

Izydor KAFAR*
Jerzy MERKISZ
Leszek PIASECZNY

Model rozpylania paliwa w średnioobrotowym silniku okrętowym i jego badania symulacyjne

W artykule przedstawiono matematyczny model rozpylania paliwa w silniku ZS oraz wyniki badań symulacyjnych. Model uwzględnia właściwości wtryskiwanego paliwa, parametry konstrukcyjne otworków rozpylacza, przebieg ciśnienia wtrysku, ciśnienia i temperatury czynnika roboczego w cylindrze. Badania symulacyjne przeprowadzono dla różnych temperatur wtryskiwanego paliwa przy ciśnieniu wtrysku uzyskanym podczas rzeczywistych pomiarów na silniku okrętowym oraz dla różnych wartości ciśnienia wtrysku i stałej temperatury paliwa.

Słowa kluczowe: silnik ZS, wtrysk paliwa, model, symulacja

Fuel spray model in a medium speed marine engine – a simulation

The work presents a mathematical model of fuel spray in a CI engine and the results of simulation research on spraying. The model takes into consideration the properties of the fuel injected, construction parameters of the nozzles, the course of injection pressure and the pressure and temperature course of the working medium. Simulation research was conducted in the function of temperature of the fuel injected, with the course of injection pressure according to measurement on an engine, for an assigned injection pressure and for a fixed fuel temperature.

Key words: CI engine, fuel injection, model, simulation

1. Wprowadzenie

Głównymi czynnikami wpływającymi na uzyskanie pożądanych parametrów obiegu silnika ZS, w tym niskiego poziomu emisji związków toksycznych i cząstek stałych są: przebieg wtrysku paliwa, jakość rozpylenia paliwa oraz jakość wymieszania kropeł paliwa z powietrzem w komorze spalania. Badania pozwalające dobrać parametry i charakterystyki tych czynników prowadzone są w wielu ośrodkach naukowych. Z reguły są to badania symulacyjne modeli matematycznych oraz weryfikujące te modele badania laboratoryjne i silnikowe. Istotą badań symulacyjnych większości modeli jest możliwość poznania zjawisk fizycznych determinujących jakość wtrysku i rozpylania paliwa oraz ukierunkowania badań eksperymentalnych i dobór ich zakresu stosownie do potrzeb. Pozwala to ograniczyć koszt i czas trwania badań.

Piśmiennictwo dotyczące rozpatrywanego zagadnienia jest bardzo bogate, a prezentowane modele zależą głównie od celu badań. Autorzy podjęli próbę opracowania i badania symulacyjnego oryginalnego modelu matematycznego, którego istotną cechą jest podział kąta wtrysku na kąty elementarne. Proces rozpylania rozpatrywany jest dla kątów elementarnych przez określenie podziału średnic kropeł na frakcje oraz wyznaczenie średnic według Sautera i powierzchni kropeł. Model umożliwia prowadzenie symulacji m. in. dla różnych temperatur wtryskiwanego paliwa i różnych wartości ciśnienia wtrysku.

2. Model matematyczny rozpylania paliwa wtryskiwanego do cylindra

Wielkościami stanowiącymi podstawę obliczeń w modelowaniu jest dawka paliwa na cykl m_d , kąt wtrysku

1. Introduction

The main factors affecting the obtainment of the required CI engine cycle parameters, including a low level of toxic compounds and particulate solids emitted by the engine, is the course of fuel injection, quality of the fuel sprayed, and the mixing quality of drops with air in the combustion chamber. The research enabling the selection of the parameters and the characteristics of these factors is done in many scientific centres. That is mostly simulation research of mathematical models and laboratory and engine tests that verify these models. The idea behind the simulation tests is the possibility to discover the physical phenomena that determine the quality of fuel injection and its subsequent spray and to develop the experimental research as necessary. This allows to reduce the cost and time of the research.

The literature on the here discussed topic is profound and the presented models depend mainly on the set objectives of the research. The authors have endeavoured to develop an original mathematical model and a simulation test of this model which is characterized by a division of the injection angle into elementary angles. The spraying process is analysed for its elementary angles through determining of a division of the drop diameters into fractions and determining the Sauter diameters and the drop areas. The model enables a simulation i.a. for different temperatures of the injected fuel and different fuel pressures.

2. A mathematical model of spraying fuel injected into the cylinder

The values constituting the calculation basis in the modelling presented is the fuel dose per cycle m_d , injection angle

$\alpha_w = \alpha_{kw} - \alpha_{pw}$, przebieg ciśnienia wtrysku $p_w(\alpha)$, przebieg ciśnienia w cylindrze $p_c(\alpha)$ w zakresie kąta wtrysku. Wielkości te mogą pochodzić z badań doświadczalnych lub być zakładane. Ciągły proces wtrysku dawki z zakresu kąta α_w można podzielić na elementarne fazy o kącie wtrysku $\Delta\alpha_w$ równym na przykład 1°OWK , dla którego obliczana jest elementarna dawka wtryskiwanego paliwa, zasięg i kąt rozwarcia strugi oraz rozkład kropel paliwa jako funkcja ich średnicy. Kropel z określonego rozkładu dzieli się na frakcje według średnic i dla otrzymanych frakcji oblicza się średnice zastępcze kropel według Sautera. Wyznaczone w ten sposób średnice stosowane są w modelu procesu spalania. Powstające w wyniku spalania strumienie ciepła sumuje się po frakcjach i elementarnych dawkach. Daje to ostatecznie sumaryczny strumień ciepła jako funkcję kąta OWK.

Dla zadanej temperatury paliwa t_f , przebiegu ciśnienia wtrysku $p_w(\alpha)$, przebiegu ciśnienia w cylindrze $p_c(\alpha)$ w zakresie kąta OWK $\alpha_{pw} \div \alpha_{kw}$ z krokiem $\Delta\alpha_w$ i odpowiadającym mu krokiem czasu $\Delta\tau$, w procesie iteracyjnym, zmieniając w iteracji współczynnik przewężenia strugi paliwa wypływającego z dyszy rozpylacza μ_o , określa się:

– elementarne dawki $m_{ei}(\alpha)$ wtryskiwanego paliwa:

$$m_{ei}(\alpha) = l_d \mu_o F_o (2\rho_f(p_w - p_c))^{1/2} \cdot \Delta\tau \quad (1)$$

– kąt $\Theta_{ei}(\alpha)$ rozwarcia strugi rozpylonego paliwa [6]:

$$\Theta_{ei}(\alpha) = 2 \arctg \left(\frac{4\pi}{A_\Theta} \left(\frac{\rho}{\rho_f} \right)^{1/2} \frac{1}{6} \right) \quad (2)$$

– zasięg $S_{ei}(\alpha)$ penetracji strugi:

$$S_{ei}(\alpha) = A_s \left(\frac{p_w - p_c}{\rho} \right)^{1/4} (\Delta\tau d_o)^{1/2} \left(\frac{A_T}{T} \right)^{1/4} \quad (3)$$

– sumaryczną masę m_{ds} elementarnych dawek:

$$m_{ds} = \sum_{i=1}^n m_{ei}(\alpha) \quad (4)$$

– różnicę dążącą w procesie iteracyjnym, na skutek zmian μ_o , do zera:

$$\Delta m = m_d - m_{ds} \quad (5)$$

Gdy m_{ds} zbliży się z założoną dokładnością do m_d proces iteracyjny jest zakończony. Jako wynik otrzymuje się przebieg $m_{ei}(\alpha)$ oraz wartość μ_o z ostatniej iteracji, uznawaną w dalszym konkretnym przypadku obliczeń za stałą.

Z wartości $\Theta_{ei}(\alpha)$ i $S_{ei}(\alpha)$ obliczane są, z zależności geometrycznych – jako funkcje kąta OWK, średnice $D_s(\alpha)$,

$\alpha_w = \alpha_{kw} - \alpha_{pw}$, injection pressure course $p_w(\alpha)$, course of pressure in the cylinder $p_c(\alpha)$ in the scope of injection angle. These values may originate from laboratory research, or may be assumed. The continuous process of injecting the dose from angle scope α_w is divided into elementary injections with elementary injection angle $\Delta\alpha_w$. For the elementary angle of injection the elementary dose of injected fuel is calculated and further scope and angle of jet flare and the spectrum of fuel drops as the function of drops diameter. Drops from a particular spectrum are divided into fractions according to diameters and a substitute diameter of drops is calculated for the obtained fractions according to Sauter. Drops of these diameters are applied in the combustion process model. The combustion heat jets appearing as a result of this are summed after fractions and elementary doses. Finally this gives a summary heat jet as the function of crank angle.

For the set fuel temperature t_f , course of injection pressure $p_w(\alpha)$, pressure course in the cylinder $p_c(\alpha)$ in the scope of angle crank $\alpha_{pw} \div \alpha_{kw}$ with step $\Delta\alpha_w$ and the corresponding time step $\Delta\tau$, in the iteration process, changing in the iteration the coefficient of jet narrowing of the fuel jet flowing out of the atomizer nozzle μ_o , is determined by:

– elementary doses $m_{ei}(\alpha)$ of injected fuel – eq. (1);

– $\Theta_{ei}(\alpha)$ angle of flare of the jet of sprayed fuel [6] – eq. (2);

– $S_{ei}(\alpha)$ scope of jet penetration – eq. (3);

– m_{ds} mass sum of elementary doses – eq. (4);

– and the difference tending to zero in the iteration process due to changes of μ_o – eq. (5).

When m_{ds} approximates sufficiently to m_d the iteration process is finished. As a result, course $m_{ei}(\alpha)$ is obtained and the value μ_o from the last iteration, considered as constant in a further concrete calculation case.

From the values $\Theta_{ei}(\alpha)$ and $S_{ei}(\alpha)$ are calculated from geometric dependencies as the functions of crank angle the diameters $D_s(\alpha)$, scopes $S_s(\alpha)$ and volumes $V_s(\alpha)$ of the sprayed fuel jets of the whole dose m_d . These calculations are treated as identifying ones in a particular injection case. Their main purpose is to determine the coefficient of narrowing of the fuel jet in the outlet section of the atomizer nozzle for the known values: dose m_d and fuel temperature t_f at which the measurements of injection pressures $p_w(\alpha)$ and pressures in the cylinder $p_c(\alpha)$ were made.

From the calculations according to formulae (1),..., (5) elementary doses $m_{ei}(\alpha)$ are obtained.

zasięgi $S_s(\alpha)$ oraz objętości $V_s(\alpha)$ strug rozpylonego paliwa całej dawki m_d . Obliczenia te traktowane są jako identyfikujące w konkretnym procesie wtrysku. Głównym ich celem jest określenie wartości współczynnika przewężenia strugi paliwa w przekroju wylotowym dyszy rozpylacza dla przypadku znanych wartości: dawki m_d i temperatury paliwa t_f , przy których dokonano pomiarów ciśnień wtrysku $p_w(\alpha)$ i ciśnień w cylindrze $p_c(\alpha)$. Z obliczeń według wzorów (1–5) otrzymuje się między innymi elementarne dawki $m_{ei}(\alpha)$.

Prędkość paliwa wypływającego z dyszy określa się ze związku:

$$w_f = \mu_o \sqrt{\frac{2(p_w - p_c)}{\rho_f}} \quad (6)$$

O rozpadzie wypływającego z dyszy wtryskiwacza paliwa na krople decydują siły bezwładności i siły napięcia powierzchniowego. Kryterium podobieństwa charakteryzującym te siły jest liczba Webera:

$$We = \frac{w_f^2 d_o \rho_f}{\sigma_f} \quad (7)$$

gdzie ρ_f jest gęstością, a σ_f – napięciem powierzchniowym paliwa.

Maksymalną średnicę kropli oblicza się z zależności [2, 8, 9, 13, 14, 21]:

$$D_{fm} = 2,05 \left(\frac{d_o^2 We_g \sigma_f}{\rho w_f^2} \right)^{\frac{1}{3}} \quad (8)$$

Występująca w (8) graniczna wartość funkcji Webera We_g jest funkcją liczby Webera We_z , wyrażającej stosunek ciśnienia dynamicznego na powierzchni kropli: $\rho w_f^2 / 2$ do ciśnienia wewnątrz kropli o średnicy d_o , wynikającego z napięcia powierzchniowego $2 \sigma_f / d_o$:

$$We_z = \frac{\rho w_f^2 d_o}{4 \sigma_f} \quad (9)$$

oraz liczby podobieństwa gęstości czynnika roboczego i paliwa:

$$Mp = \frac{\rho}{\rho_f} \quad (10)$$

Dla $We_z > 10$, We_g zależy tylko od Mp . Określony empirycznie związek między We_g a Mp podany jest w pracach [4, 13, 21]. Dla potrzeb rozpatrywanego modelu ma on postać:

$$We_g = 9,39 + 8,53 Mp \quad (11)$$

The speed of fuel flowing out of the nozzle is determined from the relation in eq. (6).

The decomposition into drops of the fuel flowing out of the injection nozzle is determined by the forces of inertia and surface tension arising there. Weber number is the similarity criterion characterising these forces – eq. (7); where ρ_f is density and σ_f the surface tension of the fuel.

The maximum drop diameter can be obtained from the dependence given in eq. (8) [2, 8, 9, 13, 14, 21].

The boundary value of Weber function We_g appearing in (8) is the function of Weber number We_z expressing the relation of dynamic pressure of the drops' ambience: $\rho w_f^2 / 2$ to the pressure inside the drops of diameter d_o , resulting from surface tension $2 \sigma_f / d_o$ – eq. (9) and the similarity number of the working medium and fuel density – eq. (10).

For the numbers $We_z > 10$, which appear in the constructed model, We_g depends only on Mp . The experimentally established relation between We_g and Mp is given in the works [4, 13, 21]. This relation, established and restricted for the need of the model considered has the shape shown in eq. (11).

The mean drop diameter will be established from a criterion equation, expressing similarity of the processes of fuel spraying at the outflow from nozzles of circular section. This equation, appearing in [1, 4, 13, 21, 22] and also with other writers, has the shape of eq. (12), where Lp is Laplace number, expressing the relation of surface tension forces to viscosity forces according to eq. (13), where η_f denotes the dynamic viscosity of fuel oil.

The total number of drops N_o is determined from the mass of injected fuel m_e and the mean mass of drops, resulting from mean volumetric diameter – eq. (14).

Based on the maximum drop diameter and the total number of drops, a function is obtained which explicitly determines the distribution of drops, called the Rosin-Rammler distribution according to the eq. (15), where n_k is the number of drops, whose diameter is smaller/equal than drop diameters x .

After differentiation of eq. (15) the density of drops number is obtained as the function of drop diameter, eq. (16).

The function of distribution of drop surface area density A'_{kx} is obtained by multiplying the function of drops number density n'_{kx} by the surface area of drops $a_k = \pi x^2$ – eq. (17).

This function has its maximum for the value counted out from eq. (18).

The location of this maximum is important when dividing the drops into fractions. The division is made in such

Średnia średnica kropeł ustalana jest z równania kryterialnego, wyrażającego podobieństwo procesów rozpylania cieczy przy wypływie z dysz o przekroju kołowym. Równanie to ma postać [1, 4, 13, 21, 22]:

$$D_{fv} = d_o z_{sr} \left(\frac{We}{Mp} \right)^{-0.266} (Lp)^{-0.0733}, \quad (12)$$

gdzie Lp jest liczbą Laplace'a, wyrażającą stosunek sił napięcia powierzchniowego do sił lepkości:

$$Lp = \frac{\rho_f \sigma_f d_o}{\eta_f^2} \quad (13)$$

a w powyższym związku η_f oznacza lepkość dynamiczną oleju napędowego.

Ogólną liczbę kropeł N_o określa się z masy wtryskiwanego paliwa m_e i średniej masy kropli, wynikającej ze średniej średnicy objętościowej:

$$N_o = \frac{6 m_e}{\pi D_{fv}^3 \rho_f} \quad (14)$$

W oparciu o maksymalną średnicę kropeł i ogólną liczbę kropeł otrzymuje się funkcję wyznaczającą jednoznacznie rozkład kropeł zwany rozkładem Rosina-Rammlera:

$$n_k = N_o \left(1 - (N_o)^{-(x/D_{fm})^2} \right) \quad (15)$$

gdzie n_k jest liczbą kropeł, których średnica jest równa lub mniejsza od średnic kropeł x .

Po zróżniczkowaniu równania (15) otrzymuje się gęstość liczby kropeł jako funkcję średnicy kropeł:

$$n'_{kx} = N_o \ln N_o \left(\frac{2x}{D_{fm}^2} \right) (N_o)^{-(x/D_{fm})^2} \quad (16)$$

Funkcję rozkładu gęstości powierzchni kropeł A'_{kx} otrzymuje się mnożąc funkcję gęstości liczby kropeł n'_{kx} przez powierzchnię kropli $a_k = \pi x^2$:

$$A'_{kx} = 2 \pi N_o \ln N_o \left(\frac{x^3}{D_{fm}^2} \right) (N_o)^{-(x/D_{fm})^2} \quad (17)$$

Funkcja ta ma maksimum dla:

$$x = D_{Am} = D_{fm} \left(\frac{3}{2 \ln N_o} \right)^{1/2} \quad (18)$$

Położenie tego maksimum jest ważne przy podziale kropeł na frakcje. Podziału dokonuje się tak, by wymienione wyżej maksimum wystąpiło w środku przedziału uśredniania. W tym celu szerokość przedziału średnic we frakcjach określa się ze związku:

$$\Delta D = \frac{2 D_{Am}}{z_{fk}}, \quad (19)$$

gdzie z_{fk} jest liczbą całkowitą, nieparzystą.

a way that the above-mentioned maximum should appear in the centre of the averaging interval. For this purpose, the width of the interval of diameters is determined from the relation given in eq. (19), where z_{fk} is an odd integer.

The number of fractions is expressed by the function given by eq. (20).

Hence, the final fraction ΔD_k comprises an interval of diameters not smaller than ΔD .

From the definition of Sauter mean diameter follows the equation that determines it in the change interval of drop diameters ΔD – eq. (21).

The distribution function of drop volume density V'_{kx} is obtained by multiplying the function of drop number density

$$n'_{kx} \text{ by the volume of the drops } V_k = \frac{\pi}{6} x^3 - \text{eq. (22).}$$

The total volume of all the drops from the scope of diameters ΔD is calculated by integrating eq. (22) in the interval from $D - \Delta D/2$ to $D + \Delta D/2$ according to eq. (23).

This is not feasible, however, in an analytic way, because the integrand function in eq. (23) is not integrable. In the simulation of processes it is integrated in the numerical way.

The total surface of all drops from the scope of diameters ΔD is calculated by integrating (17) in the interval from $D - \Delta D/2$ to $D + \Delta D/2$. The integration result has the shape according to eq. (24).

The Sauter number of drops from the scope of diameters on the other hand, is obtained by dividing the total surface of all drops from the scope of diameters by the surface area of the drop with diameter x , what gives the value according to eq. (25), where index i denotes the number of the elementary dose and index j denotes the number of the drop fraction in dose i .

The physical properties of fuel, which directly appear in equations of the model presented above, are as follows: density (p, t), dynamic viscosity (p, t) and the surface tension (t). For fuel oil, with a change of temperature and pressure, these values change in a way significant for the quality of spraying, and must be taken consideration of. The calculations of their values are performed according to J.J. Fomin [6].

3. Model Simulation Research

3.1. Model assumptions for the marine engine

The starting point of the research is the work parameters of Sulzer 6AL 20/24 engine with rated load. The engine speed is 750 rev/min, load torque 5.1 kN·m, fuel dose 0.6 g/cycle, and fuel injection is carried out in range 168-195° crank angle, fuel temperature t_f was 25°C. The pressure courses in the cylinder $p_c(a)$ and injection pressure $p_w(a)$ were registered for these conditions. The pressure course of the working medium $T_c(a)$ was calculated. The injector atomizer has 7 nozzles of 0.28 mm diameter and 1.12 mm length. The applied fuel oil has a density of 860 kg/m³ at a temperature

Liczbę frakcji wyraża funkcja:

$$j = E\left(\frac{D_{fm} - \Delta D}{\Delta D}\right) + 1 \quad (20)$$

Stąd końcowa frakcja ΔD_k obejmuje przedział średnic nie mniejszy od ΔD .

W dalszych obliczeniach stosuje się średnią średnicę Sautera, która w przedziale zmiany średnic kropeł ΔD wyraża się wzorem:

$$D_{fs} = 6 \frac{\Delta V}{\Delta A} \quad (21)$$

Funkcję rozkładu gęstości objętości kropeł V'_{kx} otrzymuje się mnożąc funkcję gęstości liczby kropeł n'_{kx} przez objętość kropli $V_k = \frac{\pi}{6} x^3$:

$$V'_{kx} = \left(\frac{\pi}{3}\right) N_o \ln N_o \left(\frac{x^4}{D_{fm}^2}\right) N_o^{-(x/D_{fm})^2} \quad (22)$$

Sumaryczną objętość wszystkich kropeł z zakresu średnic ΔD oblicza się całkując (22) w przedziale od $D - \Delta D/2$ do $D + \Delta D/2$:

$$\Delta V = \left(\frac{\pi}{3 D_{fm}^2}\right) N_o \ln N_o \int_{D-\Delta D/2}^{D+\Delta D/2} x^4 N_o^{-(x/D_{fm})^2} dx \quad (23)$$

Nie jest to jednak możliwe na drodze analitycznej, ponieważ funkcja podcałkowa w (23) nie jest całkowalna. W trakcie symulacji procesów jest ona całkowana na drodze numerycznej.

Sumaryczną powierzchnię wszystkich kropeł z zakresu średnic ΔD oblicza się całkując (17) w przedziale od $D - \Delta D/2$ do $D + \Delta D/2$. Wynik całkowania ma postać:

$$\Delta A = \left(\frac{\pi D_{fm}^2 N_o}{\ln N_o}\right) \left[N_o^{-(D-\Delta D/2)/D_{fm}} \left(\left(\frac{D-\Delta D/2}{D_{fm}}\right)^2 \ln N_o + 1 \right) - N_o^{-((D+\Delta D/2)/D_{fm})} \left(\left(\frac{D+\Delta D/2}{D_{fm}}\right)^2 \ln N_o + 1 \right) \right] \quad (24)$$

Natomiast liczbę kropeł Sautera z zakresu średnic ΔD otrzymuje się dzieląc sumaryczną powierzchnię wszystkich kropeł ΔA z zakresu średnic ΔD przez powierzchnię kropli o średnicy D_{fs} :

$$l_{i,j} = \frac{\Delta A}{\pi D_{fs}^2}, \quad (25)$$

of 20°C and pressure of 1 bar. Based on model equations (1),..., (5) calculations were performed to determine the coefficient of jet narrowing $m_o = 0.763$ for the fuel flowing out of the nozzles; also, the mass values of elementary fuel doses m_{ei} were established for the assumed value of injection angle $\alpha_{wi} = 1$ deg crank angle. The values of measurements and calculations at $t_f = 25^\circ\text{C}$ and also for other fuel temperatures are presented in Fig. 1.

The research was conducted in two series. In one series, fuel temperature was the distinguishing variable of the series, whereas the second series was determined by injection pressure. The simulation results of both series embrace:

- jet parameters of injected fuel,
- spray parameters of one freely selected elementary fuel dose,
- parameters of the drops of this dose after dividing these drops into fractions according to diameters and introducing substitute drops with diameters according to Sauter.

3.2. Simulation for different values of injected fuel

The research covered the temperature range $t_f = 5, \dots, 150^\circ\text{C}$ and the research points were determined by the temperatures of 5, 25, 50, 75, 100, 150°C. Within this range of temperature changes density, viscosity and surface tension of the fuel applied in the research significantly change their values. For an average injection pressure value of 50 MPa and in the temperature range mentioned above, these values are contained within the range: $\rho_f = 887 \div 805 \text{ kg/m}^3$, $\eta_f = (12.4 \div 1.27) 10^{-3} \text{ Pa s}$, $\sigma_f = (32.7 \div 19.8) 10^{-3} \text{ N/m}$. As shown by the research, changes in these values considerably affected the quality of spraying.

In accordance with equation (1) of the model, in order to make it possible for a fuel dose of 0.6 g/cycle to be injected at an crank angle of 27°, the injection pressures will increase along with temperature increase. In the researched temperature range of 5 ÷ 150 °C, the character of injection pressure

course measured for $t_f = 25^\circ\text{C}$ being preserved, this increase is equal to about 4.1 MPa (Fig. 1).

The jets of sprayed fuel are characterized by angle of flare $\Theta_s(t_f, \alpha)$, diameter $D_s(t_f, \alpha)$ and scope $S_s(t_f, \alpha)$. Along with fuel temperature increase, these values grow, which proves that temperature increase produces more favourable conditions for mixing fuel with the charge in the cylinder. For temperature range $t_f = 5 \div 150^\circ\text{C}$, for the end of injection these values are contained in the intervals: $\Theta_{sm} = 13.66 \div 14.41^\circ$, $D_{sm} = 13.61 \div 14.78 \text{ mm}$, $S_{sm} = 62.1 \div 63.87 \text{ mm}$.

For the assessment of drop parameters an elementary dose from the range of crank angle 168 – 169 ° was selected, the mass of injected fuel being $m_e = 18.88 \text{ mg}$. This dose was applied in all further research on spraying in the function of

gdzie wskaźnik i oznacza numer elementarnej dawki, a wskaźnik j – numer frakcji kropeł w dawce i .

Właściwości fizyczne paliwa, które bezpośrednio występują w równaniach zaprezentowanego modelu to: gęstość $\rho_f(p,t)$, lepkość dynamiczna $\eta_f(p,t)$ oraz napięcie powierzchniowe $\sigma_f(t)$. Wielkości te dla oleju napędowego, przy zmianie temperatury i ciśnienia zmieniają się w sposób znaczący dla jakości rozpylania i zmiany te muszą być uwzględniane. Obliczeń ich wartości dokonuje się w sposób podany przez J. J. Fomina [6].

3. Badania symulacyjne modelu

3.1. Założenia modelowe dla silnika okrętowego

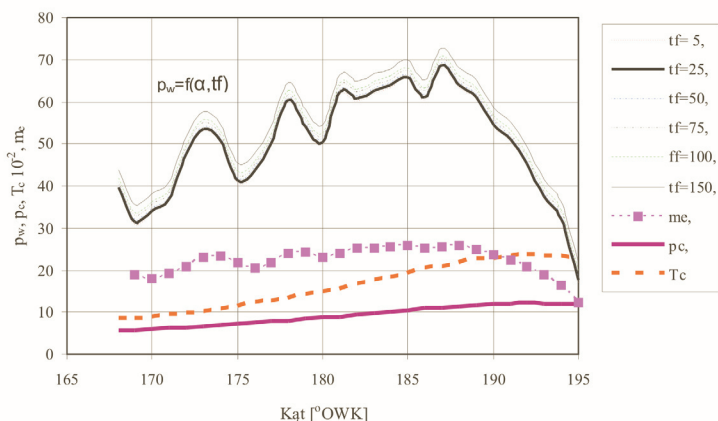
Do badań przyjęto parametry pracy silnika Sulzer typu 6AL 20/24 przy obciążeniu znamionowym: prędkość obrotowa 750 obr/min, moment obciążenia 5,1 kN·m, dawka paliwa 0,6 g/cykl, wtrysk paliwa realizowany jest w zakresie kąta 168–195 °OWK, temperatura paliwa $t_f = 25^\circ\text{C}$. Dla tych warunków zarejestrowano przebiegi ciśnienia w cylindrze $p_c(a)$ i ciśnienia wtrysku $p_w(a)$. Przebieg temperatury czynnika roboczego $T_c(a)$ został obliczony. Rozpylacz wtryskiwacza posiada 7 otworków (dysz) o średnicy 0,28 mm i długości 1,12 mm. Stosowany olej napędowy posiada w temperaturze 20°C i przy ciśnieniu 0,1 MPa gęstość 860 kg/m^3 . W oparciu o równania (1), ..., (5) przeprowadzono obliczenia, w wyniku których określono dla paliwa wypływającego z dysz wartość współczynnika przewężenia strugi $m_0 = 0,763$ oraz ustalono wartości masy elementarnych dawek paliwa m_{ei} dla przyjętej wartości elementarnego kąta wtrysku $\alpha_{wi} = 1^\circ\text{OWK}$. Wyniki pomiarów i obliczeń przy $t_f = 25^\circ\text{C}$, a także dla innych temperatur paliwa przedstawiono na rys. 1.

Badania przeprowadzono w dwóch seriach. W pierwszej serii zmienną wyróżniającą była temperatura paliwa, w drugiej – ciśnienie wtrysku. Wyniki symulacji obydwu serii obejmują:

- parametry strug wtryskiwanego paliwa,
- parametry rozpylenia jednej, dowolnie wybranej, elementarnej dawki paliwa,
- parametry kropeł tej dawki po podziale kropeł na frakcje według średnic i wprowadzeniu zastępczych kropeł o średnicach według Sautera.

3.2. Symulacja dla różnych wartości temperatury wtryskiwanego paliwa

Badania objęły zakres temperatury $t_f = (5, \dots, 150)^\circ\text{C}$, a punkty badawcze wyznaczały temperatury (5, 25, 50, 75, 100, 150°C). W tym zakresie zmian temperatury gęstość, lepkość i napięcie powierzchniowe stosowanego w badaniach



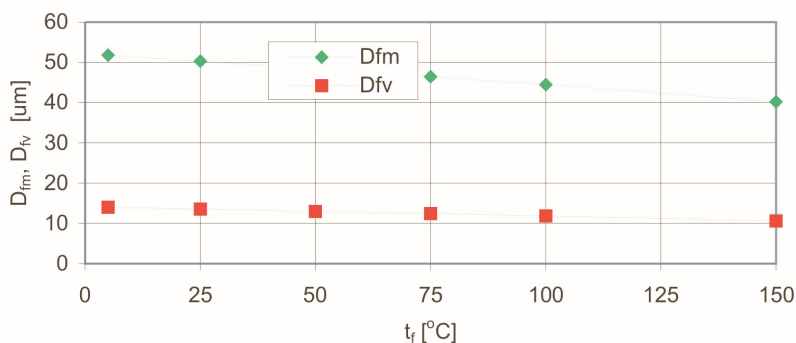
Rys. 1. Ciśnienie wtrysku p_w [MPa], ciśnienie p_c [MPa] i temperatura T_c [K] w cylindrze, elementarne dawki paliwa m_e [mg] jako funkcje kąta OWK dla temperatury paliwa $t_f = 5, \dots, 150^\circ\text{C}$

Fig. 1. Injection pressure p_w [MPa], pressure p_c [MPa] and temperature T_c [K] in the cylinder; elementary doses of fuel m_e [mg] as a function of crank angle for the temperature of fuel $t_f = 5, \dots, 150^\circ\text{C}$

fuel temperature. From criterion equation (8) maximum diameters were calculated, and from equation (12) – the mean volumetric drop diameters. Calculation results in the function of fuel temperature are presented in Fig. 3. For the range $t_f = 5 \div 150^\circ\text{C}$ these values are contained within the limits:

$$D_{fm} = 51.79 \div 40.25 \mu\text{m}, \quad D_{fv} = 14.02 \div 10.59 \mu\text{m} \quad (\text{Fig. 2}).$$

The total number of drops and its distribution is determined by equations (14) and (15). Figure 3 shows the distribution of drop number density n_k related to $x_w = D_f / D_{fm}$. As can be seen, the maximums of the curves $n_k(t_f, x_w)$ are located at $x_w \approx 0.18$, and so, curve inflection occurs at this point $n_k(t_f, x_w)$ which means that the most intense increase of the number of drops occurs at this point. Attention should be paid to the fact that for $x_w \approx 0.6$ drop numbers n_k are close to maximum values of drop numbers n_{km} and for $0.9 < x_w \leq 1$ there appear only several drops.



Rys. 2. Maksymalne D_{fm} i średnie objętościowe D_{fv} średnice kropeł w elementarnej dawce paliwa jako funkcje temperatury paliwa t_f

Fig. 2. Maximum D_{fm} and mean volumetric D_{fv} diameters of drops in the elementary fuel dose as a function of fuel temperature t_f

paliwa znacznie zmieniają swoje wartości. Dla średniej wartości ciśnienia wtrysku około (50 MPa) i w wyżej wymienionym zakresie temperatury paliwa, wielkości te zawarte są w granicach: $\rho_f = (805 \div 887) \text{ kg/m}^3$, $\eta_f = (1,27 \div 12,4) 10^{-3} \text{ Pa} \cdot \text{s}$, $\sigma_f = (19,8 \div 32,7) 10^{-3} \text{ N/m}$. Jak wykazały badania, zmiany tych wielkości w dużym stopniu wpływają na jakość rozpylenia.

Zgodnie z równaniem (1), dla dawki paliwa 0,6 g/cykl, przy kącie wtrysku wynoszącym 27°OWK, ze wzrostem temperatury paliwa ciśnienia wtrysku będą rosły. W badanym zakresie temperatur (5 ÷ 150) °C przyrost ten, przy zachowaniu charakteru zmierzzonego przebiegu ciśnienia wtrysku dla $t_f = 25$ °C wynosi około 4,1 MPa (rys. 1).

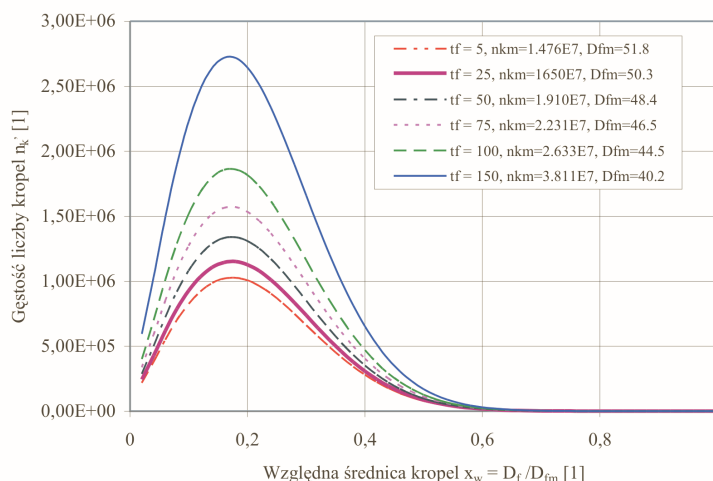
Strugi rozpylonego paliwa charakteryzuje kąt rozwarcia $\Theta_s(t_f, \alpha)$, średnica $D_s(t_f, \alpha)$ i zasięg $S_s(t_f, \alpha)$ – równania (2) i (3). Ze wzrostem temperatury paliwa wielkości te rosną, co świadczy o stwarzaniu korzystniejszych warunków mieszania paliwa z powietrzem w cylindrze. Dla zakresu temperatury $t_f = (5 \div 150)$ °C wielkości te, dla końca wtrysku, mieszczą się w przedziałach:

$$\Theta_{sm} = (13,66 \div 14,41)^\circ, D_{sm} = (13,61 \div 14,78) \text{ mm},$$

$$S_{sm} = (62,1 \div 63,87) \text{ mm}.$$

Do oceny parametrów kropeł wybrano elementarną dawkę z zakresu kąta (168 ÷ 169)°OWK, przy którym masa wtrysniętego paliwa $m_e = 18,88 \text{ mg}$. Dawkę tę stosowano we wszystkich dalszych badaniach rozpylania jako funkcję temperatury paliwa. Z równania kryterialnego (8) obliczano maksymalne średnice, a z równania (12) średnie objętościowe średnice kropeł. Dla zakresu $t_f = (5 \div 150)$ °C wartości tych wielkości mieszczą się w granicach: $D_{fm} = (40,25 \div 51,79) \mu\text{m}$, $D_{fv} = (10,59 \div 14,02) \mu\text{m}$ (rys. 2). Ogólną liczbę kropeł oraz rozkład liczby kropeł określają równania (14) i (15). Na rysunku 3 pokazano rozkłady gęstości liczby kropeł n_k' odniesione do $x_w = D_f/D_{fm}$. Maksima krzywych $n_k'(t_f, x_w)$ leżą przy $x_w \approx 0,18$, a więc tu występuje punkt przegięcia krzywych $n_k(t_f, x_w)$, co oznacza, że w tym punkcie wzrost liczby kropeł jest najintensywniejszy. Należy zwrócić uwagę na fakt, że dla $x_w \approx 0,6$ liczby kropeł n_k są bliskie maksymalnym wartościom liczb kropeł n_{km} , a dla $0,9 < x_w \leq 1$ występuje już tylko kilkanaście kropeł. Funkcję rozkładu pola powierzchni kropeł $A_k(t_f, x_w)$ otrzymuje się z całkowania (17) w granicach od zera do x_w , a sumaryczne pole $A_{ks}(t_f)$ z całkowania w granicach od zera do 1. Przy wzroście tempera-

The function of drop surface area distribution $A_k(p_w, x_w)$ is obtained from integrating (19) from zero to x_w and the summary area $A_{ks}(p_w)$ from integrating from zero to 1. With an increase of the temperature of the injected fuel from 5°C to 150°C the drop surface area increases from

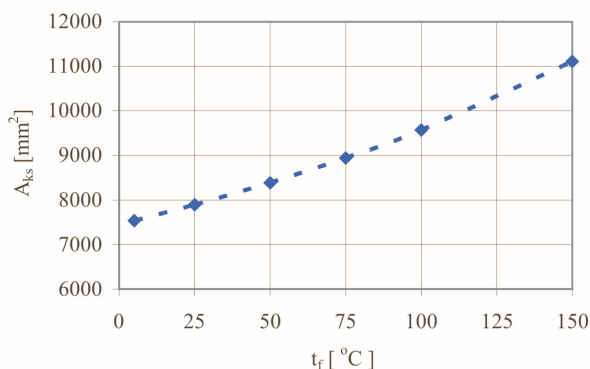


Rys. 3. Rozkłady gęstości liczby kropeł w elementarnej dawce jako funkcje względnej średnicy kropeł dla $t_f = 5, \dots, 150^\circ\text{C}$; D_{fm} [mm]

Fig. 3. Densities of drop number in the elementary fuel doses as a function of relative drop diameter for $t_f = 5, \dots, 150^\circ\text{C}$; D_{fm} [mm]

7532 to 11 108 mm² i.e. approximately 1.5 times. This confirms the favourable effect of injected fuel preheat on its intensity of evaporation and further, the combustion of the fuel supplied to the cylinder. As is known, the intensity of evaporation grows proportionally to the drop surface area.

The division of distribution of drops into fractions is performed according to equations (17), (18), (19), (20). The value of division number criterion $z_{fk} = 9$ was assumed in this division. As a result, for the fuel temperature of 5 and 25°C – 14 fractions were obtained and for (50, 75, 100, and 150)°C – 15 fractions. Drop diameters according to Sauter were calculated from equation (21) and their number from (25) respectively using (22), (23), (24). In the function of



Rys. 4. Sumaryczne pole powierzchni kropeł paliwa w elementarnej dawce jako funkcja temperatury paliwa t_f

Fig. 4. Summary drop surface area in the elementary fuel dose as a function of fuel temperature t_f

tury wtryskiwanego paliwa od 5 do 150°C pole powierzchni kropel rośnie od 7532 do 11 108 mm² tj. około 1,5 razy (rys. 4). Świadczy to o korzystnym wpływie podgrzewania paliwa na możliwość szybkiego jego odparowywania i dalej spalania. Jak wiadomo, intensywność odparowywania rośnie proporcjonalnie do pola powierzchni kropel.

Rozkładu kropel na frakcje dokonuje się zgodnie z równaniami (17), (18), (19), (20). Przyjęto w tym podziale wartość kryterium liczby podziału $z_{fk} = 9$. W efekcie dla temperatury paliwa 5 i 25°C otrzymano 14 frakcji, a dla (50, 75, 100, i 150)°C – 15 frakcji. Średnice kropel wg Sautera obliczano z równania (21) – a ich liczbę z (25), korzystając odpowiednio z równań (22), (23), (24). Wartości średnic dla każdej frakcji przedstawiono na rysunku 5, a liczby kropel na rysunku 6.

Ze wzrostem temperatury wtryskiwanego paliwa średnice kropel Sautera maleją, a ich liczba rośnie. I tak dla $t_f = (5+150)^\circ\text{C}$: $D_{fs,j=1} = (2,09+2,77)\mu\text{m}$, $D_{fs,j=14} = (37,78+46,80)\mu\text{m}$. Maksimum liczby kropel dla wszystkich temperatur występuje we frakcji $j = 3$. Wartości średnic kropel i ich liczb wynoszą wtedy: $D_{fs,j=3} = (6,73+8,91)\mu\text{m}$, $n_{ks,j=3} = (3,00+8,44) \cdot 10^6$.

Pola powierzchni kropel we frakcjach $A_{fs}(t_f, j)$ przedstawiono na rysunku 7. Maksimum krzywych $A_{fs}(t_f, j)$ występuje dla frakcji $j = 5$. Dla zakresu temperatur $t_f = 5+150^\circ\text{C}$ wartości $A_{fs} = 1660+2448\text{mm}^2$. Zgodnie z definicją średnicy Sautera, sumaryczne pole powierzchni wszystkich kropel z wszystkich frakcji A_{ks} jest równe sumarycznym polom powierzchni kropel z rozkładów wyjściowych kropel (rys. 4 i 7).

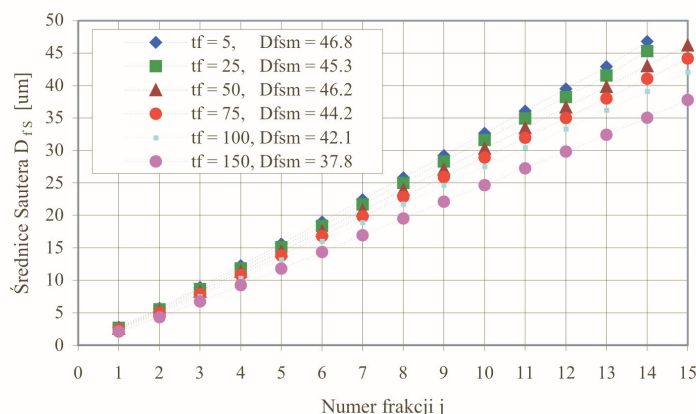
3.3. Symulacja dla różnych wartości ciśnienia wtrysku

W badaniach tych przyjęto stałą temperaturę paliwa

$t_f = 25^\circ\text{C}$, a ciśnienia wtrysku wynosiły

$p_w = (40, 60, 80, 100, 120)\text{MPa}$. Przy wzroście ciśnienia w stałej temperaturze gęstość i lepkość oleju napędowego rosną. Dla $t_f = 25^\circ\text{C}$ i $p_w = (40+120)\text{MPa}$ wielkości te zawarte są w granicach:

$\rho_f = (877+917)\text{kg/m}^3$, $\eta_f = (3,5+8,1)10^{-3}\text{Pa}\cdot\text{s}$, a napięcie powierzchniowe wynosi $\sigma_f = 31,1 \cdot 10^{-3}\text{N/m}$. W przyjętych warunkach, parametry fizyczne paliwa nie zmieniają się w tak szerokich granicach, jak przy badaniach dla różnych temperatur. O zmianie jakości rozpylania decyduje w tym przypadku energia dostarczana paliwu podczas tłoczenia. Im większe jest ciśnienie wtrysku, tym ta energia jest większa i tym lepsze jest rozpylenie.



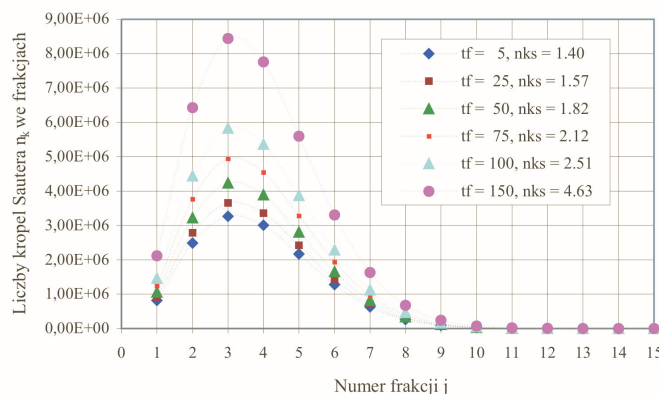
Rys. 5. Srednice Sautera elementarnej dawki dla poszczególnych frakcji i temperatur paliwa $t_f = 5, \dots, 150^\circ\text{C}$; D_{fsm} [mm]

Fig. 5. Sauter diameters of the elementary dose for particular fractions and fuel temperatures $t_f = 5, \dots, 150^\circ\text{C}$; D_{fsm} [mm]

fraction number the diameter values are presented in Fig. 5, and their numbers in Fig. 6.

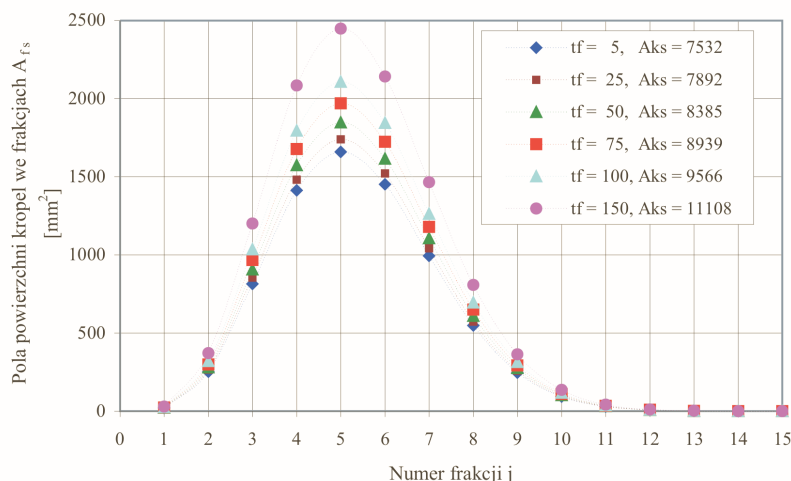
Along with the increase of injected fuel pressure Sauter's drop diameters decrease and their summary number increases. Hence, for $t_f = (5+150)^\circ\text{C}$: $D_{fs,j=14} = (37,78+46,80)\mu\text{m}$, $D_{fs,j=14} = (37,78+46,80)\mu\text{m}$. The maximum number of drops for all temperatures appears in fraction $j = 3$. The values of drop diameters and their number are then equal to: $D_{fs,j=3} = (6,73+8,91)\mu\text{m}$, $n_{ks,j=3} = (3,00+8,44) \cdot 10^6$.

The surface areas of drops in fractions $A_{fs}(t_f, j)$ are presented in Fig. 7. The maximum curves $A_{fs}(t_f, j)$ appears for fraction $j = 5$. For the range of temperatures $t_f = 5+150^\circ\text{C}$ the values of these maximums are $A_{fs} = 1660+2448\text{mm}^2$. According to the definition of Sauter's mean diameter, the summary surface areas of all drops from all the fractions is equal to the summary surface areas of drops from initial distributions of the drops (Figs 4 and 7).



Rys. 6. Liczby kropel Sautera elementarnej dawki dla poszczególnych frakcji i temperatur paliwa $t_f = 5, \dots, 150^\circ\text{C}$; $n_{ks} \cdot 10^{-7}$

Fig. 6. Sauter numbers of drops of the elementary fuel dose for particular fractions and fuel temperatures $t_f = 5, \dots, 150^\circ\text{C}$; $n_{ks} \cdot 10^{-7}$



Rys. 7. Pola powierzchni kropli elementarnej dawki dla poszczególnych frakcji i temperatur paliwa $t_f = 5, \dots, 150^\circ\text{C}$; A_{ks} [mm^2]

Fig. 7. Drop surface areas of the elementary fuel dose for particular fractions and fuel temperature $t_f = 5, \dots, 150^\circ\text{C}$; A_{ks} [mm^2]

Aby wtryskiwana sumaryczna dawka paliwa pozostała stała $m_d = 6$ g/cykl dla $\alpha_w = 27^\circ$ OWK przy symulowanym, zmiennym ciśnieniu wtrysku, musiały być zmieniane średnice dysz (otworków) rozpylacza. Zmiany te zrealizowano w procedurze iteracyjnej, wykorzystując równanie (1) modelu. Dla punktów badań wyznaczonych przez ciśnienia wtrysku $p_w = (40, 60, 80, 100 \text{ i } 120)$ MPa średnice te wynoszą odpowiednio $d_o = (0,301; 0,265; 0,243; 0,228; 0,216)$ mm. Na rysunku 8 przedstawiono elementarne dawki oraz zmierzone ciśnienia i obliczone temperatury czynnika roboczego w cylindrze. Obie krzywe $m_e(p_w, \alpha)$ mają zbliżony przebieg. Na początku wtrysku, ze wzrostem ciśnienia wtrysku elementarne dawki maleją, a na końcu wtrysku sytuacja jest odwrotna – ze wzrostem ciśnienia wtrysku elementarne dawki rosną. Przedział zmian elementarnych dawek mieści się w granicach $(21,43 \div 23,23)$ mg i przedział ten maleje ze wzrostem ciśnienia wtrysku. Wyjaśnia się to coraz mniejszym wpływem parametrów czynnika roboczego w cylindrze na intensywność wypływu paliwa z dysz rozpylacza.

Ze wzrostem ciśnienia wtrysku przyrosty średnic $D_s(p_w, \alpha)$, kątów rozwarcia $\Theta_s(p_w, \alpha)$ i zasięgów strug kropli paliwa są większe, co świadczy o stwarzaniu korzystniejszych warunków mieszania paliwa z powietrzem w cylindrze. Dla zakresu ciśnienia wtrysku $p_w = (40 \div 120)$ MPa wielkości te mieszczą się w przedziałach: $\Theta_{sm} = (13,45 \div 13,74)^\circ$, $D_{sm} = (13,4 \div 15,3)$ mm, $S_{sm} = (60,46 \div 70,54)$ mm.

Na rysunku 9 pokazano rozkład gęstości liczby kropli n_k' odniesionej do x_w . Maksima krzywych $n_k'(p_w, x_w)$ leżą przy $x_w = D_f / D_{fm} \approx 0,16$, a więc tu występuje punkt przegięcia krzywych $n_k(p_w, x_w)$. Oznacza to, że w tym obszarze zachodzi najintensywniejszy wzrost liczby kropli. Należy zwrócić uwagę na fakt, że dla $x_w = 0,5$ liczby kro-

3.3. Simulation for different values of injection pressures

In this research fuel temperature remains a constant $t_f = 25^\circ\text{C}$ and injection pressures were selected from the range $p_w = 40, 60, 80, 100, 120$ MPa. With a pressure increase in constant temperature the density and viscosity of fuel oil increases. For $t_f = 25^\circ\text{C}$ and $p_w = 40 \div 120$ MPa these values are contained within the limits: $\rho_f = 877 \div 917 \text{ kg/m}^3$, $\eta_f = (3.5 \div 8.1) 10^{-3} \text{ Pa s}$ and the surface tension is

equal to $\sigma_f = 31.1 10^{-3} \text{ N/m}$. In this research case the physical parameters of fuel do not change in such large dimensions as in the case of research in the function of temperature. Therefore, the change of spraying quality attendant on the change of injection pressure is determined by the energy supplied to the fuel during pressing. The higher the injection pressure the higher the energy and the better the spraying.

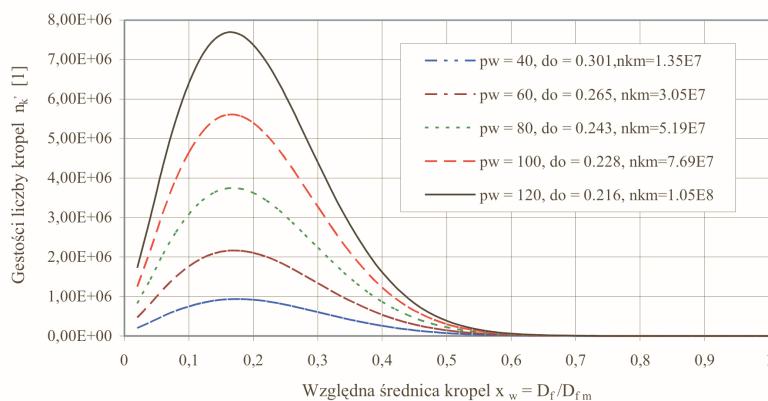
In order for the injected summary fuel dose to remain constant $m_d = 6$ g/cycle for $\alpha_w = 27^\circ$ with injection pressure being changed, the atomizer nozzle diameters had to be changed. This change was arrived at in the iteration procedure, using equation (1) of the model. For research points determined by injection pressures 40, 60, 80, 100, 120 MPa these diameters are equal to $d_o = 0.301, 0.265, 0.243, 0.228, 0.216$ mm. Fig. 8 presents elementary doses, measured pressures and calculated temperatures of the working medium in the cylinder. The curves $m_e(p_w, \alpha)$ run fairly close to each other. At the start of injection the elementary doses decrease as the pressure increases, and at the end of it the situation is reversed – as the injection pressure increases, the elementary doses increase. The changes interval of elementary doses is contained within the limits of $23.43 \div 21.23$ mg and the interval decreases proportionately to the injection pressure increase. This is explained by the ever decreasing role of the working medium parameters in the cylinder in impinging on the intensity fuel outflow from the atomizer nozzles.

Along with the increase of injection pressure the accretions of diameters $D_s(p_w, \alpha)$, flare angles $\Theta_s(p_w, \alpha)$ and scopes of fuel drop jets are larger, which testifies to the creation of more favourable conditions for mixing the fuel with the charge in the cylinder as the injection pressure grows. For the injection pressure range $p_w = 40 \div 120$ MPa these values are contained within the intervals: $\Theta_{sm} = 13.74 \div 13.45^\circ$; $D_{sm} = 13.4 \div 15.3$ mm; $S_{sm} = 60.46 \div 70.54$ mm.

pel n_k są bliskie n_{km} , a dla $0,9 < x_w \leq 1$ występuje już tylko kilkanaście kropeł.

Do oceny parametrów kropeł wybrano elementarną dawkę z zakresu kąta OWK $(181 \div 182)^\circ$ OWK, przy którym masa wtrysniętego paliwa $m_e = 22,1 \text{ mg}$. Wartość tę stosowano we wszystkich dalszych symulacjach. Z równania kryterialnego (8) obliczano maksymalne średnice, a z równania (12) średnie objętościowe średnice kropeł (rys. 10). Dla zakresu $p_w = (40 \div 120) \text{ MPa}$ wartości te mieszczą się w granicach: $D_{fm} = (29,78 \div 56,32) \mu\text{m}$, $D_{fv} = (7,62 \div 15,29) \mu\text{m}$. Sumaryczne pole powierzchni kropeł przedstawiono na rysunku 11. Ogólną liczbę kropeł oraz rozkłady liczby kropeł określają równania (14) i (15). Dla podanego wyżej zakresu ciśnień wtrysku $n_{km} = (1,35 \div 10,52) \cdot 10^7$, a więc ogólna liczba kropeł rośnie blisko 8-krotnie.

Funkcję rozkładu pola powierzchni kropeł $A_k(p_w, x_w)$ otrzymuje się z całkowania (17) od zera do x_w , a sumaryczne pole $A_{ks}(p_w)$ z całkowania od zera do 1. Przy wzroście ciśnienia wtrysku od 40 MPa do 120 MPa pole powierzchni

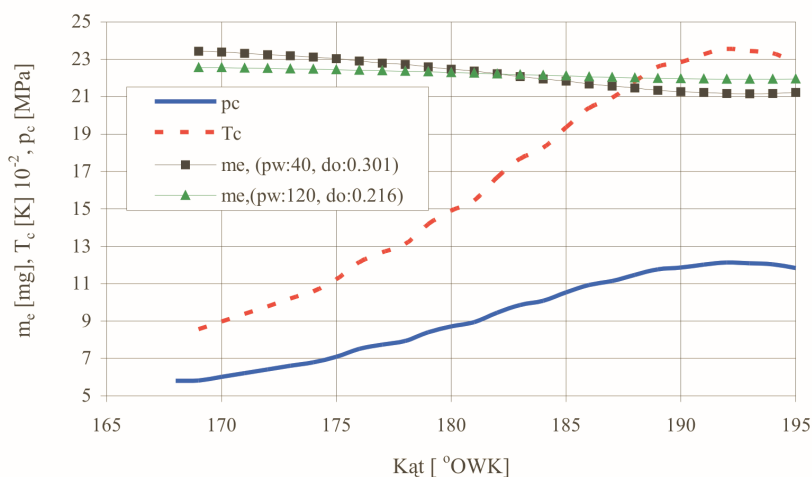


Rys. 9. Rozkłady gęstości liczby kropeł w elementarnej dawce jako funkcje względnej średnicy kropeł; p_w [MPa], d_o [mm], n_{km} [1]

Fig. 9. Distribution of drop number densities in the elementary fuel dose as a function of relative drop diameter; p_w [MPa], d_o [mm], n_{km} [1]

kropeł zwiększa się od 8169 o 15781 mm^2 , tj. prawie 2-krotnie. Potwierdza to korzystny wpływ wzrostu ciśnienia wtrysku na intensywność odparowywania i spalania podawanego do cylindra paliwa.

Podziału rozkładu kropeł na frakcje dokonuje się zgodnie z równaniami (17), (18), (19), (20). W badaniach przyjęto wartość kryterium liczby podziału $z_{fk} = 9$. W efekcie dla ciśnienia wtrysku 40 MPa otrzymano 14 frakcji, a dla (60, 80, 100, 120) MPa – 15 frakcji. Średnice kropeł według Sau-



Rys. 8. Elementarne dawki paliwa m_e , ciśnienie p_c i temperatura T_c w cylindrze jako funkcje kąta OWK; d_o [mm], p_w [MPa]

Fig. 8. Elementary fuel doses m_e , pressure p_c and temperature T_c in the cylinder as a function of the crank angle; d_o [mm], p_w [MPa]

Fig. 9 shows the distribution of drops number n_k' related to x_w . As can be seen, the curve maximums $n_k'(p_w, x_w)$ are located at $x_w \approx 0.16$, so this is the point of curves inflection $n_k(p_w, x_w)$ which means that the increase of drops number is most intense at this point. Attention should be paid to the fact that for $x_w = 0.5$ the drop

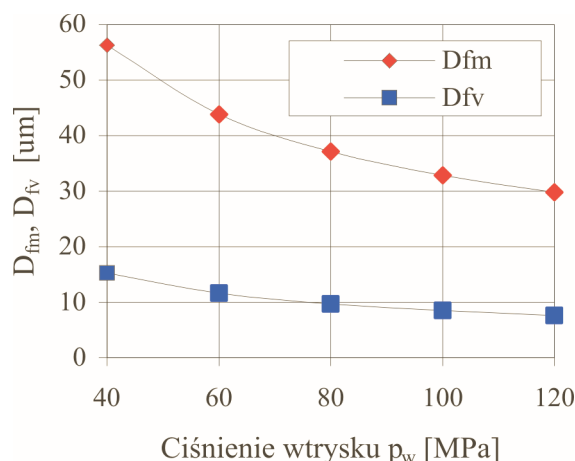
numbers n_k are close to n_{km} and for $0.9 < x_w \leq 1$ there appear only several drops.

For the assessment of drop parameters an elementary dose from the range of crank angle $181 - 182^\circ$ was selected, at which the mass of injected fuel $m_e = 22.1 \text{ mg}$. This value was applied in all further research in the function of injection pressure. From the criterion equation (8) maximum diameters were calculated and from equation (12) the medium volumetric drop diameters. Calculation results of these values in the function of injection pressure are presented in Fig. 10.

For the range $p_w = 40 \div 120 \text{ MPa}$ these values are contained within the limits: $D_{fm} = 56.32 \div 29.78 \mu\text{m}$, $D_{fv} = 15.29 \div 7.62 \mu\text{m}$.

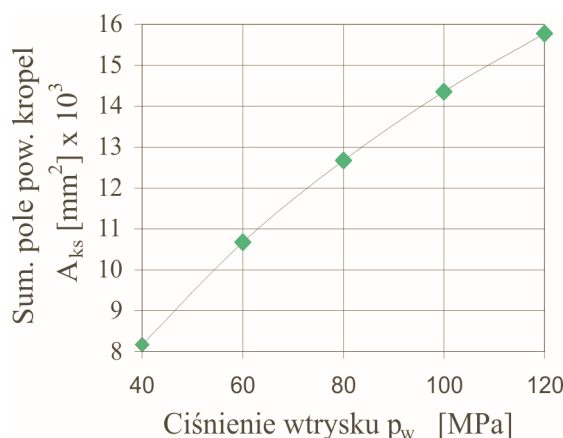
The summary surface area of drops is presented in Fig. 11. The total number of drops and the distribution of drop number are determined by equations (14) and (15). For the above-mentioned injection pressure range $n_{km} = (1.35 \div 10.52) 10^7$, so the total number of drops rises almost eightfold.

The function of drop surface area distribution $A_k(p_w, x_w)$ is obtained from integrating (17) from zero to



Rys. 10. Maksymalne D_{fm} i średnie objętościowe D_{fv} średnice kropeł paliwa jako funkcje ciśnienia wtrysku p_w

Fig. 10. Maximum D_{fm} and mean volumetric D_{fv} diameters of fuel drops as functions of injection pressure p_w



Rys. 11. Sumaryczne pole powierzchni kropeł w elementarnej dawce paliwa jako funkcja ciśnienia wtrysku p_w

Fig. 11. Summary drop surface area in the elementary fuel dose as a function of injection pressure p_w

tera obliczano z równania (21) – rys. 12, a ich liczbę z równania (25) – rys. 13, korzystając odpowiednio z równań (22), (23) i (24). Ze wzrostem ciśnienia wtryskiwanego paliwa średnice kropeł Sautera maleją, a ich sumaryczna liczba rośnie. I tak dla $p_w = (40 \div 120)$ MPa : $D_{fs,j=1} = (1,50 \div 3,02) \mu m$, $D_{fs,j=14} = (51,03 \div 25,20) \mu m$. Maksymalna liczba kropeł dla wszystkich ciśnień wtrysku występuje we frakcji $j = 3$. Średnica kropeł wynosi wtedy: $D_{fs,j=3} = (4,84 \div 9,72) \mu m$, a ich liczba $n_{ks,j=3} = (2,98 \div 23,2) \cdot 10^6$.

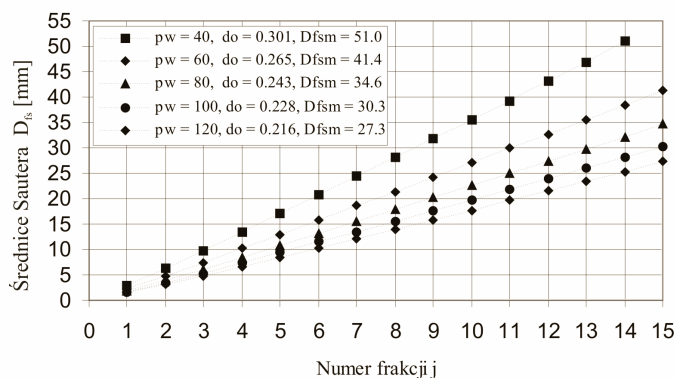
Pola powierzchni kropeł we frakcjach $A_{fs}(p_w, j)$ przedstawiono na rysunku 14. Maksimum krzywych $A_{fs}(p_w, i_f)$ występuje dla frakcji $j = 5$. Dla zakresu ciśnienia wtrysku $p_w = (40 \div 120)$ MPa wartości tych maksimów wynoszą od 1800 do 3478 mm². Zgodnie z definicją średniej średnicy Sautera, sumaryczne pole powierzchni wszystkich kropeł z wszystkich frakcji jest równe sumarycznym polom powierzchni kropeł z rozkładów wyjściowych kropeł (rys. 11 i 14).

W prowadzonych badaniach zostały określone również udziały masowe frakcji $g_r(p_w, j)$ w masie paliwa elementarnej dawki. Maksymalny udział (21,6%) ma frakcja $j = 6$. Udział masowy frakcji powyżej $j = 12$ jest znikomy (mniejszy od 0,23%), a dla frakcji 14 udział ten wynosi tylko około 0,01%. Obecność w cylindrze silnika kropeł z tych frakcji nie może być jednak pomijana ze względu na ich dużą średnicę, długi czas odparowywania, niecałkowite spalanie i w konsekwencji istotny wpływ na obecność węglowodorów i cząstek stałych w spalinach.

x_w and the summary area $A_{ks}(p_w)$ from integrating from zero to 1. With an increase from injection pressure from 40 to 120 MPa the drop surface area increases from 8169 to 15781 mm² i.e. almost twice. This confirms the favourable effect of injection pressure increase on the intensity of evaporation and further, the combustion of the fuel supplied to the cylinder.

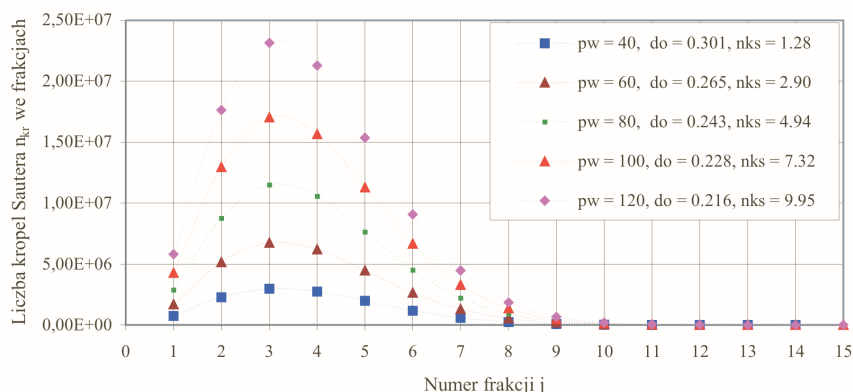
The division of distribution of drops into fractions is performed according to equations (17), (18), (19), (20). The value of division number criterion $z_{fk} = 9$ was assumed in this division. In effect, for injection pressure of 40 MPa 14 fractions were obtained and for 60, 80, 100, 120 MPa – 15 fractions. Drop diameters according to Sauter were calculated from equation (21) and their number from (25) respectively using (22), (23), (24). In the function of fraction number the diameter values are presented in Fig. 12, and their numbers in Fig. 13. Along with the increase of injected fuel pressure Sauter's drop diameters decrease and their summary number increases. And so, for $p_w = 40 \div 120$ MPa

$D_{fs,j=1} = 3.02 \div 1.50 \mu m$ and $D_{fs,j=14} = 51.03 \div 25.20 \mu m$. The maximum number of drops for all injection pressures



Rys. 12. Średnice Sautera elementarnej dawki dla poszczególnych frakcji i ciśnienia wtrysku; p_w [MPa], d_o [mm], D_{fsm} [mm]

Fig. 12. Sauter diameter of the elementary fuel dose for particular fractions and injection pressures; p_w [MPa], d_o [mm], D_{fsm} [mm]



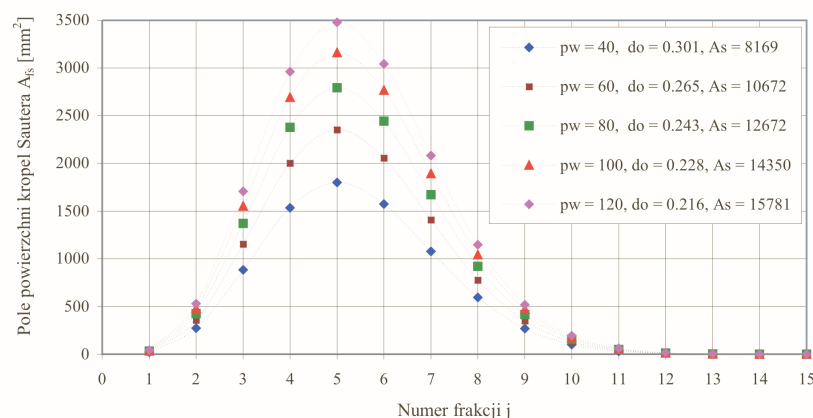
Rys. 13. Liczba kropel Sautera z elementarnej dawki dla poszczególnych frakcji i ciśnień wtrysku; p_w [MPa], d_o [mm], $n_{ks} \cdot 10^{-7}$

Fig. 13. Sauter drop number from the elementary fuel dose for particular fractions and fuel pressures; p_w [MPa], d_o [mm], $n_{ks} \cdot 10^{-7}$

4. Podsumowanie

Opracowany model matematyczny oraz program komputerowy umożliwiają przeprowadzanie szerokiego zakresu badań rozpylania paliwa wtryskiwanego do cylindra silnika ZS. Zmiennymi niezależnymi tych badań mogą być parametry geometryczne dysz rozpylaczy, temperatura wtryskiwanego paliwa, przebieg ciśnienia wtrysku.

Badania symulacyjne modelu dla średnioobrotowego silnika okrętowego potwierdziły korzystny wpływ podwyższonej temperatury paliwa na wymiary strug wtrysniętego paliwa i jego rozpylanie. W rozpatrywanym zakresie temperatury paliwa ($5 \div 150$)°C, parametry geometryczne strug rosną: kąt rozwarcia strugi od 13,7° do 14,4°, maksymalna średnica od 13,6 do 14,8 mm, zasięg od 62,1 do 63,9 mm. Ze wzrostem temperatury paliwa średnica maksymalna kropel maleje od 51,8 do 40,2 mm, a sumaryczna liczba i pole powierzchni kropel rośnie: liczba – od $1,476 \cdot 10^7$ do $3,811 \cdot 10^7$, powierzchnia – od 7532 do 11 108 mm². Po podziale kropel na frakcje, zgodnie z definicją średnicy Sautera, sumaryczne pole powierzchni kropel nie zmienia się. Maksymalne średnice kropel Sautera maleją od 46,8 do 37,8 mm, sumaryczna liczba kropel Sautera rośnie (od $1,4 \cdot 10^7$ do $4,63 \cdot 10^7$).



Rys. 14. Pole powierzchni kropel Sautera z elementarnej dawki dla poszczególnych frakcji i ciśnień wtrysku; p_w [MPa], d_o [mm], A_s [mm²]

Fig. 14. Sauter drop surface area from the elementary fuel dose for particular fractions and fuel pressures; p_w [MPa], d_o [mm], A_s [mm²]

appears in fraction 3. The values of drop diameters and their number are then equal to: $D_{fs,j=3} = 9.72 \div 4.84 \mu\text{m}$, $n_{ks,j=3} = (2.98 \div 23.2) 10^6$.

The surface areas of drops in fractions $A_{fs}(p_w, j)$ are presented in Fig. 14. The maximum of curves $A_{fs}(p_w, i_f)$ appears for fraction $j = 5$. For the range of injection pressure 40 MPa to 120 MPa the values of these maximums are equal to:

$A_{fs} = 1800 \div 3478 \text{ mm}^2$. According to the definition of Sauter's mean diameter, the summary surface areas

of all drops from all the fractions is equal to the summary surface areas of drops from initial distributions of the drops (Fig. 11 and 14).

In the research there have also been determined the shares of fuel masses of fraction $g_r(p_w, j)$ in the fuel mass of the elementary dose. Fraction $j = 6$ has the maximum share, and the value of this share is ca. 21.6%. The mass share of fractions larger than 12 is insignificant, smaller than 0.23 %, and for fraction 14 ca. 0.01 %. As said before, the presence of drops from these fractions in the engine cylinder cannot be ignored because of their large diameter, long time of their evaporation, their incomplete combustion and consequently emergence of carbohydrates in the exhaust combustion gas from the engine.

4. Conclusions

The mathematical model and computer program make it possible to carry out a large scope of research on spraying fuel injected into the cylinder of a Diesel engine. As independent variables of the research there can appear the geometrical parameters of atomizer nozzles, the temperature of injected fuel, and the course of injection pressure.

The simulation research on a medium speed marine engine has confirmed a favourable effect of the fuel temperature increase on the fuel jet and its spray parameters. In the fuel temperature range ($5 \div 150$)°C the geometric parameters of jets increase: jet angle of flare from 13.7 to 14.4°, maximum diameter from 13.6 to 14.8 mm, the range from 62.1 to 63.9 mm. With the temperature increase the diameter of maximum drops decreases from 51.8 to 40.2 mm and the summary number and surface area of drops increases: the number (from 1.476 to $3.811 \cdot 10^7$), the surface area from 7532 to 11 108 mm². After the division of drops into fractions, in accordance with the definition of Sauter di-

Dla rozpatrywanego zakresu ciśnień wtrysku średnice dysz rozpylacza mieszczą się w przedziale $0,216 \div 0,301$ mm. Badania potwierdziły wyraźnie korzystny wpływ wzrostu ciśnienia wtrysku na parametry geometryczne strug paliwa i jakość rozpylenia paliwa. Maksymalna średnica strug rośnie od 13,4 do 15,3 mm, zasięg rośnie od 60,5 do 70,5 mm, natomiast kąt rozwarcia strug nieznacznie maleje – od $13,74$ do $13,45^\circ$. Dla rozpatrywanej dawki paliwa maksymalne średnice kropel maleją od 56,32 do 29,78 μm , liczby kropel rosną (od $1,37 \cdot 10^7$ do $10,52 \cdot 10^7$), a sumaryczne pole powierzchni kropel rośnie od 8169 do 15 781 mm^2 . Maksymalne średnice kropel Sautera maleją od 51,0 do 27,3 μm , sumaryczne liczby kropel Sautera rosną (od $1,28 \cdot 10^7$ do $9,95 \cdot 10^7$).

Wszystkie wymienione wartości liczbowe parametrów potwierdzają korzystny wpływ na jakość rozpylania zarówno zwiększania ciśnienia wtrysku, jak i zwiększania temperatury wtryskiwanego paliwa. Przeprowadzone badania dają także ilościową ocenę tych działań.

ameter, the summary surface area of drops does not change. The maximum Sauter diameters of drops decrease from 46.8 to 37.8 mm, the summary Sauter numbers of drops increase (from 1.4 to $4.63 \cdot 10^7$).

For the injection pressure range considered these diameters are contained within the interval $0.301 \div 0.216$ mm. The research confirmed a clearly favourable effect of injection pressure increase on the geometric parameters of fuel jets and the quality of sprayed fuel. The maximum diameter of jets increases from 13.4 to 15.3 mm, the range increases from 60.5 to 70.5 mm, whereas the jet angle of flare insignificantly decreases from 13.74 to 13.45° . For the injection pressure range considered, the maximum drop diameters decrease from 56.32 to 29.78 μm , the numbers of drops increase (from 1.37 to $10.52 \cdot 10^7$) and the summary surface area of drops increases from 8,169 to 15,781 mm^2 . The maximum Sauter drop diameters decrease from 51.0 to 27.3 μm , the summary Sauter drop numbers increase (from 1.28 to $9.95 \cdot 10^7$).

All the above mentioned number values confirm the favourable effect on spray quality of increasing both injection pressure and the temperature of injected fuel. The research carried out also gives a quantitative estimation of these actions.

Artykuł recenzowany

Skróty i oznaczenia / Nomenclature

A_k	pole powierzchni kropel / surface area of drops	l_d	liczba dysz (otworków) rozpylacza / number of atomizer nozzles
A_{ks}	sumaryczne pole powierzchni kropel / summary surface area of drops	m_d	masa dawki paliwa na cykl / mass of fuel dose per cycle
A_{fs}	pole powierzchni kropel we frakcji / surface area of drops in the fraction	m_{ds}	suma mas elementarnych dawek paliwa / sum of masses of elementary fuel doses
A_Θ	stała we wzorze (2) = 4,9 / constant in eq. (2) = 4.9	m_e	masa elementarnej dawki paliwa / mass of fuel dose per cycle
A_s	stała we wzorze (3) = 0,37 / constant in eq. (3) = 0.37	m_k	masa pojedynczej kropli paliwa / mass of elementary fuel dose
A_T	stała we wzorze (3) = 294 / constant in eq. (3) = 294	m_{kx}	masa zbioru kropel paliwa / mass of fuel drops set
D_f	średnica kropli paliwa / jet diameter of fuel sprayed	n_k	liczba kropel / number of drops
D_{fm}	maksymalna średnica kropel paliwa / maximum jet diameter	n_{km}	maksymalna liczba kropel / maximum number of drops
D_{fs}	średnia średnica kropel wg Sautera / Sauter mean diameter of drops	n_{kr}	liczba kropel we frakcji / number of drops in the fraction
D_{fsm}	maks. średnica kropel wg Sautera / Sauter maximum diameter of drops	p_w	ciśnienie wtrysku / injection pressure
d_o	średnica dyszy (otworków) rozpylacza / diameter of atomizer nozzle	p_c	ciśnienie w cylindrze / cylinder pressure
D_s	średnica strugi rozpylonego paliwa / jet diameter of fuel sprayed	S_{ei}	zasięg penetracji strugi rozpylonego paliwa / jet scope of fuel spray
D_{sm}	maksymalna średnica strugi / maximum jet diameter	S_{sm}	maksymalny zasięg strugi / maximum jet scope
g_{fr}	udział masy frakcji w elementarnej dawce / share of fraction mass in elem. dose	t_f	temperatura paliwa / fuel temperature
l_o	długość dyszy (otworków) rozpylacza / length of atomizer nozzle	$x_w = D_f / D_{fm}$	względna średnica kropli paliwa / relative diameter of fuel drop
l_k	odległość od krawędzi dyszy (otworka) / distance from nozzle edge	Θ_{ei}	kąt rozwarcia strugi paliwa / jet angle of flare
		Θ_{sm}	maksymalny kąt rozwarcia strugi / maximum jet angle of flare
		η_f	lepkość dynamiczna paliwa / dynamic fuel viscosity
		ρ	gęstość czynnika roboczego / density of working medium

ρ_f	gęstość paliwa / <i>fuel density</i>	α_{pw}	kąt początku wtrysku / <i>angle of injection start</i>
$w_{nk} = n_k / n_{km}$	względna liczba kropeł / <i>relative number of drops</i>	α_w	kąt wtrysku / <i>injection angle</i>
$w_{dn} = \Delta n_k / n_{km}$	względny przyrost liczby kropeł / <i>relative increment of number of drops</i>	σ_f	napięcie powierzchniowe paliwa / <i>fuel surface tension</i>
α	kąt obrotu wału korbowego / <i>crank angle</i>	Θ_s	kąt rozwarcia strugi / <i>jet angle of flare</i>
α_{kw}	kąt końca wtrysku / <i>angle of injection end</i>	μ_o	współczynnik przewężenia strugi paliwa / <i>fuel jet narrowing coefficient</i>

Literatura / Bibliography

- [1] Arai M., Tabata M., Hiroyasu H.: Disintegrating Process and Spray Characterization Fuel Jet, Injection by Fuel Nozzle. SAE Paper 840278.
- [2] Benson R.S., Whitehouse N.D.: Internal Combustion Engines. Pergamon Press, Oxford 1979.
- [3] Bi X., Han S., Zhang G.: A simple Model for Diesel Spray Impingement on a Flat Wall. Proceedings on International Conference on Internal Combustion Engines, China, Wuhan 1997.
- [4] Błoch A.G., Bazarow S.M., Nachman J.W.: Niekotoryje obszary zakonomiornosti formulirowania dispersnowo sostawa kapiel pri raspyliwanii židkostiej. Teploenergetika 1967, No. 7.
- [5] Bocheński C., Jankowski A., Sandel A., Siemińska-Jankowska B.: Badania widma rozpylenia paliwa w systemie COMMON-RAIL do silników z zapłonem samoczynnym. Journal of KONES, Vol. 9, No. 1-2. Warsaw-Gdańsk 2002.
- [6] Fomin I.A.: Gidrodinamiceskij rasczot topliwnych sistem sudowych dizielej z ispolzowanijem ECUM. Maszynostrojenije, Moskwa 1973.
- [7] Heywood J.B.: Internal Combustion Engine Fundamentals. McGraw-Hill Book Company, Series in Mechanical Engineering, USA 1988.
- [8] Hiroyasu H., Arai M., Tabata M.: Empirical Equations for the Sauter Mean-Diameter of a Diesel Spray. SAE Paper 890464.
- [9] Hiroyasu H., Arai M.: Structures of Fuel Sprays in Diesel Engines. SAE Paper 900475.
- [10] Katsura N., Saito M.: Characteristics of a Diesel Spray Impinging on a Flat Wall. SAE Paper 890264.
- [11] Kuniyoshi H., Yamamoto H.: Investigation of the Characteristics of Diesel Fuel Spray. J. Marine Eng. Society of Japan, Vol. 15, No. 11, 1980.
- [12] Lefebvre A.: Atomization and Sprays. Hemisphere Publishing Company, New York 1989.
- [13] Łyszewskij A.S.: Raspyliwanije topliwa w sudowych dizielach. Sudostrojenije, Leningrad 1971.
- [14] Orzechowski Z.: Rozpylanie cieczy. WNT, Warszawa 1976.
- [15] Physical and Thermodynamic Properties of Pure Compounds: Data Compilation. Eds.: Daubert T.E., Danner R.P. Design Institute for Physical Property Data (DIPPR), American Institute of Chemical Engineers, Taylor and Francis, Washington D.C. 1998.
- [16] Prausnitz J.M., Lichtenthaler R.N., Azevedo E.G.: Molecular Thermodynamics of Fluid-Phase Equilibria, 2nd Ed., Prentice-Hall Publishing, Englewood Cliffs, New York 1986.
- [17] Reitz R.D., Diwakar R.: Modeling Atomization Processes in High-Pressure Vaporizing Sprays. Atomization Sprays Technol., Vol. 3., pp. 309-337, 1987.
- [18] Shearer A.J., Tamura H., Taeth G.M.: Evaluation of a Locally Homogeneous Model of Spray Evaporation and Combustion. AIAA Pap., No. 1042, 12, pp. 111, 1978.
- [19] Technical Data Book-Petroleum Refining. Twelfth Revision, American Petroleum Institute (API), Washington D.C. 1997.
- [20] Tinaut F.V., Melgar A., Gimenez B.: A model of Atomization of a Transient Evaporative Spray. SAE Paper Sp-1415, 1999.
- [21] York J.L., Stubbs H.E., Tek M.R.: The mechanism of disintegration of liquid sheets. Transaction of the ASME, Vol. 75, No. 7, 1953.

Dr inż. Izidor Kafar – komandor w st. spocz., w latach 1980-1992 kierownik Zakładu Napędów Okrętowych, następnie – do chwili śmierci w 2006 r. – pracownik cywilny Akademii Marynarki Wojennej w Gdyni.



Prof. dr hab. inż. Jerzy Merksiz – Profesor na Wydziale Maszyn Roboczych i Transportu Politechniki Poznańskiej.

Prof. Jerzy Merksiz D.Sc., Ph.D., M.E. – Professor in the Faculty of Working Machines and Transportation at Poznań University of Technology.



Prof. dr hab. inż. Leszek Piaseczny – Akademia Marynarki Wojennej, Wydział Mechaniczno-Elektryczny, Gdynia.

Prof. Leszek Piaseczny D.Sc., Ph.D., M.E. – Naval University of Gdynia, Mechanical-Electric Faculty, Poland.

