (z prędkością matrycy $v_m = 120\text{ mm/s}$ oraz czynnikiem tarcia $m = 0,4$), w którym użyto rowka klinowego (rys. 6.12a). Ale już w przypadku realizacji procesu kształtowania, przy zastosowaniu rowka w kształcie litery V (rys. 6.12b), wzrost temperatury w rozpatrywanej strefie materiału nie jest tak intensywny jak w poprzednio omówionych przypadkach. Można jedynie zaobserwować miejscowe podwyższenie jej wartości – w pozostałej objętości materiału, znajdującego się w mostku, temperatura utrzymuje się na jednakowym poziomie.

Zaobserwowane zjawisko podwyższenia temperatury w wypływie wyjaśnia rys. 6.13. Zgodnie z obecnym stanem wiedzy, strumień ciepła (rys. 6.13a oraz rys. 6.13b) – określony wzorem (2.3) – przekazywanego przez odkształcany materiał do narzędzi przyczynia się między innymi do obniżenia tempe-



Rys. 6.12. Rozkład temperatury zaobserwowany w wypływie znajdującej się w mostku podczas kucia z użyciem rowka klinowego (a) oraz rowka w kształcie litery V (b); proces jest realizowany przy smarowaniu zawiesiną grafitu w wodzie ($m = 0,4$); opis w tekście

ratury we wspomnianym materiale. Jednakże, obniżenie wartości temperatury w wypływie jest największe tylko w bezpośrednim sąsiedztwie powierzchni kontaktu materiału z mostkiem. Z drugiej strony, w wyniku występowania pracy sił stycznych (na wspomnianej powierzchni), do odkształcanego metalu jest dodatkowo dostarczane ciepło powstające podczas tarcia. Powoduje to, że

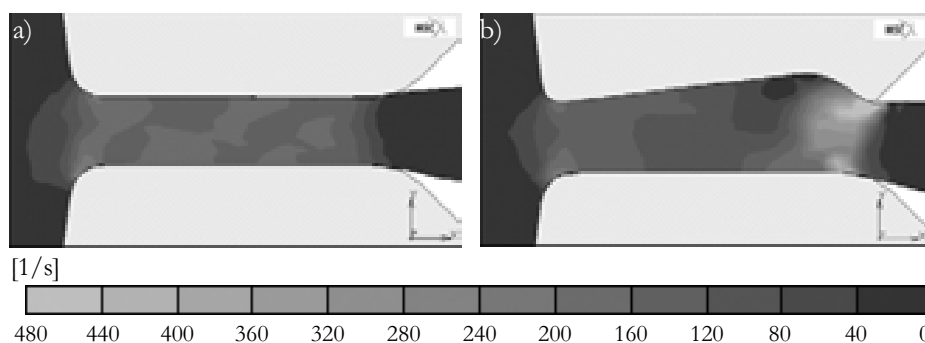


Rys. 6.13. Rozkład strumienia ciepła q_p , przepływającego przez powierzchnię kontaktu wypływką z mostkiem w rowku tradycyjnym, wyznaczony MES dla procesu kucia, gdy zaawansowanie kształtowania wynosi: 75% (a) i 100% (b) oraz rozkład przyrostu temperatury ΔT w wypływie (obliczony dla końcowej fazy kształtowania) spowodowany zamianą pracy odkształcenia na ciepło (c) i występowaniem sił tarcia na powierzchni kontaktu materiału z narzędziem (d)

w tym samym obszarze wypływu następuje wzrost temperatury – co obrazuje rys. 6.13d.

Jednak, główną przyczyną występowania zjawiska wzrostu temperatury w całej objętości wypływu (znajdującej się w mostku) jest generowanie ciepła w wyniku odkształcania plastycznego materiału (tj. zamiany około 90% pracy odkształcenia na ciepło [54, 148]). W pełni to potwierdza, przedstawiony na rys. 6.13c, rozkład wzrostu temperatury ΔT (w czasie $\Delta t = 8,334 \times 10^{-4}$ s) obliczony według wzoru (2.4). Dodatkowo zauważono, że głównym parametrem, determinującym poziom przyrostu wartości temperatury, jest prędkość odkształcania materiału znajdującego się w wypływie. Porównując przedstawiony na rys. 6.14 rozkład intensywności prędkości odkształcenia (uzyskany w procesie kucia, w którym matryca ruchoma porusza się prędkością $v_m = 120$ mm/s oraz gdy powierzchnie narzędzi są smarowane) z rozkładem przyrostu temperatury (zaprezentowanym na rys. 6.13c) zauważa się między nimi pewne podobieństwo. Jednocześnie należy podkreślić, że przedstawione powyżej wyniki podważają hipotezę mówiącą: że za zwiększenie oporów wypływu materiału na zewnątrz wykroju roboczego odpowiada w głównej mierze obniżenie plastyczności wypływu znajdującej się w mostku (wynikające z jej stygnięcia).

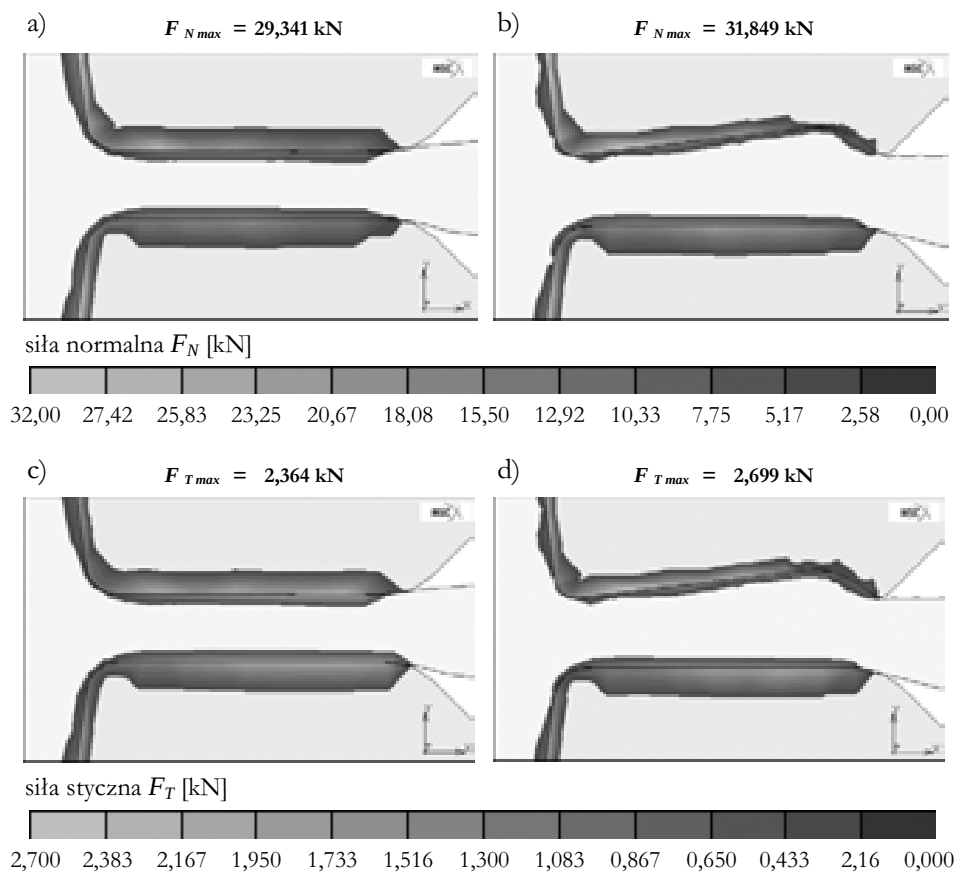
Zatem, nasuwa się pytanie: jaki czynnik determinuje opór wypływu materiału na zewnątrz wykroju roboczego w procesie kucia matrycowego? Według zależności (2.2) [139, 140], definiującej opór płynięcia metalu, czynnikami takimi mogą być: współczynnik tarcia (przy czym należy zaznaczyć, że w warun-



Rys. 6.14. Rozkład intensywności prędkości odkształcenia $\dot{\epsilon}_i$, otrzymany dla końcowego etapu procesu kucia z zastosowaniem rowka tradycyjnego (a) oraz rowka o kształcie litery V (b)

kach przemysłowych dąży się do obniżenia jego wartości – poprzez smarowanie powierzchni matrycy), największe naprężenie normalne oraz stosunek wymiarów mostka b/h . Pomimo tego, że wzór ten odnosi się do rowka o kształcie tradycyjnym, można ogólnie wywnioskować, że decydującym czynnikiem jest siła tarcia występująca na powierzchni kontaktu wypływki z mostkiem.

Przykładowy rozkład siły stycznej F_T (oraz siły normalnej F_N) zaobserwowany dla procesu kucia (ze smarowaniem) w końcowym etapie kształtowania, w którym zastosowano rowek tradycyjny oraz rowek w kształcie litery V, przedstawiono na rys. 6.15. Zauważono, że siły F_N i F_T występujące na powierzchni górnej mostka mają wartość większą niż siły występujące na jego powierzchni dolnej. Ponadto, w przypadku procesu kształtowania z zastoso-

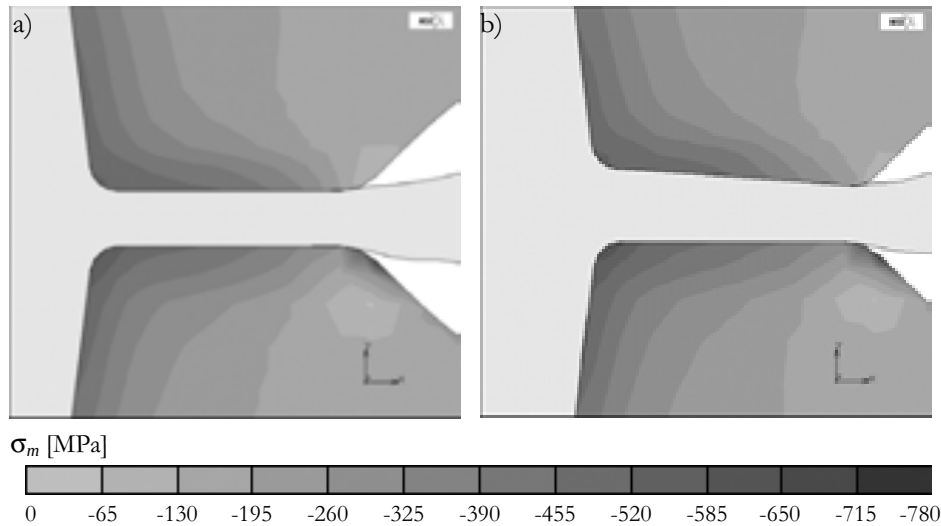


Rys. 6.15. Rozkład siły normalnej F_N (a) i (b) oraz siły stycznej F_T (c) i (d) na powierzchni kontaktu wypływki z mostkiem obliczony dla końcowego etapu kucia; opis w tekście

waniem rowka tradycyjnego, rozkład tych sił jest równomierny na całej szerokości powierzchni kontaktu wypływką z matrycą. Z kolei, w przypadku kucia z użyciem rowka w kształcie litery V, rozkład tych sił jest nierównomierny i w miejscu, w którym łączą się dwie pochyłe powierzchnie górne mostka, siły te praktycznie nie występują (lub ich wartości są stosunkowo małe). Powoduje to, że miejscowo wartości zarówno sił stycznych jak i normalnych, są większe niż wartości maksymalne ich odpowiedników, które zaobserwowano w kucia z zastosowaniem rowka tradycyjnego. Zatem, przedstawione powyżej wyniki (z uwzględnieniem rozkładów uzyskanych wysokości wyciśniętego czopa w procesie kucia, które pokazano na rys. 6.7 ÷ 6.10) stanowią podstawę do przyjęcia hipotezy, że to siły tarcia występujące na powierzchni kontaktu wypływką z mostkiem matrycy mają decydujący wpływ na poziom oporu płynięcia materiału w strefie rowka wypływką.

Na zakończenie należy poruszyć jeszcze jedną istotną kwestię. Mianowicie, stan naprężenia występujący w narzędziach (w bezpośrednim otoczeniu rowka wypływką) ma decydujące znaczenie na ich żywotność. Występowanie naprężeń rozciągających w matrycach może doprowadzić do powstania pęknięć. Zatem, pożądane jest, aby w otoczeniu rowka wypływką, w narzędziach występowały tylko naprężenia ściskające. Oczywiście stan naprężenia jest determinowany również przez kształt powierzchni rowka. Więc występowanie ostrych krawędzi lub dobrane niewłaściwych promieni zaokrągleń może spowodować pojawienie się w matrycy naprężeń rozciągających. Do szacowania możliwości pojawienia się pęknięć w narzędziach można posłużyć się analizą rozkładu naprężenia średniego (hydrostatycznego) σ_m .

Na rys. 6.16 i rys. 6.17 przedstawiono wspomniane rozkłady naprężenia σ_m , jakie uzyskano dla końcowego etapu procesu kucia (ze smarowaniem). Najkorzystniejszy stan naprężenia zaobserwowano w narzędziach, w których rowek wypływką posiada kształt tradycyjny lub klinowy (rys. 6.16). Natomiast, w przypadku rowka w kształcie litery V, stan ten zależy głównie od wartości kąta θ oraz promienia zaokrąglenia krawędzi R , w której łączą się dwie pochyłe powierzchnie górne mostka – strefa A na rys. 6.17. Gdy kąt θ jest stosunkowo duży (na przykład $\theta = 10^\circ$ - rys. 6.17b) oraz promień zaokrąglenia R jest równy zero (lub jest bardzo mały), stan naprężenia występujący we wspomnianym obszarze A jest niekorzystny, ponieważ naprężenie σ_m osiąga wartości bliskie

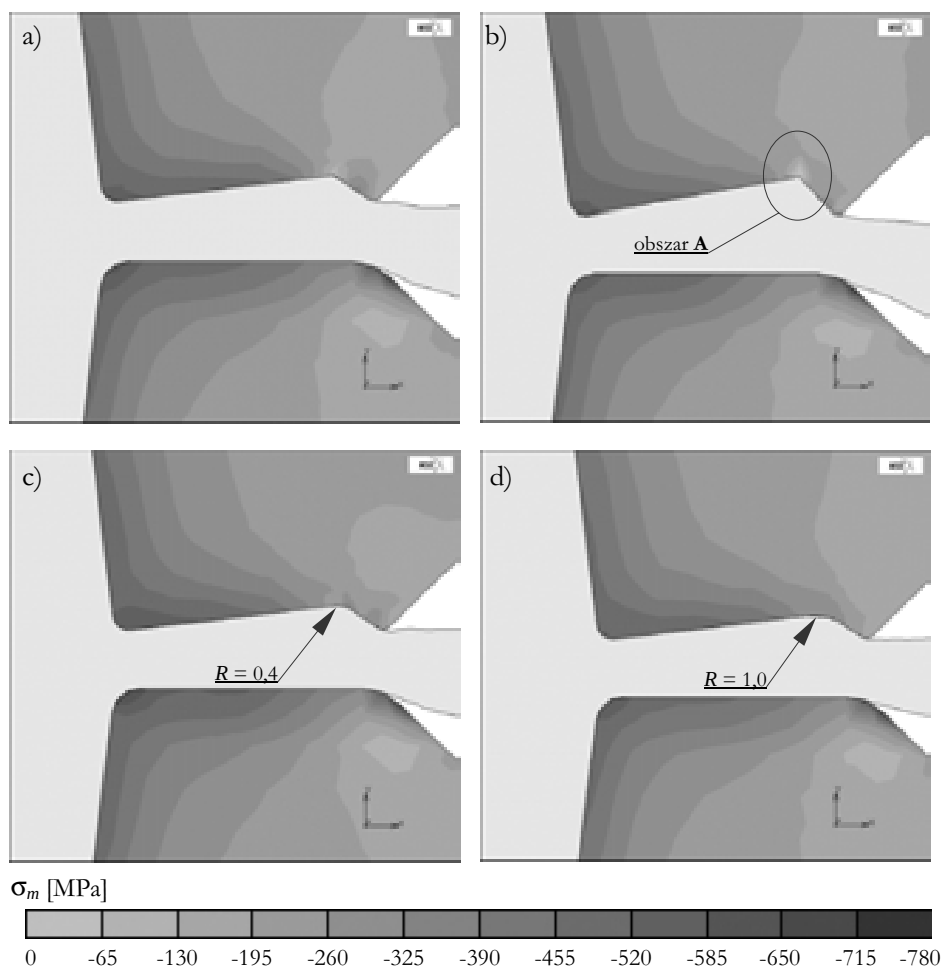


Rys. 6.16. Rozkład naprężenia średniego σ_m w matrycach, w strefie mostka otrzymany dla końcowego etapu kucia: a) rowek tradycyjny, b) rowek klinowy

zera. Szczegółowa obserwacja wyników symulacji MES, wykazała, że w obszarze tym dość często, naprężenie średnie osiąga wartości dodatnie (zatem przeważają naprężenia rozciągające). W celu zapobieżenia występowania takiej niekorzystnej sytuacji, należy albo zmniejszyć wartość kąta pochylenia powierzchni mostka albo zastosować odpowiednio duży promień zaokrąglenia R . Zaobserwowano, że zmniejszenie kąta θ już do wartości określonych zależnością (6.3) powoduje, że stan naprężenia w rozpatrywanym obszarze matrycy (rys. 6.17a) jest bardziej korzystny niż w przypadku przedstawionym na rys. 6.17b. Jednak, głównym czynnikiem, mającym wpływ na wartość naprężenia średniego w obszarze A, jest promień zaokrąglenia R . Dla przedstawionego przykładu mostka (rys. 6.17d), w którym promień $R = 1$ mm, rozkład naprężenia σ_m na całej szerokości mostka jest zbliżony do rozkładu zaobserwowanego w matrycy z rowkiem tradycyjnym.

6.3. Nowy kształt mostka w rowku na wypływkę

Przedstawione w poprzednim podrozdziale wyniki obliczeń termomechanicznych, otrzymane dla procesu kucia matrycowego, oraz rezultaty analizy tego procesu uzyskane metodą SLFET stanowią powód sformułowania



Rys. 6.17. Rozkład naprężenia średniego σ_m w matrycach, w strefie mostka rowka o kształcie litery V, obliczony dla końcowego etapu kucia przy: a) $\theta = 5^\circ 55'$, $R = 0$; b) $\theta = 10^\circ$, $R = 0$; c) $\theta = 5^\circ 55'$, $R = 0,4$ mm; d) $\theta = 5^\circ 55'$, $R = 1,0$ mm (szczegółowy opis w tekście)

hipotezy, że kształt mostka wynikający *de facto* z teorii linii poślizgu pozwala uzyskać optymalne warunki procesu kucia, ze względu na stopień wypełnienia przez materiał wykroju roboczego oraz na parametry siłowe. Do opracowania nowego kształtu rowka wypływkii – o górnej powierzchni mostka o **kształcie wklęsłym**, posłużyły głównie wyniki symulacji SLFET procesu kucia, w którym zastosowano rowek w kształcie litery V.

6.3.1. Opis metody określenia optymalnego kształtu mostka

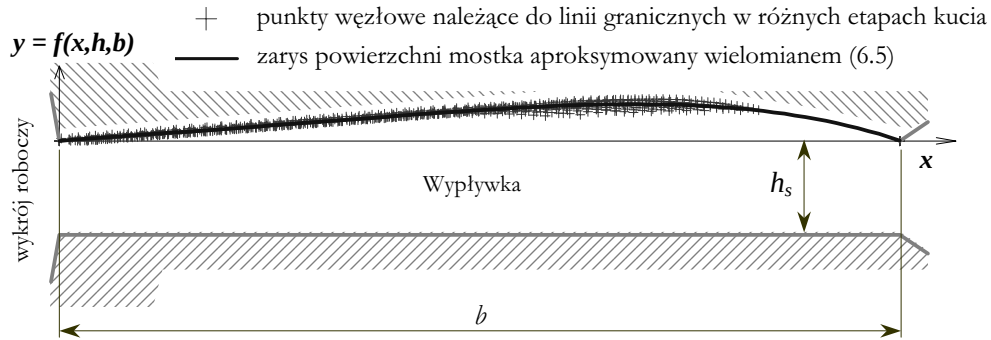
Jak już wcześniej wspomniano, do określenia optymalnego kształtu mostka w rowku na wypływkę posłużyły wyniki symulacji SLFET, które opisano w podrozdziale 6.1.3. Cechą charakterystyczną powstającej linii granicznej **BFHJ** w siatce linii poślizgu (rys. 3.18a oraz rys. 3.19a), znajdującej się w strefie mostka (w rowku o kształcie litery V), jest to, że kierunki maksymalnych naprężeń stycznych (w poszczególnych punktach węzłowych) pokrywają się z wspomnianą linią. Oznacza to, że gdyby rozpatrywana linia graniczna była styczna do powierzchni mostka, to siły tarcia, występujące na tej powierzchni kontaktu, powodowałyby zwiększenie (w stosunku do rowka w kształcie litery V oraz rowka tradycyjnego) oporów wypływania materiału na zewnątrz wykroju matrycującego. Ponadto, zaletą takiego rozwiązania jest wyeliminowanie strefy martwej **F** (rys. 3.18).

Jednakże, z przeprowadzonych analiz metodą SLFET wynika, że w różnych fazach procesu kształtowania, kształt granicznej linii poślizgu jest inny. Wielkość różnic w kształcie tej linii zależy głównie od wymiarów szerokości mostka b oraz jego wysokości h . Jednak szczegółowe porównanie uzyskanych wyników (dla zakresu $b = 3 \div 9$ mm oraz $h = 0,5 \div 2,5$ mm) wykazało, że różnice bezwzględne (w kształcie omawianej linii granicznej) są rzędu kilku μm .

Kolejny etap analizy kształtu linii granicznej pozwolił ustalić, że nowy kształt mostka z powodzeniem może zostać opisany wzorem matematycznym o postaci wielomianu algebraicznego stopnia czwartego [35]. Wstępne próby aproksymacji pozwoliły uzyskać opis matematyczny, dla którego współczynnik korelacji osiągał wartość bardzo bliską jedności (powyżej 0,985). Zatem zdecydowano, że nowy kształt rowka (rys. 6.18) będzie określany za pomocą następującej zależności:

$$f(x, h, b) = g_1(b, h) \cdot x + g_2(b, h) \cdot x^2 + g_3(b, h) \cdot x^3 + g_4(b, h) \cdot x^4, \quad (6.5)$$

gdzie: x – współrzędna (odcięta) zawarta w przedziale $0 \div b$ (rys. 6.18), b, h – wymiary główne mostka, $f(x, b, h)$ – wartość współrzędnej na osi rzędnych (rys. 6.18), $g_i(b, h)$ – współczynniki kierunkowe wielomianu (dla ustalonych



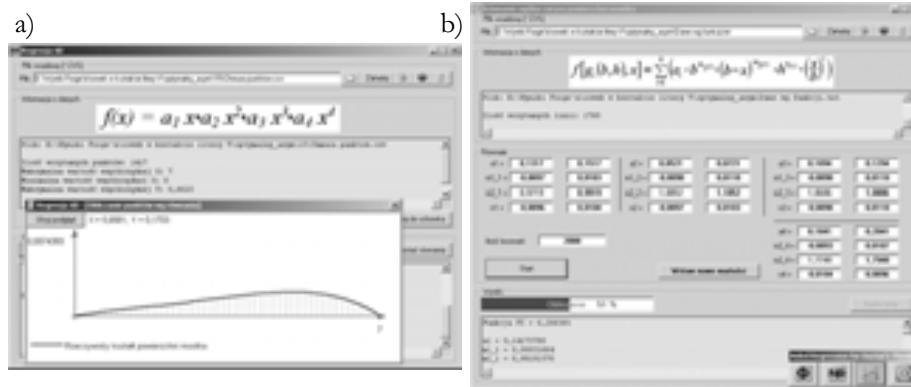
Rys. 6.18. Zarys powierzchni mostka w rowku o kształcie wklęsłym, aproksymowany wielomianem (6.5) – określony na podstawie położenia punktów węzłowych linii granicznej siatki linii poślizgu w kolejnych sekwencjach kształtowania; $\{f(x, h, b); x\}$ – kartezjański układ współrzędnych, h_s – chwilowa wysokość mostka w rozpatrywanym etapie kucia (gdzie: $h_{s_{max}} = h$)

wartości b oraz h). W wyniku przeprowadzenia szeregu obliczeń ustalono, że wyrażenie $g_i(b, h)$ można z powodzeniem przedstawić za pomocą funkcji wykładniczej. Ostatecznie, bazując na wielomianie (6.5) – który opisuje kształt powierzchni mostka jedynie dla określonej pary wymiarów b i h – zdecydowano, że wzór ogólny (słuszny dla szerokiego zakresu wymiarów mostka, w którym b i h są zmiennymi) będzie miał następującą postać:

$$F(b, h, x) = \sum_{i=1}^4 \left[a_i \cdot b^{m_{1i}} \cdot (b-x)^{m_{2i}} \cdot h^{n_i} \cdot \left(\frac{x}{b}\right)^i \right], \quad (6.6)$$

gdzie: a_i , m_{1i} , m_{2i} , n_i – stałe współczynniki, przy czym: $m_{2i} > 0$ oraz $x \in \langle 0, b \rangle$. Przyjęta postać wyrażenia (6.6) wynika z konieczności uwzględnienia warunków brzegowych, takich że $F(b, h, x = 0) = 0$ oraz $F(b, h, x = b) = 0$.

W celu zautomatyzowania procesu poszukiwania wartości stałych współczynników wzoru (6.6) opracowano program komputerowy (rys. 6.19), który implementuje zaproponowaną metodykę określania optymalnego kształtu mostka w rowku wklęsłym. Schemat blokowy omawianej metody został przedstawiony na rys. 6.20. Metoda ta jest oparta na wstępnej analizie metodą SLFET oraz na dwuetapowej optymalizacji wcześniej uzyskanych wyników symulacji procesu kucia.

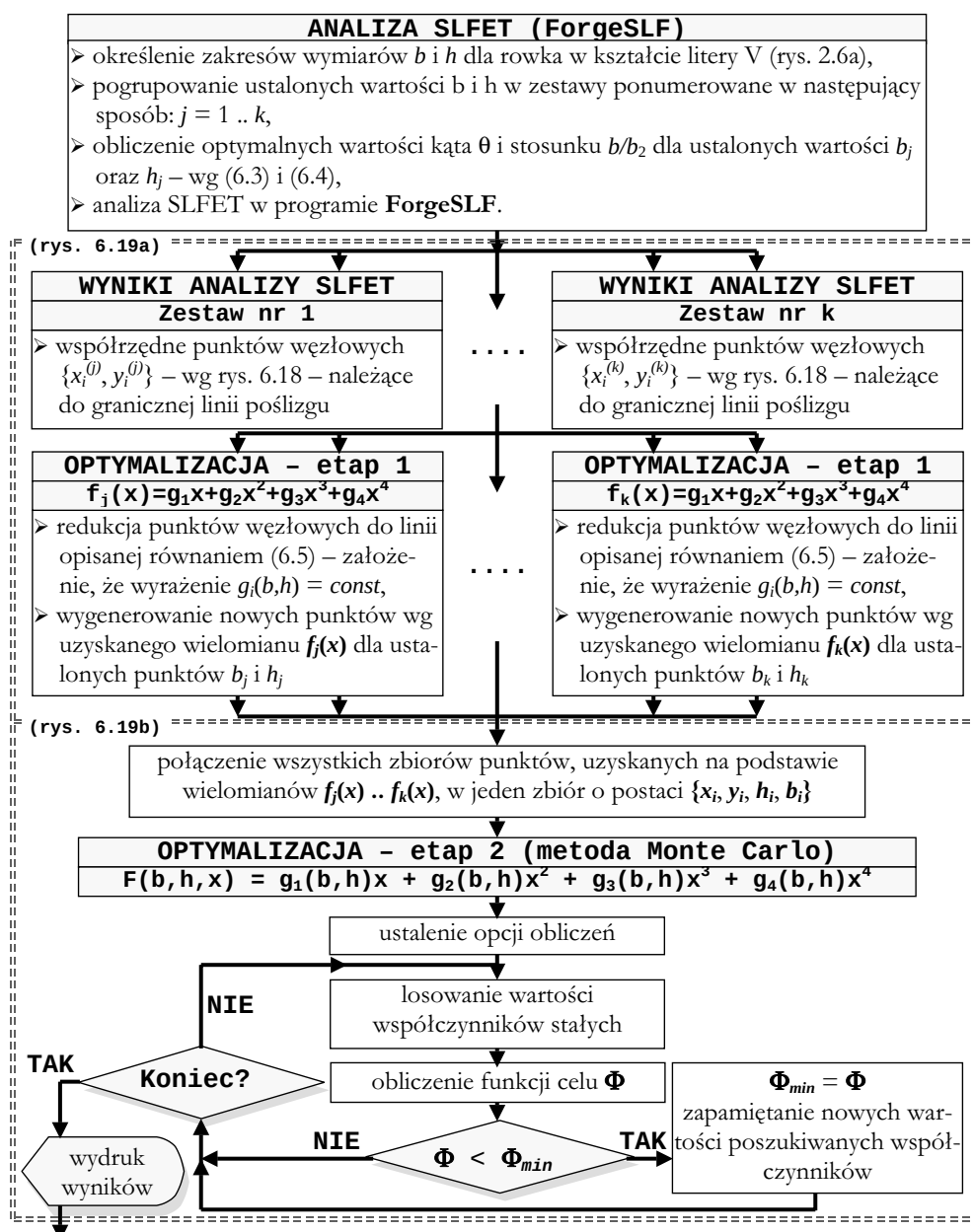


Rys. 6.19. Wydruki interfejsu programu komputerowego wspomagającego obliczenia optymalizacyjne w poszukiwaniu opisu matematycznego nowego mostka w rowku o kształcie wkłęsłym: a) etap pierwszy optymalizacji, b) etap drugi optymalizacji

Analiza w programie **ForgeSLF** została przeprowadzona dla procesu kucia z użyciem rowka w kształcie litery V. Wartości parametrów tego rowka (kąta θ oraz stosunku b/b_2) ustalono na podstawie wzorów własnych (6.3) oraz (6.4). Obliczenia te wykonano dla następującego zakresu wymiarów rowka: $b = 3 \div 9$ mm oraz $h = 0,5 \div 2,0$ mm, które zostały pogrupowane w zestawy oznaczone odpowiednim numerem ($j = 1 \div k$, gdzie k jest ilością wspomnianych zestawów). Wynikami wykonanych symulacji są zbiory współrzędnych $\{x_i^{(j)}, y_i^{(j)}\}$ punktów węzłowych (należących do granicznych linii poślizgu znajdującej się w strefie mostka) w różnych fazach procesu kucia. Każdy zbiór tych współrzędnych należy do określonego zestawu j wymiarów rowka (rys. 6.20). Generalnie, w jednym zbiorze znajdują się współrzędne (punktów węzłowych) ze wszystkich sekwencji analizy SLFET dla danego zestawu wymiarów rowka b_j i h_j , w których mostek był całkowicie wypełniony przez wypływkę. Powoduje to, że tylko dla jednego rowka wypływki (tj. zestawu wymiarów mostka), należy uwzględnić ponad 1200 punktów węzłowych w dalszym etapie określania optymalnego kształtu nowego rowka. Zatem dla uproszczenia analizy, zdecydowano się na wprowadzenie dwuetapowych obliczeń optymalizacyjnych (rys. 6.20).

Pierwszy etap optymalizacji polega na zredukowaniu ilości punktów węzłowych. W tym celu przeprowadza się (dla ustalonych wymiarów mostka b_j oraz h_j) aproksymację wielomianem algebraicznym stopnia czwartego (6.5) [35],

w którym przyjmuje się, że dla aktualnie rozpatrywanego rowka, funkcja $g_i(b, h)$ jest współczynnikiem stałym. Dzięki temu, ogromna ilość punktów węzłowych jest redukowana do postaci krzywej, która w bardzo dużym stopniu odzwier-



Rys. 6.20. Schemat blokowy przedstawiający metodę poszukiwania opisu matematycznego zarysu powierzchni mostka w rowku o kształcie wklęsłym

ciędlu pożądanego kształtu zarysu górnej powierzchni mostka w rowka o kształcie wklęsłym (rys. 6.19a oraz rys. 6.20).

Ostatnim (drugim) etapem obliczeń jest przeprowadzenie optymalizacji w oparciu o metodę Monte Carlo [28, 29, 79, 81, 142]. Danymi wejściowymi są wszystkie współrzędne punktów w postaci zbioru $\{x_i, y_i, h_i, b_i\}$, powstałe w wyniku połączenia poszczególnych zbiorów $\{x_i^{(j)}, f_j(x_i^{(j)}, h_j, b_j)\}$, które wyznaczono w poprzednim etapie optymalizacji na podstawie uzyskanych wielomianów (6.5). Proces obliczeniowy (w etapie drugim – rys. 6.19b oraz rys. 6.20) trwa do momentu, aż uzyskane zostaną takie wartości zmiennych decyzyjnych (stałych współczynników), dla których obliczona funkcja celu Φ uzyska najmniejszą z możliwych wartości. Funkcja celu Φ zdefiniowana została następującym równaniem:

$$\Phi = \frac{1}{i_n} \cdot \sum_{i=1}^{i_n} \frac{|F(b_i, h_i, x_i) - y_i|^2}{y_i^2} \cdot 100\%, \quad (6.7)$$

gdzie: $F(b, h, x_i)$ – wartość obliczona według wzoru (6.6); x_i, y_i – współrzędne aktualnie rozpatrywanego punktu, b_i, h_i – wymiary mostka przypisane do punktu o współrzędnych $\{x_i, y_i\}$, i_n – ilość punktów obliczonych.

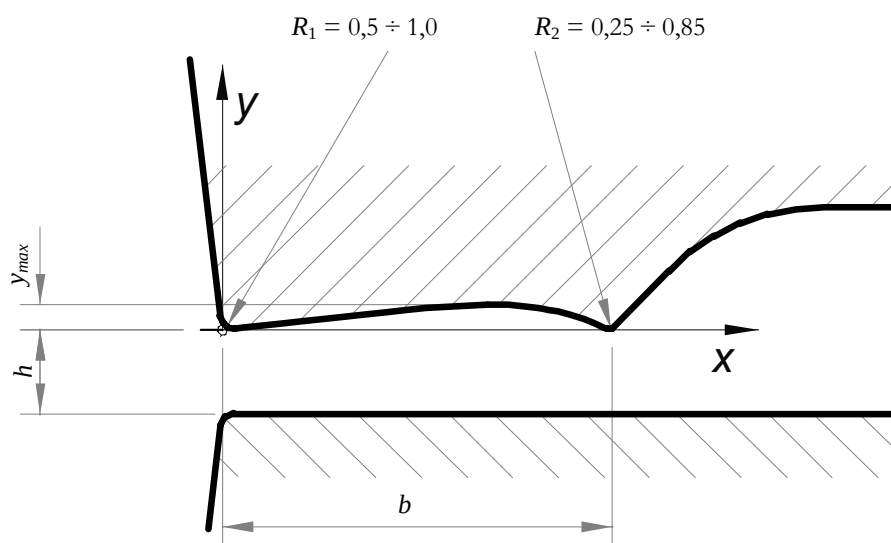
6.3.2. Rowek z mostkiem o powierzchni górnej o kształcie wklęsłym

Wynikiem przeprowadzonych prac badawczych jest nowy kształt rowka na wypływkę. Schemat, przedstawiający propozycję nowego rowka wypływki, zamieszczono na rys. 6.21. Rowek ten charakteryzuje się tym, że górna powierzchnia mostka ma zarys zbliżony do kształtu owalnego. Zarys tej powierzchni jest wyznaczany z następującego wzoru:

$$\begin{aligned} y = & 0,126658 \cdot b^{0,030335} \cdot (b-x)^{1,048297} \cdot h^{-0,198986} \cdot \left(\frac{x}{b}\right) + \\ & - 0,03392 \cdot b^{0,32801} \cdot (b-x)^{0,495464} \cdot h^{0,013208} \cdot \left(\frac{x}{b}\right)^2 + \\ & + 0,189377 \cdot b^{0,570518} \cdot (b-x)^{0,864935} \cdot h^{-0,46526} \cdot \left(\frac{x}{b}\right)^3 + \\ & + 0,035244 \cdot b^{-0,08911} \cdot (b-x)^{1,5767} \cdot h^{-0,101868} \cdot \left(\frac{x}{b}\right)^4 \end{aligned} \quad (6.8)$$

gdzie: x, y – współrzędne zgodne z rys. 6.21; b, h – wymiary podstawowe mostka (rys. 6.21). Zależność (6.8) jest ostateczną postacią równania (6.6), która została uzyskana (zgodnie z metodą opisaną w poprzednim podrozdziale) z dokładnością – określoną funkcją zastępczą (6.7) – wynoszącą $\Phi = 2,0775 \%$. Początek układu współrzędnego $\{x, y\}$ (rys. 6.21) znajduje się w punkcie, w którym powierzchnia górna mostka łączy się ze ścianką boczną wykroju matrycującego (nie uwzględniając zaokrągleń).

Wymiary podstawowe mostka (szerokość b i wysokość h) można dobierać na podstawie reguł projektowych, które omówiono w rozdziale 2.6. Przy czym, zgodnie z wynikami badań własnych, rekomendowanymi regułami są: zalecenie branżowe [53] (opracowane na podstawie badań Šapošnikova), reguła projektowa Hallera, Vieregge'a oraz Chamoard'a (zmodyfikowana przez Tichkiewitch'a). Natomiast wartości promieni zaokrągleń R_1 i R_2 (rys. 6.21) oraz kształt i wymiary magazynka można przyjmować zgodnie z zasadami, które są szerzej opisane we wspomnianym już zaleceniu branżowym [53].



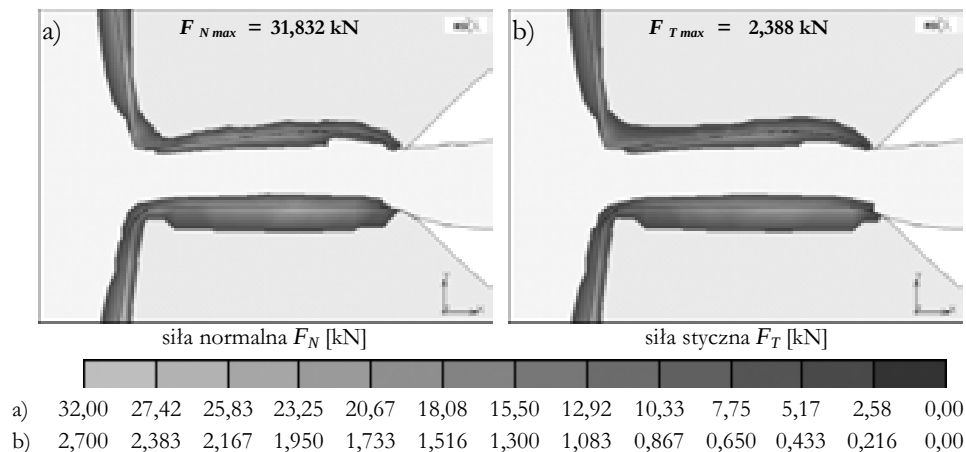
Rys. 6.21. Rowek na wypływkę z mostkiem o wklęsłym zarysie powierzchni górnej;
opis w teście

6.3.3. Weryfikacja rowka na wypływkę o nowym kształcie

Ostatnim etapem prac badawczych było wykonanie obliczeń numerycznych oraz przeprowadzenie prób doświadczalnych dla procesu kucia matrycowego, w którym zastosowano nowo opracowany rowek na wypływkę. Otrzymane wyniki pozwoliły na skonfrontowanie ich z rezultatami przedstawionymi w poprzednich rozdziałach niniejszego opracowania.

Pierwsza faza obliczeń dotyczyła symulacji termo-mechanicznej MES kucia, w którym zastosowano rowek o nowym kształcie, dla którego przyjęto szerokość $b = 5,0$ mm oraz wysokość $h = 1,0$ mm. Zarys górnej powierzchni mostka określono na podstawie funkcji (6.8). Natomiast wszystkie pozostałe dane są identyczne jak we wcześniej przeprowadzonych obliczeniach, wykonanych dla kucia z użyciem innych rowków (zgodnie z opisem umieszczonym w rozdziale 4.2).

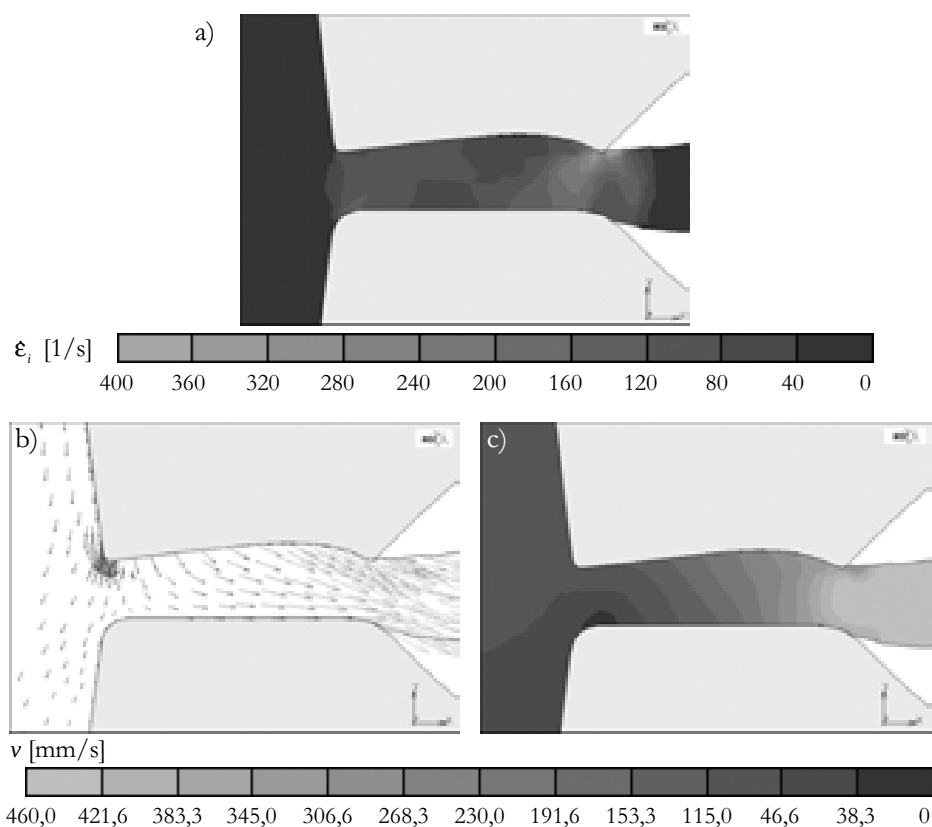
Jednymi z ważniejszych rezultatów, wykonanej analizy numerycznej, są obliczone rozkłady siły tarcia F_T oraz siły normalnej F_N (występujące na powierzchni kontaktu wypływki z mostkiem) w końcowej fazie procesu kucia, które pokazano na rys. 6.22. W porównaniu z podobnymi wynikami – uzyskanymi dla rowka w kształcie litery V (rys. 6.15) – siły tarcia występujące na powierzchni mostka o nowym kształcie są rozłożone równomiernie na całej jej



Rys. 6.22. Rozkład siły normalnej F_N (a) oraz siły stycznej F_T (b) na powierzchni kontaktu wypływki z mostkiem zaobserwowany dla końcowej fazy procesu kucia z zastosowaniem rowka z mostkiem o owalnym zarysie górnej powierzchni mostka; opis w tekście

szerokości. Dodatkowo należy zaznaczyć, że całkowita długość powierzchni nowooprocowanego mostka (tj. jej linii zarysu w rozpatrywanej płaszczyźnie) jest większa niż w przypadku rowka tradycyjnego. Oznacza to, że nowy rowek powinien zwiększać opory wypływu metalu na zewnątrz wykroju matrycującego, w porównaniu do uzyskiwanego poziomu wspomnianego oporu występującego podczas stosowania rowka tradycyjnego (o tej samej szerokości b i wysokości h).

Na podstawie omawianych wyników obliczeń numerycznych sformułowano również stwierdzenie, że nowy kształt mostka jest kompromisem pomiędzy dwoma podstawowymi rowkami jakimi są rowek tradycyjny oraz rowek w kształcie litery V. Potwierdzają to – przedstawiony na rys. 6.23 – wyznaczony rozkład intensywności prędkości odkształcenia oraz obliczone pole prędkości

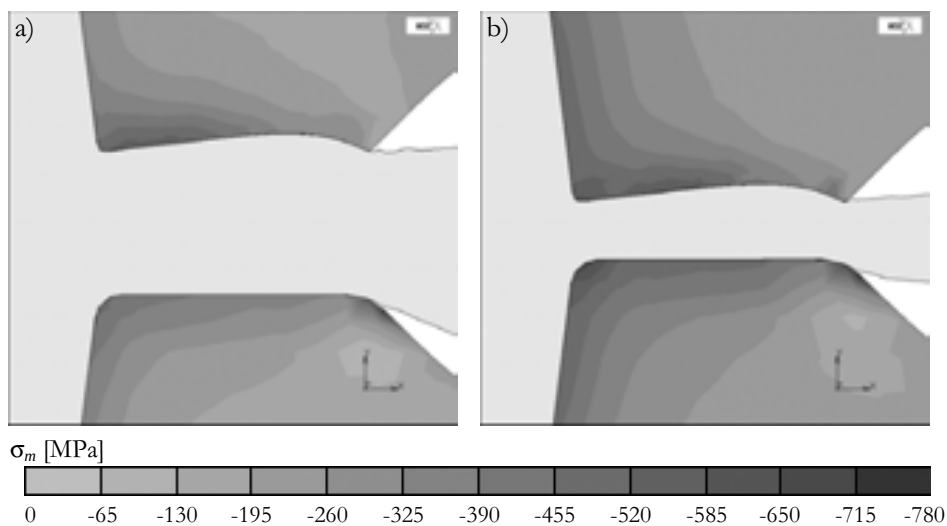


Rys. 6.23. Rozkłady intensywności prędkości odkształcenia ϵ_i (a) oraz prędkości przemieszczenia materiału v (b, c) obliczone w wypływie dla końcowej fazy procesu kucia z zastosowaniem rowka o nowym kształcie; opis w tekście

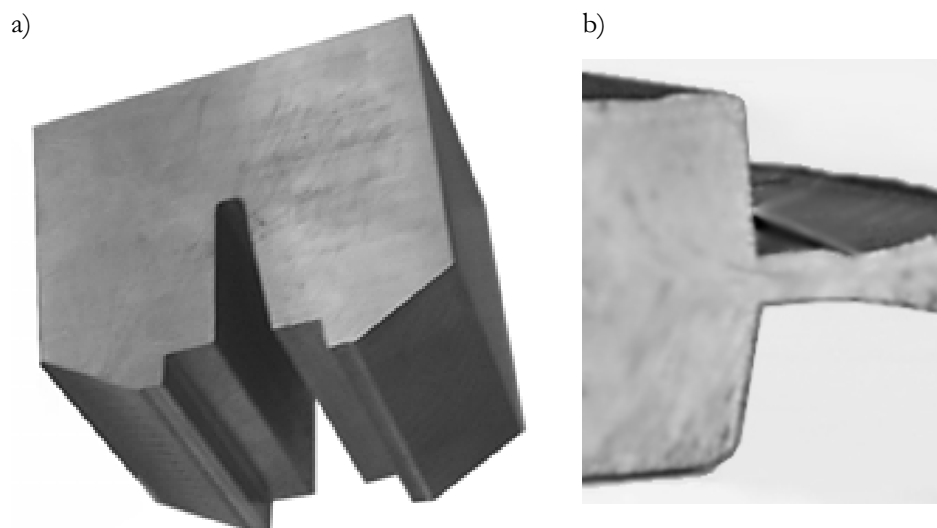
przemieszczania się materiału odkształcanego w strefie mostka o wklęsłym zarysie powierzchni górnej. Zaobserwowano, że w odróżnieniu od rowka w kształcie litery V (rys. 6.14b), w całej objętości wypływki w ogóle nie występują strefy martwe. Oczywiście, fakt ten jest następstwem zastosowania do wyznaczenia kształtu nowego mostka teorii linii poślizgu.

Równie korzystnie prezentują się obliczone rozkłady naprężenia średniego σ_m w matrycach w najbliższym otoczeniu rowka o kształcie opracowanym przez autorów. Wyniki te (dla dwóch wybranych faz kształtowania) zamieszczono na rys. 6.24. Zarówno jakościowo jak i ilościowo, rozkłady te są zbliżone do wyników zaobserwowanych w przypadku procesu kucia z użyciem rowka w kształcie litery V, w którym promień zaokrąglenia dwóch pochyłych powierzchni mostka (tj. w obszarze A na rys. 6.17) jest odpowiednio duży.

Na zakończenie omawiania wyników weryfikacji nowoopracowanego rowka na wypływkę, zostaną zaprezentowane rezultaty wykonanych badań doświadczalnych dotyczących kucia z użyciem tego rowka. Eksperyment wykonano przy zachowaniu identycznych warunków i założeń jak w poprzednio realizowanych próbach kucia, szczegółowo opisanych w rozdziale poprzednim.



Rys. 6.24. Rozkład naprężenia średniego σ_m w matrycach, w strefie rowka o kształcie owalnym, obliczony dla procesu kucia przy zaawansowaniu: a) 85% oraz b) 100%; opis w teście



Rys. 6.25. Matryca z mostkiem wklęsłym (a) oraz fragment odkuwki przedstawiający uzyskaną wypływkę w próbie kucia z zastosowaniem rowka nowego typu (b); wymiary rowka: szerokość $b = 6,0$ mm, wysokość $h = 1,5$ mm; zarys powierzchni mostka wyznaczony z zależności (6.7)

Na potrzeby badań wykonano dodatkowy zestaw narzędzi. Matryca górna (rys. 6.25) została wykonana według projektu podanego na rys. 5.3, z tym, że powierzchnię mostka wykonano na obrabiarce sterowanej numerycznie bazując na równaniu (6.8), w którym przyjęto szerokość $b = 6,0$ mm oraz wysokość $h = 1,5$ mm.

Wyniki badań (siła kucia F oraz wysokość czopa h_c), uzyskane w próbie doświadczalnej kucia matrycowego z użyciem rowka o nowo opracowanym kształcie, zestawiono w tabeli 6.4. Ponadto, umieszczono w niej obliczone dodatkowo różnice procentowe zmierzonych parametrów w odniesieniu do wybranych rezultatów wcześniej wykonanych badań doświadczalnych. Porównując je (uwzględniając wyniki zamieszczone w tabelach 5.3 oraz 5.4) można stwierdzić, że stosując rowek nowego typu uzyskuje się czop o większej wysokości h_c przy mniejszej wartości siły F , w porównaniu do kucia z rowkiem tradycyjnym. Ponadto, uwzględniając wyniki eksperymentu oraz rezultaty wykonanych obliczeń MES, można uznać, że zarówno wartości siły F jak i wysokości h_c uzyskane w procesie kucia z użyciem rowka wklęsłego, są porównywalne

(jakościowo i ilościowo) z wartościami otrzymywanymi wówczas, gdy stosuje się rowek w kształcie litery V o wymiarach optymalnych – wyznaczonych na podstawie wzorów (6.3) oraz (6.4).

Tabela 6.4.

Wartość siły F i wysokości czopa h_c , uzyskane w próbie doświadczalnej kucia matrycowego z użyciem nowoopracowanego rowka, oraz różnice procentowe pomiędzy zmierzonymi parametrami (uwzględniając wcześniej wykonane badań doświadczalnych)

	h_c [mm]	F [kN]
Rowek opracowany przez autorów $b = 6,0$ mm; $b = 1,5$ mm Zarys mostka wyznaczony wg wzoru (7.8)	21,58	387
	$\Delta = \frac{h_{ci} - h_c}{h_{ci}} \cdot 100\%$	$\Delta = \frac{F_i - F}{F_i} \cdot 100\%$
Rowek tradycyjny Zestaw 1 – wg tabeli 6.1.	- 0,100 %	+ 2,325 %
Rowek w kształcie litery V Zestaw 4 – wg tabeli 6.1.	- 0,185 %	- 0,516 %
Rowek w kształcie litery V Zestaw 5 – wg tabeli 6.1.	+ 0,278 %	- 1,292 %
gdzie: h_{ci} , F_i – wartości wysokości czopa oraz siły kucia odczytane odpowiednio z tabeli 5.3 oraz tabeli 5.4; i – indeks oznaczający numer zestawu narzędzi		

7. Podsumowanie i wnioski

W niniejszej pracy przedstawiono wyniki analizy procesu kucia w matrycach otwartych wykonanej pod kątem wpływu parametrów geometrycznych rowka wypływki na przebieg procesu kształtowania, a w szczególności na siłę kucia oraz stopień wypełnienia wykroju roboczego przez metal. W badaniach uwzględniono różne rodzaje rowków na wypływkę, poczynając od odmiany najpopularniejszej – rowka tradycyjnego, który jest stosowany w warunkach przemysłowych na szeroką skalę, a kończąc na rowku mającym kształt zbliżony do litery V, na temat którego do tej pory niewiele można było powiedzieć.

W celu wyrażenia w prosty i dogodny sposób (ilościowy) stopnia wypełnienia wykroju matrycy przez materiał, opracowano model geometryczny procesu kucia matrycowego. Założono w nim, że kształtowanie przebiega w warunkach płaskiego stanu odkształcenia. Natomiast, przyjęty kształt narzędzi zapewnia realizację kucia poprzez wyciskanie, w wyniku którego powstaje czop mający swobodną powierzchnię czołową. Wysokość czopa zależy ściśle od zastosowanego w kuciu kształtu i wymiarów rowka wypływki, a wartość tej wysokości jest miarą stopnia wypełnienia wykroju matrycy.

Do analizy teoretycznej procesu kucia matrycowego wykorzystano dwie metody: autorską o nazwie *Slip Line Field Elemental Technique* (SLFET) oraz bazującą na metodzie elementów skończonych (MES). Metoda SLFET należy do grupy sekwencyjnych technik analizy procesów kształtowania plastycznego i jest w całości oparta na tradycyjnej metodzie linii poślizgu i charakterystyk. Cenną zaletą takiego sposobu modelowania procesów obróbki plastycznej jest prostota i ukierunkowanie obliczeń na najważniejsze aspekty rozpatrywanego

zagadnienia naukowego. Przekłada się to przede wszystkim na szybkość i stabilność analizy. Potwierdzeniem jest opracowana aplikacja komputerowa **ForgeSLF** – będąca implementacją metody autorskiej – umożliwiająca pełne zautomatyzowanie obliczeń numerycznych. W zakresie niniejszej pracy, przy użyciu tego oprogramowania, wykonano ponad 3500 symulacji oraz obliczeń pomocniczych. Ponadto należy podkreślić, że pomimo wielu uproszczeń (w omawianej metodzie SLFET) – takich jak: płaski stan odkształcenia, idealnie plastyczny, izotropowy i jednorodny model materiałowy oraz idealnie szorstkie powierzchnie robocze matryc – dokładność uzyskiwanych wyników jest w pełni zadowalająca.

Wykonanie obliczeń numerycznych procesu kucia, w oparciu o MES przy jednoczesnym przyjęciu modelu materiałowego jak najbardziej zbliżonego do materiału rzeczywistego, pozwoliło na uzyskanie dodatkowych informacji na temat wpływu parametrów (nie tylko geometrycznych) rowka wpływki na przebieg procesu kształtowania wyrobu. W symulacjach tych uwzględniono przede wszystkim szereg zjawisk termicznych zachodzących podczas kucia. Ponadto, przyjęcie sprężystego modelu narzędzi (matryc) pozwoliło określić wpływ kształtu rowka na stan naprężenia występujący w narzędziach, w najbliższym otoczeniu wpływki. Symulacje MES wykorzystano również do wstępnej weryfikacji metody SLFET (wprowadzając w obliczeniach identyczne warunki upraszczające do przyjętych w metodzie autorskiej). Konfrontacja tych dwóch metod wykazała, że wyniki uzyskiwane pozostają w dobrej zgodności, zarówno jakościowej jak i ilościowej.

Weryfikację doświadczalną opracowanych modeli teoretycznych wykonano na stanowisku badawczym bazującym na laboratoryjnej prasie hydraulicznej ZD-100, która jest podłączona do standardowego rejestratora siły kształtowania. Na wyposażeniu stanowiska znajduje się sześć zestawów narzędzi, które zapewniają realizację kucia matrycowego przy zastosowaniu rowków: tradycyjnego, klinowego, w kształcie litery V oraz wklęsłego (zaproponowanego przez autorów). Badania doświadczalne wykonano przy użyciu specjalnie przygotowanych próbek (wyciśniętych współbieżnie przez matrycę, nadającą przedkuwce odpowiedni kształt przekroju poprzecznego), które wykonano z ołowiu w gatunku Pb1. Podczas wykonywanych prób kucia, rejestrowano przebieg siły kształtowania (w funkcji przemieszczenia matrycy

ruchomej) oraz dokonywano pomiaru wysokości uzyskanego czopa odkuwki. Wyniki wykonanych doświadczeń w pełni potwierdziły poprawność opracowanego modelu teoretycznego procesu kucia w matrycach otwartych.

Wykorzystanie technik polioptymalizacyjnych pozwoliło, w oparciu o uzyskane wyniki analizy metodą SLFET, na określenie optymalnych wymiarów rowka wypływkii ze względu na siłę kucia oraz stopień wypełnienia wykroju matrycujuącego (tj. wysokości czopa). Uzyskane rezultaty potwierdziły słuszność stosowania rowków wypływkii o kształcie tradycyjnym, przyjmowanych według obowiązującego w Polsce zalecenia branżowego INOP-Z/135-06-78 [53]. Autorzy również wykazali, że wymiary rowka dobrane na podstawie wyżej wymienionego zalecenia zapewniają dobre warunki realizacji kucia matrycowego, gdy wartość stosunku wymiarów b/h jest możliwie największa. Ponadto, rozszerzono wiedzę na temat zasad doboru parametrów geometrycznych rowka w kształcie litery V oraz opracowano wytyczne projektowania tego typu rowka. Wykazano również, że istnieją takie wartości parametrów opisujących kształt rowka tego typu, które zapewniają lepsze warunki realizacji procesu kucia, niż w przypadku zastosowania rowka tradycyjnego.

Następnie, w oparciu o MES wykonano obliczenia termo-mechaniczne. Potwierdziły one ostatecznie przydatność autorskiej metody SLFET do wykonywania analizy procesu kucia matrycowego ukierunkowanej na poszukiwanie kształtu i wymiarów rowka wypływkii, zapewniających optymalne warunki kucia (ze względu na siłę kształtowania oraz stopień wypełnienia wykroju matrycujuącego).

W rezultacie wykonanej kompleksowej analizy kucia opracowano nowego kształtu rowka wypływkii, który wynika z teorii linii poślizgu. Do tego celu zastosowano dwuetapową metodę autorską, która pozwoliła na określenie optymalnego kształtu rowka wklęsłego. Bazuje ona na analizie techniką sekwencyjną SLFET oraz na dwufazowych obliczeniach optymalizacyjnych, które ostatecznie pozwoliły na wyznaczenie wzoru (6.8) – służącego do obliczania zarysu powierzchni mostka w rowku wklęsłym. Porównanie wyników symulacji MES i badań doświadczalnych – wykonanych dla kucia z użyciem nowego kształtu rowka – z rezultatami otrzymanymi dla procesów kształtowania, w których zastosowano inne typy rowków, wykazało, że rowek

zaproponowany przez autorów może być alternatywą dla rowka tradycyjnego (stosowanego w warunkach przemysłowych) oraz rowka w kształcie litery V.

Podsumowując, niniejsza praca zawiera wiele cennych informacji, uzupełniających dotychczasowy stan wiedzy na temat kucia matrycowego. Potwierdzono oraz wyjaśniono w wystarczającym stopniu rolę sił tarcia (występujących na powierzchni kontaktu wypływkę z mostkiem) w powstawaniu oporów wypływu metalu na zewnątrz wykroju roboczego. Należy zaznaczyć, że rezultaty pracy autorów wskazują kierunki dalszych badań, w których powinny być uwzględnione również próby przemysłowe.

Na podstawie przeprowadzonych rozważań teoretycznych, obliczeń numerycznych i badań doświadczalnych sformułowano następujące wnioski końcowe:

- ❑ Model geometryczny procesu kucia matrycowego, w którym powstaje czop o powierzchni swobodnej, pozwala określić w sposób ilościowy (na podstawie pomiaru wysokości tego czopa) stopień wypełnienia wykroju matrycującego przez metal.
- ❑ Opracowana autorska metoda SLFET, bazująca na tradycyjnej metodzie linii poślizgu i charakterystyk, umożliwia wykonanie sekwencyjnej analizy procesu kucia oraz określenie wpływu parametrów geometrycznych rowka wypływkę na: siłę kształtowania, wysokość czopa, rozkład nacisków powierzchniowych na powierzchni kontaktu materiału z matrycą, kształt obszaru plastycznego i panującego w nim stanu naprężenia oraz prędkość przemieszczania materiału.
- ❑ Zastosowanie w procesie polioptymalizacyjnym jako kryteriów jakości siły kucia i wysokości ukształtowanego czopa jest wystarczające do określenia optymalnych warunków realizacji kucia matrycowego. Dodatkowe kryteria, dotyczące np. stanu naprężenia występującego w matrycach, mogą być stosowane jako ograniczenia narzucane na zmienne decyzyjne.
- ❑ Zastosowanie w kuciu rowka klinowego jest najmniej optymalne ze względu na stopień wypełnienia wykroju oraz siłę kucia.
- ❑ Istnieją takie wartości kąta θ i stosunku wymiarów b/b_2 (rys. 2.6), opisujące geometrię rowka asymetrycznego w kształcie litery V, które pozwalają na

polepszenie warunków kucia, w stosunku do procesu, w którym użyto rowek tradycyjny o tych samych wymiarach podstawowych b i h .

- ❑ Wykonanie rowka w kształcie litery V, w którym promień zaokrąglenia krawędzi łączących dwie pochyłe powierzchnie mostka ma wartość co najmniej 1,0 mm (rys. 6.17), powoduje zdecydowane zwiększenie udziału naprężeń ściskających w matrycach (w strefie mostka), co w rezultacie zmniejsza prawdopodobieństwo pojawienia się pęknięć w tym obszarze narzędzi.
- ❑ Ciepło generowane w wyniku odkształcania się wypływką w strefie mostka powoduje utrzymanie temperatury wypływką na poziomie jej wartości początkowej. Natomiast, gdy prędkość odkształcania jest duża (kucie realizowane na szybkobieżnych maszynach kuźniczych) obserwowane jest nawet zwiększenie temperatury metalu.
- ❑ Rowek wklęsły, którego zarys mostka wynika z przebiegu linii poślizgów zapewnia polepszenie warunków realizacji procesu kucia, w stosunku do rowków tradycyjnego oraz asymetrycznego w kształcie litery V (o wymiarach optymalnych), przy zachowaniu takich samych wymiarów podstawowych b i h .

Literatura

- [1] Aliev I.C. Metodika modelirovanija silovogo režima processov vydavlivanija v razemnyh matricach. *Metallurgičeskaja i Gornorudnaja Promišlennost* 2002 nr 8-9 s. 458-462
- [2] Aliev I.C., Solobun E.M., Krjuger K. Analiz deformirovannogo sostojanija pri kombinirovannom vydavlivanii detalej s flancem. *Metallurgičeskaja i Gornorudnaja Promišlennost* 2002 nr 8-9 s. 495-499
- [3] Baillet L., Brunet M., Berthier Y. Experimental and numerical dynamic modelling of ironing process. *Journal of Material Processing Technology* 1996 vol. 60 s. 677-684
- [4] Barański T., Czekaj A., Lisowski J., Maciejewski W. Działalność normalizacyjna w okresie 50 lat istnienia Instytutu Obróbki Plastycznej. *Obróbka Plastyczna Metali* 1998 nr 3 s. 85-96
- [5] Barkov V.S., Podrabinnik L.I. Silovye parametry štampovki vydavlivaniem v rajebernym matricach pokovok s flancem. *Kuznečno-Štampovočnoe Proizvodstvo* 1979 nr 12 s. 1-3
- [6] Barykin V.I., Košelev O.S. Spostavlenie metodov razčeta usilij štampovki na krivošilnych gorjačeštampovočnyh pressach. *Kuznečno-Štampovočnoe Proizvodstvo* 1980 nr 10 s. 7-10
- [7] Bednarski T. *Teoria procesów obróbki plastycznej. Część I: Kształtowanie brył*. Warszawa: Wyd. Pol. Warszawskiej 1987
- [8] Biswas S.K., Ramesh M. Study of forging design using slip-line fields. *Journal of Materials Processing Technology* 1991 vol. 25 s. 1-13
- [9] Bórvik T., Hopperstad O.S., Berstad T., Langseth M. Numerical simulation of plugging failure in ballistic penetration. *Internation Journal of Solids and Structures* 2001 vol. 38 s. 6241-6264

- [10] Bramley A.N. UBET and TEUBA: fast methods for forging simulation and preform design. *Journal of Materials Processing Technology* 2001 vol. 116 s. 62-66
- [11] Bruchanov A., Rebelsky A. *Gorjačaja šampovka pokovok - Proizvodstvo i vyčislenie matric*. Moskva: Izdatelstvo GNTIML 1962
- [12] Bühler H., Vieregge K. *Ein Beitrag zur Gestaltung des Geatspalts beim Gesenkschmieden. Forschungsbericht Nr 211 des Landes Nordrhein-Westfalen*. Köln und Opaden: Westdeutscher Verlag 1970
- [13] Capan L., Baran O. Calculation method of the press force in a round shaped closed-die forging based on similarities to indirect extrusion. *Journal of Materials Processing Technology* 2000 vol. 102 s. 230-233
- [14] Chamouard A. *Estampage et Forge. Tome III*. Paris: Dunod 1970
- [15] Choi S.H., Dean T.A. Computer aids to data preparation for cost estimation and preform design for drop forging on hammers. *International Journal of Machine Tool Design & Research* 1984 vol. 24 s. 105-119
- [16] Choi J.C., Kim B.M., Kim S.W., Kim C.H. Computer-aided forging-die design for two-dimensional cross-sectional components. *Journal of Materials Processing Technology* 1996 vol. 62 s. 124-132
- [17] Chung K., Lee W., Richmond O., Alexandrov S. Non-steady plane-strain plastic flow. *International Journal of Plasticity* 2005 vol. 21 s. 1322-1345
- [18] Di Lorenzo R., Beccari S., Piacentini M., Micari F. Numerical and experimental investigation on hot impression die forging: flash design optimisation. *STEEL-GRIPS* 2004 vol. 2 Suppl. Metal Forming 2004 s. 153-157
- [19] Di Lorenzo R., Micari F. An inversed approach for the design of the optimal preform shape in hot forging. *Annals of CIRP Volume* 1998 vol. 47/1 s. 189-192
- [20] Černičenko V.P. Nekotorye puti sokraščenia otchoda metalla pri gorjačej objemnoj šampovke pokovok. *Kuznečno-Šampovočnoe Proizvodstvo* 1973 nr 6 s. 5-8
- [21] Ervasti E., Stahlberg U. A quasi-3D method used for increasing the material yield in closed-die forging of a front axle beam. *Journal of Materials Processing Technology* 2005 vol. 160 s.119-122
- [22] Felbe A.A., Kaplunov B.G. Optimizacija parametrov otkrytych šampov i tehnologičeskie nagruzki. *Izvestija. Černaja Metallyrgija* 1989 nr 10 s. 33-38

- [23] Fereshteh-Saniee F., Daneshzad-Moghaddam B. A new CAD system for finisher die design of an axisymmetric forging component with arbitrary profile. *Journal of Materials Processing Technology* 2004 vols. 153-154 s. 157-163
- [24] Gagov V.I., Tomov B.I. Finite element simulation of die forging processes. *VI Conference AMME, Gliwice/Wisła, Poland* 1997 s. 75-78
- [25] Gelin J.C., Bounlmane L., Boisse P. Quasi-static implicit and transient explicit analyses of sheet-metal forming using a C° three-node shell element. *Journal of Materials Processing Technology* 1995 vol. 50 s. 54-69
- [26] Gierzyńska-Dolna M., Lacki P. Some aspects of modelling of forming processes. *Computers and Structures* 2003 vol. 81 s. 605-613
- [27] Gontarz A. Badania warunków tarcia w zależności od temperatury i prędkości odkształcenia dla pary trącej stal St4S – stal narzędziowa. *Folia Societatis Scientiarum Lublinensis* 2001 vol. 10 s. 57-65
- [28] Gontarz A., Łukasik K., Pater Z., Weroński W. *Technologia kształtowania i modelowania nowego procesu wytwarzania wkrętów szynowych*. Lublin: Wyd. Pol. Lubelskiej 2003
- [29] Gontarz A. Weroński W.S. *Kucie stopów aluminium. Aspekty technologiczne i teoretyczne procesu*. Lublin: Wyd. Pol. Lubelskiej 2001
- [30] Gronostajski Z. Hawryluk M.. Materiały stosowane w modelowaniu fizycznym. *Prace Naukowe Politechniki Warszawskiej, Mechanika* 2005 nr 207 s. 127-132
- [31] Grosman F. Kryteria doboru charakterystyk technologicznej plastyczności materiałów do symulacji procesów obróbki plastycznej. *Obróbka Plastyczna Metali* 2004 nr 3 s. 35-45
- [32] Guangchun W., Guoqun Z. A three-dimensional rigid-plastic FEM analysis of rotary forging deformation of a ring workpiece. *Journal of Materials Processing Technology* 1999 vol. 95 s. 112-115
- [33] Hallquist J.O. *LS-DYNA. Theoretical Manual*. Livermore Software Technology Corporation, USA: May 1998
- [34] Hou J. A plane-strain UBET analysis of material flow in a filled deep die cavity in closed-die forging. *Journal of Materials Processing Technology* 1997 vol. 70 s. 103-110
- [35] <http://kik.ie.tu.koszalin.pl>, *Aproksymacja wielomianem algebraicznym*, październik 2004
- [36] <http://kuznia.glinik.pl>, *Kuźnia Glinik Sp. z o.o.*, maj 2004
- [37] <http://www.cenorm.be>, *Normalizacja CEN*, wrzesień 2003

- [38] <http://www.din.de>, *Normalizacja DIN*, wrzesień 2003
- [39] <http://www.ent.ohiou.edu>, *Forging*, wrzesień 2004
- [40] <http://www.forging.org>, *Forging Industry Association (FIA)*, wrzesień 2004
- [41] <http://www.kuznia.com.pl>, *Kuźnia Jawor S.A.*, maj 2004
- [42] <http://www.kuznia.lublin.pl>, *Kuźnia Matrycowa Sp. z o.o. w Lublinie*, maj 2004
- [43] <http://www.kuznia-zop.home.pl>, *Zakład Obróbki Plastycznej Sp. z o.o. w Świdniku*, maj 2004
- [44] <http://www-materials.eng.cam.ac.uk>, *Process Encyclopedia: Forging*, listopad 2004
- [45] <http://www.metrostate.edu>, *Forging*, listopad 2004
- [46] <http://www.NewApproach.org/EurLex>, *Data Base: Eur-Lex*, maj 2004
- [47] <http://www.NewApproach.org>, *Forging*, wrzesień 2004
- [48] <http://www.pkn.pl>, *Polski Komitet Normalizacji*, maj 2003
- [49] <http://www.stat.gov.pl>, *Główny Urząd Statystyczny (GUS)*, wrzesień 2003
- [50] <http://www.zkp.pl>, *Związek Kuźnictwa Polskiego (ZKP)*, listopad 2004
- [51] <http://www.zks.skoczow.pl>, *Zakłady Kuźnicze Sp. z o.o. w Skoczowie*, maj 2004
- [52] INOP-Z/133-01-78: Kucie matrycowe. Naddatki na wypływkę.
- [53] INOP-Z/135-06-78: Kucie matrycowe. Rowki na wypływkę.
- [54] Johnson W., Kudo H. *The Mechanics of Metal Extrusion*. Manchester: Manchester University Press 1962
- [55] Jolga M., Hamouda A.M.S., Sulaiman S., Hamdan M.M. Development of a CAD/CAM system for the closed-die forging process. *Journal of Materials Processing Technology* 2003 vol. 138 s. 436-442
- [56] Jung D.W., Yang D.Y. Step-wise combined implicit–explicit finite-element simulation of autobody stamping processes. *Journal of Materials Processing Technology* 1998 vol. 83 s. 245–260
- [57] Keife H., Stahlberg U. The influence of flash design on material flow and tool pressure in closed-die forging: A practical example. *Journal of Mechanical Working Technology* 1984 vol. 9 s. 37-52
- [58] Kim D.Y., Park J.J. Development of an expert system for the process design of axisymmetric hot steel forging. *Journal of Materials Processing Technology* 2000 vol. 101 s. 223-230
- [59] Kinzle O., Spies K. Die Gestaltung der Zwischenformen für Gesenkschmiedestücke. *Werkstattstechnik und Maschinenbau* 1957 vol. 47 s. 175–181

- [60] Korniejew N.I. i in. *Kovka i šampovka cvietnych metallov. Spravočnik*. Moskva: Izdatielstvo Mašinostrojenije 1972
- [61] Kowalczyk L. *Modelowanie fizykalne procesów obróbki plastycznej*. Radom: Wyd. Instytutu Technologii i Eksploatacji 1995
- [62] Lange K. *Massivumformtechnik. Umformtechnik Band 2*. Berlin: Springer-Verlag 1968
- [63] Lee J.H., Kim Y.H., Bae W.B. A study an flash- and flashless-precision forging by the upper-bound element technique. *Journal of Materials Processing Technology* 1997 vol. 72 s. 371-379
- [64] Li G., Jinn J.T. Wu W.T., Oh S.I. Recent development and applications of three-dimensional finite element modelling in bulk forming processes. *Journal of Materials Processing Technology* 2001 vol. 113 s. 40-45
- [65] Lisowski J. Straty materiałowe na zgorzelinę i wpływkę przy kuciu matrycowym. *Obróbka Plastyczna* 1968 tom 7 nr 4 s. 283-300
- [66] Malušek A. Kování s vnitřním výronkem. *Strojírenská Výroba*. Prosinec 1980 s. 892-899
- [67] Manalis A.G., Manolakos D.E., Baldoukas A.K. Simulation of the precision forming of bevel gears using implicit and explicit FE techniques. *Journal of Materials Processing Technology* 1996 vol. 57 s. 164-171
- [68] Markov O.E. Rešenje zadač platičeskogo deformirovanija MKÈ. *Metallurgičeskaja i Gornorudnaja Promišlennost* 2002 nr 8-9 s. 563-566
- [69] Meidert M., Hänsel M. Net shape cold forging to close tolerances under QS 9000 aspects. *Journal of Material Processing Technology* 2000 vol. 98 s. 150-154
- [70] Milenin A.A., Dyja H., Steblov A.B., Timošpolskij V.I. Modelirovanie termomechaničeskich processov pri neprerivnoj rozlivke i prokatke stali SH15. *IV Międzynarodowa Sesja Naukowa. Nowe technologie i osiągnięcia w metalurgii i inżynierii materiałowej*, Częstochowa 2003 s. 126-130
- [71] Morquardt B. *Ein Beitrag zur Optimierung der Gratspaltabmessungen von rotationssymmetrischen Schmiedegesenken*. Dresden: Dissertation 1981
- [72] MSC.Software Corporation. *MSC.SuperForm Command Reference, Version 2002*. South Coast Metro, USA: October 2001
- [73] MSC.Software Corporation. *MSC.SuperForm User's Guide, Version 2002*. South Coast Metro, USA: October 2001
- [74] Neuberger F., Mockel L. Richtwerte zur Ermittlung der Gratdicke und des Gratabhverhältnisses beim Gesenkschmieden von Stahl. *Werkstattstechnik* 1961 vol. 51 s. 725-727

- [75] Neuberger F., Pannash S. Werkstoffverbrauch beim Gesenkschmieden von Stahl. *Fertigungstechnik und Betrieb* 1962 vol. 12
- [76] Pater Z. Wpływ kształtu rowka wypływki na przebieg procesu kucia matrycowego. *Obróbka Plastyczna Metali* 1996 nr 1 s. 31-42
- [77] Pater Z. Kucie bezwypływkowe odkuwek osiowo-symetrycznych. Część 2: Obliczenia sił kształtowania. *Obróbka Plastyczna Metali* 1997 nr 2 s. 11-21
- [78] Pater Z. Ołów jako materiał modelowy do symulacji procesów obróbki plastycznej na gorąco. *Obróbka Plastyczna Metali* 2003 nr 4 s. 41-48
- [79] Pater Z., Gontarz A. Analysis of three rolls plain-strain rotational compression of rod by slip line fields method. *Folia Societatis Scientiarum Lublinensis* 1999 vol. 8 s. 44-53
- [80] Pater Z., Gontarz A., Weroński W.S. *Wybrane zagadnienia z teorii i technologii walcowania poprzeczno-klinowego*. Lublin: LTN 2001
- [81] Pater Z., Gontarz A., Weroński W.S. *Obróbka plastyczna. Obliczanie sił kształtowania*. Lublin: Wyd. Pol. Lubelskiej 2002
- [82] Pater Z., Weroński W.S. Use of slip-line fields method in determining forging load in processes of flashless forging of axially symmetric pieces. *Scandinavian Journal of Metallurgy* 1998 vol. 27 s. 191-195
- [83] Pater Z., Weroński W.S. Wpływ kształtu rowka wypływki na wypełnienie wykroju w procesie kucia matrycowego. *Metallurgičeskaja i Gornorudnaja Promišlennost* 2002 nr 8-9 s. 490-493
- [84] Pertence A.E.M., Cetlin P.R. Similarity of ductility between model and real materials. *Journal of Materials Processing Technology* 2000 vol. 103 s. 434-438
- [85] Pietrzyk M. Thermo-mechanical finite-element simulation of the tube sinking process. *Steel Research* 1989 vol. 60 s. 459-463
- [86] Pietrzyk M. *Metody numeryczne w przeróbce plastycznej metali*. Kraków: Wyd. AGH 1992
- [87] Polański Z. *Planowanie doświadczeń w technice*. Warszawa. Wyd. PWN 1984
- [88] Ranatunga V., Gunasekera J.S., Frazier W.G., Hur K.D. Use of UBET for flash gap in closed-die forging. *Journal of Materials Processing Technology* 2001 vol. 111 s. 107-112
- [89] Ravindranath M.N., Krishna K.R. Simulation of cold forging using contact and practical adaptive meshing algorithms. *Journal of Materials Processing Technology* 2000 vol. 104 s. 110-126

- [90] Richmond O., Alexandrov S. Non-steady planar ideal plastic flow. *Journal of Mechanical and Physical Solids* 2000 vol. 48 s. 1735-1746
- [91] Richmond O., Alexandrov S. The theory of general and ideal plastic deformation of Tresca solids. *Acta of Mechanics* 2002 vol. 158 s. 33-38
- [92] Rogers S.E. Closed die-forging – an overview. *Metallurgia* 1982 nr IX s. 403-409
- [93] Rojek J., Oñate E., Postek E. Application of explicit FE codes to simulation of sheet and bulk metal forming processes. *Journal of Materials Processing Technology* 1998 vols. 80–81 s. 620–627
- [94] Samołyk G. Numeryczne wyznaczanie pola naprężeń metodą linii poślizgu w procesie wyciskania współbieżnego. *23 Międzynarodowe Sympozjum Naukowe, Mechanika*, Zielona Góra 2002, s. 128-133
- [95] Samołyk G. Dobór wysokości rowka wypływkii na etapie projektowania procesu kucia matrycowego. *IV Międzynarodowa Sesja Naukowa. Nowe technologie i osiągnięcia w metalurgii i inżynierii materiałowej*, Częstochowa 2003 s. 196-200
- [96] Samołyk G. Nowa technika symulacji procesu kucia matrycowego. *Prace Naukowe Politechniki Warszawskiej, Mechanika* 2003 nr 201 s. 31-36
- [97] Samołyk G. Nowa technika symulacji procesu kucia matrycowego. *Przegląd Mechaniczny* 2003 nr 12 s. 32-34
- [98] Samołyk G. Podstawy analizy procesu kucia matrycowego z wykorzystaniem metody linii poślizgu i charakterystyk. *Eksploatacja i Niezawodność* 2003 nr 2 s. 56-58
- [99] Samołyk G. Sekwencyjna technika analizy procesu kucia matrycowego oparta na metodzie linii poślizgu i charakterystyk. *IV Międzynarodowa Sesja Naukowa. Nowe technologie i osiągnięcia w metalurgii i inżynierii materiałowej*, Częstochowa 2003 s. 191-195
- [100] Samołyk G. Badania warunków tarcia dla pary trącej ołów – stal. *V Międzynarodowa Sesja Naukowa. Nowe technologie i osiągnięcia w metalurgii i inżynierii materiałowej*, Częstochowa 2004 s. 304-307
- [101] Samołyk G. Polioptymalizacja wymiarów tradycyjnego rowka wypływkii. *V Międzynarodowa Sesja Naukowa. Nowe technologie i osiągnięcia w metalurgii i inżynierii materiałowej*, Częstochowa 2004 s. 288-292
- [102] Samołyk G. Wpływ parametrów geometrycznych rowka wypływkii na efektywność procesu kucia. *Eksploatacja i Niezawodność* 2004 nr 2 s. 50-54

- [103] Samołyk G. Metoda sekwencyjnej symulacji procesu kucia w matrycach otwartych. *Problemi Techniki* 2004 Nr 2 s. 87-91
- [104] Samołyk G., Bartnicki J. Zastosowanie programu FormFEM do symulacji procesu kucia wału korbowego metodą TR. *Obróbka Plastyczna Metali* 2003 nr 3 s. 21-28
- [105] Samołyk G., Pater Z. Application of the slip-line field method to the analysis of die cavity filling. *7th International Conference AMPT*, Dublin, Ireland 2003 vol. II s. 1114-1117
- [106] Samołyk G., Pater Z. An influence of the selected flash variables on the closed-die forging processes. *STEEL-GRIPS* 2004 vol. 2 Suppl. Metal Forming 2004 s. 147-151
- [107] Samołyk G., Pater Z. Application of the slip-line field method to the analysis of die cavity filling. *Journal of Materials Processing Technology* 2004 vols. 153-154 s. 729-735
- [108] Samołyk G., Pater Z. Use of SLFET for design of flash gap with V-notched lands in a closed-die forging. *Journal of Materials Processing Technology* 2005 vols. 162-163 s. 558-563
- [109] Samołyk G., Pater Z. Use of SLFET for design of flash gap with V-notched lands in a closed-die forging. *8th International Conference COMMENT-AMPT*, Gliwice-Wisła, Poland 2005 s. 519-522
- [110] Samołyk G. Pater Z. Zastosowanie metody SLFET do analizy procesu kucia matrycowego. *Prace Naukowe Politechniki Warszawskiej, Mechanika* 2005 nr 207 s. 171-176
- [111] Sawicki B. Przegląd metod generacji siatek. [Http://www.iem.pw.edu.pl/~sawickib/dyplom/index.html](http://www.iem.pw.edu.pl/~sawickib/dyplom/index.html), wrzesień 1999
- [112] Semenov E.I. *Teorja i objemnaja štampovka*. Moskva: Vyšaja Škola 1973
- [113] Sleeckx E., Kruth J.P. Review of flash design rules for closed-die forgings. *Journal of Materials Processing Technology* 1992 vol. 31 s. 119-134
- [114] Snape G., Clift S., Bramley A. Parametric sensitivity analysis for FEA of hot steel forging. *Journal of Material Processing Technology* 2002 vols. 125-126 s. 353-360
- [115] Sousa L.C., Castro C.F., António C.A.C., Santos A.D. Inverse methods in design of industrial forging processes. *Journal of Materials Processing Technology* 2002 vol. 128 s. 266-273
- [116] Söderström T., Stoica P. *Identyfikacja systemów*. Warszawa: Wyd. PWN 1997

- [117] Strožev M.W., Popov Je.A. *Tieorja obrabotki mietallov davlenijem*. Moskva: Mašinostojenije 1977
- [118] Sun J.S., Lee K.H., Lee H.P. Comparison of implicit and explicit finite element methods for dynamic problems. *Journal of Materials Processing Technology* 2000 vol. 105 s. 110-118
- [119] Sutradhar G., Bashahwan A.A., Jha A.K., Kumar S. Closed die axisymmetric forging of sintered aluminium preforms. *Journal of Materials Processing Technology* 1997 vol. 68 s. 19-22
- [120] Świątkowski K. Ocena wyników eksperymentów modelowania fizycznego. *Obróbka Plastyczna Metali* 2003 nr 4 s. 33-39
- [121] Šapošnikov D.E. *Izgotovljenje pokovok na gorjačeštampovočnych pressach*. Moskva: Izdatelstvo Mašgiz 1962
- [122] Thacker J.G., Reagan S.W., Pellettiere J.A., Pilkey W.D., Crandall J.R., Sieveka E.M. Experiences during development of a dynamic crash response automobile model. *Finite Elements in Analysis and Design* 1998 vol. 30 s. 279-295
- [123] Teterin G.P., Tarnovskij I.J., Cecik A.A. Kriterij složnosti formy štampovočnych pokovok. *Kuznečno-Štampovočnoe Proizvodstvo* 1966 nr 7 s. 5-17
- [124] Thomas A., Bannister I., The accuracy of forging load in drop forging. *17-th Inter. Conference on Mechanical Tool Design & Research*, Birmingham, England 1977 s. 343-353
- [125] Tichkiewitch S. *Materials Processing Defects*. Amsterdam: Elsevier 1995 s. 297-310
- [126] Tomaszewski Z., Czekaj A. Normalizacja w przededniu akcesji Polski do Unii Europejskiej. *Obróbka Plastyczna metali* 2003 nr 3 s. 29-42
- [127] Tomov B.I. A new shape complexity factor. *Journal of Material Processing Technology* 1999 vols. 92-93 s. 439-443
- [128] Tomov B.I., Gagov V.I., Radev R.H. Influence of flash design upon process parameters of hot die forging. *IX Conference AMME*, Gliwice/Sopot, Poland 2000 s. 561-564
- [129] Tomov B.I., Gagov V.I., Radev R.H. Numerical simulations of hot die forging processes using finite element method. *International Conference AMPT*, Dublin, Ireland 2003 vol. I s. 415-418
- [130] Tomov B.I., Gagov V.I., Radev R.H. Numerical simulations of hot die forging processes using finite element method. *Journal of Materials Processing Technology* 2004 vols. 153-154 s. 352-358

- [131] Tomov B.I., Radev R.H. An example of determination of preforming steps in hot die forging. *Journal of Materials Processing Technology* 2004 vols. 157-158 s. 157-158
- [132] Tomov B.I., Radev R.H. Preform design for axi-symmetrical hot die forgings. *IV International Conference on Industrial Tools*, Bled, Slovenia 2003 s. 175-182
- [133] Tomov B.I., Radev R.H., Gagov V.I. Influence of flash design upon process parameters of hot die forging. *Journal of Materials Processing Technology* 2004 vols. 157-158 s. 620-623
- [134] Unksov E.P. *An Engineering Theory of Plasticity*. London: Butterworths 1962
- [135] Van Hoenacker Y., Dean T.A. Approximate methods for calculation of loads and general flow patterns when forging real materials. *17-th Inter. Conference on Mechanical Tool Design & Research*, Birmingham, England 1977 s. 39-49
- [136] Vazquez V., Altan T. New concepts in die design - physical and computer modeling applications. *Journal of Material Processing Technology* 2000 vol. 98 s. 212-223
- [137] Vieregge K. *Ein Beitrag zur Gestaltung des Gratspalts beim Desenkschieden*. Dr.-Ing. Dissertation: Technische Universität Hannover 1969
- [138] Wang J.P. The UBST approach to the stress analysis of plane-strain upsetting with a newly constructed model of the slip-line field. *Journal of Materials Processing Technology* 1996 vol. 58 s. 267-273
- [139] Wasiunyk P. *Kucie matrycowe*. Warszawa: WNT 1990
- [140] Wasiunyk P. *Teoria procesów kucia i prasowania*. Warszawa: WNT 1991
- [141] Weroński W.S. (red.): *Obróbka plastyczna. Technologia*. Lublin: Wyd. Pol. Lubelskiej 1990
- [142] Weroński W.S. (red.): *Badania teoretyczno-technologiczne procesów plastycznego kształtowania metali*. Lublin: Wyd. Pol. Lubelskiej 2004
- [143] Wolf H. Zusammenhang zwische Gratverhältnis, Gratsdicke und Endmasse beim Gesenkschmieden. *Fertigungstechnik und Betrieb* 1963 vol. 13 s. 168-170
- [144] Wong S.F., Hodgson P.D., Chong C.J., Thomson P.F. Physical modelling with application to metal working, especially to hot rolling. *Journal of Material Processing Technology* 1996 vol. 62 s. 260-274

- [145] Wu C.Y., Hsu Y.C. The influence of die shape on the flow deformation of extrusion forging. *Journal of Materials Processing Technology* 2002 vol. 124 s. 67-76
- [146] Yang H., Zhan M., Liu Y. A 3D rigid-viscoplastic FEM simulation of the isothermal precision forging of a blade with a damper platform. *Journal of Materials Processing Technology* 2002 vol. 122 s. 45-50
- [147] Yiji G., Guang Z. Factors affecting the inertial filling of die cavities in forging. *Journal of Materials Processing Technology* 1991 vol. 25 s. 297-302
- [148] Yoo Y.H., Yang D.Y. Finite element modelling of the high-velocity impact forging process by the explicit time integration method. *Journal of Materials Processing Technology* 1997 vol. 63 s. 718-723
- [149] Yuli L., Kun D. Mei Z. He Y., Fuwei Z. Physical modelling of blade forging. *Journal of Materials Processing Technology* 2000 vol. 99 s. 141-144
- [150] Zhan M., Liu Y., Yang H. A 3D rigid-viscoplastic FEM simulation of compressor blade isothermal forging. *Journal of Materials Processing Technology* 2001 vol. 117 s. 56-61
- [151] Zimpel J. Przemysł kuźniczy w Niemczech. *Obróbka Plastyczna Metali* 2003 nr 3 s. 43-47
- [152] Zuo X., Wei Y., Chen J., Zeng L., Ruan X. 3D FEM simulation of multi-stage forging process using solid modelling of forging tools. *Journal of Materials Processing Technology* 1999 vol. 91 s. 191-195
- [153] Zwanzig R. Optymalny grupowy proces kucia matrycowego odkuwek wydłużonych. *Obróbka Plastyczna Metali* 1999 nr 3 s. 23-31

